



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS CELULARES
MISTAS DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA E CONCRETO À
INSTABILIDADE NO MONTANTE DA ALMA**

LUCAS GOMES FERREIRA

São Carlos, junho de 2026



Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL



Lucas Gomes Ferreira

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS CELULARES MISTAS DE
AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA E CONCRETO À INSTABILIDADE NO
MONTANTE DA ALMA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos como parte dos requisitos para a obtenção do Título de **Mestre em Engenharia Civil**.
Área de Concentração: Estruturas e Geotecnia

Orientadora: Prof. Dra. Silvana De Nardin

Coorientador: Prof. Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira

São Carlos, junho de 2026

Folha de Aprovação

Defesa de Dissertação de Mestrado do(a) candidato(a) Lucas Gomes Ferreira, realizada em 27/03/2026.

Comissão Julgadora:

Prof(a). Dr(a). Silvana De Nardin (UFSCar)

Prof(a). Dr(a). Margot Fabiana Pereira Milani(UFSCar)

Prof(a). Dr(a). Alexandre Rossi (UEM)

Aos meus pais, Lúcio e Ariádrina.

AGRADECIMENTOS

A Deus, que não esqueceu de mim, mesmo nos momentos que me afastei Dele durante os desafios dessa pesquisa.

Aos meus pais, Lucio e Ariádrina, e meu irmão Artur, por toda a paciência nesse período.

Aos meus amigos, por me ouvirem reclamar e conjecturar sobre as diversas fases e desafios impostos pela vida acadêmica e não desistirem de mim, mesmo quando eu dificultava nossas amizades.

A minha orientadora, Professora Dra. Silvana De Nardin, por toda a paciência no meu desenvolvimento lento e pelas correções que direcionaram esse trabalho.

Ao meu coorientador. Professor Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira, por todos os conselhos e orientações para solução de problemas que eu não conseguiria resolver sem seus direcionamentos.

Ao grupo de pesquisa de Desenvolvimento de sistemas estruturas para construções metálicas e mistas com foco em sustentabilidade e uso eficiente de materiais (CMMS), do Departamento de Engenharia Civil (DECiv), da Universidade Federal de São Carlos.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) - Código de Financiamento 001, pela bolsa concedida.

“O que é melhor: nascer bom ou superar sua natureza maligna através de grande esforço?”

- **Paarthurnax. The Elder Scrolls V: Skyrim (2011)**

FERREIRA, L. G. Capacidade resistente de vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto à instabilidade no montante de alma. 2026. 130 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2026.

RESUMO

O presente trabalho objetiva investigar a capacidade resistente de vigas celulares mistas de aço de alta resistência e laje mista de concreto à instabilidade no montante de alma. Para isso, foram realizadas análises não lineares físicas e geométricas no software ABAQUS®. O modelo numérico foi validado utilizando dados experimentais de modelos físicos de vigas celulares mistas com lajes mistas. Quatro modelos básicos foram utilizados como referência para um estudo paramétrico foi realizado em duas etapas. Na primeira, foi investigada a influência da resistência ao escoamento do aço, para aço S460, S690 e S960 (com resistência ao escoamento de 460 MPa, 690 MPa e 960 MPa, respectivamente), sem variações geométricas. Na segunda etapa, a variação da resistência do aço foi combinada com variações nas seguintes relações: o diâmetro da abertura e a altura do perfil de aço não expandido (Do/d), nos valores de 0,8, 0,9, 1,0 e 1,1, assim como a relação entre o espaçamento entre os centros e o diâmetro das aberturas (p/Do) nos valores de 1,2, 1,3, 1,4 e 1,5. Para as variações dos modelos validados de perfil simétrico CCB1 do estudo de Najdai et al. (2007) e CCB3, do estudo de Müller et al. (2006), assim como o modelo CCB2, proveniente do estudo de Najdai et al. (2007), com razão de assimetria de 1,13, durante a primeira etapa, a instabilidade no montante de alma permanece predominante em todas as classes de aço, com ganhos de força máxima variando entre 24,6% e 60,8% para S690 e entre 54,0% e 83,4% para S960. Para as variações do modelo CCB4, também do estudo de Müller et al. (2006) e com razão de assimetria entre os Tês superior e inferior de 2,8, foi observada, na primeira etapa, exclusivamente a falha por instabilidade local na alma do Tê superior, independente da resistência ao escoamento, com ganhos de 28% para S690 e 68% para S960. Na segunda etapa, o aumento de Do/d tende a reduzir a força máxima, enquanto o aumento de p/Do geralmente a eleva, porém com interações complexas entre geometria e resistência ao escoamento do aço. Nas variações de CCB1, CCB2 e CCB3, observa-se que, conforme o aumento da resistência do aço, há uma mudança nos modos de falha, com uma transição para modos de falha que envolvem a formação de mecanismos plásticos devido ao momento de Vierendeel, seja de forma isolada ou combinada com a instabilidade no montante de alma. Nas variações de CCB4, o modo de falha passa da instabilidade local na alma no Tê superior pura para a interação entre esse modo de falha com o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel. Os valores de força máxima obtidos numericamente foram comparados com 4 modelos analíticos de verificação: Panedpojaman et al. (2014), Grilo et al. (2018), AISC Steel Design Guide 31 (2016) e BS EN 1993-1-13 (2024). A comparação com métodos analíticos demonstra que a maioria das formulações subestima a capacidade resistente máxima das vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto. Ao analisar o efeito na força máxima do aumento da resistência ao escoamento do aço, o método do AISC Steel Design Guide 31 (2016) teve aumento na relação entre $F_{Numérico}/F_{Analítico}$, enquanto as demais verificações apresentaram diminuição nessa relação conforme esse aumento. Foi ainda observado que todos os métodos apresentaram elevados valores nos coeficientes de variação, frequentemente acima de 40%, evidenciando alta dispersão relativa dos dados. Tal nível de variabilidade compromete a confiabilidade das previsões para aços de alta resistência, sugerindo que as formulações atuais não capturam adequadamente os fenômenos de instabilidade e plastificação em vigas celulares mistas com perfis em aço de alta resistência.

Palavras-chave: Viga mista celular; aço de alta resistência; modos de falha; instabilidade no montante de alma; modelagem em elementos finitos.

FERREIRA, L. G. Load capacity of high-strength steel and concrete composite cellular beams to web post buckling. 2026. 130 p. Master's Dissertation (Civil Engineering) – Federal University of São Carlos, São Carlos, 2026.

ABSTRACT

This study aims to investigate the resistance capacity of high-strength steel composite cellular beams with concrete slabs against web-post buckling. To this end, nonlinear geometric and material analyses were performed using the ABAQUS® software. The numerical model was validated against experimental data from physical models of composite cellular beams with concrete slabs. Four reference models were used as a basis for a parametric study carried out in two stages. In the first stage, the influence of the steel yield strength was investigated for S460, S690, and S960 steels (with yield strengths of 460 MPa, 690 MPa, and 960 MPa, respectively), without geometric variations. In the second stage, variations in steel strength were combined with variations in the following ratios: the opening diameter to the unexpanded steel profile height (D_o/d), taking values of 0.8, 0.9, 1.0, and 1.1; and the center-to-center spacing to opening diameter ratio (p/D_o), taking values of 1.2, 1.3, 1.4, and 1.5. For the variations of the validated symmetric profile models, CCB1 from Nadjai et al. (2007) and CCB3 from Müller et al. (2006), as well as the asymmetric model CCB2 (asymmetry ratio of 1.13) also from Nadjai et al. (2007), web-post buckling remained the predominant failure mode across all steel grades during the first stage, with maximum strength gains ranging from 24.6% to 60.8% for S690 and from 54.0% to 83.4% for S960. For variations of model CCB4, also from Müller et al., (2006), which has a top-to-bottom tee asymmetry ratio of 2.8, only local web buckling of the top tee was observed in the first stage, regardless of yield strength, with strength gains of 28% for S690 and 68% for S960. In the second stage, increasing D_o/d tended to reduce the maximum strength, while increasing p/D_o generally increased it, although complex interactions between geometry and steel yield strength were observed. For the CCB1, CCB2, and CCB3 variations, as steel strength increased, failure modes shifted toward those involving the formation of Vierendeel plastic mechanisms, either in isolation or combined with web-post buckling. For the CCB4 variations, the failure mode shifted from pure local web buckling of the top tee to an interaction between this failure mode and the Vierendeel plastic mechanism. The numerically obtained maximum strength values were compared with four analytical verification models: Panedpojaman et al. (2014), Grilo et al. (2018), AISC Steel Design Guide 31 (2016), and BS EN 1993-1-13 (2024). The comparison shows that most formulations underestimate the maximum resistance capacity of high-strength steel–concrete composite cellular beams. When analyzing the effect of increasing steel yield strength on maximum strength, the AISC Steel Design Guide 31 (2016) method showed an increase in the $F_{numerical}/F_{analytical}$ ratio, while the other methods showed a decrease in this ratio as strength increased. Furthermore, all methods exhibited high coefficients of variation, often exceeding 40%, indicating high relative data dispersion. This level of variability compromises the reliability of predictions for high-strength steels, suggesting that current formulations do not adequately capture the instability and plastification phenomena in composite cellular beams with high-strength steel profiles.

Keywords: Cellular composite beam, high-strength steel, failure modes, web-post buckling, finite element modeling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Passagem de tubulações pelas aberturas circulares do perfil de aço	18
Figura 1.2: Seção transversal e visão lateral de uma viga celular mista	19
Figura 1.3: Fluxograma da metodologia	24
Figura 2.1: Modelos constitutivos para aço de alta resistência propostos por Wang et al. (2021)	26
Figura 2.2: Representação da Instabilidade no Montante de alma	27
Figura 2.3: Representação do mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel	28
Figura 2.4: Distribuição de tensões num Perfil assimétrico	30
Figura 2.5: Curvatura nos montantes de alma	30
Figura 2.7: Comportamento típico de vigas mistas de AAR e concreto	31
Figura 2.8: Parâmetros utilizados na comparação entre os métodos de verificação	35
Figura 2.9: Representação do comprimento efetivo de acordo com Panedpojaman et al. (2014)	36
Figura 3.1: Fluxograma de procedimentos da metodologia adotada	43
Figura 3.2: Esquema de Carregamento e seções transversais dos modelos de referência(mm)	46
Figura 3.3: Esquema de carregamento da viga de aço de alta resistência	48
Figura 3.4: Localização de l_0 no ensaio experimental	50
Figura 3.5: Comportamento uniaxial Tensão-Deformação - aço com patamar de escoamento definido	51
Figura 3.6: Comportamento uniaxial Tensão-Deformação - aço sem patamar de escoamento definido	53
Figura 3.7: Tipos de elementos finitos utilizados	54
Figura 3.8: Interações da viga celular mista	55
Figura 3.9: Condições de contorno da viga celular mista	55
Figura 3.10: Comportamento dos modelos constitutivos inseridos no ABAQUS a partir das equações	56
Figura 3.11: Procedimento da análise de sensibilidade	57
Figura 3.12: Curvas comparativas da análise de sensibilidade	58
Figura 3.13: Relação força aplicada e deslocamento lateral comparativo	61
Figura 3.14: Configuração deformada da viga de aço de alta resistência	62
Figura 3.15: Comportamento dos modelos com a evolução da força máxima	63
Figura 3.16: Configuração deformada dos modelos validados	64
Figura 3.17: Comportamento Força-Flecha: etapa de validação	65
Figura 4.1: Procedimento de análise paramétrica	69
Figura 4.2: Formação da Instabilidade local na alma, no Tê superior, em MPa	71
Figura 4.3: Variação da força máxima em função da resistência do aço nos modelos da primeira etapa	72
Figura 4.4: Variação percentual da capacidade resistente em função da resistência ao escoamento do aço	74
Figura 4.5: Instabilidade no montante de alma com mecanismo plástico em CCB1, em MPa	75
Figura 4.6: Instabilidade no montante de alma com mecanismo plástico em CCB2, em MPa	76
Figura 4.7: Evolução dos modos de falha nas variações analisadas	76
Figura 4.8: Instabilidade no montante de alma com mecanismo plástico em CCB3, em MPa	77

Figura 4.9: Formação do mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel em CCB3, em MPa	78
Figura 4.10: Interação entre instabilidade local na alma no tê superior e MV em CCB4, em MPa	79
Figura 4.11: Transição dos modos de falha de acordo com a geometria e a resistência ao escoamento do aço	81
Figura 4.12: Influência da relação p/D_o na força máxima	84
Figura 4.13: Influência da relação D_o/d na força máxima	87
Figura 4.14: Gráfico de interação entre a classe de resistência do aço e a mediana entre Fanalítico/ Fnumérico	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 1.1 - Intervalos de resistência ao escoamento segundo diversas normas para projeto de estruturas de aço.....	20
Tabela 2.1: Síntese dos parâmetros investigados em estudos de vigas alveolares mistas.....	32
Tabela 2.2: Comparação entre os métodos analíticos para verificação de vigas celulares.....	34
Tabela 2.3: Valores constantes para GRILO et al. (2018).....	39
Tabela 2.4: Limites de dimensões para aberturas circulares com e sem enrijecedores.....	40
Tabela 3.1: Características gerais de cada modelo validado.....	44
Tabela 3.2: Características dos modelos experimentais de vigas celulares mistas.....	45
Tabela 3.3: Dados experimentais da viga de aço de alta resistência.....	48
Tabela 3.4: Propriedades para o CDP.....	49
Tabela 3.5: Características de tensão de escoamento e tensão última dos aços analisados.....	50
Tabela 3.6: Resultados da análise de sensibilidade.....	60
Tabela 3.7: Carga última experimental, numérica e erro relativo da viga de aço de alta resistência.....	62
Tabela 3.8: Força máxima experimental, numérica e erro relativo.....	66
Tabela 4.1: Seções Utilizadas.....	68
Tabela 4.2: Exemplos para variação apenas da resistência ao escoamento do aço, com a variação de acordo com o modelo de referência.....	69
Tabela 4.3: Análise estatística da relação entre as capacidades resistentes analítica e numérica.....	91
Tabela 4.4: Análise comparativa dos valores médios e da mediana da relação $F_{analítico}/F_{numérico}$	92

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Romanos (Maiúsculos)

Símbolo	Descrição
C1, C2, C3	Constantes adimensionais usadas no método do AISC Steel Design Guide 31 (equações 2.14 a 2.16)
CCB1, CCB2, CCB3, CCB4	Nomenclatura adotada para as vigas celulares mistas estudadas
Do	Diâmetro da abertura do perfil celular de aço
E	Módulo de elasticidade do aço
Ec	Módulo de elasticidade do concreto (equação 3.6)
Eci	Módulo de elasticidade do concreto aos 28 dias (equação 3.5)
Ef	Módulo de elasticidade tangente do aço no ponto de fratura (Modelo I de Wang, equação 3.13, 3.20)
Eh	Módulo de elasticidade no encruamento do aço (equação 3.12)
Ep	Módulo de elasticidade tangente do aço no início do estágio não linear (Modelo II de Wang, equação 3.14)
Ey	Módulo de elasticidade tangente no estágio de escoamento (Modelo II de Wang, equação 3.18, 3.19)
GF	Energia de fratura do concreto (equação 3.10)
K	Razão do segundo invariante de tensão na tração e no meridiano de compressão (parâmetro do CDP, Tabela 3.3)
L	Comprimento total da viga
Lb	Comprimento da laje de concreto
Mallow	Momento admissível para a seção (equação 2.17)
Me	Momento elástico para flexão do montante de alma (equação 2.13)
Mn	Momento fletor resistente nominal (equação 2.18)
Mrh	Momento fletor resistente de cálculo (equação 2.12)
NBS	Força axial resistente (equivalente à cortante) pelo método da BS EN 1993-1-13 (equação 2.32)

VBS	Força cortante horizontal resistente pelo método da BS EN 1993-1-13 (equação 2.33)
VGRI	Força cortante horizontal resistente pelo método de Grilo et al. (equação 2.31)
V _{h,pl}	Força cortante plástica resistente ao cisalhamento horizontal (equação 2.30)
VPPJ	Força cortante horizontal resistente pelo método de Panedpojaman et al. (equação 2.10)
V _{rh}	Força cortante vertical da seção mista (equação 2.11)
VSDG	Força cortante horizontal resistente pelo método do AISC Steel Design Guide 31 (equação 2.20, 2.22)

Símbolos Romanos (Minúsculos)

Símbolo	Descrição
b	Largura da laje de concreto
b _e	Largura efetiva do montante de alma (equação 2.9)
b _f	Largura da mesa do perfil de aço
b _{fi} , b _{fs}	Largura da mesa inferior e superior (Tabela 3.1)
b _p	Largura crítica do montante de alma na altura y _p (método de Grilo et al., equação 2.24)
b _w	Largura do montante de alma
d	Altura do perfil de aço de alma cheia
d _g	Altura total do perfil celular de aço
f _{cr,w}	Tensão crítica de flambagem elástica da alma (equação 2.4)
f _{ctk,max}	Resistência característica máxima à tração do concreto (equação 3.4)
f _{ctk,min}	Resistência característica mínima à tração do concreto (equação 3.3)
f _{ctm}	Resistência média à tração do concreto (equação 3.2)
f _{cubic}	Resistência à compressão do concreto em corpo de prova cúbico
f _{ck}	Resistência característica do concreto à compressão
f _{cm}	Resistência média do concreto à compressão (equação 3.1)
f _f	Tensão de fratura do aço (equação 3.13, 3.14, 3.20)
f _p	Tensão de proporcionalidade do aço (equação 3.14, 3.15, 3.17)
f _u	Resistência à ruptura (última) do aço
f _{ui} , f _{us}	Resistência à ruptura do aço no Tê inferior e superior (Tabela 3.1)
f _y	Resistência ao escoamento do aço

f_{yi}, f_{ys}	Resistência ao escoamento do aço no Tê inferior e superior (equação 2.33, Tabela 3.1)
h_l	Altura da laje de concreto
h_o	Diâmetro máximo da abertura (sinônimo de D_o , Tabela 2.4)
k_p	Coefficiente redutor do comprimento efetivo (fator de restrição parcial, equação 2.1)
$l_{eff,P}$	Comprimento efetivo segundo Panedpojaman et al. (equação 2.2)
m	Expoente de encruamento (Modelo II de Wang, equação 3.14, 3.18)
$m_{GRI}, n_{GRI},$ $o_{GRI}, p_{GRI},$ q_{GRI}	Coefficientes constantes do método de Grilo et al. (variam com D_o/d_g e p/D_o , Tabela 2.3)
p	Espaçamento entre os centros das aberturas no perfil celular de aço
p_c	Tensão resistente à flambagem por compressão (equação 2.8)
p_w, q_w	Expoentes de encruamento e amolecimento do Modelo I de Wang (equação 3.12, 3.13)
q'	Expoente do trecho de fratura (Modelo II de Wang, equação 3.20)
r	Raio de concordância entre mesa e alma (Tabela 2.4)
s_o	Espaçamento mínimo de borda a borda entre aberturas (Tabela 2.4)
t_f	Espessura da mesa do perfil de aço
t_{fi}, t_{fs}	Espessura da mesa inferior e superior (Tabela 3.1)
t_w	Espessura da alma do perfil de aço
t_{wi}, t_{ws}	Espessura da alma no Tê inferior e superior (equação 2.33, Tabela 3.1)
y_p	Altura crítica da linha neutra plástica no montante (método de Grilo et al., equação 2.23)

Símbolos Gregos

Símbolo	Descrição
α_E	Coefficiente modular do concreto (equação 3.5)
α_i	Fator de redução para o módulo de elasticidade do concreto (equação 3.7)
β_g	Constante adimensional para ajuste da resistência plástica (método de Grilo et al., equação 3.28, 3.29)
ε	Deformação
ε_f	Deformação na fratura do aço (Figura 3.3, equação 3.11, 3.14, 3.20)

ϵ_h	Deformação no início do encruamento do aço (Figura 3.3, equação 3.11, 3.12)
ϵ_u	Deformação última do aço (Figura 3.3, equação 3.11, 3.14, 3.16, 3.19, 3.20)
ϵ_{yp}	Deformação no início do patamar de escoamento (Modelo II de Wang, equação 3.14, 3.15, 3.17)
ϵ_{up}	Deformação no início do encruamento (Modelo II de Wang, equação 3.14, 3.16)
ηE	Fator de redução do módulo de elasticidade em função da densidade (equação 3.9)
λ	Índice de esbeltez reduzido (equação 2.5)
$\lambda_{ma,0}$	Índice de esbeltez adimensional do método de Grilo et al. (equação 3.25)
λ_{wp}	Índice de esbeltez do montante de alma (equação 2.3, 2.36)
μ	Parâmetro de viscosidade do concreto (parâmetro do CDP, Tabela 3.3)
ξ	Excentricidade (parâmetro do CDP, Tabela 3.3)
ρ	Massa específica do concreto (equação 3.9)
σ	Tensão
ϕ	Fator de redução para flambagem por flexão (equação 2.6, 2.35)
ϕ_b	Fator de resistência para flexão (método LRFD, equação 2.18, 3.18)
χ	Fator de redução para instabilidade (equação 2.7, 2.26, 2.27, 2.34)
χ_{wp}	Fator de redução para o montante de alma (equação 2.34)
ψ	Ângulo de dilatação do concreto (parâmetro do CDP, Tabela 3.3)
Ω_b	Fator de segurança para flexão (método ASD, equação 2.19, 3.19)

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	18
1.1. JUSTIFICATIVA.....	21
1.2. OBJETIVOS.....	22
1.3. METODOLOGIA.....	22
2. VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO.....	25
2.1. COMPORTAMENTO DO AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA.....	25
2.2. COMPORTAMENTO ESTRUTURAL.....	27
2.3. MÉTODOS ANALÍTICOS PARA PREVISÃO DA CAPACIDADE RESISTENTE.....	33
2.3.1. Panedpojaman et al. (2014).....	35
2.3.2. ANSI/AISC Steel Design Guide 31 (2016).....	37
2.3.3. Grilo et al. (2018).....	38
2.3.4. BS EN 1993 - 1 -13 (2024).....	40
2.4. SÍNTESE E LACUNAS.....	41
3. MODELAGEM NUMÉRICA.....	42
3.1. DADOS DE REFERÊNCIA.....	43
3.1.1. Vigas Celulares Mistas.....	43
3.1.2. Viga de alma cheia de aço de alta resistência.....	48
3.2. VALIDAÇÃO.....	48
3.2.1. Modelos Constitutivos.....	49
3.2.2. Discretização.....	54
3.2.3. Interações.....	54
3.2.4. Condições de Contorno.....	55
3.3. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE: MODELO CONSTITUTIVO DE AÇO E IMPERFEIÇÕES INICIAIS.....	56
3.4. CARACTERÍSTICAS DO MODELO NUMÉRICO REPRESENTATIVO DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA.....	61
4. ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	67
4.1. DESCRIÇÃO.....	67
4.2. INFLUÊNCIA ISOLADA DA RESISTÊNCIA DO AÇO.....	69
4.3. INFLUÊNCIA DA RESISTÊNCIA DO AÇO E GEOMETRIA DAS ABERTURAS NA CAPACIDADE RESISTENTE.....	72
4.4. INFLUÊNCIA DA RELAÇÃO p/DO NA CAPACIDADE RESISTENTE.....	83

4.5. INFLUÊNCIA DA RELAÇÃO Do/d NA CAPACIDADE RESISTENTE.....	86
4.6. COMPARAÇÃO COM MÉTODOS ANALÍTICOS	91
5. CONCLUSÕES	95
5.1. RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	98
REFERÊNCIAS	99
APENDICE A – CONFIGURAÇÕES DEFORMADAS	104
APENDICE B – TABELAS COM RESULTADOS DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA	112

1. INTRODUÇÃO

Vigas celulares mistas de aço e concreto são uma solução estrutural que combina a eficiência dos perfis de aço com aberturas na alma com o comportamento conjunto das estruturas mistas. Os perfis celulares são fabricados a partir de perfis de alma cheia cortados e soldados segundo padrões específicos, resultando em seções transversais com maior rigidez à flexão sem aumento no consumo de material. Amplamente adotadas nos EUA, Reino Unido, Alemanha e diversos outros países, essas vigas desempenham papel crucial em uma variedade de contextos, desde construções industriais e pontes até construção naval, escolas, hospitais e edifícios de estacionamento. As vigas celulares de aço oferecem a capacidade de vencer grandes vãos, o que resulta na redução do número de pilares e dimensões das fundações. Além disso, sua concepção permite a passagem de tubulações pelas aberturas do perfil de aço, conforme apresentado na Figura 1.1 (American Institute of Steel Construction, 2016; Bhat; Gupta, 2021; Ferreira; Martins; De Nardin, 2021b).

Figura 1.1: Passagem de tubulações pelas aberturas circulares do perfil de aço

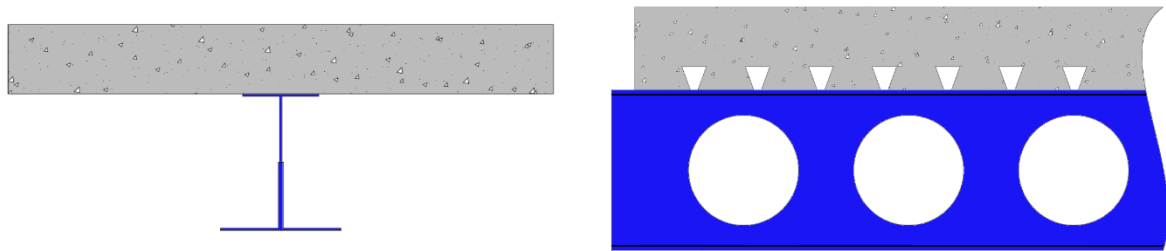


Fonte: (American Institute of Steel Construction, 2016)

Ao associar os perfis celulares de aço com lajes de concreto utilizando conectores de cisalhamento, forma-se a viga celular mista (**Figura 1.2**). Nesta configuração, os materiais trabalham de forma conjunta: o aço resiste predominantemente aos esforços de tração, enquanto o concreto resiste aos esforços de compressão, tal trabalho aumenta a capacidade resistente e a rigidez do conjunto (Queiroz; Vellasco; Nethercot, 2007; Zhou et al., 2021). O emprego de vigas mistas celulares em edifícios de múltiplos pavimentos é uma prática comum em países

européus, bem como nos Estados Unidos, Canadá e Austrália. Isso se deve à capacidade dessas vigas de reduzir o peso próprio da estrutura e aumentar a velocidade de execução da construção, pois são elementos industrializados (Ferreira et al., 2021).

Figura 1.2: Seção transversal e visão lateral de uma viga celular mista



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

No contexto contemporâneo da engenharia estrutural, um dos principais aspectos discutidos é a sustentabilidade, com ênfase na desmaterialização e na redução do impacto ambiental. Tal discussão direciona pesquisas não somente a buscar maior eficiência material, como também a reduzir a pegada de carbono associada à fabricação de componentes estruturais. Nesse aspecto, uma das opções é a busca por materiais de alto desempenho, destacando-se o aço de alta resistência (AAR), que apresenta resistência ao escoamento maior ou igual a 460 MPa (Shamass; Guarracino, 2020). A utilização de aço de alta resistência possibilita a diminuição das dimensões dos perfis de aço, fator que resulta tanto na redução da quantidade de material necessária, quanto em estruturas mais leves (Maraveas; Fasoulakis; Tsavdaridis, 2017; Morkhade et al., 2019). No entanto, é importante reconhecer que a fabricação do AAR envolve um maior gasto de energia e que as vigas celulares requerem etapas adicionais de corte e soldagem, aspectos que devem ser considerados em uma avaliação ambiental completa. Neste trabalho, o termo "desmaterialização" é utilizado no sentido de eficiência material (redução de massa para uma mesma função estrutural), sem pretensão de uma análise de ciclo de vida.

Contudo, a aplicação do AAR em vigas celulares mistas enfrenta barreiras em sua implementação. Normas fundamentais para o dimensionamento de estruturas mistas, como a EN 1994-1-1 (2026) e a ABNT NBR 8800 (2024) presentes na Tabela 1.1, estabelecem limites para a resistência ao escoamento (460 MPa e 450 MPa, respectivamente) excluindo aços com maiores valores de resistência. Embora normas para estruturas de aço, como a EN 1993-1-12 (2007) e a AS/NZS 2327 (2017), cubram faixas mais amplas (960 MPa e 690 MPa), sua aplicação direta a sistemas mistos ainda não está consolidada. Visto que os métodos de cálculo

específicos para verificação de vigas celulares não consideram as implicações do uso do AAR, pode ser percebida uma lacuna normativa para esse assunto (Tankova; Da Silva; Rodrigues, 2022).

Tabela 1.1 - Intervalos de resistência ao escoamento segundo diversas normas para projeto de estruturas de aço

Normativa	Origem	Intervalo de resistência ao escoamento para aços (MPa)
ABNT NBR 8800 (2024)	Brasil	$250 \leq f_y \leq 450$
EN 1993-1-12 (2007)	Europa	$250 \leq f_y \leq 700$
EN 1994-1-1 (2004)	Europa	$250 \leq f_y \leq 460$
ANSI/AISC 360 (2016)	EUA	$360 \leq f_y \leq 525$
AS/NZS 2327 (2017)	Austrália e Nova Zelândia	$250 \leq f_y \leq 690$

Fonte: Elaborado pelo autor (2026)

Apesar do crescente interesse pelo assunto, a literatura revela uma escassez de estudos sobre o comportamento de vigas celulares mistas em aço de alta resistência. Investigações sugerem que os modos de falha característicos, como instabilidade no montante da alma (FMA) e mecanismo plástico devido ao momento Vierendeel (MV), são os mais observados, seja em aço comum, ou aço de alta resistência (Shamass; Guarracino, 2020; Du et al., 2023; Namba et al., 2025). Portanto, é necessária uma investigação que auxilie na quantificação da influência combinada da resistência do aço e da geometria celular no comportamento estrutural, e que examine, concomitantemente, a precisão dos métodos de verificação existentes e sua aplicação para aço de alta resistência.

Neste contexto, o presente trabalho tem como objetivo principal investigar os modos de falha e a capacidade resistente de vigas celulares mistas biapoiadas de aço de alta resistência e concreto, utilizando a modelagem numérica pelo método dos elementos finitos e análise paramétrica. A pesquisa realizada contribui para preencher a lacuna entre o potencial do aço de alta resistência e as limitações das ferramentas de projeto, colaborando para o desenvolvimento de bases técnicas que viabilizem a aplicação segura e eficiente deste sistema estrutural avançado.

1.1. JUSTIFICATIVA

As vigas celulares mistas de aço e concreto combinam a racionalização geométrica dos perfis celulares com a eficiência da ação conjunta aço-concreto, resultando em elevada capacidade resistente. A introdução do aço de alta resistência (AAR), definido como aços com resistência ao escoamento superior a 460 MPa, amplifica esse potencial ao permitir a redução das dimensões dos perfis, o que promove a diminuição do peso próprio e gera impactos positivos nos custos de fundação, transporte e logística, além de contribuir para uma construção mais sustentável.

No entanto, a adoção dessa solução estrutural é dificultada por duas lacunas principais identificadas na literatura. Primeiro, há escassez de estudos sistemáticos sobre o comportamento de vigas celulares mistas em aço de alta resistência. A maioria das investigações existentes concentra-se em aços com resistência ao escoamento de até 460 MPa, sendo escassos os estudos que abordam aços com resistência ao escoamento superior. Como consequência, falta uma compreensão parametrizada de como a resistência do aço interage com parâmetros geométricos das aberturas (D_o/d e p/D_o) na definição dos modos de falha e da capacidade resistente.

Além disso, alguns dos principais métodos analíticos de verificação disponíveis para verificação da instabilidade no montante de alma: Panedpojaman et al. (2014), Grilo et al. (2018), AISC Steel Design Guide 31 (2016) e, mais recentemente, a BS EN 1993-1-13 (2024), não foram concebidos para vigas celulares mistas em aços de alta resistência, apresentando limites de resistência ao escoamento de até 460 MPa. Estas limitações podem comprometer o uso de tais modelos para vigas com aços mais resistente. Projetistas que desejam empregar AAR em vigas celulares mistas carecem, assim, de ferramentas de dimensionamento validadas para esses materiais.

Diante desse quadro, esta pesquisa justifica-se pela necessidade de gerar conhecimento fundamental sobre o comportamento de vigas celulares mistas com aços de alta resistência e de avaliar a aplicabilidade dos métodos analíticos existentes a esses materiais, contribuindo para que futuras revisões normativas possam estender seu escopo a aços de maior resistência ao escoamento de forma segura e eficiente.

1.2.OBJETIVOS

O principal objetivo desse estudo é investigar a capacidade resistente de vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto à instabilidade no montante de alma. Para atingir o objetivo geral, tem-se os seguintes objetivos específicos:

- Identificar os modos de falha de vigas biapoiadas sob momento positivo;
- Analisar a influência da variação da resistência ao escoamento do aço no comportamento, nos modos de falha e na capacidade resistente da viga celular mista;
- Avaliar a influência da variação de parâmetros geométricos das aberturas do perfil celular de aço, de acordo com os limites considerados na BS EN 1993 – 1 – 13 (2024) nos modos de falha e na capacidade resistente da viga celular mista;
- Verificar a precisão de métodos analíticos disponíveis na literatura para prever a capacidade resistente de vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto.

1.3.METODOLOGIA

A metodologia foi estruturada em quatro etapas:

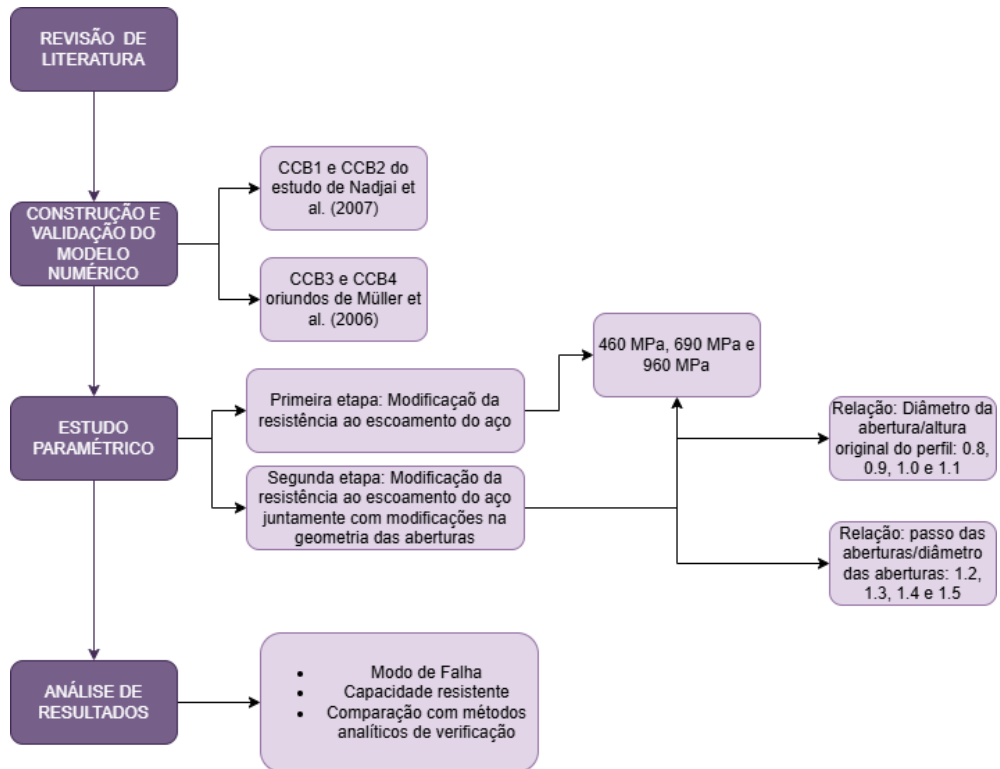
- **Revisão de Literatura:** durante o processo da revisão foram selecionados documentos para construção do panorama de pesquisas acerca de vigas celulares mistas de aço e concreto, assim como sobre pesquisas de vigas de aço de alta resistência. Após a análise de cada estudo, foram definidos os que eram adequados para compor a revisão de literatura, assim como as bases para a construção dos modelos numéricos e métodos de verificação para verificar os resultados obtidos.
- **Construção e validação do modelo numérico:** utilizando o *software* ABAQUS®, foram definidas as propriedades dos modelos numéricos que representam adequadamente vigas celulares mistas de aço e concreto sob momento positivo. Também foram especificados: tipo de elemento finito, densidade de malha, propriedades dos materiais, forma de aplicação de carregamento e interações. Foram utilizadas quatro vigas celulares mistas presentes na literatura, nomeadas CCB1 e

CCB2, do estudo de Nadjai et al. (2007), com CCB1 uma viga com perfil simétrico, enquanto CCB2 possui razão de assimetria entre os Tês de 1,3. As outras duas, CCB3 e CCB4, são do estudo de Müller et al. (2006), com CCB3 sendo uma viga com perfil simétrico e CCB4 com uma razão de assimetria de 2,8 entre os Tês.

- **Estudo paramétrico:** os modelos numéricos validados na etapa anterior foram utilizados para avaliar o comportamento e a capacidade resistente de vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto. A primeira etapa, com 12 modelos, consiste em não alterar as propriedades geométricas validadas e variar a resistência ao escoamento do aço (460 MPa, 690 MPa e 960 MPa), a fim de avaliar os efeitos da variação na resistência do aço. Na segunda etapa, com 192 novos modelos, foram realizadas modificações nas dimensões das aberturas na alma do perfil celular de aço. Tais alterações modificaram a relação do diâmetro da abertura com a altura do perfil de aço sem aberturas (D_o/d) de 0.8, 0.9, 1.0 e 1.1, e relação entre o espaçamento e o diâmetro das aberturas (p/D_o) de 1.2, 1.3, 1.4 e 1.5. No estudo, a resistência a compressão do concreto não foi modificada em relação aos dados experimentais.
- **Análise de resultados:** foram realizadas análises comparativas a partir dos resultados do estudo paramétrico. Com essas análises foi investigada a relação de força aplicada vs. flecha dos modelos numéricos, assim como a modificação dos modos de falha causada pela utilização do aço de alta resistência e modificações geométricas nas aberturas nos perfis. Além disso, foi realizada uma comparação entre o valor da cortante obtida numericamente e o encontrado com um método analítico de verificação.

A Figura 1.3 apresenta um fluxograma das etapas realizadas nesse estudo.

Figura 1.3: Fluxograma da metodologia



Fonte: Elaborado pelo autor (2026)

2. VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO

Esta revisão de literatura apresenta o atual estado do conhecimento sobre o comportamento estrutural de vigas celulares mistas, com ênfase específica na aplicação de aços de alta resistência (AAR). O objetivo central é sintetizar o conhecimento sobre os modos de falha e parâmetros relevantes, analisar as implicações das propriedades mecânicas do AAR e identificar as lacunas no conhecimento e nos modelos analíticos de verificação que justificam novas investigações. Em particular, atuar sobre a escassez de estudos sistemáticos que quantifiquem a influência combinada da resistência do aço, da geometria do perfil celular e do grau de interação entre o perfil celular e a laje mista na ductilidade e nos modos de falha.

2.1.COMPORTAMENTO DO AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA

Aços de alta resistência são definidos por possuírem uma tensão de escoamento nominal mínima de 460 MPa, sendo amplamente aplicados em estruturas de grandes vãos e edifícios altos devido à sua elevada relação resistência-peso (Wang et al., 2020, 2024). A adoção desses materiais pode reduzir o consumo de aço em aproximadamente 20% e os custos de construção em cerca de 10% (Wang et al., 2024).

Historicamente, o uso do aço de alta resistência em elementos estruturais começou com configurações mais simples, como vigas de aço de alma cheia, observando-se desde cedo que ele permitia que as mesas suportassem maiores valores de tensões antes de atingir o estágio de escoamento (Mans; Yakel; Azizinamini, 2001). No entanto, a ampla adoção do aço de alta resistência esbarra na ausência de normas específicas. Alguns estudos abordam esses materiais em perfis celulares (Shamass; Guarracino, 2020; Bhat; Gupta, 2021; Namba et al., 2025; Pazin et al., 2026). Outros documentam um conservadorismo normativo (Ma; Chan; Young, 2021; Namba et al., 2025; Xu et al., 2024). Há, ainda, investigações que alertam para cenários de potencial insegurança, identificando, por exemplo, curvas de resistência inadequadas (Wang et al., 2021a) ou a superestimação da capacidade resistente (Xiong et al., 2021b).

Diferente dos aços estruturais comuns, o aço de alta resistência apresenta uma elevada relação entre o limite de escoamento e a resistência à tração, o que resulta em uma margem de segurança reduzida e uma diminuição pronunciada na ductilidade, alongamento uniforme e capacidade de rotação plástica (Wang et al., 2024; Wang et al., 2020). Enquanto aços comuns

mantêm grande ductilidade, o AAR é altamente sensível ao estado de tensão, apresentando uma transição abrupta do regime elástico para o plástico e uma tendência à plastificação localizada (Li et al., 2016; Wang et al., 2024). A literatura traz alguns modelos simplificados para representar o comportamento uniaxial do aço (Figura 2.1).

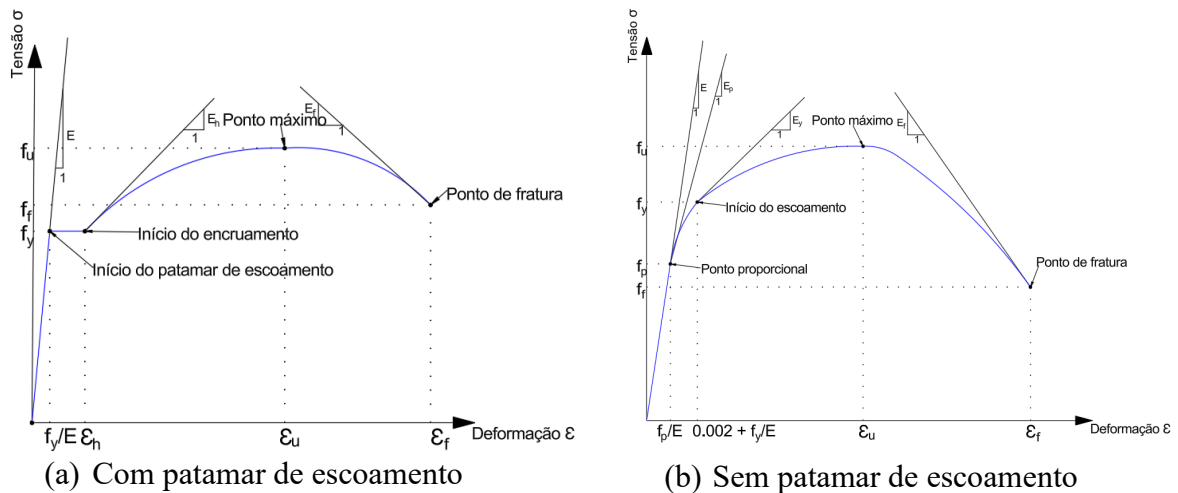


Figura 2.1: Modelos constitutivos para aço de alta resistência propostos por Wang et al. (2021)

Fonte: Adaptado de (Wang et al., 2021)

O comportamento real do aço de alta resistência, determinado em ensaios uniaxiais, vai além das curvas de engenharia simplificadas. A curva de tensão-deformação real (σ_t vs ϵ_t) revela que, após o início da estricção, o material continua a encruar ou sofre uma suavização dependente do dano, o que é frequentemente modelado por leis como Swift ou Hollomon (Wang et al., 2024; Diab; Wilkinson; Kang, 2026).

A ductilidade real do aço de alta resistência não é uma constante, mas uma função da triaxialidade de tensões (η) e do parâmetro do ângulo de Lode (θ) (Wang et al., 2024; Li et al., 2016). Ensaios multiaxiais demonstram que a alta triaxialidade promove a nucleação, crescimento e coalescência de microvazios, assim como que o cisalhamento puro pode resultar em fraturas sem estricção geométrica significativa, apresentando superfícies de fratura planas (Wang et al., 2024). Estudo focado no aço chinês Q690 (escoamento > 690 MPa) mostrou, por meio de ensaios de tração em diferentes geometrias, que a combinação entre η e θ influencia diretamente o modo de fratura.

O estudo de Li et al. (2016) reportou que, para o aço Q460, foi observado que a ductilidade sob cisalhamento puro ou deformação plana é menor do que sob tração axissimétrica. Modelos como o de Bai-Wierzbicki ou o de Hosford-Coulomb, são necessários

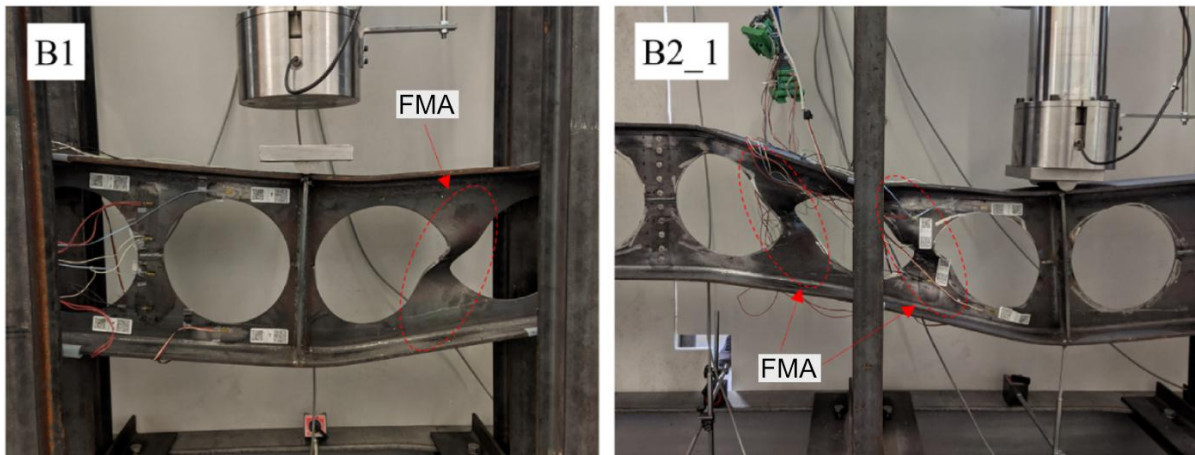
para capturar essa dependência tridimensional da fratura, uma vez que o alongamento medido em ensaios uniaxiais padrão falha em descrever a ductilidade sob essas situações (Wang et al., 2020; Xin e Veljkovic, 2021).

Xin e Veljkovic (2021) propuseram métodos para estimar parâmetros de fratura a partir apenas da curva tensão-deformação uniaxial padrão. Para os aços S700 e S960, a curva é dividida em três estágios (elástico, plástico e plástico-dano acoplado), e a homogeneização computacional permite calibrar o modelo de Hosford-Coulomb, prevendo falhas em componentes complexos com erros aceitáveis para engenharia. Essa abordagem demonstra que, mesmo com dados uniaxiais, é possível obter previsões confiáveis, desde que o modelo de dano seja adequadamente calibrado.

2.2.COMPORTAMENTO ESTRUTURAL

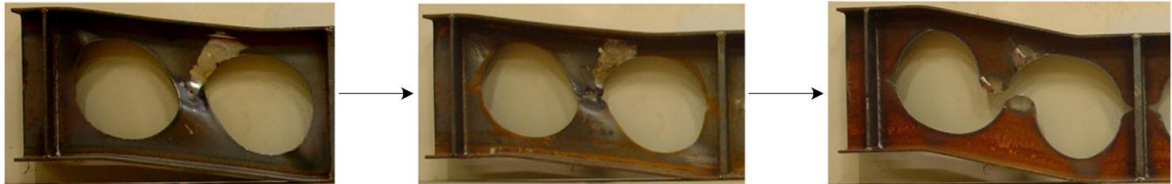
O processo de formação dos perfis celulares, que envolve o corte e soldagem da alma, introduz descontinuidades que tornam o elemento estrutural mais suscetível a modos de falha específicos, distintos das vigas de alma cheia. Para vigas celulares mistas, a literatura consolidou dois modos de falha predominantes: a instabilidade no montante de alma (FMA - **Figura 2.2**) e o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel (MV - Figura 2.3) (Kerdal; Nethercot, 1984; Sheehan et al., 2016).

Figura 2.2: Representação da Instabilidade no Montante de alma



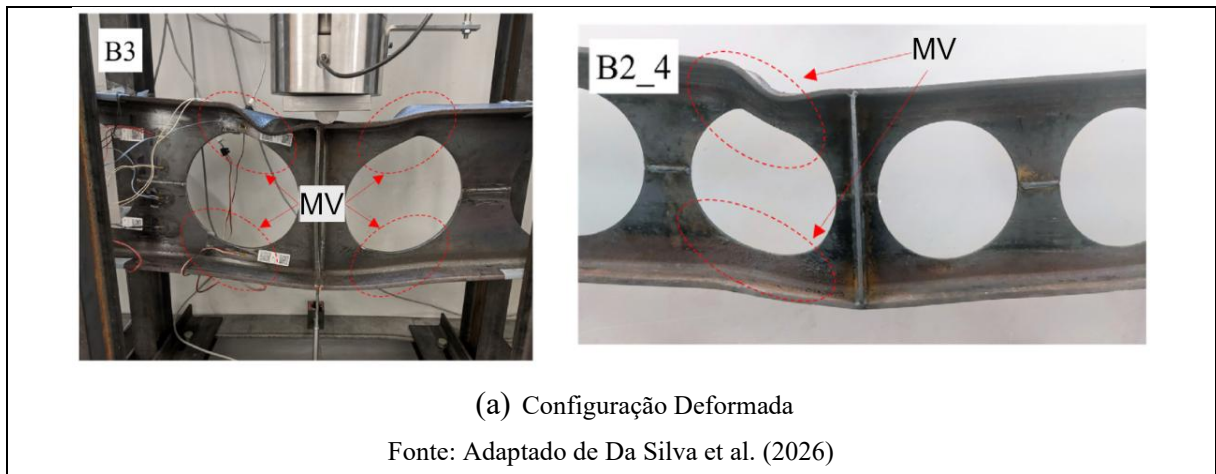
(a) Configuração deformada

Fonte: Adaptado de Da Silva et al. (2026)



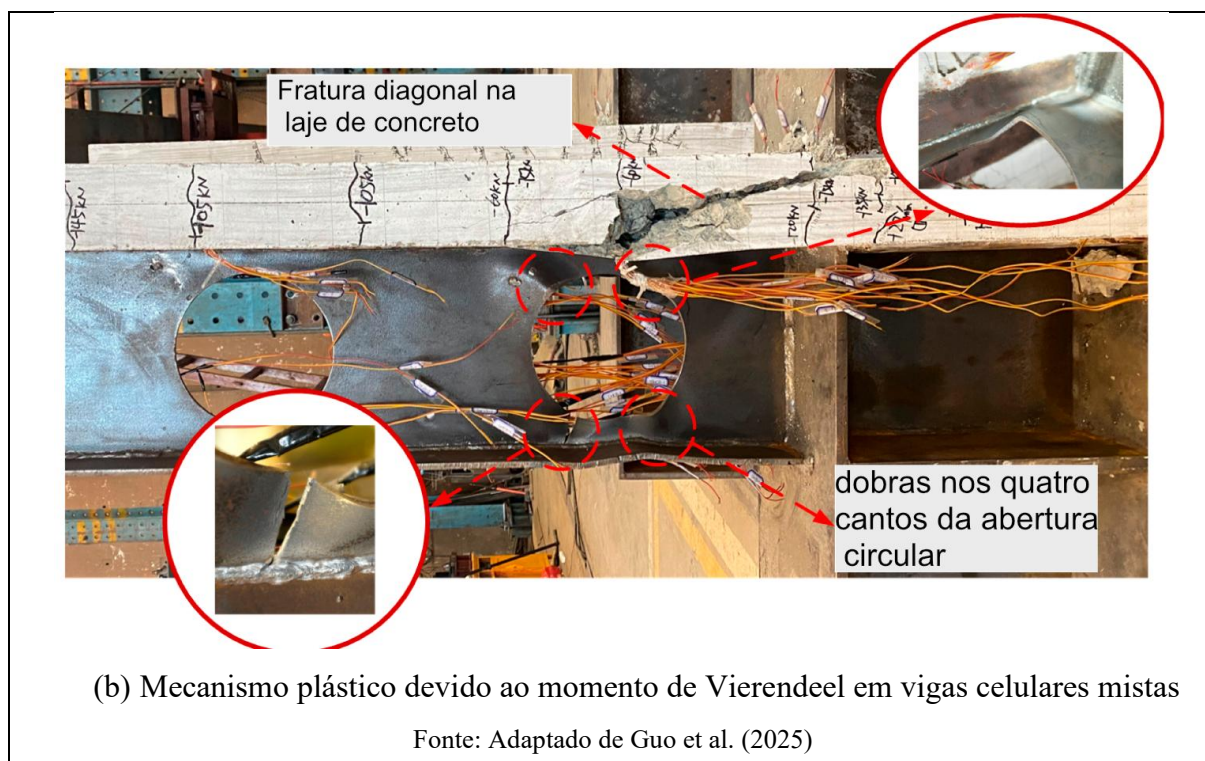
(b) Progressão da instabilidade no montante de alma até o rompimento da solda

Fonte: Adaptado de Tsavdaridis e D'Mello (2011)

Figura 2.3: Representação do mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel

(a) Configuração Deformada

Fonte: Adaptado de Da Silva et al. (2026)

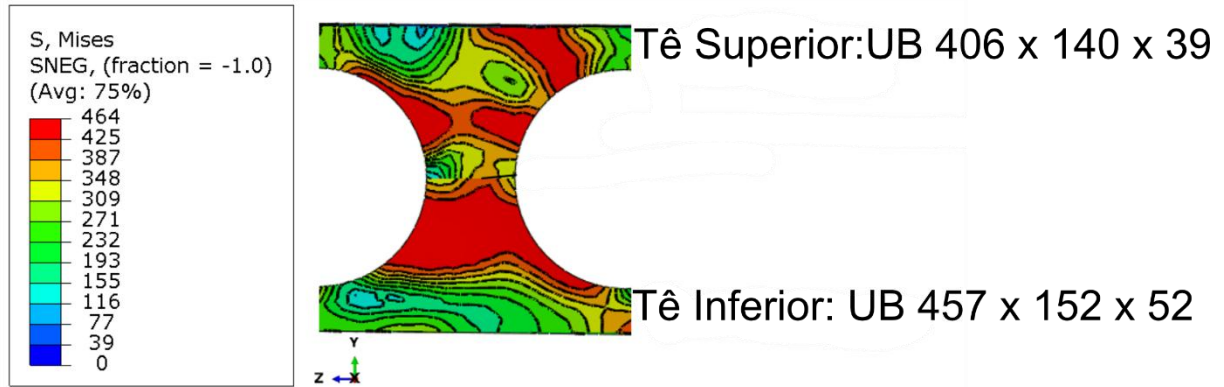


A instabilidade no montante de alma (FMA) é um fenômeno de instabilidade que ocorre nos montantes de alma entre aberturas que, sob carregamento, são submetidos a um estado complexo de tensões combinadas de cisalhamento e compressão (Ellobody, 2012; El-Sawy; Sweedan; Martini, 2014). Em contraste, o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel (MV) constitui um modo de falha por capacidade de carga. Esse mecanismo ocorre com a formação de rótulas plásticas nos quatro cantos das seções T, quando o carregamento supera sua capacidade à flexão, dando origem a um mecanismo plástico localizado (Redwood; McCutcheon, 1968; Zeytinci et al., 2021; Psyrras; Tsavdaridis; Lawson, 2025).

A ocorrência, predominância e interação entre esses modos de falha são governadas por um conjunto de parâmetros geométricos e da resistência dos materiais. Entre os parâmetros geométricos do perfil celular, destacam-se a relação diâmetro/altura do perfil antes do corte (D_o/d), onde as dimensões do montante de alma definem diretamente sua vulnerabilidade à FMA. É importante ressaltar que configurações com pouco espaçamento entre aberturas aumentam a propensão para a interação entre esses modos de falha (Ferreira; Martins; De Nardin, 2020, 2021; Tsavdaridis; D’Mello, 2011). Outro fator que pode influenciar o modo de falha é a simetria da seção, visto que perfis assimétricos induzem concentração de tensões no Tê inferior, que passa a atuar como uma seção rígida, enquanto o Tê superior interage com a

laje, criando descontinuidades nos montantes, como apresentado na Figura 2.4, onde há uma maior concentração de tensões no Tê inferior (Sheehan et al., 2016).

Figura 2.4: Distribuição de tensões num Perfil assimétrico



Fonte: Elaborado pelo autor (2026)

No que diz respeito aos parâmetros do sistema misto, o tipo da laje desempenha um papel crucial: lajes alveolares pré fabricadas de concreto introduzem complexidades na interação aço-concreto (Ferreira et al., 2024). Paralelamente, o sistema de conexão aço-concreto, definido pelo tipo de conector de cisalhamento e pelo grau de interação alcançado, influencia não apenas a eficiência da ação composta, mas pode também alterar o modo de falha predominante (Xiong et al., 2022; Dai et al., 2023).

Müller et al. (2006), ao ensaiar vigas celulares mistas com perfis simétricos e assimétricos aponta que a FMA geralmente aparece junto com um mecanismo plástico causado pelo momento de Vierendeel, especialmente perto das aberturas na alma. Nadjai et al. (2007) corrobora com o já visto isso ao ensaiar os mesmos tipos de elementos, observando dupla curvatura nos montantes de alma intermediários (**Figura 2.5**) e concentração de tensões no Tê inferior dos perfis assimétricos.

Figura 2.5: Curvatura nos montantes de alma

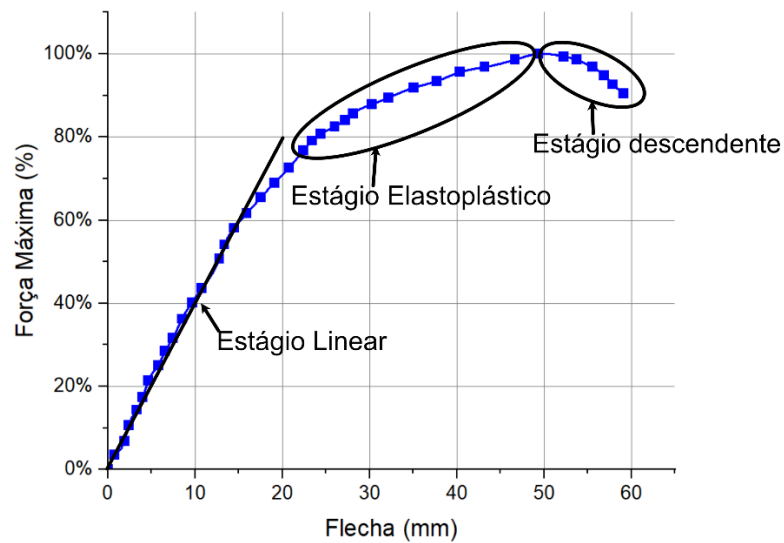


Fonte: Adaptado de Nadjai et al. (2007)

Um ponto importante é que a laje de concreto, apesar de aumentar a capacidade resistente da viga, a falha desse tipo de elemento não inicia pela laje. Usualmente, a falha se inicia no perfil de aço, com a laje restringindo as instabilidades locais da mesa superior do perfil, colaborando para o aumento na capacidade resistente da viga celular mista (Sheehan et al., 2016; Namba et al., 2025)

A aplicação do aço de alta resistência em vigas celulares mistas tem o objetivo de aumentar a capacidade resistente dos elementos mistos, mas precisa de uma reavaliação do comportamento estrutural. O estudo de Namba et al. (2025) aponta que apenas a mudança da resistência ao escoamento do aço tende a não alterar os modos de falha apresentados, sendo a instabilidade no montante de alma (FMA) e a formação do mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel (MV) ainda dominantes. A curva força-deslocamento típica das vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto é caracterizada por um extenso estágio linear, que pode persistir até aproximadamente 80% da carga última, seguido por um curto estágio elastoplástico e um estágio final de amolecimento (descendente) abrupto, reflexo direto da menor ductilidade do material (Du et al., 2023), conforme mostrado na Figura 2.7.

Figura 2.6: Comportamento típico de vigas mistas de AAR e concreto



Fonte: Adaptado de Du et al. (2023)

A síntese dos estudos experimentais e numéricos apresentada na Tabela 2.1 evidencia que a maioria de estudos que não abordam aços com resistência ao escoamento maior que 460MPa, sendo a ênfase na análise dos parâmetros geométricos e sua influência nos modos de falha. Observa-se que, embora trabalhos recentes como os de Du et al. (2023) e Namba et al. (2025) já incorporem o aço de alta resistência, essas investigações ainda são uma menor parte dentro o espectro de pesquisas encontrado. Esse panorama aponta a necessidade de novos estudos que avancem na busca pela compreensão sobre como o aumento da resistência ao escoamento do aço modifica a capacidade resistente e os modos de falha desses elementos.

Tabela 2.1: Síntese dos parâmetros investigados em estudos de vigas alveolares mistas

REFERÊNCIA	TIPO DE ESTUDO	CONCRETO (fc) - MPa	AÇO (fy) - MPa	TIPO DE LAJE	PARÂMETROS
Müller et al. (2006)	Experimental e Numérico	42	451/489	Laje Mista	Formato da abertura Resistência Característica do concreto (f_{ck}) Resistência ao escoamento do aço (f_y) – Aço comum
Nadjai et al. (2007)	Experimental e Numérico	35	327	Laje Mista	Comportamento das vigas celulares mistas a situações de incêndio
Sheehan et al. (2016)	Experimental	30	410	Laje Mista	Distribuição do carregamento
Ferreira, Martins e De Nardin (2021)	Numérico	35	312	Laje Mista	Razão Do/d Razão p/Do
Oliveira et al. (2022)	Numérico	30	355/420	Laje de concreto armado	Distribuição do carregamento Perfil de aço Razão Do/d Razão p/Do Vão

Dai et al. (2023)	Numérico	39.9	394/410	Laje Mista	Resistência do concreto da laje Distribuição dos conectores de cisalhamento Razão da assimetria do perfil de aço
Du et al. (2023)	Experimental	25 a 80	495,4	Laje não mista de concreto	Modo de falha Resistência da laje de concreto Capacidade resistente do elemento misto.
Ferreira et al. (2024)	Numérico	30	310/355	Lajes alveolares pré-fabricadas	Razão Do/d Razão p/Do Altura da seção do Tê superior Altura da camada superior de concreto Número de conectores de cisalhamento Grau de interação
Namba et al. (2025)	Numérico	35	550 a 1100	Laje de concreto armado	Razão Do/d Razão p/Do Comprimento das vigas Tipos de seção transversal

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

2.3.MÉTODOS ANALÍTICOS PARA PREVISÃO DA CAPACIDADE RESISTENTE

Na literatura existem diversos métodos analíticos para verificar a capacidade resistente de elementos à instabilidade no montante de alma. A base de cálculo da BS EN 1993-1-1 (2022) é a mais recorrente entre os estudos analisados (Robert Mark Lawson; Stephen James Hicks, 2011; Panedpojaman; Thepchatri; Limkatanyu, 2014; The British Standards Institution, 2024). Dentre outras formas utilizadas, o Steel Design Guide 31 (2016) faz modificações no método proposto por Ward (1990), assim como o método baseado em regressão linear (Grilo et al., 2018).

No que diz respeito ao perfil de aço, os métodos tendem a abordar apenas aços com resistências ao escoamento de até 460 Mpa. Nesse cenário, a recente BS EN 1993-1-13 (2024) surge como um avanço normativo, ao padronizar o dimensionamento para aços de até 700 MPa, integrando critérios de segurança específicos para materiais de maior resistência.

É possível perceber também que, em caráter geométrico, há pouco consenso entre os métodos. Nesse ponto, o mais comum é considerar o diâmetro das aberturas (D_o) no dimensionamento, assim como a espessura da alma do perfil de aço (t_w). O espaçamento entre os centros das aberturas (p) também é considerado como fator importante para a verificação (Panedpojaman; Thepchatri; Limkatanyu, 2014; American Institute of Steel Construction, 2016; Grilo et al., 2018), contudo o montante de alma (b_w) não é amplamente utilizado na

verificação, sendo considerado apenas por Grilo et al (2018) e a BS EN 1993-1-13 (2024). Por outro lado, nenhum dos modelos considera a contribuição da laje de concreto na capacidade resistente da viga celular mista à instabilidade no montante de alma.

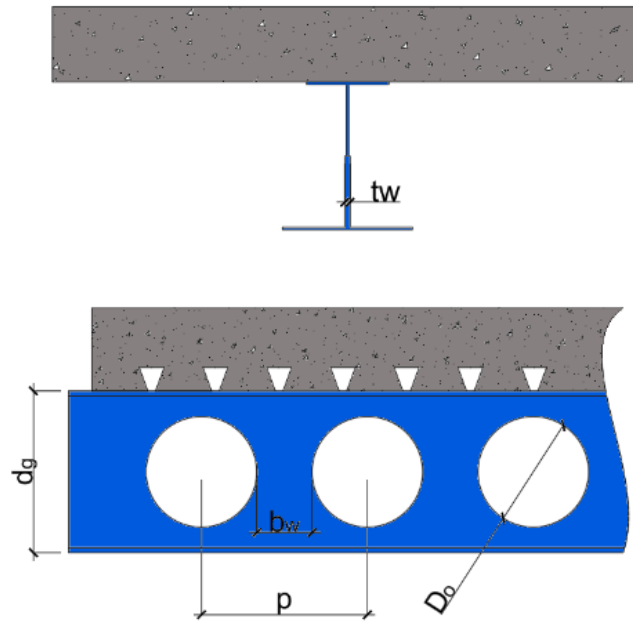
A Tabela 2.2 apresenta um resumo dos parâmetros considerados por cinco modelos analíticos e, como base nesta análise comparativa, foi realizada a seleção e a Figura 2.7 apresenta os parâmetros geométricos utilizados na comparação dos métodos de verificação.

Tabela 2.2: Comparação entre os métodos analíticos para verificação de vigas celulares

Questionamentos	Lawson e Hicks (2011)	Panedpojaman et al. (2014)	AISC Steel Design Guide 31 (2016)	Grilo et al. (2018)	BS EN 1993-1-13 (2024)
Elaborado especificamente para vigas celulares mistas?	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
Aborda aços de alta resistência?	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
Limite de resistência ao escoamento do aço considerado	355 MPa	355 MPa	Não especificado, mas os exemplos utilizam como base 355 MPa	450 MPa	700 MPa
Elementos geométricos que considera:					
Inclui o diâmetro das aberturas (D_o)?	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>
Inclui o espaçamento entre os centros as aberturas (p)?	<input type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
Inclui a espessura da alma (t_w)?	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>
Inclui a largura do montante de alma (b_w)?	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>
Formulação inclui o módulo de elasticidade (E)?	<input checked="" type="checkbox"/>	<input checked="" type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>	<input type="checkbox"/>
Método base	BS EN 1993-1-1 (2022)	BS EN 1993-1-1 (2020)	Ward (1990)	Método Próprio com regressão linear	BS EN 1993-1-1 (2022)
Particularidades	O valor obtido na verificação é o mesmo da BS EN 1993-1-13. Optou-se por manter a norma	Utiliza o comprimento efetivo reduzido por um fator k	Foram utilizadas adaptações para que o resultado pudesse ser comparado com os demais	Utiliza várias constantes para que o modelo seja aplicável dentro de seu escopo	Limitações geométricas mais recentes para verificação
Resultado	Descartado	Utilizado	Utilizado	Utilizado	Utilizado

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Figura 2.7: Parâmetros utilizados na comparação entre os métodos de verificação



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Após analisar os métodos, foram mantidos quatro dos cinco modelos apresentados para verificação comparativa aos métodos numéricos. A exclusão do modelo de Lawson e Hicks (2011) se deve ao fato de, apesar do modelo indicar que é adequado para vigas celulares mistas, não havia nenhuma menção à contribuição da laje de concreto para a capacidade resistente, além de apresentar os mesmos resultados do cálculo na BS EN 1993-1-3 (2024). Os métodos analíticos selecionados são detalhados na etapa a seguir.

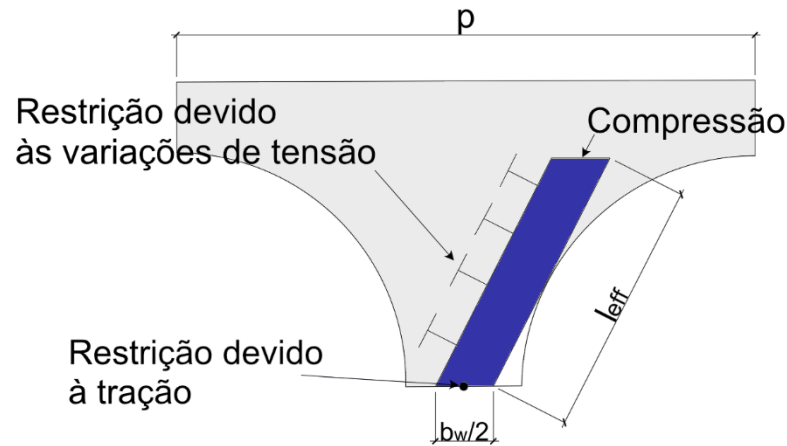
2.3.1. Panedpojaman et al. (2014)

O procedimento inicia-se com o cálculo do coeficiente redutor do comprimento efetivo k_p , que correlaciona o espaçamento entre aberturas (p), o diâmetro das aberturas (D_o) e a altura total da viga (d). Esse fator é aplicado para determinar o comprimento efetivo ($l_{eff,P}$) na Equação 2.2, de acordo com o apresentado na Figura 2.8.

$$k_p = 0.9 \left(\frac{p}{D_o} \right) \left(\frac{D_o}{d} \right)^2 \leq \min \{ 1.15 \ 1.15 D_o \} \quad (2.1)$$

$$l_{eff,P} = k(0.5\sqrt{p^2 - D_o^2}) \quad (2.2)$$

Figura 2.8: Representação do comprimento efetivo de acordo com Panedpojaman et al. (2014)



Fonte: Adaptado de Panedpojaman et al. (2014)

A partir deste ponto, o modelo segue o roteiro de verificação de estabilidade elástica: a esbeltez do montante (λ_{wp}) é calculada em função da espessura da alma (t_w), permitindo obter a tensão crítica de flambagem elástica ($f_{cr,w}$) e a esbeltez reduzida (λ):

$$\lambda_{wp} = \frac{l_{eff,P}\sqrt{12}}{t_w} \quad (2.3)$$

$$f_{cr,w} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_w^2} \quad (2.4)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,w}}} \quad (2.5)$$

Para determinar a capacidade resistente, utilizam-se os coeficientes de redução ϕ e χ (Eq. 2.6 e 2.7). A resistência é consolidada na tensão resistente p_c , que, multiplicada pela largura efetiva (b_e) e pela espessura da alma (t_w), resulta na força de cisalhamento resistente vertical (V_{ppj}).

$$\phi = 0.5[1 + 0.49 + (\lambda - 0.2) + \lambda^2] \quad (2.6)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} \leq 1.0 \quad (2.7)$$

$$p_c = \chi f_y \quad (2.8)$$

$$b_e = \frac{b_w}{2} \quad (2.9)$$

$$V_{ppj} = p_c * b_e * t_w \quad (2.10)$$

2.3.2. ANSI/AISC Steel Design Guide 31 (2016)

O método adota os princípios de Ward (1990), tratando a instabilidade como uma falha por flexão do montante induzida pelo cisalhamento. Primeiramente, calcula-se a força cortante vertical da seção mista (V_{rh}) e o momento fletor resistente de cálculo (M_{rh}):

$$V_{rh} = |T_{r(i)} - T_{r(i+1)}| \quad (2.11)$$

$$M_{rh} = 0.90 * \frac{D_o}{2} * V_{rh} \quad (2.12)$$

A resistência é baseada no momento de flexão elástica (M_e), definido na Equação 2.13. Para ajustar a capacidade nominal, calculam-se as constantes adimensionais C1, C2 e C3 (Eq. 2.14 a 2.16), usadas para determinar o momento admissível para a seção (M_{allow}):

$$M_e = \frac{t_w(p - D_o + 0.564D_o)^2}{6} * F_y \quad (2.13)$$

$$C1 = 5.097 + 0.1464 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) - 0.00174 \left(\frac{D_o}{t_w}\right)^2 \quad (2.14)$$

$$C2 = 1.441 + 0.0625 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) - 0.000683 \left(\frac{D_o}{t_w}\right)^2 \quad (2.15)$$

$$C3 = 3.645 + 0.0853 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) - 0.00108 \left(\frac{D_o}{t_w}\right)^2 \quad (2.16)$$

$$\frac{M_{allow}}{M_e} = \left[C1 \left(\frac{p}{D_o}\right) - C2 \left(\frac{p}{D_o}\right)^2 - C3 \right] \quad (2.17)$$

A verificação de segurança segue os formatos LRFD (Eq. 2.18) ou ASD (Eq. 2.19). Para determinar a força cortante resistente final (V_{SDG}), utiliza-se a relação entre o momento e a geometria da abertura (Eq. 2.20). É utilizada a adaptação proposta por Degtyarev et al. (2025) ao igualar o momento resistente ao momento admissível (Eq. 2.21), obtém-se a capacidade final expressa na Equação 2.22:

$$\phi M_n = \phi_b \left(\frac{M_{allow}}{M_e} \right) M_e - \text{LRFD, com } \phi_b = 0.90 \quad (2.18)$$

$$\frac{M_n}{\Omega_b} = \left(\frac{M_{allow}}{M_e} \right) \left(\frac{M_e}{\Omega_b} \right) - \text{ASD, com } \Omega_b = 1.67 \quad (2.19)$$

$$V_{SDG} = \frac{M_{rh}}{0.45 * D_o} \quad (2.20)$$

$$M_{rh} = M_{allow} \quad (2.21)$$

$$V_{SDG} = \frac{M_{allow}}{0.45 * D_o} \quad (2.22)$$

2.3.3. Grilo et al. (2018)

Este método utiliza coeficientes derivados de regressão numérica para descrever a redução de resistência. O diferencial é a localização da altura crítica da linha neutra plástica no montante de alma (y_p) (Eq. 2.23) que permite determinar a largura crítica do montante de alma (b_p) (Eq. 2.24).

$$y_p = \frac{D_o}{2} 0,445 \left(\frac{p}{D_o} \right)^3 - 2,578 \left(\frac{p}{D_o} \right)^2 + 4,770 \left(\frac{p}{D_o} \right) - 2,47 \quad (2.23)$$

$$b_p = b_w \sqrt{1 - \frac{4y_p^2}{D_o^2}} \quad (2.24)$$

O índice de esbeltez adimensional ($\lambda_{ma,0}$), determinado na Equação 2.25, orienta a escolha do fator de redução para instabilidade χ (Eq. 2.26 ou 2.27), cujos coeficientes (m_{GRI} , n_{GRI} , o_{GRI} , p_{GRI} e q_{GRI}) dependem das relações geométricas extraídas da Tabela 2.3.

$$\lambda_{ma,0} = \sqrt{\frac{3(p^2 - D_o^2)f_y}{\pi^2 t_w^2 E}} \quad (2.25)$$

$$Se \lambda_{ma,0} \geq 1.0, \chi = \frac{m_{GRI}}{\lambda_{ma,0}^{n_{GRI}}} \leq 1.0 \quad (2.26)$$

$$Se \lambda_{ma,0} < 1.0, \chi = o_{GRI} * p_{GRI}^{\lambda_{ma,0}^{q_{GRI}}} \leq 1.0 \quad (2.27)$$

A constante adimensional para ajuste da resistência plástica β_g , uma constante adimensional para ajuste da resistência plástica dependendo da relação entre o espaçamento e o diâmetro das aberturas (p/D_o), conforme as Equações 2.28 e 2.29:

$$Se \frac{p}{D_o} < 1.2, \beta_g = 1.198 - 0.42 * \frac{D_o}{d_g} + \frac{p}{5D_o} \quad (2.28)$$

$$Se \frac{p}{D_o} \leq 1.2, \beta_G = 1.838 - 0.42 * \frac{D_o}{d_g} - \frac{p}{3D_o} \quad (2.29)$$

A capacidade de carga final (V_{GRI}) é obtida aplicando o fator de redução χ sobre a força cortante plástica horizontal resistente ($V_{h,pl}$), definida na Equação 2.30:

$$V_{h,pl} = \beta_g * f_y * \frac{t_w * b_p^2}{\sqrt{3 * b_p^2 + 16y_p^2}} \quad (2.30)$$

$$V_{Gri} = V_{h,pl} * \chi \quad (2.31)$$

Tabela 2.3: Valores constantes para GRILO et al. (2018)

Do/dg	p/Do	m_{GRI}	n_{GRI}	o_{GRI}	p_{GRI}	q_{GRI}
0.5	1.1	0.759	1.350	1.150	0.666	3.5
	1.2	0.730	1.390	1.420	0.514	2.1
	1.3	0.780	1.400	1.160	0.672	3.5
	1.4	0.840	1.420	1.260	0.667	2.7
	1.5	0.916	1.400	1.090	0.840	5.0
0.6	1.1	0.798	1.420	1.140	0.700	3.5
	1.2	0.791	1.420	1.130	0.700	3.8
	1.3	0.836	1.400	1.100	0.730	4.5
	1.4	0.909	1.360	1.150	0.790	3.3
	1.5	0.790	1.310	1.090	0.890	4.5
0.7	1.1	0.849	1.470	1.080	0.783	4.5
	1.2	0.844	1.440	1.110	0.730	3.9
	1.3	0.903	1.390	1.150	0.785	4.0
	1.4	0.980	1.340	1.120	0.870	3.0

	1.5	1.130	1.330	-	-	-
0.8	1.1	0.888	1.430	1.090	0.815	4.0
	1.2	0.901	1.420	1.140	0.790	3.5
	1.3	1.020	1.420	-	-	-
	1.4	1.175	1.420	-	-	-
	1.5	1.285	1.360	-	-	-

Fonte: Adaptado de GRILO et al. (2018)

2.3.4. BS EN 1993 - 1 -13 (2024)

A norma europeia impõe conformidade com limites geométricos (Tabela 2.4) antes da verificação da resistência à FMA. A verificação fundamental compara a força axial resistente (N_{BS}) com a força cortante horizontal resistente (V_{BS}), integrando o fator de redução para o montante de alma (χ_{wp}) e a menor resistência entre os Tês superior e inferior

Tabela 2.4: Limites de dimensões para aberturas circulares com e sem enrijecedores

Diâmetro máximo da abertura, h_o	Espaçamento mínimo de borda a borda, s_o	Profundidade mínima do Te	
		Te em compressão	Te em tração
$0.8 * h$	$0.1 * h_o$	$Máx\{t_f + r + 10mm \ t_f + 30 mm$	$Máx\{t_f + r + 10mm \ t_f + 30 mm$

Fonte: Adaptado de EN 1993 - 1 - 13 (2024)

$$N_{BS} = V_{BS} \quad (2.32)$$

$$V_{BS} = X_{wp} * b_w * \text{Min}\{t_{ws} f_{ys}; t_{wi} f_{yi}\} * f_y \quad (2.33)$$

O fator χ_{wp} depende do parâmetro Φ e do índice de esbeltez do montante de alma (λ_{wp}), sendo esta última limitada normativamente para prevenir falhas em geometrias excessivamente esbeltas (Eq. 2.36):

$$X_{wp} = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \lambda_{wp}^2}}, \text{ com } X \leq 1.0 \quad (2.34)$$

$$\Phi = 0.5 * [1 + 0.21 (\lambda_{wp} - 0.2) + \lambda^2] \quad (2.35)$$

$$\lambda_{wp} = \frac{1.75 \sqrt{2b_w^2 + D_o^2}}{t_w} * \frac{1}{\lambda_1}, \text{ com } \lambda_{wp} \leq \frac{2.7 * D_o}{t_w} * \frac{1}{\lambda_1} \quad (2.36)$$

Ao analisar não somente as formulações, mas as considerações apresentadas sobre os métodos analíticos selecionados, esse trabalho também possibilita o teste desses métodos ao considerar o aço de alta resistência.

2.4.SÍNTESE E LACUNAS

Esta revisão da literatura permitiu mapear os estudos sobre o comportamento estrutural de vigas celulares mistas, com ênfase na aplicação de aço de alta resistência. Em primeiro lugar, a revisão apontou que o comportamento das vigas celulares mistas convencionais é governado por dois modos de falha inter-relacionados: a instabilidade no montante da alma (FMA) e a mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel (MV). A predominância de um ou outro, ou ainda de sua interação, depende de parâmetros geométricos (relação D_o/d , p/D_o , simetria) e do sistema misto (material da laje, tipo de conexão).

Em segundo lugar, a utilização de aços de alta resistência em vigas celulares mistas carece de adaptações normativas para sua plena utilização. Normas fundamentais, como a EN 1994-1-1 (2026), normalmente não incluem plenamente aços com resistência ao escoamento superior a 460 MPa, e os procedimentos analíticos existentes (Robert Mark Lawson; Stephen James Hicks, 2011; American Institute of Steel Construction, 2016; Grilo et al., 2018; The British Standards Institution, 2024), não se aplicam a aços de alta resistência.

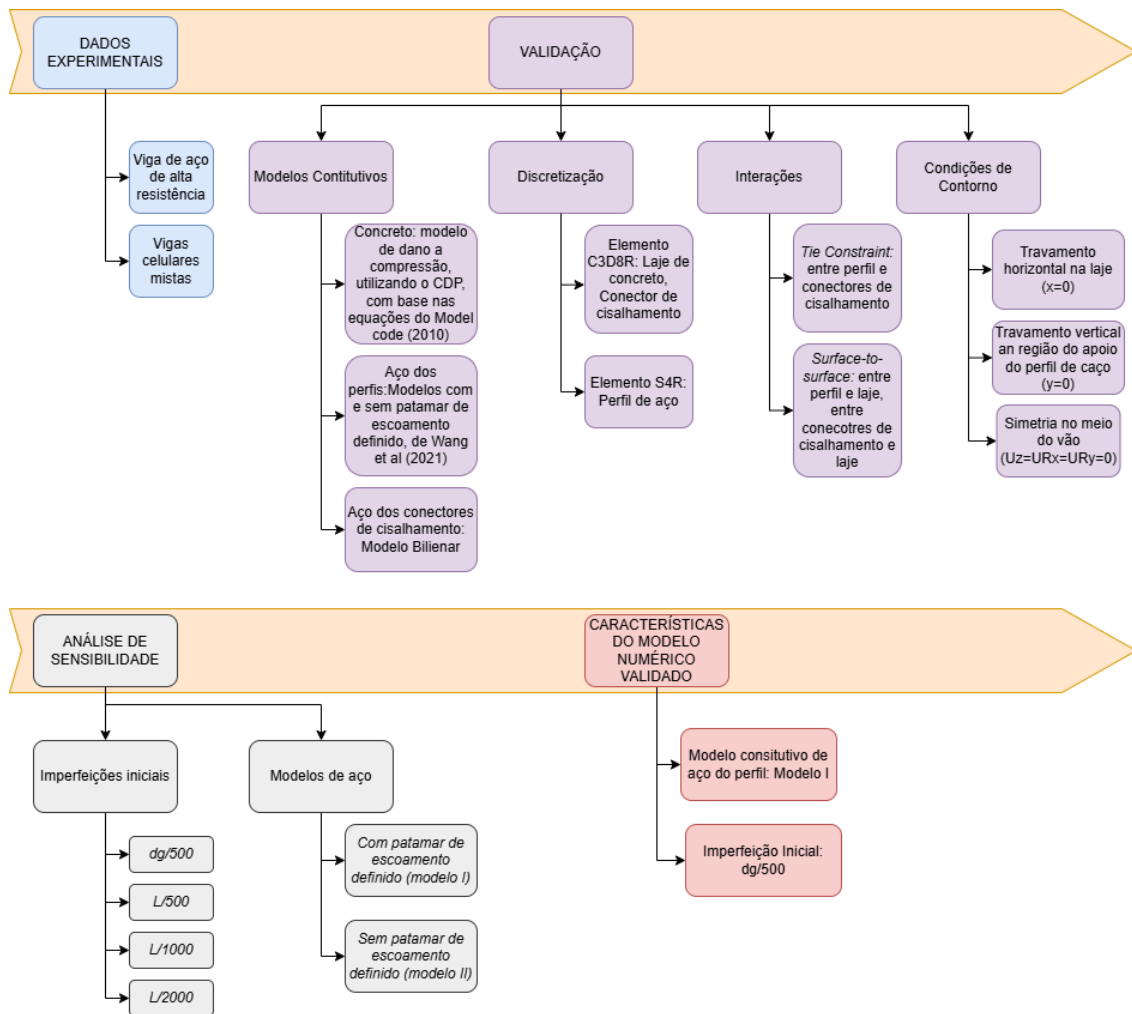
Podem ser notadas, então, duas lacunas de conhecimento. Primeiro, falta uma compreensão parametrizada e quantitativa de como a resistência do aço (f_y) e os parâmetros geométricos (D_o/d , p/D_o) influenciam nos modos de falha (FMA/MV) e na capacidade resistente das vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto. Segundo, dado que há limitações para a resistência ao escoamento do aço nos métodos analíticos existentes, é necessário avaliar a precisão quando são aplicados a vigas celulares mistas de aço de alta resistência de concreto.

3. MODELAGEM NUMÉRICA

Neste capítulo, são apresentados os detalhes dos exemplares modelados numericamente. É descrito o processo de construção dos modelos numéricos utilizados para validação, assim como os modelos constitutivos para representar cada material, as condições de contorno e interação. São também apresentados os resultados da validação dos modelos numéricos e o procedimento de análise paramétrica previsto.

Foi utilizada a modelagem em elementos finitos no *software* ABAQUS® para realizar o estudo de validação. Os dados experimentais foram divididos em duas fontes: vigas celulares mistas de aço comum e concreto e vigas de alma cheia de aço de alta resistência. O processo de validação verificou, juntamente com a análise de sensibilidade, a combinação de imperfeições iniciais com o modelo constitutivo de aço que representa com maior precisão o comportamento das vigas celulares mistas. Também foi avaliada a precisão do modelo constitutivo de aço para aço de alta resistência, com base na validação da viga de aço de alma cheia. A Figura 3.1 apresenta o fluxograma detalhado do processo de modelagem numérica.

Figura 3.1: Fluxograma de procedimentos da metodologia adotada



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

3.1.DADOS DE REFERÊNCIA

Nessa etapa foram utilizados dados presentes na literatura para validar vigas celulares mistas de aço e concreto. Também foi encontrado um modelo de viga de aço de alta resistência, utilizado para validar o modelo de aço usado para representar o aço de alta resistência.

3.1.1. Vigas Celulares Mistas

As vigas denominadas CCB1 e CCB2 são originárias das vigas A1 e B1 de Nadjai et al. (2007). A primeira é uma viga de seção simétrica, com perfil expandido a partir do modelo UB406 x 140 x 39. A segunda viga possui seção assimétrica, com razão de áreas entre os tês inferior e superior de 1,13, sendo seu perfil composto por um tê superior baseado no UB406 x

140 x 39 e um tê inferior baseado no UB457 x 152 x 52. Ambas as vigas têm comprimento total de 5000 mm. A disposição é de conectores do tipo pino com cabeça, com diâmetro de 19 mm e altura total de 120 mm, espaçados a cada 150 mm. Estes são conectados a uma laje de concreto no padrão Holorib HR51/150. A resistência à compressão do concreto em corpo de prova cúbico é de 35 MPa.

As vigas CCB3 e CCB4 são originalmente denominadas "Test 1A" e "Test 3" por Müller et al. (2006). A primeira é simétrica, com comprimento total de 7030 mm; o perfil de aço baseia-se no modelo IPE 400. A laje de concreto segue o padrão Holorib HR 51/150, e a resistência à compressão do concreto em corpo de prova cúbico é de 42 MPa. Os conectores são do tipo pino com cabeça e possuem diâmetro de 19 mm e altura total de 100 mm, espaçados a cada 150 mm. A segunda viga é assimétrica, com razão de áreas entre os tês inferior e superior de 2,78 e comprimento total de 7030 mm; seu perfil apresenta tê superior baseado no modelo IPE 300 e tê inferior baseado no HEB 340. A laje de concreto desta viga também segue o padrão Holorib HR 51/150, com resistência à compressão do concreto em corpo de prova cúbico de 30,2 MPa. A disposição também é de conectores pino com cabeça com diâmetro de 19 mm e altura total de 100 mm, espaçados a cada 150 mm. A **Tabela 3.1** apresenta um resumo das características de cada modelo.

Tabela 3.1: Características gerais de cada modelo validado

NOMENCLATURA	CARACTERÍSTICAS GERAIS
CCB1	<ul style="list-style-type: none"> • Perfil original: UB 460 x 140 39; • Seção I celular simétrica; • Tipo de Laje: mista com fôrma Holorib HR51/150; • Vão: 5000 mm; • Conectores: Tipo pino com cabeça, 19 mm de diâmetro, 120 mm de altura, espaçados a 150 mm; • Esquema de ensaio: flexão a 4 pontos.
CCB2	<ul style="list-style-type: none"> • Perfil original: UB 460 x 140 39 (tê superior), UB 457 x 152 x 52 (tê inferior); • Seção I celular assimétrica (1,13 de razão entre as áreas dos Tês); • Tipo de Laje: mista com fôrma Holorib HR51/150; • Vão: 5000 mm; • Conectores: Tipo pino com cabeça, 19 mm de diâmetro, 120 mm de altura, espaçados a 150 mm; • Esquema de ensaio: flexão a 3 pontos.
CCB3	<ul style="list-style-type: none"> • Perfil original: IPE 400;

- Seção I celular simétrica;
- Tipo de Laje: mista com fôrma Holorib HR51/150;
- Vão: 7030 mm;
- Conectores: Tipo pino com cabeça, 19 mm de diâmetro, 100 mm de altura, espaçados a 150 mm;
- Esquema de ensaio: flexão a 6 pontos.
- Perfil original: IPE 300 (Tê superior), HEB 340 (Tê inferior);
- Seção I celular assimétrica (2,78 de razão entre as áreas do Tês);
- Tipo de Laje: mista com fôrma Holorib HR51/150;
- Vão: 7030 mm;
- Conectores: Tipo pino com cabeça, 19 mm de diâmetro, 100 mm de altura, espaçados a 150 mm;
- Esquema de ensaio: flexão a 6 pontos.

CCB4

 Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Os modelos numéricos das vigas compostas foram desenvolvidos com foco na interação aço-concreto e no comportamento do perfil celular. Para otimizar a eficiência computacional, a fôrma da laje no padrão Holorib não foi explicitamente modelada em nenhuma das simulações, representando uma simplificação comum em estudos numéricos. (Ferreira et al., 2021; Ferreira; Martins; De Nardin, 2021).

Na Tabela 3.2 são apresentadas as informações geométricas e resistências dos materiais de cada exemplar. A aplicação de carga e a seção transversal das vigas está disposta na Figura 3.2.

Tabela 3.2: Características dos modelos experimentais de vigas celulares mistas

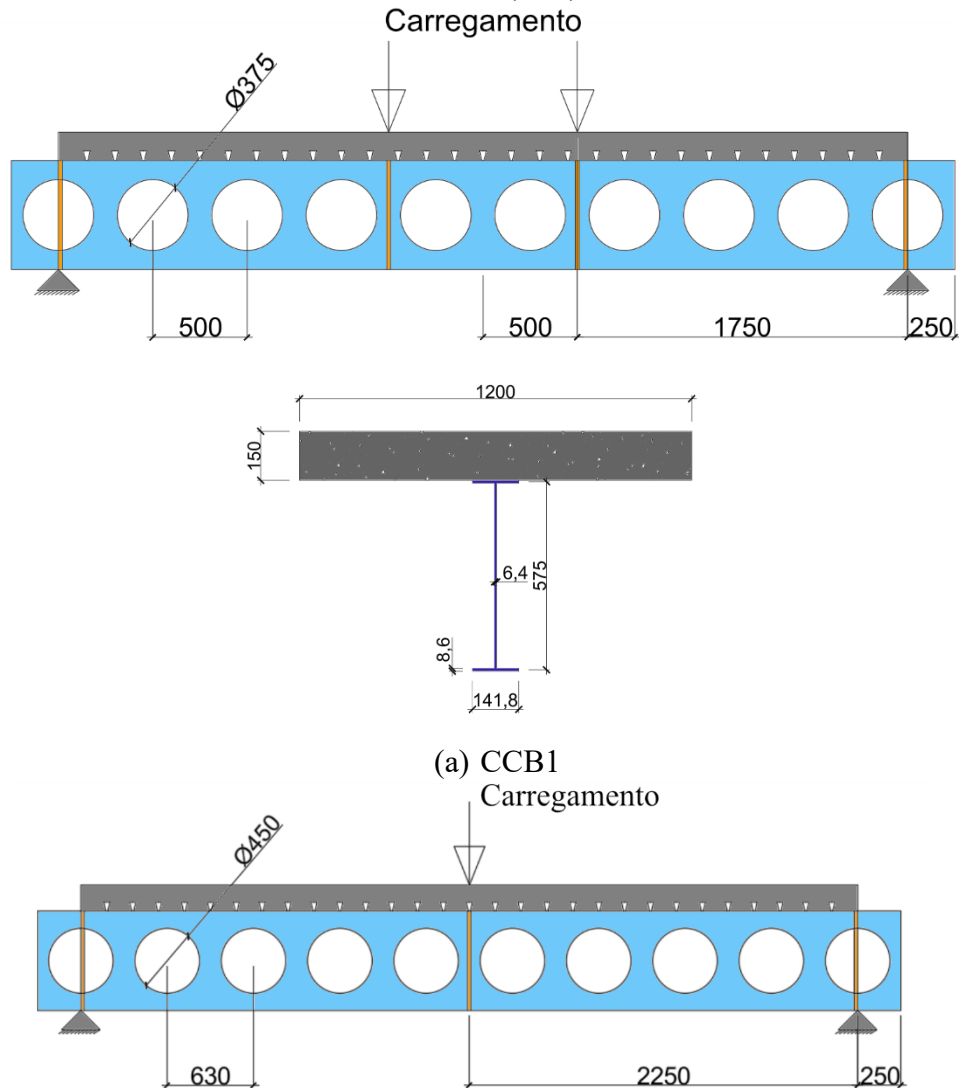
PERFIL CELULAR DE AÇO									
Exemplar	Referência	d_g (mm)	D_o (mm)	p (mm)	$b_{f_s}; b_{f_i}$ (mm)	$t_{f_s}; t_{f_i}$ (mm)	$t_{w_s}; t_{w_i}$ (mm)	$f_{y_s}; f_{y_i}$ (Mesa/Alma) - MPa	$f_{u_s}; f_{u_i}$ (Mesa/Alma) - MPa
CCB1	A1 - (Nadjai et al., 2007)	575	375	500	141.8; 141.8	8.6; 8.6	6.4; 6.4	312; 312	438.5; 438.5
CCB2	A2 - (Nadjai et al., 2007)	630	450	630	141.8; 152.4	10.9; 10.9	6.4; 7.6	312; 312	438.5; 438.5
CCB3	Test 1A - (Müller et al., 2006)	555.2	380	570	180; 180	13.5; 13.5	8.6; 8.6	451/489; 451/489	541/587; 541/587
CCB4	Test 3 - (Müller et al., 2006)	484.6	380	570	150; 300	10.7; 21.5	7.1; 12	407/467; 453/489	524/588; 519/582

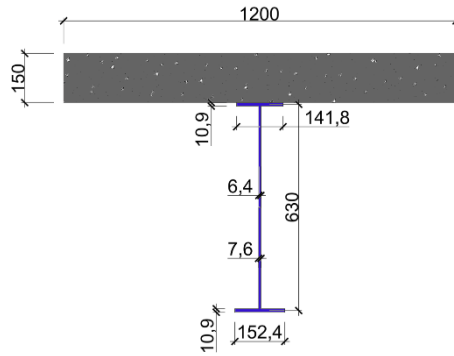
Exemplar	Referência	LAJE DE CONCRETO				CONECTOR DE CISLHAMENTO			
		E (GPa)	f_{cubic} (MPa)	b (mm)	h_l (mm)	L_b (mm)	f_{y_c} (MPa)	f_{u_c} (MPa)	Alongamento (%)
CCB1	A1 - (Nadjai et al., 2007)	200	35	1200	150	4500			
CCB2	A2 - (Nadjai et al., 2007)	200	35	1200	150	4500			
CCB3	Test 1A - (Müller et al., 2006)	200	42	1800	130	6840	466	559	18.8
CCB4	Test 3 - (Müller et al., 2006)	200	30,2	1800	130	6840			

Observação: As propriedades do aço para CCB1 e CCB2 ($f_y = 312$ MPa, $f_u = 438.5$ MPa) são valores médios de testes de materiais realizados na Ulster University (Nadjai, 2005).

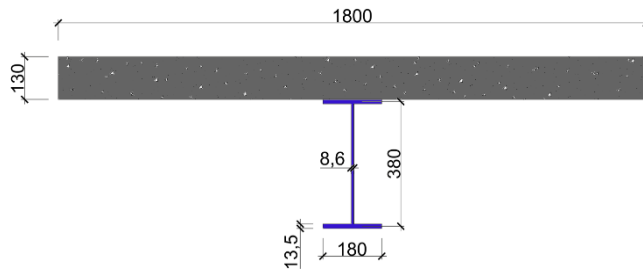
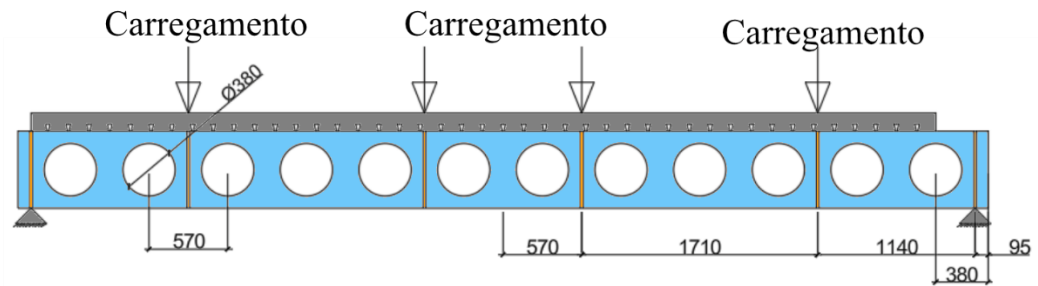
Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Figura 3.2: Esquema de Carregamento e seções transversais dos modelos de referência (mm)

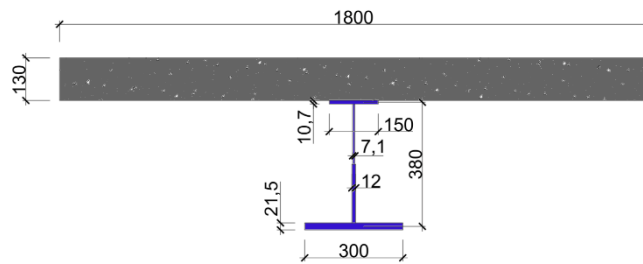
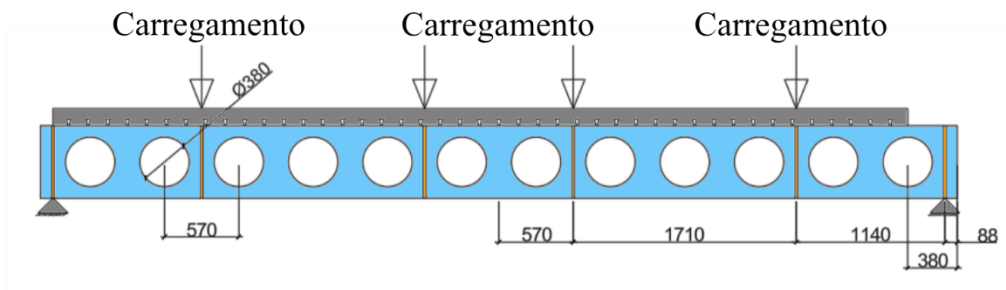




(b) CCB2



(c) CCB3



(d) CCB4

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

3.1.2. Viga de alma cheia de aço de alta resistência

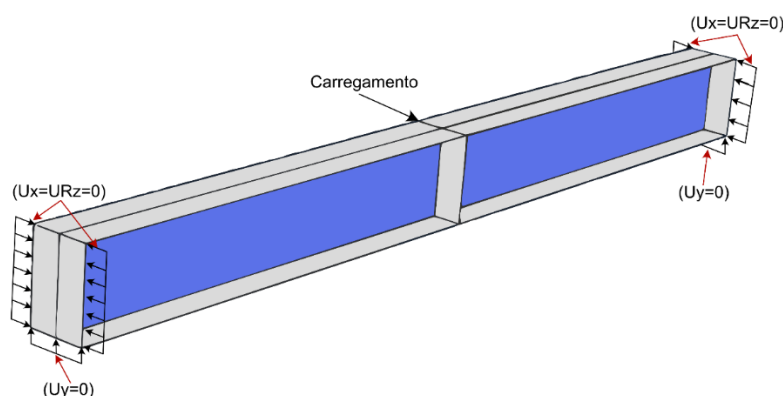
Para validar o modelo constitutivo em representar aço de alta resistência, também foi selecionada da literatura, a viga de alma cheia apresentada por Xiong, et al. (2021a), com suas características na Tabela 3.3, seu modo de carregamento mostrado na Figura 3.3. Nomeado no estudo como “B-270-3.0”, neste trabalho, é identificado como SB-AAR.

Tabela 3.3: Dados experimentais da viga de aço de alta resistência

Exemplar	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	f_y (Mesa/Alma) - MPa	f_u (Mesa/Alma) - MPa	L (mm)	E (Mesa/Alma) - GPa
SB-AAR	270	180	12	10	785; 780	821; 830	3000	195/194

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Figura 3.3: Esquema de carregamento da viga de aço de alta resistência



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

3.2. VALIDAÇÃO

Durante todos os processos que envolvem o método dos elementos finitos, foi utilizado o *software* ABAQUS®. A utilização dessa ferramenta permite que cada parte das vigas celulares mistas seja criada individualmente, assim como a definição dos materiais em cada componente, condições de contorno e interações no modelo.

3.2.1. Modelos Constitutivos

Para que o modelo numérico represente corretamente os materiais e o elemento estrutural, é necessário definir padrões para os comportamentos dos tipos de aço e do concreto. No modelo de concreto, foi utilizado o CDP (*Concrete Damaged Plasticity*), com base no comportamento e dano à tração e à compressão apresentado pela FIB (2010), presente nas equações (3.1) - (3.10). Na inserção de propriedades do *software*, os valores apresentados na Tabela 3.4 são oriundos do estudo de Ferreira, Martins e De Nardin (2021a).

$$f_{cm} = f_{ck} + \Delta f, \Delta f = 8MPa \quad (3.1)$$

$$f_{ctm} = 0.3 * (f_{ck})^{2/3} \text{ concreto} \leq C50 \quad (3.2)$$

$$f_{ctk,min} = 0,7 * f_{cm} \quad (3.3)$$

$$f_{ctk,max} = 1.3 * f_{cm} \quad (3.4)$$

$$E_{ci} = E_{c0} * \alpha_E \left(\frac{f_{ck} * \Delta f}{10} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.5)$$

$$E_c = E_{ci} * \alpha_i \quad (3.6)$$

$$\alpha_i = 0.8 + 0.2 * \frac{f_{cm}}{88} \leq 1.0 \quad (3.7)$$

$$E_{lc} = \eta_E * E_c \quad (3.8)$$

$$\eta_E = \left(\frac{\rho}{2200} \right)^2 \quad (3.9)$$

$$G_F = 73 * f_{cm}^{0,18} \quad (3.10)$$

Tabela 3.4: Propriedades para o CDP

ψ	ξ	$fb0/fc0$	K	μ
40	0.1	1.16	0.667	0.001

Fonte: Adaptador de Ferreira, Martins e De Nardin (2021a).

Ao modelar o perfil celular de aço, foram verificados os modelos com e sem patamar de escoamento, propostos por Wang et al. (2021). Os modelos abrangem não somente os aços comuns, mas também os aços de alta resistência. As equações (3.11)-(3.20) apresentam as formulações dos parâmetros auxiliares utilizados no desenvolvimento de ambos os modelos. O valor de l_0 , no estudo de Wang et al. (2021), variou entre 10 e 100 mm. Para esse estudo, foi utilizado o valor intermediário de 40 mm. Ao realizar estudos experimentais, é necessário

adequar esse valor ao verificado no ensaio, a Figura 3.4 apresenta a posição para medição de l_0 no ensaio.

$$f_u = 150 + 0,98 * f_y \quad (3.11)$$

$$\epsilon_u \left(1 + \frac{f_y}{315} \right)^{-2,25} \quad (3.12)$$

$$\epsilon_f = \left(1 + \frac{f_y}{620} \right)^{-2,25} * \left(1 + \frac{50 - l_0}{280 - 0,1 * l_0} \right) \quad (3.13)$$

$$f_f = 175 + 0,51 * f_y \quad (3.14)$$

$$E_f = (4 * 10^{-5} * f_y) * E \quad (3.15)$$

$$\epsilon_h = 0,032 - 0,01 * \frac{f_u}{f_y} \quad (3.16)$$

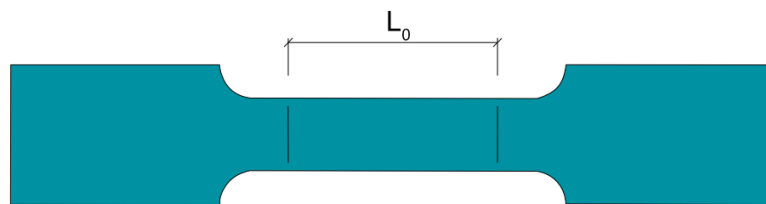
$$E_h = (0,028 - 2,1 * 10^{-5} * f_y) * E \quad (3.17)$$

$$f_p = 0,65 * f_y \quad (3.18)$$

$$E_p = 0,75 * E \quad (3.19)$$

$$E_y = \frac{9 * (f_u - f_y)}{\epsilon_u - \left(\frac{f_y}{E} \right) - 0,002} \quad (3.20)$$

Figura 3.4: Localização de l_0 no ensaio experimental



Fonte: Adaptado de (Dokšanović et al., 2018)

Para aços de alta resistência, os valores de tensão de escoamento (f_y) e de tensão última (f_u) são os apontados na Tabela 3.5, valor calculado a partir da equação (3.11), valores posteriormente utilizados nos cálculos de cada modelo.

Tabela 3.5: Características de tensão de escoamento e tensão última dos aços analisados

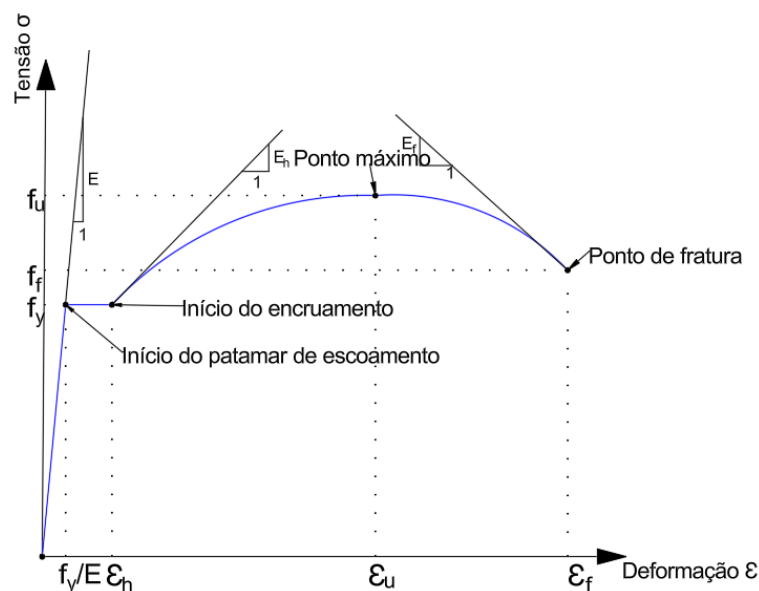
Aço	f_y (MPa)	f_u (MPa)
S460	460	600,8

S690	690	826,2
S960	960	1090.8

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

O modelo com patamar de escoamento é apresentado na Figura 3.5 e representado pelas equações (3.21) - (3.23). A Equação (3.21) em especial, define o comportamento do aço no modelo com patamar de escoamento definido. Para isso, temos quatro etapas consideradas nas equações: Etapa 1: fase elástica, possui uma relação linear definida pelo Módulo de Elasticidade (E) até atingir a tensão de escoamento (f_y). Etapa 2: patamar de escoamento, sendo a região onde a tensão permanece constante (f_y) até o início do encruamento (ϵ_h). Etapa 3: encruamento positivo: curva onde o aço ganha resistência conforme se deforma, limitada pelos coeficientes de forma p e q , até atingir a tensão última (f_u) na deformação (ϵ_u). Etapa 4: estricção: trecho de amolecimento pós-pico que descreve a perda de capacidade resistente até a ruptura do material (f_f, ϵ_f).

Figura 3.5: Comportamento uniaxial Tensão-Deformação - aço com patamar de escoamento definido



Fonte: Adaptado de Wang et al. (2021)

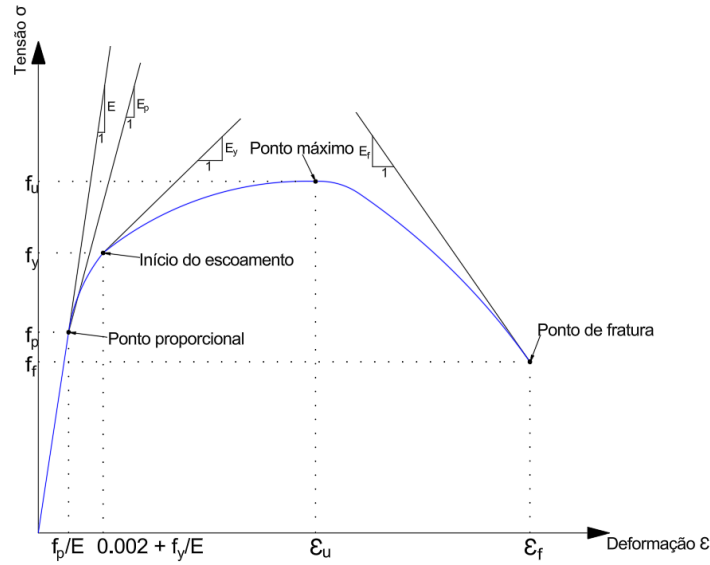
$$\sigma = \begin{cases} E\epsilon, 0 \leq \epsilon < \frac{f_y}{E} \text{ (a)} \\ f_y, \frac{f_y}{E} \leq \epsilon < \epsilon_h \text{ (b)} \\ f_u - (f_u - f_y) \left(\frac{\epsilon_u - \epsilon}{\epsilon_u - \epsilon_h} \right)^p, \epsilon_h \leq \epsilon \leq \epsilon_u \text{ (c)} \\ f_u - (f_u - f_f) \left(\frac{\epsilon - \epsilon_u}{\epsilon_f - \epsilon_h} \right)^p, \epsilon_u \leq \epsilon \leq \epsilon_f \text{ (d)} \end{cases} \quad (3.21)$$

$$p_w = \frac{E_h * (\epsilon_u - \epsilon_h)}{f_u - f_y} \quad (1.5 \leq p \leq 4.5) \quad (3.22)$$

$$q_w = \frac{E_f (\epsilon_f - \epsilon_h)}{f_u - f_f} \quad (1.5 \leq q \leq 4.5) \quad (3.23)$$

Enquanto o modelo sem patamar de escoamento está representado na Figura 3.6, com as equações (3.24) - (3.30). A Equação (3.24) em especial, define o comportamento do aço sem patamar de escoamento definido. Por se tratar de uma curva contínua, o modelo adota a deformação (ϵ) como variável dependente da tensão (σ), dividida em quatro etapas: Etapa 1: fase elástica linear: Válido até o limite de proporcionalidade (f_p), o comportamento segue a Lei de Hooke convencional, dependendo puramente do Módulo de Elasticidade (E). Etapa 2: transição elastoplástica: é a região entre o limite de proporcionalidade (f_p) e a tensão de escoamento convencional (f_y), representa a perda gradual de rigidez do material através de uma transição controlada pelo expoente de encruamento n e pelo parâmetro ϵ_{yp} . Etapa 3: encruamento positivo: Ocorrendo entre a tensão de escoamento (f_y) e a tensão última (f_u), representa o ganho de resistência do aço até atingir a sua capacidade máxima resistente, com a curvatura da ajustada pelo expoente m . Etapa 4: estrição: representa o comportamento do material após o pico de tensão (f_u) até a ruptura definitiva sob tensão (f_f) e deformação (e_f), que descreve o fenômeno de amolecimento localizado da barra, onde a geometria da curva é refinada pelo expoente q' .

Figura 3.6: Comportamento uniaxial Tensão-Deformação - aço sem patamar de escoamento definido



Fonte: Adaptado de Wang et al. (2021)

$$\epsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E}, \sigma \leq f_p \quad (a) \\ \frac{f_p}{E} + \frac{\sigma - f_p}{E_p} + \epsilon_{yp} \left(\frac{\sigma - f_p}{f_y - f_p} \right)^n, f_p < \sigma \leq f_y \quad (b) \\ 0,002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_p} + \epsilon_{up} \left(\frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right)^m, f_y < \sigma \leq f_u \quad (c) \\ \epsilon_u + (\epsilon_f - \epsilon_u) \left(\frac{\sigma - f_u}{f_f - f_u} \right)^{q'}, f_u > \sigma \geq f_f \quad (d) \end{cases} \quad (3.24)$$

$$\epsilon_{yp} = 0,002 + (f_y - f_p) \left(\frac{1}{E} - \frac{1}{E_p} \right) \quad (3.25)$$

$$\epsilon_{up} = \epsilon_u - 0,002 - \frac{f_y}{E} - \frac{f_u - f_y}{E_y} \quad (3.26)$$

$$n = \frac{f_y}{\epsilon_{yp}} \left(\frac{1}{E_y} - \frac{1}{E_p} \right) \left(1 - \frac{f_p}{f_y} \right) \quad (3.27)$$

$$m = 1,8 + 1,65 * 10^{-4} E_y \quad (3.28)$$

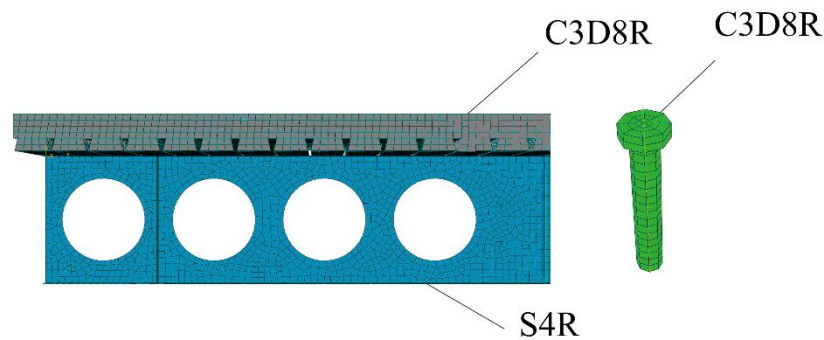
$$E_y = \frac{9(f_u - f_y)}{\epsilon_u - \frac{f_y}{E} - 0,002} \quad (3.29)$$

$$q' = \frac{f_u - f_f}{E_f(\epsilon_f - \epsilon_u)}, (0,22 \leq q' \leq 0,67) \quad (3.30)$$

3.2.2. Discretização

Na discretização da laje de concreto e dos conectores de cisalhamento foram utilizados elementos sólidos (C3D8R), um elemento que possui 8 nós e 3 graus de liberdade, as translações em cada eixo. Por sua vez, a viga celular de aço utilizou o elemento do tipo casca (S4R), um elemento quadrilateral com 4 nós e 6 graus de liberdade, além das translações em cada eixo, também apresenta as rotações em cada eixo. A Figura 3.7 apresenta a discretização dos elementos da modelagem. A laje utilizou elementos de 20 mm, o conector elementos de 6,5 mm e o perfil elementos de 10 mm.

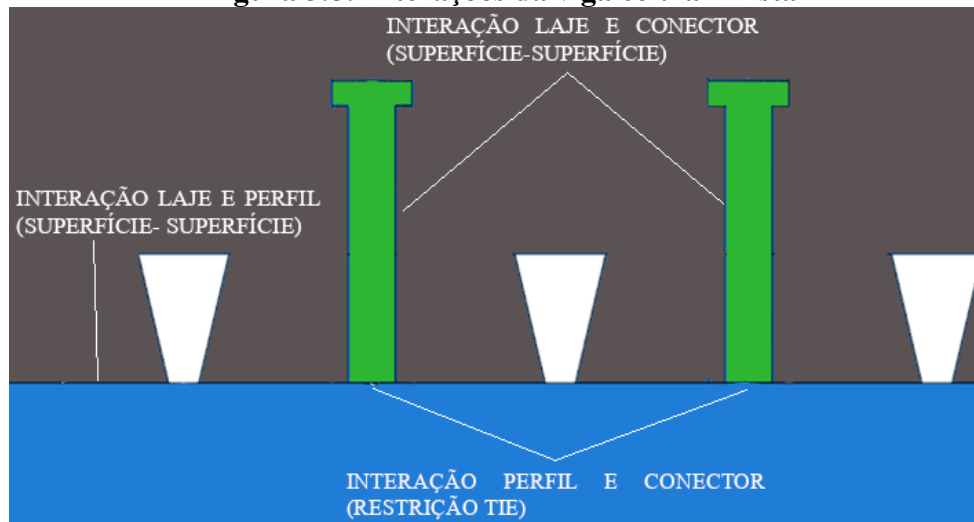
Figura 3.7: Tipos de elementos finitos utilizados



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

3.2.3. Interações

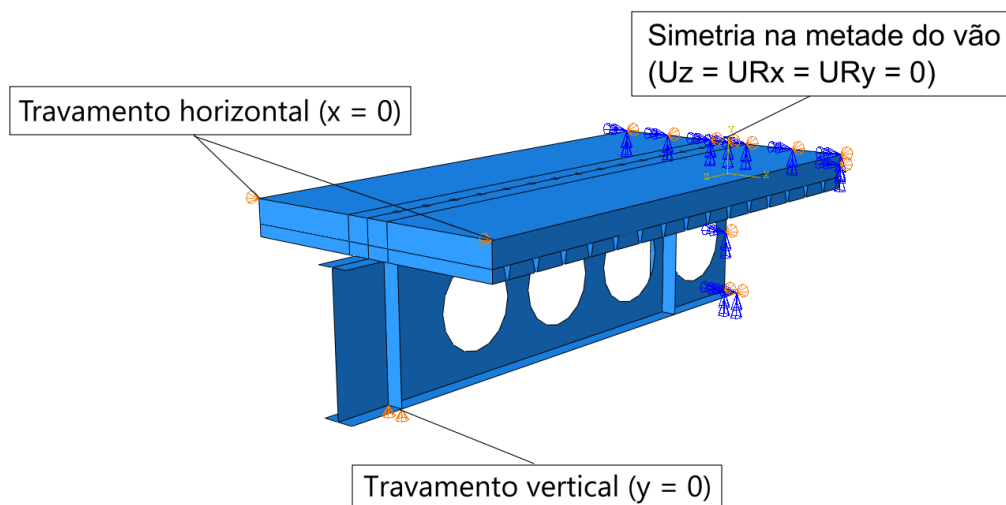
Entre as vigas celulares e conectores de cisalhamento foi aplicada uma condição que permite modelar a perfeita aderência entre os elementos, chamada *tie constraint*. Nas superfícies de contato entre laje-perfil e laje-conector, foi aplicada a opção *surface to surface*, com comportamento normal e tangencial definidos nas propriedades *Hard contact* e *penalty*. O valor do coeficiente de atrito aplicado para o contato laje-perfil foi de 0.4, enquanto para laje-conector foi 0.2, valores estudados por Wijesiri Pathirana et al. (2016). A **Figura 3.8** apresenta as interações entre os elementos da viga celular mista.

Figura 3.8: Interações da viga celular mista

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

3.2.4. Condições de Contorno

Os modelos foram construídos considerando a simetria ($U_z = U_{Rx} = U_{Ry} = 0$) na metade do comprimento das vigas celulares mistas. Foi aplicada uma restrição de travamento horizontal ($U_x = 0$) nas laterais das lajes de concreto, assim como restrição vertical ($U_y = 0$) no local de apoio do perfil de aço, conforme mostrado na Figura 3.9.

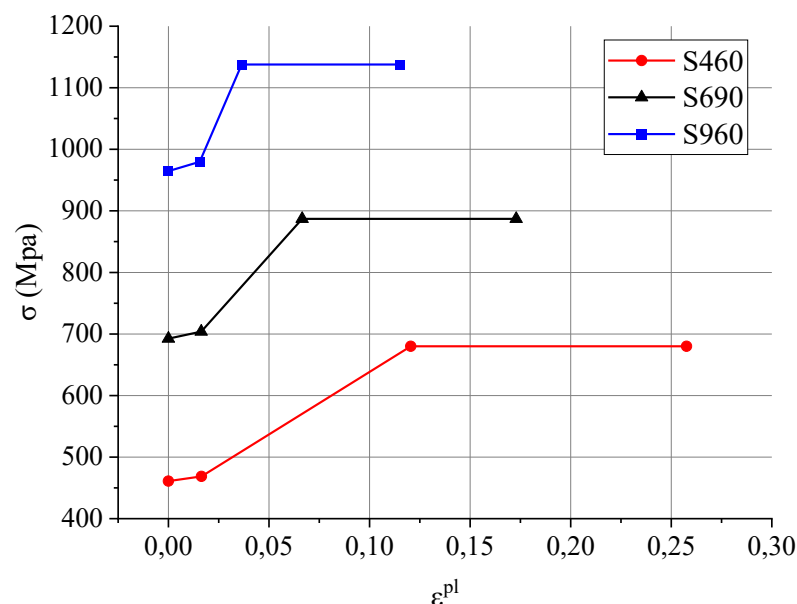
Figura 3.9: Condições de contorno da viga celular mista

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

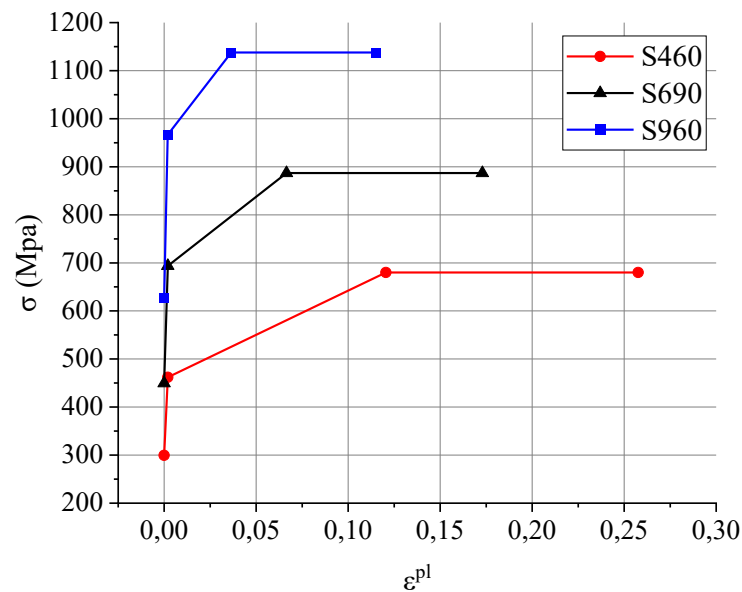
3.3. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE: MODELO CONSTITUTIVO DE AÇO E IMPERFEIÇÕES INICIAIS

Durante o estudo de validação do modelo numérico, foi realizada, no *software* ABAQUS®, uma análise de sensibilidade para definição do modelo de aço e da imperfeição inicial global a ser utilizada. Dessa forma, foram realizadas análises elásticas de perturbação linear, utilizando o processo “*Buckle*” presente no *software*. Os dados obtidos da análise “*Buckle*” foram aplicados como imperfeições geométricas iniciais no método “*Static, Riks*”, para realizar uma análise inelástica. A variação de modelo de aço ocorreu utilizando os modelos apresentados por Wang et al. (2021), com o Modelo com patamar de escoamento sendo tratado como Modelo I (Figura 3.10 a) para essa análise, enquanto o Modelo sem patamar de escoamento foi tratado como Modelo II (Figura 3.10 b). Cabe ressaltar que, embora a recente normativa EN 1993-1-4 (2025) estabeleça diretrizes específicas para a seleção de modelos constitutivos em análises por elementos finitos, sua publicação oficial ocorreu após o final da extração de dados de toda a análise paramétrica. Dessa forma, optou-se pela utilização apenas modelos de Wang et al. (2021).

Figura 3.10: Comportamento dos modelos constitutivos inseridos no ABAQUS a partir das equações



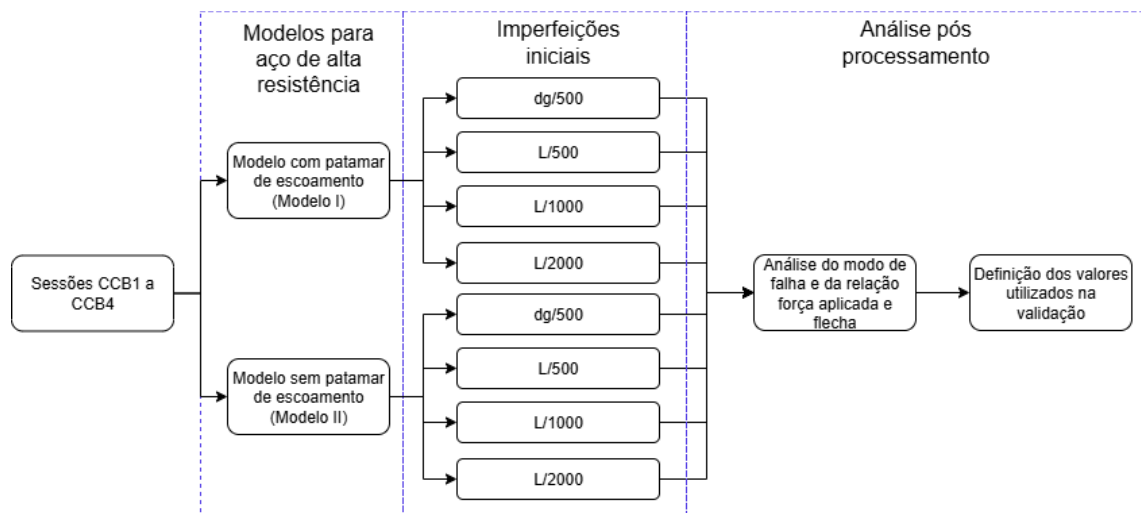
(a) Modelo I



(b) Modelo II

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Para definir as imperfeições iniciais, foram utilizados os apresentados por Shamass e Guarracino (2020) e Shi et al. (2020), com imperfeições de $dg/500$, $L/500$, $L/1000$ e $L/2000$, com dg sendo a altura do perfil celular de aço e L o vão entre os apoios da viga celular mista. A análise de sensibilidade segue a organização apresentada na Figura 3.11.

Figura 3.11: Procedimento da análise de sensibilidade

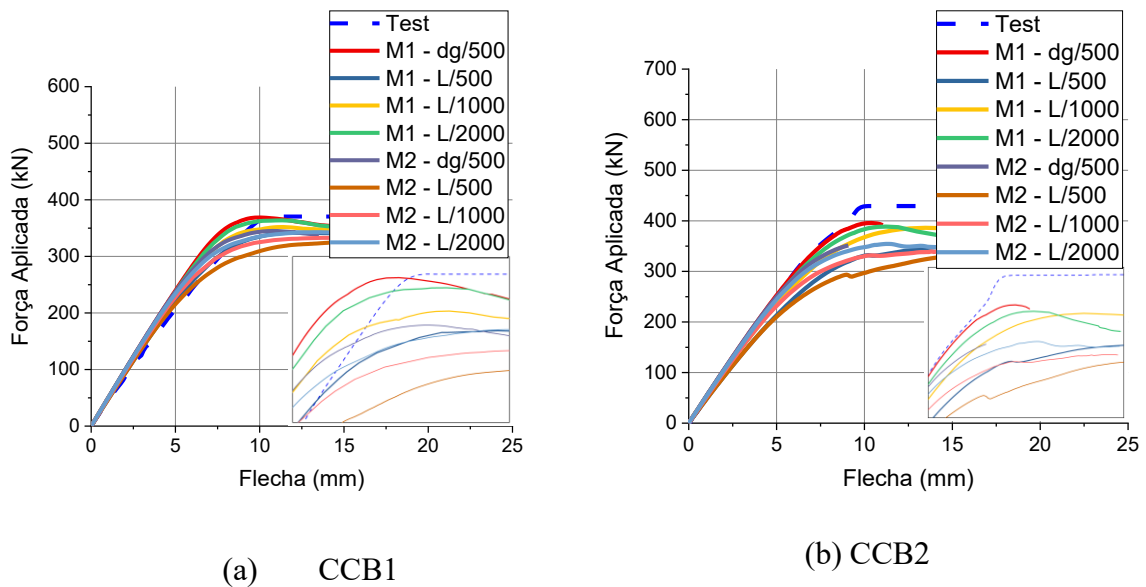
Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

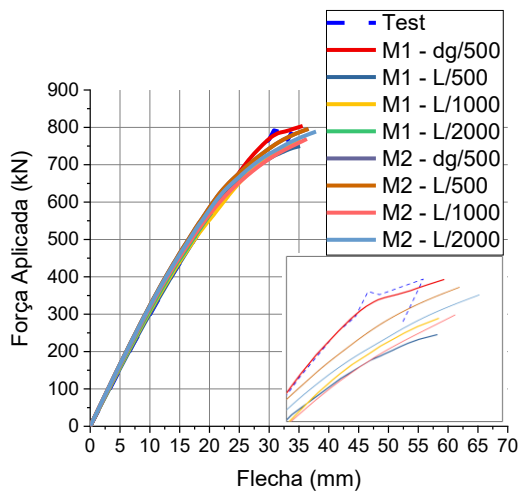
Com relação ao comportamento apresentado no *software*, nos modelos em que foi utilizada a aplicação de deslocamento (CCB1, CCB2 e suas variações) houve diferenças nas forças máximas atingidas na análise inelástica. Para as variações de CCB1 e CCB2, as

combinações que apresentaram força mais próxima do experimental foram com o modelo de aço com patamar de escoamento combinado com as imperfeições iniciais globais da ordem de $d_g/500$, $L/1000$ e $L/2000$. As **Figura 3.12** (a) e (b) representam o que foi comentado, com a particularidade de que as modificações das imperfeições iniciais fizeram com que os modelos tivessem certa diferenciação na rigidez inicial.

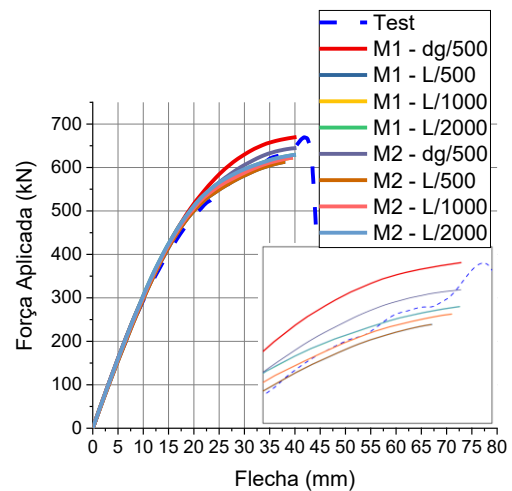
Da mesma forma, os modelos em que foi aplicada a carga (CCB3, CCB4 e suas variações) apresentaram diferença na força máxima atingida, com a diferença de que o comportamento durante a rigidez inicial foi mais semelhante entre todas as combinações. Conforme apresentado nas **Figura 3.12** (c) e (d), as combinações que apresentaram força última mais próximas do experimental foram as combinações do modelo com patamar de escoamento com $d_g/500$ e do modelo sem patamar de escoamento com $L/500$ e $L/2000$ para CCB3 e CCB4.

Figura 3.12: Curvas comparativas da análise de sensibilidade





(c) CCB3



(d) CCB4

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

As vigas com perfil simétricos CCB1 e CCB3, (**Figura 3.12 a, c**) apresentaram como modo de falha exclusivamente a FMA, independente do modelo e da imperfeição inicial aplicada. As variações das imperfeições iniciais em CCB1 com o modelo I apresentaram concentração de tensões nos conectores de cisalhamento próximos ao montante de alma mais externo, porém não apresentaram a mesma concentração no montante de extremidade. As variações com o modelo II mostraram que a concentração de tensões nos conectores de cisalhamento aconteceu de forma mais distribuída em todos os montantes de alma, não estando acentuados no montante de alma mais externo.

Durante o estudo de validação de CCB3, quando utilizado o Modelo I, a concentração de tensões ocorreu mais próxima à extremidade da laje mista, diminuindo conforme se aproximava ao centro da laje. O mesmo pode ser observado nas variações com o Modelo II. Todos os modelos apresentaram como modo de falha a FMA.

As vigas com perfil assimétricos (CCB2 e CCB4) também apresentaram como modo de falha a FMA e o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel. As variações de CCB2 com o Modelo I apresentaram FMA com distribuição descontínua de tensões, devido à assimetria do perfil celular de aço, e a concentração de tensões ocorreu próxima à segunda abertura. Com relação às variações com o Modelo II, todas apresentaram FMA como modo de falha, com distribuição descontínua de tensões; contudo, o modelo CCB2-M2-dg/500 apresentou concentração de tensões distribuídas nos conectores próximos as aberturas. Já no que tange ao modelo CCB2-M2-L/500, a concentração de tensões ocorreu apenas próximo à

segunda abertura. Os modelos CCB2-M2-L/1000 e CCB2-M2-L/2000 apresentaram concentração de tensões próximos à primeira e à segunda abertura.

As variações com o Modelo I no exemplar CCB4 apresentaram FMA com distribuição descontínua de tensões, e a concentração de tensões ocorreu nos conectores de cisalhamento mais próximos à região do corte, ou seja, mais à extremidade da laje. As variações com o Modelo II apresentaram como modo de falha o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel e instabilidade local da alma, no Tê Superior, com a formação da rótula na primeira abertura do perfil de aço. A concentração de tensões ocorreu nos conectores de cisalhamento mais próximos à região do corte.

A Tabela 3.6 apresenta a influência do modelo constitutivo de aço nos valores de força máxima. O principal fator para a escolha da combinação que melhor representa as imperfeições geométricas iniciais foi a relação entre a carga última numérica e a experimental $\left(\frac{P_{fe}}{P_{exp}}\right)$, dessa forma, a combinação escolhida para prosseguir nas análises foi o modelo I, com imperfeição inicial igual a $d_g/500$. Ademais, percebe-se que a variação na relação entre a força máxima experimental e a encontrada nos modelos CCB3 e CCB4 é pequena em relação aos dados experimentais; enquanto nos modelos CCB1 e CCB2, as divergências são mais explícitas, com algumas combinações não representando adequadamente os dados experimentais.

Tabela 3.6: Resultados da análise de sensibilidade

Exemplar		Modelo I	Modelo II
		$\frac{P_{fe}}{P_{exp}}$	$\frac{P_{fe}}{P_{exp}}$
CCB1	$d_g/500$	0.9952	0.9310
	L/500	0.9356	0.8831
	L/1000	0.9500	0.9157
	L/2000	0.9815	0.9250
	X	0.9656	0.9137
	SD	0.0275	0.0213
	VAR	0.0008	0.0005
CCB2	$d_g/500$	0.9207	0.8173
	L/500	0.8156	0.7744
	L/1000	0.8986	0.7902
	L/2000	0.9039	0.8242
	X	0.8847	0.8015
	SD	0.0470	0.0233
	VAR	0.0022	0.0005
CCB3	$d_g/500$	0.9995	0.9901
	L/500	0.9326	0.9901
	L/1000	0.9524	0.9565
	L/2000	0.7102	0.9808
	X	0.8986	0.9794

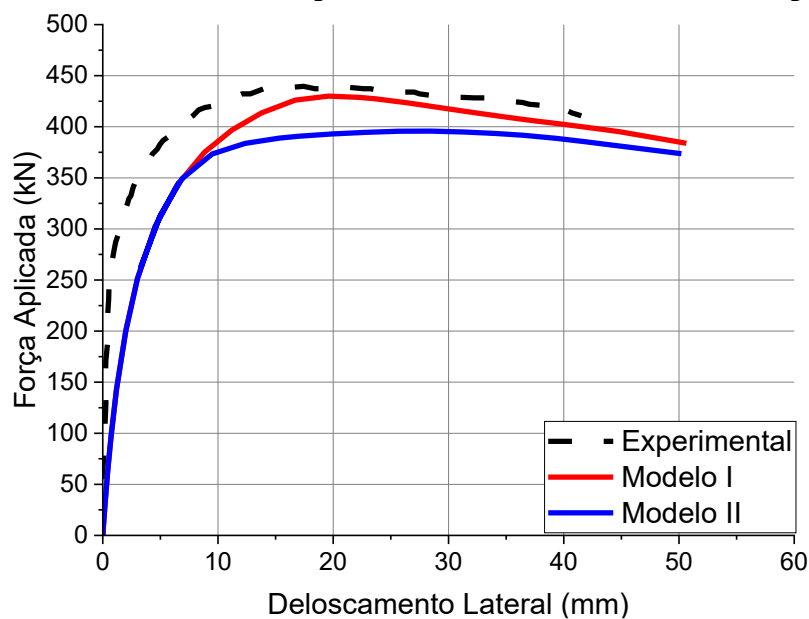
	SD	0.1288	0.0159
	VAR	0.0166	0.0003
CCB4	$d_g/500$	1.0009	0.9636
	$L/500$	0.9157	0.9156
	$L/1000$	0.9300	0.9300
	$L/2000$	0.9402	0.9402
	X	0.9467	0.9374
	SD	0.0375	0.0202
	VAR	0.0014	0.0004

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

3.4. CARACTERÍSTICAS DO MODELO NUMÉRICO REPRESENTATIVO DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA

Para garantir a representatividade do modelo numérico proposto, a primeira etapa da validação foi realizada para garantir que o modelo constitutivo para aço de alta resistência fosse adequado. Portanto, foi utilizada como base a viga de alma cheia de aço de alta resistência ensaiada por Xiong et al. (2021a). O critério de parada para todas as análises do estudo de validação foi o deslocamento máximo apresentado nos dados de referência. Na Figura 3.13, é possível notar que os dois modelos constitutivos resultaram em comportamento similar ao experimental.

Figura 3.13: Relação força aplicada e deslocamento lateral comparativo

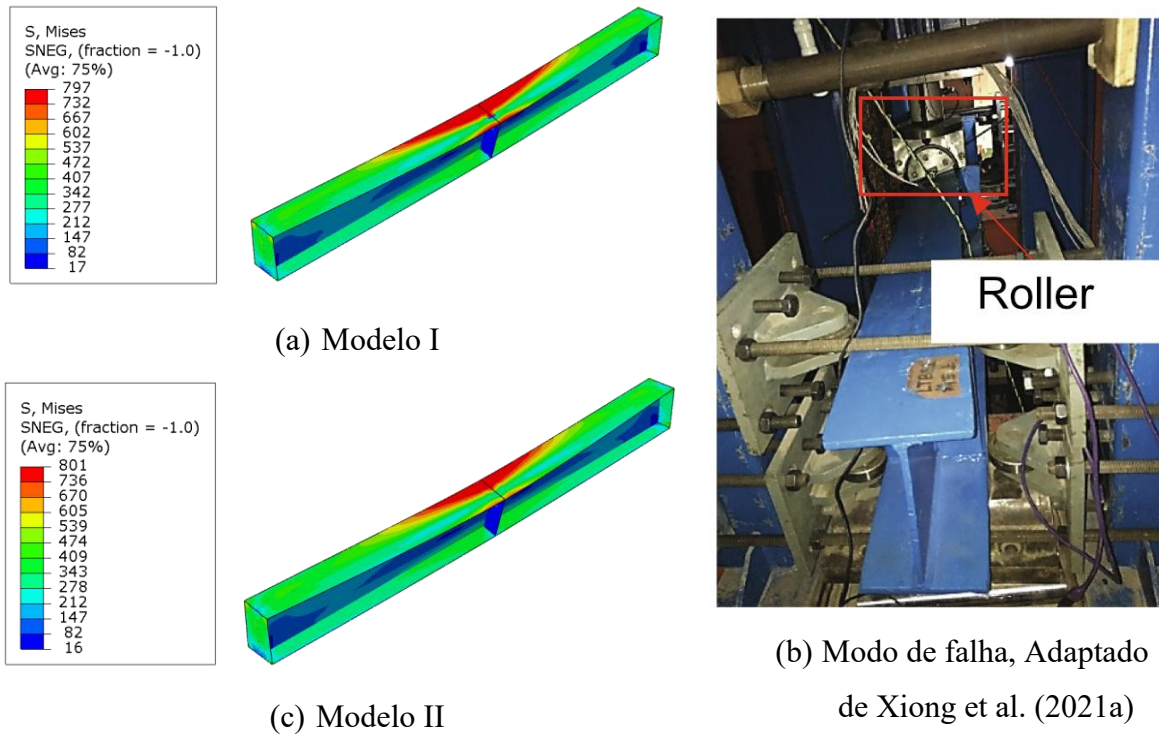


Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

A Tabela 3.7, observa-se que o modelo I aparenta uma representatividade melhor da força máxima obtida na viga de aço de alta resistência, se comparado ao modelo II. Os modelos

também apresentaram como configuração deformada, flambagem lateral por torção, como apresentado na **Figura 3.14**.

Figura 3.14: Configuração deformada da viga de aço de alta resistência



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

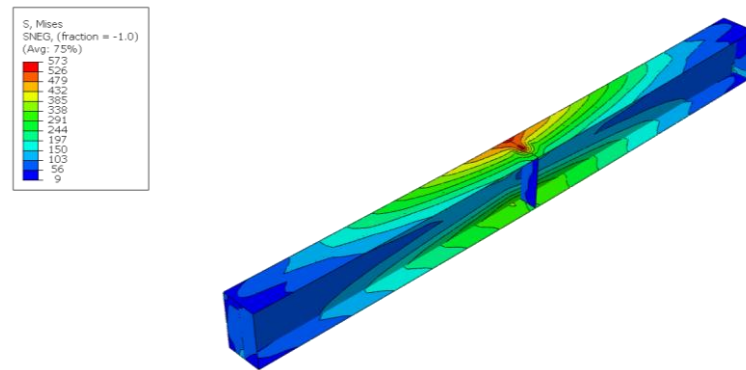
Tabela 3.7: Carga última experimental, numérica e erro relativo da viga de aço de alta resistência

Carga última Experimental (kN)	Modelo I		Modelo II	
	Força Máxima (kN)	Erro Relativo (%)	Força Máxima (kN)	Erro Relativo (%)
439.57	429.95	-2.2%	395.72	-10.0%

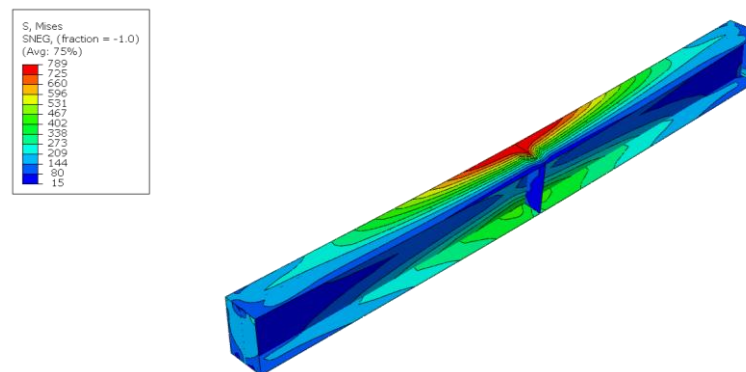
Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

A Figura 3.15 apresenta como foi o comportamento das tensões durante três estágios do carregamento, em 50% da força aplicada, no momento da força pico e o comportamento pós pico das tensões na viga de aço de alta resistência.

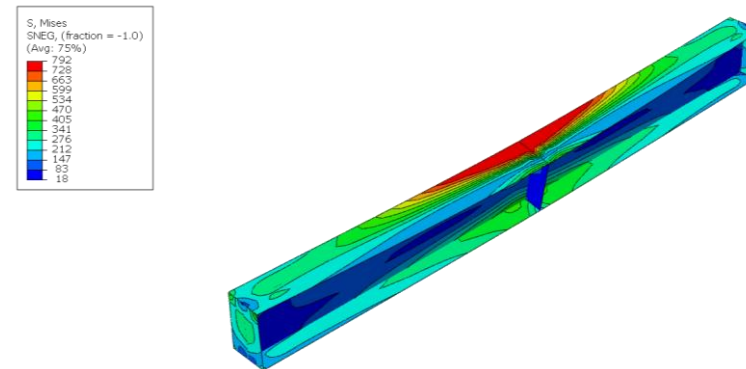
Figura 3.15: Comportamento dos modelos com a evolução da força máxima



(a) 50% da força aplicada



(b) Comportamento no pico da força aplicada



(c) Comportamento pós pico

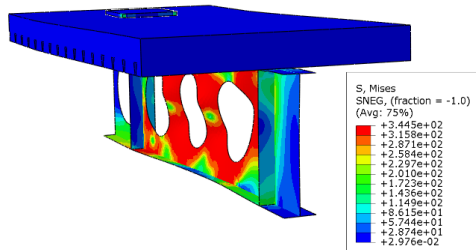
Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Com os dados encontrados e apresentados, é possível afirmar que os dois modelos propostos por Wang et al. (2021) representam o comportamento do aço de alta resistência nessa viga. O modelo I aparentemente representa de forma mais adequada o comportamento da viga de aço analisada, considerando o menor erro relativo na força máxima encontrada, motivo pelo qual foi escolhido para as etapas posteriores.

Após a validação do modelo do material para aço de alta resistência, procedeu a validação das vigas celulares mistas utilizadas como base nesse estudo. Conforme o apresentado na a **Figura 3.16**, os exemplares CCB1 e CCB2 apresentaram como modo de falha a instabilidade no montante de alma, de forma semelhante aos dados oriundos do estudo de

Nadjai et al. (2007). Os exemplares CCB3 e CCB4 apresentam também a falha por instabilidade no montante de alma, assim como ocorreu no estudo de Müller et al. (2006).

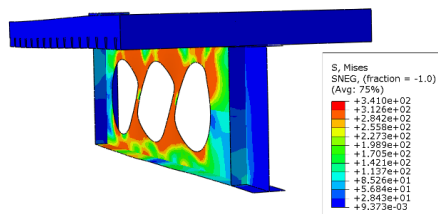
Figura 3.16: Configuração deformada dos modelos validados



(a) CCB1



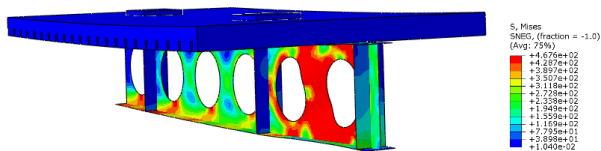
(b) CCB1 (Nadjai et al., 2007)



(c) CCB2



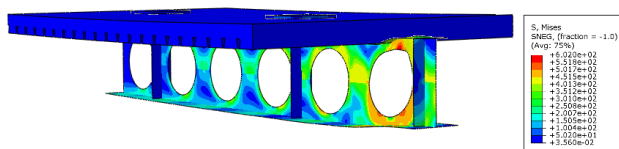
(d) CCB2 (Nadjai et al., 2007)



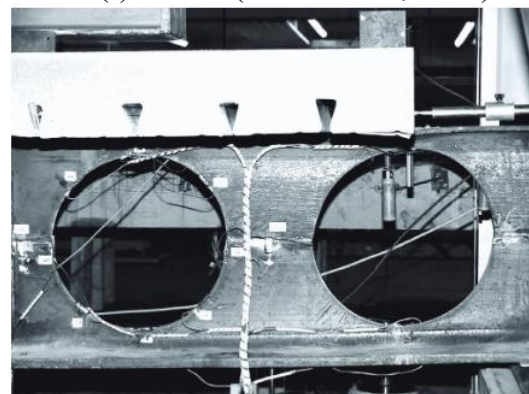
(e) CCB3



(f) CCB3 (Müller et al., 2006)



(g) CCB4

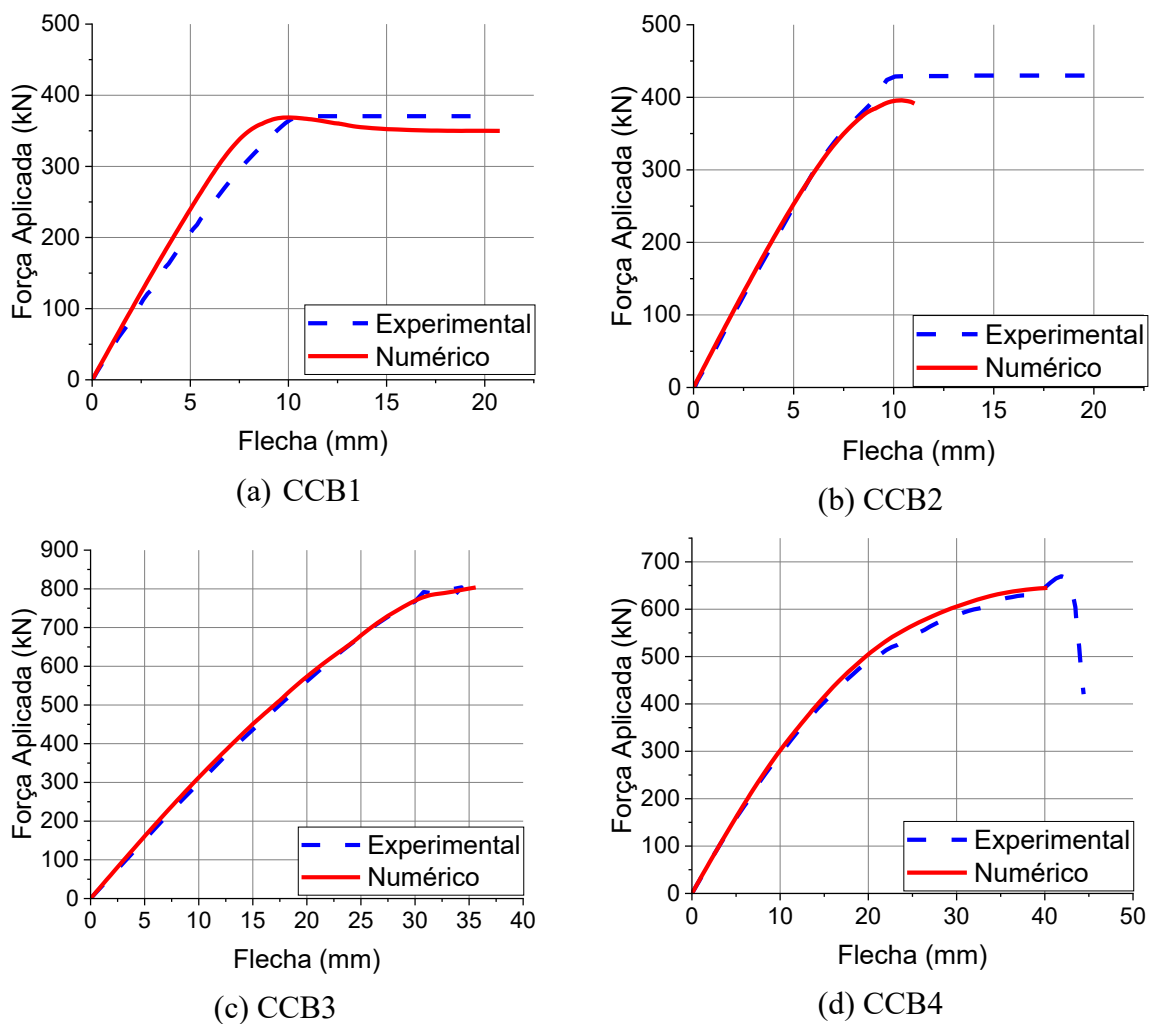


(h) CCB3 (Müller et al., 2006)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Também foi verificada a relação força aplicada por flecha, presente na Figura 3.17. O critério de parada adotado para CCB1 e CCB2 foi a diminuição da força máxima, enquanto para CCB3 e CCB4 foi a deformação máxima no meio do vão apresentada nos dados da literatura. É possível notar que, nos exemplares CCB1 e CCB2, ocorreu a instabilidade no montante de alma após ocorrer o comportamento pós pico. Por outro lado, CCB3 e CCB4 apresentaram instabilidade no montante de alma sem que houvesse o comportamento no pós-pico. A Tabela 3.8 apresenta os valores de carga última experimental, numérica e o erro relativo para cada exemplar. Ao verificar a tabela juntamente aos gráficos de força aplicada e flecha, pode-se notar que a rigidez inicial e os valores finais de força aplicada são semelhantes entre os exemplares modelados e os valores obtidos nos ensaios experimentais. Tais semelhanças no comportamento permitem considerar que o modelo desenvolvido numericamente representa adequadamente os dados experimentais, validando assim os exemplares.

Figura 3.17: Comportamento Força-Flecha: etapa de validação



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Tabela 3.8: Força máxima experimental, numérica e erro relativo

Exemplar	Força Máxima		
	Experimental (kN)	Numérica (kN)	Erro relativo (%)
CCB1	370.52	372.55	0.54%
CCB2	429.91	403.4	-6.57%
CCB3	804.11	803.44	-0.08%
CCB4	669.5	645.11	-3.78%

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

4. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Este capítulo apresenta a análise paramétrica, composta por 204 modelos de vigas celulares mistas, na qual foi investigada a influência do aço de alta resistência na capacidade resistente e modos de falha. Para isso, foram realizadas variações nos parâmetros geométricos das aberturas celulares. A análise incluiu o registro do modo de falha, da força máxima e dos campos de tensão de von Misses.

4.1.DESCRICÃO

Com base nos modelos validados no capítulo anterior, a análise paramétrica foi realizada considerando as limitações das dimensões das aberturas apresentadas na BS EN 1993-1-13 (2024). Para facilitar a organização e identificação dos 204 modelos analisados, foi adotada a seguinte nomenclatura:

$$CCBX - f_y - D_o/d - p/D_o$$

Onde:

- X : Identifica o exemplar de referência (1, 2, 3 ou 4).
- f_y : Indica a resistência ao escoamento do aço da seção celular em MPa (460, 690 e 960 MPa).
- D_o/d : Razão entre o diâmetro da abertura e a altura do perfil não expandido (0,8, 0,9, 1,0 e 1,1).
- p/D_o : Razão entre o espaçamento dos centros das aberturas e o seu diâmetro (1,2, 1,3, 1,4 e 1,5).

A variação de D_o/d e p/D_o é a mesma adotada por Ferreira, Martins e De Nardin (2021) e Ferreira et al.(2021). A partir dessas configurações iniciais, a estratégia da análise paramétrica seguiu as seguintes etapas e premissas:

1. Foi realizada uma primeira análise sem modificação dos parâmetros geométricos, mudando apenas a resistência ao escoamento do perfil de aço para S460, S690 e S960 (460 MPa, 690 MPa e 960 MPa, respectivamente), para obter o comportamento dos perfis variando apenas a resistência ao escoamento do aço. Então, uma segunda etapa foi realizada para avaliar a combinação da resistência ao escoamento com a geometria;
2. Não houver variação no tipo da laje;

3. Nas vigas CCB3 e CCB4 foi considerada uma laje completa;
4. Para as variações CCB1 e CCB2, foram utilizados conectores tipo pino com cabeça de 19 mm de diâmetro e 120 mm de altura, distribuídos a cada 150 mm; enquanto, para as variações CCB3 e CCB4, os conectores terão o mesmo diâmetro, porém com 100 mm de altura, mantendo-se o espaçamento de 150 mm;
5. A razão entre o diâmetro das aberturas e a altura do perfil de aço não expandido variou entre 0,8 e 1,1;
6. A razão entre os espaçamentos dos centros das aberturas e os diâmetros das aberturas variou entre 1,2 e 1,5;
7. O montante de extremidade da viga não deve ser menor que o montante intermediário, conforme recomendação encontrada em Ferreira, Martins e De Nardin (2021);
8. As seções transversais dos perfis celulares de aço estão descritas na Tabela 4.1;

Tabela 4.1: Seções Utilizadas

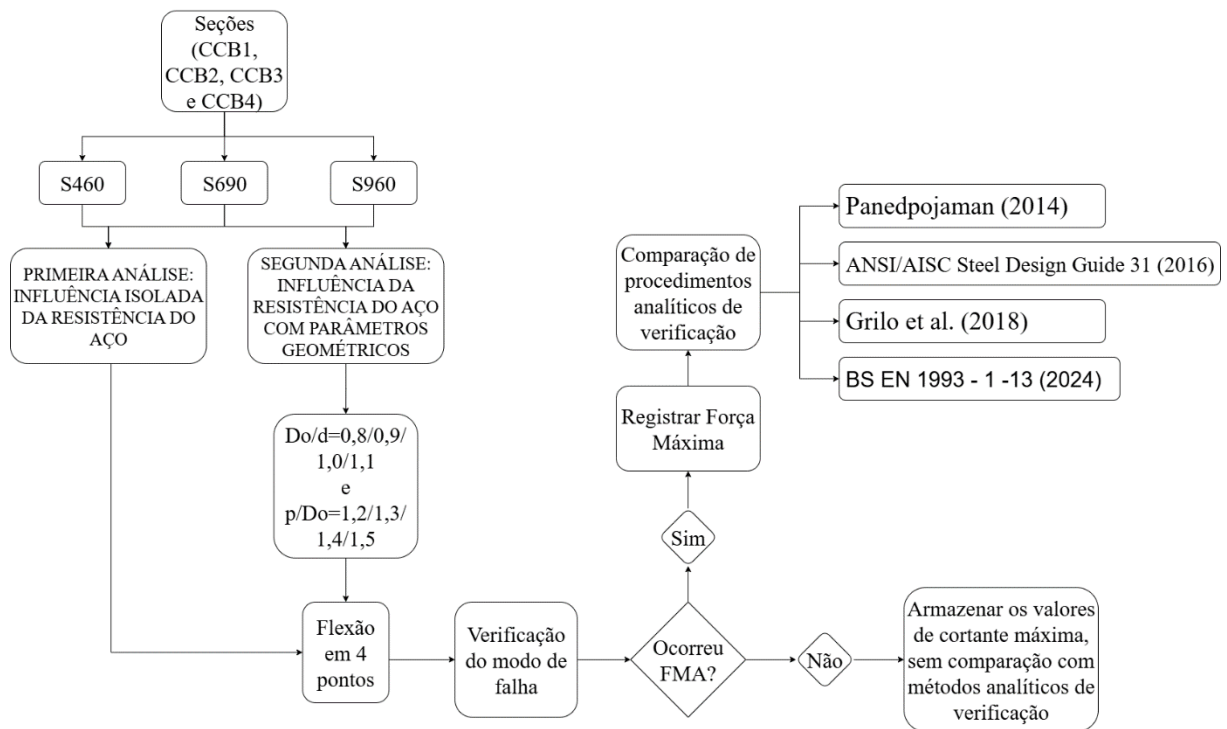
Exemplar	d_g (mm)	b_{fs} (mm)	t_{fs} (mm)	t_{ws} (mm)	b_{fi} (mm)	t_{fi} (mm)	t_{wi} (mm)
CCB1	575	152.4	8.6	6.4	152.4	8.6	6.4
CCB2	630	141.8	10.9	6.4	152.4	10.9	7.6
CCB3	555	180	13.5	8.6	180	13.5	8.6
CCB4	485	150	10.7	7.1	300	21.5	12

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

9. Não houve variação na resistência à compressão do concreto da laje
10. Na simulação numérica foi utilizada, conforme os modelos de referência, flexão a 4 pontos para CCB1, 3 pontos para CCB2 e 6 pontos para CCB3 e CCB4, com simetria no meio do vão para todos os exemplares.

A Figura 4.1 apresenta mais detalhadamente o procedimento completo da análise paramétrica.

Figura 4.1: Procedimento de análise paramétrica



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

4.2. INFLUÊNCIA ISOLADA DA RESISTÊNCIA DO AÇO

Antes de introduzir as variações geométricas que compõem o estudo paramétrico principal, realizou-se uma primeira etapa de análise com o objetivo de isolar o efeito da resistência do aço no comportamento das vigas celulares mistas. Para tanto, foram mantidas constantes as geometrias originais de cada modelo (CCB1, CCB2, CCB3 e CCB4), variando-se apenas a resistência ao escoamento do aço do perfil para as classes S460, S690 e S960. A Tabela 4.2 sintetiza os resultados obtidos para estes 12 modelos.

Tabela 4.2: Exemplos para variação apenas da resistência ao escoamento do aço, com a variação de acordo com o modelo de referência

Exemplar	Força Máxima (kN)	Modo de Falha
CCB1-460-0.94-1.33 - ref	454.37 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.94-1.33	730.47 (60.8%)	FMA
CCB1-960-0.94-1.33	833.13 (83.4%)	FMA
CCB2-460-1.06-1.4 - ref	458.31 (0.0%)	FMA
CCB2-690-1.06-1.4	596.75 (30.2%)	FMA
CCB2-960-1.06-1.4	705.82 (54.0%)	FMA
CCB3-460-0.95-1.5 - ref	866.28 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.95-1.5	1079.00 (24.6%)	FMA
CCB3-960-0.95-1.5	1353.18 (56.2%)	FMA

CCB4-460-1.18-1.5 - ref	847.93 (0.0%)	Instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.18-1.5	1087.67 (28.3%)	Instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1.18-1.5	1424.66 (68.0%)	Instabilidade local na alma no tê superior

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma)

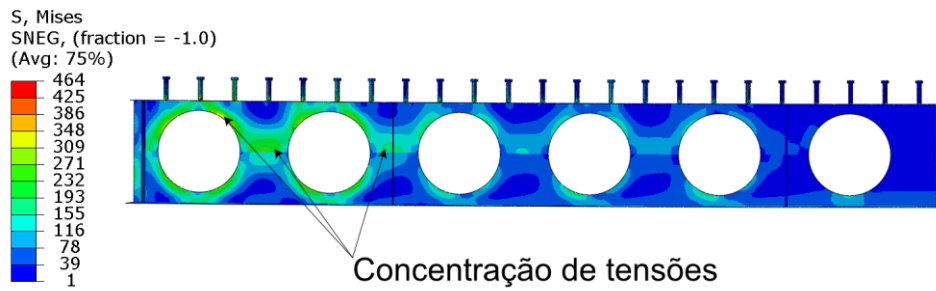
Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Para os modelos CCB1, CCB2 e CCB3, a alteração da resistência do aço não promoveu mudanças qualitativas no modo de falha: todas as variações apresentaram Instabilidade no Montante de Alma (FMA) como modo de falha predominante, independentemente da classe de aço empregada. Este comportamento indica que, para estas geometrias, o modo de falha é governado pela instabilidade dos montantes. Embora a esbeltez da seção favoreça a instabilidade, a força máxima é influenciada pela resistência ao escoamento do aço, indicando que a plastificação do material precede ou ocorre simultaneamente à instabilidade no montante de alma. No modelo CCB4 por sua vez, em todas as suas variações, o modo de falha observado foi a Instabilidade Local na Alma do Tê Superior em contraste com a FMA predominante nos outros modelos. Esta mudança independe da resistência ao escoamento do aço analisada.

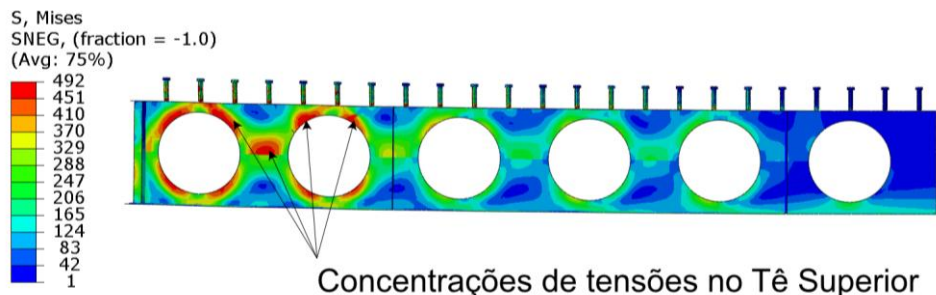
A ocorrência de Instabilidade Local na Alma do Tê Superior deve-se à elevada assimetria do perfil que compõe o CCB4. Enquanto CCB1 e CCB3 são simétricos e CCB2 apresenta assimetria moderada de 1,13, o modelo CCB4 foi concebido com uma relação de assimetria de 2,8. Esta diferença de rigidez entre os tê superior e inferior altera a distribuição de tensões na alma: o tê inferior, mais rígido, atrai a maior parte dos esforços de tração, enquanto o tê superior, mesmo conectado à laje de concreto, fica sujeito a elevadas tensões de compressão. Como resultado, a alma do tê superior torna-se o ponto crítico do sistema, apresentando instabilidade local antes que o comportamento conjunto total possa ser integralmente mobilizado.

A Figura 4.2 ilustra formação da Instabilidade Local na Alma do Tê Superior com aço S460. Aos 25% do carregamento (a), observa-se o início da deformação na alma do tê superior. Aos 50% (b), a instabilidade local já é evidente, caracterizada pela ondulação da chapa. Aos 75% do carregamento (c), atinge-se a capacidade resistente, com a flambagem local plenamente desenvolvida. Em todo o processo, o tê inferior permanece praticamente indeformado, confirmando o papel da assimetria na concentração das tensões críticas na região superior do perfil.

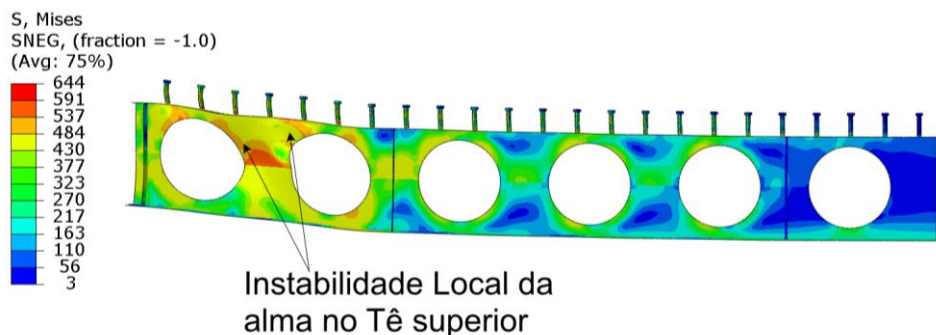
Figura 4.2: Formação da Instabilidade local na alma, no Tê superior, em MPa



(a) 25% do carregamento aplicado



(b) 50% do carregamento aplicado

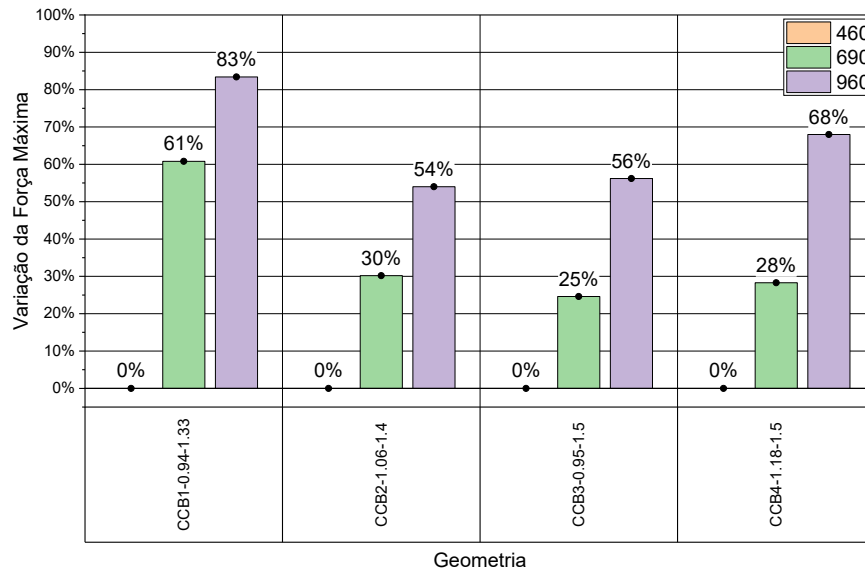


(c) 75% do carregamento aplicado (capacidade resistente)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

A Figura 4.3 apresenta a variação percentual da força máxima em função da resistência do aço, revelando comportamentos distintos entre eles. O modelo CCB1 apresentou os ganhos mais expressivos, com incrementos de 60,8% (S460→S690) e 83,4% (S460→S960), indicando boa capacidade de aproveitamento do aumento da resistência do material. Já os modelos CCB2 e CCB3 exibiram ganhos mais moderados: 30,2% e 24,6% para S690, respectivamente, e 54,0% e 56,2% para S960. Em todos os casos, observa-se que o acréscimo de força máxima não é proporcional ao aumento da resistência ao escoamento. Enquanto os aumentos em f_y são de 50% de S460 para S690 e em 109% de S460 para S960, o aumento da força máxima está em patamares inferiores.

Figura 4.3: Variação da força máxima em função da resistência do aço nos modelos da primeira etapa



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Os resultados desta etapa preliminar permitem estabelecer duas conclusões fundamentais que orientam a análise paramétrica subsequente:

1. Para os modelos simétricos (CCB1 e CCB3) e de assimetria moderada (CCB2), apenas o aumento da resistência do aço não altera o modo de falha (FMA permanece predominante), mas proporciona ganhos de capacidade que, embora significativos, são não lineares e inferiores ao incremento percentual da resistência ao escoamento.
2. Para o modelo de elevada assimetria (CCB4), a instabilidade no montante de alma é substituída por instabilidade local na alma do tê superior, fenômeno que se mantém em todos os aços analisados.

Estas observações reforçam a importância de considerar conjuntamente parâmetros geométricos e de resistência do material na análise de vigas celulares mistas com aço de alta resistência. Os resultados da segunda etapa são apresentados nos itens a seguir.

4.3. INFLUÊNCIA DA RESISTÊNCIA DO AÇO E GEOMETRIA DAS ABERTURAS NA CAPACIDADE RESISTENTE

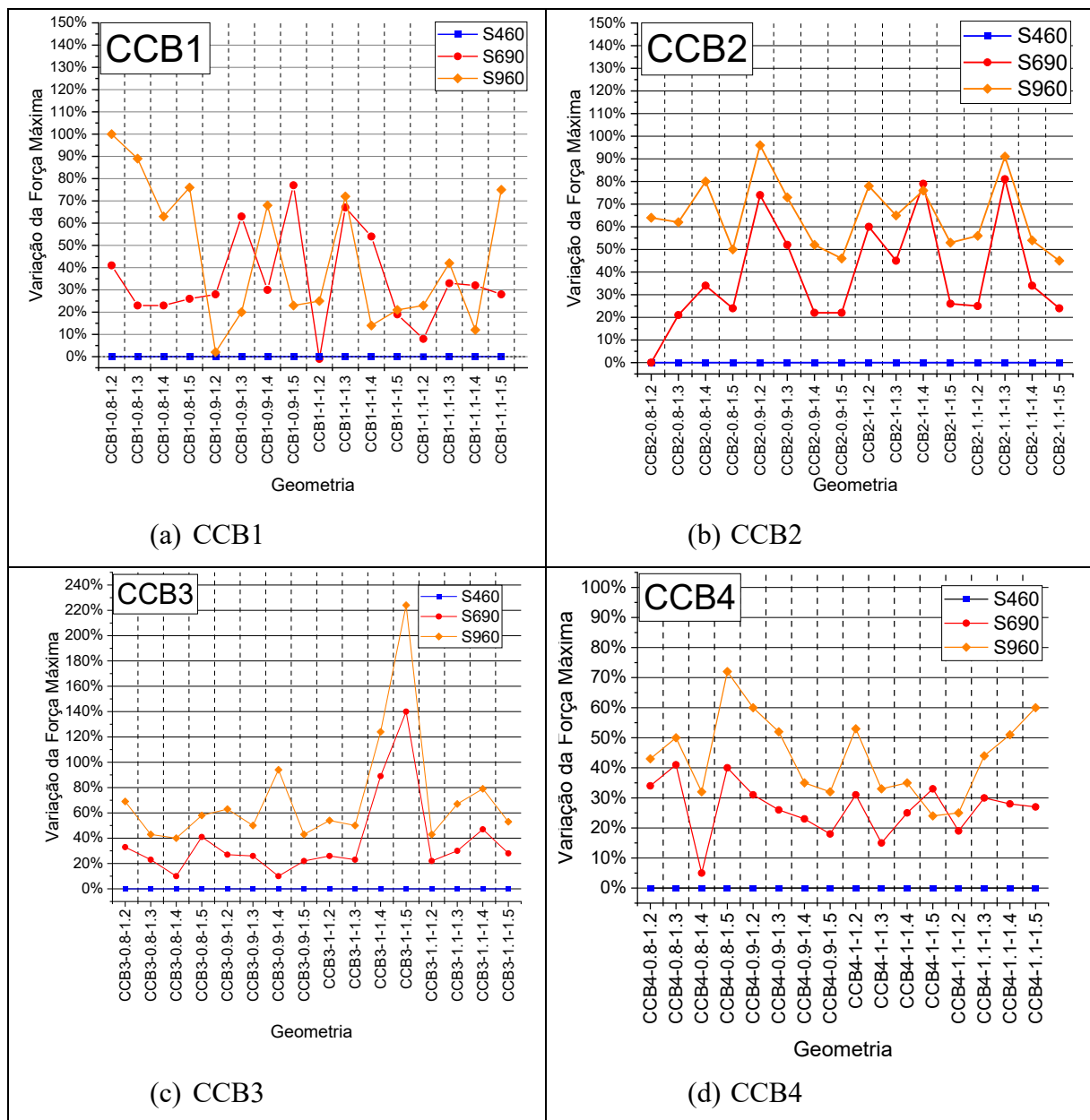
Nessa seção é avaliada a influência da resistência ao escoamento do aço juntamente a modificações geométricas nas variações de todas as vigas (CCB1 a CCB4) na capacidade

resistente e nos modos de falha. Os valores utilizados nessa análise estão nas Tabelas 1 a 4 do Apêndice B. A seguir, apresenta-se um resumo do comportamento geral observado.

Em CCB1 (Figura 4.4a), a tendência da variação na capacidade resistente não é uniforme. Em determinadas variações, os acréscimos mais significativos ocorreram com a adoção do aço S690, como em $CCB1 - 0,9 - 1,2$ e $CCB1 - 0,9 - 1,4$, quando os valores de força máxima foram maiores que as variações com S960. Em $CCB1 - 0,9 - 1,2$ essa variação ocorre possivelmente pela mudança do modo de falha, enquanto com S460 e S690, havia apenas FMA, com S960, houve a interação com MV que, para essa geometria em específico, pode ter causado a diminuição da variação da força máxima alcançada. A combinação geométrica $CCB1 - 690 - 1,1 - 1,2$ apresentou força máxima inferior à observada com o aço S460. Isso indica que, em alguns casos, aumentar a resistência ao escoamento do aço não garante maior capacidade resistente.

Ao analisar as variações de CCB2 (Figura 4.4b) os ganhos proporcionados pelos aços S690 e S960 aparentam seguir um padrão de acordo com a variação da geometria. Tal resultado sugere que, para o perfil assimétrico de CCB2, o aumento de resistência de 460 MPa para 690 MPa mobiliza por si só grande parte do potencial de ganho na capacidade resistente e que o salto adicional para 960 MPa mostra-se menos expressivo. Destaca-se, no entanto, o comportamento da variante $CCB2-690-0,8-1,2$, com o qual a força máxima permaneceu inalterada com a substituição do S460 pelo S690. Este caso isolado reforça a influência majoritária da geometria sobre a resistência do material, sugerindo que determinadas combinações de D_o/d e p/D_o podem neutralizar os benefícios do aumento da resistência ao escoamento.

Figura 4.4: Variação percentual da capacidade resistente em função da resistência ao escoamento do aço



Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

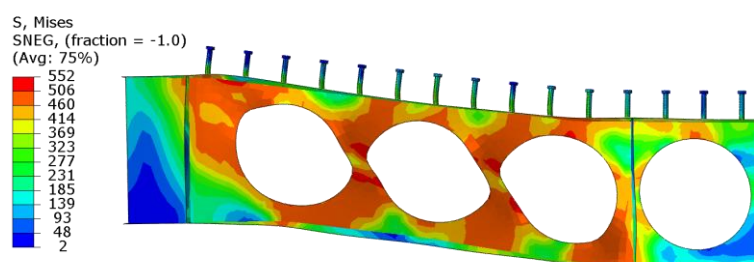
A Figura 4.4c apresenta a variação percentual da força máxima nas variações de CCB3 em função da resistência do aço. Essa viga exibe maior homogeneidade comportamental: para a maioria das configurações geométricas, os ganhos relativos proporcionados pelo S690 e pelo S960 seguem padrões consistentes. Destaca-se, no entanto, o comportamento atípico da configuração $CCB3 - 0,9 - 1,4$. Nesta geometria, o incremento com S690 é pequeno (9,9%), enquanto o S960 proporciona um ganho expressivo de 94,1% em relação ao S460. Assim como podem ser destacadas as configurações $CCB3 - 1,0 - 1,4$ e $CCB3 - 1,0 - 1,5$, que apresentaram ganhos expressivos com os aços S690 e S960, o modo de falha desses exemplares

foi apenas MV, independente do aço. Isso aponta que, ao utilizar um aço com maior resistência ao escoamento, é mobilizada uma maior capacidade plástica do perfil celular, resultando em uma maior variação na força máxima.

A variação percentual da força máxima nas variações de CCB4 (Figura 4.4d) em função da resistência do aço. Observa-se o seguinte comportamento: tanto o S690 quanto o S960 proporcionam ganhos de capacidade em relação ao S460. Esta sincronia indica que, para o perfil assimétrico de CCB4, os fatores geométricos têm maior impacto na capacidade resistente do que a resistência ao escoamento do aço. Três configurações, no entanto, destoam deste padrão: $CCB4 - 1,0 - 1,5$, $CCB4 - 1,1 - 1,4$ e $CCB4 - 1,1 - 1,5$. Analisando estas exceções em conjunto, nota-se que todas compartilham valores elevados de D_o/d combinados com p/D_o também elevados. Esta observação sugere que, em geometrias de abertura grande e bem espaçada, a relação entre os ganhos proporcionados por S690 e S960 torna-se menos previsível.

A Figura 4.7a apresenta a modificação do modo de falha de CCB1, de acordo com a resistência ao escoamento do aço. A predominância com S460 foi com instabilidade no montante de alma (FMA) correspondendo a 76% das configurações geométricas analisadas (13 de 17). Nas demais variações, foi observada a interação entre FMA e a plastificação devido ao momento de Vierendeel (MV), como pode ser percebido na Figura 4.5.

Figura 4.5: Instabilidade no montante de alma com mecanismo plástico em CCB1, em MPa

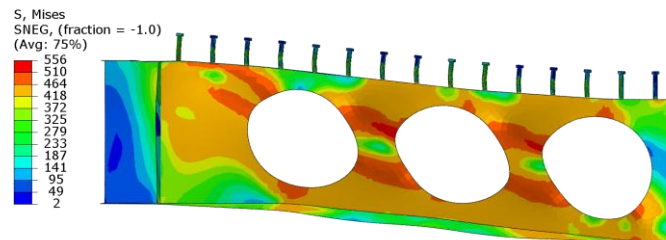


Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

As variações em aço S690 apresentam uma transição marcante: a ocorrência de FMA se reduz para 47% (8 configurações), enquanto a interação FMA e MV torna-se majoritária (52%, 9 configurações). O aço S960 consolida uma mudança no padrão de falha. A interação entre FMA e MV torna-se dominante, representando 76% das ocorrências (13 de 17 configurações). As poucas exceções de FMA puro (24%) concentram-se em arranjos geométricos com espaçamentos maiores entre as aberturas.

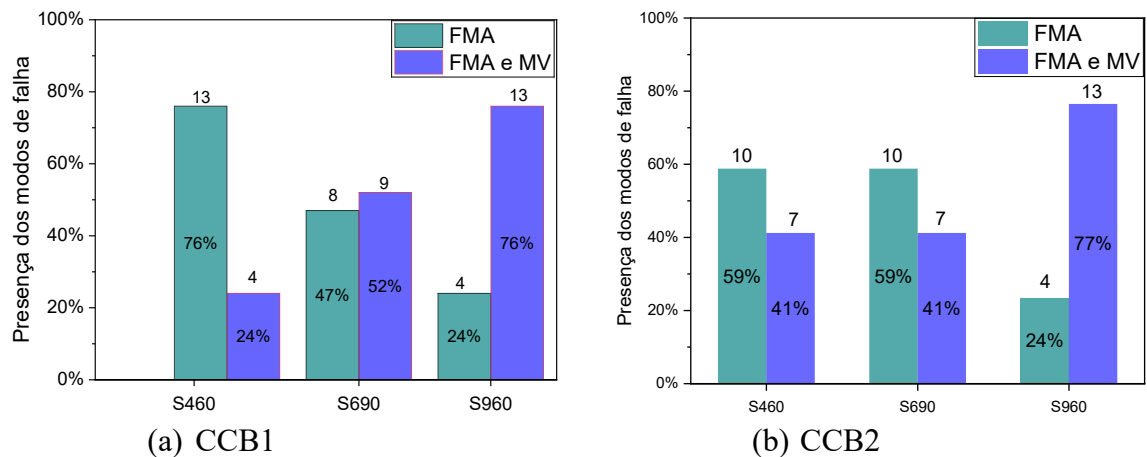
Por sua vez, para as variações de CCB2, na Figura 4.7b, os aços S460 e S690 apresentam um comportamento semelhante: a Instabilidade no Montante de Alma (FMA) predomina, ocorrendo em 59% das configurações (10 de 17 modelos). A interação entre FMA e MV restringe-se a situações específicas nesses aços. Com o aço S960, o panorama muda. A interação entre FMA e MV torna-se dominante, alcançando 76% das ocorrências (13 de 17 configurações). A Figura 4.6 ilustra a configuração deformada típica deste modo. As poucas exceções que o modo de falha predominante foi FMA (24%) concentram-se em geometrias com valores extremos de D_o/d e p/D_o .

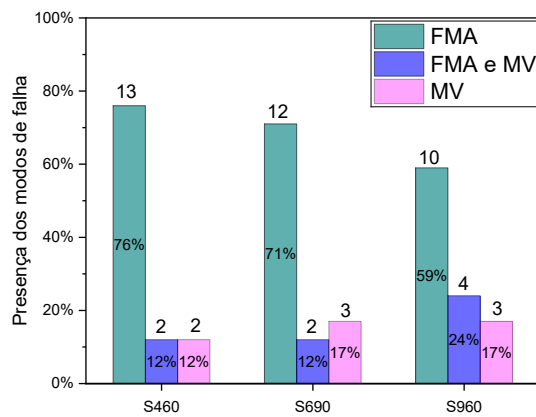
Figura 4.6: Instabilidade no montante de alma com mecanismo plástico em CCB2, em MPa



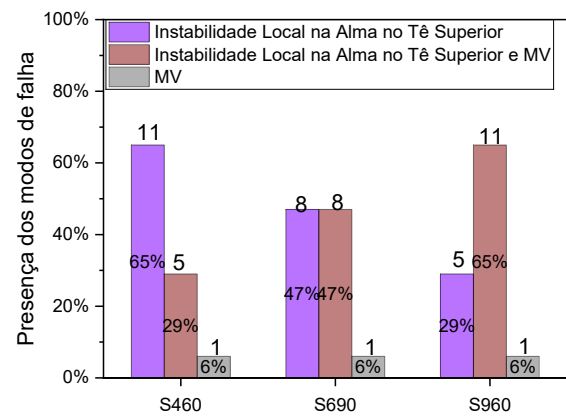
Fonte: Elaborado pelo autor (2025)

Figura 4.7: Evolução dos modos de falha nas variações analisadas





(c) CCB3

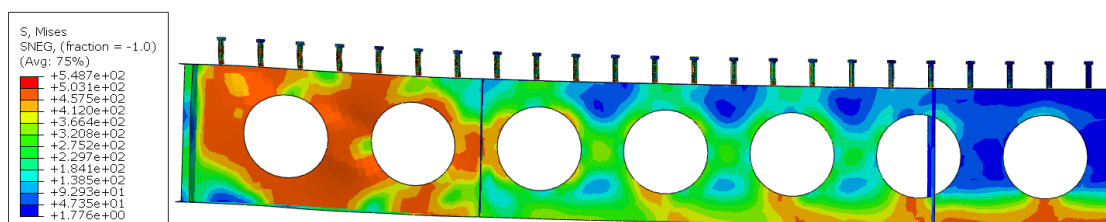


(d) CCB4

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

As variações de CCB3 são apresentadas na Figura 4.7 c. A distribuição dos modos de falha para o aço S460, tem FMA como predominante, com ocorrências pontuais da interação entre FMA e MV (Figura 4.8), assim como MV puro.

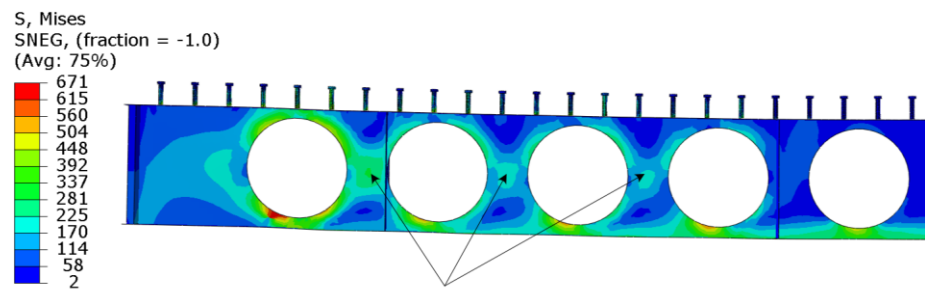
Figura 4.8: Instabilidade no montante de alma com mecanismo plástico em CCB3, em MPa



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

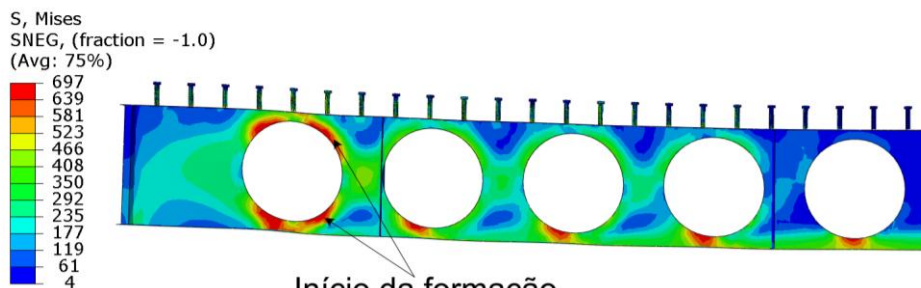
Com o aço S690, observa-se um aumento na ocorrência de MV como modo de falha isolado. A análise das configurações que apresentaram MV puro revela um padrão consistente: todas possuem a relação p/D_o elevada ($\geq 1,4$), enquanto D_o/d varia de 0,8 a 1,1. Esta observação sugere que o fator determinante para a ocorrência de MV puro nas variações de CCB3 é o espaçamento entre aberturas, não o diâmetro relativo. Para o aço S960, a participação do modo FMA puro reduz-se ainda mais (59%), com a interação FMA e MV, assim como MV puro ocupando espaço crescente na distribuição. A Figura 4.9 ilustra a sequência de formação do mecanismo plástico para a configuração CCB3-690-1,1-1,4.

Figura 4.9: Formação do mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel em CCB3, em MPa



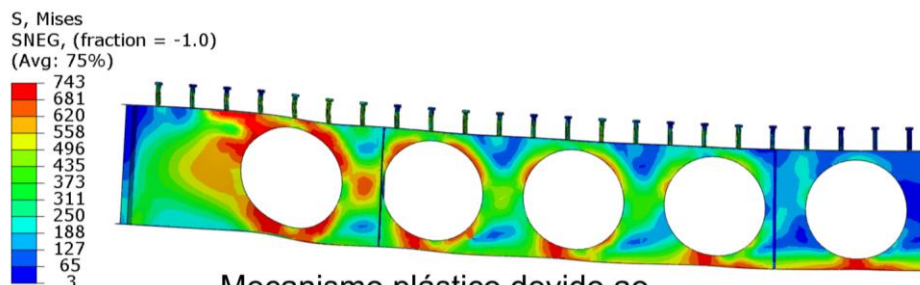
Concentração de tensões

(a) 25% do carregamento



Início da formação
de rótulas plásticas

(b) 27% do carregamento



Mecanismo plástico devido ao
momento de vierendeel

(c) 28% do carregamento (capacidade resistente)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

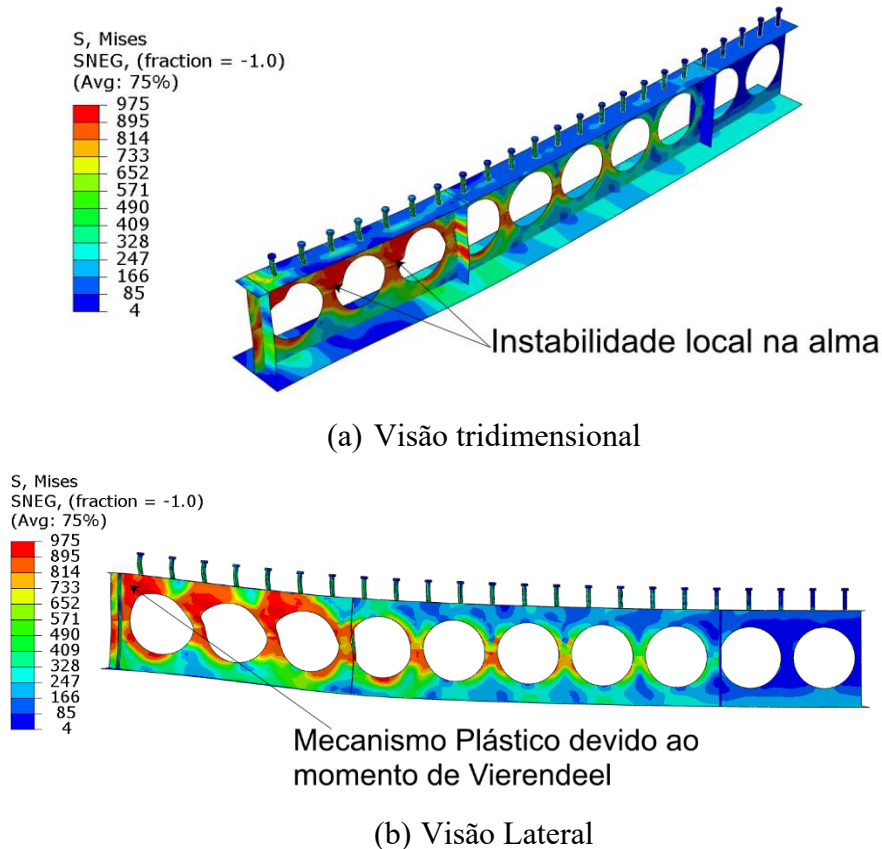
Diferentemente dos demais modelos analisados, nenhuma variante de CCB4 apresentou FMA. Em seu lugar, os modos de falha identificados foram Instabilidade Local na Alma do Tê Superior e sua interação com o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel (MV), conforme sintetizado na Figura 4.7d.

Esta mudança fundamental de comportamento pode ser atribuída à acentuada assimetria geométrica do perfil que compõe o CCB4 (aproximadamente 2,8). Enquanto CCB1 e CCB3 são simétricos e CCB2 apresentam assimetria moderada, o CCB4 foi construído com

diferenças maiores entre as áreas do t^o superior e inferior. Para o aço S460, observa-se o predomínio da Instabilidade Local na Alma no T^o Superior, que ocorre em 65% dos modelos analisados. Os 35% restantes dividem-se entre a interação entre esse modo e MV, assim como uma ocorrência isolada de MV puro. Com o aço S690, observa-se valores iguais entre Instabilidade Local na Alma no T^o Superior e a interação com MV, cada um correspondendo a 47% dos casos. Esta distribuição evidencia uma transição no comportamento: o aumento da resistência do aço para 690 MPa permite mobilização plástica significativa antes que a instabilidade local se estabeleça, fazendo com que o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel passe a ter participação relevante no modo de falha.

A Figura 4.10 ilustra a formação da interação entre a Instabilidade Local na Alma no T^o Superior e MV. Na vista tridimensional (a), identifica-se a flambagem local da alma no t^o superior, caracterizada pela ondulação da chapa na região próxima à abertura. Simultaneamente, a vista lateral (b) revela a rotação plástica nos cantos das aberturas, típica do Mecanismo de Vierendeel. Esta combinação evidencia a interação entre instabilidade local e plastificação que caracteriza a falha para esse aço.

Figura 4.10: Interação entre instabilidade local na alma no t^o superior e MV em CCB4, em MPa



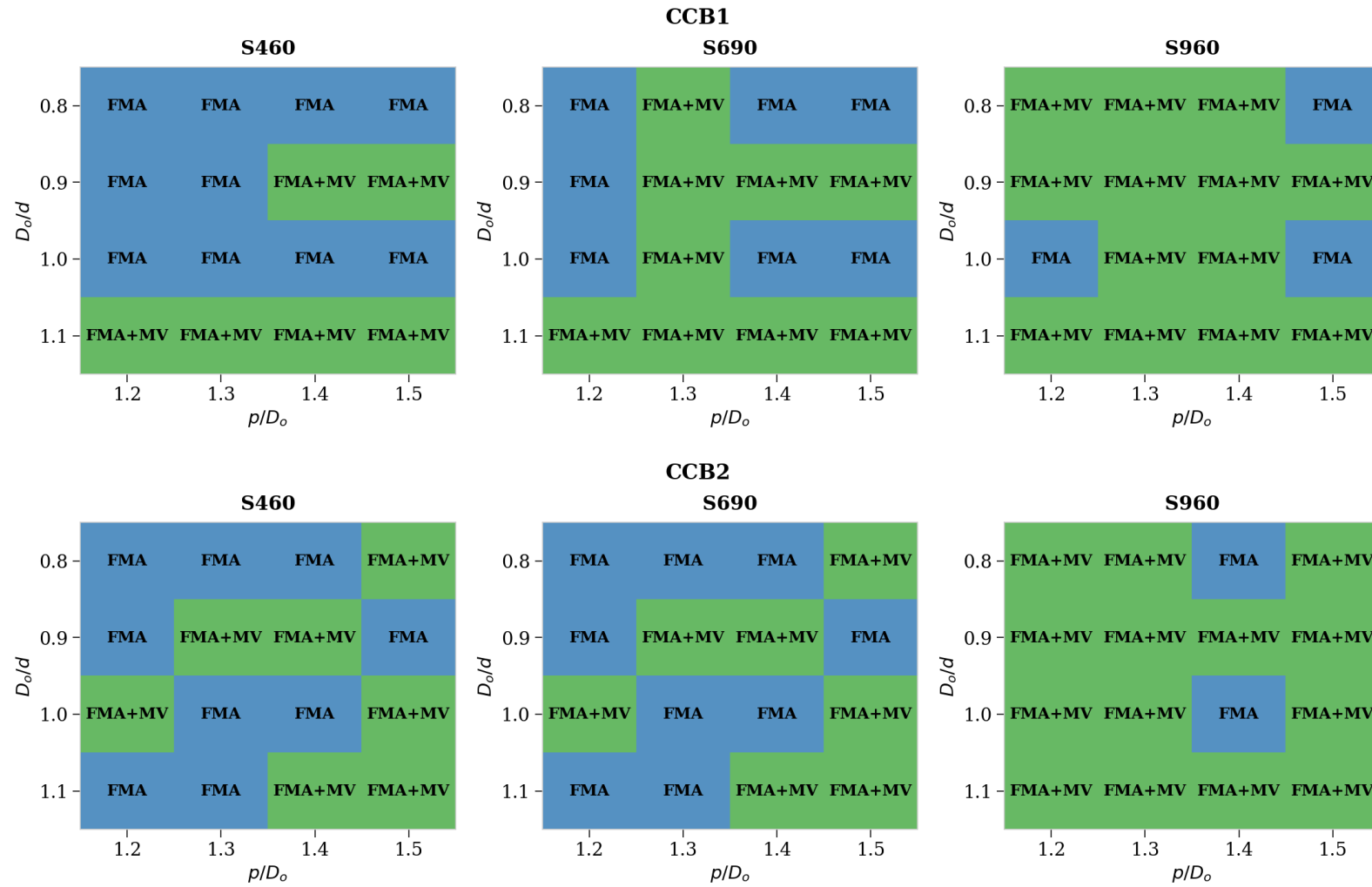
Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

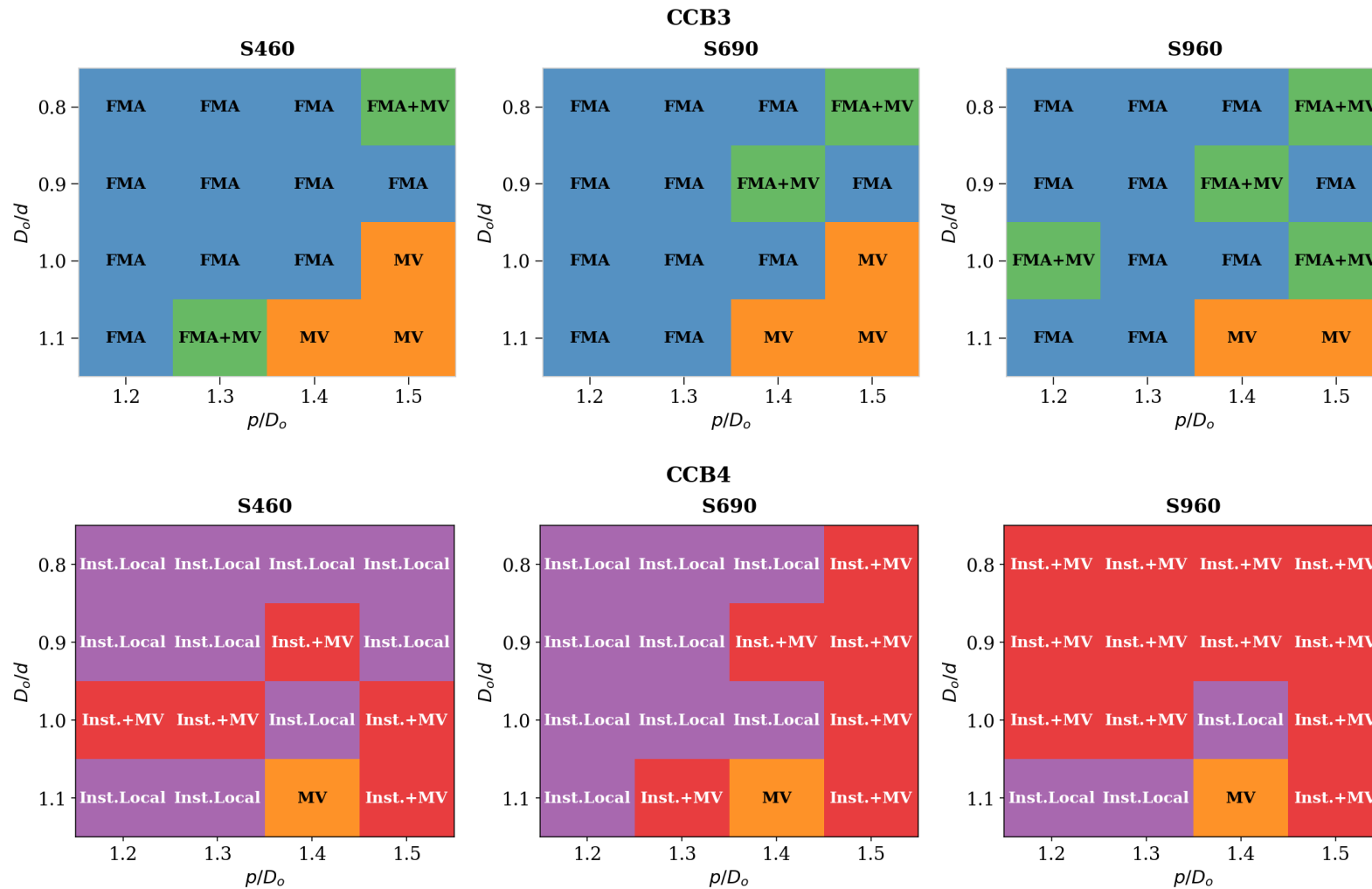
Para o aço S960, consolida-se a predominância da interação entre a Instabilidade Local na Alma no Tê Superior e MV, presente em 65% dos modelos. Os 35% restantes dividem-se entre Instabilidade Local na Alma no Tê Superior (em configurações com p/D_o reduzido) e algumas ocorrências isoladas de MV. Este comportamento indica que, para esse aço, a plastificação do perfil celular torna-se componente fundamental do mecanismo de colapso, ainda que a instabilidade local permaneça como fenômeno associado na maioria dos casos.

A Figura 4.11 apresenta a transição dos modos de falha de acordo com a geometria e a resistência ao escoamento do aço. Pode ser notado que, em CCB1 e CCB2, a interação entre FMA e MV está presente quanto a resistência ao escoamento do aço é maior, sendo predominante com S960. Com relação as configurações geométricas de CCB1, essa interação aparece com maior frequência quando $D_o/d = 1,1$, o que indica que maiores valores nessa relação podem facilitar a presença da interação entre FMA e MV.

Já para CCB2, FMA aparece mais vezes em S460 e S690, exceto quanto $p/D_o = 1,5$, o que indica que maiores espaçamentos entre as aberturas, ou seja, maiores montantes de alma, facilitam que ocorra a interação entre FMA e MV. Já para CCB3, o que mais chama atenção graficamente é a presença de MV isolado nas mesmas combinações, independente da resistência ao escoamento do aço, o que pode indicar que essas combinações propiciam esse modo de falha, em detrimento de FMA. CCB4, por sua vez, apresenta um comportamento semelhante a CCB1 e CCB2, mesmo que o modo de falha a instabilidade local na alma e sua interação com MV, pode ser notado que, quanto maior a resistência ao escoamento do aço, mais presente é a interação entre os modos de falha comentados. Ao analisar também S460 e S690, há maioria de instabilidade local na alma nos modos de falha encontrados, mas, com $p/D_o = 1,5$, pode ser notado que a interação entre a instabilidade local na alma e MV são predominantes para esse espaçamento entre as aberturas.

Figura 4.11: Transição dos modos de falha de acordo com a geometria e a resistência ao escoamento do aço





Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

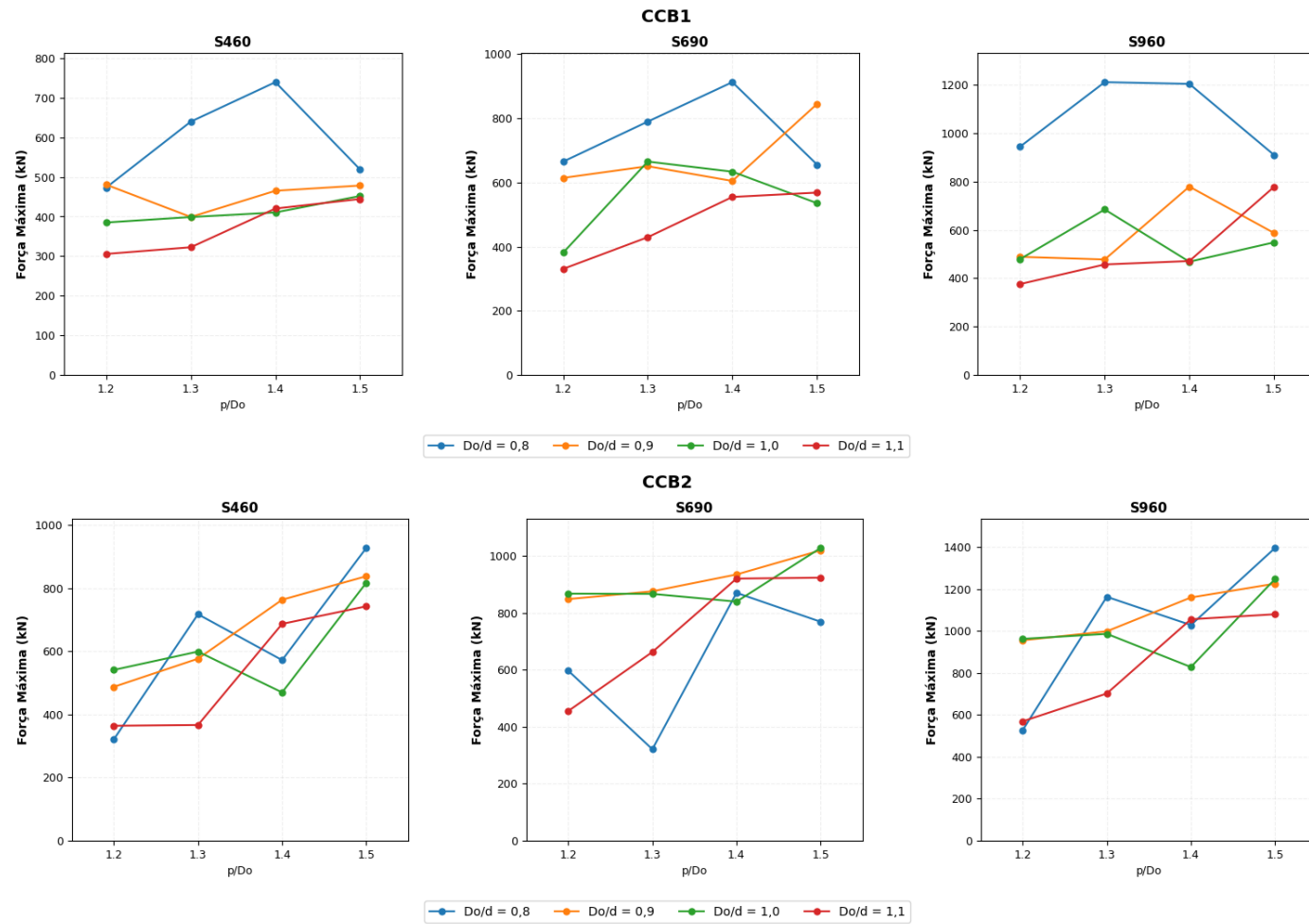
4.4. INFLUÊNCIA DA RELAÇÃO p/D_o NA CAPACIDADE RESISTENTE

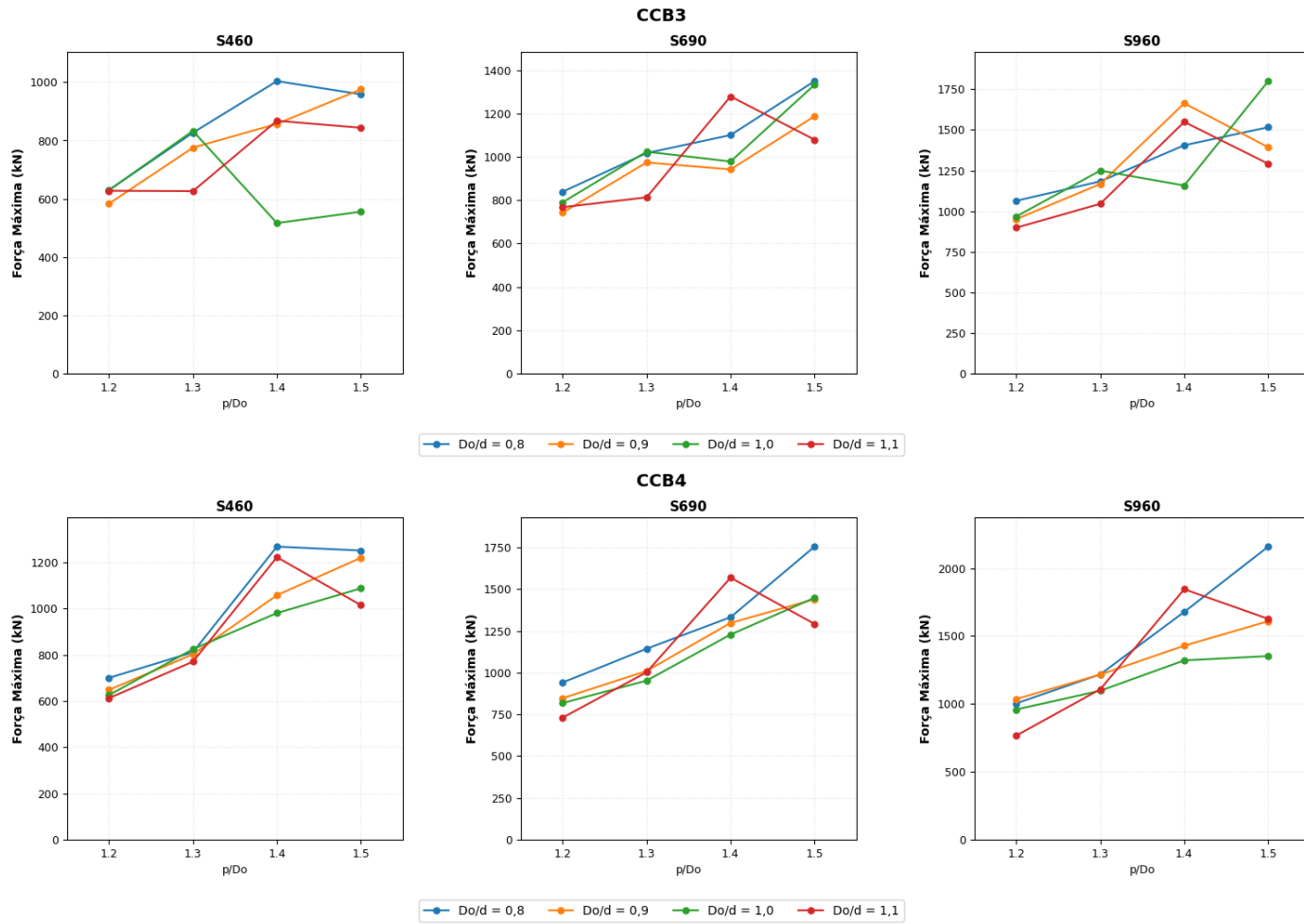
Esta seção analisa o efeito do espaçamento entre aberturas (p/D_o) na força máxima das vigas celulares mistas. Foram analisados 192 modelos numéricos (Tabelas 5 a 8 do Apêndice B). As variações percentuais são calculadas tomando como referência a configuração com $p/D_o = 1,2$ para cada combinação de modelo, aço e D_o/d . A Figura 4.12 organiza os resultados da análise.

Quando se compara o comportamento dos três aços, observa-se uma progressão: para o aço S460, o aumento de p/D_o produz ganhos na maioria das configurações. No CCB1, os aumentos são generalizados exceto para $D_o/d = 0,8$ com $p/D_o = 1,5$, que reduz a capacidade; o maior aumento é de 45,4% em $D_o/d = 1,1$ com $p/D_o = 1,5$. No CCB2, os aumentos são expressivos, com destaque para $D_o/d = 0,8$ e $0,9$ onde $p/D_o = 1,5$ dobra a capacidade (+189% e +71,9%). No CCB3, há aumentos apenas para $D_o/d = 0,8$ e $0,9$ (pico em $p/D_o = 1,4$), enquanto $D_o/d = 1,0$ e $1,1$ resultam em perdas. No CCB4, $p/D_o = 1,5$ é a melhor opção para $D_o/d \leq 1,0$, com aumentos entre 78,8% e 88,3%.

Ao passar para o aço S690, os aumentos diminuem e algumas inversões aparecem. No CCB1, por exemplo, ocorre uma inversão em $D_o/d = 0,9$: $p/D_o = 1,3$ e $1,5$ passam a aumentar (+5,9% e +37,5%), enquanto $p/D_o = 1,4$ passa a reduzir (-1,5%). No CCB2, os aumentos também diminuem: em $D_o/d = 1,0$, $p/D_o = 1,3$ e $1,4$ produzem reduções (até -3,2%), enquanto $p/D_o = 1,5$ ainda mantém aumento (+18,5%). Um comportamento atípico é observado em $D_o/d = 0,8$, onde a transição de $p/D_o = 1,2$ para $1,3$ reduz drasticamente a força em 46,2%. No CCB3, observa-se uma mudança importante: $D_o/d = 0,8$ e $1,0$ passam a preferir $p/D_o = 1,5$ (ganhos de 60,9% e 68,7%) em vez de $p/D_o = 1,4$. No CCB4, o padrão se mantém, mas com deslocamento do pico para $p/D_o = 1,4$ em $D_o/d = 1,1$ (+114,8%).

Figura 4.12: Influência da relação p/D_o na força máxima





Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

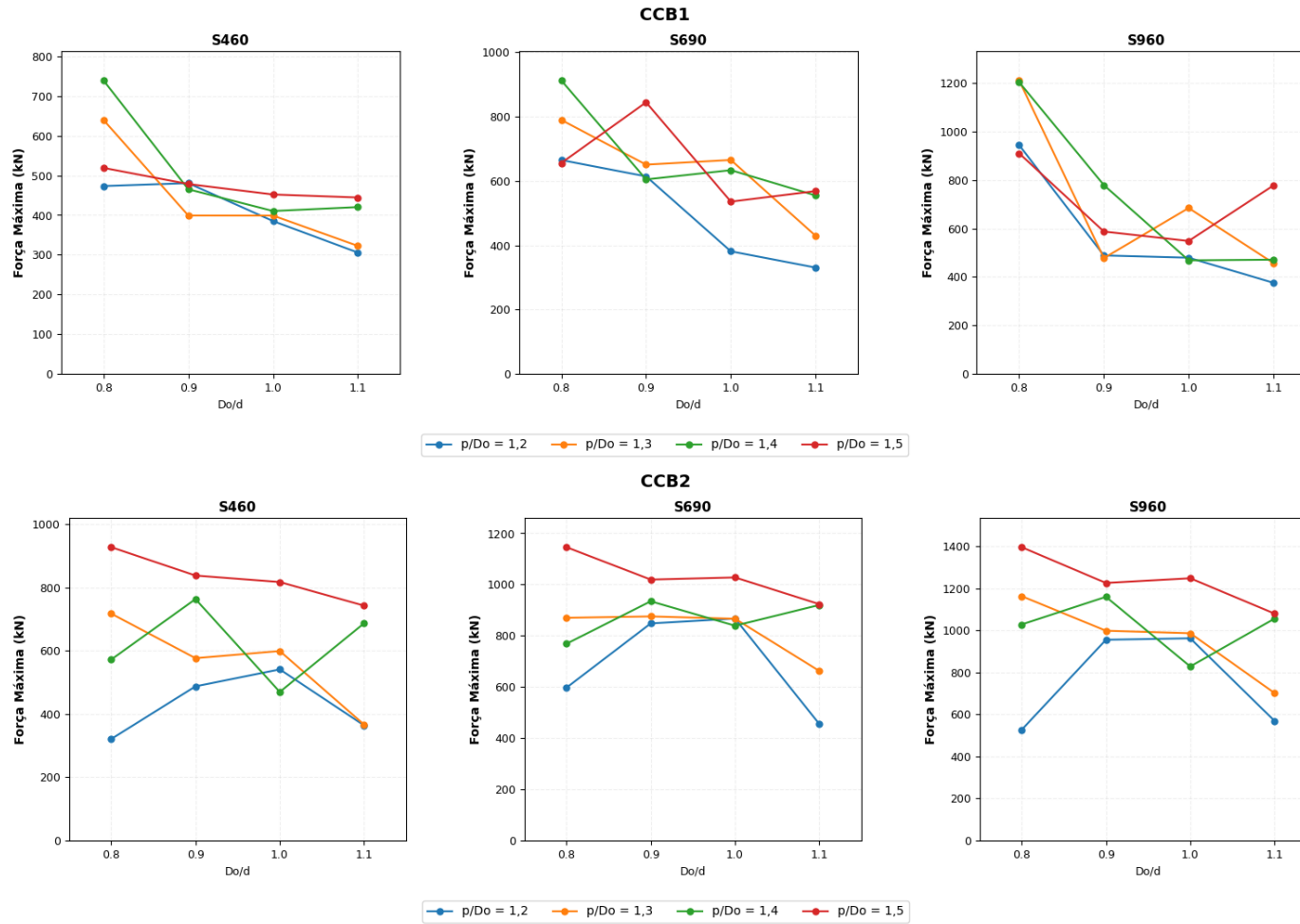
Finalmente, para o aço S960, as tendências se consolidam. No CCB1, são observados dois regimes: $Do/d = 0,8$ tem maiores resultados com $p/Do = 1,3$ e $1,4$ (+28,3% e +27,5%), enquanto $Do/d = 1,1$ tem melhores combinações com $p/Do = 1,5$ (+107,0%). No CCB2, apenas combinações com Do/d reduzido (0,8 ou 0,9) e $p/Do \geq 1,4$ mantêm aumentos significativos, com o maior ganho de 95,2% em $Do/d = 0,8$ com $p/Do = 1,5$. No CCB3, o padrão se consolida em três regimes distintos: $Do/d = 0,8$ com $p/Do = 1,5$ (+42,6%), $Do/d = 0,9$ e $1,1$ com $p/Do = 1,4$ (+75,1% e +78,5%) e $Do/d = 1,0$ com $p/Do = 1,5$ (+86,2%). No CCB4, consolida-se: $Do/d \leq 1,0$ tem melhores combinações com $p/Do = 1,5$ (ganhos de 115,1%, 55,3% e 41,1%), enquanto $Do/d = 1,1$ prefere $p/Do = 1,4$ (+140,8%). Em todos os modelos, os modos de falha evoluem com o aumento da resistência: predominância de FMA no S460, maior frequência de interação FMA+MV no S690, e predominância de interação FMA+MV com MV isolado no S960.

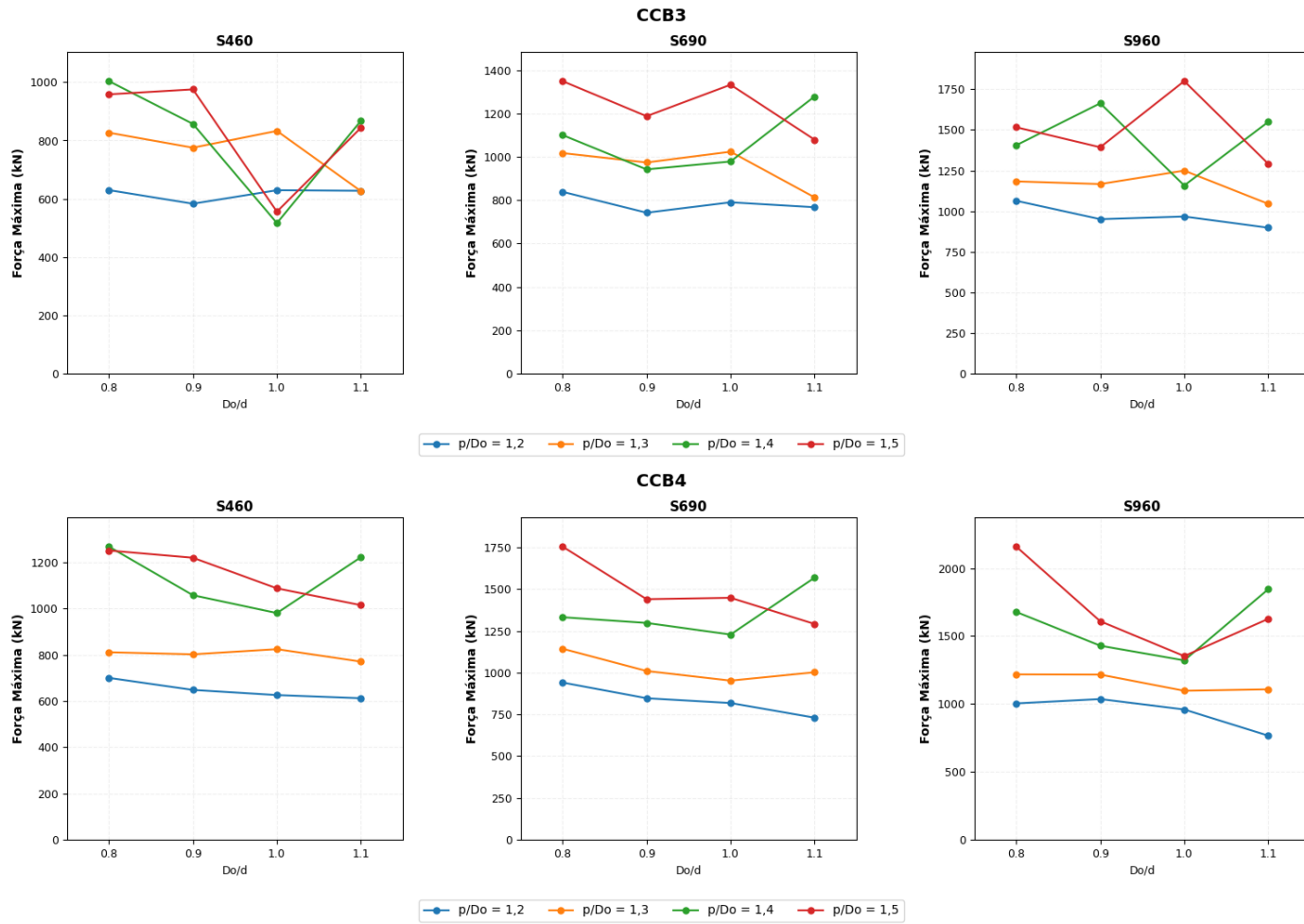
A análise dos modelos numéricos permite estabelecer cinco tendências principais. Primeira, o aumento de p/Do tende a elevar a força máxima, efeito maior para aços de maior resistência e para Do/d reduzido. Segunda, para $Do/d \geq 1,0$, o benefício do aumento de p/Do é diminuído ou revertido. Terceira, o valor ótimo de p/Do desloca-se de 1,4 para o aço S460 para 1,5 para os aços S690 e S960. Quarta, As variações de CCB4 são as mais beneficiadas por espaçamentos maiores, com ganhos superiores a 100% para o aço S960. Quinta e última, o aumento da resistência do aço amplifica tanto os ganhos quanto as perdas, tornando a escolha do espaçamento mais crítica para aços de alta resistência.

4.5. INFLUÊNCIA DA RELAÇÃO D_o/d NA CAPACIDADE RESISTENTE

Esta seção analisa o efeito do diâmetro relativo das aberturas (Do/d) na força máxima. Foram analisados 194 modelos numéricos (Tabelas 9 a 12 do Apêndice B). As variações percentuais são calculadas tomando como referência a configuração com $Do/d = 0,8$ para cada combinação de modelo, aço e p/Do . A Figura 4.13 organiza os resultados dessa análise.

Figura 4.13: Influência da relação D_o/d na força máxima





Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Para o aço S460, o aumento de Do/d produz efeitos predominantemente redutores, embora com exceções pontuais. No modelo CCB1, predominam reduções, sendo a única exceção a combinação $p/Do = 1,2$ com $Do/d = 0,9$, que apresenta um aumento de 1,5%. As maiores diminuições para este modelo atingem 49,6%, observadas em $p/Do = 1,3$ com $Do/d = 1,1$. No modelo CCB2, o comportamento é heterogêneo e fortemente dependente de p/Do . Para $p/Do = 1,2$, todas as combinações de Do/d apresentam aumento, com destaque para o ganho máximo de 68,6% em $Do/d = 1,0$. Para $p/Do = 1,3$ e 1,5, predominam reduções, com perda máxima de 48,9%. Para $p/Do = 1,4$, observam-se aumentos em $Do/d = 0,9$ (+33,4%) e 1,1 (+20,1%) e redução em $Do/d = 1,0$ (-17,9%).

No modelo CCB3, o padrão apresenta algumas particularidades. Para $p/Do = 1,2$, a maioria das combinações apresenta aumento, com exceção de $Do/d = 0,9$, que reduz 7,4%; o maior aumento ocorre em $Do/d = 1,0$ (+0,1%). Para $p/Do = 1,3$ e 1,5, predominam reduções. A perda máxima de 48,5% ocorre em $p/Do = 1,4$ com $Do/d = 1,0$. Para $p/Do = 1,4$, observam-se aumentos expressivos em $Do/d = 0,8$ (+59,4%) e 0,9 (+47,0%) e reduções em $Do/d = 1,0$ (-48,5%) e 1,1 (-13,6%). No modelo CCB4, predominam reduções na maioria das configurações, com perda máxima de 22,7% ($p/Do = 1,4$ com $Do/d = 1,0$). A única exceção ocorre em $p/Do = 1,3$ com $Do/d = 1,0$, que apresenta um aumento de 1,7%.

Ao passar para o aço S690, as reduções tornam-se mais severas e os aumentos pontuais observados para o aço S460 tornam-se menos frequentes. No modelo CCB1, as diminuições atingem 50,3% em $p/Do = 1,2$ com $Do/d = 1,1$. O único aumento ocorre em $p/Do = 1,5$ com $Do/d = 0,9$ (+28,8%). No modelo CCB2, o comportamento torna-se frequentemente redutor. Para $p/Do = 1,2$, todas as combinações de Do/d reduzem, com perda máxima de 41,8%. Para $p/Do = 1,3$, apenas $Do/d = 1,0$ apresenta um pequeno aumento de 0,7%. Para $p/Do = 1,4$, observam-se reduções na maioria das combinações, com exceção de $Do/d = 1,1$, que apresenta aumento de 19,7%; a perda máxima neste grupo é de 19,4% em $Do/d = 1,4$. Para $p/Do = 1,5$, apenas $Do/d = 0,9$ apresenta aumento (+21,6%).

No modelo CCB3, as reduções se acentuam ainda mais. Para $p/Do = 1,2$ e 1,5, observam-se apenas reduções, com perdas de até 14,4% e 20,0%, respectivamente. Para $p/Do = 1,3$, apenas $Do/d = 1,0$ apresenta aumento (+0,6%). Para $p/Do = 1,4$, apenas $Do/d = 1,1$ apresenta aumento (+16,2%). No modelo CCB4, predominam reduções na maioria das combinações, com perda máxima de 26,4% ($p/Do = 1,5$ com $Do/d = 1,1$). O único aumento ocorre em $p/Do = 1,4$ com $Do/d = 1,1$ (+17,8%).

Para o aço S960, o caráter redutor do aumento de Do/d torna-se predominante em praticamente todas as configurações, com os ganhos pontuais desaparecendo na maioria dos modelos. No modelo CCB1, observam-se apenas reduções com o aumento de Do/d , sem qualquer ganho de capacidade. As perdas mais severas ocorrem em $Do/d = 1,1$ com $p/Do = 1,2$ e $1,3$ (-60,2% e -62,3%) e em $Do/d = 1,0$ com $p/Do = 1,4$ (-61,1%). No modelo CCB2, predominam reduções, com perda máxima de 39,7% ($p/Do = 1,3$ com $Do/d = 1,1$). O único aumento ocorre em $p/Do = 1,3$ com $Do/d = 1,0$ (+2,5%).

No modelo CCB3, observam-se algumas combinações ainda apresentando ganhos expressivos. Para $p/Do = 1,2$, apenas reduções, com perda máxima de 15,6% ($Do/d = 1,1$). Para $p/Do = 1,3$, apenas $Do/d = 1,0$ apresenta aumento (+5,6%). Para $p/Do = 1,4$, ocorrem aumentos significativos em $Do/d = 0,8$ (+32,1%), $0,9$ (+75,1%) e $1,1$ (+10,2%) e redução em $Do/d = 1,0$ (-17,6%). Para $p/Do = 1,5$, ocorre aumento expressivo em $Do/d = 1,0$ (+86,2%) e redução em $Do/d = 1,1$ (-14,8%). No modelo CCB4, predominam reduções, com exceções pontuais. Para $p/Do = 1,2$, apenas $Do/d = 0,9$ apresenta aumento (+3,2%). Para $p/Do = 1,3$ e $1,5$, observam-se apenas reduções, com perda máxima de 37,4% ($p/Do = 1,5$ com $Do/d = 1,0$). Para $p/Do = 1,4$, ocorre aumento em $Do/d = 1,1$ (+10,0%) e reduções nas demais combinações. A maior força máxima global entre todos os modelos analisados é 2.158,61 kN, obtida com $Do/d = 0,8$ e $p/Do = 1,5$.

A análise dos modelos numéricos permite estabelecer cinco tendências principais para a influência da relação Do/d , além de um confronto com os efeitos de p/Do . Primeira, o aumento de Do/d tende a reduzir a força máxima em praticamente todas as configurações, independentemente da classe do aço. Segunda, a redução é mais acentuada para aços de maior resistência (S690 e S960), indicando que o benefício do aço de alta resistência é mais facilmente comprometido por aberturas grandes. Terceira, para o aço S460, ocorrem aumentos pontuais de capacidade com o aumento de Do/d , especialmente no CCB2 com $p/Do = 1,2$; para o aço S960, esses aumentos desaparecem no CCB1. Quarta, perfis simétricos (CCB1 e CCB3) são mais sensíveis ao aumento de Do/d do que perfis assimétricos (CCB2 e CCB4), sugerindo que, para projetos que exigem aberturas grandes, perfis assimétricos podem ser preferíveis. Quinta e última, os efeitos de p/Do e Do/d são opostos: enquanto o aumento do espaçamento tende a aumentar a capacidade, o aumento do diâmetro das aberturas tende a reduzi-la.

4.6.COMPARAÇÃO COM MÉTODOS ANALÍTICOS

Dos 204 modelos analisados nesse trabalho, 143 apresentaram como modo de falha principal FMA, representando aproximadamente 70% dos resultados. Nenhum dos 51 modelos variações de CCB4 apresentou FMA, todos apresentaram Instabilidade local da alma no Tê Superior ou mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel (MV). Dentre as possíveis explicações para essa mudança do estudo de validação para a análise paramétrica, as mais prováveis são a taxa de assimetria do perfil celular de aço, a modificação da geometria e da resistência ao escoamento do aço, respectivamente. Ao agrupar esses dados com o resultado encontrado na análise de sensibilidade, com a maior parte dos exemplares falhando por Instabilidade Local na Alma do Tê Superior ou MV, é possível inferir que essa configuração de viga celular mista tende a falhar com esses modos predominando. A tabela 13 do Apêndice B apresenta os modelos que falharam por FMA.

Para os 143 modelos que apresentaram FMA como modo de falha principal, foi calculada a força cortante resistente utilizando a geometria das vigas e a força máxima encontrada pelo método numérico. Então esse valor foi comparado com o obtido utilizando os métodos de verificação disponíveis na literatura. A análise comparou os valores com quatro métodos, com sua escolha e explicação dos procedimentos expostos na seção 2.3. A exclusão do método proposto por Lawson e Hicks (2011) é reforçada, pois apresenta o mesmo resultado encontrado na BS EN 1993-1-13 (2024). Para os demais métodos, foi verificada a razão entre os valores Analítico/Numérico individualmente, obtendo a média, desvio padrão, e a variância para cada método. A Tabela 4.3 sintetiza a análise estatística das razões analítico e numérico, de acordo com a classe de resistência do aço.

Tabela 4.3: Análise estatística da relação entre as capacidades resistentes analítica e numérica

Método Analítico	Geral (n=143)		Aço S460 (n=48)		Aço S690 (n=48)		Aço S960 (n=47)	
	Média	CoV	Média	CoV	Média	CoV	Média	CoV
Panedpojaman et al. (2014)	0.218	42%	0.250	31%	0.212	47%	0.193	46%
Grilo et al. (2018)	0.262	42%	0.295	37%	0.250	40%	0.242	47%
BS EN 1993-1-13 (2024)	0.324	39%	0.394	34%	0.305	34%	0.274	41%
SDG 31 (2016)	0.587	43%	0.518	36%	0.556	37%	0.685	47%

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Em uma análise global, observa-se que todos os modelos analíticos tendem a subestimar a capacidade resistente das vigas celulares mistas, indicando um comportamento conservador. No entanto, os elevados valores de CoV revelam uma alta variabilidade nas previsões, o que compromete a confiabilidade dos métodos para aços de alta resistência. Então, optou-se por complementar a análise com o cálculo da mediana. Diferentemente da média, a mediana é uma medida de tendência central pouco influenciada por *outliers* e distribuições assimétricas.

Os resultados da Tabela 4.4 revelam informações importantes. Observando o AISC Steel Design Guide 31 (2016) para S960, pode ser notado que a diferença eleva-se para 0,075; como a média geral (0,695) é maior que a mediana (0,610), a distribuição é positivamente assimétrica e influenciada por valores atípicos (*outliers*) no extremo superior. Conseqüentemente, neste caso a mediana é um parâmetro estatístico mais robusto da tendência central do comportamento deste método.

Tabela 4.4: Análise comparativa dos valores médios e da mediana da relação $F_{analítico}/F_{numérico}$

Método Analítico	Aço S460			Aço S690			Aço S960		
	Média	Mediana	Diferença	Média	Mediana	Diferença	Média	Mediana	Diferença
Panedpojaman et al. (2014)	0.250	0,249	0,001	0.213	0,191	0,022	0.193	0,183	0,011
Grilo et al. (2018)	0.295	0,268	0,027	0.250	0,217	0,033	0.242	0,205	0,037
BS EN 1993-1-13 (2024)	0.394	0,340	0,054	0.305	0,278	0,027	0.274	0,240	0,034
AISC Steel Design Guide 31 (2016)	0.518	0,469	0,049	0.557	0,524	0,033	0.685	0,610	0,075

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

A análise da razão $F_{analítico}/F_{numérico}$ revela comportamentos distintos entre os quatro métodos avaliados. O método de Panedpojaman et al. (2014) apresenta os menores valores, com média de 0,218 e mediana de 0,214. Este comportamento pode ser atribuído à formulação do método, que aplica coeficientes redutores à resistência ao escoamento do aço, priorizando a estabilidade geométrica em detrimento da capacidade do material.

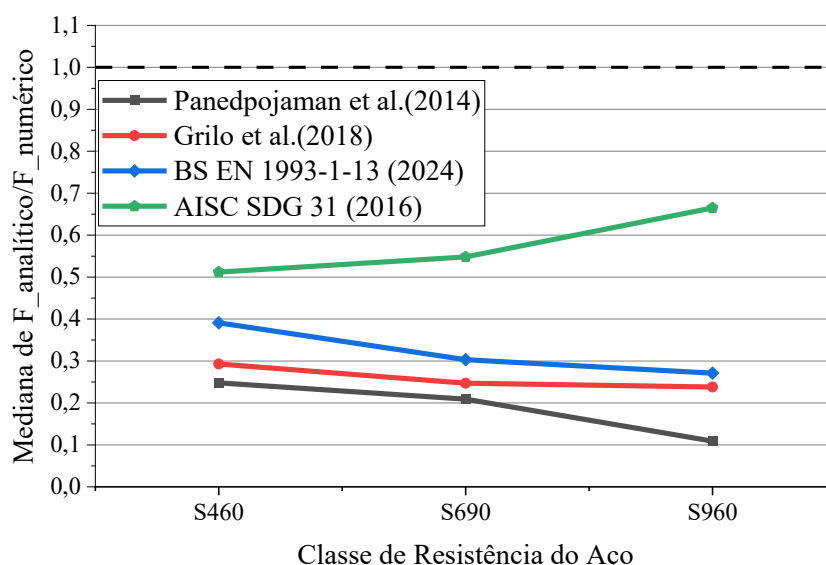
Já o método de Grilo et al. (2018) apresenta comportamento ligeiramente superior ao anterior, com média de 0,262 e mediana de 0,235. Embora represente uma evolução em relação às formulações baseadas puramente na instabilidade geométrica, o método ainda resulta em previsões distantes dos valores numéricos, indicando que as adaptações propostas pelos autores

não capturam integralmente o comportamento para este tipo de elemento estrutural com aço de alta resistência.

A norma BS EN 1993-1-13 (2024) posiciona-se em um patamar intermediário, com média global de 0,324 e mediana de 0,294. O desempenho superior aos métodos anteriores deve-se, em parte, à utilização da resistência ao escoamento plena nas equações de resistência. Contudo, os valores ainda baixos indicam que a normativa mantém margens de segurança elevadas. Por sua vez, o método do AISC Steel Design Guide 31 (2016) apresenta-se como o método menos conservador e mais próximo dos resultados numéricos, com média de 0,587 e mediana de 0,539.

A organização dos dados por classe de resistência revela comportamentos divergentes quanto aos valores de força previstos (Figura 4.14). O método do AISC Steel Design Guide 31 (2016) destaca-se por apresentar uma correlação positiva entre a resistência do aço e a razão obtida. A mediana das razões eleva-se de 0,518 (S460) para 0,548 (S690) e, finalmente, para 0,665 (S960). Embora os valores permaneçam a favor da segurança, esta tendência de crescimento sugere que, para aços com maior resistência ao escoamento, a formulação americana consegue representar melhor o aumento de capacidade resistente decorrente de aumentos na resistência do aço, aproximando-se mais dos limites de falha previstos numericamente. É importante ressaltar que, devido ao elevado coeficiente de variação (47%) para o aço S960, a análise dos valores individuais revelou ocorrências com razões superiores a 1,0, configurando resultados contra a segurança para geometrias críticas.

Figura 4.14: Gráfico de interação entre a classe de resistência do aço e a mediana entre $F_{analítico}/F_{numérico}$



Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Os demais métodos exibiram um comportamento inverso; caracterizado pela redução da relação entre as forças máximas à medida que a resistência do aço aumenta. Para o conjunto de valores analíticos obtidos a partir do modelo de Grilo et al. (2018), por exemplo, a mediana decresce de 0,293 (S460) para 0,247 (S960). A aplicação do modelo de Panedpojaman et al. (2014) resultou em uma redução ainda mais acentuada: a mediana decresce de 0,248 (S460) para 0,190 (S960). A BS EN 1993-1-13 (2024) apresentam comportamento intermediário, com mediana decrescendo de 0,391 (S460) para 0,271 (S960).

5. CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como objetivo principal investigar a capacidade resistente e os modos de falha de vigas celulares mistas de aço e concreto, com ênfase na aplicação de aços de alta resistência (S460, S690 e S960) e na sua susceptibilidade à instabilidade no montante de alma. A justificativa para esta investigação fundamenta-se na crescente adoção de aços de alta performance na construção civil, visando a redução de peso próprio e a otimização estrutural, aliadas à necessidade de avaliar a adequação das formulações normativas existentes diante do comportamento específico desses materiais em perfis celulares.

Para atingir este objetivo, empregou-se como metodologia a simulação numérica por elementos finitos no software ABAQUS®, com modelos constitutivos calibrados e validados a partir de resultados experimentais da literatura. A análise paramétrica contemplou 204 modelos, nos quais se variaram a resistência ao escoamento do aço (S460, S690 e S960) e as relações geométricas $D_o/d = 0,8/ 0,9/ 1,0$ e $1,1$ e $p/D_o = 1,2/ 1,3/ 1,4$ e $1,5$, respeitando os limites da BS EN 1993-1-13 (2024). Os resultados permitem extrair as seguintes conclusões:

- i. Confirmou-se a Instabilidade no Montante de Alma (FMA) como modo de falha predominante nas vigas simétricas com aços comuns, porém observou-se uma transição gradual com o aumento da resistência. No aço S460, a FMA pura ocorreu em 76% das configurações do CCB1; no S690, a interação entre os modos de falha FMA e a plastificação devido ao momento de Vierendeel (MV) tornou-se majoritária (52%); no S960, FMA+MV consolidou-se como dominante (76% no CCB1 e 65% no CCB2). Esta progressão demonstra que aços de alta resistência não apenas elevaram a capacidade resistente, mas alteram o modo de falha, evoluindo da predominância de FMA, para a interação também com a plastificação devido ao momento de Vierendeel. Pela primeira vez, observou-se MV como modo isolado, associado a valores elevados de p/D_o ($\geq 1,4$) no CCB3. Em perfis com assimetria acentuada (CCB4, razão de áreas 2,78), houve alteração da FMA por Instabilidade Local na Alma do Tê Superior no Tê Superior, com domínio de instabilidade local na alma no tê superior pura no S460 (65%) e da interação entre os modos de falha instabilidade local na alma no tê superior e MV no S960 (65%).
- ii. A relação p/D_o demonstrou ser o parâmetro geométrico de maior influência na capacidade resistente. A variação de p/D_o de 1,2 para 1,5, mantendo D_o/d constante, proporcionou ganhos expressivos na capacidade resistente: 115,1% no CCB4-S690-0,8,

107,0% no CCB1-S960-1,1 e 60,9% no CCB3-S690-0,8. Em contrapartida, o aumento de D_o/d de 0,8 para 1,1 produziu reduções sistemáticas de capacidade: perdas de 60,2% no CCB1-S960-1,2, 50,3% no CCB3-S690-1,2 e 22,7% no CCB2-S960-1,5. Observou-se a seguinte interação entre os parâmetros:

- Observou-se que, para p/D_o reduzido, o impacto negativo do aumento de D_o/d é elevado: no CCB1 com S960, a elevação de D_o/d de 0,8 para 1,1 provocou perda de 60,2% na capacidade com $p/D_o = 1,2$. Para p/D_o elevado, este impacto é menor: com $p/D_o = 1,5$, a mesma variação resultou em perda de apenas 14,6%. Esta diferença aponta que o espaçamento adequado pode compensar parcialmente os efeitos negativos de aberturas maiores na capacidade resistente.
 - A adoção de p/D_o elevado permite que configurações com $D_o/d = 1,1$ atinjam maiores capacidades resistentes. No CCB4 com S960, o aumento de p/D_o de 1,2 para 1,5 resultou em ganho de 112,3% (de 766,04 kN para 1626,33 kN). No CCB1 com S960, o ganho foi de 107,0% (de 375,96 kN para 778,07 kN). O CCB4-960-1,1-1,4 (1844,50 kN) superou em 84% o CCB4-960-0,8-1,2 (1003,42 kN), demonstrando que combinações de aberturas grandes podem ser viabilizadas por espaçamentos generosos.
- iii. A variação da resistência ao escoamento do material, tendo como base os aços utilizados no estudo de validação, resultou em aumento da capacidade resistente, porém inferior ao incremento da tensão de escoamento. Enquanto os aumentos nominais de f_y são de 50% (S460 para S690) e 109% (S460 para S960), os ganhos de capacidade variaram conforme o modelo: no CCB1, 60,8% e 83,4%; no CCB2, 30,2% e 54,0%; no CCB3, 24,6% e 56,2%. Esta situação evidencia que a instabilidade limita o aproveitamento pleno da resistência do aço. Casos extremos ilustram esta limitação: na configuração CCB1-1,1-1,2, o S690 apresentou desempenho inferior ao S460, no CCB2-0,8-1,2, o S690 não proporcionou ganho algum. Por outro lado, configurações com menores valores do diâmetro das aberturas aliadas a um maior espaçamento entre elas aumentaram o uso do potencial dos aços de alta resistência, como CCB3-0,9-1,4 (ganho de 94,1% com S960) e CCB4-0,8-1,5 (ganho de 115,1% com S960).
- iv. O modelo CCB1, derivado de perfil simétrico (UB406 x 140 x 39), apresentou a maior sensibilidade à interação resistência x geometria. Os maiores ganhos com S960 ocorreram para $D_o/d = 0,8$ e $p/D_o = 1,3/1,4$ (até 99,7%), enquanto combinações com $D_o/d = 1,0$ e $p/D_o = 1,2$ limitaram o ganho a 24,6%. A configuração CCB1-1,1-1,2 com S690 teve desempenho inferior ao S460, evidenciando que geometrias

desfavoráveis podem neutralizar os benefícios do aumento de resistência. O modelo CCB2, com assimetria moderada de 1,13 (tê superior baseado no UB406 x 140 x 39 e um tê inferior baseado no UB457 x 152 x 52), apresentou padrões mais consistentes, com ganhos próximos entre S690 e S960 para a maioria das geometrias. Destacou-se negativamente a variante CCB2-690-0,8-1,2, que obteve o mesmo valor de força máxima que sua variante com S460. O modelo CCB3, perfil simétrico (IPE 300) exibiu um padrão de variação na força máxima entre os exemplares com S690 e S960, ou seja, em grande parte das variações, quando havia aumento na variação com S690, também havia esse aumento com S960, com destaque para a primeira ocorrência de MV puro em geometrias com $p/D_o \geq 1,4$. A configuração CCB3-1,0-1,5 com S960 atingiu 1800,02 kN, com ganho de 223,9% sobre o S460, também sendo observada a alteração do modo de falha, de MV puro com S690, para a interação entre FMA e MV no S960. Por fim, o modelo CCB4, com assimetria de 2,78 (tê inferior HEB 340 e tê superior IPE 300), apresentou os maiores ganhos relativos, com CCB4-0,8-1,5 alcançando 2158,61 kN (115,1% sobre S460). A força máxima mostrou-se mais relacionada a geometrias com $p/D_o = 1,5$ em $D_o/d \leq 1,0$ e para $p/D_o = 1,4$ em $D_o/d = 1,1$, do que à resistência ao escoamento do aço.

Para os 143 modelos que falharam por FMA, comparou-se a força máxima obtida numericamente ($P_{numérico}$) com as previsões dos métodos analíticos ($P_{analítico}$), por meio da razão $P_{analítico}/P_{numérico}$. Valores inferiores a 1,0 indicam previsões conservadoras (a favor da segurança); valores superiores a 1,0 indicam previsões contra a segurança. Panedpojaman et al. (2014) apresentou as previsões mais conservadoras, com média global de 0,218 e CoV de 42%. A média decresceu de 0,250 (S460) para 0,193 (S960), indicando que o método se torna progressivamente mais conservador com o aumento da resistência. Grilo et al. (2018) teve comportamento similar, com média global de 0,262 e CoV de 42%. As médias reduziram-se de 0,295 (S460) para 0,242 (S960), confirmando a mesma tendência de conservadorismo crescente. A BS EN 1993-1-13 (2024) posicionou-se em patamar intermediário, com média global de 0,324 e CoV de 39%. A média reduziu-se de 0,394 (S460) para 0,274 (S960), evidenciando que a normativa europeia mantém margens de segurança elevadas que se amplificam para aços de maior resistência. O AISC Steel Design Guide 31 (2016) destacou-se como o método menos conservador, com média global de 0,587 e CoV de 43%, sendo o único com correlação positiva com a resistência do aço: a média elevou-se de 0,518 (S460) para 0,685 (S960). No entanto, para o S960, ocorrências pontuais atingiram razões analítico/numérico de

até 1,54 (CCB1-960-1,0-1,4 e CCB1-960-1,1-1,4), configurando resultados contra a segurança. O elevado CoV de 47% para o S960 indica que as equações atuais carecem de ajustes para capturar a resposta específica destes materiais. A elevada dispersão estatística observada para o S960 em todos os métodos (CoV entre 41% e 47%) evidencia a necessidade de revisão e calibração das metodologias de dimensionamento para vigas celulares mistas com aços de alta resistência, incorporando a interação entre instabilidade geométrica e plastificação identificada neste estudo.

A análise desenvolvida ao longo deste trabalho concentrou-se, conforme estabelecido nos objetivos, na investigação da capacidade resistente e dos modos de falha do perfil de aço de vigas celulares mistas, com ênfase no comportamento dos montantes de alma diante da aplicação de aços de alta resistência. Os resultados apresentados demonstram que esta abordagem permitiu avançar na compreensão dos fenômenos de instabilidade, da interação com o mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel e da influência dos parâmetros geométricos D_o/d e p/D_o na capacidade resistente e modos de falha.

5.1.RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base nos resultados obtidos e nas limitações do presente estudo, sugerem-se as seguintes investigações futuras:

- Recomenda-se a ampliação da base de dados numéricos para diferentes famílias de perfis celulares de aço;
- Sugere-se a variação sistemática do fator de assimetria da seção transversal, permitindo estabelecer limites claros de transição entre os modos de falha em função da resistência do aço;
- Com a base de dados ampliada, sugere-se a calibração de coeficientes de modificação para aços de alta resistência, com validade geral para as formulações da BS EN 1993-1-13 (2024) e do AISC Design Guide 31 (2016);
- Recomenda-se também a análise do comportamento de vigas celulares mistas de aço de alta resistência e concreto em situação de incêndio.

REFERÊNCIAS

- AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **Steel Design Guide 31 - Castellated and Cellular Beam Design**. [S.l.]: ANSI/AISC, 2016.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800: Projetos De Estruturas De Aço E De Estruturas Mistas De Aço E Concreto De Edifício**. [S.l.]: ABNT, 2 out. 2024.
- AUSTRALINA STANDARD; NEW ZEALAND STANDARD. **AS/NZS 2327: Composite structures - Composite steel-concrete construction in buildings**. [S.l.]: AS/NZS, 2017.
- BHAT, Rujuta A.; GUPTA, Laxmikant M. Interaction of Buckling Modes for Cellular Steel Beams Under Flexure. **International Journal of Steel Structures**, v. 21, n. 1, p. 260–273, 1 fev. 2021.
- DA SILVA, Luana V. *et al.* Experimental investigation of cellular steel beams at ambient and elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 159, p. 104574, jan. 2026.
- DAI, Xianghe *et al.* Numerical study of steel–concrete composite cellular beam using demountable shear connectors. **Structures**, v. 51, p. 1328–1340, maio 2023.
- DEGTYAREV, Vitaliy V. *et al.* Design provision assessment for the resistance of laterally restrained cellular steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 226, p. 109254, mar. 2025.
- DIAB, Mahmoud; WILKINSON, David S.; KANG, Jidong. Microstructurally-based multi-phase finite element analysis of bending in Advanced High Strength Steels (AHSS). **Solid State Communications**, v. 410, p. 116326, mar. 2026.
- DOKŠANOVIĆ, Tihomir *et al.* Stress–strain relationships and influence of testing parameters on coupon test results. **Elektronički časopis Građevinskog fakulteta Osijek**, p. 50–63, 2 jul. 2018.
- DU, H. *et al.* Experimental and Analytical Investigation on Flexural Behavior of High-Strength Steel-Concrete Composite Beams. **BUILDINGS**, v. 13, n. 4, abr. 2023.
- ELLOBODY, Ehab. Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes. **Thin-Walled Structures**, v. 52, p. 66–79, 2012.
- EL-SAWY, Khaled M.; SWEEDAN, Amr M. I.; MARTINI, Mohammad Iqbal. Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 98, p. 20–34, jul. 2014.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-12: Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700.** [S.l.]: EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION, maio 2007.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-14: Eurocode 3 — Design of steel structures — Part 1-14: Design assisted by finite element analysis.** [S.l.]: CEN, 2025.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (CEN). **Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: Genera:** EN 1994-1-1. Bruxelas: CEN, 2026.

FERREIRA, Felipe Piana Vendramell *et al.* Ultimate strength prediction of steel–concrete composite cellular beams with PCHCS. **Engineering Structures**, v. 236, 1 jun. 2021.

FERREIRA, Felipe Piana Vendramell *et al.* Five Machine Learning Models Predicting the Global Shear Capacity of Composite Cellular Beams with Hollow-Core Units. **Buildings**, v. 14, n. 7, p. 2256, 22 jul. 2024.

FERREIRA, Felipe Piana Vendramell; MARTINS, Carlos Humberto; DE NARDIN, Silvana. Advances in composite beams with web openings and composite cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 172, 1 set. 2020.

FERREIRA, Felipe Piana Vendramell; MARTINS, Carlos Humberto; DE NARDIN, Silvana. Assessment of web post buckling resistance in steel-concrete composite cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 158, 1 jan. 2021.

GRILO, Lucas Figueiredo *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.

GUO, Jiangran *et al.* Failure Mechanism and Load Carrying Capacity of Hybrid High-Strength Steel Composite Cellular Beams Under Low Cyclic Loading. **Buildings**, v. 15, n. 21, p. 3954, 2 nov. 2025.

KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure modes for castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 4, n. 4, p. 295–315, jan. 1984.

LI, Wenchao *et al.* Ductile fracture of Q460 steel: Effects of stress triaxiality and Lode angle. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 123, p. 1–17, ago. 2016.

MA, Jia-Lin; CHAN, Tak-Ming; YOUNG, Ben. Cold-formed high strength steel tubular beam-columns. **Engineering Structures**, v. 230, p. 111618, 1 mar. 2021.

- MANS, Patrick; YAKEL, Aaron J.; AZIZINAMINI, Atorod. Full-Scale Testing of Composite Plate Girders Constructed Using 485-MPa High-Performance Steel. **Journal of Bridge Engineering**, v. 6, n. 6, p. 598–604, dez. 2001.
- MÜLLER, C. *et al.* **Large web openings for service integration in composite floors.** Luxembourg: Office f. Official Publ. of the Europ. Communities, 2006.
- NADJAI, Ali. Performance of Cellular Composite Floor Beams at Ambient Temperature. 2005.
- NADJAI, Ali *et al.* Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 42, n. 6–7, p. 489–497, set. 2007.
- NAMBA, Jonas Yoshihiro *et al.* Evaluation of web post-buckling in high-strength cellular steel and high-strength concrete composite beams: A numerical study. **Engineering Structures**, v. 334, p. 120223, jul. 2025.
- OLIVEIRA, Vinicius Moura de *et al.* Stability behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 173, 1 abr. 2022.
- PANEDPOJAMAN, Pattamad; RONGRAM, Teerawat. **Design Equations for Vierendeel Bending of Steel Beams with Circular Web Openings.** [*S.l.*: *S.n.*].
- PANEDPOJAMAN, Pattamad; THEPCHATRI, Thaksin; LIMKATANYU, Suchart. Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 76, p. 92–104, mar. 2014.
- PAZIN, VA *et al.* Residual stresses and geometric imperfections in high-strength steel cellular beams: Sensitivity analysis. **JOURNAL OF CONSTRUCTIONAL STEEL RESEARCH**, v. 236, jan. 2026.
- PSYRRAS, Georgios; TSAVDARIDIS, Konstantinos Daniel; LAWSON, R. Mark. Numerical and experimental reassessment of Eurocode 3 design rules for cellular beam end-posts. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 234, p. 109723, nov. 2025.
- QUEIROZ, F. D.; VELLASCO, P. C. G. S.; NETHERCOT, D. A. Finite element modelling of composite beams with full and partial shear connection. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 63, n. 4, p. 505–521, abr. 2007.
- REDWOOD, Richard G.; MCCUTCHEON, John O. Beam Tests with Unreinforced Web Openings. **Journal of the Structural Division**, v. 94, n. 1, p. 1–17, jan. 1968.
- ROBERT MARK LAWSON; STEPHEN JAMES HICKS. **Design of Composite Beams with Large Web Openings - SCI - P355.** [*S.l.*]: SCI, 2011.

- SHAMASS, Rabee; GUARRACINO, Federico. Numerical and analytical analyses of high-strength steel cellular beams: A discerning approach. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 166, p. 105911, mar. 2020.
- SHEEHAN, T. *et al.* Experimental study on long spanning composite cellular beam under flexure and shear. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 116, p. 40–54, 2016.
- TANKOVA, T.; DA SILVA, LS; RODRIGUES, F. Buckling curve selection for HSS welded I-section members. **THIN-WALLED STRUCTURES**, v. 177, ago. 2022.
- THE BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS EN 1993-1-1: General rules and rules for buildings**. [S.l.: S.n.].
- THE BRITISH STANDARDS INSTITUTION. **BS EN 1993-1-13: Beams with large web openings**. [S.l.]: BSI, 2024.
- TSAVDARIDIS, Konstantinos Daniel; D'MELLO, Cedric. Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 10, p. 1605–1620, out. 2011.
- WANG, Jiaqi *et al.* Fracture prediction and damage evolution of Q690 HSS under various stress states. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 296, p. 109856, fev. 2024.
- WANG, Xing-Qiang *et al.* Tensile stress-strain models for high strength steels. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 186, p. 106879, nov. 2021.
- WANG, Yuan-Zuo *et al.* Ductile fracture of high strength steel under multi-axial loading. **Engineering Structures**, v. 210, p. 110401, maio 2020.
- WARD, J., K. Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams. 1990.
- XIN, Haohui; VELJKOVIC, Milan. Evaluation of high strength steels fracture based on uniaxial stress-strain curves. **Engineering Failure Analysis**, v. 120, p. 105025, fev. 2021.
- XIONG, G. *et al.* Lateral-torsional buckling behaviour of 690 MPa high strength steel beams. **Structures**, v. 33, p. 3999–4010, 2021a.
- XIONG, Gang *et al.* Lateral-torsional buckling behaviour of 690 MPa high strength steel beams. **Structures**, v. 33, p. 3999–4010, out. 2021b.
- XIONG, Gang *et al.* Flexural behavior of prefabricated high-strength steel-concrete composite beams with steel block connectors. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 197, p. 107507, out. 2022.
- XU, Cheng *et al.* Flexural-torsional buckling behaviour of high-strength steel welded I-section beams: Experimental tests, numerical modelling and design method. **Structures**, v. 70, p. 107802, 1 dez. 2024.

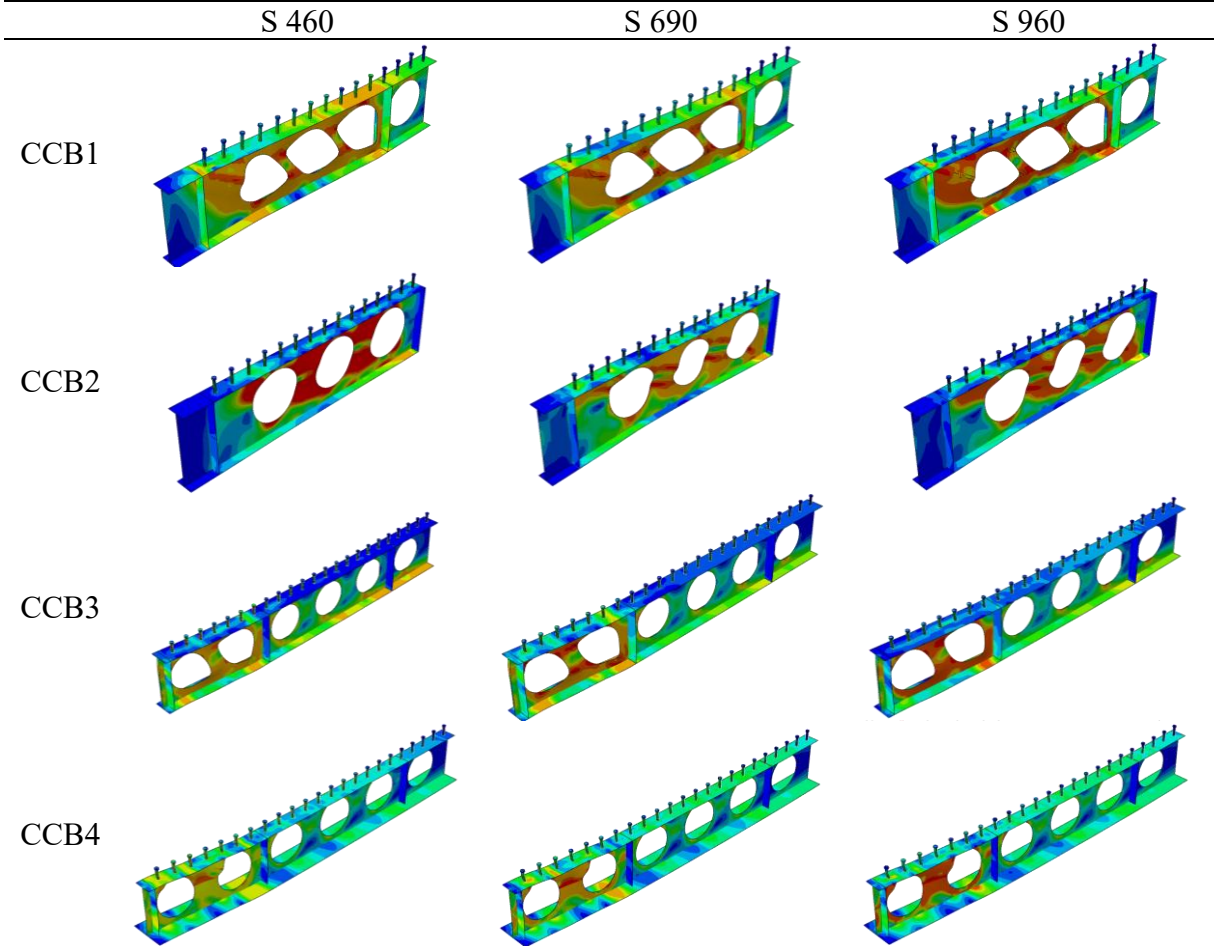
ZEYTINCI, Barış Mehmet *et al.* A practical design formulation for perforated beams with openings strengthened with ring type stiffeners subject to Vierendeel actions. **Journal of Building Engineering**, v. 43, p. 102915, 1 nov. 2021.

ZHOU, Yifan *et al.* Behaviour and design of stainless steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 185, p. 106863, out. 2021.

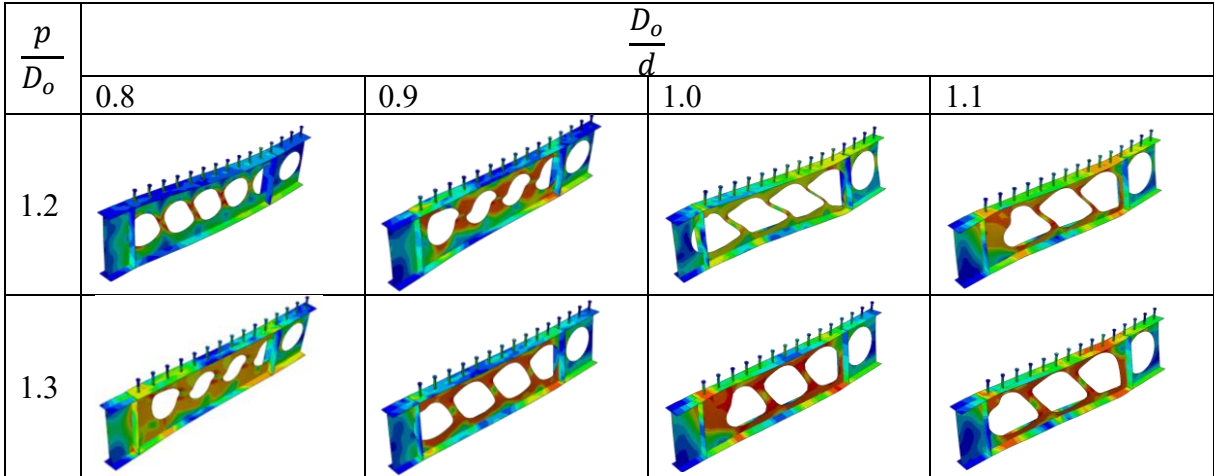
ZHOU, Yifan *et al.* Behaviour and design of stainless steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 185, p. 106863, 2021.

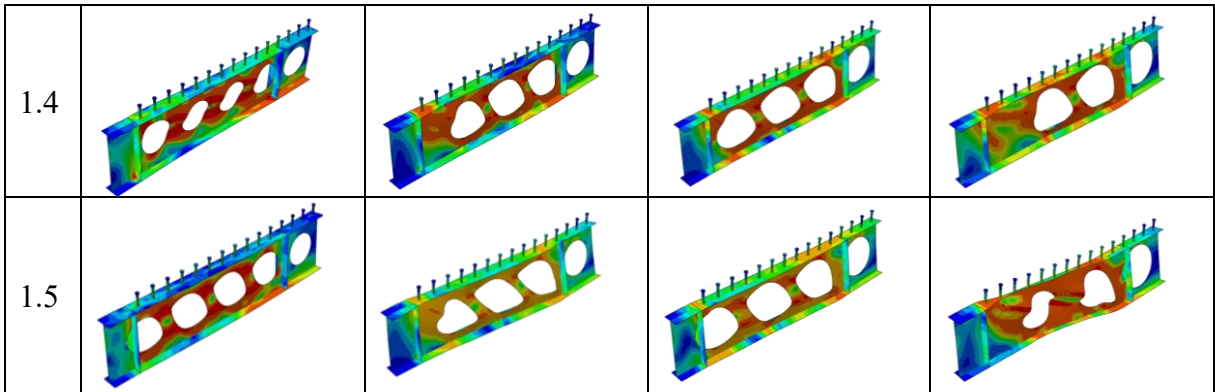
APENDICE A – CONFIGURAÇÕES DEFORMADAS

Apêndice A - Tabela 1: Configurações Deformadas de vigas sem modificações geométricas

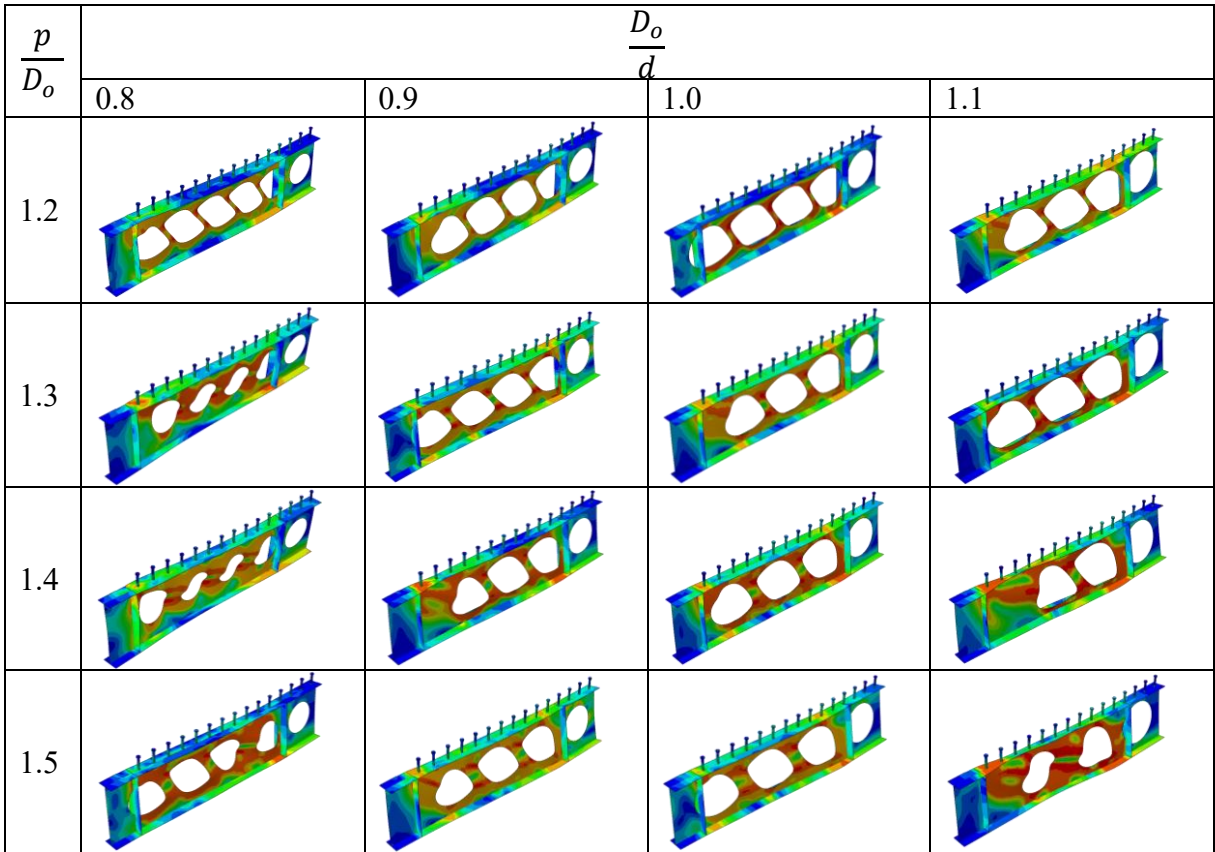


Apêndice A - Tabela 2: Configurações deformadas das variações de CCB1-460

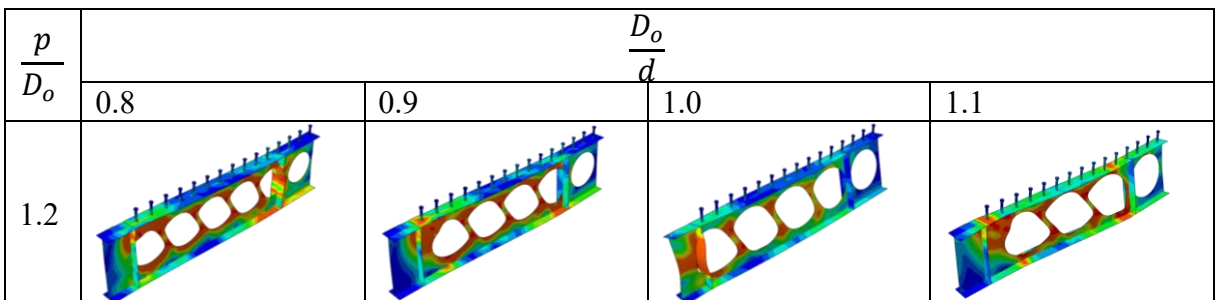


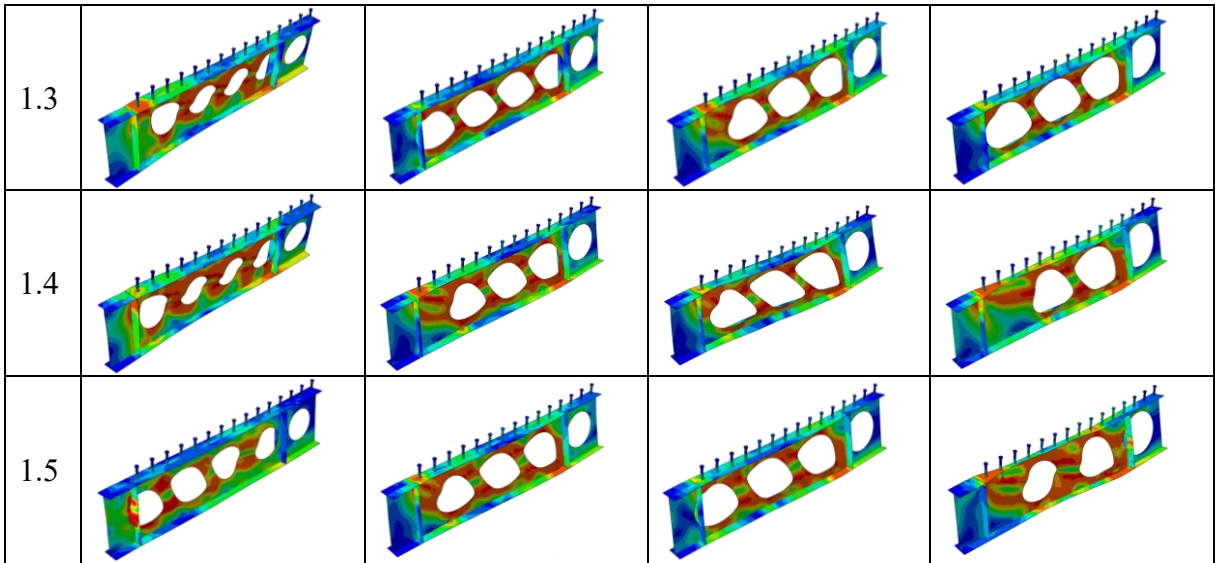


Apêndice A - Tabela 3: Configurações deformadas das variações de CCB1-690

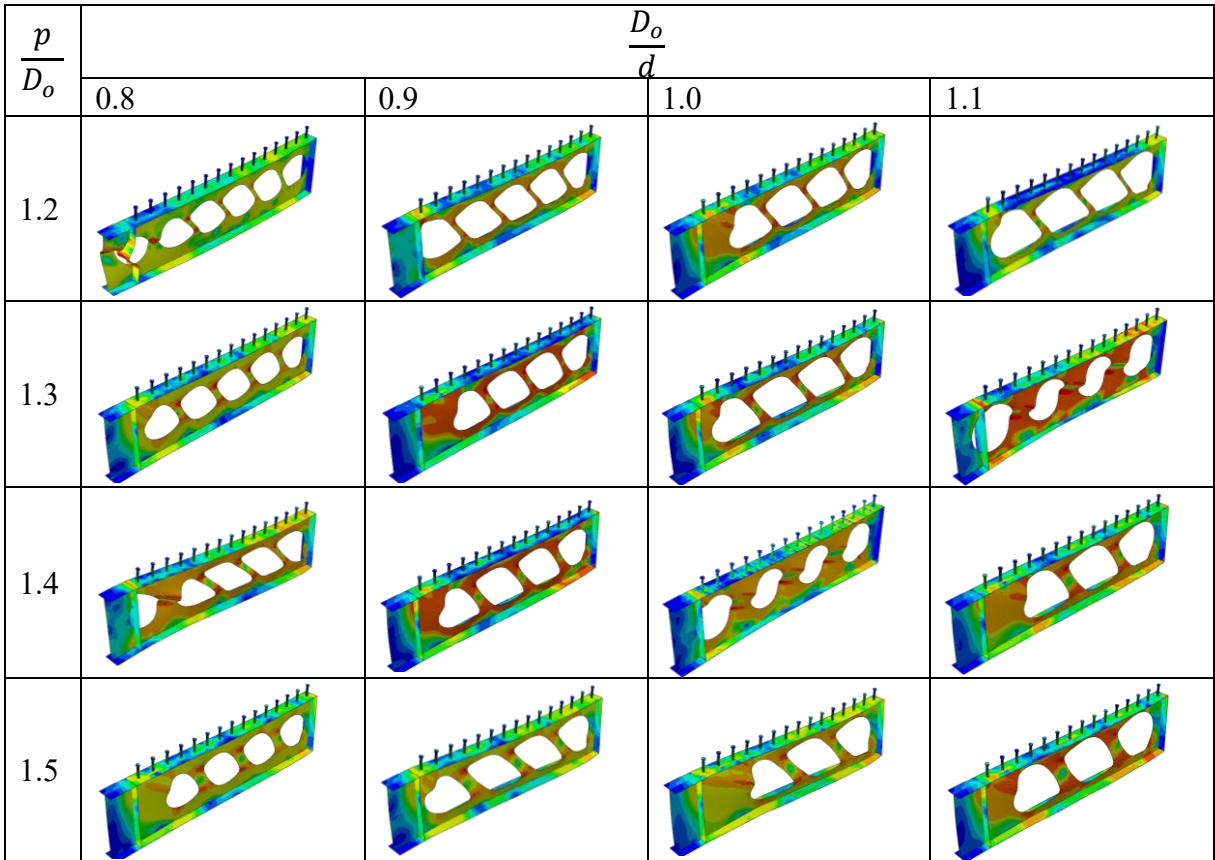


Apêndice A - Tabela 4: Configurações deformadas das variações de CCB1-960

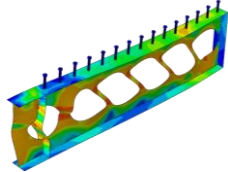
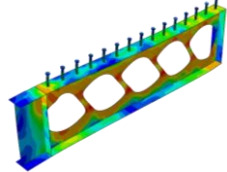
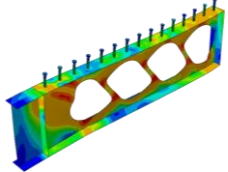
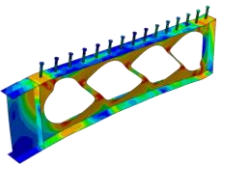
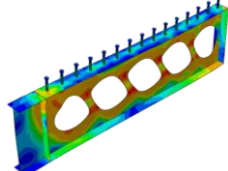
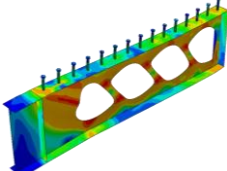
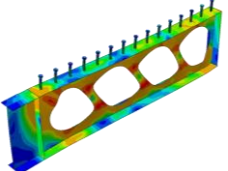
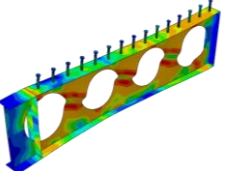
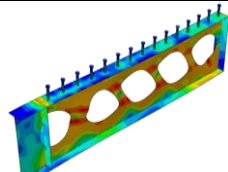
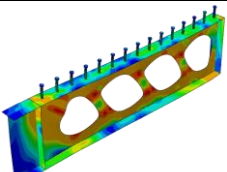
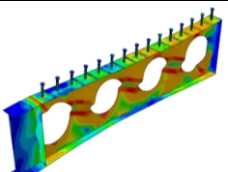
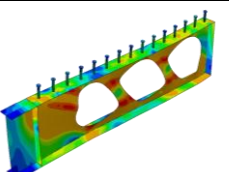
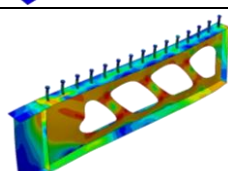
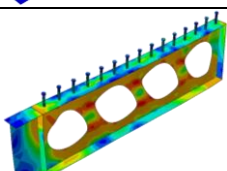
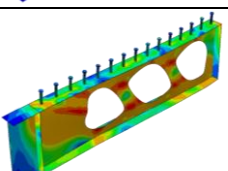
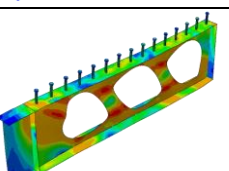




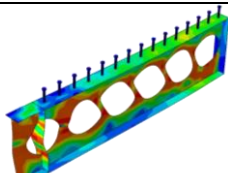
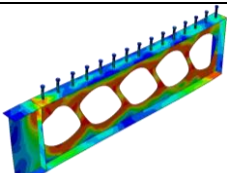
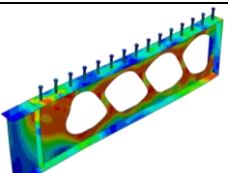
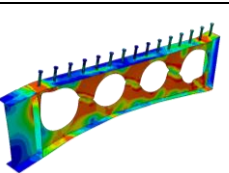
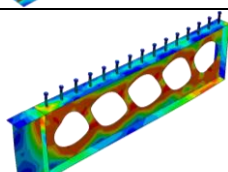
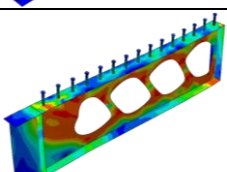
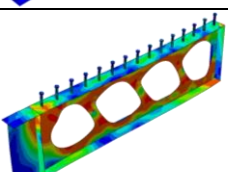
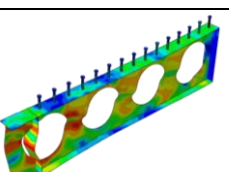
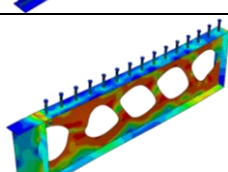
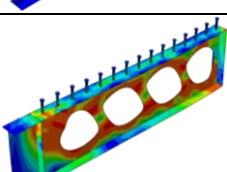
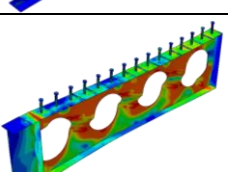
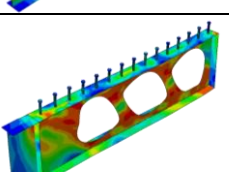
Apêndice A - Tabela 5: Configurações deformadas das variações de CCB2-460

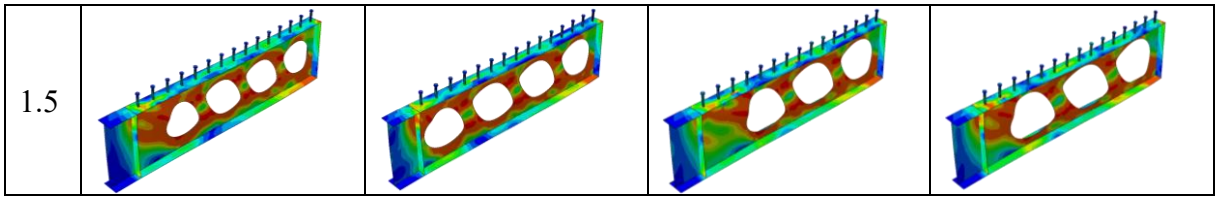


Apêndice A - Tabela 6: Configurações deformadas das variações de CCB2-690

$\frac{p}{D_o}$	$\frac{D_o}{d}$			
	0.8	0.9	1.0	1.1
1.2				
1.3				
1.4				
1.5				

Apêndice A - Tabela 7: Configurações deformadas das variações de CCB2-960

$\frac{p}{D_o}$	$\frac{D_o}{d}$			
	0.8	0.9	1.0	1.1
1.2				
1.3				
1.4				

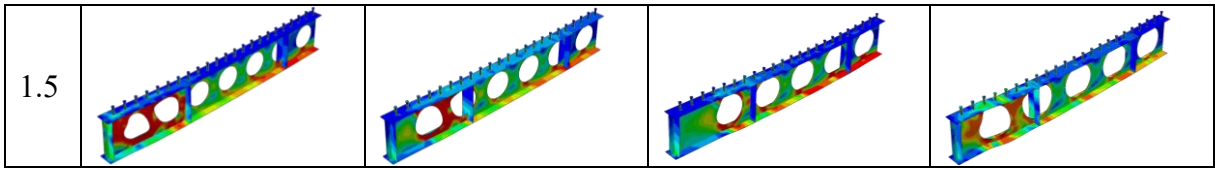


Apêndice A - Tabela 8: Configurações deformadas das variações de CCB3-460

$\frac{p}{D_o}$	$\frac{D_o}{d}$			
	0.8	0.9	1.0	1.1
1.2				
1.3				
1.4				
1.5				

Apêndice A - Tabela 9: Configurações deformadas das variações de CCB3-690

$\frac{p}{D_o}$	$\frac{D_o}{d}$			
	0.8	0.9	1.0	1.1
1.2				
1.3				
1.4				

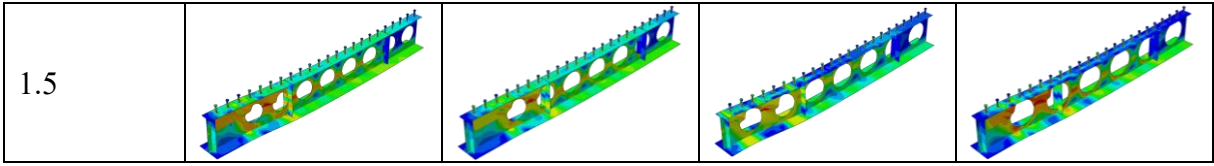


Apêndice A - Tabela 10: Configurações deformadas das variações de CCB3-960

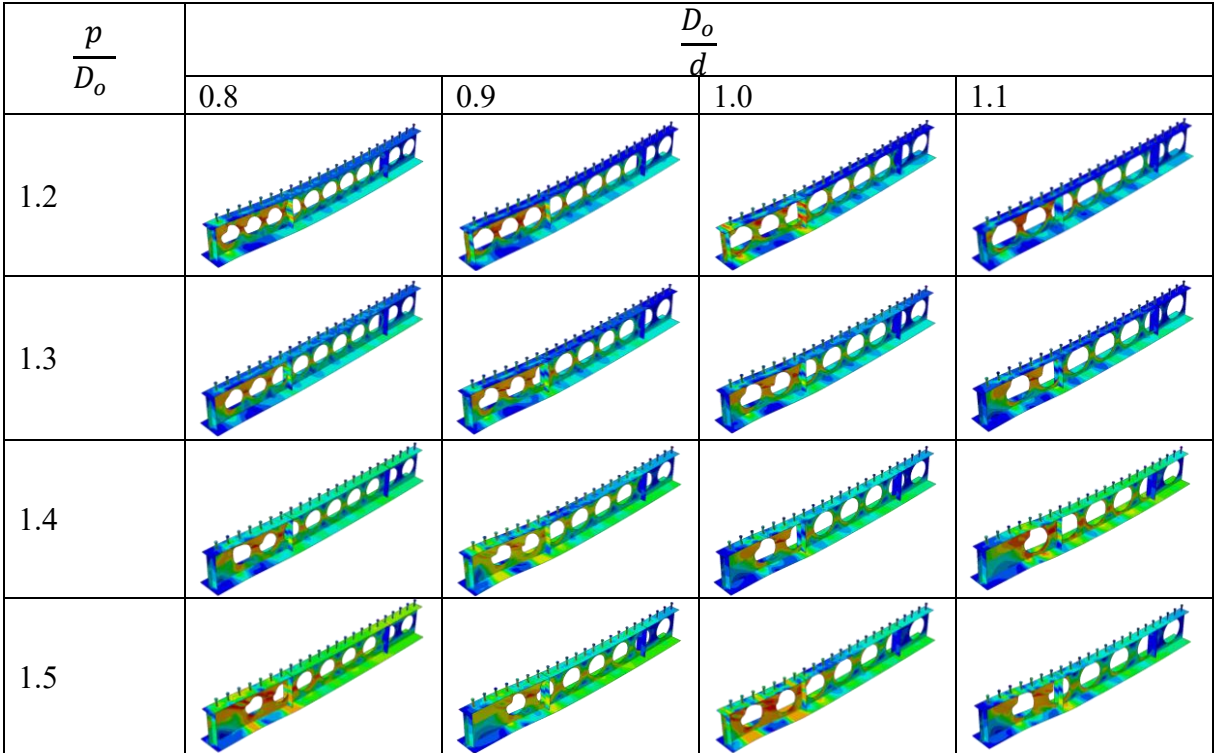
$\frac{p}{D_o}$	$\frac{D_o}{d}$			
	0.8	0.9	1.0	1.1
1.2				
1.3				
1.4				
1.5				

Apêndice A - Tabela 11: Configurações deformadas das variações de CCB4-460

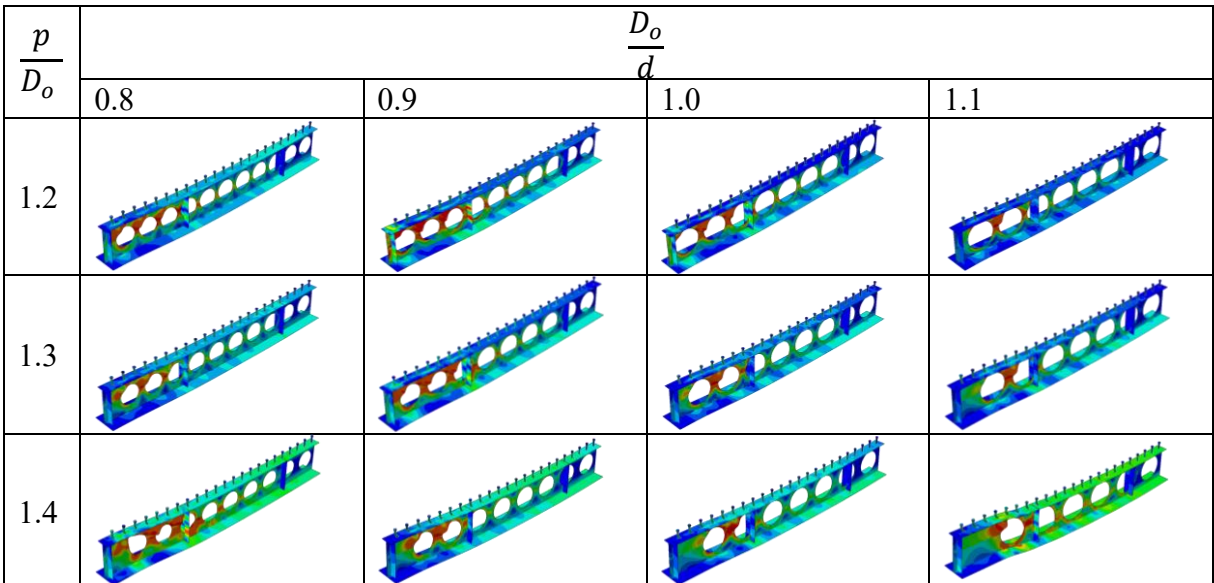
$\frac{p}{D_o}$	$\frac{D_o}{d}$			
	0.8	0.9	1.0	1.1
1.2				
1.3				
1.4				

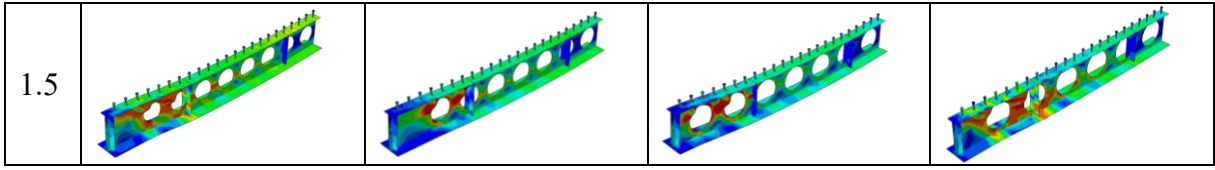


Apêndice A - Tabela 12: Configurações deformadas das variações de CCB4-690



Apêndice A - Tabela 13: Configurações deformadas das variações de CCB4-960





APENDICE B – TABELAS COM RESULTADOS DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Apêndice B - Tabela 1: CCB1 e variações – Força Máxima e modo de falha

Exemplar	Força Máxima (kN)	Modo de Falha
CCB1-460-0.8-1.2	473.17 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.2	664.88 (40.5%)	FMA
CCB1- 960-0.8-1.2	945.02 (99.7%)	FMA+MV
CCB1-460-0.8-1.3	639.79 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.3	789.77 (23.4%)	FMA+MV
CCB1- 960-0.8-1.3	1212.00 (89.4%)	FMA+MV
CCB1-460-0.8-1.4	739.47 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.4	912.74 (23.4%)	FMA
CCB1- 960-0.8-1.4	1204.86 (62.9%)	FMA+MV
CCB1-460-0.8-1.5	519.01 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.5	655.79 (26.4%)	FMA
CCB1- 960-0.8-1.5	910.87 (75.5%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.2	480.46 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.2	614.18 (27.8%)	FMA
CCB1- 960-0.9-1.2	488.83 (1.7%)	FMA+MV
CCB1-460-0.9-1.3	398.92 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.3	650.68 (63.1%)	FMA+MV
CCB1- 960-0.9-1.3	477.88 (19.8%)	FMA+MV
CCB1-460-0.9-1.4	465.06 (0.0%)	FMA+MV
CCB1-690-0.9-1.4	604.67 (30.0%)	FMA+MV
CCB1- 960-0.9-1.4	779.47 (67.6%)	FMA+MV
CCB1-460-0.9-1.5	478.26 (0.0%)	FMA+MV
CCB1-690-0.9-1.5	844.56 (76.6%)	FMA+MV
CCB1- 960-0.9-1.5	587.65 (22.9%)	FMA+MV
CCB1-460-1-1.2	384.87 (0.0%)	FMA
CCB1-690-1-1.2	380.88 (-1.0%)	FMA
CCB1- 960-1-1.2	479.42 (24.6%)	FMA
CCB1-460-1-1.3	398.73 (0.0%)	FMA
CCB1-690-1-1.3	665.19 (66.8%)	FMA+MV
CCB1- 960-1-1.3	684.82 (71.7%)	FMA+MV
CCB1-460-1-1.4	410.27 (0.0%)	FMA
CCB1-690-1-1.4	633.56 (54.4%)	FMA
CCB1- 960-1-1.4	468.55 (14.2%)	FMA+MV
CCB1-460-1-1.5	451.87 (0.0%)	FMA
CCB1-690-1-1.5	535.51 (18.5%)	FMA
CCB1- 960-1-1.5	548.58 (21.4%)	FMA
CCB1-460-1.1-1.2	305.53 (0.0%)	FMA+MV

CCB1-690-1.1-1.2	330.42 (8.1%)	FMA+MV
CCB1- 960-1.1-1.2	375.96 (23.1%)	FMA+MV
CCB1-460-1.1-1.3	322.37 (0.0%)	FMA+MV
CCB1-690-1.1-1.3	429.21 (33.1%)	FMA+MV
CCB1- 960-1.1-1.3	457.15 (41.8%)	FMA+MV
CCB1-460-1.1-1.4	420.20 (0.0%)	FMA+MV
CCB1-690-1.1-1.4	554.75 (32.0%)	FMA+MV
CCB1- 960-1.1-1.4	471.30 (12.2%)	FMA+MV
CCB1-460-1.1-1.5	444.33 (0.0%)	FMA+MV
CCB1-690-1.1-1.5	568.35 (27.9%)	FMA+MV
CCB1- 960-1.1-1.5	778.07 (75.1%)	FMA+MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 2: CCB2 e variações – Força Máxima e modo de falha

Exemplar	Força Máxima (kN)	Modo de Falha
CCB2-460-0.8-1.2	320.96 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.2	320.96 (0.0%)	FMA
CCB2-960-0.8-1.2	526.68 (64.1%)	FMA+MV
CCB2-460-0.8-1.3	717.56 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.3	870.01 (21.2%)	FMA
CCB2-960-0.8-1.3	1162.66 (62.0%)	FMA+MV
CCB2-460-0.8-1.4	572.20 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.4	768.43 (34.3%)	FMA
CCB2-960-0.8-1.4	1028.05 (79.7%)	FMA
CCB2-460-0.8-1.5	927.69 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-0.8-1.5	1145.88 (23.5%)	FMA+MV
CCB2-960-0.8-1.5	1395.74 (50.5%)	FMA+MV
CCB2-460-0.9-1.2	487.48 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.9-1.2	848.00 (74.0%)	FMA
CCB2-960-0.9-1.2	955.14 (95.9%)	FMA+MV
CCB2-460-0.9-1.3	576.64 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-0.9-1.3	875.39 (51.8%)	FMA+MV
CCB2-960-0.9-1.3	998.26 (73.1%)	FMA+MV
CCB2-460-0.9-1.4	763.51 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-0.9-1.4	934.49 (22.4%)	FMA+MV
CCB2-960-0.9-1.4	1159.44 (51.9%)	FMA+MV
CCB2-460-0.9-1.5	837.99 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.9-1.5	1019.32 (21.6%)	FMA
CCB2-960-0.9-1.5	1225.40 (46.2%)	FMA+MV
CCB2-460-1-1.2	541.12 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-1-1.2	867.11 (60.2%)	FMA+MV
CCB2-960-1-1.2	962.07 (77.8%)	FMA+MV
CCB2-460-1-1.3	599.22 (0.0%)	FMA

CCB2-690-1-1.3	866.35 (44.6%)	FMA
CCB2-960-1-1.3	986.15 (64.6%)	FMA+MV
CCB2-460-1-1.4	469.82 (0.0%)	FMA
CCB2-690-1-1.4	839.12 (78.6%)	FMA
CCB2-960-1-1.4	827.97 (76.2%)	FMA
CCB2-460-1-1.5	817.36 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-1-1.5	1027.65 (25.7%)	FMA+MV
CCB2-960-1-1.5	1247.76 (52.7%)	FMA+MV
CCB2-460-1.1-1.2	364.07 (0.0%)	FMA
CCB2-690-1.1-1.2	455.06 (25.0%)	FMA
CCB2-960-1.1-1.2	568.95 (56.3%)	FMA+MV
CCB2-460-1.1-1.3	366.57 (0.0%)	FMA
CCB2-690-1.1-1.3	662.33 (80.7%)	FMA
CCB2-960-1.1-1.3	701.63 (91.4%)	FMA
CCB2-460-1.1-1.4	686.99 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-1.1-1.4	920.01 (33.9%)	FMA+MV
CCB2-960-1.1-1.4	1055.74 (53.7%)	FMA+MV
CCB2-460-1.1-1.5	742.72 (0.0%)	FMA+MV
CCB2-690-1.1-1.5	923.28 (24.3%)	FMA+MV
CCB2-960-1.1-1.5	1079.52 (45.3%)	FMA+MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 3: CCB3 e variações – Força Máxima e modo de falha

Exemplar	Força Máxima (kN)	Modo de Falha
CCB3-460-0.8-1.2	629.70 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.2	838.41 (33.1%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.2	1063.44 (68.9%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.3	826.74 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.3	1016.97 (23.0%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.3	1182.80 (43.1%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.4	1003.79 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.4	1100.24 (9.6%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.4	1405.29 (40.0%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.5	958.47 (0.0%)	FMA+MV
CCB3-690-0.8-1.5	1349.01 (40.7%)	FMA+MV
CCB3-960-0.8-1.5	1516.09 (58.2%)	FMA+MV
CCB3-460-0.9-1.2	582.93 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.2	741.96 (27.3%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.2	950.34 (63.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.3	775.37 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.3	973.77 (25.6%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.3	1166.40 (50.4%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.4	857.01 (0.0%)	FMA

CCB3-690-0.9-1.4	941.79 (9.9%)	FMA+MV
CCB3-960-0.9-1.4	1663.62 (94.1%)	FMA+MV
CCB3-460-0.9-1.5	975.51 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.5	1187.25 (21.7%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.5	1393.00 (42.8%)	FMA
CCB3-460-1-1.2	629.34 (0.0%)	FMA
CCB3-690-1-1.2	789.93 (25.5%)	FMA
CCB3-960-1-1.2	966.65 (53.6%)	FMA+MV
CCB3-460-1-1.3	832.83 (0.0%)	FMA
CCB3-690-1-1.3	1023.33 (22.9%)	FMA
CCB3-960-1-1.3	1249.10 (50.0%)	FMA
CCB3-460-1-1.4	516.47 (0.0%)	FMA
CCB3-690-1-1.4	978.28 (89.4%)	FMA
CCB3-960-1-1.4	1157.48 (124.1%)	FMA
CCB3-460-1-1.5	555.66 (0.0%)	MV
CCB3-690-1-1.5	1332.40 (139.8%)	MV
CCB3-960-1-1.5	1800.02 (223.9%)	FMA+MV
CCB3-460-1.1-1.2	627.41 (0.0%)	FMA
CCB3-690-1.1-1.2	767.21 (22.3%)	FMA
CCB3-960-1.1-1.2	897.68 (43.1%)	FMA
CCB3-460-1.1-1.3	626.09 (0.0%)	FMA+MV
CCB3-690-1.1-1.3	812.81 (29.8%)	FMA
CCB3-960-1.1-1.3	1044.65 (66.9%)	FMA
CCB3-460-1.1-1.4	867.74 (0.0%)	MV
CCB3-690-1.1-1.4	1278.36 (47.3%)	MV
CCB3-960-1.1-1.4	1549.08 (78.5%)	MV
CCB3-460-1.1-1.5	843.79 (0.0%)	MV
CCB3-690-1.1-1.5	1078.84 (27.9%)	MV
CCB3-960-1.1-1.5	1291.19 (53.0%)	MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 4: CCB4 e variações – Força Máxima e modo de falha

Exemplar	Força Máxima (kN)	Modo de Falha
CCB4-460-0.8-1.2	700.23 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.8-1.2	940.64 (34.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.2	1003.42 (43.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.8-1.3	811.25 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.8-1.3	1142.97 (40.9%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-0.8-1.3	1217.26 (50.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.8-1.4	1268.77 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.8-1.4	1331.79 (5.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-0.8-1.4	1677.45 (32.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.8-1.5	1251.81 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior

CCB4-690-0.8-1.5	1754.56 (40.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.5	2158.61 (72.4%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.9-1.2	648.29 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.2	846.70 (30.6%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-0.9-1.2	1035.67 (59.8%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.9-1.3	802.30 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.3	1009.84 (25.9%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-0.9-1.3	1215.68 (51.5%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.9-1.4	1058.30 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.9-1.4	1297.37 (22.6%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.4	1428.68 (35.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-0.9-1.5	1220.53 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.5	1439.72 (18.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.5	1608.73 (31.8%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1-1.2	625.77 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1-1.2	817.82 (30.7%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1-1.2	958.53 (53.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1-1.3	824.64 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1-1.3	951.91 (15.4%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1-1.3	1096.72 (33.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.4	980.98 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1-1.4	1227.94 (25.2%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1-1.4	1320.18 (34.6%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.5	1088.00 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1-1.5	1448.04 (33.1%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.5	1352.06 (24.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1.1-1.2	612.22 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.1-1.2	730.27 (19.3%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1.1-1.2	766.04 (25.1%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1.1-1.3	770.69 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.1-1.3	1002.00 (30.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1.1-1.3	1107.41 (43.7%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1.1-1.4	1222.94 (0.0%)	MV
CCB4-690-1.1-1.4	1568.63 (28.3%)	MV
CCB4-960-1.1-1.4	1844.50 (50.8%)	MV
CCB4-460-1.1-1.5	1015.17 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1.1-1.5	1291.30 (27.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1.1-1.5	1626.33 (60.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV

Legenda: MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 5: Influência da relação p/Do na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB1

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB1-460-0.8-1.2	473.17 (0.0%)	FMA
CCB1-460-0.8-1.3	639.79 (35.2%)	FMA
CCB1-460-0.8-1.4	739.47 (56.3%)	FMA
CCB1-460-0.8-1.5	519.01 (9.7%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.2	480.46 (0.0%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.3	398.92 (-17.0%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.4	465.06 (-3.2%)	FMA + MV
CCB1-460-0.9-1.5	478.26 (-0.5%)	FMA + MV
CCB1-460-1-1.2	384.87 (0.0%)	FMA
CCB1-460-1-1.3	398.73 (3.6%)	FMA + MV
CCB1-460-1-1.4	410.27 (6.6%)	FMA
CCB1-460-1-1.5	451.87 (17.4%)	FMA
CCB1-460-1.1-1.2	305.53 (0.0%)	FMA + MV
CCB1-460-1.1-1.3	322.37 (5.5%)	FMA + MV
CCB1-460-1.1-1.4	420.20 (37.5%)	FMA + MV
CCB1-460-1.1-1.5	444.33 (45.4%)	FMA + MV
CCB1-690-0.8-1.2	664.88 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.3	789.77 (18.8%)	FMA + MV
CCB1-690-0.8-1.4	912.74 (37.3%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.5	655.79 (-1.4%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.2	614.18 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.3	650.68 (5.9%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.4	604.67 (-1.5%)	FMA + MV
CCB1-690-0.9-1.5	844.56 (37.5%)	FMA + MV
CCB1-690-1-1.2	380.88 (0.0%)	FMA
CCB1-690-1-1.3	665.19 (74.6%)	FMA + MV
CCB1-690-1-1.4	633.56 (66.3%)	FMA
CCB1-690-1-1.5	535.51 (40.6%)	FMA
CCB1-690-1.1-1.2	330.42 (0.0%)	FMA + MV
CCB1-690-1.1-1.3	429.21 (29.9%)	FMA
CCB1-690-1.1-1.4	554.75 (67.9%)	FMA + MV
CCB1-690-1.1-1.5	568.35 (72.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.2	945.02 (0.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.3	1212.00 (28.3%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.4	1204.86 (27.5%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.5	910.87 (-3.6%)	FMA
CCB1- 960-0.9-1.2	488.83 (0.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.9-1.3	477.88 (-2.2%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.9-1.4	779.47 (59.5%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.9-1.5	587.65 (20.2%)	FMA + MV

CCB1- 960-1-1.2	479.42 (0.0%)	FMA
CCB1- 960-1-1.3	684.82 (42.8%)	FMA + MV
CCB1- 960-1-1.4	468.55 (-2.3%)	FMA + MV
CCB1- 960-1-1.5	548.58 (14.4%)	FMA
CCB1- 960-1.1-1.2	375.96 (0.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-1.1-1.3	457.15 (21.6%)	FMA + MV
CCB1- 960-1.1-1.4	471.30 (25.4%)	FMA + MV
CCB1- 960-1.1-1.5	778.07 (107.0%)	FMA + MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 6: Influência da relação p/Do na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB2

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
	TIPO DE AÇO:S460	
CCB2-460-0.8-1.2	320.96 (0.0%)	FMA
CCB2-460-0.8-1.3	717.56 (123.6%)	FMA
CCB2-460-0.8-1.4	572.20 (78.3%)	FMA
CCB2-460-0.8-1.5	927.69 (189.0%)	FMA + MV
CCB2-460-0.9-1.2	487.48 (0.0%)	FMA
CCB2-460-0.9-1.3	576.64 (18.3%)	FMA+ MV
CCB2-460-0.9-1.4	763.51 (56.6%)	FMA+ MV
CCB2-460-0.9-1.5	837.99 (71.9%)	FMA
CCB2-460-1-1.2	541.12 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-460-1-1.3	599.22 (10.7%)	FMA
CCB2-460-1-1.4	469.82 (-13.2%)	FMA
CCB2-460-1-1.5	817.36 (51.0%)	FMA+ MV
CCB2-460-1.1-1.2	364.07 (0.0%)	FMA
CCB2-460-1.1-1.3	366.57 (0.7%)	FMA
CCB2-460-1.1-1.4	686.99 (88.7%)	FMA+ MV
CCB2-460-1.1-1.5	742.72 (104.0%)	FMA+ MV
CCB2-690-0.8-1.2	596.75 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.3	320.96 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.4	870.01 (171.1%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.5	768.43 (139.4%)	FMA+ MV
CCB2-690-0.9-1.2	1145.88 (257.0%)	FMA
CCB2-690-0.9-1.3	848.00 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-690-0.9-1.4	875.39 (3.2%)	FMA+ MV
CCB2-690-0.9-1.5	934.49 (10.2%)	FMA
CCB2-690-1-1.2	1019.32 (20.2%)	FMA+ MV
CCB2-690-1-1.3	867.11 (0.0%)	FMA
CCB2-690-1-1.4	866.35 (-0.1%)	FMA
CCB2-690-1-1.5	839.12 (-3.2%)	FMA+ MV
CCB2-690-1.1-1.2	1027.65 (18.5%)	FMA

CCB2-690-1.1-1.3	455.06 (0.0%)	FMA
CCB2-690-1.1-1.4	662.33 (45.5%)	FMA+ MV
CCB2-690-1.1-1.5	920.01 (102.2%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.8-1.2	596.75 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.8-1.3	526.68 (0.0%)	FMA
CCB2-960-0.8-1.4	1162.66 (120.8%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.8-1.5	1028.05 (95.2%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.2	1395.74 (165.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.3	955.14 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.4	998.26 (4.5%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.5	1159.44 (21.4%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.2	1225.40 (28.3%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.3	962.07 (0.0%)	FMA
CCB2-960-1-1.4	986.15 (2.5%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.5	827.97 (-13.9%)	FMA+ MV
CCB2-960-1.1-1.2	1247.76 (29.7%)	FMA
CCB2-960-1.1-1.3	568.95 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-1.1-1.4	701.63 (23.3%)	FMA+ MV
CCB2-960-1.1-1.5	1055.74 (85.6%)	FMA+ MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 7: Influência da relação p/Do na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB3

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB3-460-0.8-1.2	629.70 (0.0%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.3	826.74 (31.3%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.4	1003.79 (59.4%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.5	958.47 (52.2%)	FMA+ MV
CCB3-460-0.9-1.2	582.93 (0.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.3	775.37 (33.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.4	857.01 (47.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.5	975.51 (67.3%)	FMA
CCB3-460-1-1.2	629.34 (0.0%)	FMA
CCB3-460-1-1.3	832.83 (32.3%)	FMA
CCB3-460-1-1.4	516.47 (-17.9%)	FMA
CCB3-460-1-1.5	555.66 (-11.7%)	MV
CCB3-460-1.1-1.2	627.41 (0.0%)	FMA
CCB3-460-1.1-1.3	626.09 (-0.2%)	FMA+ MV
CCB3-460-1.1-1.4	867.74 (38.3%)	MV
CCB3-460-1.1-1.5	843.79 (34.5%)	MV
CCB3-690-0.8-1.2	838.41 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.3	1016.97 (21.3%)	FMA

CCB3-690-0.8-1.4	1100.24 (31.2%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.5	1349.01 (60.9%)	FMA+ MV
CCB3-690-0.9-1.2	741.96 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.3	973.77 (31.2%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.4	941.79 (26.9%)	FMA+MV
CCB3-690-0.9-1.5	1187.25 (60.0%)	FMA
CCB3-690-1-1.2	789.93 (0.0%)	FMA
CCB3-690-1-1.3	1023.33 (29.5%)	FMA
CCB3-690-1-1.4	978.28 (23.8%)	FMA
CCB3-690-1-1.5	1332.40 (68.7%)	MV
CCB3-690-1.1-1.2	767.21 (0.0%)	FMA
CCB3-690-1.1-1.3	812.81 (5.9%)	FMA
CCB3-690-1.1-1.4	1278.36 (66.6%)	MV
CCB3-690-1.1-1.5	1078.84 (40.6%)	MV
CCB3-960-0.8-1.2	1063.44 (0.0%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.3	1182.80 (11.2%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.4	1405.29 (32.1%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.5	1516.09 (42.6%)	FMA+ MV
CCB3-960-0.9-1.2	950.34 (0.0%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.3	1166.40 (22.7%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.4	1663.62 (75.1%)	FMA+ MV
CCB3-960-0.9-1.5	1393.00 (46.6%)	FMA
CCB3-960-1-1.2	966.65 (0.0%)	FMA+ MV
CCB3-960-1-1.3	1249.10 (29.2%)	FMA
CCB3-960-1-1.4	1157.48 (19.7%)	FMA
CCB3-960-1-1.5	1800.02 (86.2%)	FMA+ MV
CCB3-960-1.1-1.2	897.68 (0.0%)	FMA
CCB3-960-1.1-1.3	1044.65 (16.4%)	FMA
CCB3-960-1.1-1.4	1549.08 (72.6%)	MV
CCB3-960-1.1-1.5	1291.19 (43.8%)	MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 8: Influência da relação p/Do na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB4

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB4-460-0.8-1.2	700.23 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.8-1.3	811.25 (15.9%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.8-1.4	1268.77 (81.2%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.8-1.5	1251.81 (78.8%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.2	648.29 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.3	802.30 (23.8%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.4	1058.30 (63.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV

CCB4-460-0.9-1.5	1220.53 (88.3%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.2	625.77 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1-1.3	824.64 (31.8%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1-1.4	980.98 (56.8%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.5	1088.00 (73.9%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1.1-1.2	612.22 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1.1-1.3	770.69 (25.9%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1.1-1.4	1222.94 (99.8%)	MV
CCB4-460-1.1-1.5	1015.17 (65.8%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.8-1.2	940.64 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.8-1.3	1142.97 (21.5%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.8-1.4	1331.79 (41.6%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.8-1.5	1754.56 (86.5%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.9-1.2	846.70 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.3	1009.84 (19.3%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.4	1297.37 (53.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.9-1.5	1439.72 (70.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1-1.2	817.82 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1-1.3	951.91 (16.4%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1-1.4	1227.94 (50.1%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1-1.5	1448.04 (77.1%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1.1-1.2	730.27 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.1-1.3	1002.00 (37.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1.1-1.4	1568.63 (114.8%)	MV
CCB4-690-1.1-1.5	1291.30 (76.8%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.2	1003.42 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.3	1217.26 (21.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.4	1677.45 (67.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.5	2158.61 (115.1%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.2	1035.67 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.3	1215.68 (17.4%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.4	1428.68 (37.9%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.5	1608.73 (55.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.2	958.53 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.3	1096.72 (14.4%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1-1.4	1320.18 (37.7%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1-1.5	1352.06 (41.1%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1.1-1.2	766.04 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1.1-1.3	1107.41 (44.6%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1.1-1.4	1844.50 (140.8%)	MV
CCB4-960-1.1-1.5	1626.33 (112.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV

Legenda: MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 9: Influência da relação Do/d na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB1

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB1-460-0.8-1.2	473.17 (0.0%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.2	480.46 (1.5%)	FMA
CCB1-460-1-1.2	384.87 (-18.7%)	FMA
CCB1-460-1.1-1.2	305.53 (-35.4%)	FMA + MV
CCB1-460-0.8-1.3	639.79 (0.0%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.3	398.92 (-37.6%)	FMA
CCB1-460-1-1.3	398.73 (-37.7%)	FMA + MV
CCB1-460-1.1-1.3	322.37 (-49.6%)	FMA + MV
CCB1-460-0.8-1.4	739.47 (0.0%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.4	465.06 (-37.1%)	FMA + MV
CCB1-460-1-1.4	410.27 (-44.5%)	FMA
CCB1-460-1.1-1.4	420.20 (-43.2%)	FMA + MV
CCB1-460-0.8-1.5	519.01 (0.0%)	FMA
CCB1-460-0.9-1.5	478.26 (-7.9%)	FMA + MV
CCB1-460-1-1.5	451.87 (-12.9%)	FMA
CCB1-460-1.1-1.5	444.33 (-14.4%)	FMA + MV
CCB1-690-0.8-1.2	664.88 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.2	614.18 (-7.6%)	FMA
CCB1-690-1-1.2	380.88 (-42.7%)	FMA
CCB1-690-1.1-1.2	330.42 (-50.3%)	FMA + MV
CCB1-690-0.8-1.3	789.77 (0.0%)	FMA + MV
CCB1-690-0.9-1.3	650.68 (-17.6%)	FMA
CCB1-690-1-1.3	665.19 (-15.8%)	FMA + MV
CCB1-690-1.1-1.3	429.21 (-45.7%)	FMA
CCB1-690-0.8-1.4	912.74 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.4	604.67 (-33.8%)	FMA + MV
CCB1-690-1-1.4	633.56 (-30.6%)	FMA
CCB1-690-1.1-1.4	554.75 (-39.2%)	FMA + MV
CCB1-690-0.8-1.5	655.79 (0.0%)	FMA
CCB1-690-0.9-1.5	844.56 (28.8%)	FMA + MV
CCB1-690-1-1.5	535.51 (-18.3%)	FMA
CCB1-690-1.1-1.5	568.35 (-13.3%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.2	945.02 (0.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.9-1.2	488.83 (-48.3%)	FMA + MV
CCB1- 960-1-1.2	479.42 (-49.3%)	FMA
CCB1- 960-1.1-1.2	375.96 (-60.2%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.3	1212.00 (0.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.9-1.3	477.88 (-60.6%)	FMA + MV
CCB1- 960-1-1.3	684.82 (-43.5%)	FMA + MV
CCB1- 960-1.1-1.3	457.15 (-62.3%)	FMA + MV

CCB1- 960-0.8-1.4	1204.86 (0.0%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.9-1.4	779.47 (-35.3%)	FMA + MV
CCB1- 960-1-1.4	468.55 (-61.1%)	FMA + MV
CCB1- 960-1.1-1.4	471.30 (-60.9%)	FMA + MV
CCB1- 960-0.8-1.5	910.87 (0.0%)	FMA
CCB1- 960-0.9-1.5	587.65 (-35.5%)	FMA + MV
CCB1- 960-1-1.5	548.58 (-39.8%)	FMA
CCB1- 960-1.1-1.5	778.07 (-14.6%)	FMA + MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 10: Influência da relação Do/d na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB2

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB2-460-0.8-1.2	320.96 (0.0%)	FMA
CCB2-460-0.9-1.2	487.48 (51.9%)	FMA
CCB2-460-1-1.2	541.12 (68.6%)	FMA+ MV
CCB2-460-1.1-1.2	364.07 (13.4%)	FMA
CCB2-460-0.8-1.3	717.56 (0.0%)	FMA
CCB2-460-0.9-1.3	576.64 (-19.6%)	FMA+ MV
CCB2-460-1-1.3	599.22 (-16.5%)	FMA
CCB2-460-1.1-1.3	366.57 (-48.9%)	FMA
CCB2-460-0.8-1.4	572.20 (0.0%)	FMA
CCB2-460-0.9-1.4	763.51 (33.4%)	FMA+ MV
CCB2-460-1-1.4	469.82 (-17.9%)	FMA
CCB2-460-1.1-1.4	686.99 (20.1%)	FMA+ MV
CCB2-460-0.8-1.5	927.69 (0.0%)	FMA + MV
CCB2-460-0.9-1.5	837.99 (-9.7%)	FMA
CCB2-460-1-1.5	817.36 (-11.9%)	FMA+ MV
CCB2-460-1.1-1.5	742.72 (-19.9%)	FMA+ MV
CCB2-690-0.8-1.2	320.96 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.9-1.2	848.00 (164.2%)	FMA
CCB2-690-1-1.2	867.11 (170.2%)	FMA+ MV
CCB2-690-1.1-1.2	455.06 (41.8%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.3	870.01 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.9-1.3	875.39 (0.6%)	FMA+ MV
CCB2-690-1-1.3	866.35 (-0.4%)	FMA
CCB2-690-1.1-1.3	662.33 (-23.9%)	FMA
CCB2-690-0.8-1.4	768.43 (0.0%)	FMA
CCB2-690-0.9-1.4	934.49 (21.6%)	FMA+ MV
CCB2-690-1-1.4	839.12 (9.2%)	FMA
CCB2-690-1.1-1.4	920.01 (19.7%)	FMA+ MV
CCB2-690-0.8-1.5	1145.88 (0.0%)	FMA+ MV

CCB2-690-0.9-1.5	1019.32 (-11.0%)	FMA
CCB2-690-1-1.5	1027.65 (-10.3%)	FMA+ MV
CCB2-690-1.1-1.5	923.28 (-19.4%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.8-1.2	526.68 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.2	955.14 (81.4%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.2	962.07 (82.7%)	FMA+ MV
CCB2-960-1.1-1.2	568.95 (8.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.8-1.3	1162.66 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.3	998.26 (-14.1%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.3	986.15 (-15.2%)	FMA+ MV
CCB2-960-1.1-1.3	701.63 (-39.7%)	FMA
CCB2-960-0.8-1.4	1028.05 (0.0%)	FMA
CCB2-960-0.9-1.4	1159.44 (12.8%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.4	827.97 (-19.5%)	FMA
CCB2-960-1.1-1.4	1055.74 (2.7%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.8-1.5	1395.74 (0.0%)	FMA+ MV
CCB2-960-0.9-1.5	1225.40 (-12.2%)	FMA+ MV
CCB2-960-1-1.5	1247.76 (-10.6%)	FMA+ MV
CCB2-960-1.1-1.5	1079.52 (-22.7%)	FMA+ MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 11: Influência da relação Do/d na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB3

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB3-460-0.8-1.2	629.70 (0.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.2	582.93 (-7.4%)	FMA
CCB3-460-1-1.2	629.34 (-0.1%)	FMA
CCB3-460-1.1-1.2	627.41 (-0.4%)	FMA
CCB3-460-0.8-1.3	826.74 (0.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.3	775.37 (-6.2%)	FMA
CCB3-460-1-1.3	832.83 (0.7%)	FMA
CCB3-460-1.1-1.3	626.09 (-24.3%)	FMA+ MV
CCB3-460-0.8-1.4	1003.79 (0.0%)	FMA
CCB3-460-0.9-1.4	857.01 (-14.6%)	FMA
CCB3-460-1-1.4	516.47 (-48.5%)	FMA
CCB3-460-1.1-1.4	867.74 (-13.6%)	MV
CCB3-460-0.8-1.5	958.47 (0.0%)	FMA+ MV
CCB3-460-0.9-1.5	975.51 (1.8%)	FMA
CCB3-460-1-1.5	555.66 (-42.0%)	VM
CCB3-460-1.1-1.5	843.79 (-12.0%)	VM
CCB3-690-0.8-1.2	838.41 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.2	741.96 (-11.5%)	FMA

CCB3-690-1-1.2	789.93 (-5.8%)	FMA
CCB3-690-1.1-1.2	767.21 (-8.5%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.3	1016.97 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.3	973.77 (-4.2%)	FMA
CCB3-690-1-1.3	1023.33 (0.6%)	FMA
CCB3-690-1.1-1.3	812.81 (-20.1%)	FMA
CCB3-690-0.8-1.4	1100.24 (0.0%)	FMA
CCB3-690-0.9-1.4	941.79 (-14.4%)	MV
CCB3-690-1-1.4	978.28 (-11.1%)	FMA
CCB3-690-1.1-1.4	1278.36 (16.2%)	VM
CCB3-690-0.8-1.5	1349.01 (0.0%)	FMA+ MV
CCB3-690-0.9-1.5	1187.25 (-12.0%)	FMA
CCB3-690-1-1.5	1332.40 (-1.2%)	MV
CCB3-690-1.1-1.5	1078.84 (-20.0%)	MV
CCB3-960-0.8-1.2	1063.44 (0.0%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.2	950.34 (-10.6%)	FMA
CCB3-960-1-1.2	966.65 (-9.1%)	FMA+ MV
CCB3-960-1.1-1.2	897.68 (-15.6%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.3	1182.80 (0.0%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.3	1166.40 (-1.4%)	FMA
CCB3-960-1-1.3	1249.10 (5.6%)	FMA
CCB3-960-1.1-1.3	1044.65 (-11.7%)	FMA
CCB3-960-0.8-1.4	1405.29 (0.0%)	FMA
CCB3-960-0.9-1.4	1663.62 (18.4%)	FMA+ MV
CCB3-960-1-1.4	1157.48 (-17.6%)	FMA
CCB3-960-1.1-1.4	1549.08 (10.2%)	MV
CCB3-960-0.8-1.5	1516.09 (0.0%)	FMA+ MV
CCB3-960-0.9-1.5	1393.00 (-8.1%)	FMA
CCB3-960-1-1.5	1800.02 (18.7%)	FMA+ MV
CCB3-960-1.1-1.5	1291.19 (-14.8%)	MV

Legenda: FMA (Instabilidade no Montante de Alma), MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 12: Influência da relação Do/d na Força Máxima e Modo de falha das variações de CCB4

Exemplar	Força Máxima	Modo de falha
CCB4-460-0.8-1.2	700.23 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.2	648.29 (-7.4%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.2	625.77 (-10.6%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1.1-1.2	612.22 (-12.6%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.8-1.3	811.25 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.3	802.30 (-1.1%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.3	824.64 (1.7%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV

CCB4-460-1.1-1.3	770.69 (-5.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.8-1.4	1268.77 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.4	1058.30 (-16.6%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1-1.4	980.98 (-22.7%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1.1-1.4	1222.94 (-3.6%)	MV
CCB4-460-0.8-1.5	1251.81 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-0.9-1.5	1220.53 (-2.5%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-460-1-1.5	1088.00 (-13.1%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-460-1.1-1.5	1015.17 (-18.9%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.8-1.2	940.64 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.9-1.2	846.70 (-10.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1-1.2	817.82 (-13.1%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.1-1.2	730.27 (-22.4%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.8-1.3	1142.97 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.3	1009.84 (-11.6%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1-1.3	951.91 (-16.7%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.1-1.3	1002.00 (-12.3%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.8-1.4	1331.79 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-0.9-1.4	1297.37 (-2.6%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1-1.4	1227.94 (-7.8%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-690-1.1-1.4	1568.63 (17.8%)	MV
CCB4-690-0.8-1.5	1754.56 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-0.9-1.5	1439.72 (-17.9%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1-1.5	1448.04 (-17.5%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-690-1.1-1.5	1291.30 (-26.4%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.8-1.2	1003.42 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.2	1035.67 (3.2%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.2	958.53 (-4.5%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1.1-1.2	766.04 (-23.7%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-0.8-1.3	1217.26 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.3	1215.68 (-0.1%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.3	1096.72 (-9.9%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1.1-1.3	1107.41 (-9.0%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-0.8-1.4	1677.45 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.4	1428.68 (-14.8%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.4	1320.18 (-21.3%)	instabilidade local na alma no tê superior
CCB4-960-1.1-1.4	1844.50 (10.0%)	MV
CCB4-960-0.8-1.5	2158.61 (0.0%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-0.9-1.5	1608.73 (-25.5%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1-1.5	1352.06 (-37.4%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV
CCB4-960-1.1-1.5	1626.33 (-24.7%)	instabilidade local na alma no tê superior + MV

Legenda: MV (mecanismo plástico devido ao momento de Vierendeel)

Fonte: Elaborada pelo autor (2026)

Apêndice B - Tabela 13: Relação de razões entre analítico e numérico dos exemplares que falharam por FMA

EXEMPLAR	PANEDPOJAMAN ET AL. (2014)	GRILO ET AL. (2018)	BS EN 1993 – 1 - 13 (2024)	ANSI/AISC STEEL DESIGN GUIDE 31 (2016)
	Razão	Razão	Razão	Razão
CCB1 – 460 - 0,94 - 1,33	0.2908	0.3452	0.4737	0.6228
CCB1 - 460 - 0.8 - 1.2	0.2908	0.3452	0.4737	0.6228
CCB1 - 460 - 0.8 - 1.3	0.2908	0.3452	0.4737	0.6228
CCB1 - 460 - 0.8 - 1.4	0.2902	0.2610	0.3739	0.4208
CCB1 - 460 - 0.8 - 1.5	0.3985	0.3677	0.6275	0.6971
CCB1 - 460 - 0.9 - 1.2	0.3018	0.2185	0.2926	0.3236
CCB1 - 460 - 0.9 - 1.3	0.3945	0.3534	0.5087	0.6214
CCB1 - 460 - 0.9 - 1.4	0.3172	0.3876	0.5526	0.7074
CCB1 - 460 - 0.9 - 1.5	0.2754	0.3746	0.6308	0.7866
CCB1 - 460 - 1.0 - 1.2	0.2985	0.2716	0.3406	0.4282
CCB1 - 460 - 1.0 - 1.3	0.2799	0.3579	0.4737	0.6515
CCB1 - 460 - 1.0 - 1.4	0.2738	0.4483	0.5819	0.8313
CCB1 - 460 - 1.0 - 1.5	0.2459	0.5276	0.6188	0.8503
CCB1 - 460 - 1.1 - 1.2	0.3294	0.3427	0.4003	0.5614
CCB1 - 460 - 1.1 - 1.3	0.3244	0.4636	0.5462	0.8283
CCB1 - 460 - 1.1 - 1.4	0.2485	0.4723	0.5288	0.8258
CCB1 - 460 - 1.1 - 1.5	0.2314	0.5628	0.5849	0.8688
CCB1 - 690 - 0,94 - 1,33	0.2314	0.5628	0.5849	0.8688
CCB1 - 690 - 0.8 - 1.2	0.3220	0.1916	0.2449	0.3243
CCB1 - 690 - 0.8 - 1.3	0.3182	0.2167	0.2972	0.4401
CCB1 - 690 - 0.8 - 1.4	0.2712	0.2407	0.3251	0.5114
CCB1 - 690 - 0.8 - 1.5	0.3455	0.3347	0.5302	0.8276
CCB1 - 690 - 0.9 - 1.2	0.2908	0.1926	0.2435	0.3797
CCB1 - 690 - 0.9 - 1.3	0.2703	0.2447	0.3309	0.5714
CCB1 - 690 - 0.9 - 1.4	0.2606	0.3394	0.4494	0.8162
CCB1 - 690 - 0.9 - 1.5	0.1631	0.2440	0.3763	0.6681
CCB1 - 690 - 1.0 - 1.2	0.3361	0.3075	0.3620	0.6491
CCB1 - 690 - 1.0 - 1.3	0.1779	0.2428	0.2981	0.5858
CCB1 - 690 - 1.0 - 1.4	0.1851	0.3319	0.3945	0.8075
CCB1 - 690 - 1.0 - 1.5	0.2148	0.5100	0.5451	1.0762
CCB1 - 690 - 1.1 - 1.2	0.3287	0.3564	0.3863	0.7787
CCB1 - 690 - 1.1 - 1.3	0.2559	0.3916	0.4274	0.9332
CCB1 - 690 - 1.1 - 1.4	0.1953	0.4024	0.4165	0.9383
CCB1 - 690 - 1.1 - 1.5	0.1864	0.5010	0.4743	1.0188
CCB1 - 960 - 0,94 - 1,33	0.1864	0.5010	0.4743	1.0188
CCB1 - 960 - 0.8 - 1.2	0.2814	0.1484	0.1801	0.3174
CCB1 - 960 - 0.8 - 1.3	0.2363	0.1559	0.2020	0.3990
CCB1 - 960 - 0.8 - 1.4	0.2219	0.2027	0.2563	0.5390
CCB1 - 960 - 0.8 - 1.5	0.2616	0.2700	0.3963	0.8290

CCB1 - 960 - 0.9 - 1.2	0.4112	0.2664	0.3171	0.6637
CCB1 - 960 - 0.9 - 1.3	0.3908	0.3679	0.4663	1.0825
CCB1 - 960 - 0.9 - 1.4	0.2099	0.2926	0.3601	0.8809
CCB1 - 960 - 0.9 - 1.5	0.2409	0.3930	0.5576	1.3360
CCB1 - 960 - 1.0 - 1.2	0.2832	0.2680	0.2964	0.7174
CCB1 - 960 - 1.0 - 1.3	0.1787	0.2608	0.2980	0.7917
CCB1 - 960 - 1.0 - 1.4	0.2570	0.5005	0.5483	1.5191
CCB1 - 960 - 1.0 - 1.5	0.2143	0.5561	0.5461	1.4616
CCB1 - 960 - 1.1 - 1.2	0.3015	0.3447	0.3484	0.9522
CCB1 - 960 - 1.1 - 1.3	0.2473	0.4046	0.4114	1.2190
CCB1 - 960 - 1.1 - 1.4	0.2352	0.5213	0.5020	1.5366
CCB1 - 960 - 1.1 - 1.5	0.1388	0.4067	0.3544	1.0355
<hr/>				
CCB2 - 460 - 1,06 - 1,4	0.2229	0.3816	0.4746	0.7584
CCB2 - 460 - 0.8 - 1.2	0.5051	0.3167	0.4545	0.4656
CCB2 - 460 - 0.8 - 1.3	0.2833	0.1940	0.2938	0.3340
CCB2 - 460 - 0.8 - 1.4	0.3712	0.3019	0.4673	0.5595
CCB2 - 460 - 0.8 - 1.5	0.2171	0.2269	0.3389	0.3980
CCB2 - 460 - 0.9 - 1.2	0.3001	0.2124	0.2781	0.3295
CCB2 - 460 - 0.9 - 1.3	0.2675	0.2409	0.3390	0.4416
CCB2 - 460 - 0.9 - 1.4	0.1866	0.2332	0.3239	0.4401
CCB2 - 460 - 0.9 - 1.5	0.1507	0.2119	0.3460	0.4548
CCB2 - 460 - 1.0 - 1.2	0.2079	0.1901	0.2327	0.3124
CCB2 - 460 - 1.0 - 1.3	0.1794	0.2351	0.3026	0.4415
CCB2 - 460 - 1.0 - 1.4	0.2291	0.3877	0.4873	0.7349
CCB2 - 460 - 1.0 - 1.5	0.1299	0.2891	0.3278	0.4723
CCB2 - 460 - 1.1 - 1.2	0.2678	0.2644	0.3219	0.4788
CCB2 - 460 - 1.1 - 1.3	0.2739	0.3611	0.4600	0.7339
CCB2 - 460 - 1.1 - 1.4	0.1454	0.2501	0.3095	0.5058
CCB2 - 460 - 1.1 - 1.5	0.1321	0.3001	0.3346	0.5171
<hr/>				
CCB2 - 690 - 1,06 - 1,4	0.1321	0.3001	0.3346	0.5171
CCB2 - 690 - 0.8 - 1.2	0.6820	0.3615	0.4876	0.6984
CCB2 - 690 - 0.8 - 1.3	0.2869	0.1807	0.2591	0.4133
CCB2 - 690 - 0.8 - 1.4	0.3137	0.2529	0.3706	0.6249
CCB2 - 690 - 0.8 - 1.5	0.1905	0.2075	0.2909	0.4834
CCB2 - 690 - 0.9 - 1.2	0.2083	0.1373	0.1690	0.2841
CCB2 - 690 - 0.9 - 1.3	0.1943	0.1792	0.2355	0.4363
CCB2 - 690 - 0.9 - 1.4	0.1617	0.2170	0.2782	0.5394
CCB2 - 690 - 0.9 - 1.5	0.1291	0.2003	0.2981	0.5609
CCB2 - 690 - 1.0 - 1.2	0.1427	0.1329	0.1520	0.2924
CCB2 - 690 - 1.0 - 1.3	0.1308	0.1840	0.2187	0.4581
CCB2 - 690 - 1.0 - 1.4	0.1334	0.2481	0.2844	0.6172
CCB2 - 690 - 1.0 - 1.5	0.1067	0.2634	0.2711	0.5634
CCB2 - 690 - 1.1 - 1.2	0.2293	0.2370	0.2677	0.5745
CCB2 - 690 - 1.1 - 1.3	0.1584	0.2261	0.2643	0.6093

CCB2 - 690 - 1.1 - 1.4	0.1123	0.2135	0.2395	0.5665
CCB2 - 690 - 1.1 - 1.5	0.1092	0.2765	0.2783	0.6240
CCB2 - 960 - 1,06 - 1,4	0.1092	0.2765	0.2783	0.6240
CCB2 - 960 - 0.8 - 1.2	0.5086	0.2436	0.3093	0.5921
CCB2 - 960 - 0.8 - 1.3	0.2411	0.1493	0.2015	0.4302
CCB2 - 960 - 0.8 - 1.4	0.2510	0.2080	0.2872	0.6499
CCB2 - 960 - 0.8 - 1.5	0.1636	0.1881	0.2471	0.5521
CCB2 - 960 - 0.9 - 1.2	0.2052	0.1342	0.1550	0.3510
CCB2 - 960 - 0.9 - 1.3	0.1797	0.1735	0.2131	0.5323
CCB2 - 960 - 0.9 - 1.4	0.1348	0.1944	0.2310	0.6048
CCB2 - 960 - 0.9 - 1.5	0.1101	0.1867	0.2550	0.6491
CCB2 - 960 - 1.0 - 1.2	0.1355	0.1314	0.1408	0.3667
CCB2 - 960 - 1.0 - 1.3	0.1185	0.1788	0.1973	0.5599
CCB2 - 960 - 1.0 - 1.4	0.1385	0.2804	0.2956	0.8702
CCB2 - 960 - 1.0 - 1.5	0.0896	0.2423	0.2287	0.6456
CCB2 - 960 - 1.1 - 1.2	0.1906	0.2079	0.2193	0.6393
CCB2 - 960 - 1.1 - 1.3	0.1536	0.2361	0.2553	0.8002
CCB2 - 960 - 1.1 - 1.4	0.0999	0.2074	0.2134	0.6869
CCB2 - 960 - 1.1 - 1.5	0.0951	0.2642	0.2431	0.7425
CCB3 - 460	0.2963	0.5579	0.7245	0.7159
CCB3 - 460 - 0.8 - 1.2	0.2495	0.1700	0.2382	0.2291
CCB3 - 460 - 0.8 - 1.3	0.2429	0.1814	0.2625	0.2812
CCB3 - 460 - 0.8 - 1.4	0.2136	0.1903	0.2747	0.3108
CCB3 - 460 - 0.8 - 1.5	0.2153	0.1971	0.3388	0.3782
CCB3 - 460 - 0.9 - 1.2	0.2490	0.1782	0.2404	0.2675
CCB3 - 460 - 0.9 - 1.3	0.2027	0.1797	0.2609	0.3205
CCB3 - 460 - 0.9 - 1.4	0.1716	0.2079	0.2989	0.3847
CCB3 - 460 - 0.9 - 1.5	0.1345	0.1815	0.3082	0.3861
CCB3 - 460 - 1.0 - 1.2	0.1822	0.1640	0.2075	0.2625
CCB3 - 460 - 1.0 - 1.3	0.1336	0.1692	0.2260	0.3125
CCB3 - 460 - 1.0 - 1.4	0.2167	0.3516	0.4605	0.6612
CCB3 - 460 - 1.1 - 1.2	0.1600	0.1646	0.1942	0.2739
CCB3 - 460 - 1.1 - 1.3	0.1664	0.2353	0.2802	0.4269
CCB3 - 690 - 0,95 - 1,5	0.1213	0.2920	0.3068	0.4574
CCB3 - 690 - 0.8 - 1.2	0.2559	0.1504	0.1935	0.2581
CCB3 - 690 - 0.8 - 1.3	0.2470	0.1666	0.2300	0.3429
CCB3 - 690 - 0.8 - 1.4	0.2245	0.1977	0.2687	0.4254
CCB3 - 690 - 0.8 - 1.5	0.1674	0.1610	0.2568	0.4031
CCB3 - 690 - 0.9 - 1.2	0.2405	0.1577	0.2008	0.3152
CCB3 - 690 - 0.9 - 1.3	0.1801	0.1616	0.2203	0.3828
CCB3 - 690 - 0.9 - 1.5	0.1156	0.1716	0.2666	0.4759
CCB3 - 690 - 1.0 - 1.2	0.1616	0.1464	0.1739	0.3137
CCB3 - 690 - 1.0 - 1.3	0.1152	0.1558	0.1930	0.3815
CCB3 - 690 - 1.0 - 1.4	0.1194	0.2122	0.2544	0.5236
CCB3 - 690 - 1.1 - 1.2	0.1411	0.1514	0.1657	0.3359

CCB3 - 690 - 1.1 - 1.3	0.1346	0.2039	0.2248	0.4933
CCB3 - 960 - 0,95 - 1,5	0.0978	0.2600	0.2488	0.5366
CCB3 - 960 - 0.8 - 1.2	0.2503	0.1305	0.1594	0.2831
CCB3 - 960 - 0.8 - 1.3	0.2417	0.1581	0.2062	0.4102
CCB3 - 960 - 0.8 - 1.4	0.1897	0.1720	0.2189	0.4634
CCB3 - 960 - 0.8 - 1.5	0.1566	0.1606	0.2371	0.4990
CCB3 - 960 - 0.9 - 1.2	0.2110	0.1355	0.1625	0.3424
CCB3 - 960 - 0.9 - 1.3	0.1595	0.1490	0.1903	0.4446
CCB3 - 960 - 0.9 - 1.4	0.0980	0.1355	0.1680	0.4136
CCB3 - 960 - 0.9 - 1.5	0.1012	0.1639	0.2342	0.5643
CCB3 - 960 - 1.0 - 1.2	0.1399	0.1312	0.1464	0.3567
CCB3 - 960 - 1.0 - 1.3	0.0976	0.1412	0.1627	0.4348
CCB3 - 960 - 1.0 - 1.4	0.1036	0.2000	0.2210	0.6157
CCB3 - 960 - 1.1 - 1.2	0.1258	0.1424	0.1453	0.3994
CCB3 - 960 - 1.1 - 1.3	0.1078	0.1746	0.1793	0.5340

Fonte: Elaborado pelo autor (2026)