

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

EDUARDO VEDOVETTO SANTOS

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS MISTAS DE AÇO E
CONCRETO COM ABERTURAS DE BASE ELÍPTICA À
INSTABILIDADE NO MONTANTE DE ALMA**

MARINGÁ
2024

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

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS MISTAS DE AÇO E
CONCRETO COM ABERTURAS DE BASE ELÍPTICA À
INSTABILIDADE NO MONTANTE DE ALMA**

Dissertação apresentada como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil do Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá. Área de concentração Estruturas e Geotecnia.

Discente: Eduardo Vedovetto Santos
Orientador: Prof. Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira
Coorientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins

MARINGÁ
2024

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

S237c	<p>Santos, Eduardo Vedovetto</p> <p>Capacidade resistente de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elíptica à instabilidade no montante de alma / Eduardo Vedovetto Santos. -- Maringá, PR, 2024.</p> <p>207 f. : il. color., tabs.</p> <p>Orientador: Prof. Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira. Coorientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.</p> <p>Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2024.</p> <p>1. Vigas mistas de aço e concreto. 2. Vigas - Aberturas de base elíptica. 3. Método dos elementos finitos. 4. Vigas - Montante de alma - Instabilidade (Engenharia civil). 5. Análise numérica. I. Ferreira, Felipe Piana Vendramell, orient. II. Martins, Carlos Humberto, coorient. III. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. IV. Título.</p> <p>CDD 23.ed. 624.17723</p>
-------	--

EDUARDO VEDOVETTO SANTOS

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM
ABERTURAS DE BASE ELÍPTICA À INSTABILIDADE NO MONTANTE DE ALMA**

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 12/04/2024, julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL e aprovada em sua forma final, como requisito parcial para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL DA UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ

BANCA EXAMINADORA

Documento assinado digitalmente

 **FELIPE PIANA VENDRAMELL FERREIRA**
Data: 12/04/2024 16:10:34-0300
verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá
Professor Orientador

Documento assinado digitalmente

 **CARLOS HUMBERTO MARTINS**
Data: 12/04/2024 17:35:08-0300
verifique em <https://validar.iti.gov.br>

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

Documento assinado digitalmente

 **ALEXANDRE ROSSI**
Data: 12/04/2024 17:45:52-0300
verifique em <https://validar.iti.gov.br>

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

Documento assinado digitalmente

 **PABLO AUGUSTO KRAHL**
Data: 12/04/2024 16:51:54-0300
verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Pablo Augusto Krahl
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá

A minha esposa, Monica.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, pela vida, pela capacitação e por possibilitar tantas oportunidades em minha trajetória de vida.

Agradeço a minha esposa, Monica, pela paciência e auxílio em todos os momentos, sendo fundamental em minhas conquistas, dentre as quais, se inclui este trabalho.

Ao meu professor, orientador e amigo, Felipe Piana Vendramell Ferreira pelos ensinamentos e pelas oportunidades, lembrarei com alegria da experiência de ser seu orientado, pois sempre estive de prontidão para auxiliar o meu desenvolvimento como pesquisador.

Ao professor, amigo e coorientador, Carlos Humberto Martins, por me guiar a esta pesquisa, a qual contribuí significativamente para minha formação como pesquisador.

Aos professores da minha qualificação, Alexandre Rossi e Pablo Krahl, pelas dicas, conselhos e pelo tempo dispendido para a melhoria deste trabalho.

Agradeço a todos os professores e funcionários do Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil e do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá, e ao grupo GPNUM, que sempre fizeram tudo que estava ao alcance para viabilizar o desenvolvimento do presente trabalho.

Aos amigos do PCV, os quais foram companhia constante durante a realização deste trabalho. Agradeço especialmente ao André, Adriano, Gustavo, Jonas, Leonardo e Vinícius. Obrigado pelos auxílios, discussões e pelos momentos compartilhados.

Agradeço, por fim, a todos aqueles que eventualmente não foram mencionados diretamente nessas palavras, mas que contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

*“Sempre tente avançar um pouco mais na vida.
Confie em si mesmo, você pode voar muito alto.”*

Lewis Hamilton

RESUMO

As vigas de aço com aberturas sequenciais na alma têm sido utilizadas na construção civil, principalmente devido a vantagens como maior rigidez à flexão, redução da relação altura/peso próprio e da altura do pavimento, capacidade de vencer vãos maiores, reduzindo assim o número de pilares e favorecendo a drenagem e o fluxo de ar. Quanto às vigas mistas de aço e concreto, o fato de a laje trabalhar em conjunto com o perfil celular de aço aumenta consideravelmente sua capacidade resistente, podendo vencer vãos maiores. Nesse contexto, a utilização de vigas mistas com aberturas na alma se torna uma ferramenta vantajosa utilizada para reduzir a altura do piso, pois as aberturas da alma permitem a integração dos serviços hidráulicos e elétricos. Entretanto, percebe-se a necessidade de estudos envolvendo o comportamento do montante de alma de elementos de aço alveolares associados a elementos de concreto, sobretudo ao se considerar aberturas com bases elípticas devido a não inclusão dos perfis alveolares e de vigas alveolares mistas nas normas técnicas nacionais e estrangeiras. Assim, o presente estudo tem como objetivo investigar a capacidade resistente de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elíptica à instabilidade do montante de alma. Para isso, é desenvolvido um modelo em elementos finitos para prever o comportamento de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elípticas, considerando análises experimentais. As simulações numéricas são processadas em dois passos: análises de flambagem e pós-flambagem. Um estudo paramétrico com 270 modelos em elementos finitos é desenvolvido em função dos parâmetros geométricos das aberturas, bem como das condições de carregamento. No geral, os modelos numéricos tiveram o modo de falha definido pela instabilidade do montante de alma, sendo que, os parâmetros geométricos, como o raio de abertura e largura de abertura tendem a influenciar de forma negativa a capacidade resistente da estrutura, enquanto a largura do montante de alma auxilia a capacidade resistente à instabilidade no montante de alma. Ainda, o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022) se mostrou uma boa alternativa para estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma para vigas mistas com aberturas de base elíptica.

Keyword: Viga mista de aço e concreto. Aberturas na alma de base-elíptica. Instabilidade no montante de alma. Método dos elementos finitos.

ABSTRACT

The use of steel beams with periodical web openings has been employed in civil construction, primarily due to advantages such as increased flexural stiffness, reduced self-weight and floor height, the ability to span larger distances, thus reducing the number of columns, and improving drainage and airflow. Regarding steel-concrete composite beams, the fact that the slab works in conjunction with the steel cellular profile significantly increases its resistance capacity, enabling it to span greater distances. In this context, the use of steel-concrete composite beams with web openings becomes an advantageous tool for reducing floor height, as the web openings allow for the integration of hydraulic and electrical services. However, there is a need for studies involving the behavior of the web of steel cellular elements associated with concrete elements, especially when considering elliptically-based web openings due to the lack of inclusion of cellular profiles and steel concrete composite beams with web openings in national and foreign technical standards. Therefore, the present study aims to investigate the resistance capacity of composite steel and concrete beams with elliptically-based web openings. For this task, a finite element model is developed to predict the behavior of steel concrete composite beams with elliptically-based web openings, considering experimental tests. The numerical simulations are processed in two steps: buckling and post-buckling analyses. A parametric study with 270 finite element models is conducted based on the geometric parameters of the web openings, as well as loading conditions. In general, the numerical models had a failure mode defined by web-post buckling, with the radius and width of the openings tending to negatively influence the resistance capacity of the structure, while the width of the web assists in resistance capacity against web-post buckling. Furthermore, the analytical model proposed by Ferreira *et al.* (2022) has proven to be a viable alternative for estimating the resistance capacity to instability in the web-post for composite beams with elliptically-based openings.

Keyword: Steel-concrete composite beams, Elliptically-based web openings, Web-post buckling, Finite element method.

LISTA DE SÍMBOLOS

b_f	Largura da mesa
b_p	Largura da região crítica Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)
b_w	Largura do montante de alma
$C_{(i)}$	Compressão no tê superior
$C_{(i+1)}$	Compressão no tê inferior
C_1	Propriedade geométrica do montante de alma
c_1	Coefficiente para resistência na abertura de fissuras
C_2	Propriedade geométrica do montante de alma
c_2	Coefficiente para resistência na abertura de fissuras
C_3	Propriedade geométrica do montante de alma
c_3	Coefficiente para resistência na abertura de fissuras
d	Altura do perfil original
DA	Distorção da alma
$d_{ef,comp}$	Altura efetiva de compressão
d_g	Altura do perfil depois da castelação
D_o	Diâmetro da abertura
d_o	Altura da abertura
E	Módulo de Elasticidade
E_c	Módulo de elasticidade reduzido
E_{ci}	Módulo de elasticidade tangente inicial
E_{c1}	Módulo de elasticidade primeiro
E_{sh}	Módulo de Elasticidade de encruamento
f_{ck}	Resistencia à compressão característica
f_{cm}	Resistência média à compressão do concreto
f_{ctm}	Resistencia média à tração
FLT	Instabilidade lateral com torção
f_t	Resistencia à tração
f_y	Resistência ao escoamento do aço
f_u	Resistência última do aço
$f_{(w)}$	Resistência para abertura de fissuras
G_F	Energia de fratura
H	Distância entre os centróides da mesa inferior e superior
K	Coefficiente
k	Coefficiente modelos analíticos e Model Code 2010
K_{HSS}	Coefficiente para aços de alta resistência
m	Coefficiente de Grilo <i>et al.</i> (2018)
n	Coefficiente de Grilo <i>et al.</i> (2018)
o	Coefficiente de Grilo <i>et al.</i> (2018)

p	Coeficiente de Grilo <i>et al.</i> (2018)
q	Coeficiente de Grilo <i>et al.</i> (2018)
$M_{(i)}$	Momento na abertura
$M_{(i+1)}$	Momento na abertura
M_{vh}	Momento fletor de escoamento da seção crítica
$M_{w,e}$	Momento de equilíbrio
$M_{w,Rk}$	Momento de resistência à instabilidade no montante de alma
p	Largura do montante
P	Carregamento
R	Raio de abertura
RNA	Rede neural artificial
s	Espaçamento entre os centros das aberturas
$T_{(i)}$	Tração no tê inferior
$T_{(i+1)}$	Tração no tê inferior
t_f	Espessura da mesa
t_w	Espessura da alma
$U1, Ux$	Deslocamentos horizontais
$U2, Uy$	Deslocamentos verticais
$U3, Uz$	Deslocamento longitudinal
$UR1, URx$	Rotação horizontal
$UR2, URy$	Rotação vertical
$UR3$	Rotação longitudinal
$V_{Gh,Rk}$	Resistência a cortante Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)
V_h	Cortante horizontal
$V_{h,p}$	Cortante de Plastificação
$V_{Lv,Rk}$	Resistência a cortante Lawson e Hicks (2011)
VM	Mecanismo Vierendeel
V_{Rk}	Resistência a cortante Ferreira <i>et al.</i> (2022)
$V_{wh,Rk}$	Força cortante horizontal de Ward (1990)
w	Largura da abertura
w_c	Abertura de fissura
WPB	Instabilidade no montante de alma
WPBS	Instabilidade no montante de alma por cisalhamento
y_o	Distância do centróide até a região crítica
y_p	Distância do centróide até a região crítica Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)
β_G	Coeficiente
φ	Coeficiente
K_c	Invariante de tensões
$f_{cr,w}$	Cisalhamento crítico no montante de alma
l_{eff}	Comprimento efetivo do montante de alma
$l_{eff,P}$	Comprimento efetivo do montante de alma Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)
α_i	Coeficiente <i>Model Code</i> 2010

ε	Deformação específica
$\varepsilon_{c,lim}$	Deformação específica limite
ε_{c1}	Deformação específica primeira
ε_{nom}	Deformação específica nominal
ε_{real}	Deformação específica real
ε_{sh}	Deformação específica de encriamento
ε_u	Deformação específica última
ε_y	Deformação específica de escoamento
λ e λ_0	Fator de esbeltez reduzida
$\lambda_{ma,0}$	Fator de esbeltez Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)
λ_w	Fator de esbeltez do montante de alma
μ	Viscosidade
$\sigma_{máx}$	Tensão máxima
σ_t	Tensão de tração
σ_{nom}	Tensão nominal
σ_{real}	Tensão real
σ_{Rk}	Tensão Lawson e Hicks (2011)
σ_{c0}/σ_{b0}	Razão entre as resistências biaxial e uniaxial à compressão
η	Coefficiente <i>Model Code</i> 2010
χ	Fator de redução
ψ_o	Ângulo de dilatação
ε	Excentricidade do potencial de fluxo
μ	Parâmetro de viscosidade
θ	Ângulo Lawson <i>et al.</i> (2011)
ϕ	Coefficiente
Δf	Coefficiente 8 MPa

SUMÁRIO

PARTE I: ESTADO DA ARTE	17
1 INTRODUÇÃO	18
1.1 JUSTIFICATIVA	21
1.2 OBJETIVOS	23
2 REVISÃO DA LITERATURA.....	24
2.1 PROCESSO DE FABRICAÇÃO	25
2.2 MODOS DE FALHA	28
2.2.1 Instabilidade Lateral com Torção	28
2.2.2 Distorção da alma	28
2.2.3 Mecanismo Vierendeel	29
2.2.4 Instabilidade no montante de alma	29
2.3 VIGAS DE AÇO COM ABERTURAS DE BASE ELÍPTICA NA ALMA	30
2.4 VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM ABERTURAS NA ALMA	33
PARTE II: ESTUDO ANALÍTICO E NUMÉRICO	37
3 CAPACIDADE RESISTENTE À INSTABILIDADE NO MONTANTE DE ALMA..	39
3.1 WARD (1990)	40
3.2 LAWSON E HICKS (2011)	41
3.3 PANEDPOJAMAN, THEPCHATRI E LIMKATANYU (2014).....	43
3.4 GRILO <i>et al.</i> (2018)	44
3.5 FERREIRA <i>et al.</i> (2022)	45
3.6 FERREIRA <i>et al.</i> (2023)	47
4 MODELAGEM NUMÉRICA: ESTUDO DE VIGAS DE AÇO COM ABERTURA DE	
BASE ELIPTICA	48
4.1 ENSAIOS E GEOMETRIAS DO MODELO	49
4.2 MATERIAIS E COMPORTAMENTO.....	50
4.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO, CARREGAMENTO E DISCRETIZAÇÃO	51
4.4 ANÁLISES	52
4.5 RESULTADOS DE VALIDAÇÃO	53
5 MODELAGEM NUMÉRICA: ESTUDO DE VIGAS CELULARES MISTAS DE	
AÇO E CONCRETO.....	56
5.1 GEOMETRIAS VIGAS CELULARES MISTAS	58

5.2 MATERIAIS E COMPORTAMENTO.....	60
5.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO, DESLOCAMENTO E CARREGAMENTO APLICADOS E DISCRETIZAÇÃO.....	64
5.4 INTERAÇÃO ENTRE OS ELEMENTOS	66
5.5 ANÁLISES	67
5.6 RESULTADOS DE VALIDAÇÃO	67
6 MODELAGEM NUMÉRICA: ESTUDO PARAMÉTRICO.....	70
6.1 CONFIGURAÇÕES GEOMÉTRICAS DO ESTUDO PARAMÉTRICO	71
6.2 RESULTADOS ESTUDO PARAMÉTRICO MODELO GCCB1	73
6.2.1 Análise Elástica GCCB1	73
6.2.2 Análise Inelástica GCCB1	76
6.2.2.1 Curvas de carga por deslocamento vertical para os modelos GCCB1	77
6.2.2.2 Deslocamentos verticais no meio do vão para os modelos GCCB1	80
6.2.2.3 Configuração deformada do perfil de aço para os modelos GCCB1.....	82
6.2.2.4 Tensão nos conectores de cisalhamento para os modelos GCCB1	84
6.2.2.5 Dano a tração na laje de concreto para os modelos GCCB1	85
6.2.2.6 Esforço cortante para os modelos GCCB1	87
6.2.2.7 Comparação entre estudo paramétrico e analítico para os modelos GCCB1 ...	88
6.3 RESULTADOS ESTUDO PARAMÉTRICO MODELO GCCB2.....	89
6.3.1 Análise Elástica GCCB2.....	89
6.3.2 Análise Inelástica GCCB2	92
6.3.2.1 Curvas de carga por deslocamento vertical para os modelos GCCB2	92
6.3.2.2 Deslocamentos verticais no meio do vão para os modelos GCCB2.....	96
6.3.2.3 Configuração deformada do perfil de aço para os modelos GCCB2.....	97
6.3.2.4 Tensão nos conectores de cisalhamento para os modelos GCCB2	99
6.3.2.5 Dano a tração na laje de concreto para os modelos GCCB2	100
6.3.2.6 Esforço cortante para os modelos GCCB2	102
6.3.2.7 Comparação entre estudo paramétrico e analítico para os modelos GCCB2 .	103
6.4 RESULTADOS ESTUDO PARAMÉTRICO MODELO GCCB3.....	104
6.4.1 Análise Elástica GCCB3.....	104
6.4.2 Análise Inelástica GCCB3	107
6.4.2.1 Curvas de carga por deslocamento vertical para os modelos GCCB3	107
6.4.2.2 Deslocamento vertical para os modelos GCCB3.....	111

6.4.2.3 Configuração deformada do perfil de aço para os modelos GCCB3.....	112
6.4.2.4 Tensão nos conectores de cisalhamento para os modelos GCCB3	115
6.4.2.5 Dano a tração na laje de concreto para os modelos GCCB3	116
6.4.2.6 Esforço cortante para os modelos GCCB3	117
6.4.2.7 Comparação entre estudo paramétrico e analítico para os modelos GCCB3 .	118
6.5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICOS GCCB1, GCCB2 E GCCB3	119
7 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	122
7.1 CONCLUSÕES	123
7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	125
REFERÊNCIAS.....	126
APÊNDICES	132
APÊNDICE A: PERFIS: ESTUDO PARAMÉTRICO	132
APÊNDICE B: CONFIGURAÇÃO DEFORMADA PARA ANÁLISE ELÁSTICA MODELOS GCCB1	135
APÊNDICE C: DESLOCAMENTO, CARGA E FALHA MODELOS GCCB1	141
APÊNDICE D: TENSÃO DE VON MISES E CONFIGURAÇÃO DEFORMADA DO PERFIL DE AÇO PARA OS MODELOS GCCB1	144
APÊNDICE E: TENSÃO NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO PARA OS MODELOS GCCB1	150
APÊNDICE F: COMPARAÇÃO ENTRE ESTUDO PARAMÉTRICO E ANALÍTICO PARA OS MODELOS GCCB1	156
APÊNDICE G: CONFIGURAÇÃO DEFORMADA PARA ANÁLISE ELÁSTICA MODELOS GCCB2	158
APÊNDICE H: DESLOCAMENTO, CARGA E FALHA MODELOS GCCB2.....	164
APÊNDICE I: TENSÃO DE VON MISES E CONFIGURAÇÃO DEFORMADA DO PERFIL DE AÇO PARA OS MODELOS GCCB2	167
APÊNDICE J: TENSÃO NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO PARA OS MODELOS GCCB2	173
APÊNDICE K: COMPARAÇÃO ENTRE ESTUDO PARAMÉTRICO E ANALÍTICO PARA OS MODELOS GCCB2	179
APÊNDICE L: CONFIGURAÇÃO DEFORMADA PARA ANÁLISE ELÁSTICA MODELOS GCCB3	181

APÊNDICE M: DESLOCAMENTO, CARGA E FALHA MODELOS GCCB3	185
APÊNDICE N: TENSÃO DE VON MISES E CONFIGURAÇÃO DEFORMADA DO PERFIL DE AÇO PARA OS MODELOS GCCB3	188
APÊNDICE O: TENSÃO NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO PARA OS MODELOS GCCB3	194
APÊNDICE P: COMPARAÇÃO ENTRE ESTUDO PARAMÉTRICO E ANALÍTICO PARA OS MODELOS GCCB3	200
APÊNDICE Q: COMPARAÇÃO PARÂMETROS DE BASE ELÍPTICA GCCB1, GCCB2 E GCCB3	201

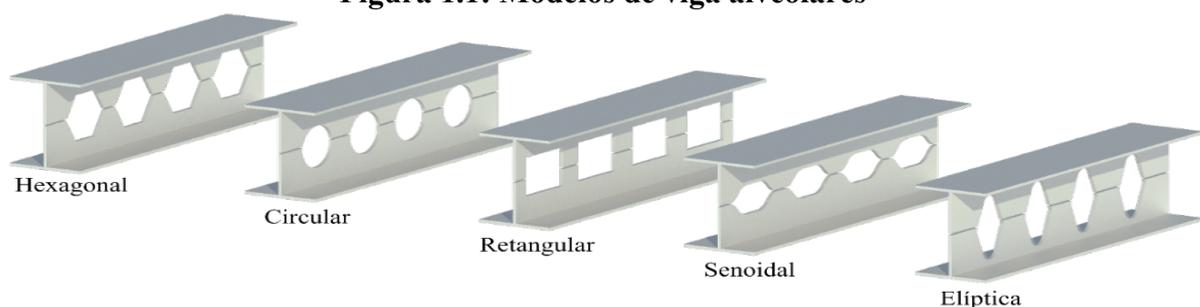
PARTE I:
ESTADO DA ARTE

1 INTRODUÇÃO

A procura por estruturas mais eficientes, como as vigas mistas de aço e concreto, tem aumentado na construção civil, sobretudo em diversos países europeus, principalmente pela possibilidade de redução do peso próprio da estrutura, dispensa de fôrmas e escoramento, e uma maior velocidade de execução nas obras (FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2021). As vigas mistas de aço e concreto, do tipo convencionais, são formadas por uma laje de concreto disposta na mesa superior do perfil de aço. Neste contexto, três tipos de lajes podem ser utilizadas: lajes alveolares pré-fabricadas, mistas de aço e concreto com fôrma de aço incorporada ou maciças (FERREIRA *et al.*, 2021). A principal vantagem dessa associação é que o concreto e o aço trabalham de maneira solidária: o concreto resiste fundamentalmente à compressão, enquanto o aço resiste à tração. Isso resulta em menores quantidades de aço e na mobilização de uma largura efetiva da laje de concreto que contribuirá na resistência aos esforços de flexão (FERREIRA, 2021).

Desde a década de 1940, muitas tentativas vêm sendo realizadas por engenheiros estruturais para encontrar novas maneiras de aumentar o desempenho das estruturas de aço. Como resultado, novos métodos visam aumentar a rigidez à flexão sem qualquer aumento no peso próprio (TSAVDARIDIS; D'MELLO, 2012). Nesse contexto, com o desenvolvimento do corte e soldagem automatizados, as vigas com aberturas sequenciais na alma passaram a ser um produto em expansão no mercado da construção civil, apresentando diversas geometrias (FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2020). Seu surgimento, inicialmente, contava com uma geometria hexagonal, recebendo a nomenclatura de vigas casteladas. Além das aberturas hexagonais, as formas mais comuns de abertura na alma são as retangulares, circulares, também conhecidas como vigas celulares, e as aberturas senoidais, denominadas de AngelinasTM. As aberturas de base elípticas também são alternativas como formato de abertura na alma, melhorando o desempenho estrutural das vigas com aberturas na alma (OLIVEIRA; VIEIRA, 2012; TSAVDARIDIS; D'MELLO, 2011). A **Figura 1.1** ilustra as aberturas na alma dos perfis de aço.

Figura 1.1: Modelos de viga alveolares

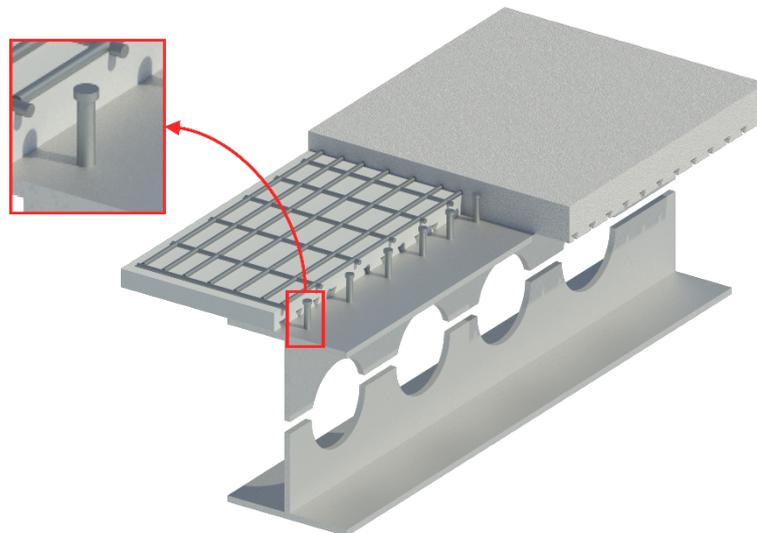


Fonte: Autor (2024)

No entanto, mesmo com a expansão da seção transversal aumentando a rigidez à flexão, a presença das aberturas torna as vigas de aço mais susceptíveis à instabilidade lateral com torção (FLT), à distorção da alma (DA), à formação do mecanismo Vierendeel (VM), à instabilidade no montante de alma (WPB), à instabilidade local da alma, à ruptura do montante de alma ou até mesmo à combinação dos modos de instabilidade (EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014; ELLOBODY, 2012; PANEDPOJAMAN; SAE-LONG; CHUB-UPPAKARN, 2016).

Nas vigas mistas de aço e concreto (**Figura 1.2**), o perfil de aço e a laje concreto são unidos por meio de conectores de cisalhamento, que são dispositivos mecânicos que conectam os elementos de aço e de concreto de forma a possibilitar o comportamento conjunto dos elementos estruturais. Desse modo, a ligação promovida pelos conectores de cisalhamento é essencial para resistir aos esforços cortantes longitudinais na interface de conexão, visto que a resistência última está associada à ruptura da laje de concreto, com fissuração ou esmagamento, dependente da posição de abertura e do tipo de fôrma de aço da laje mista (VERÍSSIMO *et al.*, 2006). Ainda, a ruptura da laje se combina com a ruptura das vigas alveolares, como o VM e WPB (FERREIRA, 2021; FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2021).

Figura 1.2: Modelo de viga celular mista com conectores tipo pino com cabeça



Fonte: Autor (2024)

Dentre os estudos experimentais envolvendo vigas celulares mistas de aço e concreto com aberturas na alma, Nadjai *et. al* (2007) observou que a capacidade resistente foi definida pela instabilidade no montante de alma. Já Muller *et. al* (2006) através de ensaios de vigas celulares mistas com seção simétrica e assimétrica, notaram que a capacidade resistente foi atingida com a

formação de mecanismo Vierendeel e instabilidade no montante de alma. Gizejowski e Khalil (2010) verificaram a influência da distorção da alma, enquanto que Sheehan *et al.* (2016) investigaram vigas celulares mistas de grandes vãos, onde analisaram o deslizamento na interface aço-concreto, a flecha, a distribuição de tensões e o efeito da construção não escorada.

Sobre o comportamento de vigas de aço com aberturas de base elípticas na alma, pode-se citar o estudo experimental e analítico de Tsavdaridis e D’mello (2011), onde duas vigas celulares e quatro vigas com novas formas de abertura na alma foram ensaiadas para investigar o modo de falha, tendo este ocorrido por instabilidade no montante de alma. Ainda, Ferreira *et al.* (2022) investigaram a influência dos parâmetros geométricos na capacidade resistente à instabilidade no montante de alma para vigas de aço com aberturas não padronizadas de base elíptica através de 5.400 modelos em elementos finitos. Um modelo de Rede Neural Artificial (RNA) foi proposto por Shamass *et al.* (2022) para determinar a resistência à instabilidade do montante de alma e o modo de falha de vigas de aço com aberturas elípticas. Ferreira *et al.* (2023) implementaram aços de alta resistência na equação de resistência à instabilidade do montante de alma, baseada no modelo de treliça segundo o EN 1993-1-1: (EC3). Entretanto, quando se trata de vigas mistas com aberturas de base elíptica na alma, a literatura é escassa de estudos. Desse modo, o presente estudo tem como objetivo investigar a capacidade resistente de vigas mistas de aço e concreto com abertura de base elíptica à instabilidade do montante de alma. Foram avaliados os efeitos produzidos pela variação das aberturas de base elíptica no montante de alma no comportamento global das vigas mistas e nos modos de falha, contribuindo para estudos de perfis de aço com aberturas sequenciais associados ao concreto. Para a realização das simulações de comportamento da estrutura utilizou-se o *software* ABAQUS 6.14, onde foram realizadas análises numéricas de vigas mistas com aberturas de base elíptica em duas etapas: análise de estabilidade elástica, onde se estimou a carga crítica de flambagem elástica e a análise de pós-flambagem, onde normalizou-se a configuração da estrutura da primeira etapa para o valor de imperfeição inicial no perfil e o adotou-se como sendo a configuração inicial dessa nova análise (pós-flambagem).

1.1 JUSTIFICATIVA

As vigas de aço com aberturas sequencias na alma têm sido utilizadas na construção civil, principalmente devido a vantagens como: maior rigidez à flexão, redução do peso próprio e da altura do pavimento, capacidade de vencer vãos maiores, reduzindo assim o número de pilares e favorecendo a drenagem e o fluxo de ar (FERREIRA *et al.*, 2022; FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2020). Quanto às vigas mistas, o fato de a laje trabalhar em conjunto

com o perfil celular de aço aumenta consideravelmente sua capacidade resistente, podendo vencer vãos entre 12m e 20m (LAWSON; SAVERIRAJAN, 2011). Além disso, o desenvolvimento de projetos de vigas com aberturas na alma, desde o projeto original acastelado até projetos com outras aberturas mostram, claramente, que, além do desempenho mecânico final da seção, o apelo estético também pode justificar o desenvolvimento de uma nova seção (TSAVDARIDIS; KINGMAN; TOROPOV, 2015). Isso ocorre através de uma redução de material no perfil de aço devido ao processo de castelação e caminha em direção a uma estrutura mais sustentável. Neste contexto, a utilização de vigas mistas com aberturas na alma se torna uma ferramenta vantajosa utilizada para reduzir a altura do piso, pois as aberturas da alma permitem a integração dos serviços hidráulicos e elétricos ao invés de correrem sob as vigas metálicas (LAWSON *et al.*, 2006). A **Figura 1.3** apresenta o edifício *Birmingham Council Offices*, no Reino Unido onde nota-se a presença de vigas aparentes com aberturas na alma de diversas formas.

Figura 1.3: Edifício *Birmingham Council Offices*



Fonte: (KLOECKNER METALS, 2009)

Assim, as vigas mistas de aço e concreto com aberturas sequenciais na alma são ideais para projetos com requisitos de espaço aberto, como garagens, indústrias e armazéns, fábricas, prédios de escritórios, escolas e hospitais, restauração e também para a modernização de prédios

antigos, fábricas e indústrias (FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2020). Entretanto, percebe-se a necessidade de estudos envolvendo o comportamento do montante de alma de elementos de aço alveolares associados a elementos de concreto, sobretudo ao se considerar aberturas com bases elípticas devido a não inclusão dos perfis alveolares e de vigas alveolares mistas nas normas técnicas nacionais e estrangeiras. Nota-se, portanto, a necessidade de se investigar a problemática, de modo a contribuir para a melhor compreensão da capacidade resistente de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elíptica à instabilidade no montante de alma.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é avaliar a capacidade resistente à instabilidade no montante de alma de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elíptica. Como objetivos específicos/metodológicos tem-se:

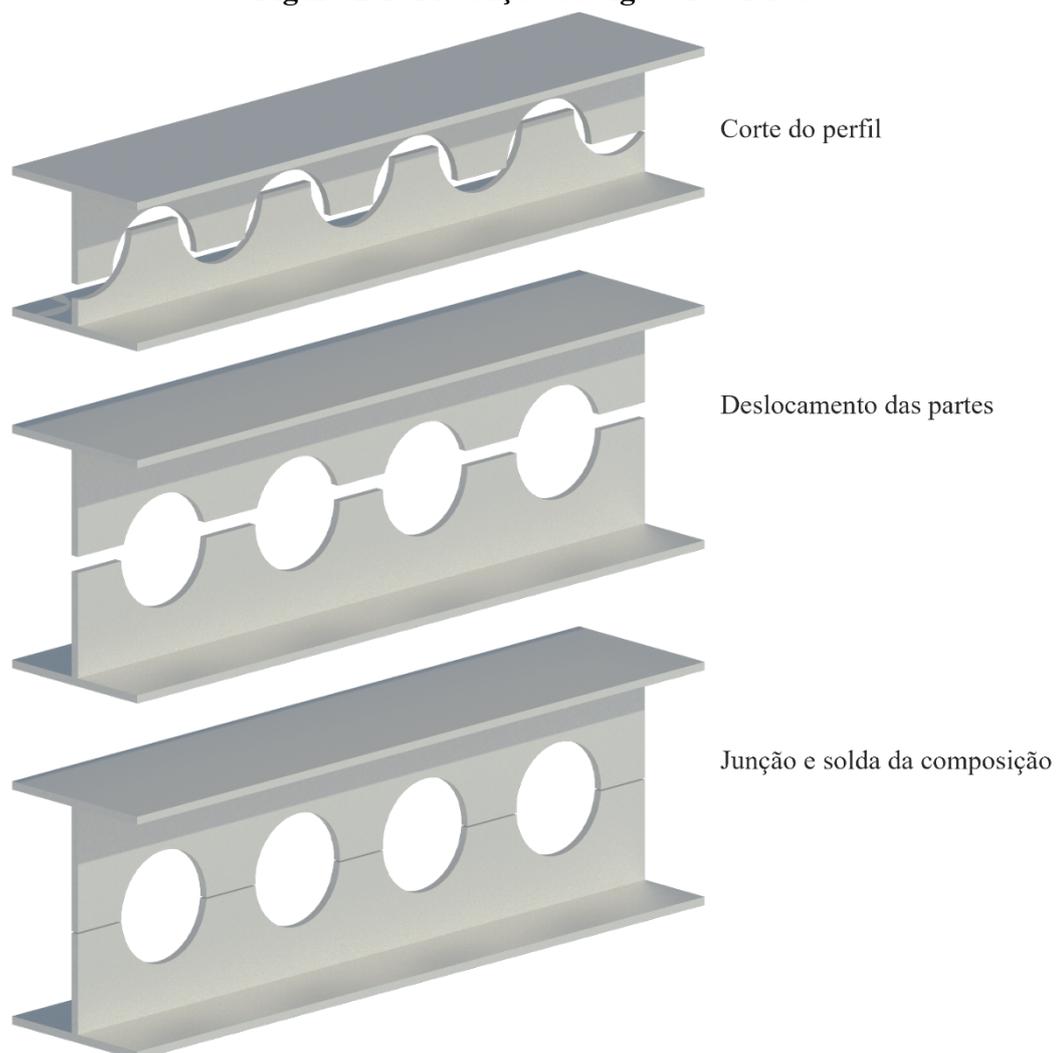
- i. Validar numericamente os modelos de vigas com aberturas de base elíptica e vigas mistas disponíveis na literatura;
- ii. Desenvolver um modelo numérico para prever o comportamento de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elípticas;
- iii. Avaliar numericamente o comportamento à instabilidade no montante de alma;
- iv. Avaliar os efeitos produzidos pela variação das aberturas de base elíptica no montante de alma no comportamento global da viga mista de aço e concreto e nos modos de falha;
- v. Comparar a previsão da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma de modelos analíticos com os modelos numéricos desenvolvidos.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 PROCESSO DE FABRICAÇÃO

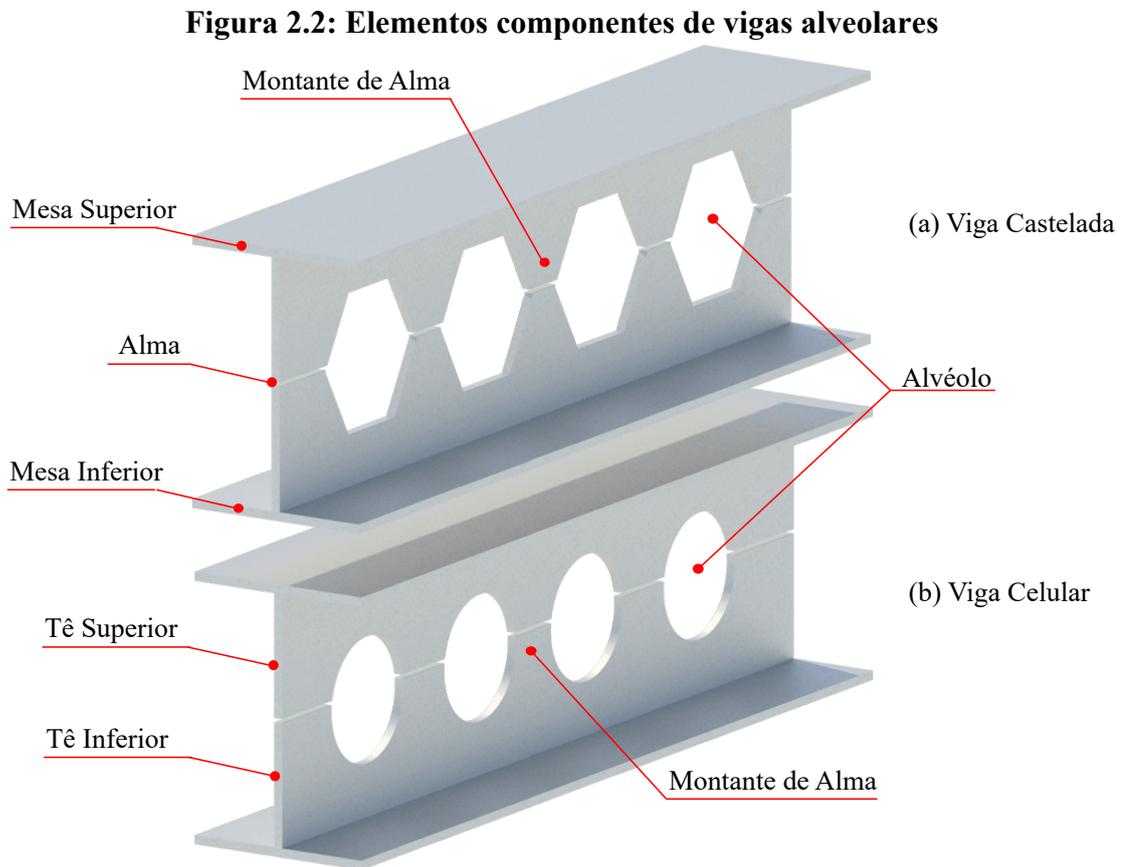
Durante a primeira metade do século XX, a construção metálica ganhou grande impulso graças a invenção da solda elétrica no final dos anos 20. Por volta dos anos 1930 surgiram as vigas alveolares, como resposta à demanda de perfis que apresentassem altura superior aos perfis I laminados produzidos pela indústria da época (FERRARI, 2013). As vigas alveolares são produzidas a partir de um corte longitudinal seguindo um traçado específico, possibilitando o destacamento das duas metades, que posteriormente após o deslocamento longitudinal são soldadas dando origem a uma viga com uma sequência de aberturas na alma (Figura 2.1). As vigas casteladas podem ser fabricadas em diferentes tipologias em função do traçado do corte (FERNANDES *et al.*, 2018).

Figura 2.1: Produção de vigas alveolares



Fonte: Autor (2024)

Para padronizar os elementos geométricos que compõem as vigas alveolares mistas, estabelece-se uma nomenclatura adequada. Na **Figura 2.2** são apresentados os principais elementos componentes dessas vigas.



Fonte: Autor (2024)

Segundo Silveira (2011), as vigas com alvéolos possuem diversos padrões geométricos possíveis, sendo que alguns deles se destacaram ao longo dos anos, como: o padrão Litzka, o padrão Peiner, o padrão Anglo-Saxão e as vigas celulares (**Tabela 2.1**). No padrão Litzka, o alvéolo é um hexágono regular (todos os lados são iguais). O padrão Peiner se difere do padrão Litzka basicamente pela menor largura do alvéolo e pelo ângulo do lado inclinado do alvéolo. No padrão Anglo-Saxão, o ângulo do lado inclinado é o mesmo do padrão Litzka, porém o alvéolo possui uma razão de abertura diferente. Já as vigas com alvéolos circulares, denominadas de vigas celulares, podem ser produzidas com inúmeras combinações entre altura da seção transversal, diâmetro da abertura (D_o) e a distância entre centros de aberturas (FERRARI, 2013; SILVEIRA, 2011).

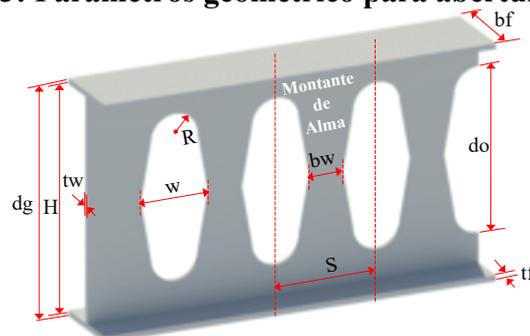
Tabela 2.1: Geometrias

Modelo	Configuração
(a) Padrão Litzka	
(b) Padrão Peiner	
(c) Padrão Anglo-Saxão	
(d) Padrão Celular	

Fonte: adaptado de Silveira (2011)

Buscando também a padronização dos elementos geométricos que compõem as vigas alveolares com abertura de base elíptica, estabelece-se a nomenclatura representada na **Figura 2.3**. Destaca-se os principais parâmetros geométricos da abertura, sendo: a existência de um raio de abertura (R) na posição superior e inferior da abertura, a largura de abertura (w), o espaçamento entre os centros das aberturas (s), a altura de abertura (d_o), a largura do montante de alma (b_w), a espessura de alma (t_w), a espessura da mesa (t_f), a largura da mesa (b_f), a altura do perfil depois da castelação (d_g) e a distância entre os centróides da mesa inferior e superior (H). Vigas de aço com esse tipo de abertura não padronizada foram patenteadas (GB 2492176) pelos autores e inventores Tsavdaridis e D'mello (2012),

Figura 2.3: Parâmetros geométrico para abertura elíptica



Fonte: Autor (2024)

As geometrias dos padrões mostrados obedecem, em geral a considerações de ordem construtiva e econômica, buscando normalizar as series de perfis alveolares que se obtém a partir de perfis base, de forma que se possa obter um grupo amplo de vigas alveolares utilizando um conjunto reduzido de moldes padrão para o corte do perfil original (SILVEIRA, 2011).

2.2 MODOS DE FALHA

De acordo com estudos que abordaram o comportamento de vigas alveolares de aço, essas vigas podem atingir a falha pela instabilidade lateral com torção (FLT), distorção da alma (DA), instabilidade no montante de alma (WPB), Mecanismo Vierendeel (VM), ou pela interação desses modos de falha.

2.2.1 Instabilidade Lateral com Torção

Segundo Galambos e Surovek (2008) a instabilidade lateral com torção (FLT) é um comportamento de vigas carregadas no plano de simetria de tal forma que os momentos fletores atuem em torno do eixo de maior inércia, ocorrendo a deformação nesse mesmo plano até o momento em que é atingida a carga crítica. A partir desse ponto, o elemento passa a exibir deformações fora do seu plano de simetria (**Figura 2.4**).

Figura 2.4: FLT



Fonte: adaptado de Carvalho (2023)

2.2.2 Distorção da alma

A distorção da alma é o fenômeno que permite a mesa defletir lateralmente com torção, reduzindo efetivamente a resistência à torção da viga, e conseqüentemente, reduzindo a

resistência à FLT. Assim, em perfis de seção I laminados, a instabilidade local e lateral podem se combinar e produzir um modo de deformação em que os dois modos agem simultaneamente, provocando a distorção (**Figura 2.5**) e a deflexão lateral (BRADFORD, 1985, 1986, 1988).

Figura 2.5: Distorção da alma



Fonte: adaptado de Carvalho (2023)

2.2.3 Mecanismo Vierendeel

O mecanismo de Vierendeel ocorre devido a transmissão de esforços cisalhantes através das aberturas, provocando o surgimento de um momento fletor local em cada um dos “tês” denominado momento de Vierendeel (**Figura 2.6**). A combinação do momento de Vierendeel, da força cortante e da força axial agindo sobre o “tê” causa a plastificação nos cantos superior e inferior das aberturas. Após terem escoado essas regiões passam a agir como rótulas plásticas e o painel (conjunto de dois montantes e uma abertura) deforma-se (WANG; MA; WANG, 2014).

Figura 2.6: Mecanismo de Vierendeel



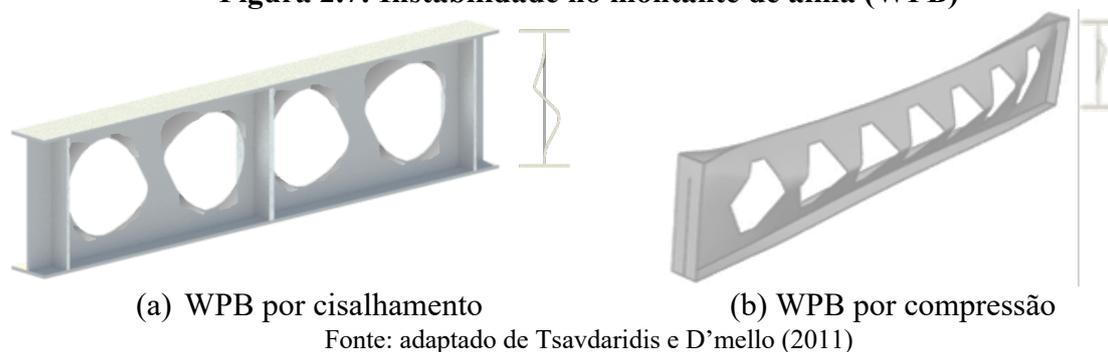
Fonte: adaptado de Erdal e Saka (2013)

2.2.4 Instabilidade no montante de alma

Quando se trabalha a instabilidade no montante de alma (WPB), pode-se subdividir em dois modos: instabilidade no montante de alma por cisalhamento (WPBS) e por compressão

(Figuras 2.7a-2.7b). A capacidade resistente à WPBS depende de características geométricas do perfil alveolar de aço, como o diâmetro da abertura, o espaçamento entre as aberturas e a espessura da alma. Já, a instabilidade no montante de alma por compressão pode ocorrer em vigas alveolares sujeitas a força concentrada na região do montante de alma. Esse fenômeno, diferentemente da WPBS, é caracterizado pelo enrugamento do montante de alma (FERREIRA, 2021; PANEDPOJAMAN; RONGRAM, 2014). A Figura 2.7a apresenta uma viga alveolar estudada por Tsavdaridis e D’mello (2011), onde nota-se a deformação por WPBS.

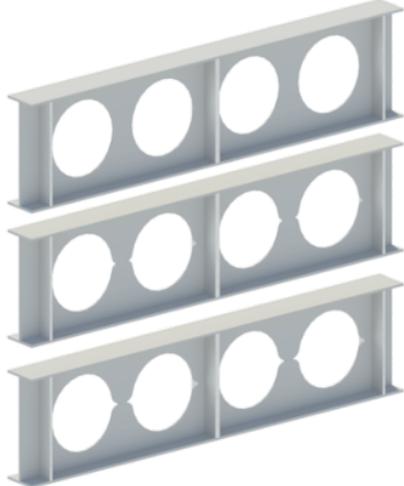
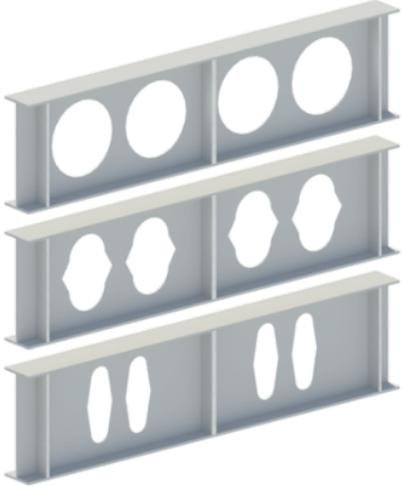
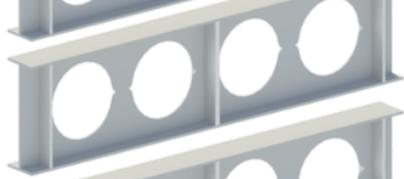
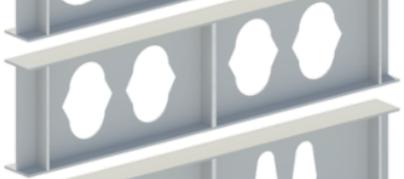
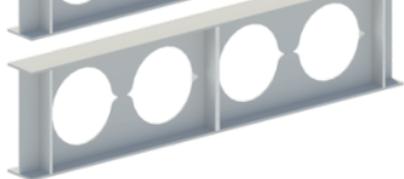
Figura 2.7: Instabilidade no montante de alma (WPB)



2.3 VIGAS DE AÇO COM ABERTURAS DE BASE ELÍPTICA NA ALMA

Para vigas de aços com aberturas de base elíptica, destaca-se o estudo de Tsavdaridis e D’mello (2011), que realizaram análises experimentais em seis vigas alveolares com aberturas de diversos formatos, sendo duas vigas celulares, divergindo apenas na largura do montante de alma, e quatro vigas com aberturas de base elíptica (**Tabela 2.2**). Essas formas elípticas de abertura de alma consistiram em uma combinação de círculos e linhas retas. O conceito foi alcançado usando uma combinação de abertura circular e hexagonal. Segundo os autores, a resistência a instabilidade no montante de alma foi a principal falha a ser investigada. Os autores concluíram que as aberturas de alma de base elíptica apresentaram melhor distribuição de tensões e maior resistência às tensões de cisalhamento horizontais em comparação com aberturas de alma circulares.

Tabela 2.2: Vigas ensaiadas por Tsavdaridis e D’mello (2011)

Modelo	Configuração	Modelo	Configuração
A1		B1	
A2		B2	
A3		B3	

Fonte: adaptado de Tsavdaridis e D’mello (2011)

Para estudos de modelagem numérica relacionados a vigas de aços com aberturas de base elíptica, ressalta-se o próprio estudo de Tsavdaridis e D’mello (2011), onde observaram resultados semelhantes na comparação entre a análise em elementos finitos e os ensaios experimentais. Os autores analisaram que a largura das aberturas possui maior influência na capacidade resistente do que a área de abertura.

Ainda, destaca-se o trabalho de Ferreira *et al.* (2022) para determinação da capacidade de resistência à instabilidade do montante de alma de vigas de aço com aberturas na alma de base elíptica. Os autores desenvolveram modelos de elementos finitos com base nos ensaios conduzidos por Tsavdaridis e D’mello (2011), realizando um estudo paramétrico em *Python* para automatizar o processamento de dados. Dos 5.400 modelos geométricos, 4.344 tiveram o modo de falha caracterizado pela instabilidade no montante de alma. Os resultados foram usados para propor uma abordagem de projeto para a capacidade resistente à flambagem com analogia ao modelo de biela, na qual a tensão de compressão foi calculada usando a abordagem do EUROCODE 3. O comprimento efetivo de flambagem foi definido e devidamente calibrado, e a resistência à instabilidade no montante de alma foi calculada usando a curva de resistência c do EUROCODE 3. Segundo o estudo dos autores, quanto menor o fator de expansão (H/d), menor será a esbeltez do montante de alma e, conseqüentemente, menor o comprimento efetivo, causando o aumento da capacidade resistente. Ainda, quanto menor a altura da abertura de base elíptica (d_o), maior a capacidade de resistência. Quando a relação de raio de abertura (R/d_o) aumenta, a resistência diminui ainda mais, mostrando que a relação é importante na resistência de vigas de aço com aberturas de base elíptica. O modelo analítico proposto para a resistência

a instabilidade no montante de alma foi verificado por uma análise de confiabilidade e confirmou que é adequado para o dimensionamento de vigas de aço perfuradas com aberturas na alma de base elíptica e será apresentado nos capítulos posteriores.

Shamass *et al.* (2022) desenvolveram uma estrutura computacional usando algoritmo de rede neural artificial (RNA) para prever a capacidade resistente do montante de alma e o modo de falha de vigas de aço com aberturas na alma de base elíptica. A estrutura proposta consistiu na geração de dados de análises de elementos finitos, previsões de resistência à instabilidade do montante de alma e classificação do modo de falha. Os resultados da RNA foram comparados com o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022), apresentando resultados semelhantes. Os resultados mostram que conforme a altura da viga (H) e a espessura da alma (t_w) aumentam, a resistência/capacidade de cisalhamento aumenta, sendo a altura o valor de maior impacto na capacidade resistente. A análise também mostra que quando a altura de abertura (d_o), o raio de abertura (R) ou largura de abertura (w) aumentam, o valor da capacidade resistente diminui. Assim, os autores concluem que o parâmetro que tem maior impacto negativo na capacidade é a altura de abertura, seguida do raio de abertura e depois a largura de abertura. Isso cria maior validade da previsão da RNA, pois quanto maior a espessura da alma, menor a esbeltez do montante e maior a capacidade resistente. Além disso, aumentando a altura de abertura e o raio de abertura, haveria uma redução na altura da seção em T, resultando na redução da capacidade resistente. Como a altura (H) aumenta, a esbeltez do poste também aumenta, assim como a altura das seções em T aumenta, resultando em um aumento na resistência ao cisalhamento vertical do montante. O algoritmo RNA dos autores é eficaz na previsão dos modos de falha (instabilidade do montante de alma e mecanismo de Vierendeel) de vigas com aberturas elípticas na alma, onde a precisão geral foi de 93,2%. Dessa forma, a fórmula baseada em RNA proposta para resistência à instabilidade no montante de alma de vigas de aço com aberturas elípticas pode ser adotada com segurança para fins de projeto.

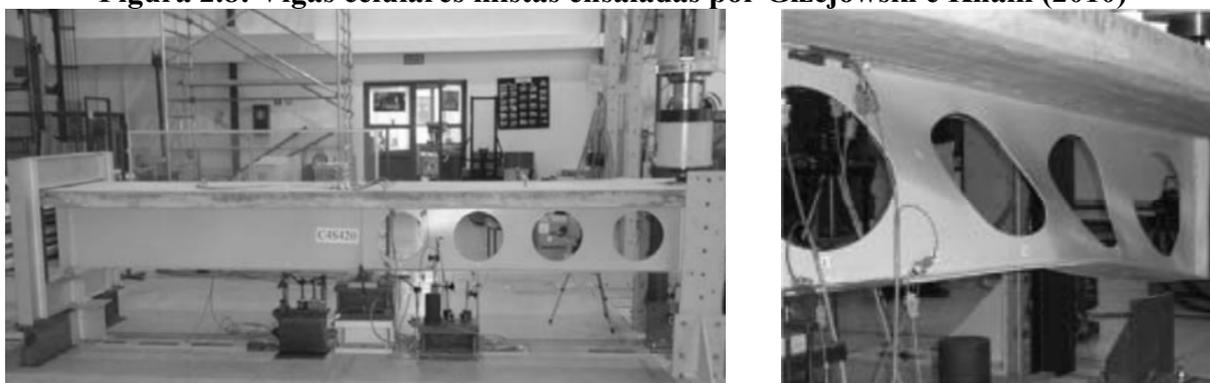
Ferreira *et al.* (2023) implementaram aços de alta resistência ao modelo de previsão analítica de determinação da capacidade resistente à instabilidade no montante de alma, que foi baseada no modelo de treliça segundo EUROCODE 3. Os autores analisaram numericamente a capacidade resistente do montante de alma de vigas de aço de alta resistência com aberturas de base elíptica. Para isso, foi realizado um estudo paramétrico considerando os principais parâmetros geométricos que influenciam a resistência à instabilidade no montante de alma. Foram estudados três tipos de aço de alta resistência (S460, S690 e S960) e no total foram processados 13.500 modelos em elementos finitos considerando os principais parâmetros

geométricos que influenciam a capacidade resistente à instabilidade no montante de alma. Os autores verificaram que o limite de escoamento influenciou a capacidade resistente à instabilidade no montante de alma, onde quanto maior o limite de escoamento, maior a capacidade resistente. À medida que o fator de expansão (H/d) aumenta, a capacidade de cisalhamento global devido ao aumento na área do aço também aumenta. Em contrapartida, diminuindo a altura da seção em T, diminui-se também a resistência à capacidade de cisalhamento global. Conforme que o raio de abertura da alma aumenta, a relação R/d_o também aumenta, resultando numa diminuição da resistência. Da mesma forma, o aumento da relação w/d_o aumenta o cisalhamento global. Vale destacar que o trabalho dos autores foi o primeiro estudo de vigas com aberturas na alma de aço de alta resistência com aberturas de base elípticas. As equações do modelo proposto serão apresentadas posteriormente.

2.4 VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM ABERTURAS NA ALMA

Os primeiros estudos envolvendo as vigas mistas com aberturas na alma contemplaram as vigas casteladas mistas e vigas com uma única abertura retangular. Embora existam esses estudos, este trabalho considera apenas os estudos de vigas celulares mistas, sendo estas de maior relevância para este trabalho. Nos estudos de vigas celulares mistas, ressalta-se o conjunto de ensaios realizados por Gizejowski e Khalil (2010), visto na **Figura 2.8**, que observaram modos de falha associados à distorção da alma devido ao momento fletor negativo, proporcionado pelas condições de contorno dos ensaios avaliados.

Figura 2.8: Vigas celulares mistas ensaiadas por Gizejowski e Khalil (2010)



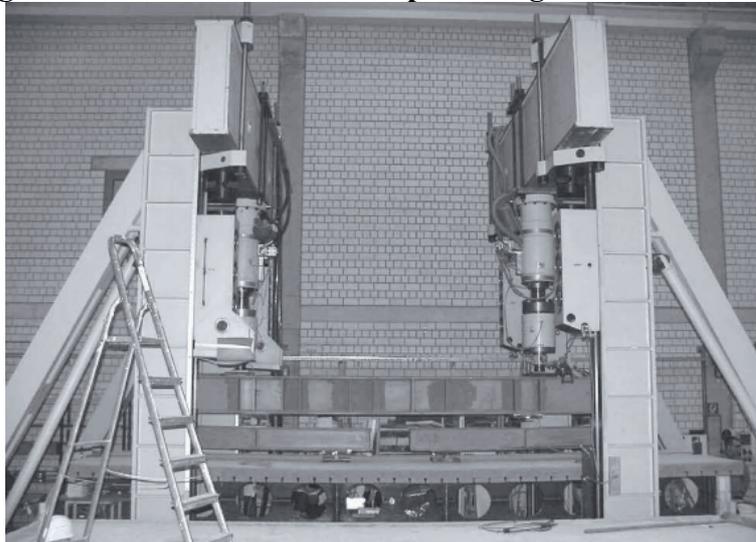
(a) Configuração do ensaio

(b) Distorção da alma

Fonte: adaptado de Gizejowski e Khalil (2010)

Em se tratando de pesquisas envolvendo vigas celulares mistas com lajes mistas, a viga celular mista assimétrica tem sido amplamente utilizada nos últimos anos. Como a mesa inferior possui uma seção mais rígida do que a mesa superior, a capacidade resistente à flexão e ao cisalhamento tende a aumentar, enquanto a mesa superior atua em conjunto com a laje. Nessas condições, vários trabalhos observaram o comportamento de vigas celulares mistas compostas por perfis assimétricos (HECHLER; MÜLLER; SEDLACEK, 2006; MÜLLER *et al.*, 2006; NADJAI *et al.*, 2007; SHEEHAN *et al.*, 2016). Müller *et al.* (2006) avaliaram experimentalmente dois modelos de vigas mistas celular, com seção simétrica e assimétrica (**Figura 2.9**). Os dois modelos experimentais continham uma extremidade conjunta de elementos mistos e outra extremidade somente com o perfil celular. Os pesquisadores avaliaram um comportamento último semelhante nos ensaios. Segundo os autores, observou-se a formação do mecanismo Vierendeel para pequenos valores de carregamento na extremidade correspondente à ação conjunta aço-concreto. Entretanto, na extremidade que possuía somente o perfil celular de aço, a capacidade resistente foi atingida por instabilidade no montante de alma.

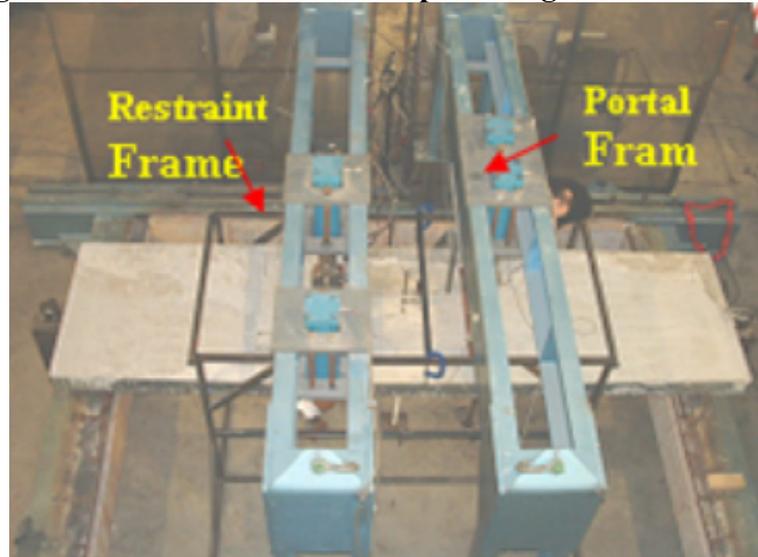
Figura 2.9: Estrutura de ensaio para a viga celular mista 1A.



Fonte: Müller *et al.* (2006)

Na sequência de estudos, Nadjai *et al.* (2007) avaliou dois modelos experimentais considerando vigas celulares mistas simétricas e assimétricas, com aplicação de carregamento em três e quatro pontos (**Figura 2.10**). Ambos os modelos apresentaram a capacidade resistente regida pela instabilidade no montante de alma, se assemelhando aos estudos de Müller *et al.* (2006).

Figura 2.10: Estrutura de ensaio para a viga celular mista A1.



Fonte: Nadjai *et al.* (2007)

Posteriormente, Sheehan *et al.* (2016) apresentaram resultados de vigas celulares mistas de grandes vãos compostas por seções assimétricas (**Figura 2.11**). As vigas celulares mistas foram submetidas a carregamento uniformemente distribuído e a cargas concentradas aplicadas a 5/16 e 7/16 do comprimento do vão. O deslizamento na interface aço-concreto, a flecha, a distribuição de tensões e o efeito da construção não escorada foram avaliados no estudo. Foi possível verificar que a viga celular mista solicitada por carregamento uniformemente distribuído resistiu 3,4 vezes ao carregamento estimado de projeto. Verificou-se ainda a ocorrência de grandes deslocamentos.

Figura 2.11: Estrutura de ensaio para a viga celular de grande vão



Fonte: Sheehan *et al.* (2016)

Djebli, Kerdal e Abidelah (2019) propuseram um modelo analítico para o cálculo da deflexão total de vigas celulares mistas submetidas a cargas transversais concentradas ou uniformemente distribuídas. O modelo possui situações em que a abertura se encontra ou não no

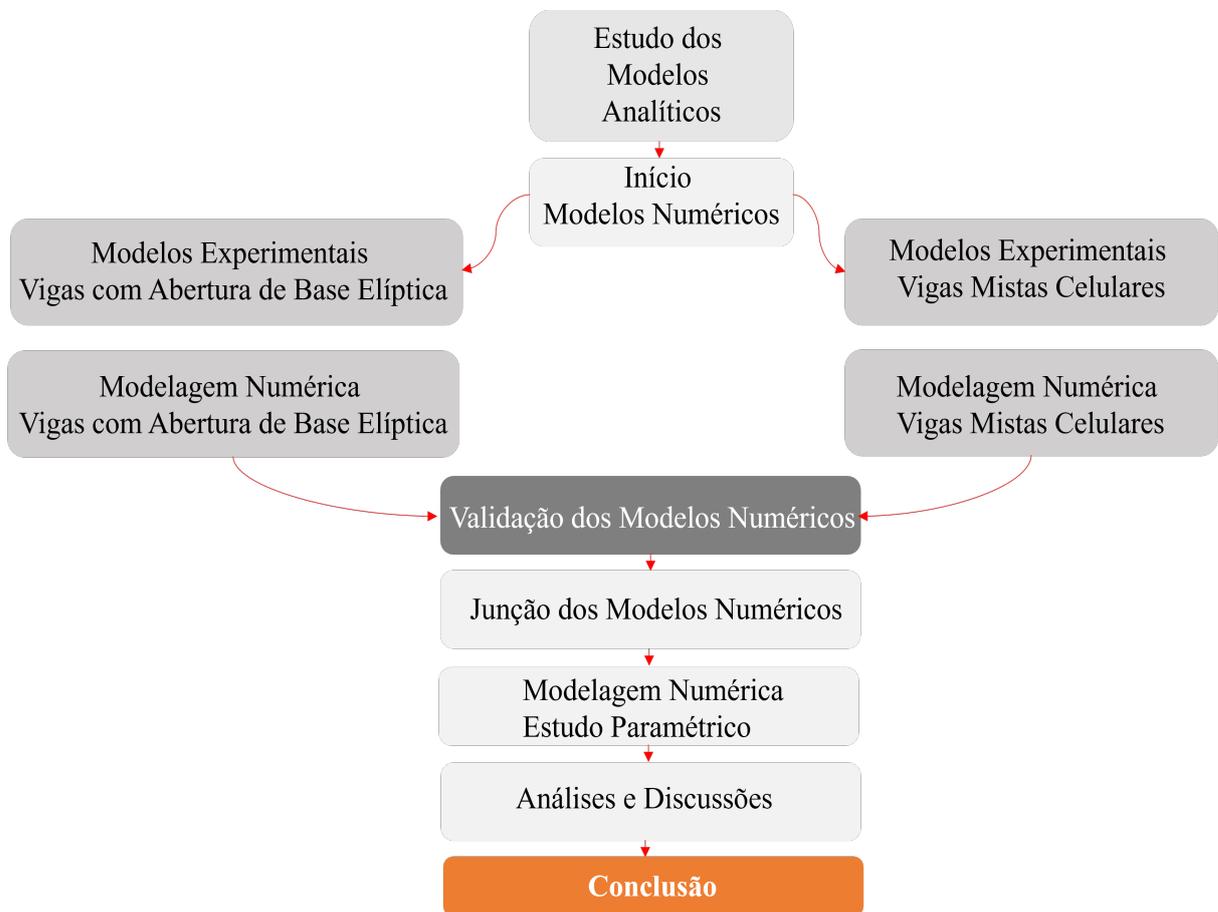
centro do vão. A máxima deflexão conta com duas parcelas: a de flexão em função do momento fletor global e a de cisalhamento devido ao mecanismo Vierendeel. Segundo os autores, o modelo analítico fornece diretamente a deflexão adicional a partir do efeito do cisalhamento vertical na abertura. A contribuição da deflexão adicional é mais significativa para casos de vigas com vãos curtos.

Para estudos relacionados a modelagem numérica, Ferrari (2013) e Gonçalves (2015) apresentam modelos numéricos que representam o comportamento estrutural de vigas celulares e casteladas mistas. Badke-Neto (2015), Brinkhus (2015) e Piassi *et al.* (2018) expõem sínteses de modelos de cálculo para verificação dos modos de falha em vigas de aço e mistas com perfis celulares. Já Piassi *et al.* (2018) destaca a instabilidade lateral com distorção e apresenta uma formulação para estimar a rigidez rotacional de vigas mistas com perfil celular e laje maciça de concreto. Oliveira (2022) investigou o comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto submetidas ao momento fletor negativo, sendo analisados 360 modelos em elementos finitos, no qual os parâmetros chave, como as razões do diâmetro de abertura pela altura do perfil original de aço (D_o/d) e do espaçamento das aberturas pelo diâmetro (p/D_o), mostraram uma influência significativa na capacidade resistente bem como no modo de falha dos modelos. Assim, nota-se a escassez de estudos de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base-elíptica, motivando o desenvolvimento dessa pesquisa.

**PARTE II: ESTUDO
ANALÍTICO E
NUMÉRICO**

Os capítulos a seguir apresentam os modelos analíticos e os estudos numéricos realizados neste trabalho. O Capítulo 3 trata dos modelos analíticos existentes na literatura para vigas celulares mistas e para vigas de aço com aberturas de base elíptica. O Capítulo 4 apresenta os procedimentos de modelagem numérica para as vigas de aço de base elíptica. O Capítulo 5 descreve a modelagem de vigas mistas celulares existentes na literatura. O Capítulo 6 traz o estudo paramétrico para vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elíptica. O **Figura 2.12** apresenta um as etapas realizadas e futuras deste estudo.

Figura 2.12: Etapas de estudo



Fonte: Autor (2024)

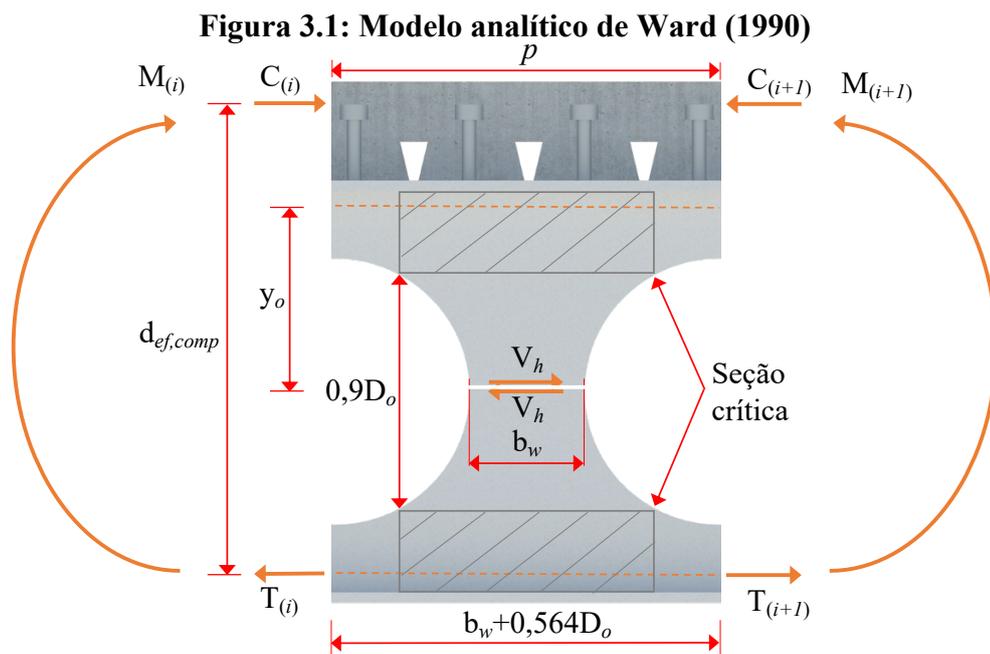
3 CAPACIDADE RESISTENTE À INSTABILIDADE NO MONTANTE DE ALMA

Para estimar a capacidade resistente à instabilidade no montante de alma de vigas celulares, alguns modelos analíticos encontrados na literatura não consideram a contribuição da laje de concreto na resistência a instabilidade no montante de alma em vigas celulares mistas. Assim, o desenvolvimento do presente estudo se faz relevante. A seguir serão apresentados os modelos analíticos e, posteriormente, nas seções 6.2.2.7, 6.3.2.7 e 6.4.2.7 os comparativos entre os modelos analíticos e os numéricos.

3.1 WARD (1990)

Ward (1990) apresentou em suas considerações apenas vigas celulares de aço com a seção transversal duplamente simétrica, fundamentado em uma série de ensaios realizados no *Steel Construction Institute* do Reino Unido e em estudos paramétricos de simulações numéricas. Segundo Fares, Coulson e Dinehart (2016), no *AISC Steel Design Guide 31*, o método é recomendado para seções assimétricas, onde a verificação da situação mais crítica se dá entre os tês superior e inferior.

O modelo analítico de Ward (1990) (Figura 3.1) traz três parâmetros em funções das propriedades geométrica do montante de alma, $C1$, $C2$ e $C3$ (Eqs. 3.1-3.3). Devido a algumas restrições geométricas do método, o procedimento é aplicável para os intervalos $1,08 \leq p/D_o \leq 1,50$ e $1,25 \leq d_g/D_o \leq 1,75$.



Fonte: adaptado de Fares, Coulson e Dinehart (2016)

$$C1 = 5,097 + 0,1464 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) - 0,00174 \left(\frac{D_o}{t_w}\right)^2 \quad \text{Eq. (3.1)}$$

$$C2 = 1,441 + 0,0625 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) - 0,000683 \left(\frac{D_o}{t_w}\right)^2 \quad \text{Eq. (3.2)}$$

$$C3 = 3,645 + 0,0853 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) - 0,00108 \left(\frac{D_o}{t_w}\right)^2 \quad \text{Eq. (3.3)}$$

A força cortante horizontal entre as aberturas i e $i+1$ é calculada utilizando a **Eq. (3.4)**. Já a **Eq. (3.5)** apresenta o momento fletor, que corresponde ao escoamento na seção crítica acarretada pela força cortante horizontal.

$$V_h = \left| \frac{M_{(i+1)} \cdot M_{(i)}}{d_{ef,comp}} \right| \quad \text{Eq. (3.4)}$$

$$M_{vh} = 0,9 \left(\frac{D_o}{t_w}\right) V_h \quad \text{Eq. (3.5)}$$

Assim, o momento de equilíbrio e a resistência à instabilidade no montante de alma é calculada pelas **Eqs 3.6-3.7** e a resistência à força cortante horizontal é calculada pela **Eqs. 3.8**.

$$M_{W,e} = \frac{t_w(p - D_o + 0,564D_o)^2}{6} f_y \quad \text{Eq. (3.6)}$$

$$M_{W,Rk} = M_{W,e} \left[C1 \left(\frac{p}{D_o}\right) - C2 \left(\frac{p}{D_o}\right)^2 - C3 \right] \quad \text{Eq. (3.7)}$$

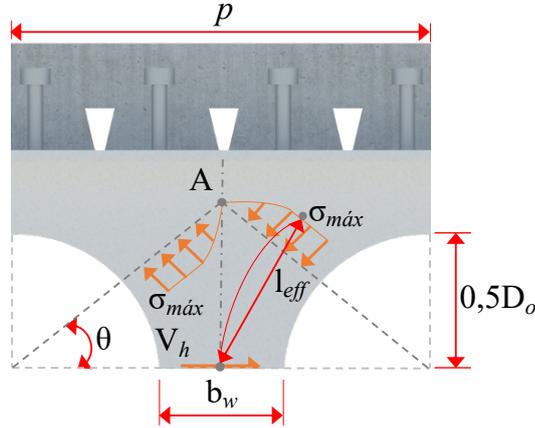
$$V_{Wh,Rk} = \frac{M_{W,e}}{0,45D_o} \left[C1 \left(\frac{p}{D_o}\right) - C2 \left(\frac{p}{D_o}\right)^2 - C3 \right] \quad \text{Eq. (3.8)}$$

3.2 LAWSON E HICKS (2011)

Lawson *et al.* (2006) e Lawson e Hicks (2011) propuseram um modelo que leva em consideração a teoria de barras comprimidas, considerando um comprimento efetivo do montante de alma que está submetido à compressão. O modelo analítico é encontrado no *Steel Construction Institute* SCI P355. Abambres *et al.* (2018) apresentaram um estudo em que a instabilidade no montante de alma governou o comportamento último para montantes de alma esbeltos, enquanto as recomendações do SCI P355 subestimaram a capacidade resistente à instabilidade no montante de alma, quando comparado com os resultados numéricos.

De acordo com este método, a ação da força cortante horizontal na metade da altura da alma causa tensões de tração e de compressão devido à flexão entre os tês superior e inferior. Essas tensões variam em torno da abertura (Figura 3.2).

Figura 3.2: Modelo analítico de Lawson et al. (2006)



Fonte: adaptado de Lawson et al. (2006)

O comprimento efetivo l_{eff} leva em consideração a variação das tensões ao redor da abertura, conforme a Eq. (3.9).

$$l_{eff} = 0,5\sqrt{b_w^2 + D_o^2} \leq 0,7D_o \quad \text{Eq. (3.9)}$$

Uma vez determinado o comprimento efetivo, é aplicada a teoria das barras submetidas à compressão, fundamentada no EN 1993-1-1:2005, considerando a esbeltez da alma e utilizando a curva de resistência (Eqs. 3.10-3.15).

$$\lambda_w = \frac{l_{eff}\sqrt{12}}{t_w} \quad \text{Eq. (3.10)}$$

$$f_{cr,w} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_w^2} \quad \text{Eq. (3.11)}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,w}}} \quad \text{Eq. (3.12)}$$

$$\phi = 0,5[1 + 0,49(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad \text{Eq. (3.13)}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1,0 \quad \text{Eq. (3.14)}$$

$$\sigma_{Rk} = \chi f_y \quad \text{Eq. (3.15)}$$

Assim, a resistência à cortante pode ser calculada pela **Eq. 3.16**.

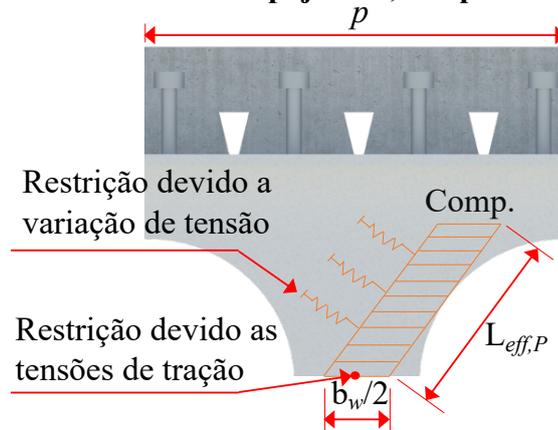
$$V_{Lv,Rk} = \sigma_{Rk} b_w t_w \quad \text{Eq. (3.16)}$$

$$V_{Lv,Rk} = \sigma_{Rk} b_w t_w \quad \text{Eq. (3.16)}$$

3.3 PANEDPOJAMAN, THEPCHATRI E LIMKATANYU (2014)

Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014) propuseram uma adaptação no comprimento efetivo do montante de alma proposto no SCI P355 (LAWSON *et al.*, 2006; LAWSON; HICKS, 2011). O método foi desenvolvido para seções com dupla simetria, mas, desde que seja identificada a seção mais crítica entre as seções tês superior e inferior, o modelo pode ser utilizado para seções assimétricas. No modelo dos autores, o comprimento efetivo do montante de alma é multiplicado por um fator k que considera a restrição parcial do montante de alma em relação ao fenômeno de instabilidade, visto na **Figura 3.3**.

Figura 3.3: Modelo analítico de Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)



Fonte: adaptado de Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014)

Segundo o estudo, o coeficiente apresentado nas **Eqs. (3.17-3.18)** considera o efeito da variação da altura dos tês com os valores das relações D_o/d e p/D_o .

$$k = 0,9 \left(\frac{p}{D_o} \right) \left(\frac{D_o}{d} \right)^2 \leq \min \left(1,15 \frac{D_o}{d}; 1,15 \right) \quad \text{Eq. (3.17)}$$

$$l_{eff,P} = k \left(0,5 \sqrt{p^2 - D_o^2} \right) \quad \text{Eq. (3.18)}$$

3.4 GRILO *et al.* (2018)

Grilo *et al.* (2018) fundamentou um método através de em um modelo numérico de montante de alma, considerando apenas as seções duplamente simétricas. A formulação proposta é baseada em um fator de redução, conforme as **Eqs. (3.19-3.23)**.

$$y_p = \frac{D_o}{2} 0,445 \left(\frac{p}{D_o}\right)^3 - 2,578 \left(\frac{p}{D_o}\right)^2 + 4,770 \left(\frac{p}{D_o}\right) - 2,47 \quad \text{Eq. (3.19)}$$

$$b_p = b_w \sqrt{1 - \frac{4y_p^2}{D_o^2}} \quad \text{Eq. (3.20)}$$

$$\lambda_{ma,0} = \sqrt{1 - \frac{3(y_p^2 - D_o^2)f_y}{\pi^2 t_w^2 E}} \quad \text{Eq. (3.21)}$$

$$\chi = \frac{m}{\lambda_{ma,0}^n} \leq 1,0 \text{ Para } \lambda_{ma,0} \geq 1,0 \quad \text{Eq. (3.22)}$$

$$\chi = o p^{\lambda_{ma,0}^q} \leq 1,0 \text{ Para } \lambda_{ma,0} < 1,0 \quad \text{Eq. (3.23)}$$

Os valores de m, n, o, p e q (Eqs. 2.22-2.23) são apresentados na **Tabela 3.1**.

Tabela 3.1 – Coeficientes de m, n, o, p e q para o método de Grilo *et al.* (2018)

Do/dg	p/Do	m	n	o	p	q
0,5	1,1	0,759	1,35	1,15	0,666	3,5
	1,2	0,730	1,39	1,42	0,514	2,1
	1,3	0,780	1,40	1,16	0,672	3,5
	1,4	0,840	1,42	1,26	0,667	2,7
	1,5	0,916	1,40	1,09	0,840	5,0
0,6	1,1	0,798	1,42	1,14	0,700	3,5
	1,2	0,791	1,42	1,13	0,700	3,8
	1,3	0,836	1,40	1,10	0,760	4,5
	1,4	0,909	1,36	1,15	0,790	3,3
	1,5	0,970	1,31	1,09	0,890	4,5
0,7	1,1	0,849	1,47	1,08	0,786	4,5
	1,2	0,844	1,44	1,11	0,760	3,9
	1,3	0,903	1,39	1,15	0,785	4,0
	1,4	0,980	1,34	1,12	0,870	3,0
	1,5	1,130	1,33	-	-	-
0,8	1,1	0,888	1,46	1,09	0,815	4,0
	1,2	0,901	1,42	1,14	0,790	3,5
	1,3	1,020	1,42	-	-	-
	1,4	1,175	1,42	-	-	-
	1,5	1,285	1,36	-	-	-

Fonte: adaptado de Grilo *et al.* (2018)

Para a determinação da força cortante de plastificação utiliza-se as **Eqs. (3.24-3.26)**.

$$\beta_G = 1,198 - 0,42 \left(\frac{D_o}{d_g} \right) - \left(\frac{p}{5D_o} \right) \text{ Para } \frac{p}{D_o} < 1,2 \quad \text{Eq. (3.24)}$$

$$\beta_G = 1,838 - 0,42 \left(\frac{D_o}{d_g} \right) - \left(\frac{p}{3D_o} \right) \text{ Para } \frac{p}{D_o} \geq 1,2 \quad \text{Eq. (3.25)}$$

$$V_{h,p} = \beta_G f_y \frac{t_w b_p^2}{\sqrt{3b_p^2 + 16y_p^2}} \quad \text{Eq. (3.26)}$$

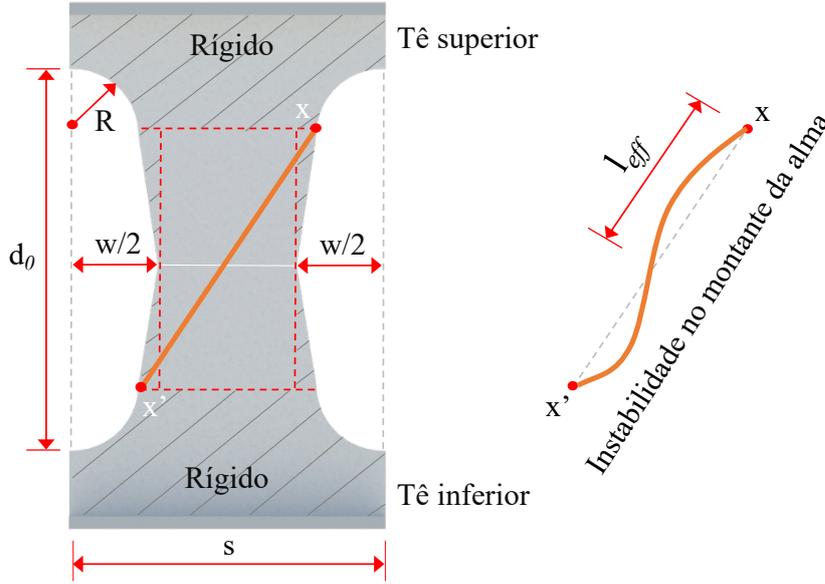
Desse modo, com o fator de redução e a força cortante de plastificação, a resistência à cortante pode ser calculada pela **Eq. 3.27**.

$$V_{Gh,Rk} = V_{h,p} \chi \quad \text{Eq. (3.27)}$$

3.5 FERREIRA *et al.* (2022)

O modelo de Ferreira *et al.* (2022) é baseado no modelo de treliça comprimida (**Figura 3.4**), conforme o EC3, considerando curvas de flambagem. Nesse contexto, Lawson e Hicks (2011) no SCI P355 recomendam a utilização das curvas de flambagem b e c para seções laminadas a quente e soldadas, respectivamente. Embora estas recomendações sejam direcionadas a vigas de aço perfuradas com aberturas de alma circulares, é possível aplicá-las a vigas de aço com aberturas de alma de base elíptica, uma vez que estas estruturas também são fabricadas pelo processo de castelação, levando em consideração corte térmico e soldagem. Segundo Ferreira *et al.* (2022), a resistência à flambagem do montante de alma é calculada considerando as **Eqs. 3.28-3.37**, em que l_{eff} é o comprimento efetivo do montante de alma, d_o é a altura da abertura, R é o raio de abertura, H é a distância entre os centros geométricos das mesas após o processo de castelação, s é a largura do montante de alma, w é a altura de abertura, λ_w é o fator de esbeltez do montante de alma, t_w é a espessura da alma, $f_{cr,w}$ é a tensão de cisalhamento crítica no montante de alma, f_y é a resistência ao escoamento, λ_o é a esbeltez reduzida e χ é o fator de redução.

Figura 3.4: Modelo de treliça comprimida



Fonte: adaptado de Ferreira *et al.* (2022)

$$k = 0,516 - 0,288 \left(\frac{H}{d_0} \right) + 0,062 \left(\frac{s}{s-w} \right) + 2,384 \left(\frac{s}{d_0} \right) - 2,906 \left(\frac{w}{d_0} \right) \quad \text{Eq. (3.28)}$$

$$l_{eff} = k \sqrt{\left(\frac{d_0 - 2R}{2} \right)^2 + \left(\frac{s}{2} - R \right)^2} \quad \text{Eq. (3.29)}$$

$$\lambda_w = \frac{l_{eff} \sqrt{12}}{t_w} \quad \text{Eq. (3.30)}$$

$$f_{cr,w} = \frac{\pi^2 E}{\lambda_w^2} \quad \text{Eq. (3.31)}$$

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{f_y}{f_{cr,w}}} \quad \text{Eq. (3.32)}$$

$$\phi = 0,5 \left[1 + 0,49(\lambda_0 - 0,2) + \lambda_0^2 \right] \quad \text{Eq. (3.33)}$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda_0^2}} \leq 1,0 \quad \text{Eq. (3.34)}$$

$$K = -1,318 + 1,790 \left(\frac{H}{d_0} \right) + 0,413 \left(\frac{s}{s-w} \right) - 1,926 \left(\frac{s}{d_0} \right) + 0,937 \left(\frac{w}{d_0} \right) - \quad \text{Eq. (3.35)}$$

$$0,02 \left(\frac{d_0}{t_w} \right) + 1,412 \lambda_0$$

$$\sigma_{Rk} = K \chi f_y \quad \text{Eq. (3.36)}$$

$$V_{Rk} = \sigma_{Rk} t_w (s - w) \quad \text{Eq. (3.37)}$$

Embora os resultados de resistência à flambagem do montante de alma apresentados por essas equações tenham sido precisos no estudo dos autores, é importante destacar que os aços de alta resistência ainda não havia sido considerados.

3.6 FERREIRA *et al.* (2023)

O modelo de Ferreira *et al.* (2023) é uma continuação dos estudos de Ferreira *et al.* (2022) tendo como objeto de trabalho aços de alta resistência (HSS). O equacionamento do método de previsão analítico é similar ao apresentado em Ferreira *et al.* (2022) alterando-se as **Eqs. 3.35-3.36**, onde a resistência a flambagem no montante de alma para aços de alta resistência é determinada pelas **Eqs. 3.38-3.40**.

$$K_{HSS} = -1,45 + 1,61 \left(\frac{H}{d_0} \right) + 0,33 \left(\frac{s}{s-w} \right) - 0,90 \left(\frac{s}{d_0} \right) + 0,21 \left(\frac{w}{d_0} \right) - \quad \text{Eq. (3.38)}$$

$$0,004 \left(\frac{d_0}{t_w} \right) + 0,49\lambda_0$$

$$\sigma_{Rk} = K_{HSS}\chi f_y \quad \text{Eq. (3.39)}$$

$$V_{Rk} = \sigma_{Rk} t_w (s - w) \quad \text{Eq. (3.40)}$$

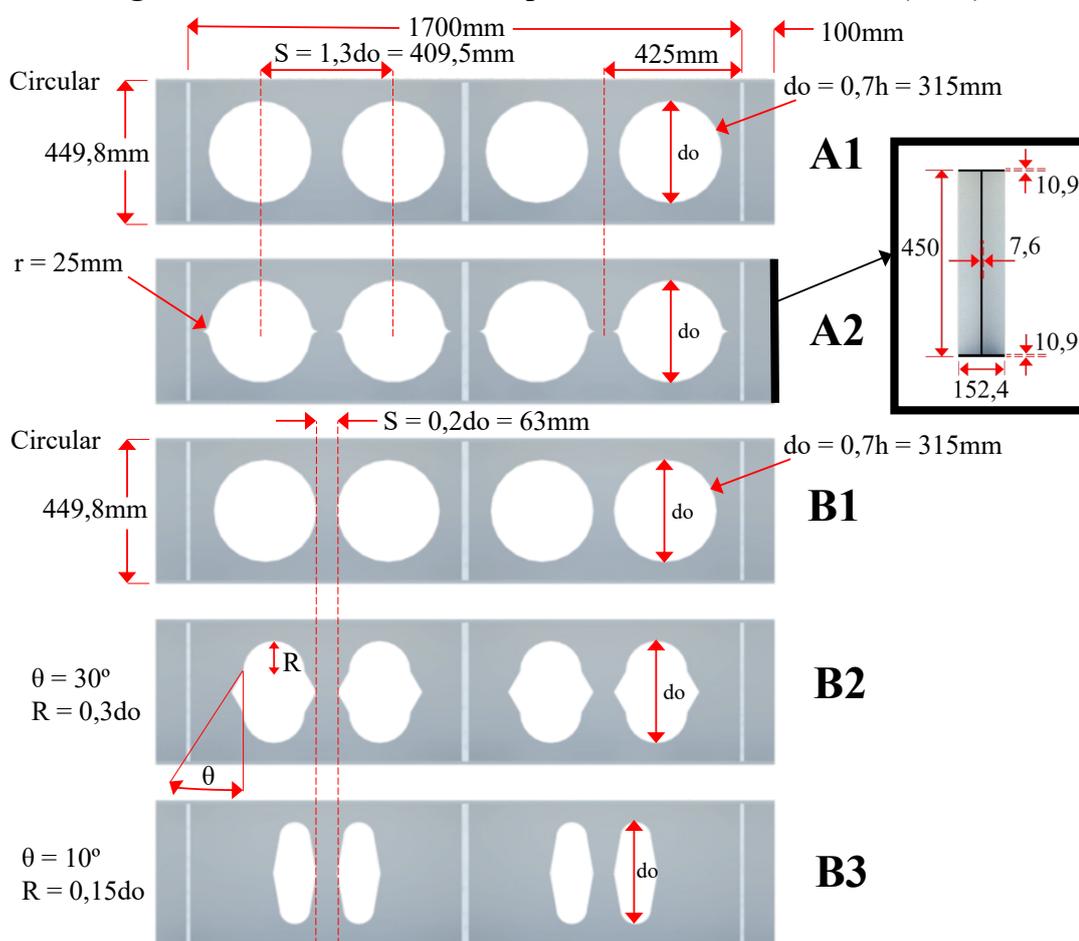
**4 MODELAGEM NUMÉRICA:
ESTUDO DE VIGAS DE AÇO
COM ABERTURA DE BASE
ELIPTICA**

Nessa etapa foram utilizados cinco ensaios experimentais de vigas de aço com abertura sequenciais na alma publicados em Tsavdaridis e D’mello (2011) para a validação numérica. As modelagens foram realizadas no *software* ABAQUS 6.14 e analisadas em duas etapas: análise elástica de flambagem (*buckling*) e análise inelástica de pós-flambagem (*post-buckling*). Após as análises, comparou-se a curvas de carga por deslocamento e a configuração deformada dos modelos numéricos e experimentais, a fim de validar o estudo.

4.1 ENSAIOS E GEOMETRIAS DO MODELO

Foram consideradas duas vigas celulares, uma viga com aberturas circulares e filete circular e duas vigas com aberturas de base elíptica, todas com seção UB457x152x52 no aço S355. As configurações geométricas do ensaio podem ser observadas na **Figura 4.1** e na **Tabela 4.1**. Os enrijecedores possuem espessura de 10,9mm, enquanto o enrijecedor central possui espessura de 20mm.

Figura 4.1: Modelos ensaiados por Tsavdaridis e D’mello (2011)



Fonte: adaptado de Tsavdaridis e D’mello (2011)

Tabela 4.1: Detalhes do ensaio experimental.

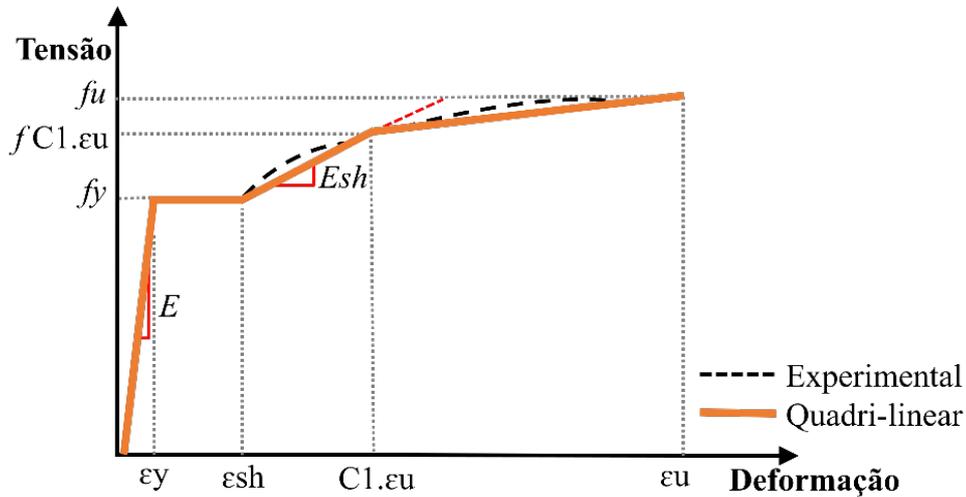
Modelo	Tipo	Especificação	Largura do montante de alma (mm)	Área de abert. (mm ²)
A1	circular		94,5	77,93
A2	filete circular	r=25 mm	48	78,36
B1	circular		63	77,93
B2	elíptica	$\theta = 30^\circ$ e $R=0,3d_0$	63	56,45
B3	elíptica	$\theta = 10^\circ$ e $R=0,15d_0$	63	32,13

Fonte: adaptado de Tsavdaridis e D'mello (2011)

4.2 MATERIAIS E COMPORTAMENTO

Sobre o comportamento elástico do material utiliza-se o Módulo de Young de 200GPa e um coeficiente de Poisson de 0,3. Para comportamento plástico aplicou-se o modelo proposto por Yun e Gardner (2017). Conforme o estudo de Ferreira (2021), o modelo de Yun e Gardner (2017) resultou nas melhores opções tanto para a convergência quanto na pós-flambagem. Os autores apresentam um modelo quadri-linear (Figura 4.2) utilizando as Eqs. 4.1-4.5.

Figura 4.2: Curva tensão x deformação para o modelo quadri-linear



Fonte: adaptado de Yun e Gardner (2017)

$$f(\epsilon) = \begin{cases} E_{\epsilon, \epsilon} \leq \epsilon_y \\ f_y, \epsilon_y < \epsilon \leq \epsilon_{sh} \\ f_y + E_{sh}(\epsilon - \epsilon_{sh}), \epsilon_{sh} < \epsilon \leq C_1 \epsilon_u \\ f_{C_1 \epsilon_u} + \left(\frac{f_u + f_{C_1 \epsilon_u}}{\epsilon_u - C_1 \epsilon_u} \right), C_1 \epsilon_u < \epsilon \leq \epsilon_u \end{cases} \quad \text{Eq. (4.1)}$$

$$\epsilon_u = 0,6 \left(1 - \frac{f_y}{f_u} \right), \epsilon_u \geq 0,006 \quad \text{Eq. (4.2)}$$

$$\varepsilon_{sh} = 0,1 \frac{f_y}{f_u} - 0,055; 0,015 < \varepsilon_{sh} \leq 0,03 \quad \text{Eq. (4.3)}$$

$$C_1 = \frac{\varepsilon_{sh} + 0,25(\varepsilon_u - \varepsilon_{sh})}{\varepsilon_u} \quad \text{Eq. (4.4)}$$

$$E_{sh} = \frac{f_u - f_y}{0,4(\varepsilon_u - \varepsilon_{sh})} \quad \text{Eq. (4.5)}$$

Para a apresentação da curva de tensão e deformação aplica-se os valores reais conforme as Eqs. 4.6-4.7. Para o aço S355 utilizado, os valores de parâmetros são apresentados na Tabela 4.2.

$$\sigma_{real} = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}) \quad \text{Eq. (4.6)}$$

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad \text{Eq. (4.7)}$$

Tabela 4.2: Parâmetros para o modelo proposto.

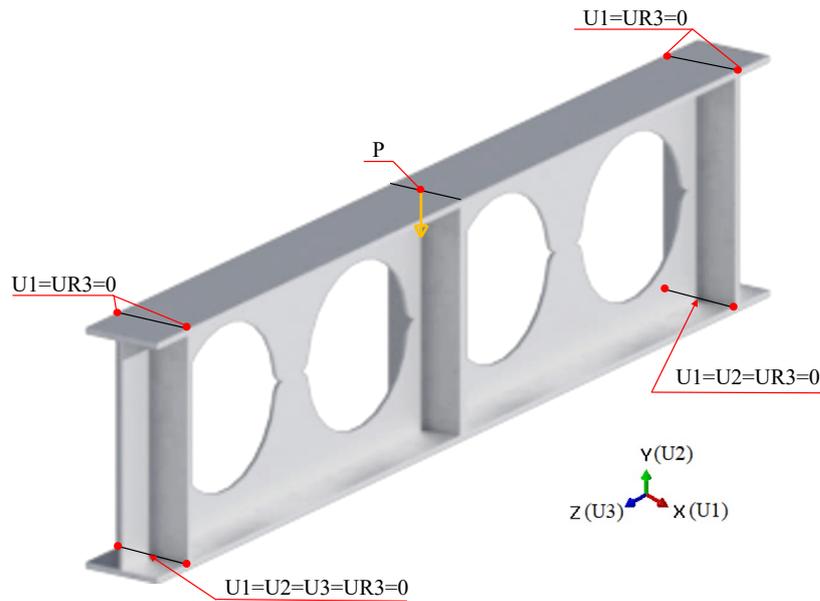
Aço		S355
Módulo de elasticidade	E (N/mm ²)	200.000
Resistência ao escoamento	f_y (N/mm ²)	355
Resistência última	f_u (N/mm ²)	490
Deformação no escoamento	ε_y (%)	0,17
Deformação final no escoamento	ε_{sh} (%)	1,74
Deformação última	ε_u (%)	16,53
Módulo de encruamento	E_{sh} (N/mm ²)	2.283
constante do modelo quadri-linear	C1	0,38

Fonte: adaptado de Yun e Gardner (2017)

4.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO, CARREGAMENTO E DISCRETIZAÇÃO

Em todas as análises as vigas alveolares de aço foram consideradas biapoiadas. Dessa forma, foram restringidos os deslocamentos verticais (U2) nas linhas das extremidades da mesa inferior, bem como o deslocamento longitudinal (U3) em uma das extremidades. Além disso, foram restringidos os deslocamentos horizontais (U1) e rotação longitudinal (UR3) nos enrijecedores da extremidade da estrutura da mesa superior e inferior. Adicionou-se uma carga centrada no meio do vão. A Figura 4.3. apresenta as condições de contorno descritas.

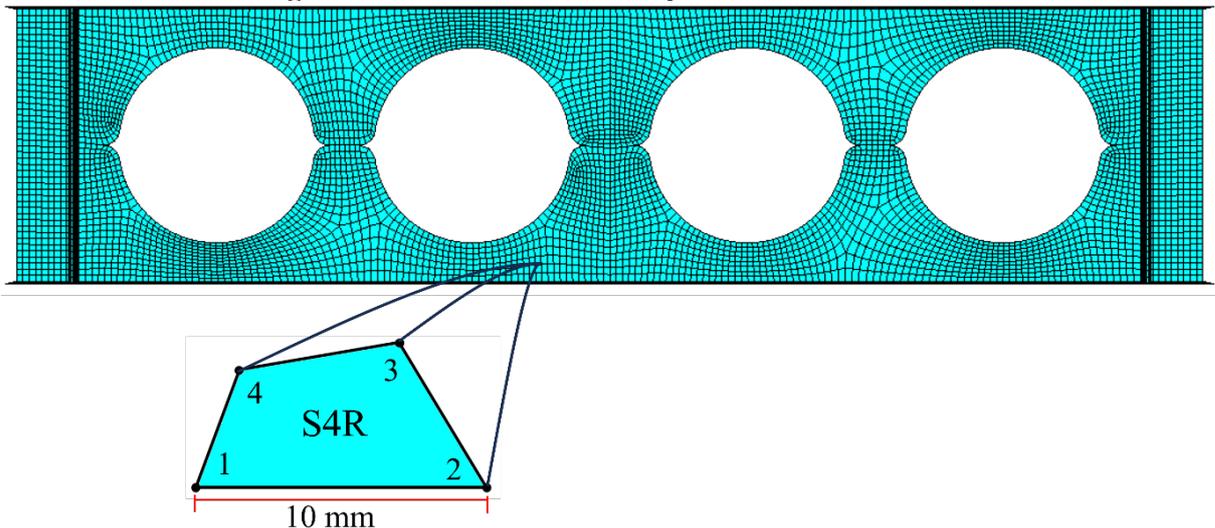
Figura 4.3: Condições de contorno nas vigas de aço



Fonte: Autor (2024)

Conforme Ferreira, Rossi e Martins (2019), a modelagem dos perfis foi realizada por elementos de casca (*shell*). Utilizou-se o elemento S4R quadrilateral com quatro nós e integração reduzida. A malha de elementos foi utilizada em configuração livre com tamanho médio dos elementos de 10 mm, conforme visto na Figura 4.4.

Figura 4.4: Malha de 10mm aplicada ao modelo A2



Fonte: Autor (2024)

4.4 ANÁLISES

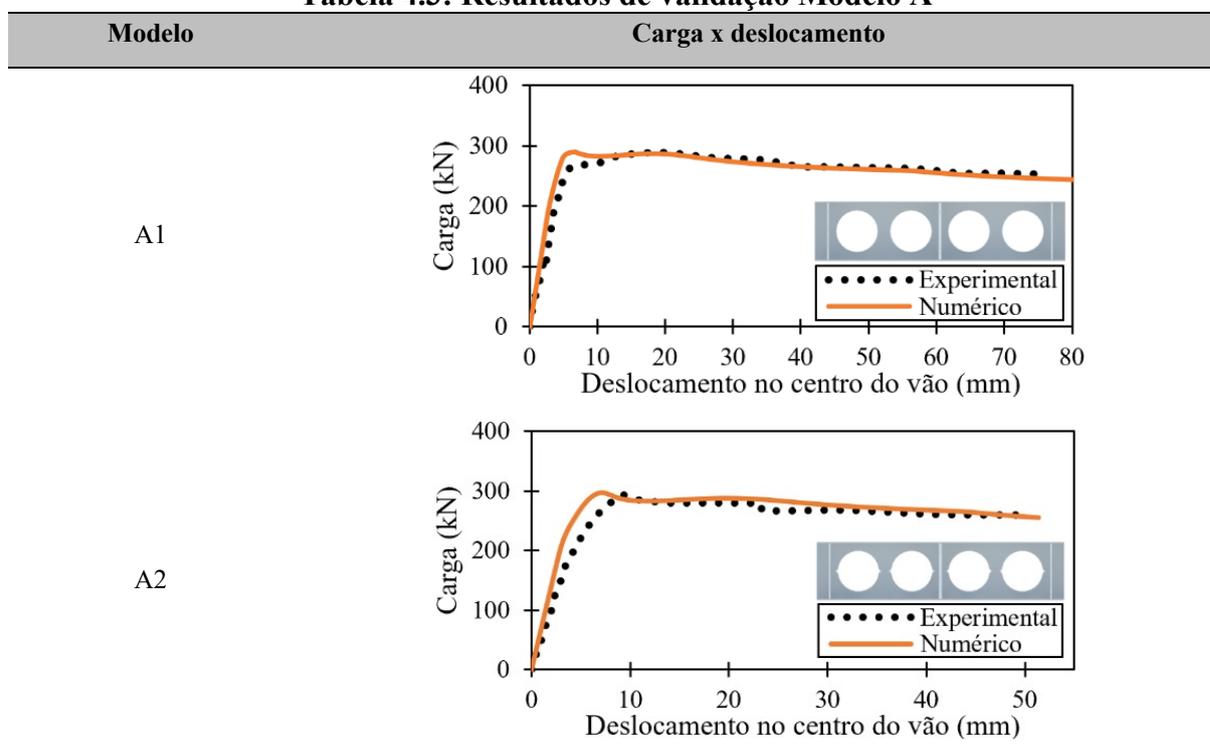
Para as análises aplicaram-se duas etapas aos modelos: análise de flambagem (*buckling*) e análise de pós-flambagem (*post-buckling*). Para a realização da análise de flambagem

Capítulo 4 – Modelagem Numérica: Estudo de Vigas de Aço com Abertura de Base Elíptica utilizou-se o método de perturbação linear *buckle*, determinando à carga crítica de flambagem (ponto de bifurcação) e à configuração deformada da estrutura. Já para a análise de pós flambagem utilizou-se a análise estática, através do método de comprimento do arco (*static, Riks*) presente no software ABAQUS. Nessa etapa adiciona-se as imperfeições iniciais no modelo através da keyword “*IMPERFECTION” nos arquivos de *input* de cada uma das análises, considerando como geometria inicial, o primeiro modo de deformação positivo obtido inicialmente na análise de flambagem. Adiciona-se ainda o fator de imperfeição dado pela altura do perfil (h) sobre 500, conforme estudo de Ferreira *et. al.* (2022). Como critério de parada utilizou-se os deslocamentos obtidos nos ensaios experimentais.

4.5 RESULTADOS DE VALIDAÇÃO

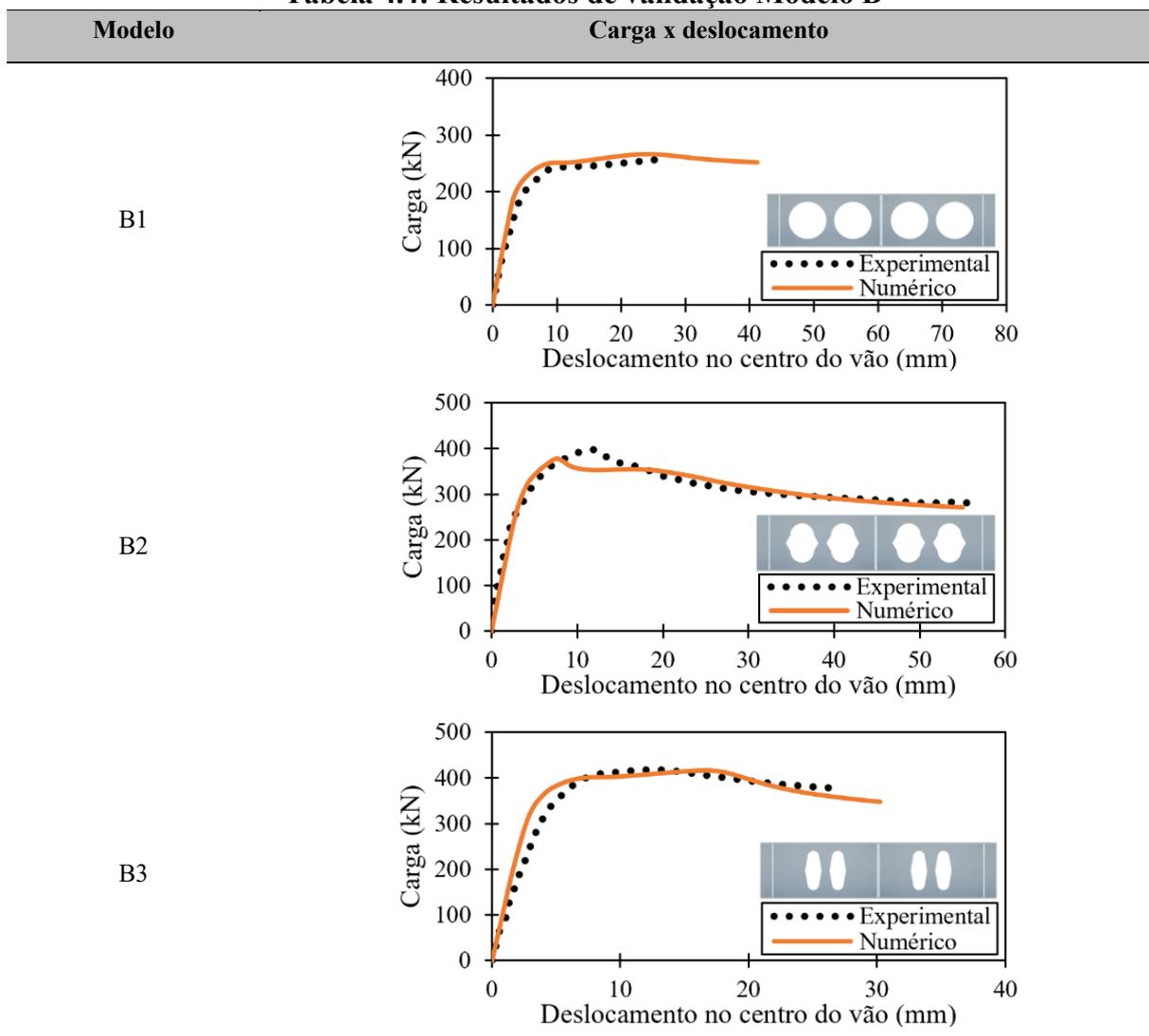
As curvas carga por deslocamento (Tabelas 4.3-4.4) resultantes dos modelos elaborados em elementos finitos foram comparadas com as curvas obtidas nos ensaios experimentais das vigas de aço com aberturas de Tsavdaridis e D’mello (2011), afim de possibilitar a calibração dos. As comparações entre as cargas e configurações deformadas são apresentadas nas Tabelas 4.5-4.6.

Tabela 4.3: Resultados de validação Modelo A



Fonte: Autor (2024)

Tabela 4.4: Resultados de validação Modelo B



Fonte: Autor (2024)

Tabela 4.5: Comparação entre cargas no ensaio experimental e modelo numérico

Modelo	$P_{\text{experimental}}$ (kN)	$P_{\text{numérico}}$ (kN)	$(P_{\text{numérico}} / P_{\text{experimental}} - 1)\%$	Falha
A1	288,7	289,8	0,4%	WPB
A2	298,0	297,5	0,2%	WPB
B1	255,0	266,0	4,3%	WPB
B2	402,4	378,1	-6,0%	WPB
B3	415,0	416,1	0,3%	WPB

Fonte: Autor (2024)

De acordo com Tsavdaridis e D’mello (2011), nos ensaios de categoria A, foi observado que o modelo A2 com abertura circular na alma com 25 mm de filete, apresentaram resultados muito semelhantes às vigas regulares celulares (A1). Embora a largura montante do modelo A2 seja metade da largura do montante do modelo A1, as tensões da alma e da mesa, bem como os

Capítulo 4 – Modelagem Numérica: Estudo de Vigas de Aço com Abertura de Base Elíptica

deslocamentos verticais e os deslocamentos transversais da alma, são muito próximos. Ainda, a capacidade resistente do modelo A2 foi ligeiramente superior, enquanto a rigidez e a resistência pós-elástica foram semelhantes. Portanto, o modelo A2 fornece um resultado geral melhor. Nos ensaios de categoria B, comparando-se os modelos B1 e B2, a capacidade resistente de B2 é 1,6 vezes a capacidade de B1. Comparando os ensaios B2 e B3, pode-se concluir que o comprimento crítico da abertura, e não a área da abertura da alma, afeta a capacidade da viga. Todos os modelos falhar com instabilidade no montante de alma (WPB).

Tabela 4.6: Configuração deformada dos modelos

Modelo	Numérico	Experimental
A1		
A2		
B1		
B2		
B3		

Fonte: Autor (2024)

**5 MODELAGEM NUMÉRICA:
ESTUDO DE VIGAS
CELULARES MISTAS DE AÇO E
CONCRETO**

Nessa etapa foram utilizados quatro ensaios experimentais para a validação numérica das vigas celulares mistas (CCB) de aço e concreto, sendo duas estruturas ensaiadas nas pesquisas publicados de Nadjai *et al.* (2007) e duas nas pesquisas publicadas de Müller *et al.* (2006). As modelagens foram realizadas no *software* ABAQUS 6.14, onde a confecção das geometrias se deu através do modelo de casca (*shell*) para as vigas de aço e sólido (*solid*) para as lajes e conectores. As nomenclaturas e informações gerais de cada estrutura encontram-se na **Tabela 5.1**.

Tabela 5.1: Nomenclatura das vigas celulares mistas

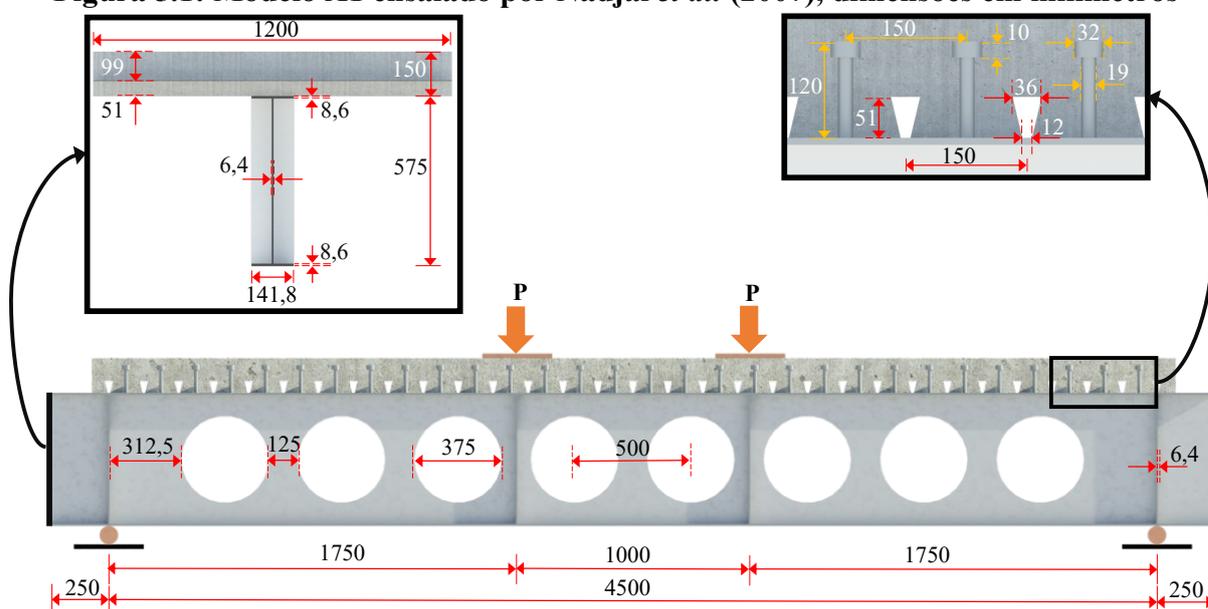
Modelo neste trabalho	Referência	Modelo na referência
CCB1	Nadjai <i>et al.</i> (2007)	A1
CCB2	Nadjai <i>et al.</i> (2007)	B1
CCB3	Müller <i>et al.</i> (2006)	RWTH 1A
CCB4	Müller <i>et al.</i> (2006)	RWTH 3

Fonte: Autor (2024)

5.1 GEOMETRIAS VIGAS CELULARES MISTAS

A viga celular mista de aço-concreto, modelo A1, ensaiada por Nadjai *et al.* (2007), neste trabalho mencionada como CCB1, trata-se de uma seção com dupla simetria composta por um perfil metálico celular com seção UB457x152x52mm em aço S355 e diâmetro de aberturas de 375mm. Os enrijecedores laterais do perfil possuem espessura de 6,4mm. A laje de concreto possui espessura de 150mm, sendo 51mm das nervuras para a forma de aço incorporada. Os conectores são do tipo pino com cabeça com comprimento total de 120mm e espaçados a cada 150mm. As demais configurações geométricas do ensaio podem ser observadas na **Figura 5.1**.

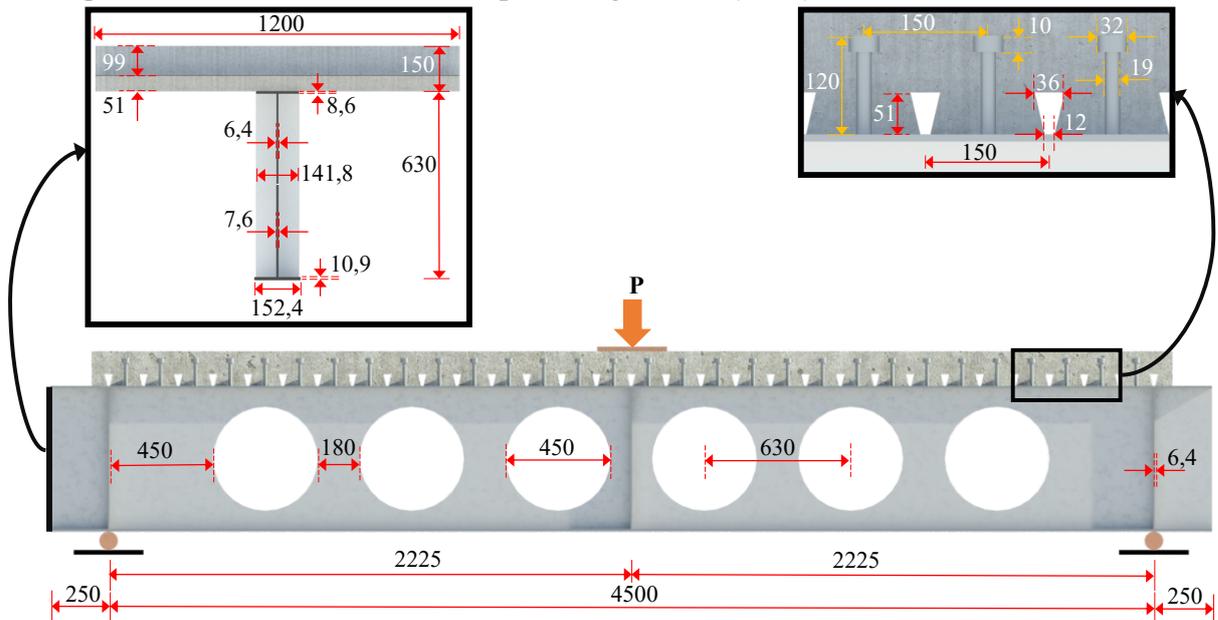
Figura 5.1: Modelo A1 ensaiado por Nadjai *et al.* (2007), dimensões em milímetros



Fonte: adaptado de Nadjai *et al.* (2007)

A viga celular mista de aço-concreto, modelo B1, também ensaiada por Nadjai *et al.* (2007), nomeada como CCB2, possui seção assimétrica composta por dois perfis metálicos distintos, mas ambos em aço S355. O perfil de aço superior possui seção UB406x140x39mm, enquanto o perfil de aço inferior possui seção UB457x152x52mm. A viga celular de aço possui aberturas com 450mm de diâmetro. Os enrijecedores laterais do perfil possuem espessura de 6,4mm. A laje de concreto possui as mesmas características do modelo CCB1, possuindo uma espessura de 150mm, sendo 51mm das nervuras para a forma de aço incorporada. Os conectores são do tipo pino com cabeça também são mesmo apresentados no modelo CCB1, com comprimento total de 120mm e espaçados a cada 150mm. As demais configurações geométricas do ensaio podem ser observadas na **Figura 5.2**.

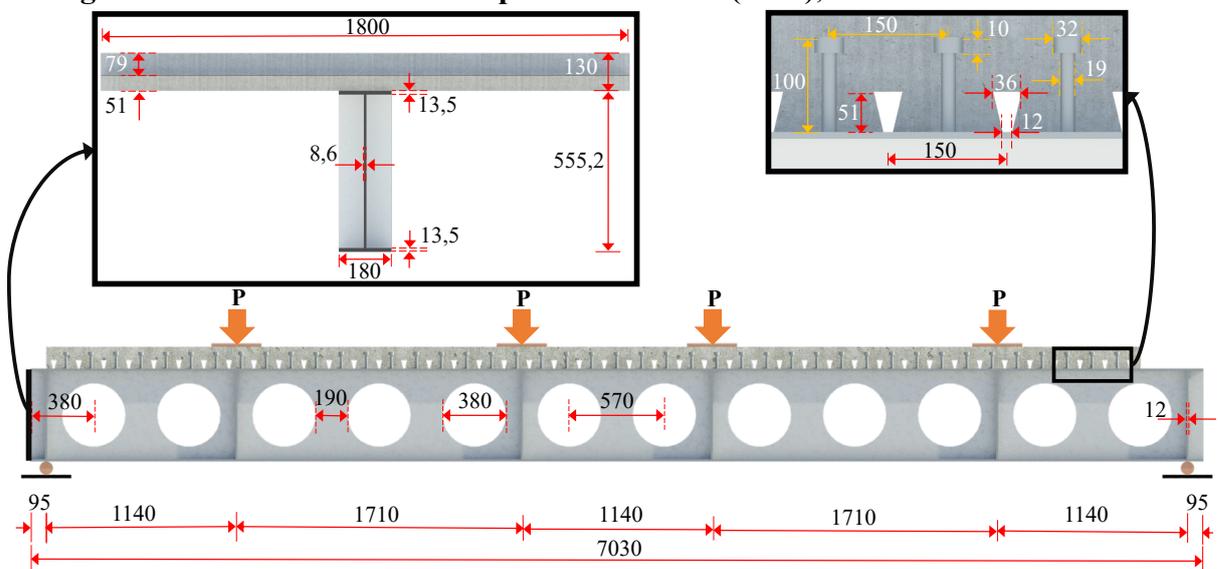
Figura 5.2: Modelo A2 ensaiado por Nadjai *et al.* (2007), dimensões em milímetros



Fonte: adaptado de Nadjai *et al.* (2007)

A viga celular mista de aço-concreto CCB3 refere-se a estrutura de modelo RWTH 1A ensaiada por Müller *et al.* (2006). A seção é simétrica, composta por um perfil de aço celular com seção IPE400 no aço S355 e com diâmetro de aberturas de 380mm. Os enrijecedores laterais do perfil também possuem espessura de 12mm. A laje de concreto possui espessura de 130mm, sendo 51mm das nervuras para a forma de aço incorporada, de forma análoga ao modelo CCB3. Os conectores também são do tipo pino com cabeça com comprimento total de 100mm e espaçados a cada 150mm. As demais configurações geométricas do ensaio podem ser observadas na **Figura 5.3**.

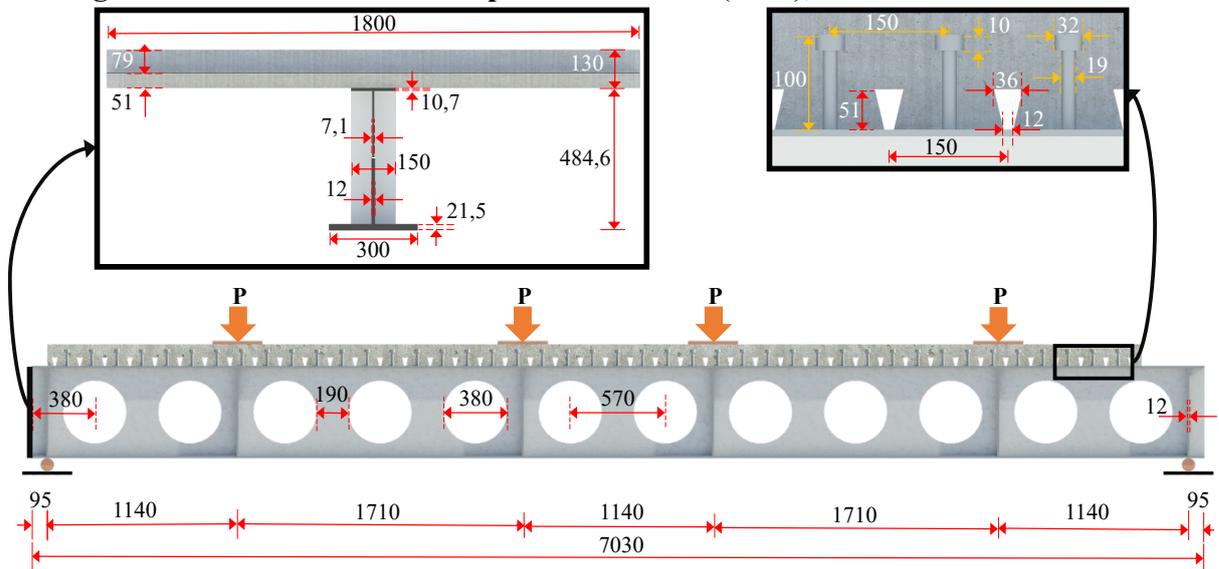
Figura 5.3: Modelo 1A ensaiado por Müller *et al.* (2006), dimensões em milímetros



Fonte: adaptador de Müller *et al.* (2006)

A viga celular mista de aço-concreto, modelo RWTH 3, também ensaiada por Müller *et al.* (2006), referenciada como CCB4, possui uma seção assimétrica composta por dois perfis metálicos diferentes, mas ambos em aço S355. O perfil de aço superior possui seção IPE300, enquanto o perfil de aço inferior possui seção HEB340. A viga celular de aço possui aberturas com 450mm de diâmetro. Os enrijecedores laterais do perfil possuem espessura de 6,4mm. A laje de concreto possui as mesmas características do modelo CCB1, possuindo uma espessura de 150mm, sendo 51mm das nervuras para a forma de aço incorporada. Os conectores são do tipo pino com cabeça também são mesmo apresentados no modelo CCB1, com comprimento total de 120mm e espaçados a cada 150mm. As demais configurações geométricas do ensaio podem ser observadas na **Figura 5.4**.

Figura 5.4: Modelo 3 ensaiado por Müller *et al.* (2006), dimensões em milímetros



Fonte: adaptado de Müller *et al.* (2006)

5.2 MATERIAIS E COMPORTAMENTO

Para as vigas celulares de aço dos ensaios, quanto as propriedades mecânicas elásticas do material, utilizou-se o coeficiente de Poisson de 0,3. Para o comportamento plástico aplicou-se o modelo proposto por Yun e Gardner (2017), utilizado nos estudos de Ferreira (2021). As características dos perfis utilizados são apresentadas na **Tabela 5.2**. Para o atuador, majorou-se os valores de rigidez, de forma a não ocorrer deformação no objeto.

Tabela 5.2: Parâmetros das vigas celulares de aço

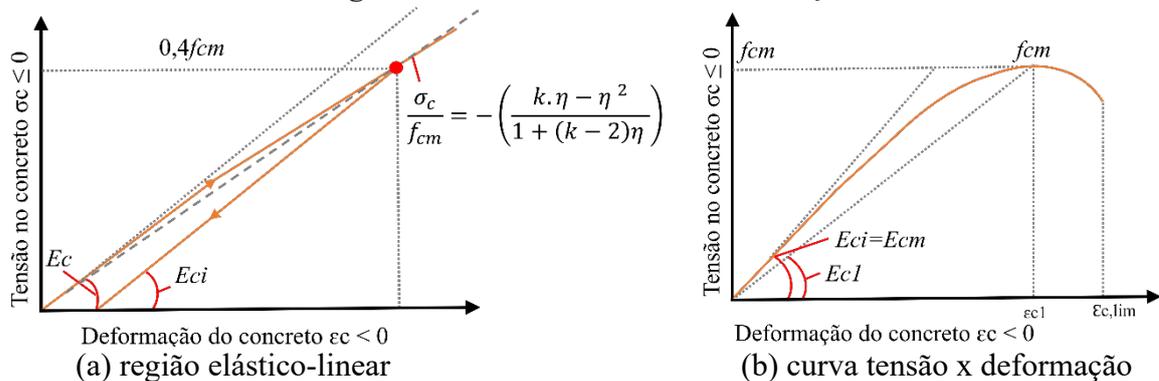
Aço		CCB1	CCB2	CCB3	CCB4 Superior (alma/mesa)	CCB4 Inferior (alma/mesa)
Módulo de elasticidade	E (N/mm ²)	200.000	200.000	195.000	195.000	195.000
Resistência ao escoamento	f_y (N/mm ²)	312	312	489	467/408	488/453
Resistência última	f_u (N/mm ²)	438,5	438,5	587	558/525	582/519
Deformação no escoamento	ϵ_y (%)	0,16	0,16	0,28	0,28/0,22	0,28/0,32
Deformação no encruamento	ϵ_{sh} (%)	1,61	1,61	2,83	2,86/2,27	2,88/3,22
Deformação última	ϵ_u (%)	36,50	36,50	9,96	9,78/13,27	9,69/7,63
Módulo de encruamento	Esh (N/mm ²)	906,55	906,55	3.436,42	3.289,55/2635,47	3.452,77/3.748,57
Const. Modelo quadri-linear	C1	0,28	0,28	0,46	0,46/0,37	0,47/0,56

Fonte: Autor (2024)

Para os conectores de pinos com cabeça, para propriedades mecânicas elásticas do material, utilizou-se o Módulo de Young de 200GPa e um coeficiente de Poisson de 0,3. Para as propriedades plásticas utilizou-se o modelo bi-linear com encruamento, conforme *Araújo et al.* (2016), apresentando uma resistência ao escoamento de 460 MPa e uma tensão de ruptura de 559 MPa. O alongamento na ruptura foi de 18,8%. Assim as tensões reais utilizadas foram 460,9 MPa e 664 MPa.

Para as lajes de concreto, aplicou-se o modelo de *Concrete Damage Plasticity* (CDP). O comportamento de tensão por deformação utilizado para o concreto comprimido está ilustrado na **Figura 5.5** e são encontrados no Model Code 2010 (CEB-FIP, 2010). Pode-se observar três trechos distintos. O primeiro trecho apresenta uma característica elástico-linear, que se estende até uma tensão de compressão igual a 40% da resistência média à compressão (f_{cm}). O segundo, é um trecho não linear de encruamento, que se inicia do término do trecho elástico-linear até à tensão de pico. Por último, um trecho de amolecimento após a tensão de pico, caracterizado pela redução das tensões conforme aumento das deformações.

Figura 5.5: Curva tensão x deformação



Fonte: adaptador de *Model Code* 2010 (CEB-FIP, 2010)

De acordo com o *Model Code 2010* (CEB-FIP, 2010) a resistência média à compressão do concreto (f_{cm}) e os módulos de elasticidade tangente inicial (E_{ci}) e reduzido (E_c) podem ser obtidos utilizando-se as **Eqs. 5.1-5.4** e os parâmetros da **Tabela 5.3**.

$$f_{cm} = f_{ck} + \Delta f \quad \text{Eq. (5.1)}$$

$$E_{ci} = E_{c0} \alpha_E \left(\frac{f_{ck} + \Delta f}{10} \right)^{\frac{1}{3}} \quad \text{Eq. (5.2)}$$

$$\alpha_i = 0,8 + 0,2 \frac{f_{cm}}{88} \leq 1,0 \quad \text{Eq. (5.3)}$$

$$E_c = \alpha_i E_{ci} \quad \text{Eq. (5.4)}$$

Tabela 5.3: Parâmetros para agregados

Tipos de agregado	α_E	$E_{c0} \cdot \alpha_E$ (Gpa)
Basalto	1,2	25,8
Quartzo	1,0	21,5
Calcário	0,9	19,4
Arenito	0,7	15,1

Fonte: adaptador de *Model Code 2010* (CEB-FIP, 2010)

Os procedimentos para determinação da função parabólica que descreve os trechos de encruamento e amolecimento do concreto são apresentados nas **Eqs. 5.5-5.7** e na **Tabela 5.4a-5.4b**.

$$\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \quad \text{Eq. (5.5)}$$

$$k = \frac{E_{ci}}{E_{c1}} \quad \text{Eq. (5.6)}$$

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = - \left(\frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k-2)\eta} \right) \quad \text{Eq. (5.7)}$$

Tabela 5.4a: Propriedade do modelo constitutivo de concreto comprimido

Classe de Resistência	C12	C16	C20	C25	C30	C35	C40
E_{ci} (GPa)	27,1	28,8	30,3	32,0	33,6	35,0	36,3
E_{c1} (GPa)	11,1	12,2	13,3	14,9	16,5	18,2	20,0
ε_{c1} (‰)	-1,9	-2,0	-2,1	-2,2	-2,3	-2,3	-2,4
$\varepsilon_{c,lim}$ (‰)	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5
k	2,4	2,4	2,3	2,2	2,0	1,9	1,8

Fonte: adaptador de *Model Code 2010* (CEB-FIP, 2010)

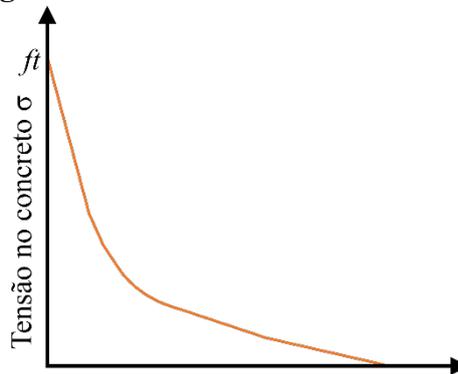
Tabela 5.4b: Propriedade do modelo constitutivo de concreto comprimido

Classe de Resistência	C45	C50	C55	C60	C70	C80	C90
E_{ci} (GPa)	37,5	38,6	39,7	40,7	42,6	44,4	46,0
E_{c1} (GPa)	21,6	23,2	24,7	26,2	28,9	31,4	33,8
ε_{c1} (‰)	-2,5	-2,6	-2,6	-2,7	-2,7	-2,8	-2,9
$\varepsilon_{c,lim}$ (‰)	-3,5	-3,4	-3,4	-3,3	-3,2	-3,1	-3,0
k	1,7	1,7	1,6	1,6	1,5	1,4	1,4

Fonte: adaptador de *Model Code 2010* (CEB-FIP, 2010)

Já para o comportamento à tração, aplicou-se o modelo proposto por Hordijk (1991). O autor verificou a aplicabilidade do modelo de Cornelissen, Hordijk e Reinhardt (1986), que utiliza o comportamento tensão por abertura de fissuras para o trecho pós-pico do concreto tracionado, e propôs algumas modificações no modelo original. A curva tensão por abertura de fissuras proposta por Hordijk (1991) é apresentada na **Figura 5.6** e determinadas pelas **Eqs. 5.8-5.11**.

Figura 5.6: Curva tensão x deformação



Fonte: adaptador de Hordijk (1991)

$$G_F = 73 f_{cm}^{0,18} \quad \text{Eq. (5.8)}$$

$$w_c = \frac{5,14 G_F}{f_t} \quad \text{Eq. (5.9)}$$

$$f(w) = \left[1 + \left(\frac{c_1 w}{w_c} \right)^3 \right] \exp \left(- \frac{c_2 w}{w_c} \right) \text{ sendo } c_1 = 3,0 \text{ e } c_2 = 6,93 \quad \text{Eq. (5.10)}$$

$$\frac{\sigma_t}{f_t} = f(w) - \frac{w}{w_c} f(w_c) \quad \text{Eq. (5.11)}$$

Para propriedades mecânicas elásticas do material um coeficiente de Poisson de 0,2. As características das lajes de concreto utilizadas são apresentadas na **Tabela 5.5**.

Tabela 5.5: Parâmetros das lajes de concreto

Concreto		CCB1	CCB2	CCB3	CCB4
Módulo de elasticidade	E (N/mm ²)	41.317	41.317	31.646	31.646
Resistencia à compressão característica	f_{ck} (N/mm ²)	28,6	28,6	25	25
Resistencia média à compressão	f_{cm} (N/mm ²)	36,6	36,6	33	33
Resistencia média à tração	f_{ctm} (N/mm ²)	2,805	2,805	2,564	2,564

Fonte: Autor (2024)

Em relação a plasticidade do concreto, parâmetros de microestrutura do concreto também são levados em consideração. Esses parâmetros estão diretamente ligados à superfície de escoamento de cada elemento finito da geometria escolhida para o modelo. Fazem parte desses parâmetros o ângulo de dilatação (ψ_0), a excentricidade do potencial de fluxo (ϵ), a razão entre as resistências biaxial e uniaxial à compressão (σ_{c0}/σ_{b0}), o fator de forma (K_c) e o parâmetro de viscosidade (μ). Os valores utilizados se basearam nos estudos de (FERREIRA *et al.*, 2021a; FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2021a, 2021b). A **Tabela 5.6** mostra os valores considerados neste trabalho.

Tabela 5.6: Parâmetros no dano plástico do concreto

ψ_0	ϵ	σ_{c0}/σ_{b0}	K_c	μ
40	0,1	1,16	0,667	0,001

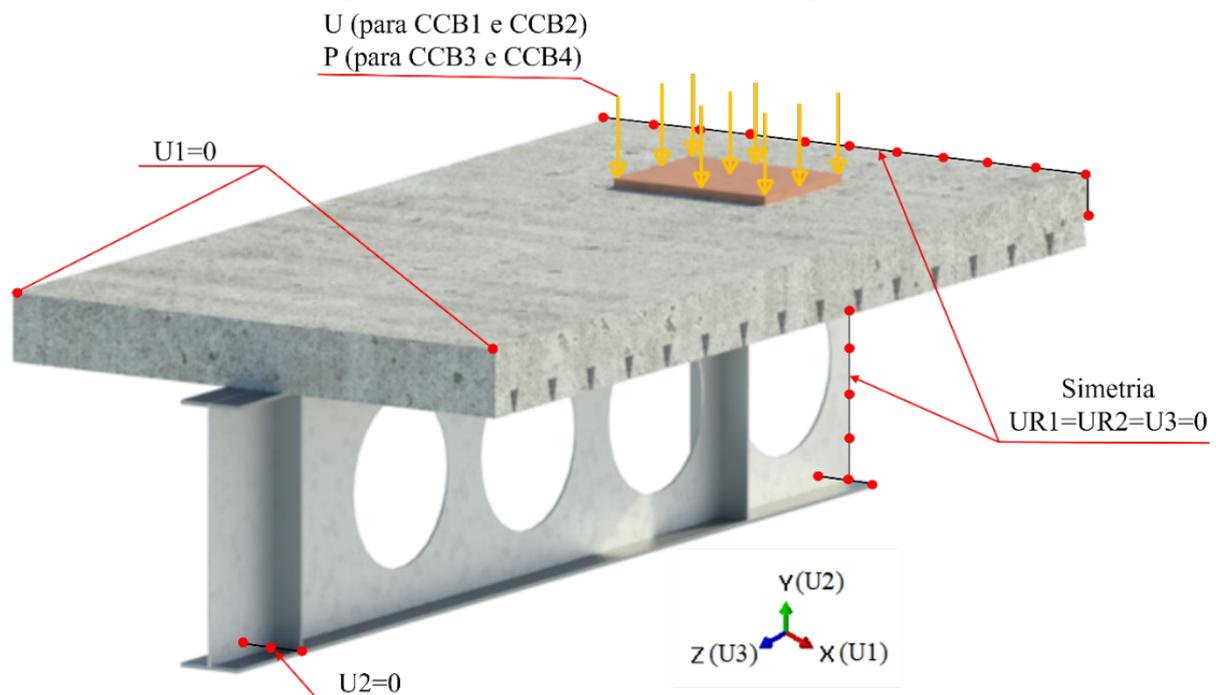
Fonte: Autor (2024)

5.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO, DESLOCAMENTO E CARREGAMENTO APLICADOS E DISCRETIZAÇÃO

Os modelos de vigas celulares mistas foram considerados biapoado e representados apenas pela metade da estrutura, utilizando-se a metodologia de simetria longitudinal. Ainda, foram restringidos os deslocamentos verticais (U2) na linha da extremidade da mesa inferior, bem como os deslocamentos laterais (U1) no topo da laje de concreto, conforme a **Figura 5.7**. Para os modelos CCB1 e CCB2, um deslocamento (U) foi aplicado nos atuadores presentes sobre a laje de concreto. O deslocamento foi aplicado com valor unitário para a análise de flambagem com a finalidade de se obter um fator de flambagem crítica na análise em elementos finitos. Para a análise de pós-flambagem também se utilizou o deslocamento aplicado nos atuadores sobre a laje de concreto, mas o deslocamento foi aplicado com o valor do fator de flambagem crítica obtida da análise em elementos finitos, a fim de se determinar os

Capítulo 5 – Modelagem Numérica: Estudo de Vigas Celulares Mistas de Aço e Concreto carregamentos resistentes. Já para os modelos CCB3 e CCB4, uma carga (P) foi aplicada nos atuadores presentes sobre a laje de concreto. A carga também foi aplicada com valor unitário para a análise de flambagem obtendo-se um fator de flambagem crítica na análise em elementos finitos. Para a análise de pós-flambagem também se utilizou a carga concentrada aplicada nos atuadores presentes sobre a laje, mas a carga foi aplicada com o valor do fator de flambagem crítica obtida da análise em elementos finitos, a fim de se determinar os fatores de carregamento para essa condição. Assim, ao se multiplicar o fator de flambagem crítica obtido na análise elástica com os fatores de carregamento determinado a análise inelásticas, tem-se os carregamentos resistentes da estrutura.

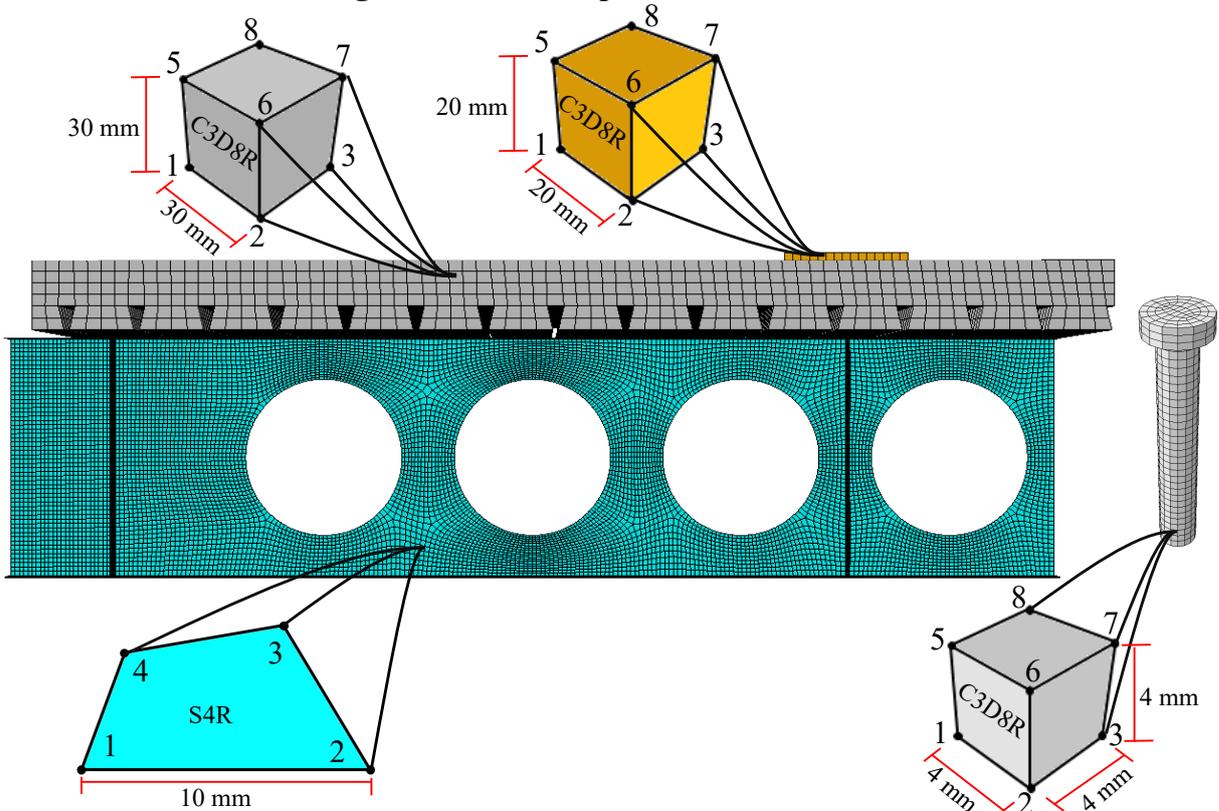
Figura 5.7: Condições de contorno aplicadas



Fonte: Autor (2024)

Conforme os estudos de (FERREIRA *et al.*, 2021a; FERREIRA; MARTINS; DE NARDIN, 2021a, 2021b), a malha utilizada para a viga celular de aço possui elementos de casca (S4R), quadrilateral com quatro nós e integração reduzida e configuração livre com tamanho médio dos elementos de 10 mm. Já a malha para a laje de concreto possui elementos hexaédricos tipos C3D8R, tamanho médio de 30 mm. Os conectores tipo pino com cabeça e o atuador também possuem elementos hexaédricos tipos C3D8R, com malha discretizada de 4 mm e 20 mm, respectivamente. As condições são ilustradas na **Figura 5.8**.

Figura 5.8: Malha aplicada aos elementos

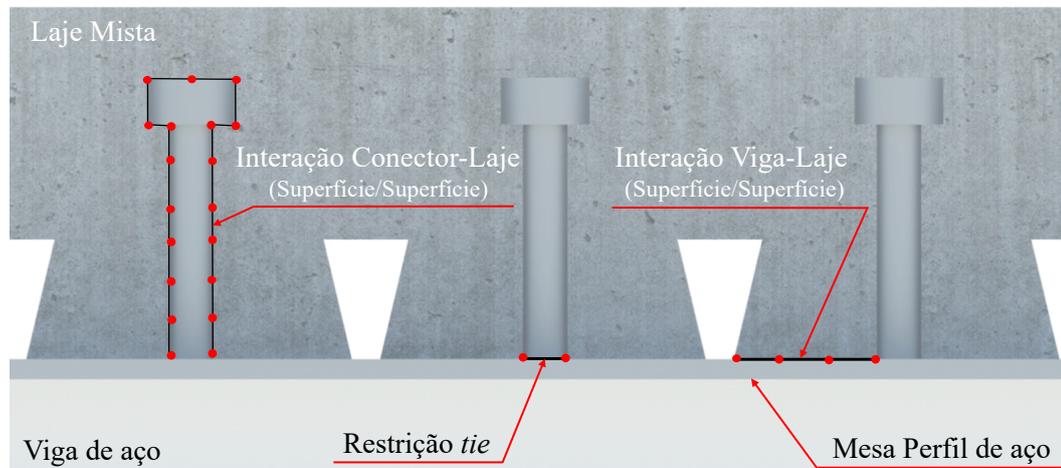


Fonte: Autor (2024)

5.4 INTERAÇÃO ENTRE OS ELEMENTOS

A interação entre os elementos utilizados na modelagem ocorreu de duas formas, conforme apresenta a **Figura 5.9**. Primeiramente, utilizou-se o tipo *tie constraint*, que possibilitou modelar a aderência perfeita entre o conector tipo pino com cabeça e a viga celular de aço. Posteriormente, foi utilizado o comportamento normal/tangencial entre as superfícies de contato: laje-viga celular de aço e laje-conector. Essas condições de comportamento consideram o coeficiente de atrito de Coulomb, sendo utilizado um valor de 0,3 e 0,2 para as interações laje-viga celular de aço e laje-conector, respectivamente. (GUEZOULI; LACHAL, 2012; KATWAL *et al.*, 2020; LIU *et al.*, 2016; SJAARDA *et al.*, 2017). Esse tipo de interação também foi utilizado por Ferreira *et. al* (2021) em vigas mistas celulares de aço e concreto.

Figura 5.9: Interação entre os elementos



Fonte: Autor (2024)

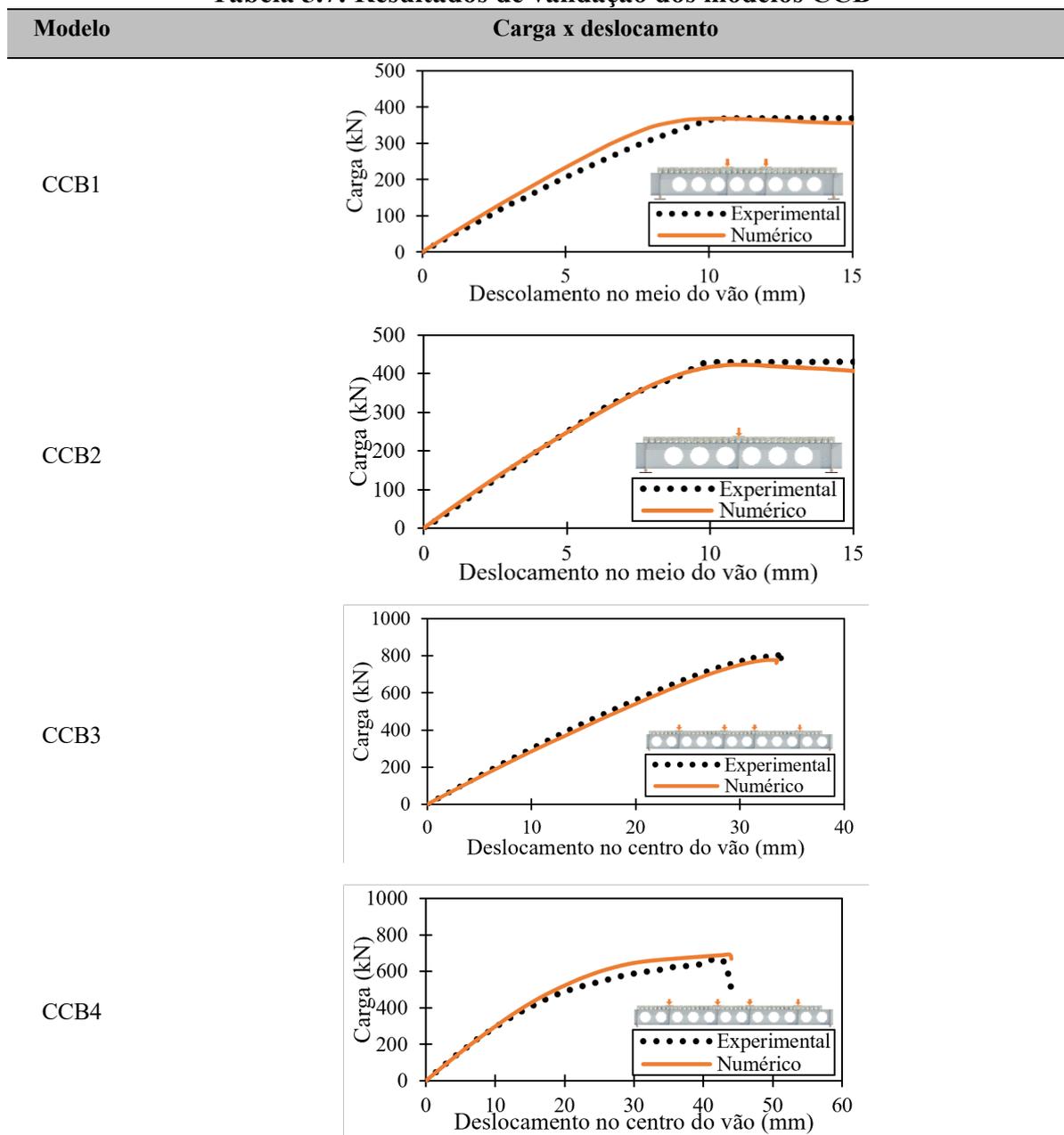
5.5 ANÁLISES

De forma semelhante a análises dos modelos de vigas de aço com aberturas de base elíptica, realizou-se duas etapas de modelagem: análise de flambagem (*buckling*) e análise inelástica de pós-flambagem (*post-buckling*). Na análise de flambagem também se utilizou o método de perturbação linear *buckle* para determinar a carga crítica de flambagem e a configuração deformada da estrutura. Na análise de pós flambagem, aplicou-se o método de comprimento do arco (*static, Riks*), no qual adicionou-se as imperfeições iniciais no modelo através da *keyword* “*IMPERFECTION” nos arquivos de *input*, considerando como geometria inicial, o modo de instabilidade obtido inicialmente na análise de flambagem. O fator de imperfeição adicionado também foi dado pela altura do perfil (h) sobre 500, conforme estudo de Ferreira *et. al.* (2021). Como critério de parada utilizou-se os deslocamentos obtidos nos ensaios experimentais.

5.6 RESULTADOS DE VALIDAÇÃO

As curvas carga por deslocamentos resultantes dos modelos confeccionados em elementos finitos para as vigas celulares mistas de aço-concreto (CCB's) foram comparadas com a curva obtida no ensaio experimental (**Tabela 5.7**), a fim de calibrar os modelos para o estudo paramétrico. As cargas e configurações deformadas são comparadas nas **Tabelas 5.8-5.9**.

Tabela 5.7: Resultados de validação dos modelos CCB



Fonte: Autor (2024)

Tabela 5.8: Comparação entre cargas no ensaio experimental e modelo numérico

Modelo	P _{experimental} (kN)	P _{numérico} (kN)	(P _{numérico} / P _{experimental} - 1)%	Falha
CCB1	370,0	369,0	-0,3%	WPB
CCB2	430,0	422,3	-1,8%	WPB
CCB3	806,0	776,3	-3,7%	WPB
CCB4	658,0	692,3	5,2%	WPB

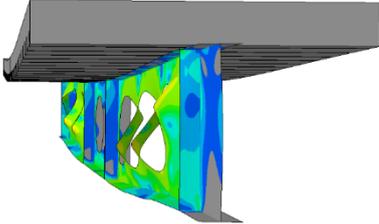
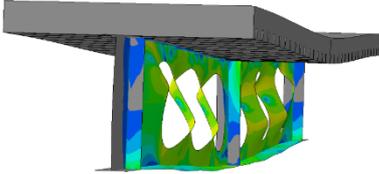
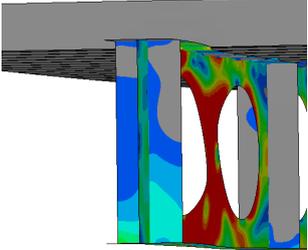
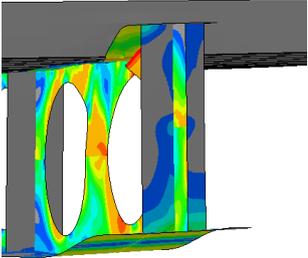
Fonte: Autor (2024)

Conforme Nadjai *et al.* (2007), ambos os ensaios experimentais, CCB1 e CCB2, a capacidade resistente foi definida pela instabilidade no montante de alma (WPB). Ainda, verificou-

Capítulo 5 – Modelagem Numérica: Estudo de Vigas Celulares Mistas de Aço e Concreto

se o surgimento de tensões de tração em regiões acima das aberturas, iniciando que a linha neutra plástica estava próxima ou na laje de concreto e, após a instabilidade no montante de alma, se desenvolveram rótulas plásticas entorno das aberturas. O deslocamento máximo de ambos os testes imediatamente antes da falha foi de aproximadamente 10 mm. Segundo Müller *et al.* (2006), os ensaios para os modelos CCB3 e CCB4 apresentaram resistência ao escoamento baixos níveis de carregamento nas aberturas, sendo o comportamento final foi dado pela instabilidade no montante de alma.

Tabela 5.9: Configuração deformada dos modelos CCB

Modelo	Numérico	Experimental
CCB1		
CCB2		
CCB3		
CCB4		

Fonte: Autor (2024)

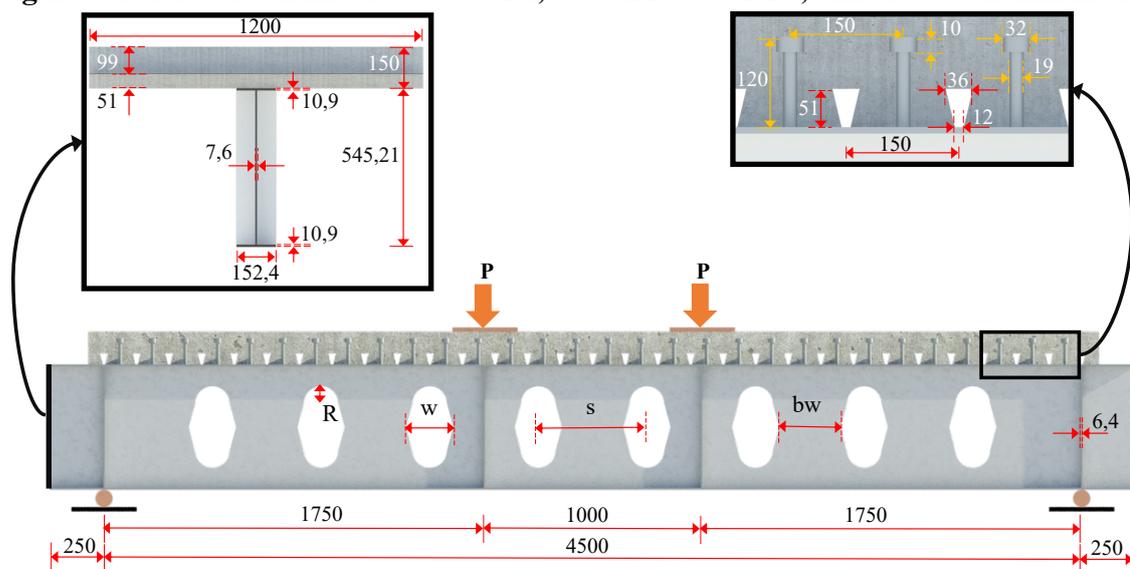
6 MODELAGEM NUMÉRICA: ESTUDO PARAMÉTRICO

6.1 CONFIGURAÇÕES GEOMÉTRICAS DO ESTUDO PARAMÉTRICO

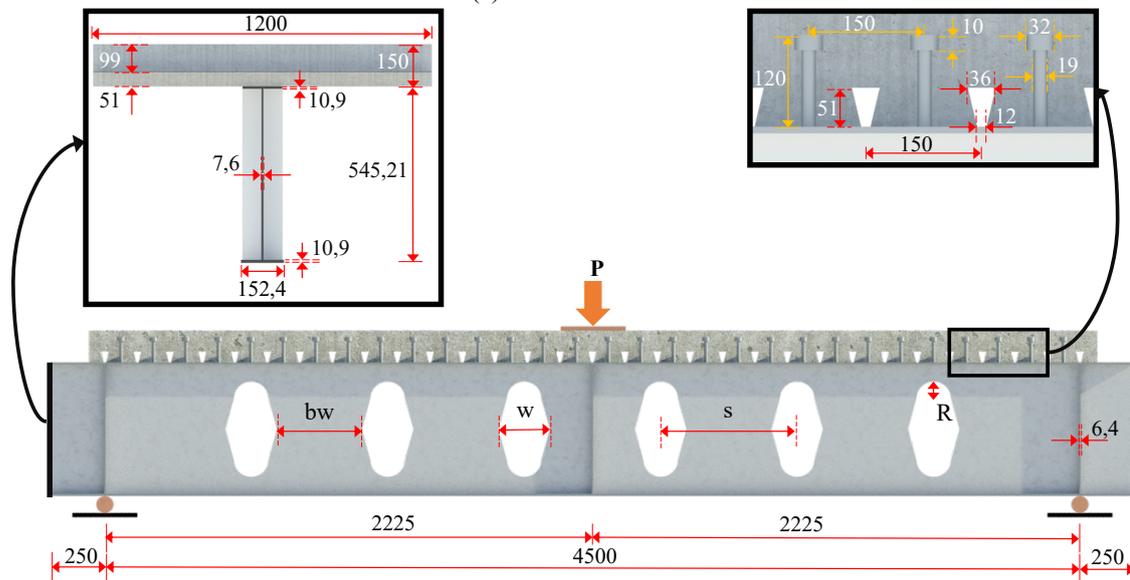
Uma vez que o modelo numérico de viga mista foi validado, a etapa seguinte foi o desenvolvimento do estudo paramétrico, no qual foram avaliados os efeitos dos seguintes parâmetros geométricos:

1. Três condições de estruturas foram analisadas tendo como base a configuração estrutural, modelos constitutivos, discretização dos elementos finitos, interação e carregamento dos modelos validados CCB1, CCB2 e CCB3. Os modelos foram nomeados para cada grupo, sendo, GCCB1, GCCB2 e GCCB3 (**Figura 6.1**). As dimensões geométricas dos modelos encontram-se no **Apêndice A**;
2. Variou-se a altura de abertura (d_o), o raio de abertura (R), a largura da abertura (w) e a largura do montante de alma (b_w);
3. As razões d_o/H variam de 0,65-0,70-0,75-0,80-0,85 e 0,90;
4. As razões b_w/d_o variam de 0,2-0,3-0,4-0,5 e 0,60;
5. As razões R/d_o variam de 0,10-0,15-0,20-0,25 e 0,30;
6. As razões w/d_o variam de 0,25-0,35-0,45, 0,55 e 0,65;
7. As vigas mistas com aberturas elípticas são biapoiadas. As vigas GCCB1 foram submetidas a dois pontos de cargas, enquanto as vigas GCCB2 a uma carga centrada. Já o grupo GCCB3 foi submetido a 4 pontos de carga;
8. Os apoios bem como os pontos de aplicação de carga foram providos de enrijecedores com a mesma espessura da alma (t_w);
9. O montante de extremidade não deve ser menor do que a largura dos demais montantes de alma (b_w);
10. A dimensão do conector tipo pino com cabeça é 19x120mm para os modelos com referência em GCCB1 e GCCB2, e 19x100mm para os de referência GCCB3;
11. A altura da laje é igual a 150mm para os modelos com referência em GCCB1 e GCCB2, e 130mm para os da GCCB3, ambos com geometria *Holorib HR 51/150* e execução de apoio a apoio;
12. O aço S355 é adotado ($f_y=355$ MPa e $f_u=490$ MPa). O módulo de elasticidade longitudinal é igual a 200 GPa;
13. A resistência característica do concreto é de 28,6 MPa para as referências GCCB1 e GCCB2 e de 25 MPa para as GCCB3;

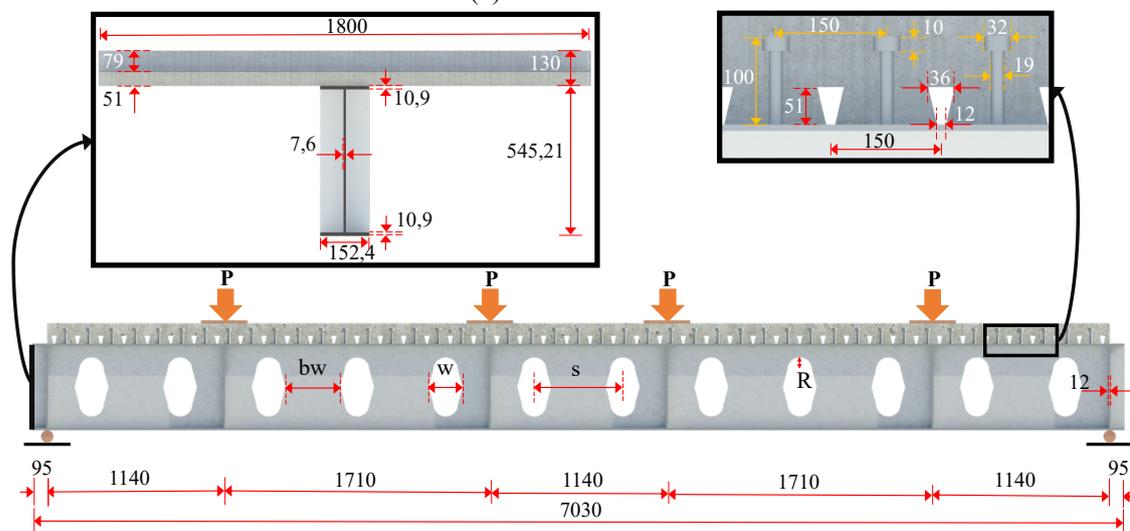
Figura 6.1: Modelos numéricos GCCB1, GCCB2 e GCCB3, dimensões em milímetros



(a) Modelo GCCB1



(b) Modelo GCCB2

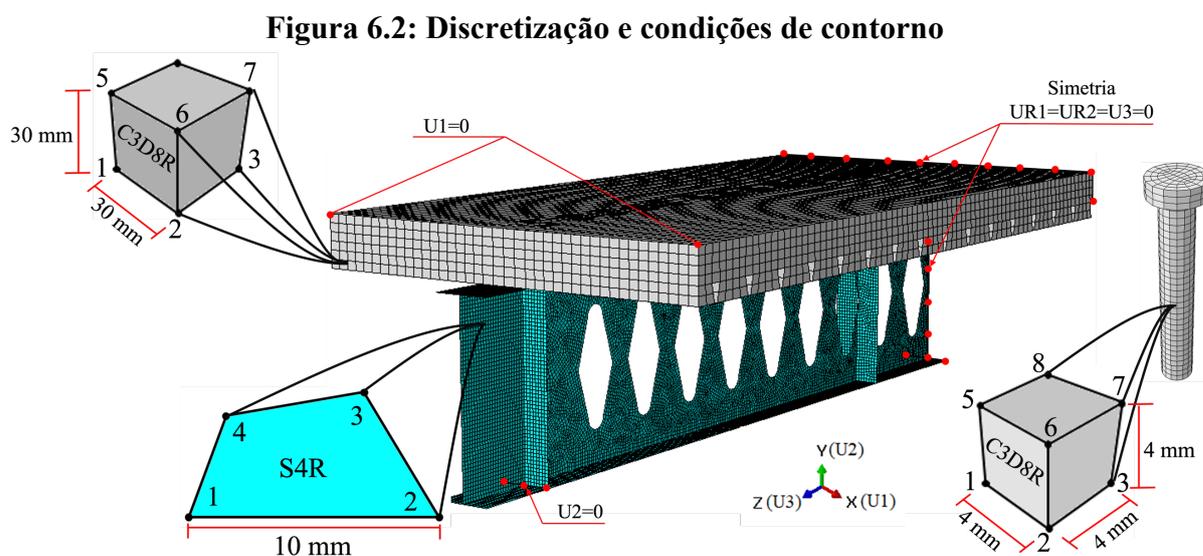


(c) Modelo GCCB3

Fonte: Autor (2024)

14. Desenvolveu-se 90 modelos para cada grupo, resultando em 270 modelos no total. A **Figura 6.2** apresenta um dos modelos com a discretização dos elementos finitos e as condições de contorno utilizadas;

15. Como critério de parada utilizou-se os deslocamentos obtidos nas curvas de validação. Foi realizado o acompanhamento do processamento com a extração das curvas de carga por deslocamento parciais, a fim de verificar o comportamento dos modelos e otimizar o tempo de processamento.



Fonte: Autor (2024)

A seguir, são apresentadas os principais resultados e discussões extraídas da análise paramétrica até o momento.

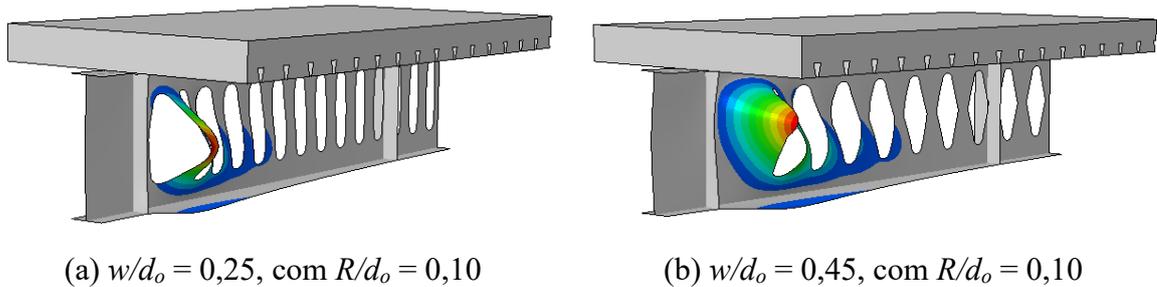
6.2 RESULTADOS ESTUDO PARAMÉTRICO MODELO GCCB1

6.2.1 Análise Elástica GCCB1

O **Apêndice B.1** apresenta as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,65$ para o grupo de modelos GCCB1. Em geral, os modos de deformação apresentados pela seção de referência GCCB1 foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB) próximas a extremidade do apoio como mostra a **Figuras 6.3a**. Entretanto, observa-se uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma para os modelos em que a largura do

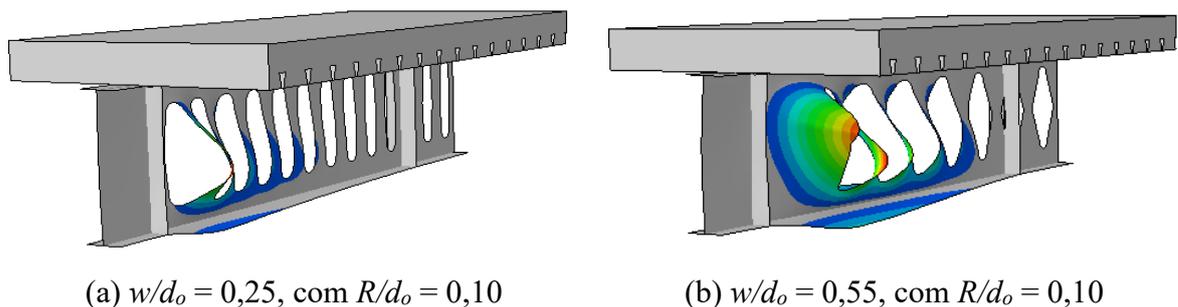
montante de extremidade foi muito maior que a largura de abertura e a largura dos demais montantes. Essa situação foi constatada principalmente para os modelos com $w/d_o = 0,35$ e $0,45$, com $R/d_o = 0,15$ e $0,10$, respectivamente, como na **Figura 6.3b**. Isso ocorre devido a um aumento da largura do montante de alma.

Figura 6.3: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,65$



Os modelos analisados com a relação $d_o/H = 0,70$ para o grupo de modelos GCCB1 encontram-se no **Apêndice B.2**. Os modos de deformação se caracterizaram pela instabilidade no montante de alma (WPB), **Figura 6.4a**. Nota-se o surgimento de uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma para os modelos em que o raio de abertura é muito pequeno e possuem a largura do montante de extremidade muito grande, como no caso dos modelos com $w/d_o = 0,35$, com $R/d_o = 0,10$ e $0,15$, $w/d_o = 0,45$, com $R/d_o = 0,15$ e $w/d_o = 0,55$, com $R/d_o = 0,10$, como na **Figura 6.4b**.

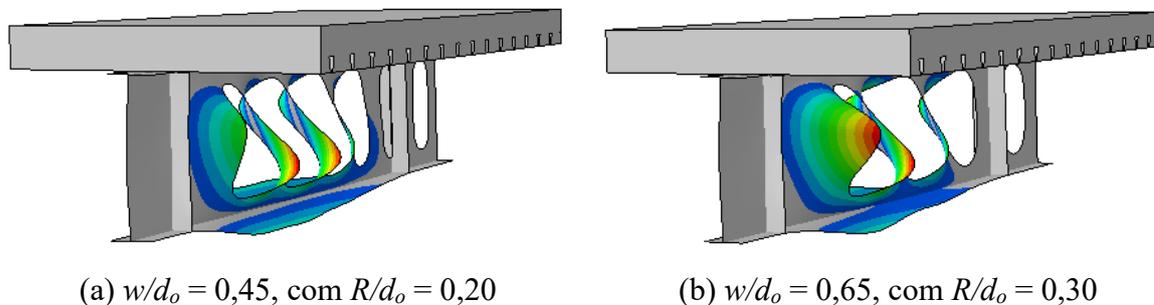
Figura 6.4: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,70$



As seções analisadas com variação $d_o/H = 0,75$ para o grupo de modelos GCCB1 encontram-se na **Apêndice B.3**. Os modos de deformação apresentados pela seção de referência GCCB1 foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), **Figura 6.5a**. Também se percebe uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma para os modelos em que a largura do montante de extremidade foi muito grande e

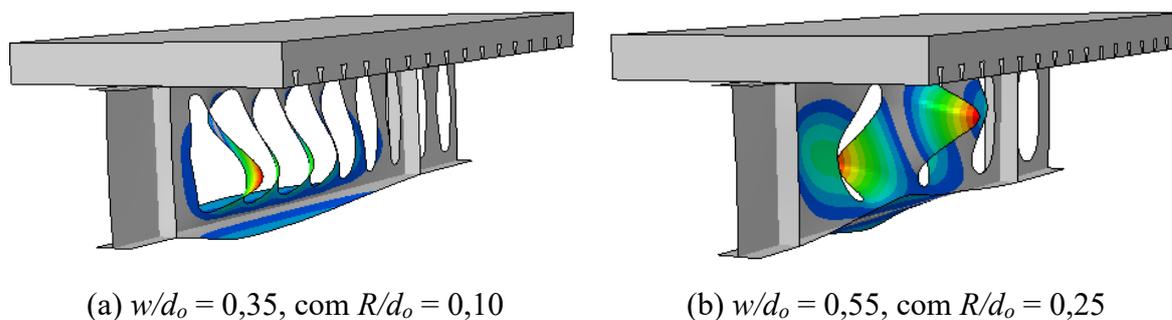
possuíam ou um raio de abertura muito pequeno ou muito grande, como no caso dos modelos com $w/d_o = 0,35$ e $0,65$, com $R/d_o = 0,10$ e $0,30$, respectivamente, como na **Figura 6.5b**.

Figura 6.5: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,75$



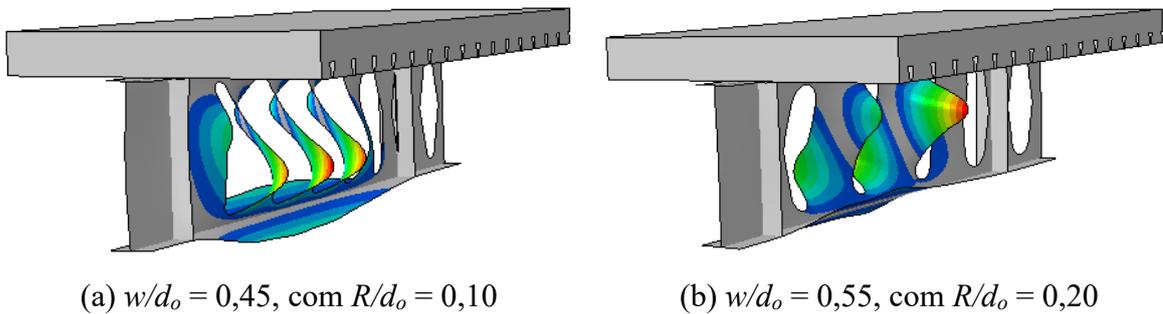
Para as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,80$ para o grupo de modelos GCCB1 os modos de deformação foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme apresenta o **Apêndice B.4** e a **Figura 6.6a**. Entretanto, observa-se uma curvatura em forma de "S" para os modelos com $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ com $R/d_o = 0,25$ e $0,30$, respectivamente. Isso ocorre para os modelos conforme se tem maiores largura entre aberturas, visto na **Figura 6.6b**.

Figura 6.6: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,80$



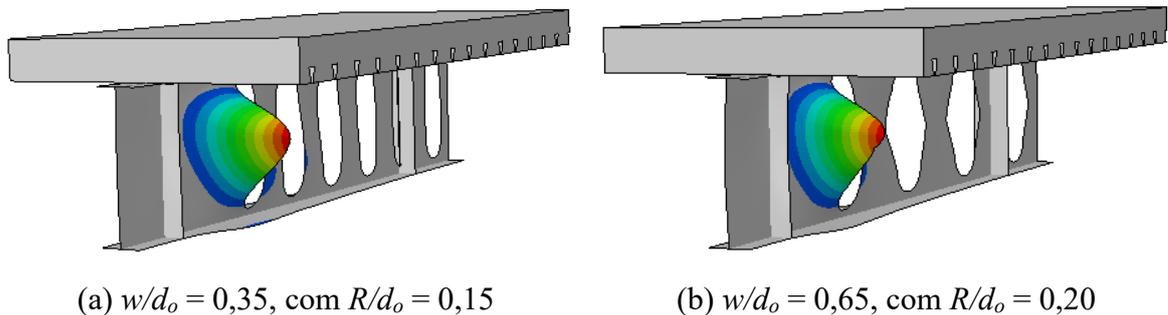
O **Apêndice B.5** apresenta as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,85$ para o grupo de modelos GCCB1. Também se nota uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma para os modelos em que a largura do montante de extremidade é grande. Os modelos com menor largura entre aberturas apresentaram deformação caracterizada pela instabilidade no montante de alma (WPB), como na **Figura 6.7a**. Os modelos com maiores larguras de montante de alma e menores larguras de montante de alma de extremidade apresentaram a instabilidade com curvatura em forma de "S", caso visto em $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ com $R/d_o = 0,20$, como na **Figura 6.7b**.

Figura 6.7: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,85$



O **Apêndice B.6** apresenta as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,90$ para o grupo de modelos GCCB1. Nota-se que com o aumento da largura entre as aberturas se tende a proporcionar uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma para os modelos em que a largura do montante de extremidade é grande (**Figuras 6.8a-6.8b**).

Figura 6.8: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,90$



Analisando as configurações de referência GCCB1 com $d_o/H = 0,65-0,90$, nota-se que de forma geral os modos de deformação se caracterizaram pela instabilidade no montante de alma (WPB). Porém, com o aumento da relação d_o/H e da largura entre as aberturas, passa-se a ocorrer uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma para os modelos em que a largura do montante de extremidade é grande.

6.2.2 Análise Inelástica GCCB1

Nesta seção são apresentados os principais resultados e discussões da análise inelástica de pós-flambagem (*post-buckling*) dos modelos GCCB1. Serão apresentadas as curvas cargas por deslocamento vertical no meio do vão, as tensões nos perfis, conectores e laje, análise dos

parâmetros de abertura elíptica, comparações com os modelos analíticos, entre outras análises, sendo que, 56 modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB).

6.2.2.1 Curvas de carga por deslocamento vertical para os modelos GCCB1

Para os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,65$, todos os modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB). Nota-se através da curva de carga por deslocamento (**Figura 6.9**) e do **Apêndice C.1** que os valores de carregamento (P) tendem a serem elevados conforme a largura do montante de alma tende a aumentar. É possível observar que os modelos com maiores largura de montante de alma predominam a parte superior da curva, tanto é, que o modelo com o maior montante (s) e maior largura de montante de alma (b_w), condições em que $w/d_o = 0,65$ e $R/d_o = 0,30$, apresenta a mais elevada curva de carga por deslocamento, enquanto o modelo com o menor montante de alma e menor largura de montante apresenta a mais baixa. Destaca-se ainda, que o modelo com maior número de aberturas e menor largura de montante de alma apresentou a menor capacidade resistente, deixando nítida a influência da quantidade e proximidade das aberturas na capacidade resistente da estrutura. Outra verificação importante é que, comparando-se as curvas de carga por deslocamento das vigas mistas de base elípticas com a curvas de vigas mistas celulares CCB1, percebe-se que as aberturas elípticas proporcionam um aumento na capacidade resistente. Enquanto as vigas mistas celulares apresentaram a carga última entorno de 350 kN, a viga mista de base elíptica menos resistente apresenta carga última próxima de 550 kN. Com um pequeno aumento da altura de abertura, modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,70$, em geral, os modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB), mas alguns modelos começam a falhar devido ao Mecanismo de Vierendeel (VM). Observando as curvas de carga por deslocamento na **Figura 6.10**, e o **Apêndice C.2**, ainda se tem maiores valores de carregamento (P) para os modelos em que a largura do montante de alma é maior. Já se percebe a influência da altura de abertura d_o/H , pois, o modelo $w/d_o = 0,65$ com $R/d_o = 0,30$, mesmo contendo a maior largura de montante de alma, já não possui a maior capacidade resistente.

Figura 6.9: Carga x deslocamento GCCB1, $d_o/H = 0,65$

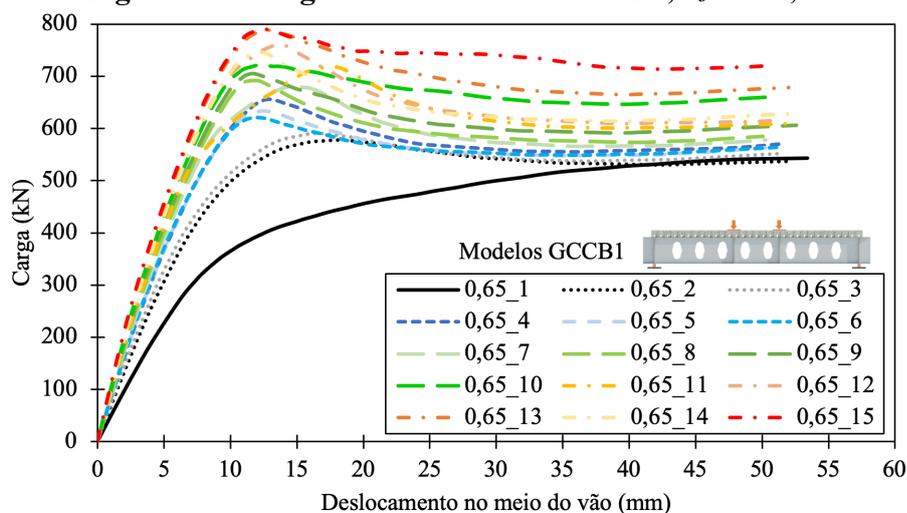
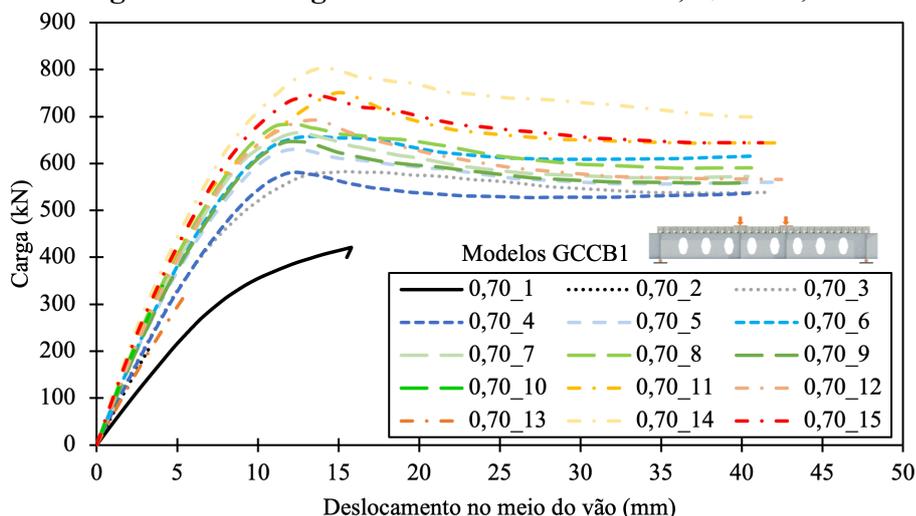
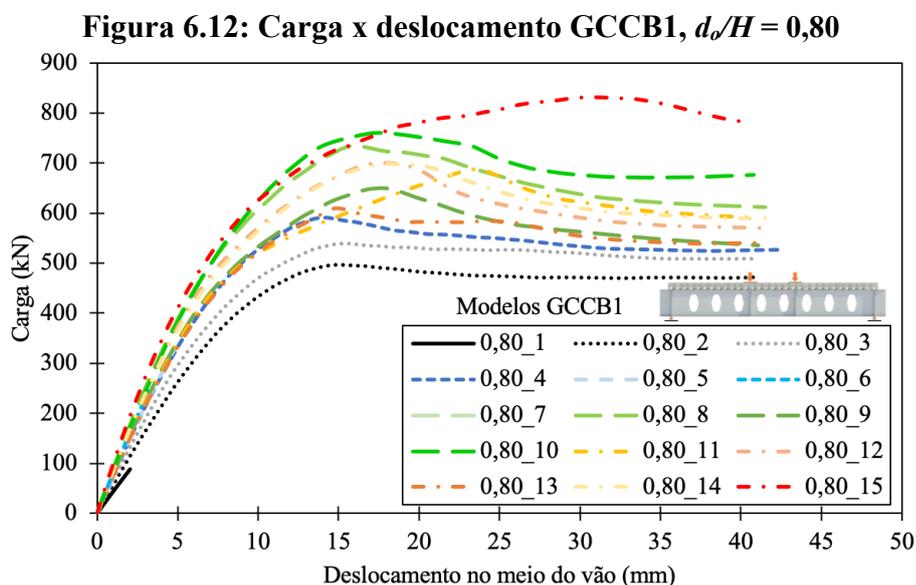
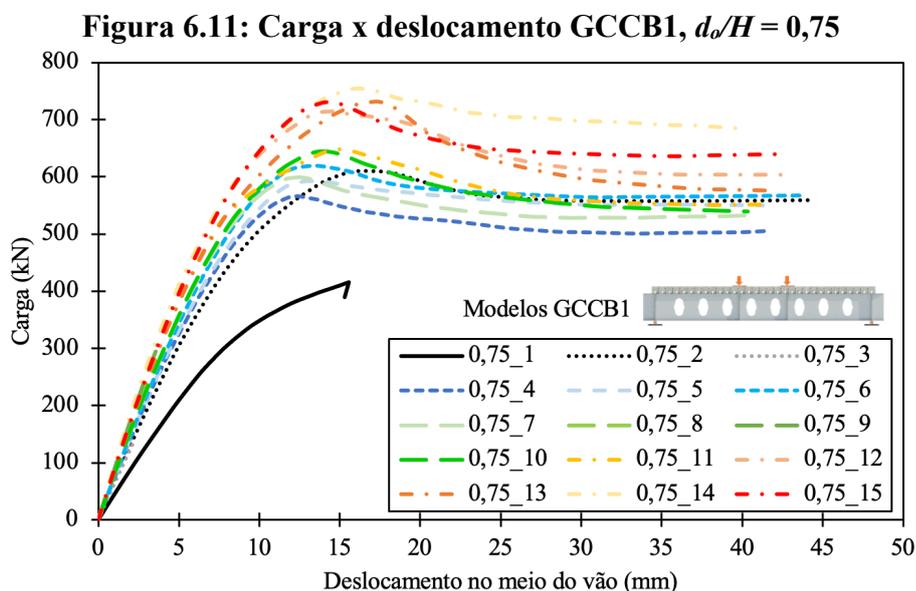


Figura 6.10: Carga x deslocamento GCCB1, $d_o/H = 0,70$



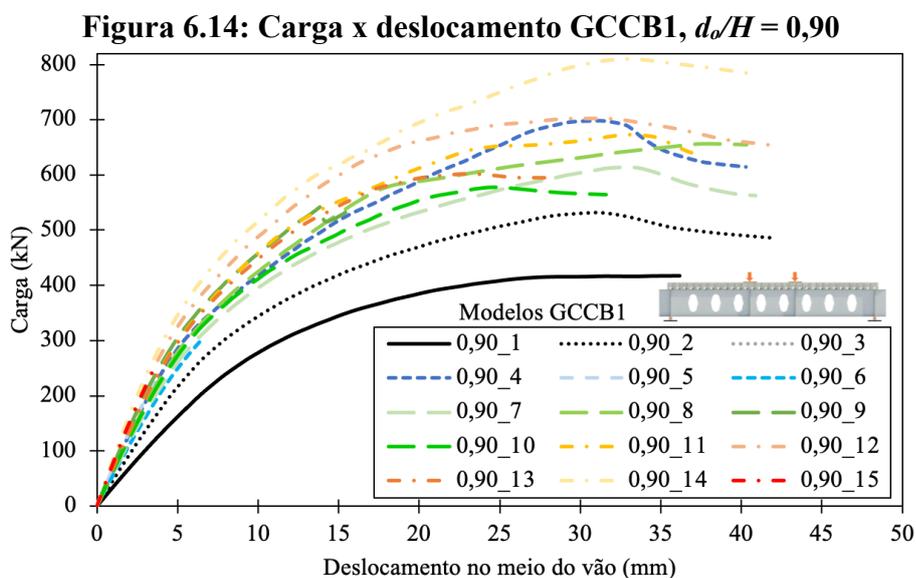
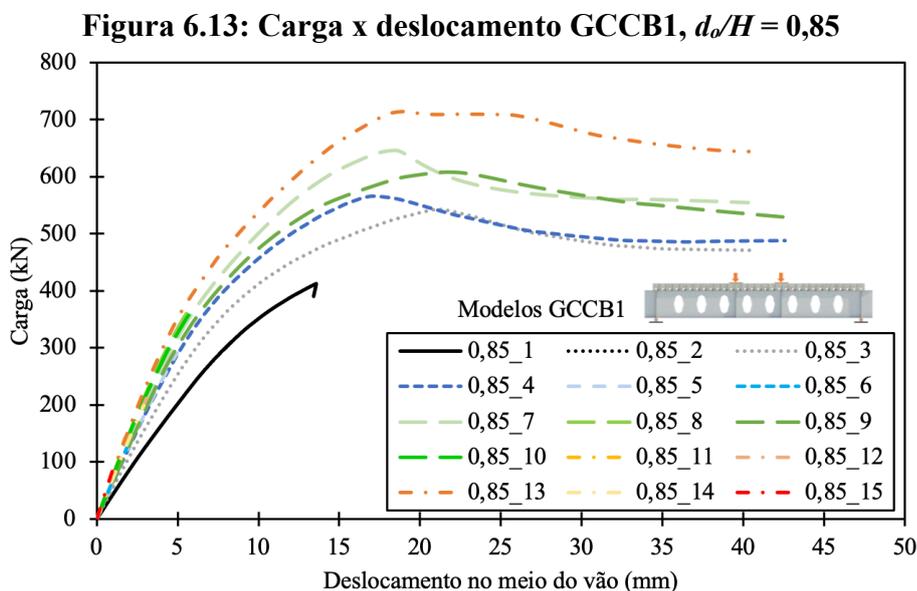
Nos modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,75$, grande parte dos modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB). Verificando as curvas de carga por deslocamento, **Figura 6.11**, e a **Apêndice C.3**, os valores de carregamento (P) para os modelos com relação $w/d_o = 0,45$ e $0,55$ tendem a se aproximarem, mostrando que para a proporção de altura de abertura $d_o/H = 0,75$ existe uma faixa de variação de largura de abertura que não interfere significativamente na capacidade resistente da estrutura. Outra verificação importante é que, comparando-se as curvas de carga por deslocamento das vigas mistas de base elípticas com a curvas de vigas mistas celulares CCB1, percebe-se que as aberturas elípticas proporcionam um aumento na capacidade resistente. Para os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,80$, também se tem a falha por instabilidade no montante de alma (WPB). Nas curvas carga por deslocamento (**Figura 6.12**) e no **Apêndice C.4** é possível observar que agora, não

só os modelos com maiores largura de montante de alma predominam a parte superior da curva, mostrando que para a relação $d_o/H = 0,80$ os valores de carregamento (P) se aproximam para a relação $w/d_o = 0,55$ e $0,65$.



Verificando os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,85$, na **Figura 6.13** e **Apêndice C.5**, percebe-se que aproximadamente metade dos modelos falham por instabilidade no montante de alma (WPB), ou seja, o aumento da altura de abertura, bem como da largura entre aberturas, tende a fazer com que ocorra a mudança do modo de falha para Mecanismo de Vierendeel (VM). Para os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,90$, na **Figura 6.14** e **Apêndice C.6**, é possível observar que para a relação $d_o/H = 0,90$ os valores de carregamento

(P) se aproximam para a relação $w/d_o = 0,45$ e $0,55$. Isso mostra que uma boa proporção entre altura de abertura e largura de abertura pode proporcionar altas capacidades resistentes.

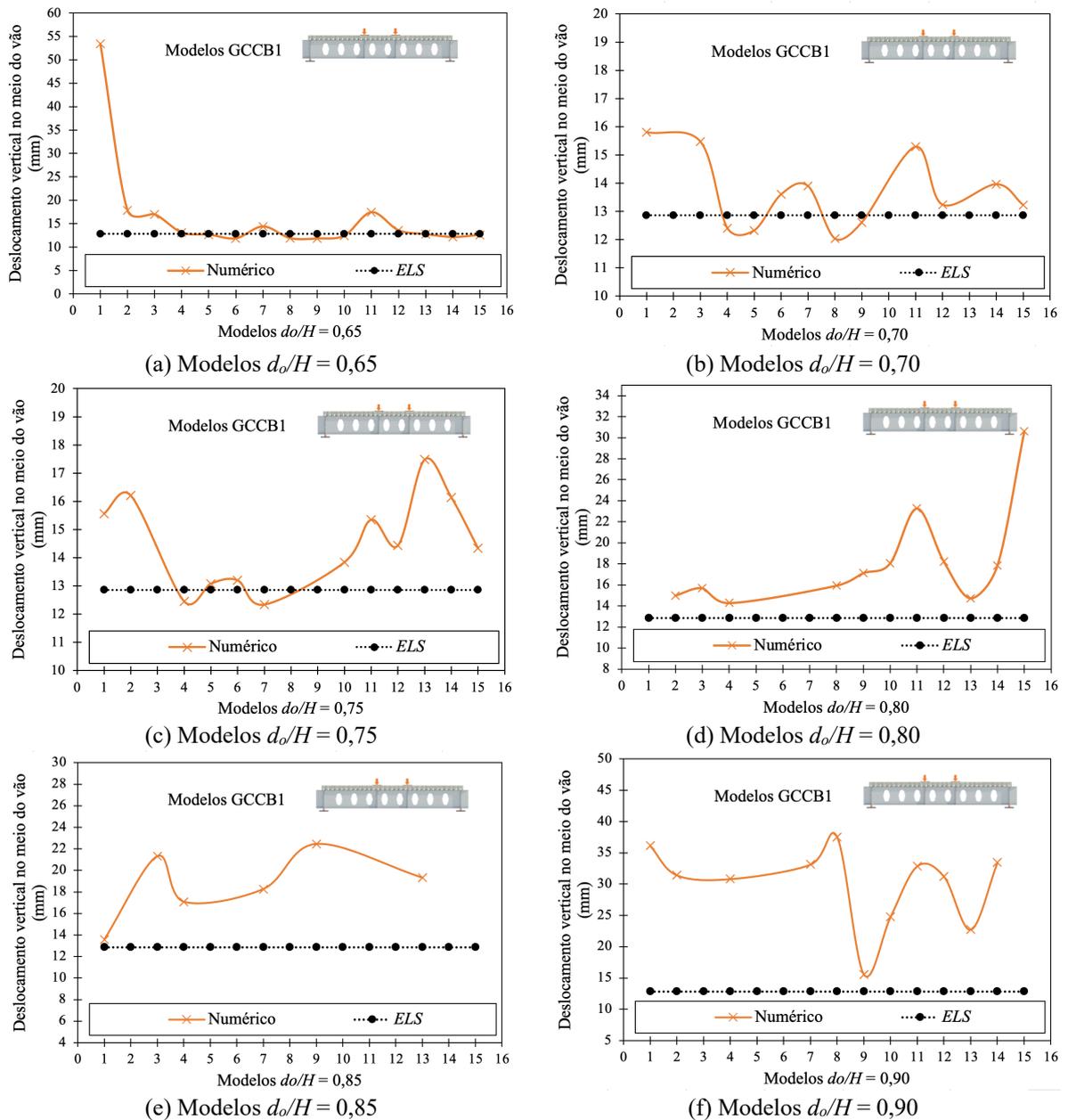


6.2.2.2 Deslocamentos verticais no meio do vão para os modelos GCCB1

Ressalta-se a necessidade de uma análise quanto a verificação do Estado Limite de Serviço (ELS). Segundo a NBR 8800:2008, o deslocamento vertical de lajes mistas de aço e concreto não pode ser maior que o vão sobre 350 ($L/350$). Assim, para os modelos de referência GCCB1, tem-se um deslocamento máximo de 12,86 mm. Os Apêndices C.1-C.2 e as Figuras 6.15a-6.15b apresentam os modelos com relação $d_o/H = 0,65$ e $0,70$ que ultrapassam esse limite,

observando-se que isso ocorre para os modelos com menores raios de abertura, ou seja, que possuem pequenas relações de R/d_o . Para os modelos com relação $d_o/H = 0,75-0,90$ (Apêndices C.3-C.6 e Figuras 6.15c-6.15f), na verificação do Estado Limite de Serviço (ELS), quase todos os modelos ultrapassam esse limite, observando-se que isso passa a ser uma tendência conforme a relação d_o/H aumenta, mostrando que altos valores de altura de abertura tendem a prejudicar a verificação de deslocamento máximo. Sheehan *et al.* (2016) também verificou grandes deslocamentos para os seus estudos. Nota-se no Apêndice C que conforme a relação a relação d_o/H aumenta, a relação entre a carga de ruptura e a carga para o ELS também aumenta.

Figura 6.15: Deslocamentos verticais nos modelos GCCB1

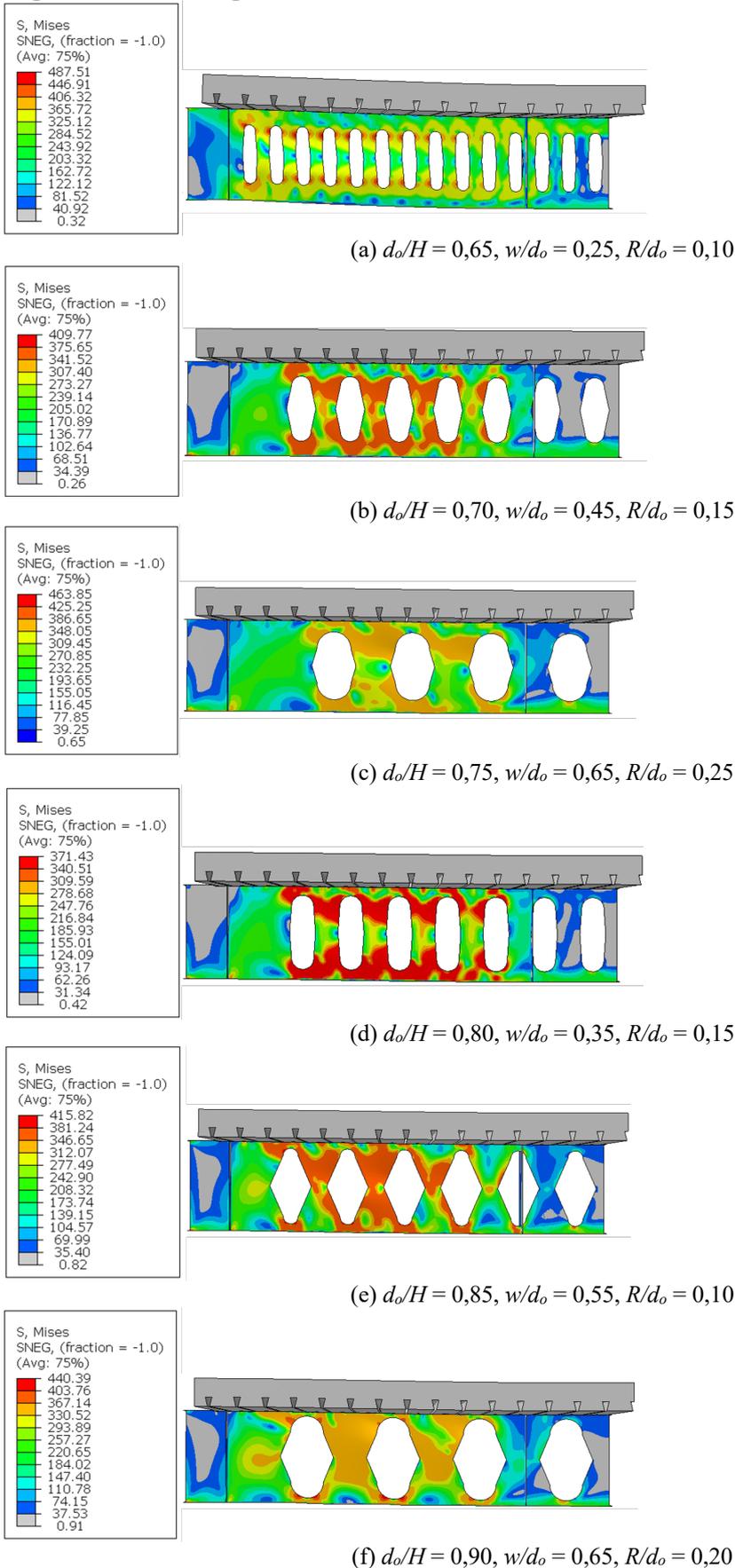


6.2.2.3 Configuração deformada do perfil de aço para os modelos GCCB1

De forma análoga a análise elástica, os modos de deformação apresentados para a seção de referência GCCB1, com $d_o/H = 0,65$ foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme apresenta os **Apêndices D.1-D.2** e a **Figura 6.16a**. Percebe-se que o aumento da largura do montante de alma tende a provocar uma menor concentração de tensões no elemento do montante de alma. Essa situação foi constatada principalmente para os modelos com $w/d_o = 0,65$, onde tem-se a maior relação de abertura e as maiores larguras de montante de alma. Os modelos com $d_o/H = 0,70$, no geral, foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme apresenta os **Apêndices D.3-D.4** e a **Figura 6.16b**. Percebe-se que as tensões no perfil de aço aumentam conforme a relação w/d_o aumenta.

Para os modelos com relação $d_o/H = 0,75$, a maioria apresenta falha por instabilidade no montante de alma (WPB), conforme os **Apêndices D.5-D.6** e a **Figura 6.16c**. Da mesma maneira que os modelos $d_o/H = 0,70$, as tensões no perfil de aço aumentam conforme a relação w/d_o aumenta. Nota-se que, no geral, as relações de $R/d_o = 0,25$ apresentam as maiores tensões atuantes. Nos modelos $d_o/H = 0,80$, também se tem grande parte dos modelos falhando por instabilidade no montante de alma (WPB), apresentados nos **Apêndices D.7-D.8** e na **Figura 6.16d**. Observa-se que os modelos com $w/d_o = 0,35$ e $0,45$ possuem as maiores tensões atuantes ocorrendo no montante de alma, sendo os modelos com menores raios de abertura. Já os modelos com $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ possuem as maiores tensões atuantes para os modelos com maiores raios de abertura, ocorrendo no montante de extremidade. Isso pode ter ocorrido devido a grande largura do montante de alma para esses modelos. Já os modelos $d_o/H = 0,85$, tem aproximadamente metade dos modelos falhando por instabilidade no montante de alma (WPB), **Apêndices D.9-D.10** e a **Figura 6.16e**. Esses modelos apresentam os maiores valores de tensão, ocorrendo no montante de alma. Já os modelos que falham por Mecanismo de Vierendeel (VM) apresentam concentração de tensões nas extremidades das aberturas. Para os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,90$, nos **Apêndices D.11-D.12** e a **Figura 6.16f**, observa-se que, no geral, os modelos possuem os maiores valores de tensão e falham por instabilidade no montante de alma (WPB). Isso ocorre devido aos modelos possuírem a maior altura de abertura, fazendo com que os tês superiores e inferiores contenham alturas menores.

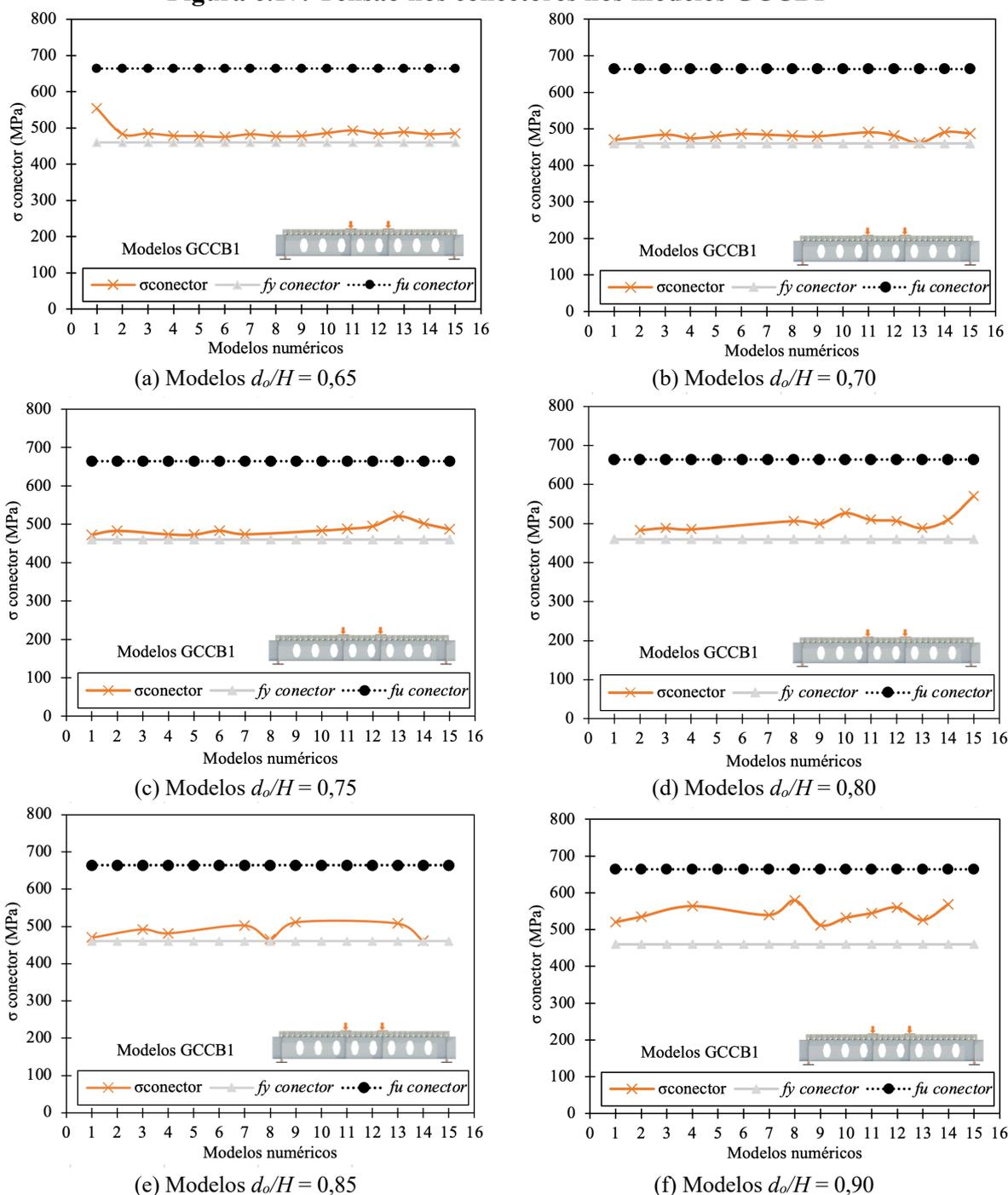
Figura 6.16: Configuração deformada e tensões de Von Mises em MPa, modelos GCCB1



6.2.2.4 Tensão nos conectores de cisalhamento para os modelos GCCB1

De acordo com os estudos para os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,65$ (**Apêndices E.1-E.2** e a **Figura 6.17a**), de forma geral, apresentaram tensões nos conectores com ultrapassando a tensão de escoamento real (460,9 MPa). O modelo com maior número de aberturas e menor largura de montante de alma (modelo 0,65_1) apresentou as maiores tensões atuantes nos conectores, mas não ultrapassou a tensão de ruptura real (664,1 MPa). Isso ocorre devido a maior atuação dos esforços no montante de alma, fazendo com que a estrutura falhe por instabilidade no montante de alma e conseqüentemente aumente os esforços sobre os conectores. Os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,70$, também apresentaram tensões nos conectores com valores bem próximos uns dos outros, conforme os **Apêndices E.3-E.4** e a **Figura 6.17b**. Percebe-se que os conectores dos modelos ultrapassam a tensão de escoamento real de 460,9 MPa, mas não chegaram próximos das tensões de ruptura real. A partir dos modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,75$, as tensões nos conectores começam a se elevar e a tenderem a tensão de escoamento real, conforme os **Apêndices E.5-E.6** e a **Figura 6.17c**. Nota-se que, como o aumento da altura de abertura, os valores de tensão nos conectores começam a se aproximar da tensão de ruptura real do conector. Analisando os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,80$, conforme os **Apêndices E.7-E.8** e a **Figura 6.17d**, observa-se que, como o aumento da altura de abertura, e para maiores relações de w/d_o , os valores de tensão nos conectores se aproximam ainda mais da tensão de ruptura real do conector de 664,1 MPa. Já os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,85$, de acordo com os **Apêndices E.9-E.10** e a **Figura 6.17e**, apresentam valores de tensão nos conectores entre a tensão de escoamento real e a de ruptura real para os modelos que falham por instabilidade no montante de alma (WPB). Para os modelos de referência GCCB1 $d_o/H = 0,90$, com a maior relação de altura de abertura, os valores de tensão nos conectores, no geral, se aproximam da tensão de ruptura real do conector, conforme os **Apêndices E.11-E.12** e a **Figura 6.17e**. Assim, analisando a **Figura 17** como um todo, percebe-se que a altura de abertura tende a influenciar na tensão atuante nos conectores, fazendo com que se elevem conforme a altura de abertura aumenta.

Figura 6.17: Tensão nos conectores nos modelos GCCB1



6.2.2.5 Dano a tração na laje de concreto para os modelos GCCB1

Já para o dano a tração na laje de concreto (Tabelas 6.1-6.2), percebe-se a pouca influência desse comportamento na capacidade resistente dos modelos de estrutura GCCB1, visto que, em quase todos os modelos, não foram manifestadas deformações relevantes que pudessem caracterizar falha na estrutura devido a esse tipo de condição. Os modelos que

apresentaram esse comportamento de maneira mais significativa foram os modelos com relação $d_o/H = 0,90$, em que, o montante de extremidade possuía uma grande largura.

Tabela 6.1: Dano no concreto a tração GCCB1, $d_o/H = 0,65$

w/d _o	R/d _o				
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
0,25					
0,35					
0,45					
0,55					
0,65					

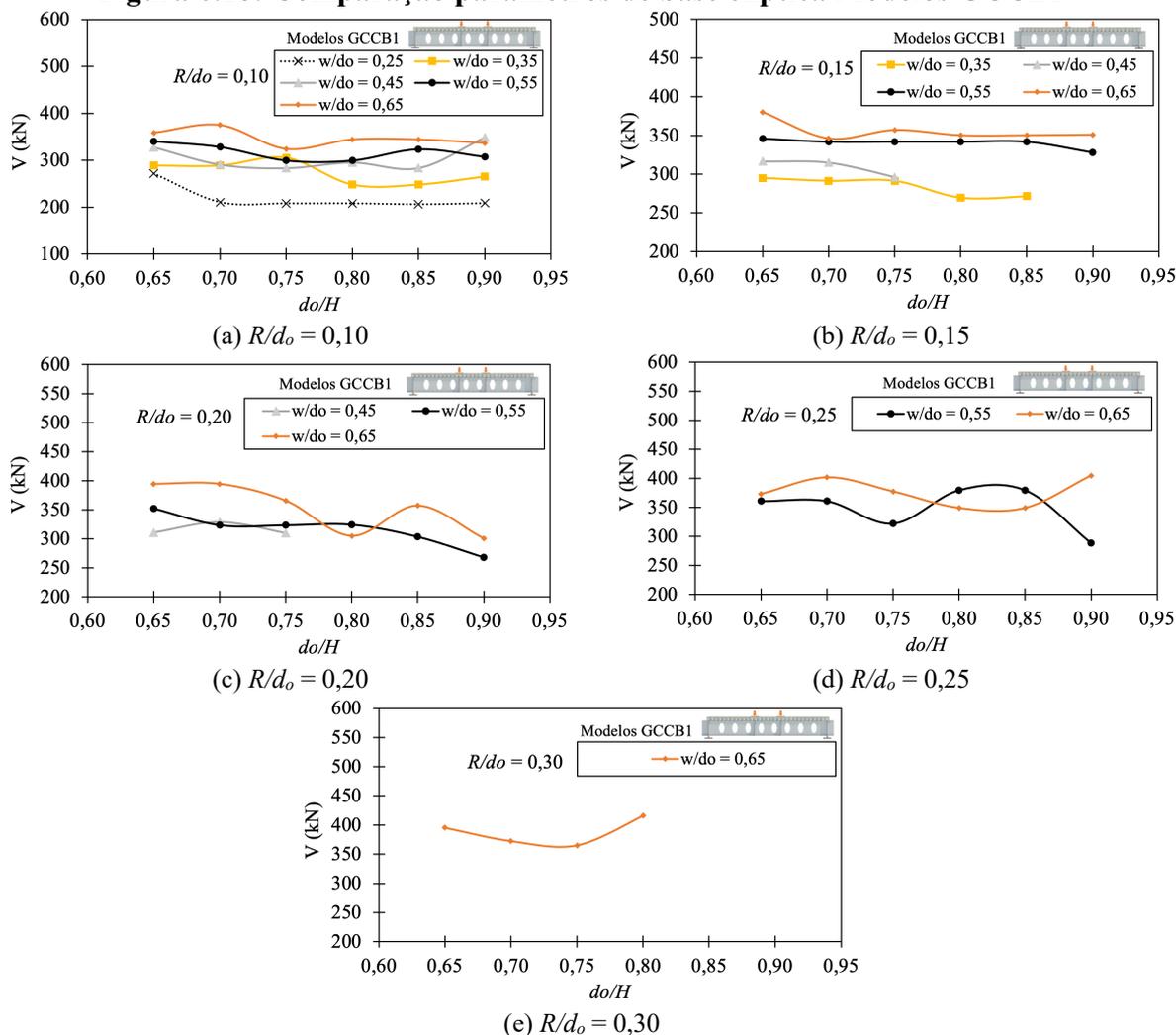
Tabela 6.2: Dano no concreto a tração GCCB1, $d_o/H = 0,90$

w/d _o	R/d _o				
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
0,25					
0,35					
0,45					
0,55					
0,65					

6.2.2.6 Esforço cortante para os modelos GCCB1

Analisando os parâmetros d_o/H , w/d_o e R/d_o para o esforço cortante nos modelos numéricos (**Figura 6.18**) observa-se que, no geral, para qualquer relação w/d_o , conforme a altura de abertura aumenta e o raio de abertura aumenta os valores de capacidade resistente tendem a diminuir. Isso ocorre devido ao aumento da área de abertura nos tês superior e inferior. Para os modelos com uma relação $w/d_o = 0,25$, nota-se uma queda da capacidade resistente para o aumento da altura de abertura. Nos modelos com uma relação $w/d_o = 0,65$, nota-se, no geral, a diminuição da capacidade resistente a partir do aumento de abertura $d_o/H = 0,70$, ou seja, os perfis que possuem grandes áreas de abertura tendem a diminuir sua capacidade resistente.

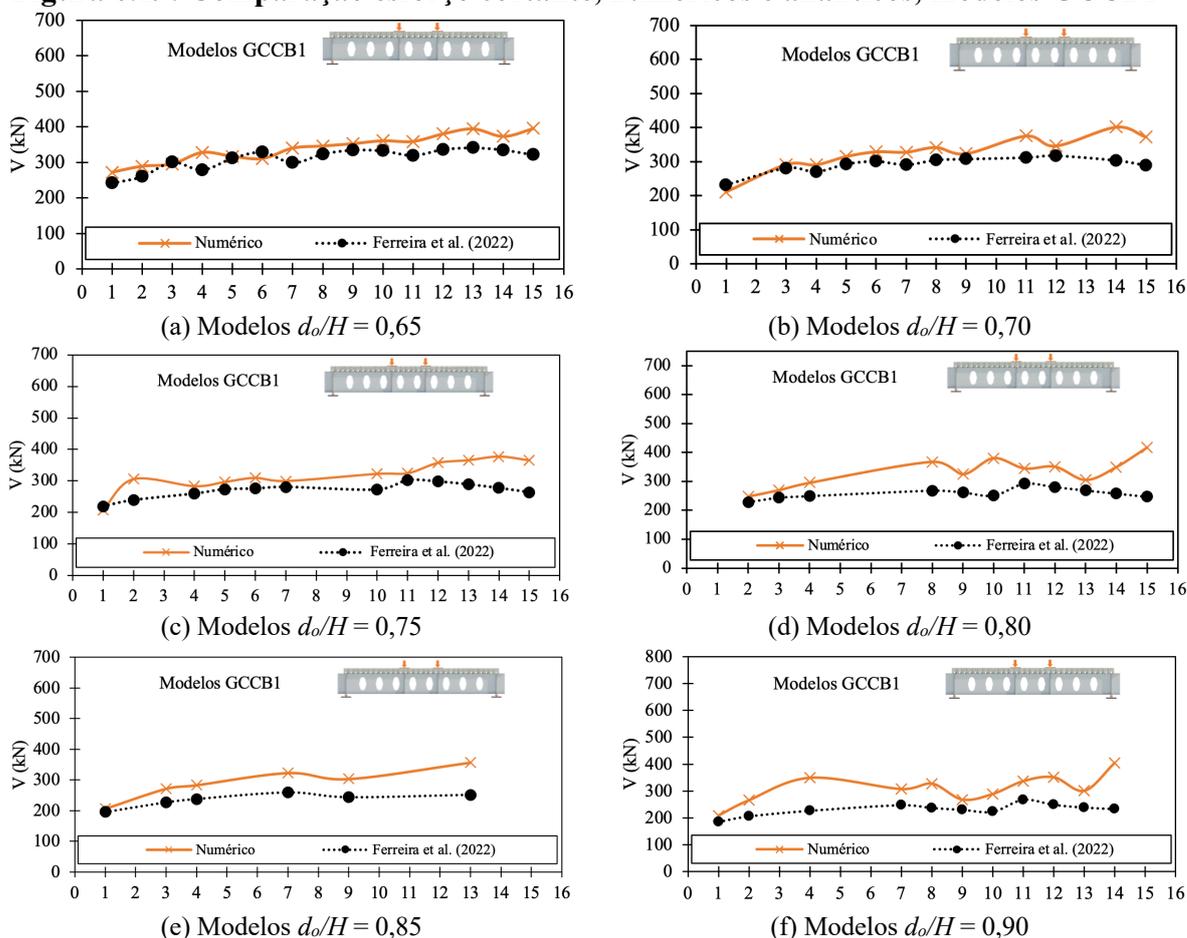
Figura 6.18: Comparação parâmetros de base elíptica Modelos GCCB1



6.2.2.7 Comparação entre estudo paramétrico e analítico para os modelos GCCB1

Para a comparação entre os modelos numéricos e analíticos, utilizou-se os modelos numéricos que apresentaram o modo de falha definido pela instabilidade no montante de alma (WPB). Para a verificação, utilizou-se o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022), para perfis com abertura de base elíptica. Os demais modelos analíticos não apresentaram respostas coerentes para a adaptação de diâmetro equivalente, possivelmente devido a construção matemática de cada modelo. Analisando as **Figuras 6.19a-6.19f** e os **Apêndices F.1-F.6**, nota-se que, em geral, os valores de esforço cortante dos modelos numéricos se aproximam dos valores estimados pelo modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022).

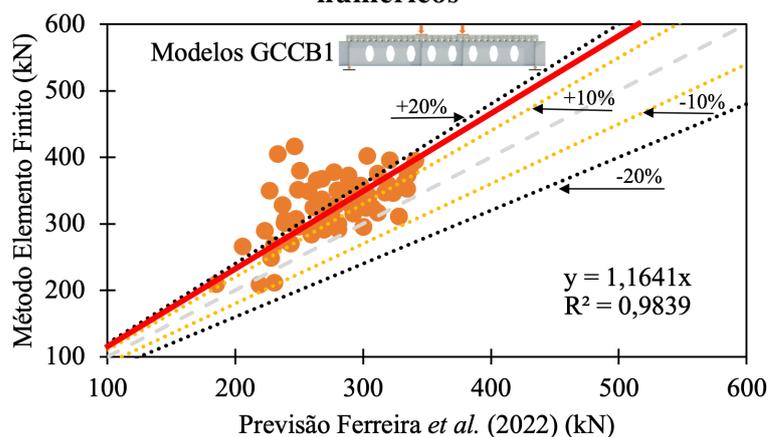
Figura 6.19: Comparação esforço cortante, numéricos e analíticos, modelos GCCB1



Ainda sobre as **Figuras 6.19**, conforme as alturas de abertura começam a aumentar, a diferença percentual entre o modelo numérico e o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022) também aumentam. Isso ocorre devido a influência da laje no aumento da capacidade resistente da estrutura, visto que, o modelo analítico não considera a influência da laje de concreto. A

Figura 6.20 apresenta uma linha de tendencia comparativa dos esforços cortantes de Ferreira *et al.* (2022) e dos modelos numéricos. Percebe-se que esse modelo de previsão apresenta uma excelente forma de estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma, com coeficiente de determinação (R^2) de 0,9839, mesmo apresentando valores um pouco mais conservadores.

Figura 6.20: Linha de tendencia dos cortantes de Ferreira *et al.* (2022) e dos modelos numéricos



6.3 RESULTADOS ESTUDO PARAMÉTRICO MODELO GCCB2

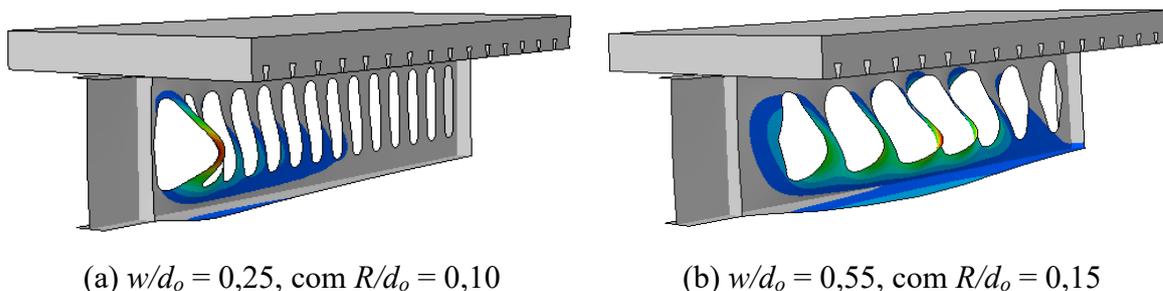
Essa seção apresenta alguns dos principais resultados do estudo paramétrico, considerando análises elásticas e inelásticas para as vigas mistas de aço e concreto com aberturas na alma de base elíptica conforme a configuração de referência GCCB2. Serão apresentadas análises sobre os perfis de aço, conetores, laje de concreto, parâmetros de abertura de base elíptica e comparações da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma entre os modelos numéricos e modelos analíticos para os modelos GCCB2.

6.3.1 Análise Elástica GCCB2

Os modos de deformação apresentados pela seção de referência GCCB2 com relação $d_o/H = 0,65$ foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme observa-se no **Apêndice G.1** e na **Figura 6.21a**. Destaca-se que o modelo GCCB2 possui aplicação de uma única carga centrada no meio do vão da estrutura e apenas um enrijecedor central ao longo do vão, além dos apoios, podendo ter sido está a causa desse efeito. Nota-se

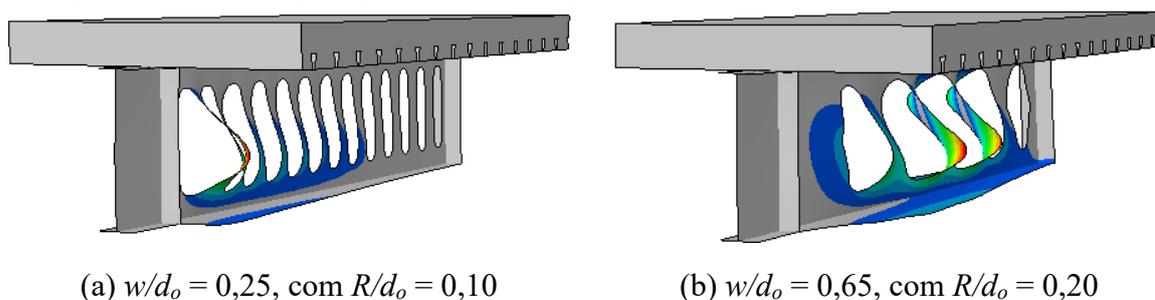
ainda a ocorrência de pequenas tensões na mesa inferior (**Figura 6.21b**), possivelmente proveniente de esforços de flexão devido a carga centrada. Ainda, percebe-se para essa referência de modelo com aplicação de uma carga única, a diminuição da instabilidade local no montante de extremidade.

Figura 6.21: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,65$



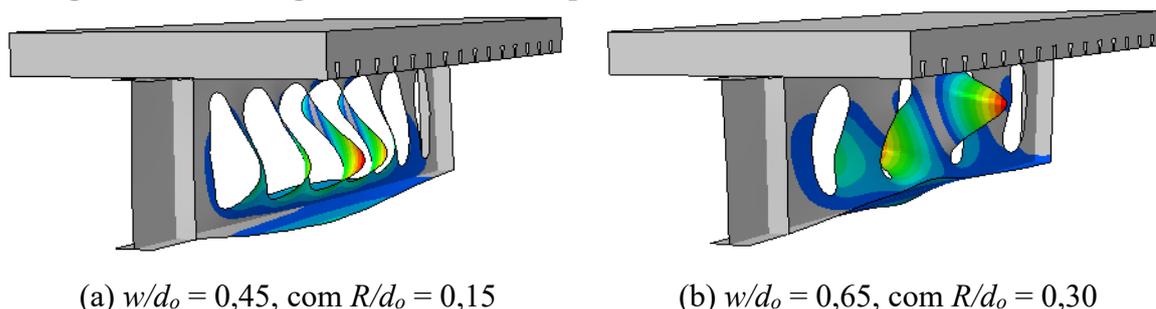
Nas seções analisadas com variação $d_o/H = 0,70$ (**Apêndice G.2**) para o grupo de modelos GCCB2 também se observa os modos de falha caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme a **Figura 6.22a**. Da mesma forma que os modelos com relação $d_o/H = 0,65$, ocorrem esforços na mesa inferior provenientes da aplicação da carga centrada, conforme apresenta a **Figura 6.22b**.

Figura 6.22: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,70$



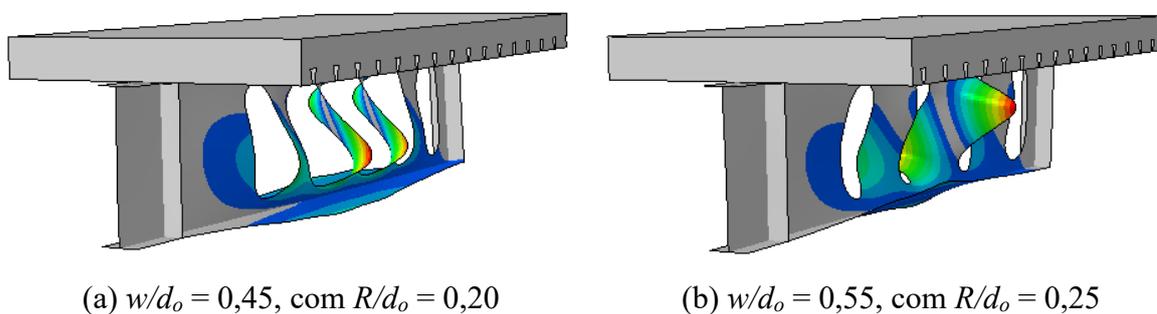
O **Apêndice G.3** apresenta as seções com relação $d_o/H = 0,75$ para o grupo de modelos GCCB2. Os modos de deformação foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB) (**Figura 6.23a**). Além dos esforços na mesa inferior, observa-se uma curvatura em forma de "S" para o modelo com $w/d_o = 0,65$ com $R/d_o = 0,30$ (**Figura 6.23b**). Isso começa a ocorrer para os modelos que possuem grandes aberturas e grandes larguras de montante de alma.

Figura 6.23: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,75$



Nas seções com relação $d_o/H = 0,80$ do grupo de modelos GCCB2 os modos de deformação também foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme apresenta o Apêndice G.4 e a Figura 6.24a. Entretanto, nota-se novamente uma curvatura em forma de "S" para os modelos que possuem grandes aberturas e grandes larguras de montante de alma (Figura 6.24b), nesse caso os modelos com $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ com $R/d_o = 0,25$ e $0,30$, respectivamente.

Figura 6.24: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,80$



O Apêndice G.5 apresenta as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,85$ para o grupo de modelos GCCB2. Nota-se para o modelo $w/d_o = 0,25$ com $R/d_o = 0,10$ (Figura 6.25a) uma deformação por instabilidade local do montante de extremidade de alma, mostrando que estruturas com grande número de aberturas e carga centrada tendem a solicitar o montante de extremidade de grandes larguras. Os demais modelos apresentaram deformação caracterizada pela instabilidade no montante de alma (WPB). Os modelos com maiores larguras de montante de alma apresentaram a instabilidade com curvatura em forma de "S", conforme a Figura 6.25b. No Apêndice G.6 observa-se as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,90$ para o grupo de modelos GCCB2. Com o aumento da largura entre as aberturas, também se tem a tendência a uma deformação por instabilidade com curvatura em forma de "S", conforme pode ser visto nas Figuras 6.26a-6.26b.

Figura 6.25: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,85$

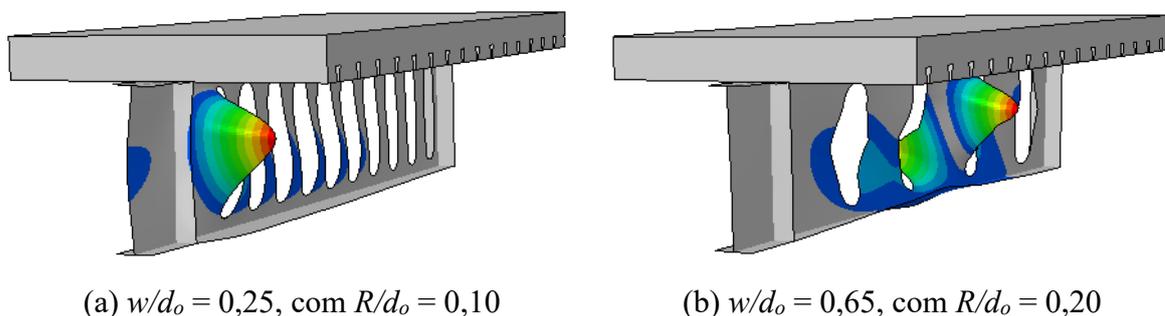
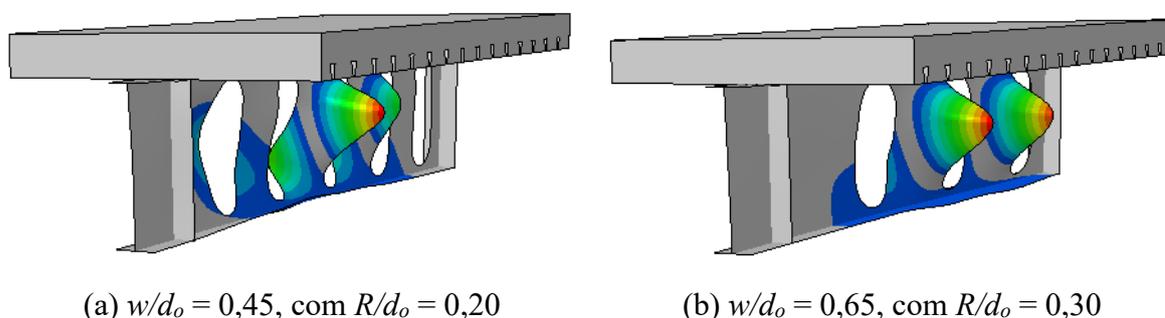


Figura 6.26: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,90$



Observando as configurações de referência GCCB2 com $d_o/H = 0,65-0,90$, percebe-se que de maneira geral os modos de deformação se caracterizaram pela instabilidade no montante de alma (WPB). Ainda, com o aumento da relação d_o/H e da largura entre as aberturas, passa-se a ocorrer uma deformação por instabilidade com curvatura em forma de "S".

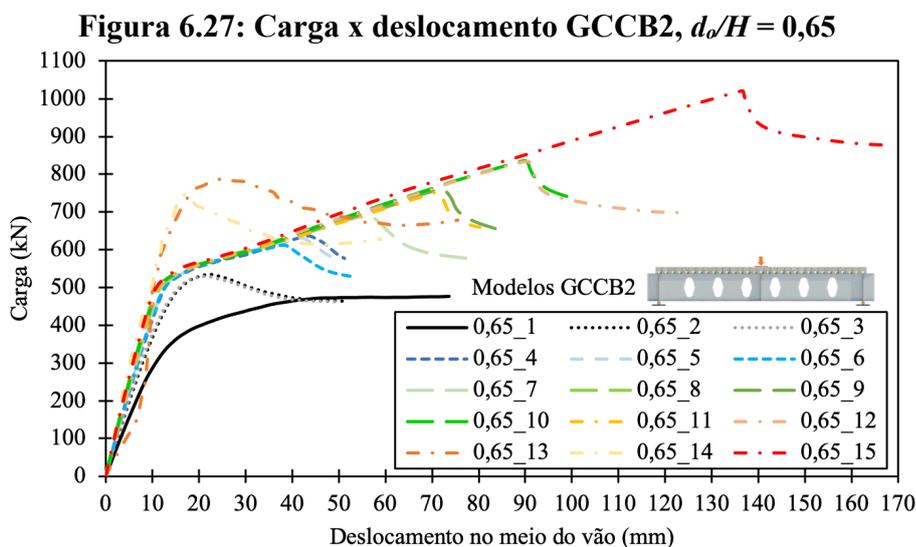
6.3.2 Análise Inelástica GCCB2

Nesta seção são apresentados os principais resultados e discussões da análise inelástica de pós-flambagem (*post-buckling*) para os modelos GCCB2. Serão apresentadas as curvas cargas por deslocamento vertical no meio do vão, as tensões nos perfis, conectores e laje, análise dos parâmetros de abertura elíptica, comparações com os modelos analíticos, sendo que, 73 modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB).

6.3.2.1 Curvas de carga por deslocamento vertical para os modelos GCCB2

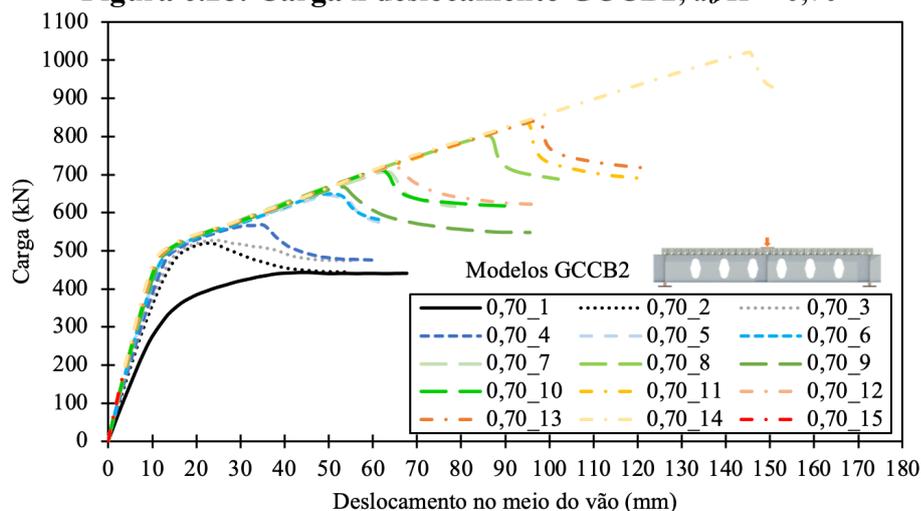
A **Figura 6.27** e o **Apêndice H.1** apresentam a curva de carga por deslocamento vertical no meio do vão e as principais informações para o modelo de referência GCCB2, $d_o/H = 0,65$.

Observa-se que os valores de carregamento são maiores para os modelos que possuem uma maior largura do montante. Assim, é possível observar que os modelos que contêm um maior número de aberturas, e consequentemente uma menor largura de montante de alma, predominam a região inferior das curvas carga por deslocamento, tanto é que, o modelo com a menor largura de alma e menor largura de montante apresenta a mais baixa curva de carga por deslocamento, enquanto o modelo com o maior montante de alma e maior largura de montante apresenta a mais elevada. Comparando-se as curvas de carga por deslocamento das vigas mistas de base elípticas com a curvas de vigas mistas celulares GCCB2, nota-se que as aberturas elípticas apresentam um aumento na capacidade resistente, visto que as vigas mistas celulares apresentaram a carga última entorno de 450 kN, enquanto a viga mista de base elíptica menos resistente (0,65_1) apresenta carga última próxima de 477 kN.



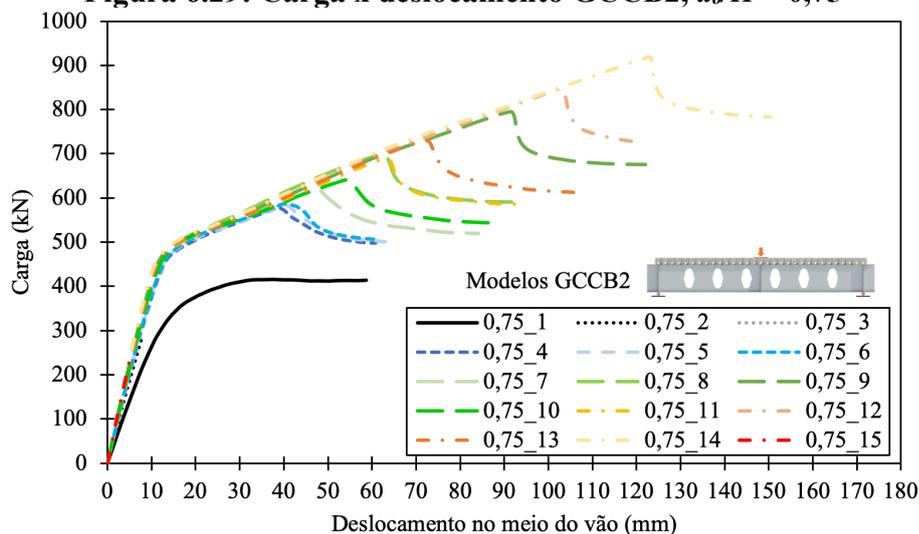
Com o aumento da altura de abertura, para os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,70$, em geral, os modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB), mas o modelo com maior área de abertura veio a falhar por Mecanismo de Vierendeel (VM) (Apêndice H.2). Nas curvas de carga por deslocamento (Figura 6.28) e no Apêndice H.2, observa-se que os maiores valores de carregamento (P) são para os modelos em que a largura do montante de alma é maior.

Figura 6.28: Carga x deslocamento GCCB2, $d_o/H = 0,70$



Nos modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,75$, a maior parte apresentou falha por instabilidade no montante de alma (WPB). Analisando as curvas de carga por deslocamento (Figura 6.29) e o Apêndice H.3 nota-se que os valores de carregamento (P) para alguns modelos com relação $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ se aproximam, mostrando que na proporção de altura de abertura $d_o/H = 0,75$ existe uma faixa de variação de largura de abertura e raio de abertura que não interfere significativamente na capacidade resistente da estrutura.

Figura 6.29: Carga x deslocamento GCCB2, $d_o/H = 0,75$



Para os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,80$, também se tem a falha por instabilidade no montante de alma (WPB) para quase todos os modelos. Nas curvas carga por deslocamento (Figura 6.30) e no Apêndice H.4 é possível observar que para a relação $d_o/H = 0,80$ os valores de carregamento (P) se aproximam para alguns modelos com relação $w/d_o =$

0,45, 0,55 e 0,65. Agora, não só os modelos com maiores largura de montante de alma predominam a parte superior da curva. Analisando os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,85$, na **Figura 6.31** e **Apêndice H.5**, todos os modelos falham por instabilidade no montante de alma (WPB). Para essa configuração de estrutura, a capacidade resistente tende a diminuir, visto que anteriormente tinha-se modelos com capacidade de carga superior as 1000 KN. Também se nota a proximidade entre os modelos com relação $w/d_o = 0,55$ e 0,65. Os modelos passaram ter capacidade de carga menor, e conseqüentemente, deslocamentos menores.

Figura 6.30: Carga x deslocamento GCCB2, $d_o/H = 0,80$

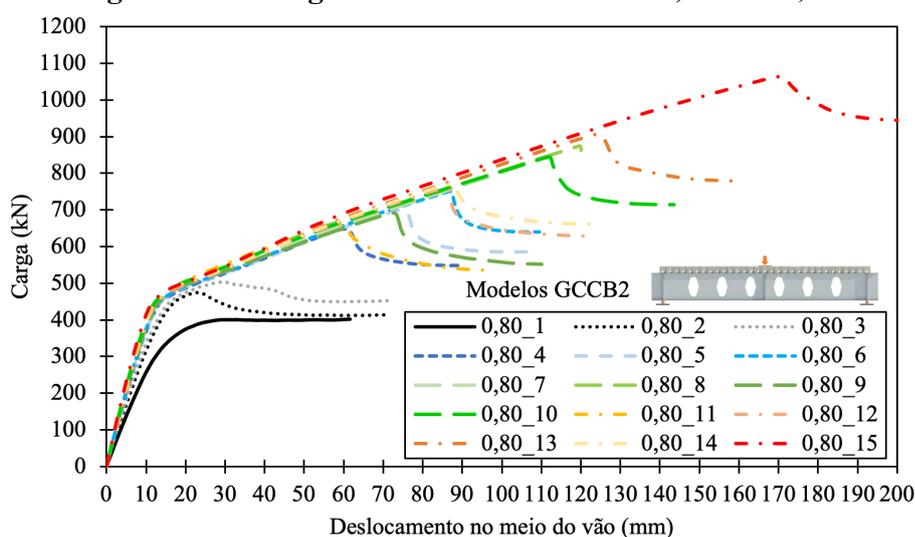
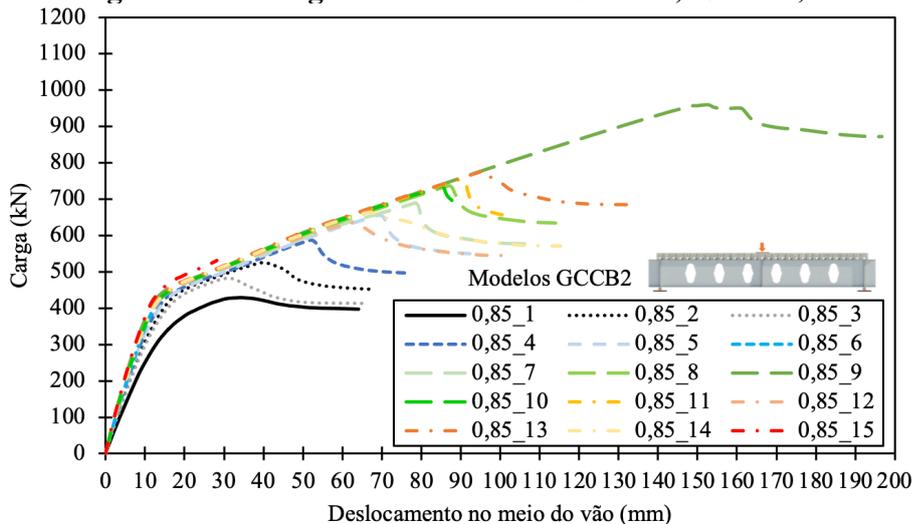
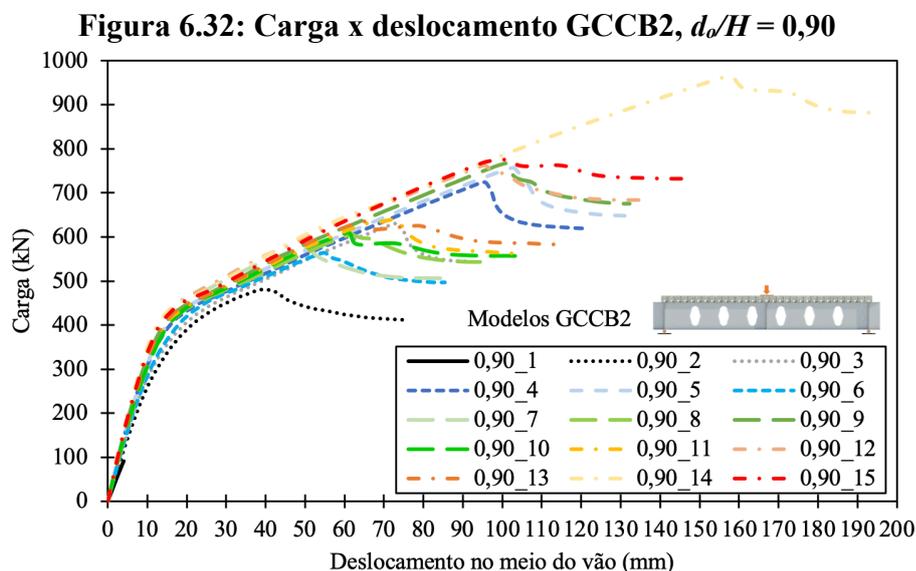


Figura 6.31: Carga x deslocamento GCCB2, $d_o/H = 0,85$



Para os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,90$, na **Figura 6.32** e no **Apêndice H.6**, é possível observar que para a relação $d_o/H = 0,90$ os valores de carregamento (P) se

aproximam para a relação $w/d_o = 0,45, 0,55$ e $0,65$. Isso demonstra que grandes áreas de aberturas tendem a proporcionar capacidades resistentes semelhantes.

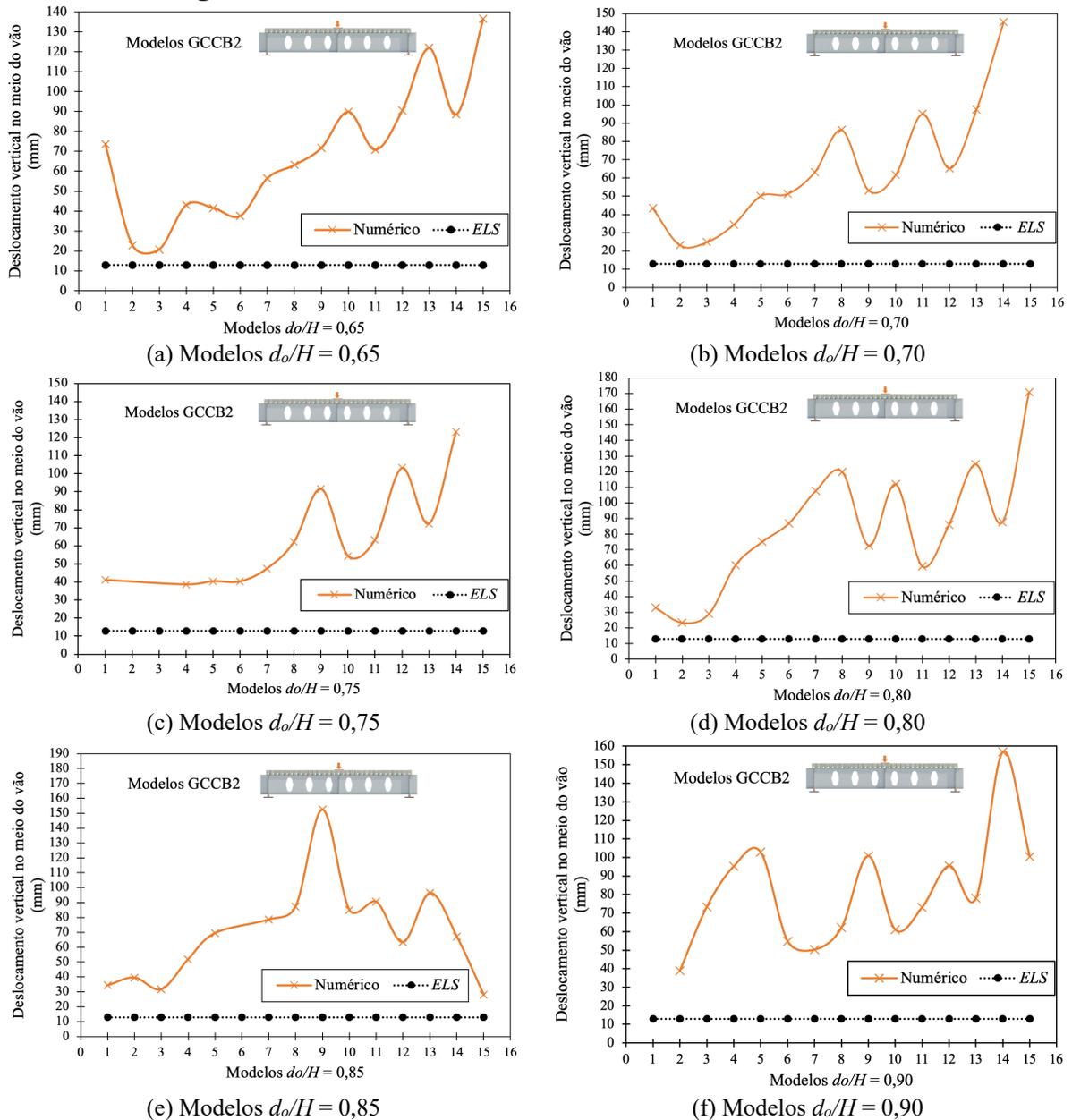


6.3.2.2 Deslocamentos verticais no meio do vão para os modelos GCCB2

Para a verificação do Estado Limite de Serviço (ELS), segundo a NBR 8800:2008, o deslocamento vertical de lajes mistas de aço e concreto não pode ser maior que o vão sobre 350 ($L/350$). Desse modo, as vigas dos modelos GCCB2, assim como os modelos GCCB1, deveriam ter um deslocamento máximo de 12,86 mm.

O **Apêndice H** mostra que, no geral, todos os modelos ultrapassam esse limite, mostrando a influência de um único enrijecedor central ao longo da estrutura e da quantidade de pontos de aplicação de carga, diferentemente do que havia ocorrido nos modelos GCCB1, que possuíam dois enrijecedores e dois pontos de aplicação de carga. Nas **Figuras 6.33a-6.33f** nota-se a influência das relações de d_o/H . No geral, os modelos que possuem as menores áreas de aberturas tendem a proporcionar deslocamentos menores na estrutura. No **Apêndice H**, observando a relação entre as cargas para o estado de ruptura e as cargas para o estado de serviço, percebe-se que o aumento da altura de abertura pode influenciar significativamente no aumento dessa relação, ou seja, a estrutura tende a falhar por deslocamentos verticais excessivos e não por ruptura.

Figura 6.33: Deslocamentos verticais nos modelos GCCB2



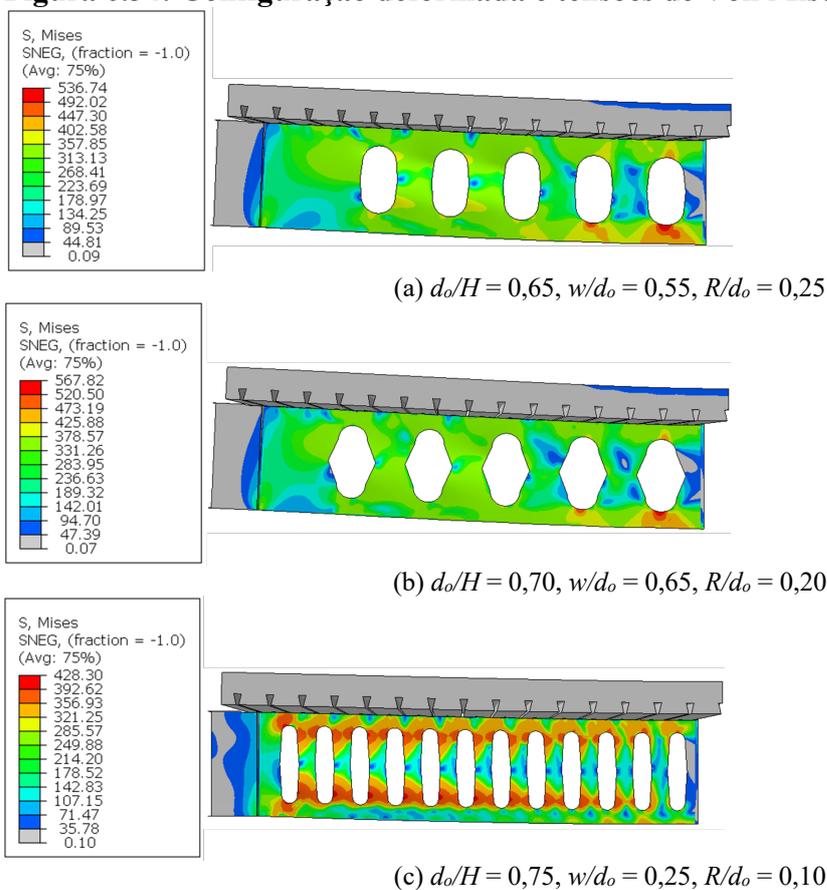
6.3.2.3 Configuração deformada do perfil de aço para os modelos GCCB2

A Figura 6.34a e os Apêndices I.1-I.2 apresentam os modelos de referência GCCB2 com $d_o/H = 0,65$. Nota-se que o aumento da largura do montante de alma tende a provocar uma menor concentração de tensões no montante de alma, passando a transferir os esforços para a região inferior das duas primeiras aberturas, verificando-se o modo de falha governado pelo mecanismo de Vierendeel (VM) na região inferior das aberturas próximas ao centro do vão. Conforme apresenta a Figura 6.34b e os Apêndices I.3-I.4, percebe-se que as tensões no perfil de aço aumentam conforme a relação w/d_o aumenta para modelos de referência GCCB2 com

$d_o/H = 0,70$. Os modelos foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB) em sua maioria.

Para os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,75$, grande parte são caracterizados por instabilidade no montante de alma (WPB), de acordo com a **Figura 6.34c** e os **Apêndices I.5-I.6**. Também se percebe que as tensões no perfil de aço aumentam na região inferior da abertura central conforme a relação w/d_o aumenta, devido a carga centrada. Nota-se que as relações de $w/d_o = 0,65$ apresentam as maiores tensões atuantes.

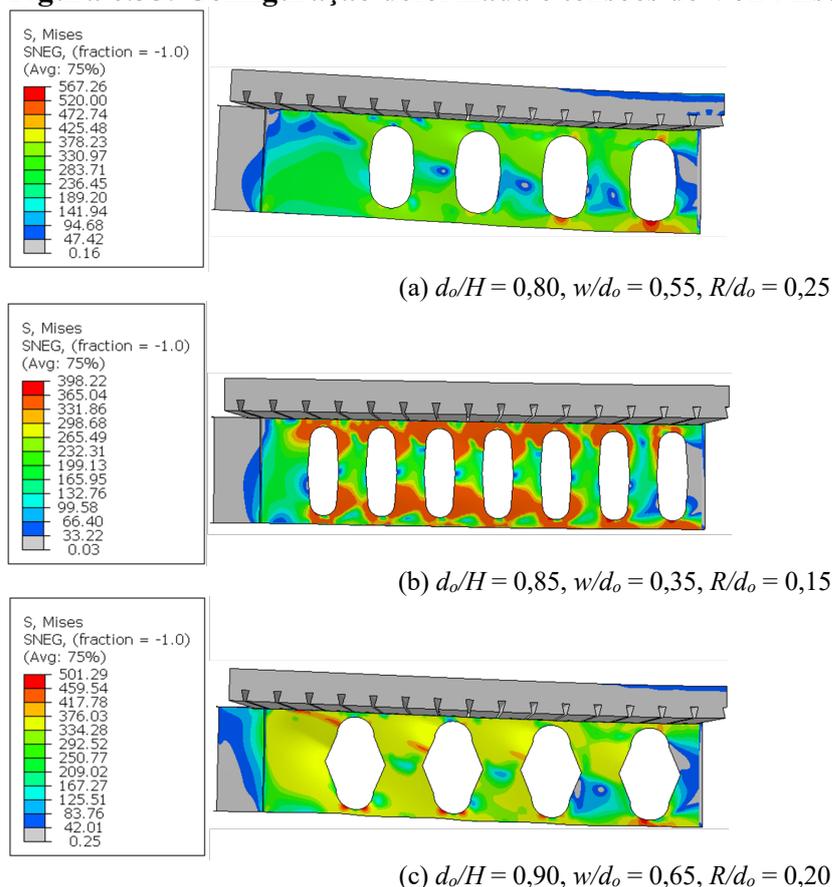
Figura 6.34: Configuração deformada e tensões de Von Mises em MPa, modelos GCCB2



Nos modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,80$, apresentados na **Figura 6.35a** e nos **Apêndices I.7-I.8**, observa-se características de deformação semelhantes aos modelos $d_o/H = 0,75$, mas com tensões atuantes maiores para os modelos com menores raios de abertura. Já os modelos com $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ possuem as maiores tensões atuantes. Isso pode ter ocorrido devido a grande área de abertura na alma para esses modelos. Todos os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,85$ falham por instabilidade no montante de alma (WPB), visto na **Figura 6.35b** e nos **Apêndices I.9-I.10**. Esses modelos apresentam maiores valores de tensão para pequenas relações de w/d_o , quando comparados com as relações de d_o/H anteriores.

Para os modelos de referência GCCB2 $d_o/H = 0,90$, na **Figura 6.35c** e nos **Apêndices I.11-I.12**, observa-se que os modelos que possuem as maiores áreas de abertura na alma, de modo geral, tiveram os maiores valores de tensão, levando a falha por instabilidade no montante de alma (WPB).

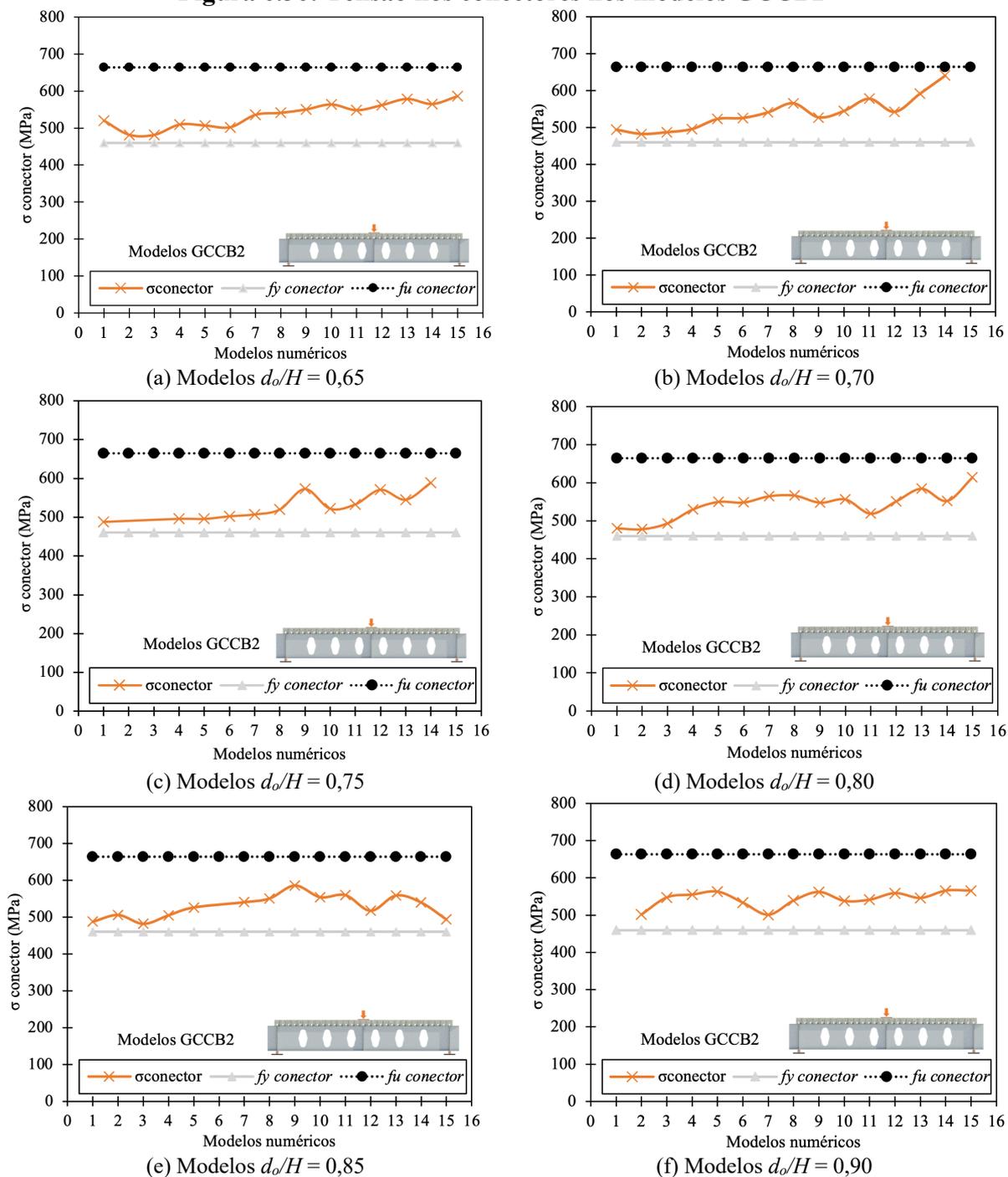
Figura 6.35: Configuração deformada e tensões de Von Mises em MPa, modelos GCCB2



6.3.2.4 Tensão nos conectores de cisalhamento para os modelos GCCB2

Analisando as **Figuras 6.36a-6.36f** e o **Apêndice J**, observa-se que a tensão máxima nos conectores dos modelos de referência GCCB2, no geral, tendem a ficar próximas da tensão de escoamento real (460,9 MPa) para as relações com $w/d_o = 0,25$, $0,35$ e $0,45$. Para as relações $w/d_o = 0,55$ e $0,65$, os valores máximos de tensões nos conectores se aproximam da tensão de ruptura real do elemento (664,1 MPa). Isso indica que larguras de montante de alma maiores, com áreas de aberturas maiores tendem a uma maior solicitação dos conectores. Nos modelos $d_o/H = 0,90$, praticamente todos os modelos apresentaram tensões mais próximas a tensão de ruptura dos conectores, mostrando que, para esse padrão de altura de abertura, todas as configurações de aberturas elípticas tendem a solicitar os conectores até a fase de ruptura.

Figura 6.36: Tensão nos conectores nos modelos GCCB2



6.3.2.5 Dano a tração na laje de concreto para os modelos GCCB2

Do mesmo modo que para os modelos de referência GCCB1, o dano a tração na laje de concreto (Tabelas 6.3-6.4) dos modelos de estrutura GCCB2 não manifestaram deformações significativas que caracterizassem falha na estrutura devido a esse tipo de condição. Os modelos

com relação $d_o/H = 0,90$, com montante de extremidade possuindo uma grande largura, apresentaram esse comportamento de maneira mais significativa, indicando a influência dessa condição na laje de concreto.

Tabela 6.3: Dano no concreto a tração GCCB2, $d_o/H = 0,65$

w/d _o	R/d _o				
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
0,25					
0,35					
0,45					
0,55					
0,65					

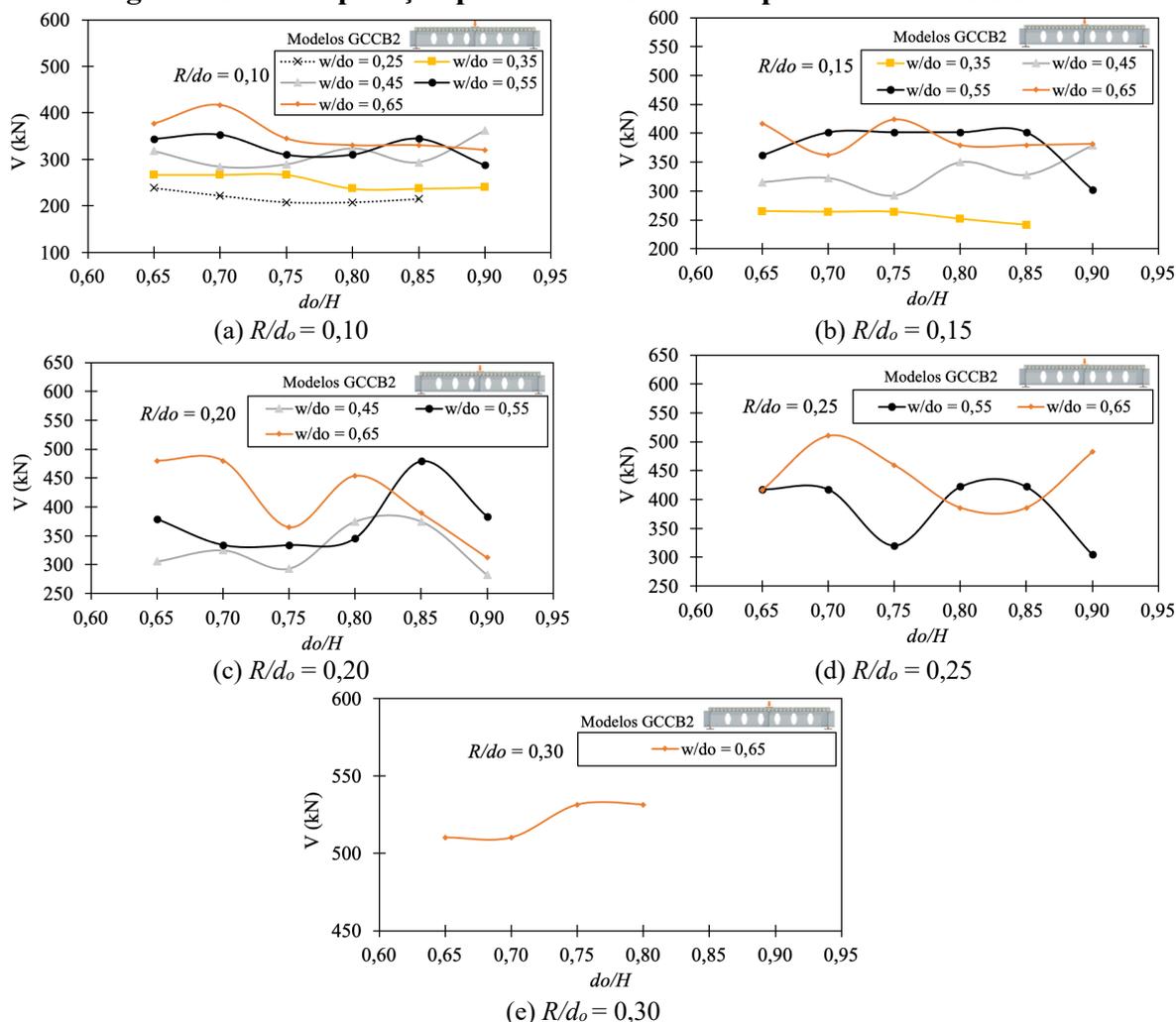
Tabela 6.4: Dano no concreto a tração GCCB2, $d_o/H = 0,90$

w/d _o	R/d _o				
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
0,25					
0,35					
0,45					
0,55					
0,65					

6.3.2.6 Esforço cortante para os modelos GCCB2

Observando os parâmetros d_o/H , w/d_o e R/d_o para o esforço cortante nos modelos numéricos GCCB2 (Figuras 6.37a-6.37e), nota-se que para qualquer relação w/d_o , ou seja, a largura de abertura, conforme o raio de abertura tende a aumentar, a estrutura tende a uma maior variação da capacidade resistente em função da altura de abertura, d_o/H , mostrando a importância do raio de abertura na capacidade resistente. Também se observa que os modelos com maiores relações de w/d_o apresentam maiores capacidades resistentes, possivelmente devido a possuírem maiores larguras de montante de alma. As menores capacidades resistentes tendem a serem das estruturas que possuem as menores larguras de abertura e menores raios de abertura.

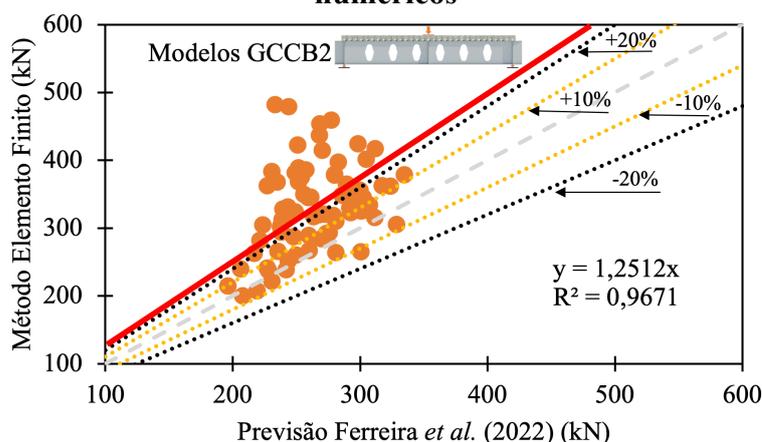
Figura 6.37: Comparação parâmetros de base elíptica Modelos GCCB2



6.3.2.7 Comparação entre estudo paramétrico e analítico para os modelos GCCB2

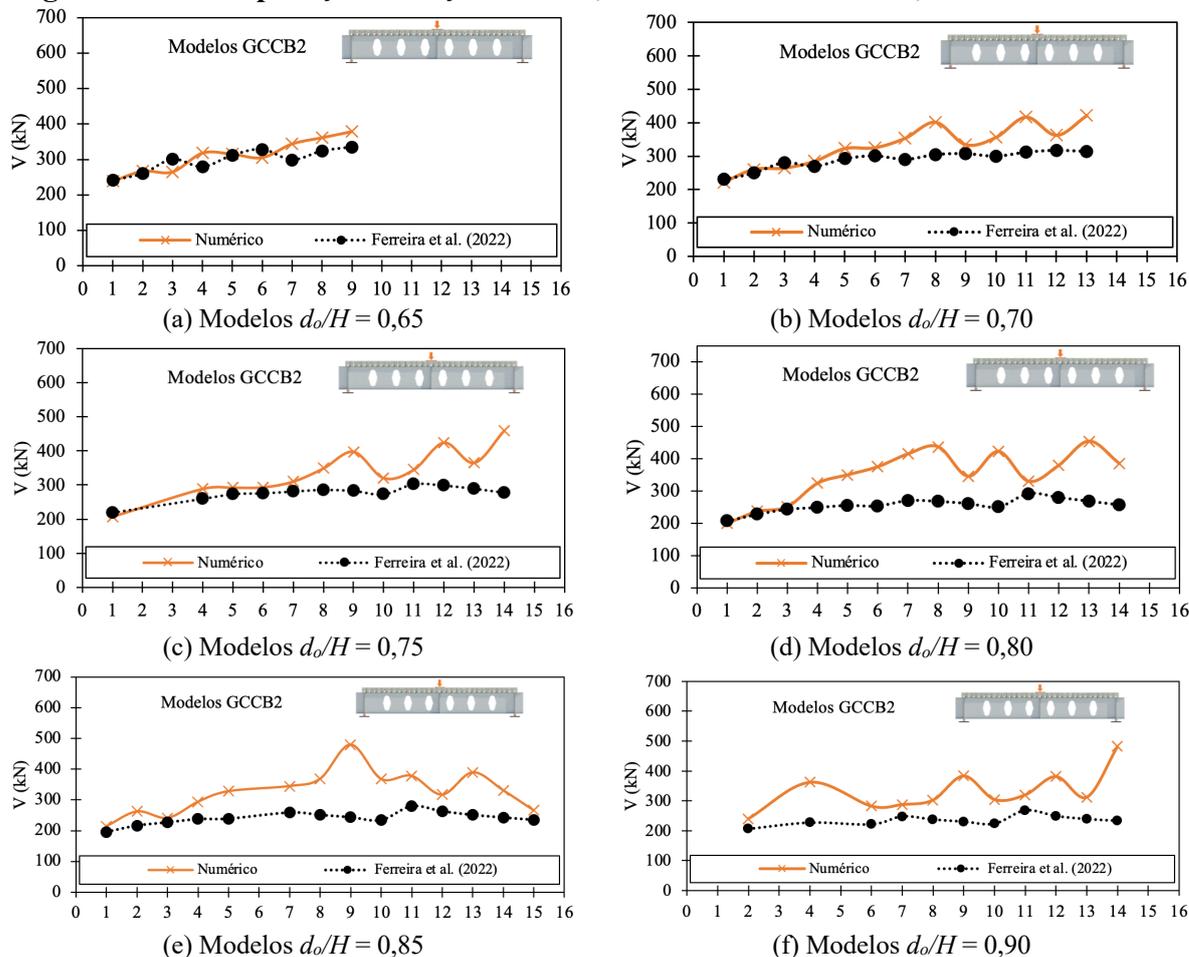
Da mesma forma que para os modelos GCCB1, a comparação entre os modelos numéricos e analíticos, utilizou os modelos numéricos que apresentaram o modo de falha definido pela instabilidade no montante de alma (WPB). Para a verificação, também utilizou-se o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022), para perfis com abertura de base elíptica. A **Figura 6.38** apresenta uma linha de tendencia comparativa dos esforços cortantes de Ferreira *et al.* (2022) e dos modelos numéricos. Percebe-se que esse modelo de previsão apresenta uma boa forma de estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma para o modelo numérico GCCB2, com coeficiente de determinação (R^2) de 0,9671, mas também apresentando valores de capacidade resistente um pouco mais conservadores do que o modelo numérico.

Figura 6.38: Linha de tendencia dos cortantes de Ferreira *et al.* (2022) e dos modelos numéricos



Observando as **Figuras 6.39a-6.39f** e os **Apêndices K.1-K.6**, percebe-se que, em geral, os valores de esforço cortante dos modelos numéricos se aproximam dos valores estimados pelo modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022), principalmente para os modelos com baixas relações de d_o/H e w/d_o . Conforme as alturas de abertura e as larguras de abertura começam a aumentar, a diferença percentual entre o modelo numérico e o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022) também aumentam. Isso pode ser explicado pela influência da laje no aumento da capacidade resistente da estrutura, sendo que esse modelo analítico não considera a influência da laje de concreto. Contudo, pode-se considerar que esse modelo apresenta uma boa forma de estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma para áreas de aberturas menores.

Figura 6.39: Comparação esforço cortante, numéricos e analíticos, modelos GCCB2



6.4 RESULTADOS ESTUDO PARAMÉTRICO MODELO GCCB3

Essa seção tem como objetivo apresentar alguns dos principais resultados do estudo paramétrico, considerando análises elástica, inelásticas e modelos analíticos para as vigas mistas de aço e concreto com aberturas na alma de base elíptica conforme a configuração de referência GCCB3.

6.4.1 Análise Elástica GCCB3

Os modos de deformação apresentados pela seção de referência GCCB3 com $d_o/H = 0,65$ também foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB) (Figura

6.40a e Apêndice L.1), mas diferentemente dos modelos GCCB1 e GCCB2, as deformações são intensificadas nos montantes próximos ao centro do vão da estrutura, como visto na **Figura 6.40b** e no **Apêndice L.1**. Nota-se que praticamente todos os modelos que possuem altas relações de abertura e raio não tiveram esforços ocorrendo na totalidade da mesa inferior. Isso ocorre devido a essas estruturas possuírem uma maior largura do montante de alma. As seções analisadas com variação $d_o/H = 0,70$ para o grupo de modelos GCCB3, no **Apêndice L.2**, também possuem os modos de deformação caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB). Assim como nos modelos $d_o/H = 0,65$, as deformações nos montantes próximos ao centro do vão da estrutura se destacam, mas tendem a diminuir conforme a largura do montante de alma aumenta (**Figura 6.41a**). A solicitação na mesa inferior também tende a se atenuar com o aumento da largura do montante de alma (**Figura 6.40b**).

Figura 6.40: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,65$

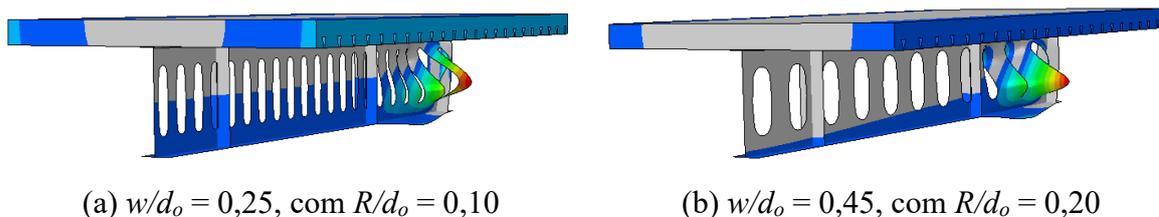
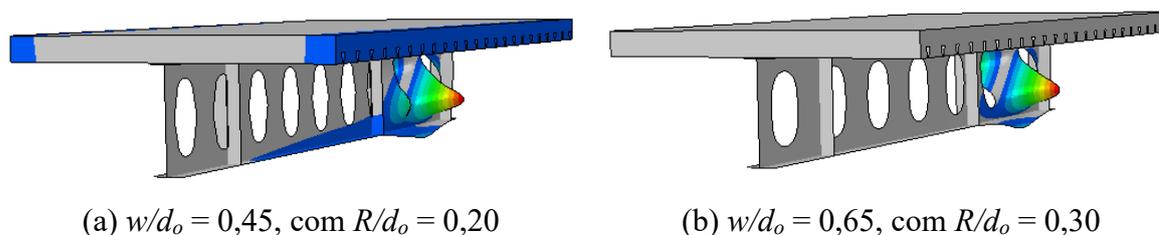


Figura 6.41: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,70$



No **Apêndice L.3** os modelos com variação $d_o/H = 0,75$ para o grupo de modelos GCCB3 tiveram o modo de falha através da instabilidade no montante de alma (WPB), mas para essa configuração nota-se a diminuição das tensões na mesa inferior, geralmente para as estruturas com pequeno número de aberturas e maiores larguras de montante de alma (**Figuras 6.42a-6.42b**). Para as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,80$ para o grupo de modelos GCCB3 os modos de falha foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB), conforme apresenta a **Figura 6.43a** e no **Apêndice L.4**. Entretanto, observa-se que quase todos os modelos não apresentaram tensões ao longo da mesa inferior e sim, deformações nos montantes de alma próximo ao centro do vão da estrutura (**Figuras 6.40a-6.43b**).

Figura 6.42: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,75$

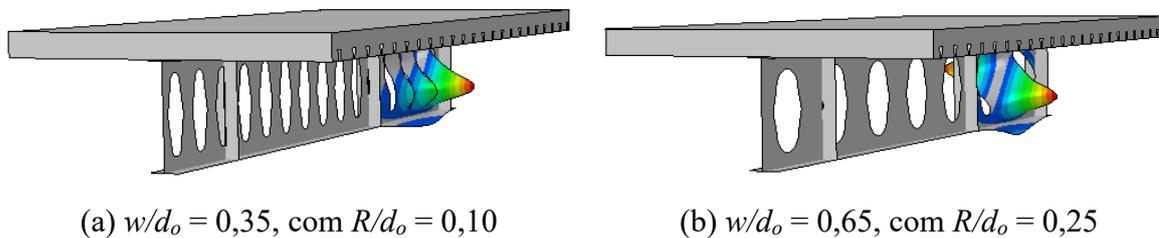
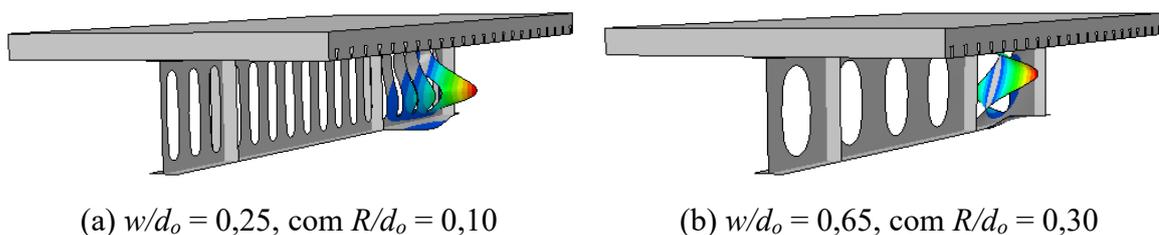
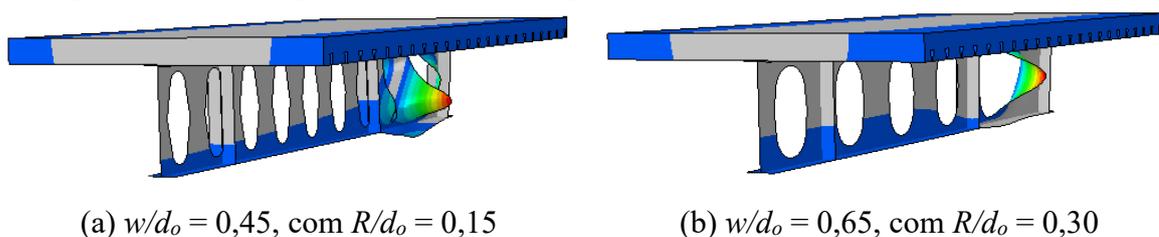


Figura 6.43: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,80$



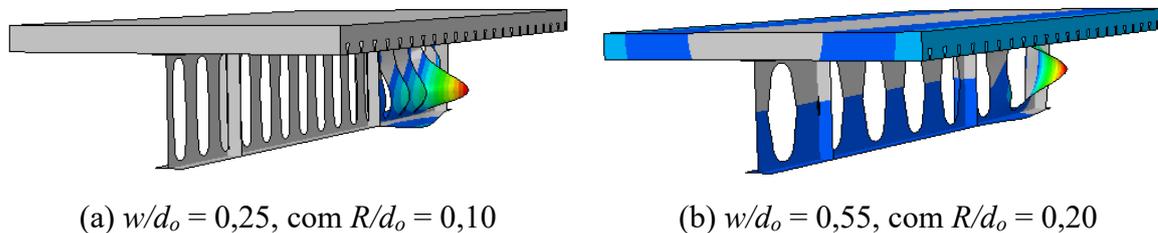
A **Figura 6.44a** e o **Apêndice L.5** apresentam as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,85$ para o grupo de modelos GCCB3. Nesse caso, os modelos com maiores relações de w/d_o e R/d_o apresentam esforços ocorrendo no tê inferior da estrutura. Isso pode ocorrer devido ao aumento da altura de abertura, associada ao aumento da área de abertura, transferindo as solicitações do montante de alma para a região inferior da estrutura (**Figura 6.44b**).

Figura 6.44: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,85$



O **Apêndice L.6** apresenta as seções analisadas com variação $d_o/H = 0,90$ para o grupo de modelos GCCB3. Observa-se que tanto os modelos com as menores e maiores relações de w/d_o e R/d_o apresentam tensões ao longo do tê inferior (**Figura 6.45a**). Possivelmente, a altura de abertura tenha influência nessa condição, elevando as tensões nessa região. Os modelos são caracterizados, em sua maioria, por instabilidade no montante de alma (WPB) (**Figura 6.45b**).

Figura 6.45: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,90$



Analisando as configurações de referência GCCB3 com $d_o/H = 0,65-0,90$, nota-se que de forma geral, com a diminuição da relação w/d_o e da largura entre as aberturas, passa-se a ocorrer uma deformação por instabilidade do montante de alma.

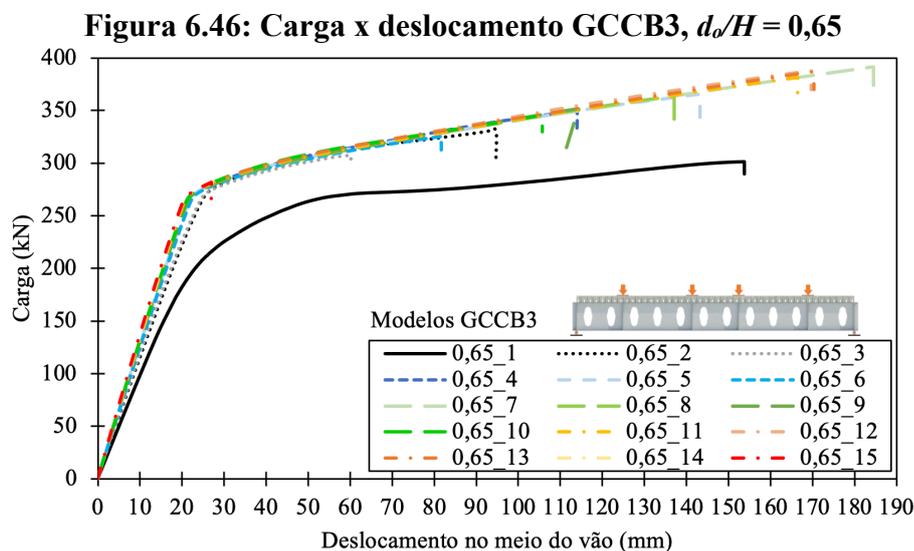
6.4.2 Análise Inelástica GCCB3

Nesta seção são apresentados os principais resultados e discussões da análise inelástica de pós-flambagem (*post-buckling*) para os modelos GCCB3. Serão apresentadas as curvas cargas por deslocamento vertical no meio do vão, as tensões nos perfis, conectores e laje, análise dos parâmetros de abertura elíptica, comparações com os modelos analíticos, sendo que, 20 modelos apresentaram falha por instabilidade no montante de alma (WPB).

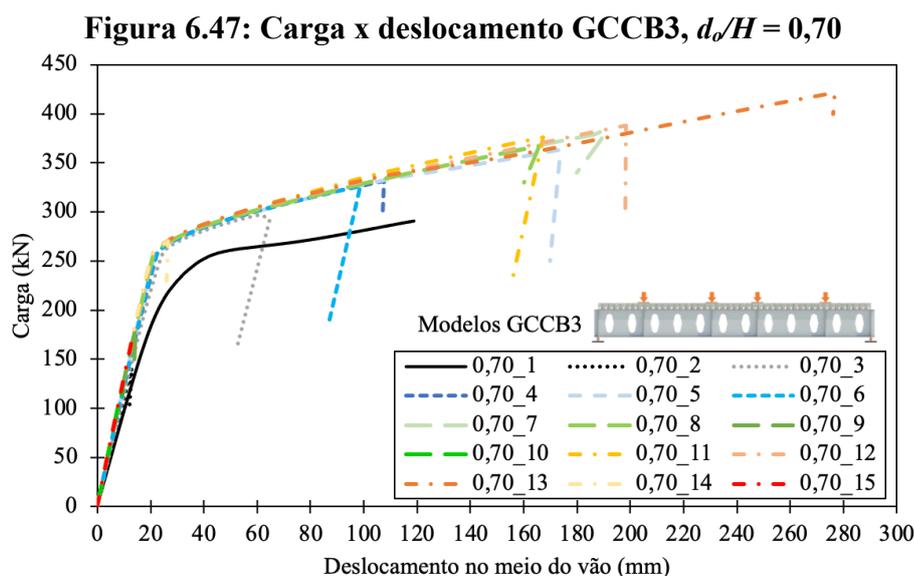
6.4.2.1 Curvas de carga por deslocamento vertical para os modelos GCCB3

Para o modelo de referência GCCB3 $d_o/H = 0,65$, observa-se na **Figura 6.46** a similaridade de comportamento entre os modelos nas curvas de carga por deslocamento vertical. A presença de um maior número de enrijecedores e pontos de aplicação de carga podem ter influenciado esse comportamento. Analisando o **Apêndice M.1** juntamente com as curvas de carga por deslocamento vertical (**Figura 6.46**), percebe-se que os valores de carregamento últimos são maiores para os modelos que possuem uma relação w/d_o maior. Nota-se que os modelos que contém um maior número de abertura, e conseqüentemente uma menor largura de montante de alma, não são os modelos com menores capacidades resistentes, e sim os modelos que possuem as maiores áreas de abertura. Comparando-se as curvas de carga por deslocamento das vigas mistas de base elípticas com a curvas de vigas mistas celulares CCB3, nota-se que as aberturas elípticas apresentam uma diminuição na capacidade resistente, visto que as vigas mistas celulares apresentaram a carga última entorno de 800 kN, enquanto a viga mista de base elíptica mais resistente apresenta carga última próxima de 400 kN (modelo

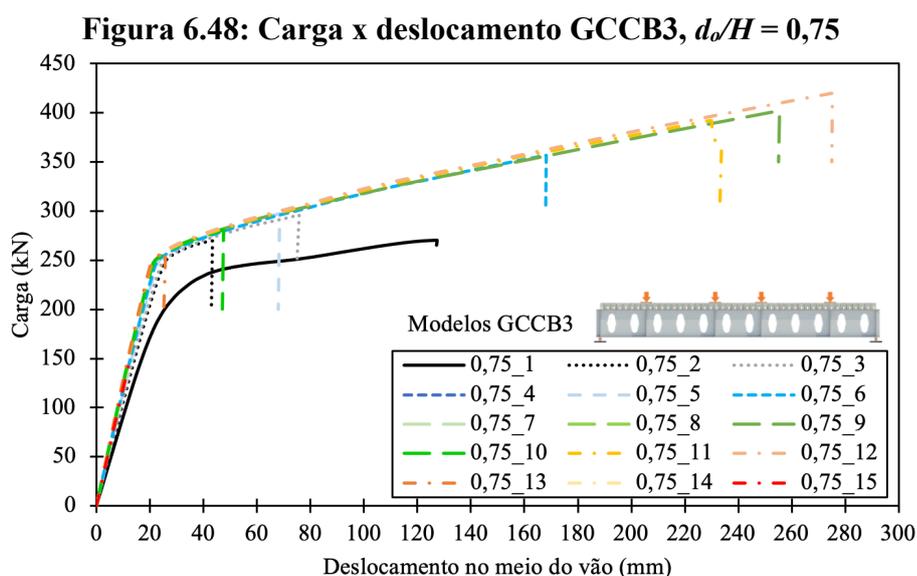
0,65_7). No **Apêndice M.1**, verificou-se para os modelos com menores relações w/d_o que a falha ocorre por instabilidade no montante de alma, sendo próximo da extremidade de apoio.



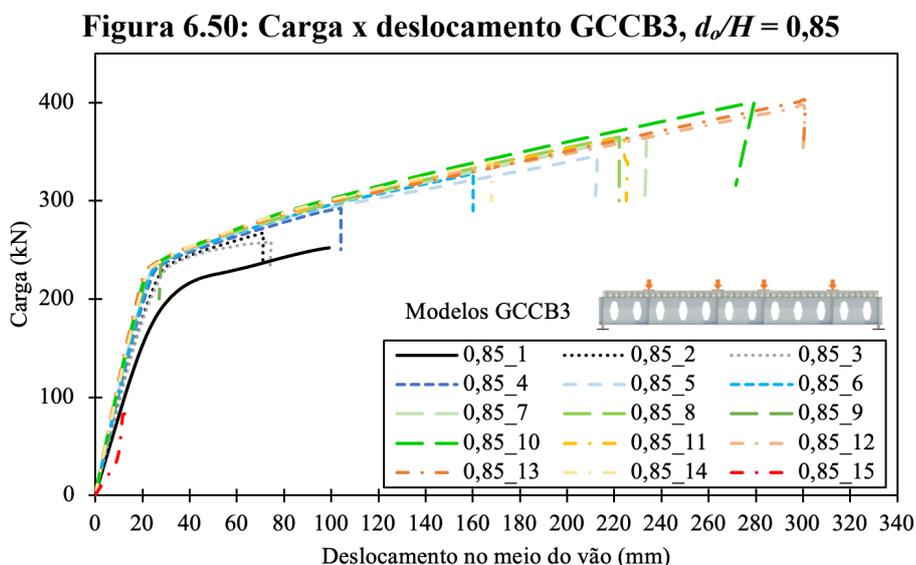
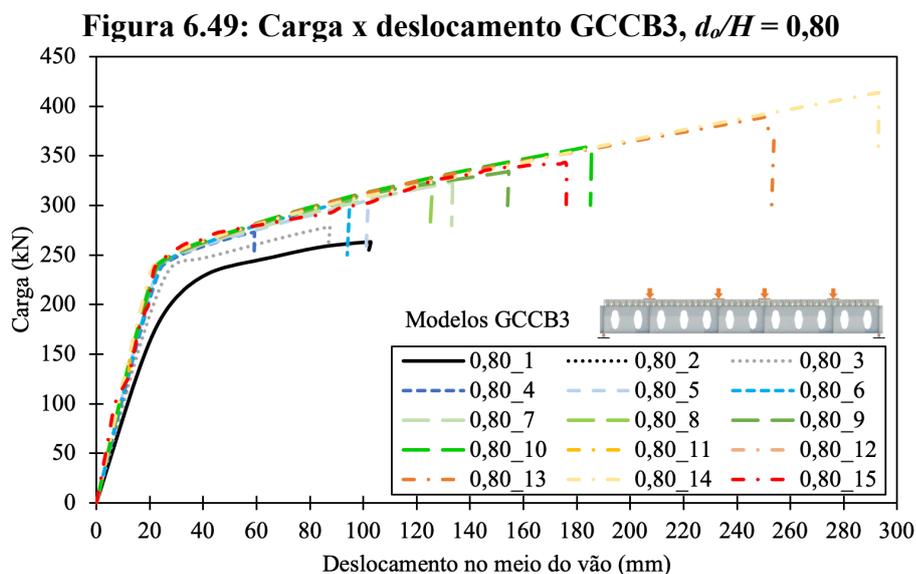
Para os modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,70$, em geral, os modelos apresentaram falha devido ao Mecanismo de Vierendeel (VM). Observando as curvas de carga por deslocamento na **Figura 6.47** e o **Apêndice M.2** nota-se uma diminuição nos valores de carregamento (P) para os modelos conforme a altura de abertura aumenta. Ainda, nota-se que os modelos com menores relações de abertura R/d_o possuem as maiores capacidades resistentes.



Nos modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,75$, grande parte dos modelos apresentaram falha por Mecanismo de Vierendeel (VM), sendo que os modelos de menor relação de largura de abertura apresentaram instabilidade no montante de alma. Verificando as curvas de carga por deslocamento, **Figura 6.48**, e o **Apêndice M.3**, que os valores de carregamento (P) tendem a serem menores conforme a relação R/d_o aumenta, indicando uma sensibilidade da estrutura ao aumento da área de abertura nas regiões superiores e inferiores.

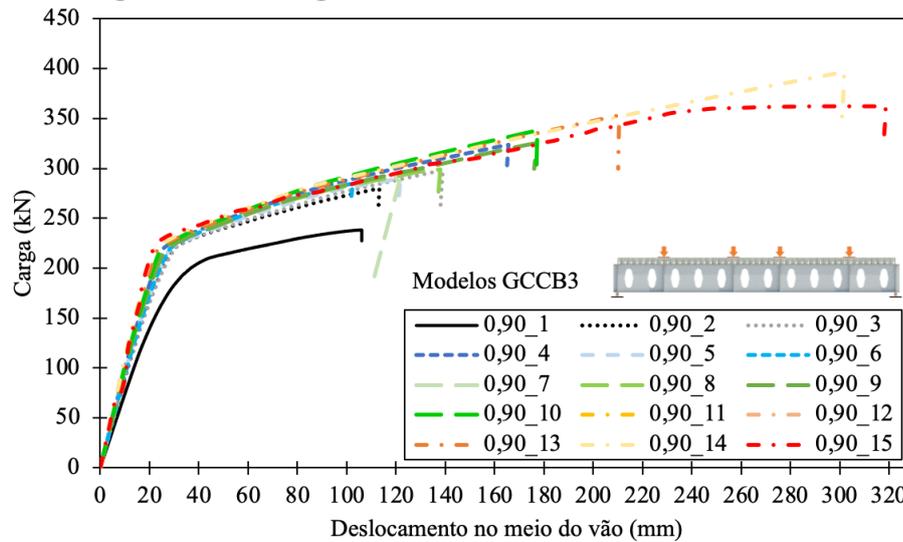


Para os modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,80$, também se tem a falha por instabilidade no montante de alma (WPB) para os modelos de menor relação de largura de abertura. Nas curvas carga por deslocamento (**Figura 6.49**) e no **Apêndice M.4** é possível observar que agora, a largura de abertura começa a influenciar a capacidade resistente. Os modelos com maiores relações de w/d_o possuem maiores valores de resistência. Isso se deve ao aumento da largura do montante de alma, sendo que, mesmo com o aumento da altura de abertura, o aumento da largura do montante de alma tende a influenciar positivamente. Analisando os modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,85$, na **Figura 6.50** e **Apêndice M.5**, também se observa a influência da largura de abertura na capacidade resistente. Os modelos com menores relações de w/d_o possuem menores valores de resistência. Do mesmo modo que a relação $d_o/H = 0,80$ se tem a falha por instabilidade no montante de alma (WPB) para os modelos de menor relação de largura de abertura, e os demais por Mecanismo de Vierendeel (VM).



Para os modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,90$, na **Figura 6.51** e **Apêndice M.6**, os modelos com menores relações de R/d_o possuem menores valores de resistência, indicando que as áreas de abertura nas regiões superiores e inferiores influenciam a capacidade resistente. De maneira semelhante a relação $d_o/H = 0,80$ e $0,85$ se tem a falha por instabilidade no montante de alma (WPB) para os modelos de menor relação de largura de abertura, e os demais por Mecanismo de Vierendeel (VM) para as maiores.

Figura 6.51: Carga x deslocamento GCCB3, $d_o/H = 0,90$



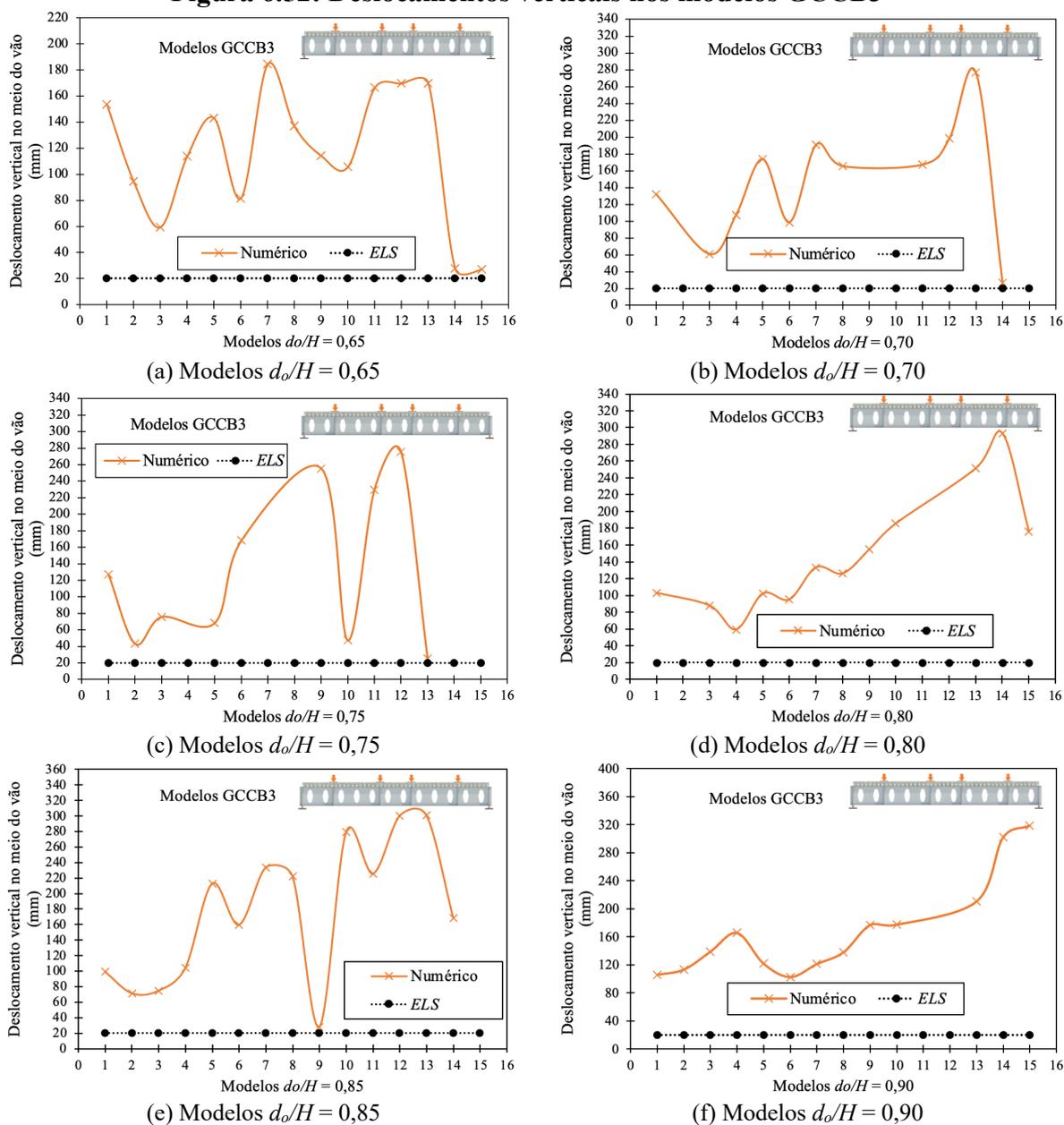
6.4.2.2 Deslocamento vertical para os modelos GCCB3

Verificando do Estado Limite de Serviço (ELS), segundo a NBR 8800:2008, o deslocamento vertical de lajes mistas de aço e concreto não pode ser maior que o vão sobre 350 ($L/350$). Desse modo, as vigas dos modelos GCCB3 deveriam ter um deslocamento máximo de 20,08 mm.

O **Apêndice M** mostra que, todos os modelos ultrapassam esse limite, mostrando a influência do comprimento do vão, da espessura da laje e da quantidade de pontos de aplicação de carga em relação os modelos GCCB1 e GCCB2 que possuíam dois e um ponto de aplicação de carga, respectivamente, e uma laje de concreto com 150 mm, enquanto o modelo GCCB3 contém quatro pontos de aplicação de carga e quatro enrijecedores, possuindo ainda uma menor espessura para laje de concreto, com 130 mm.

Nas **Figuras 6.52a-6.33f** nota-se a influência das relações de d_o/H . No geral, os modelos que possuem maiores áreas de aberturas tendem a proporcionar deslocamentos maiores na estrutura. No **Apêndice M**, para a relação entre as cargas para o estado de ruptura e as cargas para o estado de serviço, percebe-se que, além do comprimento do vão, o aumento da altura de abertura influencia significativamente no aumento dessa relação, levando a estrutura a falhar por deslocamentos verticais excessivos e não por ruptura.

Figura 6.52: Deslocamentos verticais nos modelos GCCB3

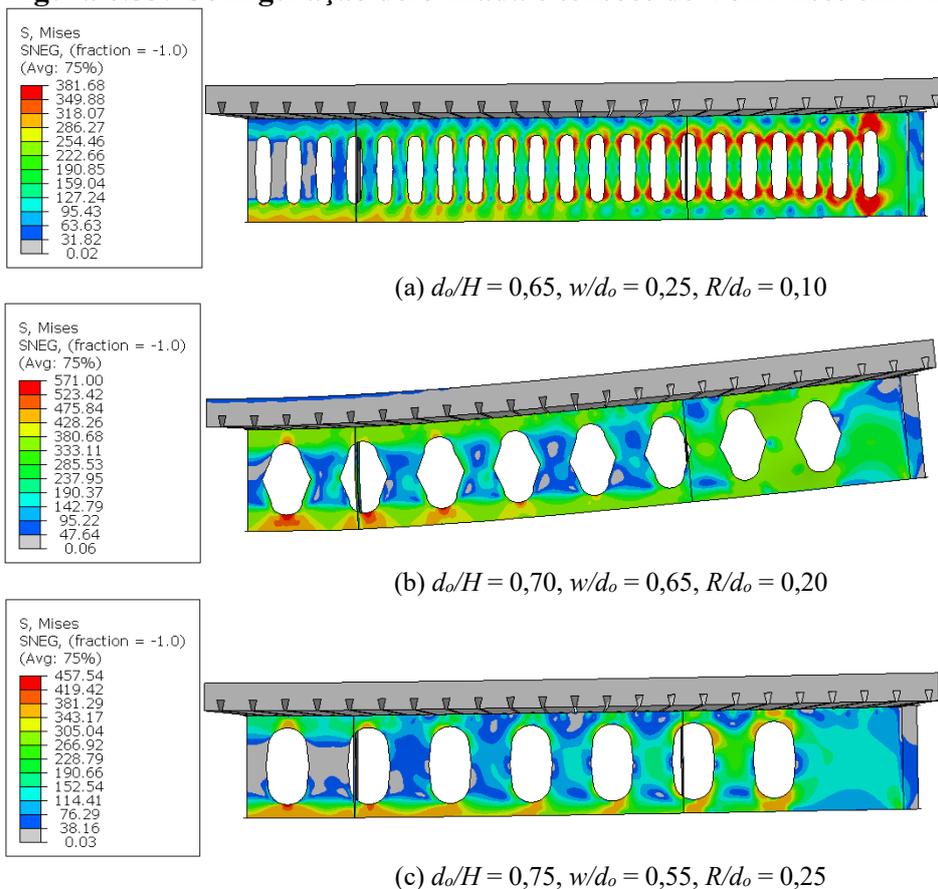


6.4.2.3 Configuração deformada do perfil de aço para os modelos GCCB3

Os modos de deformação apresentados para a seção de referência GCCB3, com $d_o/H = 0,65$ foram caracterizados pela instabilidade no montante de alma (WPB) para modelos com relações $w/d_o = 0,25$ e $0,35$, conforme apresentam os **Apêndices N.1-N.2**. Percebe-se que o aumento da largura do montante de alma tende a provocar uma menor concentração de tensões no elemento do montante de alma. Essa situação foi constatada principalmente para os modelos com $w/d_o = 0,65$, onde tem-se a maior relação de abertura e as maiores larguras de montante de alma. Entretanto, as tensões de Von Mises (σ_{perfil}) são maiores para os modelos com menores

larguras de montante de alma. Na **Figura 6.53a**, verificou-se para os modelos com menores relações w/d_o que a falha ocorre por instabilidade no montante de alma, sendo próximo da extremidade de apoio. Para os demais modelos, nota-se a concentração de tensões no na região inferior das duas primeiras aberturas no centro do vão, verificando-se o modo de falha governado pelo Mecanismo de Vierendeel. Os modelos de referência GCCB3, com $d_o/H = 0,70$, no geral, foram caracterizados pelo Mecanismo de Vierendeel (VM), conforme apresentam os **Apêndices N.3-N.4**. Percebe-se que as tensões no perfil de aço aumentam na região central inferior conforme a relação w/d_o aumenta, ou seja, o aumento das áreas de abertura tende a transferir os esforços para o tê inferior (**Figura 6.53b**). Para os modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,75$, a maioria apresenta falha por Mecanismo de Vierendeel (VM), conforme a **Figura 6.53c** e os **Apêndices N.5-N.6**. Da mesma maneira que os modelos $d_o/H = 0,70$, as tensões no perfil de aço aumentam conforme a relação w/d_o aumenta.

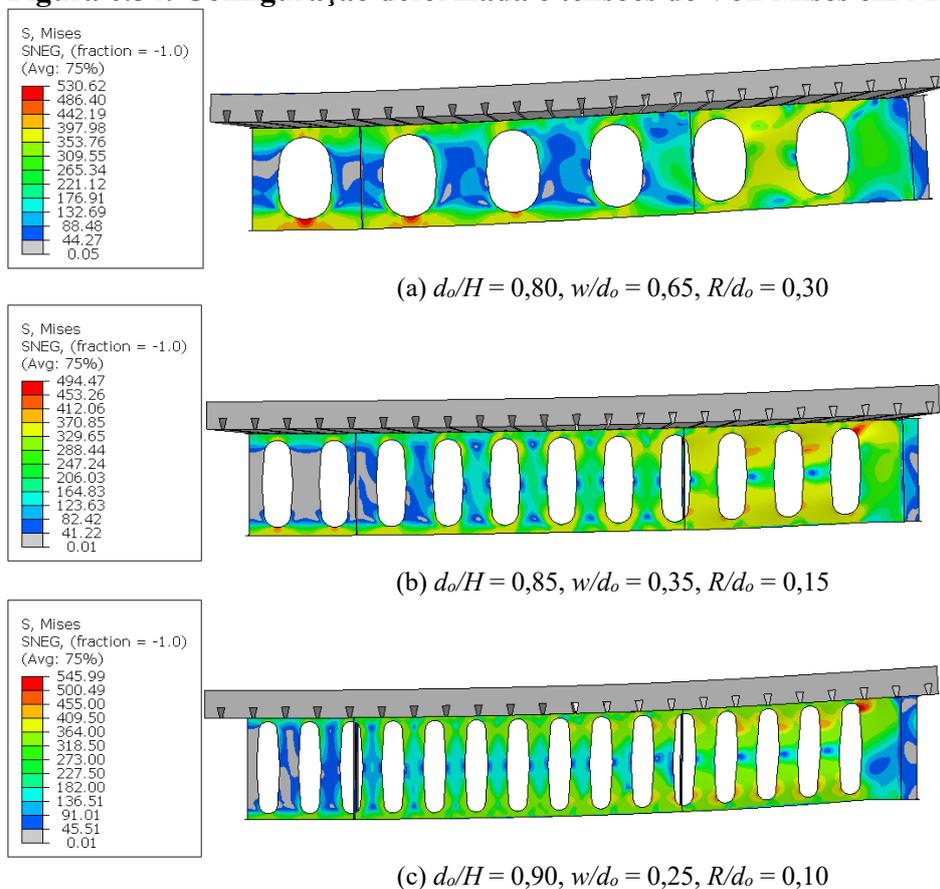
Figura 6.53: Configuração deformada e tensões de Von Mises em MPa, modelos GCCB3



Nos modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,80$, também se tem grande parte dos modelos falhando por Mecanismo de Vierendeel (VM), apresentados nos **Apêndices N.7-N.8**.

Observa-se que os modelos com $w/d_o = 0,55$ e $0,65$ possuem as maiores tensões atuantes para os modelos com menores raios de abertura, ocorrendo na mesa inferior, no centro do vão da estrutura (**Figura 6.54a**). Isso pode ter ocorrido devido ao aumento da área de abertura do montante de alma para esses modelos. Nos modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,85$, tem-se a falha por Mecanismo de Vierendeel (VM) para quase todos os modelos, como pode se observar nos **Apêndices N.9-N.10**. Esses modelos apresentam os maiores valores de tensão, ocorrendo também na região inferior da estrutura, no centro do vão. Já os modelos que falham por instabilidade no montante de alma (WPB), também apresentam concentração de tensões entre as aberturas, no montante de alma (**Figura 6.54b**). Para os modelos de referência GCCB3 $d_o/H = 0,90$, nos **Apêndices N.11-N.12**, observa-se que, os modelos com relações $w/d_o = 0,25$, $0,35$, $0,45$ e $0,55$ falham por instabilidade no montante de alma (WPB) (**Figura 6.54c**). Já os modelos com relações $w/d_o = 0,65$ falham por Mecanismo de Vierendeel (VM). Isso ocorre devido aos modelos possuírem a maior altura de abertura, fazendo com que os tês superiores e inferiores contenham alturas menores.

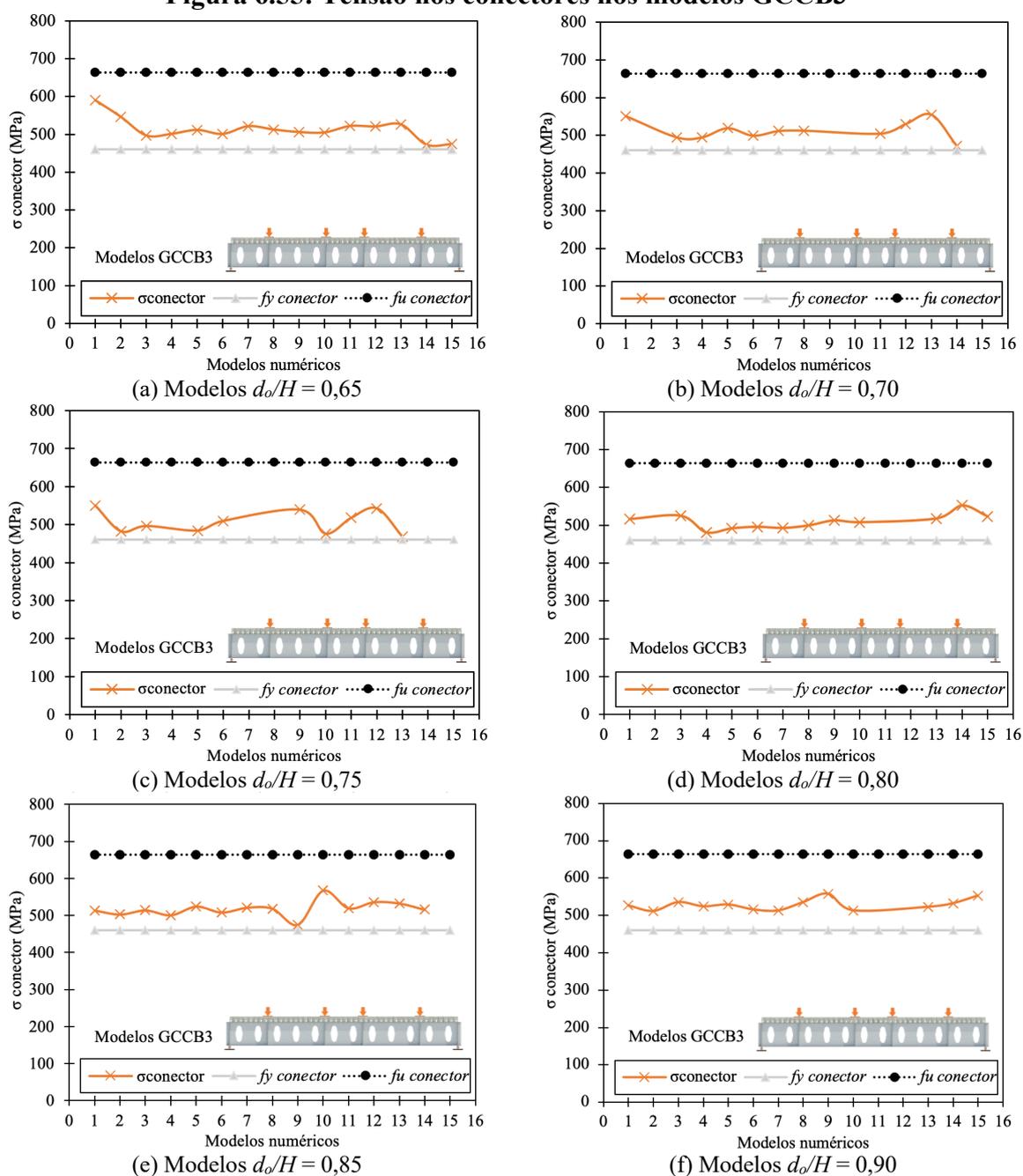
Figura 6.54: Configuração deformada e tensões de Von Mises em MPa, modelos GCCB3



6.4.2.4 Tensão nos conectores de cisalhamento para os modelos GCCB3

De acordo com as Figuras 6.55a-6.55f e o Apêndice O, os modelos de referência GCCB3 tendem a terem tensões atuantes nos conectores bem similares entre si para as variações de abertura. De forma geral, as tensões nos conectores permanecem mais próximas da tensão de escoamento real do conector de 460,9 MPa. Isso se deve aos grandes deslocamentos verticais ocorrendo na estrutura. Ainda assim, conforme a altura de abertura aumenta, a tensão nos conectores também tende a aumentar discretamente.

Figura 6.55: Tensão nos conectores nos modelos GCCB3



6.4.2.5 Dano a tração na laje de concreto para os modelos GCCB3

O dano a tração na laje de concreto, apresentado nas **Tabelas 6.5-6.6**, nota-se a pouca influência desse comportamento na capacidade resistente dos modelos de estrutura GCCB3, sendo que, em praticamente todos os modelos, não foram observadas deformações relevantes que pudessem caracterizar falha na estrutura devido a esse tipo de condição. Assim como os modelos GCCB1 e GCCB2, os modelos que apresentaram esse comportamento de maneira mais significativa foram os modelos com relação $d_o/H = 0,90$, só para os modelos GCCB3, ocorrendo no centro do vão da estrutura, possivelmente devido aos grandes deslocamentos nessa posição.

Tabela 6.5: Dano no concreto a tração GCCB3, $d_o/H = 0,65$

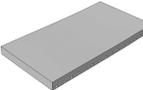
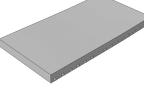
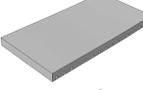
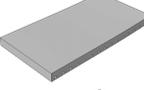
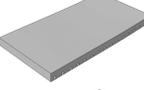
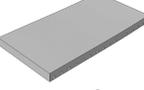
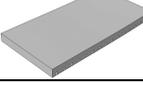
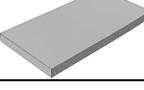
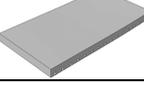
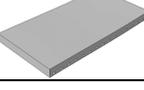
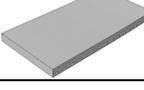
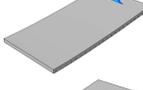
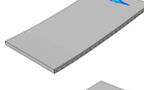
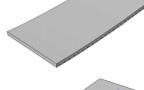
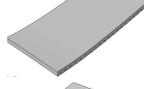
w/d _o	R/d _o				
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
0,25					
0,35					
0,45					
0,55					
0,65					

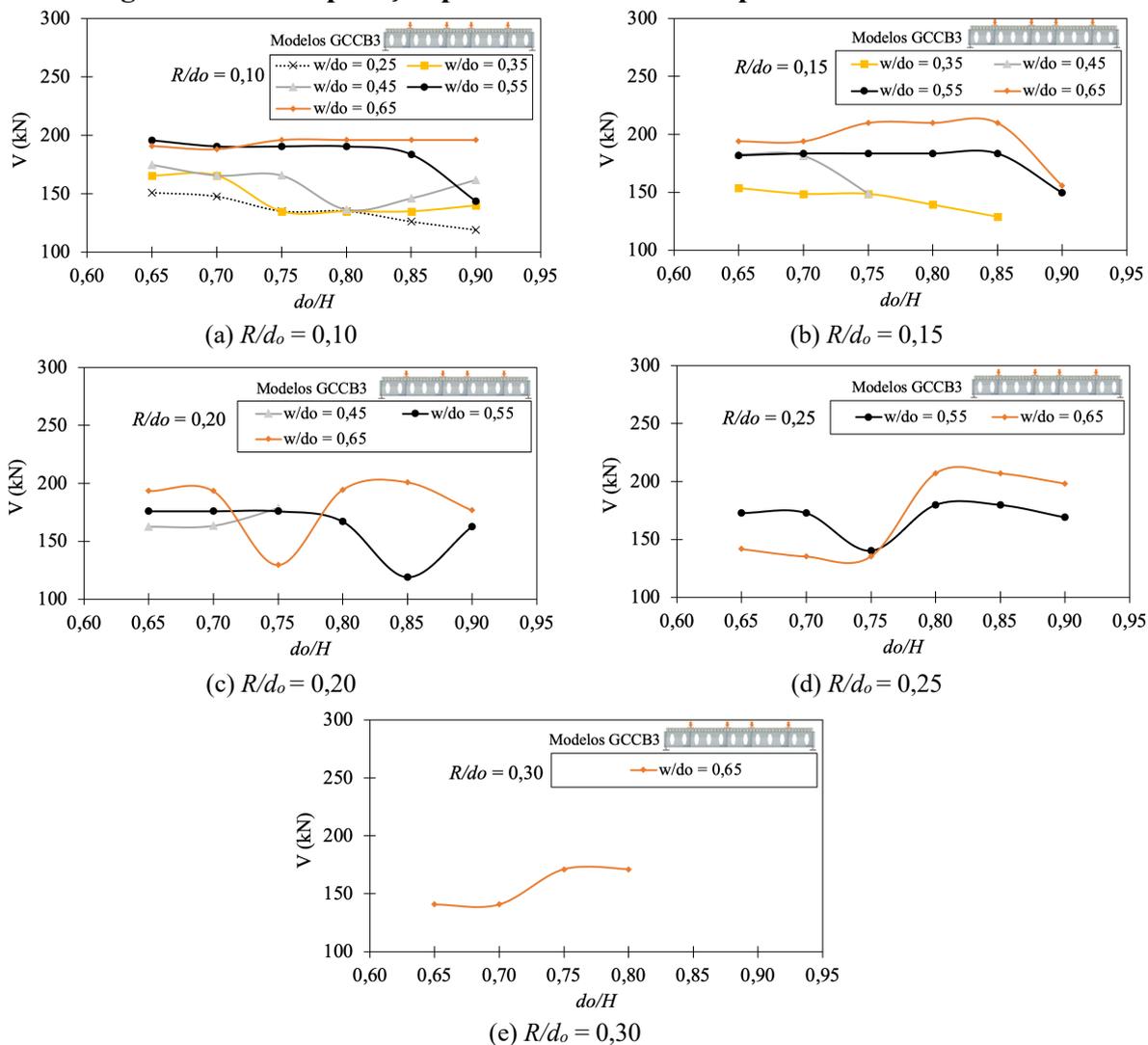
Tabela 6.6: Dano no concreto a tração GCCB3, $d_o/H = 0,90$

w/d _o	R/d _o				
	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30
0,25					
0,35					
0,45					
0,55					
0,65					

6.4.2.6 Esforço cortante para os modelos GCCB3

Observando os parâmetros d_o/H , w/d_o e R/d_o para o esforço cortante nos modelos numéricos na **Figura 6.56**, verifica-se que a relação $w/d_o = 0,45$ apresenta a menor variação de esforço cortante conforme aumenta-se a altura de abertura e o raio de abertura. Os modelos com relação $w/d_o = 0,55$ e $R/d_o = 0,10$ e $0,15$ apresentam comportamento muito semelhantes, assim como os com relação $w/d_o = 0,65$, $R/d_o = 0,20$ e $0,25$ também se assemelham, indicando uma faixa de raio de abertura em que o comportamento tende a se aproximar. Esses modelos são os que possuem as maiores relações de área de abertura. Possivelmente, a capacidade resistente está associada a largura do montante de alma.

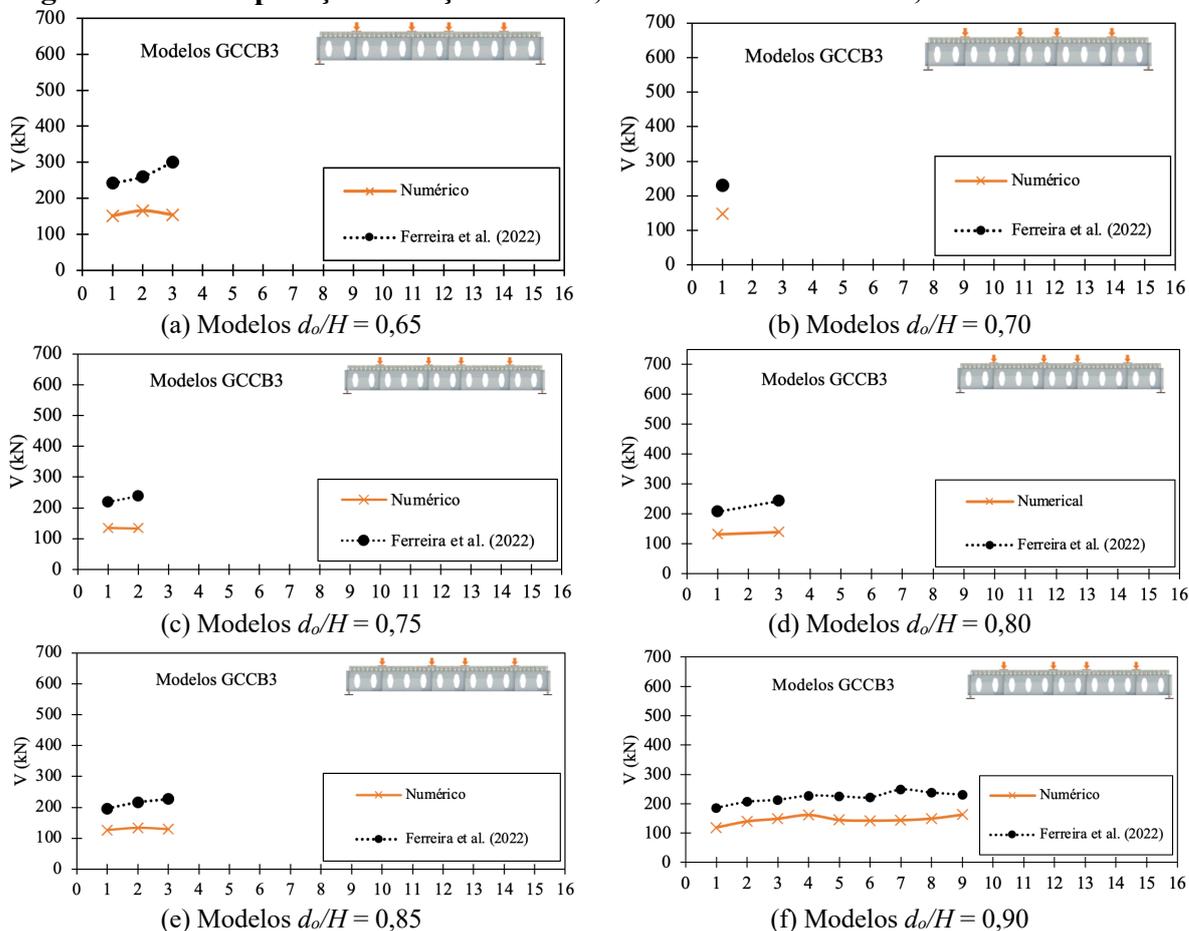
Figura 6.56: Comparação parâmetros de base elíptica Modelos GCCB3



6.4.2.7 Comparação entre estudo paramétrico e analítico para os modelos GCCB3

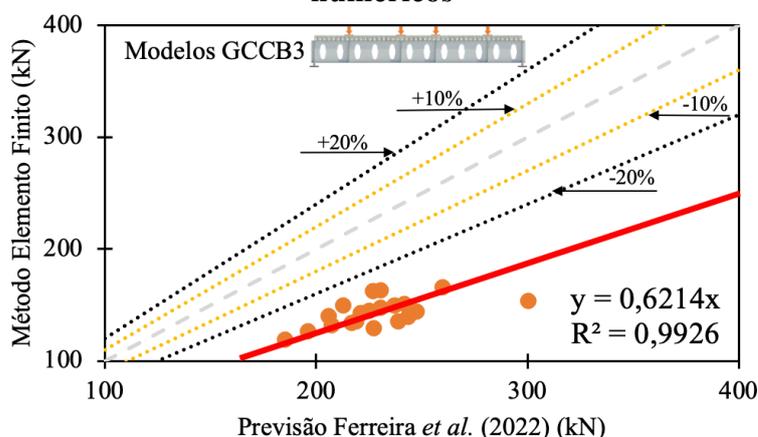
Assim como os modelos GCCB1 e GCCB2, para a comparação entre os modelos numéricos e analíticos, utilizou-se o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022) para perfis com abertura de base elíptica. Observando as Figuras 6.57a-6.57f e os Apêndices P.1-P.6, percebe-se que os valores de esforço cortante dos modelos numéricos são menores do que os do modelo analítico. Isso pode ocorrer devido a não consideração do comprimento do vão no modelo analítico. Ainda, verifica-se que o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022) oferece uma melhor resposta para modelos com relação d_o/H maiores, sendo 0,80, 0,85 e 0,90. Contudo, destaca-se que a estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma através dos modelos analíticos para os modelos GCCB3 apresentaram diferenças percentuais por volta de 30% e 40% quando comparados aos outros modelos numéricos, mostrando uma influência do uso de uma laje de concreto com espessura menor e do comprimento do vão. Contudo, o modelo de Ferreira *et al.* (2022) ainda se apresenta como uma boa ferramenta de estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma.

Figura 6.57: Comparação esforço cortante, numéricos e analíticos, modelos GCCB3



A **Figura 6.58** apresenta uma linha de tendencia comparativa dos esforços cortantes de Ferreira *et al.* (2022) e dos modelos numéricos. Percebe-se que esse modelo analítico apresenta uma ótima forma de estimativa da capacidade resistente a instabilidade no montante de alma, com coeficiente de determinação (R^2) de 0,9926, mas também apresentando valores de capacidade resistente mais conservadores do que o modelo numérico.

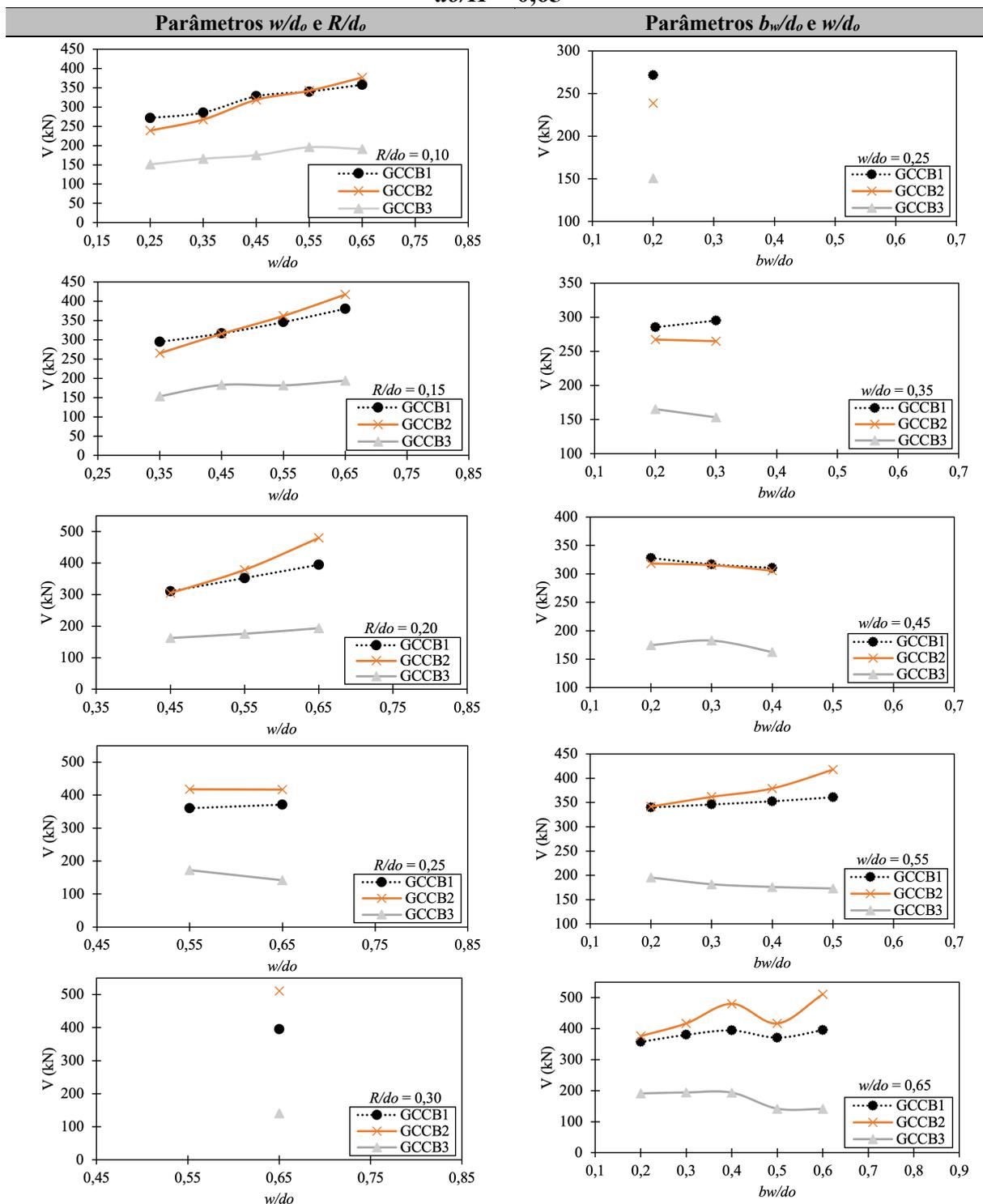
Figura 6.58: Linha de tendencia dos cortantes de Ferreira *et al.* (2022) e dos modelos numéricos



6.5 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS NUMÉRICOS GCCB1, GCCB2 E GCCB3

Comparando-se os resultados obtidos para os modelos GCCB1, GCCB2 e GCCB3 observa-se que primeiro modelo apresenta o modo de falha definido pela instabilidade do montante de alma (WPB). Já os modelos GCCB2 e GCCB3 possuem a maior parte dos modelos com falha governada pelo mecanismo de Vierendeel (VM). Conforme apresenta a **Tabelas 6.7** e o **Apêndice Q**, para as curvas w/d_o pelo esforço cortante global, em função de R/d_o , nota-se que, no geral, os modelos GCCB3 possuem valores para cortante global inferiores aos demais modelos de referência independente da variação do raio de abertura. Já para os modelos GCCB1 e GCCB2, quando se tem as relações $R/d_o = 0,10$ e $0,15$ ocorre a influência da largura de abertura a partir da relação $w/d_o = 0,45$, onde a partir dessa relação o esforço cortante global passa a ser maior no modelo GCCB2. Isso também pode ser observado na configuração deformada dos modelos GCCB2, pois a partir da relação $w/d_o = 0,45$ o modelo muda seu modo de falha de WPB para VM. Nas relações $R/d_o = 0,25-0,30$ o esforço do cortante global no modelo GCCB2 passa a ser sempre maior que os demais modelos.

Tabela 6.7: Comparação parâmetros de base elíptica GCCB1, GCCB2 e GCCB3, para $do/H = 0,65$



Para as curvas b_w/d_o pelo esforço cortante global, em função de w/d_o da Tabela 6.7 e do Apêndice Q, também se observa que os modelos GCCB3 possuem valores para cortante global inferiores aos demais modelos de referência independente da largura do montante. Já para os modelos GCCB1 e GCCB2, quando se tem as relações $w/d_o = 0,25-0,45$ o esforço cortante

global para os modelos GCCB1 são superiores aos do modelo GCCB2, mas a partir da relação $w/d_o = 0,55$ ocorre a influência da largura de abertura, onde a partir dessa relação o esforço cortante global passa a ser maior no modelo GCCB2. Isso se justifica novamente pela mudança no modo de falha de WPB para VM do modelo GCCB2, já que as maiores relações w/d_o , ou seja, os modelos que apresentam um menor número de aberturas e maiores dimensões de largura no montante de alma tendem a resistir a falha por instabilidade.

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como objetivo estudar a capacidade resistente de vigas mistas de aço e concreto com aberturas de base elíptica à instabilidade no montante de alma, sendo motivado pela escassez de estudos na literatura para essa condição de estrutura, vindo a contribuir com análises estruturais sobre as mesmas. Através de um estudo paramétrico de 270 modelos em elementos finitos, foram avaliados os efeitos produzidos pela variação das aberturas de base elíptica no montante de alma e no comportamento global de vigas mistas. Para a realização das simulações e análises numéricas utilizou-se duas etapas de análise: a primeira sendo uma análise de estabilidade elástica, onde estimou-se a carga crítica de flambagem elástica e a segunda uma análise de pós-flambagem de comportamento da estrutura. Com base nos dados obtidos para os 270 modelos numéricos concluiu-se que:

- i. Os modelos GCCB1 e GCCB2 apresentam, em geral, o modo de falha definido pela instabilidade do montante de alma (WPB). Já os modelos CGCB3 possuíram a maior parte dos modelos com falha governada pelo mecanismo de Vierendeel (VM). Foi possível observar que os modelos com maiores largura de montante de alma apresentaram a maior capacidade resistente nas condições em que $w/d_o = 0,65$ e $R/d_o = 0,30$, enquanto o modelo com o menor montante de alma e menor largura de montante apresentaram a mais baixa, em que $w/d_o = 0,25$ e $R/d_o = 0,10$. Isso mostrou a influência da quantidade e proximidade das aberturas na capacidade resistente da estrutura, ou seja, quanto maior o número de aberturas e maior proximidade entre elas, menor será a capacidade resistente;
- ii. Analisou-se os parâmetros d_o/H , w/d_o e R/d_o para o esforço cortante nos modelos numéricos e observou-se que, no geral, os parâmetros de raio de abertura e largura de abertura tenderam a influenciar de forma negativa a capacidade resistente da estrutura. Para qualquer relação w/d_o , conforme a altura de abertura e o raio de abertura aumentavam, os valores de capacidade resistente tendiam a diminuir. Isso ocorreu devido ao aumento da área de abertura nos tês superior e inferior, como nos modelos com uma relação $w/d_o = 0,25$. Nos modelos com uma relação $w/d_o = 0,65$, notou-se, no geral, a diminuição da capacidade resistente a partir do aumento de abertura $d_o/H = 0,70$, ou seja, os perfis que possuíam grandes áreas de abertura tenderam a diminuir sua capacidade resistente;
- iii. Os modelos GCCB3, contendo a menor espessura da laje de concreto (130mm) e maior vão, apresentaram os menores valores para o esforço cortante global, caracterizando a

influência da espessura da laje de concreto na capacidade de resistência. Observou-se que os modelos com menores relações w/d_o e R/d_o falharam por instabilidade no montante de alma. Isso ocorreu devido a pequena largura do montante de alma para esses modelos, associada ainda ao comprimento do vão para essa condição de estrutura;

iv. Os conectores de cisalhamento passaram a ser mais solicitados conforme a altura de abertura aumentava. No geral, as tensões de Von Mises tenderam a ficar próximas da tensão de escoamento real (460,9 MPa) para as relações com $w/d_o = 0,25, 0,35$ e $0,45$. Para as relações $w/d_o = 0,55$ e $0,65$, os valores máximos de tensões nos conectores se aproximaram da tensão de ruptura real do elemento (664,1 MPa). Isso indicou que larguras de montante de alma maiores, com áreas de aberturas maiores tendem a uma maior solicitação dos conectores;

v. O modelo analítico proposto por Ferreira *et. al* (2022) mostrou-se uma boa alternativa para estimativa da capacidade resistente de vigas mista com aberturas de base elíptica. Percebeu-se que, em geral, os valores de esforço cortante dos modelos numéricos se aproximaram dos valores estimados pelo modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022), principalmente para os modelos com pequenos valores para as relações de d_o/H e w/d_o . Conforme as alturas de abertura e as larguras de abertura começaram a aumentar, a diferença percentual entre o modelo numérico e o modelo analítico de Ferreira *et al.* (2022) também aumentaram. Isso ocorre devido a influência da laje no aumento da capacidade resistente da estrutura, sendo que esse modelo analítico não considera a influência da laje de concreto;

vi. Estruturas com grandes vãos e grandes áreas de aberturas tendem a exceder os limites de Estado Limite de Serviço. Na condição de estrutura GCCB3, quase todos os modelos ultrapassaram esse limite, mostrando a influência do comprimento do vão e da quantidade de pontos de aplicação de carga em relação aos modelos GCCB1 e GCCB2, que possuíam dois e um ponto de aplicação de carga, respectivamente. Fez-se uma relação entre as cargas para o estado de ruptura e as cargas para o estado de serviço e percebeu-se que, além do comprimento do vão, o aumento da altura de abertura influencia significativamente no aumento dessa relação, levando a estrutura a falhar por deslocamentos verticais excessivos e não por ruptura. Assim, constatou-se influência das relações de d_o/H , sendo que, no geral, os modelos que possuíam maiores áreas de aberturas tenderam a proporcionar deslocamentos maiores na estrutura.

7.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com o desenvolvimento deste trabalho identificou-se diversas oportunidades para investigações em trabalhos futuros. Assim, visando dar continuidade ao estudo de vigas mistas com aberturas de base elíptica são sugeridos os seguintes estudos:

- i. Parametrizar a configuração geométrica do perfil de aço, verificando sua influência na capacidade resistente;
- ii. Parametrizar a configuração geométrica da laje mista de concreto, verificando sua influência na capacidade resistente;
- iii. Parametrizar a altura e espaçamento dos conectores de cisalhamento, verificando sua influência na capacidade resistente.

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 8800. **Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro. 2008.

ABAMBRES, M. et al. Neural network-based formula for the buckling load prediction of I-section cellular steel beams. **Computers**, v. 8, n. 1, 2018.

ARAÚJO, D. DE L. et al. Headed steel stud connectors for composite steel beams with precast hollow-core slabs with structural topping. **Engineering Structures**, v. 107, p. 135–150, 2016.

BADKE-NETO, A. **Estudo De Metodologias Para O Dimensionamento De Vigas De Aço E Vigas Mistas De Aço E Concreto Com Perfis Celulares**. [s.l.] Universidade Federal do Espírito Santo, 2015.

BRADFORD, M. A. Distortional buckling of monosymmetric I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 5, n. 2, p. 123–136, 1985.

BRADFORD, M. A. Inelastic distortional buckling of I-beams. **Computers and Structures**, v. 24, n. 6, p. 923–933, 1986.

BRADFORD, M. A. Buckling of elastically restrained beams with web distortions. **Thin-Walled Structures**, v. 6, n. 4, p. 287–304, 1988.

BRINKHUS, R. N.; ALEGRE, P. **Análise De Vigas Casteladas E Vigas Casteladas Mistas**. [s.l.] Universidade Federal Do Rio Grande Do Sul, 2015.

CARVALHO, A. S. DE. **Avaliação Da Estabilidade Lateral De Perfis I De Aço Inoxidável De Alta Resistência Com Aberturas Sequenciais Na Alma Em Padrão Senoidal. Orientador: Carlos Humberto Martins. 2023. Dissertação (Mestrado) - Engenharia Civil, Centro de Tecnologia, Universid.** [s.l.] Universidade Estadual de Maringá, 2023.

CEB-FIP, FIB. **Model Code 2010**. [s.l: s.n.].

CORNELISSEN, H. A. W.; HORDIJK, D. A.; REINHARDT, H. W. Two-Dimensional Theories of Anchorage Zone Stresses in Post-Tensioned Prestressed Beams. **ACI Journal Proceedings**, v. 59, n. 10, p. 45–56, 1986.

DJEBLI, B.; KERDAL, D. E.; ABIDELAH, A. Additional and total deflection of composite symmetric cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 158, p. 99–106, 2019.

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

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

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

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-1: EUROCODE 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules buildings.** Brussels, 2005.

FARES, S. S.; COULSON, J.; DINEHART, D. W. Castellated and Cellular Beams Design. **American Institute of Steel Construction**, p. 1–117, 2016.

FERNANDES, H. M. DE S. et al. **Estudo do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em padrão litzka.** Abmec. **Anais...**Vitória, ES: 2018.

FERRARI, G. D. A. **Simulação Numérica Do Comportamento Estrutural De Vigas Alveolares Mistas De Aço E Concreto.** [s.l.] Universidade Federal de Viçosa, 2013.

FERREIRA, F. P. V. et al. Steel-concrete-composite beams with precast hollow-core slabs: A sustainable solution. **Sustainability (Switzerland)**, v. 13, n. 8, 2021.

FERREIRA, F. P. V. **Capacidade resistente de vigas celulares mistas à instabilidade no montante de alma.** [s.l.] Universidade Federal de São Carlos, 2021.

FERREIRA, F. P. V. et al. EC3 design of web-post buckling resistance for perforated steel beams with elliptically-based web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 175, n. February, p. 109196, 2022.

FERREIRA, F. P. V. et al. Web-post buckling resistance calculation of perforated high-strength steel beams with elliptically-based web openings for EC3. **Structures**, v. 55, n. May, p. 245–262, 2023.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Advances in composite beams with web openings and composite cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 172, p. 106182, 2020.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Assessment of web post buckling resistance in steel-concrete composite cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 158, n. January, p. 106969, 2021.

FERREIRA, F. P. V.; ROSSI, A.; MARTINS, C. H. Lateral-torsional buckling of cellular beams according to the possible updating of EC3. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 153, p. 222–242, 2019.

GALAMBOS, T. V.; SUROVEK, A. E. **Structural Stability of Steel: Concepts and Applications for Structural Engineers.** [s.l: s.n.].

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

GONÇALVES, A. B. **Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto.** [s.l.] Universidade Federal de Viçosa, 2015.

GRILO, L. F. et al. Design procedure for the web-post buckling of steel cellular beams. **Journal**

of **Constructional Steel Research**, v. 148, p. 525–541, 2018.

GUEZOULI, S.; LACHAL, A. Numerical analysis of frictional contact effects in push-out tests. **Engineering Structures**, v. 40, p. 39–50, jul. 2012.

HECHLER, O.; MÜLLER, C.; SEDLACEK, G. Investigations on beams with multiple regular web openings. **Proceedings of the 5th International Conference on Composite Construction in Steel and Concrete V**, p. 270–281, 2006.

HORDIJK, D. A. **Local approach to fatigue of concrete. Dissertation, Delft University of Technology**, 1991. Disponível em: <<http://resolver.tudelft.nl/uuid:fa87147b-8201-47ed-83d7-b812b09c5fbb>>

KATWAL, U. et al. Load sharing mechanism between shear studs and profiled steel sheeting in push tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 174, p. 106279, nov. 2020.

KLOECKNER METALS. **A specialist steelwork fabricator and designer**. Disponível em: <<https://www.kloecknermetalsuk.com>>. Acesso em: 29 maio. 2023.

LAWSON, R. M. et al. Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 6, p. 614–629, 2006.

LAWSON, R. M.; HICKS, S. J. **Design of Composite Beams with Large web openings**. 2011.

LAWSON, R. M.; SAVERIRAJAN, A. H. A. Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 10, p. 1426–1434, 2011.

LIU, X. et al. Finite element modelling of steel–concrete composite beams with high-strength friction-grip bolt shear connectors. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 108, p. 54–65, jan. 2016.

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

MÜLLER, C. ET AL. Large web openings for service integration in composite floors. Technical Steel Research. **European Commission, Contract No 7210-PR/315**, v. Final repo, 2006.

NADJAI, A. et al. Performance of cellular composite floor beams at ambient temperature. **Fire Safety Journal**, v. 42, n. 6–7, p. 489–497, 2007.

OLIVEIRA, L. B. DE; VIEIRA, W. B. **Definição da geometria de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura**. [s.l.] Universidade Federal de Viçosa, 2012.

OLIVEIRA, V. M. DE. **Avaliação Do Comportamento De Vigas Celulares Mistas De Aço E Concreto Em Regiões De Momento Fletor Negativo. Orientador: Carlos Humberto Martins**. 2022. **Dissertação (Mestrado) - Engenharia Civil, Centro de Tecnologia**,

Universid. [s.l.] Universidade Estadual de Maringá, 2022.

PANEDPOJAMAN, P.; RONGRAM, T. Design equations for Vierendeel bending of steel beams with circular web openings. **Lecture Notes in Engineering and Computer Science**, v. 2, n. c, p. 1493–1498, 2014.

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

PANEDPOJAMAN, P. W.; SAE-LONG; CHUB-UPPAKARN, T. Cellular beam design for resistance to inelastic lateral – torsional buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 99, n. February 2016, p. 1–6, 2016.

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

SJAARDA, M. et al. Fatigue Behavior of Welded Shear Studs in Precast Composite Beams. **Journal of Bridge Engineering**, v. 22, n. 11, p. 04017089, nov. 2017.

SHAMASS, R. et al. Web-post buckling prediction resistance of steel beams with elliptically-based web openings using Artificial Neural Networks (ANN). **Thin-Walled Structures**, v. 180, n. August, p. 109959, 2022.

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.

SILVEIRA, E. G. **Avaliação do comportamento estrutural de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação.** [s.l: s.n.].

STANDARDIZATION, E. COMMITTEE FOR. **EN 1993-1-1: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings.** , 2002.

TSAVDARIDIS, K. D.; D’MELLO, C. **Structural Beam, GB 2492176**, 2012.

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

TSAVDARIDIS, K. D.; D’MELLO, C. Optimisation of novel elliptically-based web opening shapes of perforated steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 76, n. September 2012, p. 39–53, 2012.

TSAVDARIDIS, K. D.; KINGMAN, J. J.; TOROPOV, V. V. Application of structural topology optimisation to perforated steel beams. **Computers and Structures**, v. 158, p. 108–123, 2015.

VERÍSSIMO, G. et al. Análise experimental de um conector de cisalhamento em chapa de aço endentada para estruturas mistas de aço e concreto. **Anais das XXXII Jornadas Sulamericanas de Engenharia Estrutural**, p. 410–419, 2006.

WANG, P.; MA, Q.; WANG, X. Investigation on Vierendeel mechanism failure of castellated steel beams with fillet corner web openings. **Engineering Structures**, v. 74, p. 44–51, 2014.

WARD, J. K. **Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams**. Silwood Park, Ascot, UK: Steel Construction Institute, 1990.

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

APÊNDICES

APÊNDICE A: PERFIS: ESTUDO PARAMÉTRICO

Apêndice A.1: Seções analisadas $d_o/H = 0,65$

Seção	d	bf	tf	tw	H	dg	do	w	R	bw	s	w/do	R/do
0,65_1	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	87.71	35.08	70.16	157.87	0.25	0.10
0,65_2	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	35.08	70.16	192.96	0.35	0.10
0,65_3	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	52.63	105.26	228.06	0.35	0.15
0,65_4	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	35.08	70.16	228.04	0.45	0.10
0,65_5	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	52.63	105.26	263.14	0.45	0.15
0,65_6	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	70.17	140.34	298.22	0.45	0.20
0,65_7	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	35.08	70.16	263.12	0.55	0.10
0,65_8	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	52.63	105.26	298.22	0.55	0.15
0,65_9	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	70.17	140.34	333.3	0.55	0.20
0,65_10	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	87.71	175.42	368.38	0.55	0.25
0,65_11	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	35.08	70.16	298.21	0.65	0.10
0,65_12	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	52.63	105.26	333.31	0.65	0.15
0,65_13	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	70.17	140.34	368.39	0.65	0.20
0,65_14	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	87.71	175.42	403.47	0.65	0.25
0,65_15	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	105.25	210.5	438.55	0.65	0.30

*dimensões em milímetros.

Apêndice A.2: Seções analisadas $d_o/H = 0,70$

Seção	d	bf	tf	tw	H	dg	do	w	R	bw	s	w/do	R/do
0,65_1	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	87.71	35.08	70.16	157.87	0.25	0.10
0,65_2	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	35.08	70.16	192.96	0.35	0.10
0,65_3	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	52.63	105.26	228.06	0.35	0.15
0,65_4	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	35.08	70.16	228.04	0.45	0.10
0,65_5	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	52.63	105.26	263.14	0.45	0.15
0,65_6	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	70.17	140.34	298.22	0.45	0.20
0,65_7	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	35.08	70.16	263.12	0.55	0.10
0,65_8	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	52.63	105.26	298.22	0.55	0.15
0,65_9	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	70.17	140.34	333.3	0.55	0.20
0,65_10	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	87.71	175.42	368.38	0.55	0.25
0,65_11	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	35.08	70.16	298.21	0.65	0.10
0,65_12	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	52.63	105.26	333.31	0.65	0.15
0,65_13	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	70.17	140.34	368.39	0.65	0.20
0,65_14	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	87.71	175.42	403.47	0.65	0.25
0,65_15	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	105.25	210.5	438.55	0.65	0.30

*dimensões em milímetros.

Apêndice A.3: Seções analisadas $d_o/H = 0,75$

Seção	d	bf	tf	tw	H	dg	do	w	R	bw	s	w/do	R/do
0,65_1	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	87.71	35.08	70.16	157.87	0.25	0.10
0,65_2	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	35.08	70.16	192.96	0.35	0.10
0,65_3	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	52.63	105.26	228.06	0.35	0.15
0,65_4	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	35.08	70.16	228.04	0.45	0.10
0,65_5	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	52.63	105.26	263.14	0.45	0.15
0,65_6	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	70.17	140.34	298.22	0.45	0.20
0,65_7	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	35.08	70.16	263.12	0.55	0.10
0,65_8	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	52.63	105.26	298.22	0.55	0.15
0,65_9	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	70.17	140.34	333.3	0.55	0.20
0,65_10	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	87.71	175.42	368.38	0.55	0.25
0,65_11	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	35.08	70.16	298.21	0.65	0.10
0,65_12	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	52.63	105.26	333.31	0.65	0.15
0,65_13	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	70.17	140.34	368.39	0.65	0.20
0,65_14	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	87.71	175.42	403.47	0.65	0.25
0,65_15	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	105.25	210.5	438.55	0.65	0.30

*dimensões em milímetros.

Apêndice A.4: Seções analisadas $d_o/H = 0,80$

Seção	d	bf	tf	tw	H	dg	do	w	R	bw	s	w/do	R/do
0,65_1	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	87.71	35.08	70.16	157.87	0.25	0.10
0,65_2	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	35.08	70.16	192.96	0.35	0.10
0,65_3	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	52.63	105.26	228.06	0.35	0.15
0,65_4	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	35.08	70.16	228.04	0.45	0.10
0,65_5	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	52.63	105.26	263.14	0.45	0.15
0,65_6	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	70.17	140.34	298.22	0.45	0.20
0,65_7	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	35.08	70.16	263.12	0.55	0.10
0,65_8	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	52.63	105.26	298.22	0.55	0.15
0,65_9	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	70.17	140.34	333.3	0.55	0.20
0,65_10	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	87.71	175.42	368.38	0.55	0.25
0,65_11	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	35.08	70.16	298.21	0.65	0.10
0,65_12	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	52.63	105.26	333.31	0.65	0.15
0,65_13	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	70.17	140.34	368.39	0.65	0.20
0,65_14	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	87.71	175.42	403.47	0.65	0.25
0,65_15	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	105.25	210.5	438.55	0.65	0.30

*dimensões em milímetros.

Apêndice A.5: Seções analisadas $d_o/H = 0,85$

Seção	d	bf	tf	tw	H	dg	do	w	R	bw	s	w/do	R/do
0,65_1	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	87.71	35.08	70.16	157.87	0.25	0.10
0,65_2	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	35.08	70.16	192.96	0.35	0.10
0,65_3	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	52.63	105.26	228.06	0.35	0.15
0,65_4	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	35.08	70.16	228.04	0.45	0.10
0,65_5	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	52.63	105.26	263.14	0.45	0.15
0,65_6	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	70.17	140.34	298.22	0.45	0.20
0,65_7	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	35.08	70.16	263.12	0.55	0.10
0,65_8	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	52.63	105.26	298.22	0.55	0.15
0,65_9	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	70.17	140.34	333.3	0.55	0.20
0,65_10	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	87.71	175.42	368.38	0.55	0.25
0,65_11	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	35.08	70.16	298.21	0.65	0.10
0,65_12	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	52.63	105.26	333.31	0.65	0.15
0,65_13	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	70.17	140.34	368.39	0.65	0.20
0,65_14	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	87.71	175.42	403.47	0.65	0.25
0,65_15	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	105.25	210.5	438.55	0.65	0.30

*dimensões em milímetros.

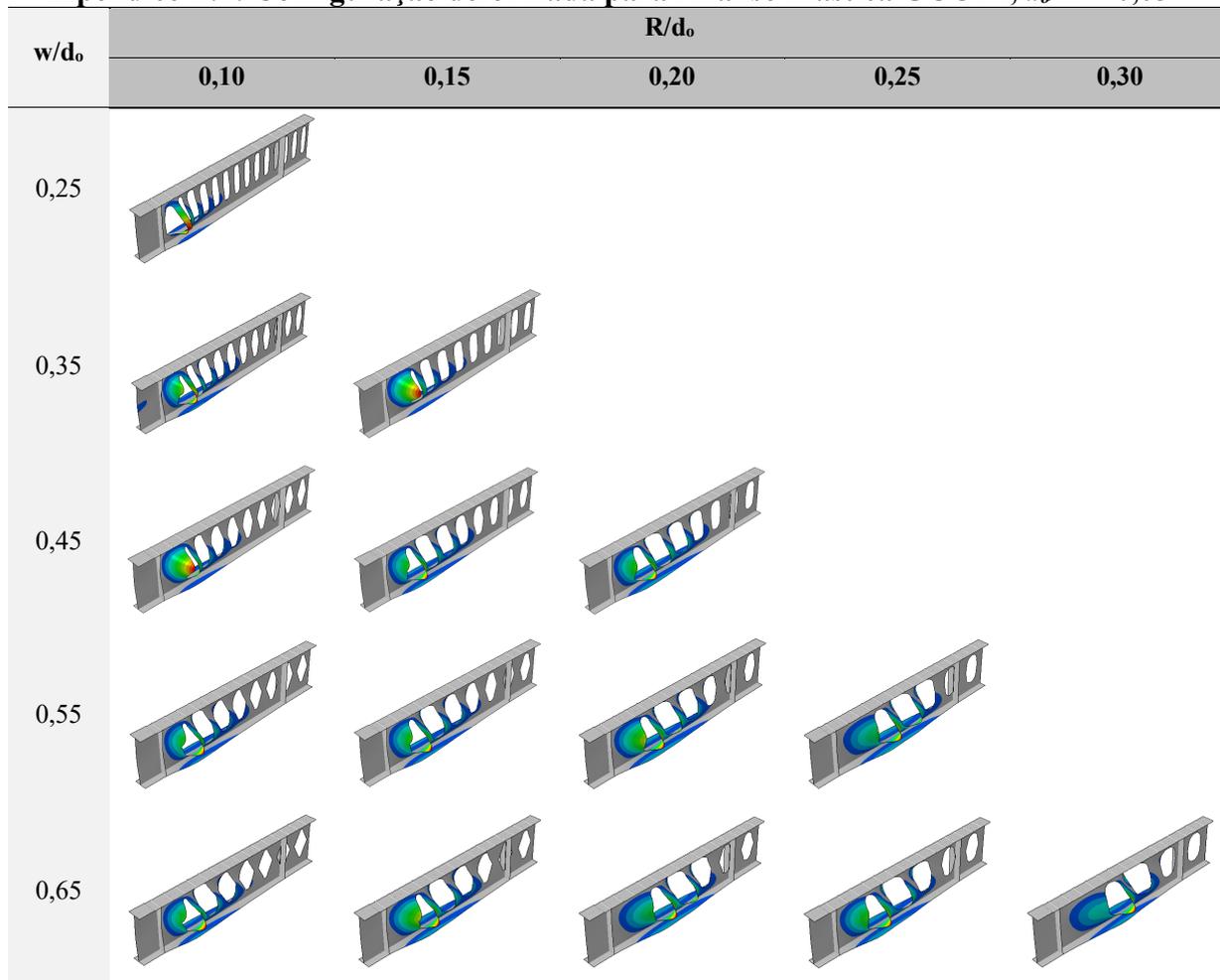
Apêndice A.6: Seções analisadas $d_o/H = 0,90$

Seção	d	bf	tf	tw	H	dg	do	w	R	bw	s	w/do	R/do
0,65_1	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	87.71	35.08	70.16	157.87	0.25	0.10
0,65_2	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	35.08	70.16	192.96	0.35	0.10
0,65_3	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	122.8	52.63	105.26	228.06	0.35	0.15
0,65_4	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	35.08	70.16	228.04	0.45	0.10
0,65_5	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	52.63	105.26	263.14	0.45	0.15
0,65_6	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	157.88	70.17	140.34	298.22	0.45	0.20
0,65_7	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	35.08	70.16	263.12	0.55	0.10
0,65_8	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	52.63	105.26	298.22	0.55	0.15
0,65_9	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	70.17	140.34	333.3	0.55	0.20
0,65_10	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	192.96	87.71	175.42	368.38	0.55	0.25
0,65_11	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	35.08	70.16	298.21	0.65	0.10
0,65_12	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	52.63	105.26	333.31	0.65	0.15
0,65_13	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	70.17	140.34	368.39	0.65	0.20
0,65_14	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	87.71	175.42	403.47	0.65	0.25
0,65_15	450	152.4	10.9	7.6	539.76	545.21	350.84	228.05	105.25	210.5	438.55	0.65	0.30

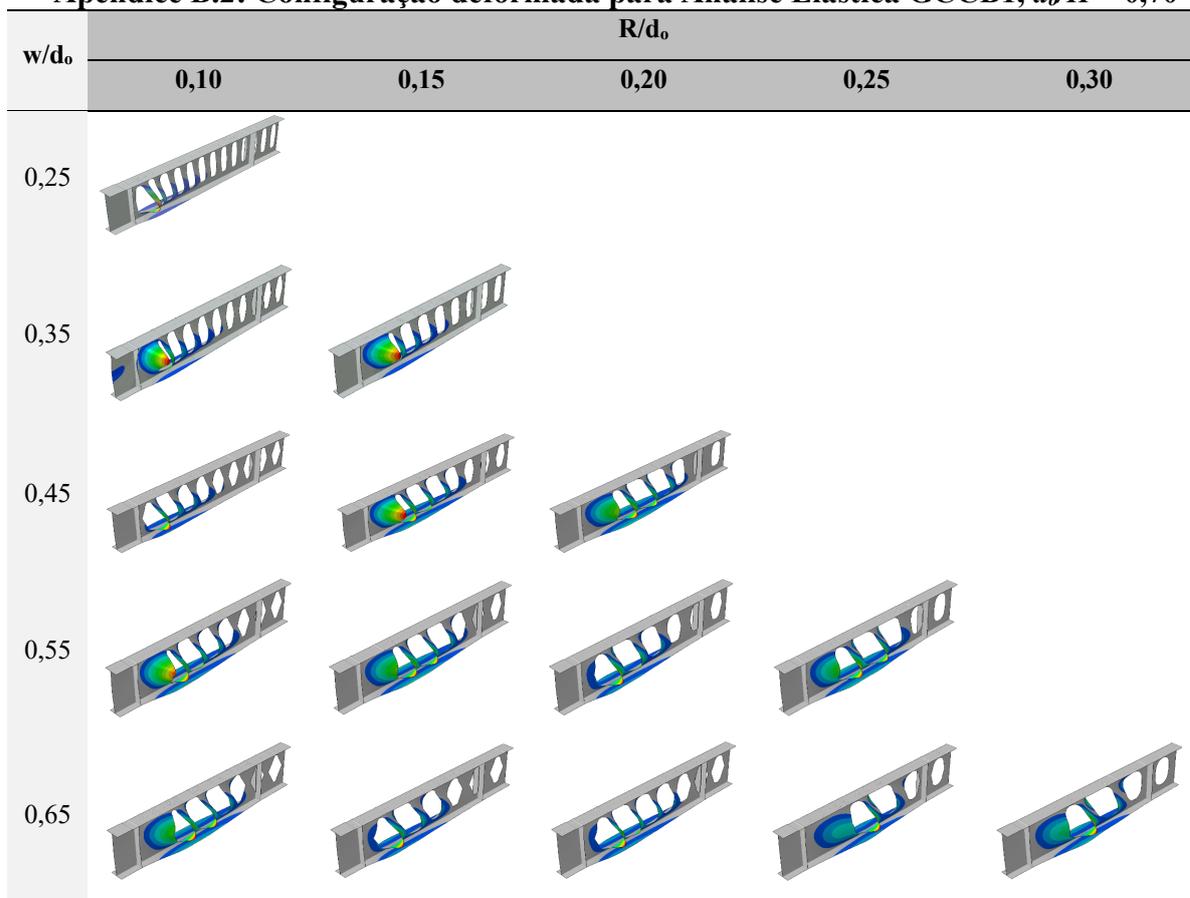
*dimensões em milímetros.

APÊNDICE B: CONFIGURAÇÃO DEFORMADA PARA ANÁLISE ELÁSTICA MODELOS GCCB1

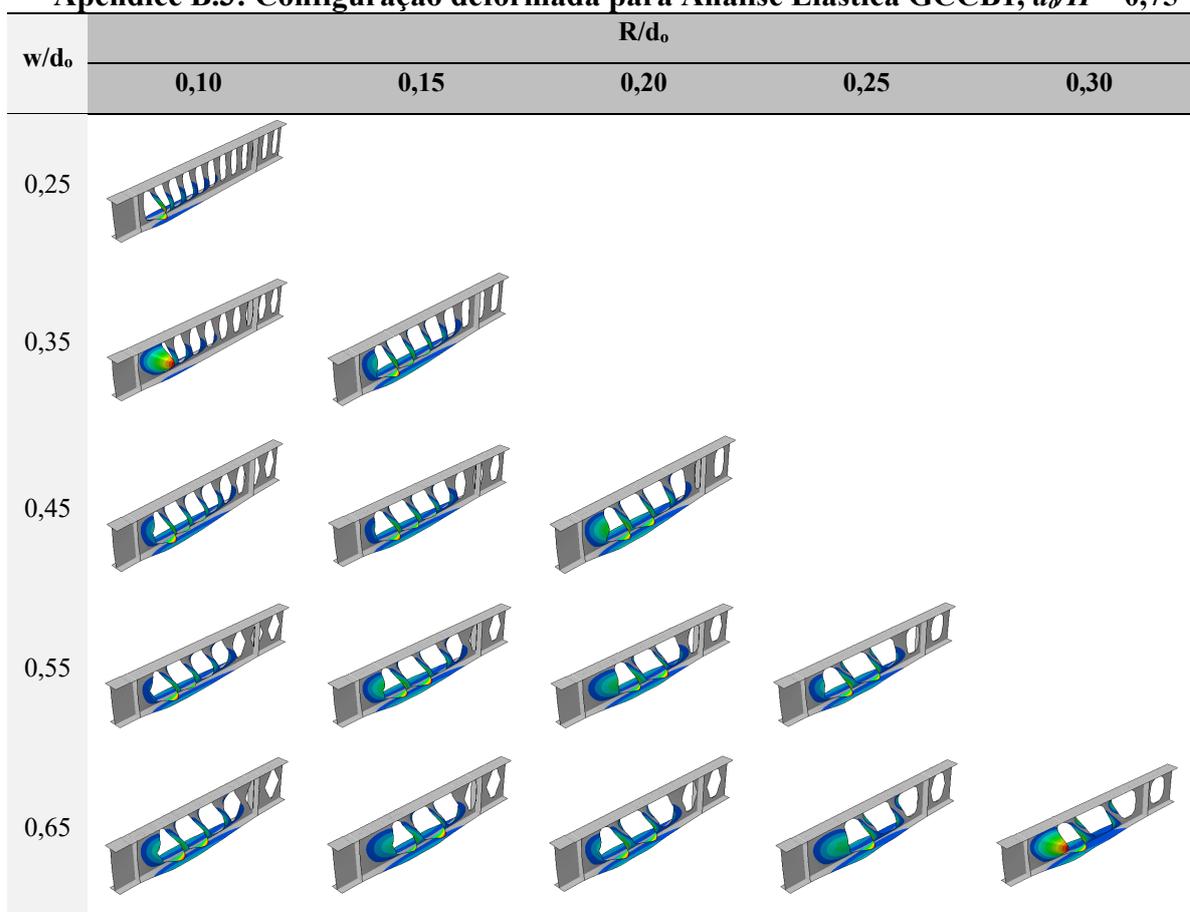
Apêndice B.1: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,65$



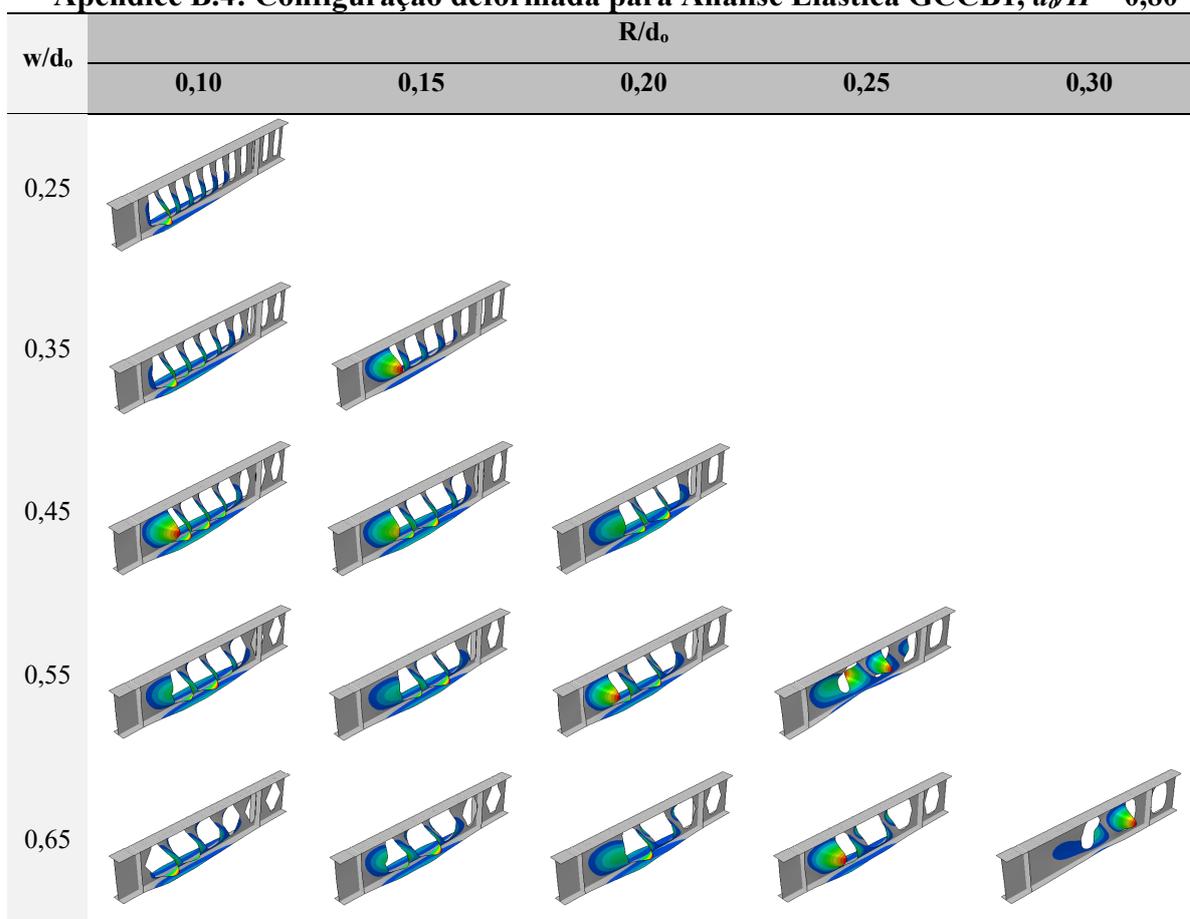
Apêndice B.2: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,70$



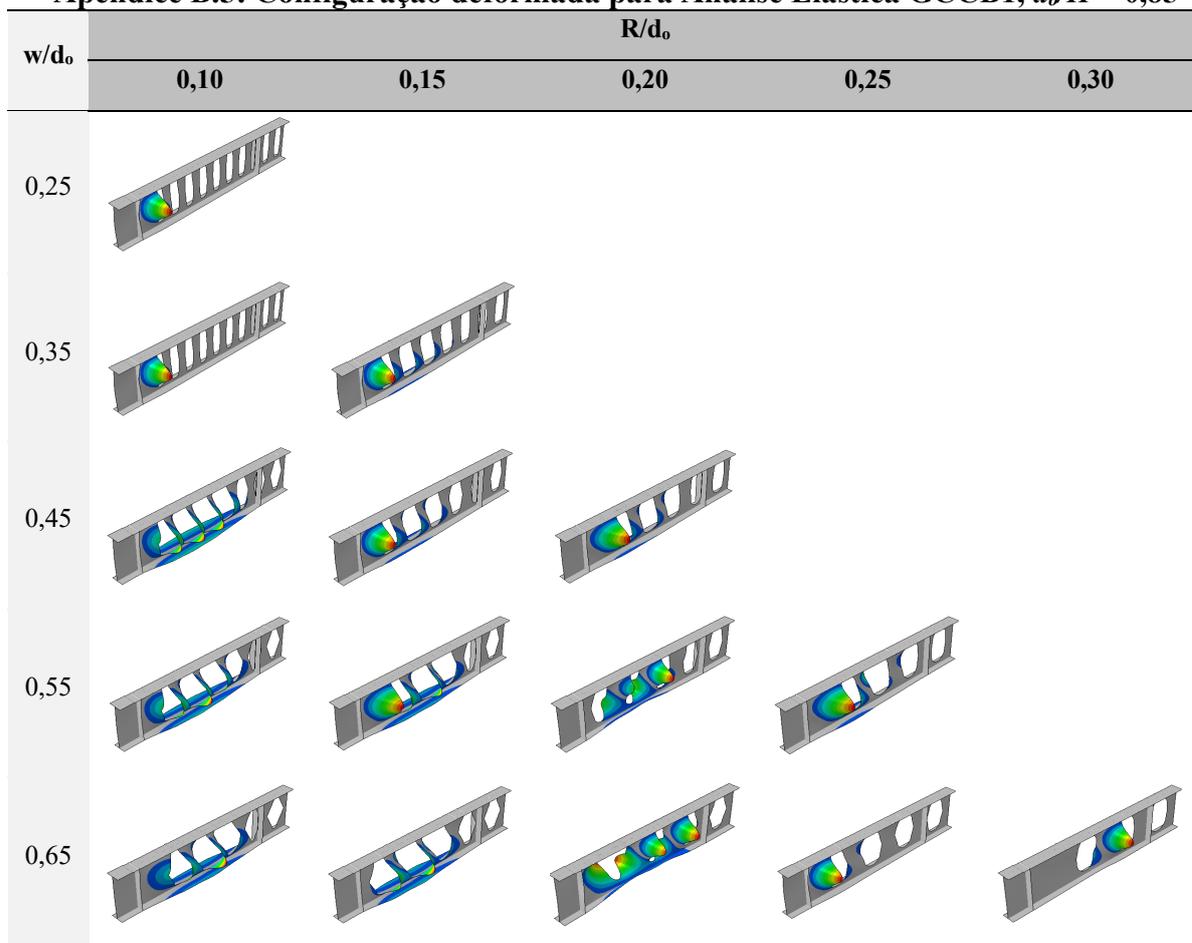
Apêndice B.3: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,75$



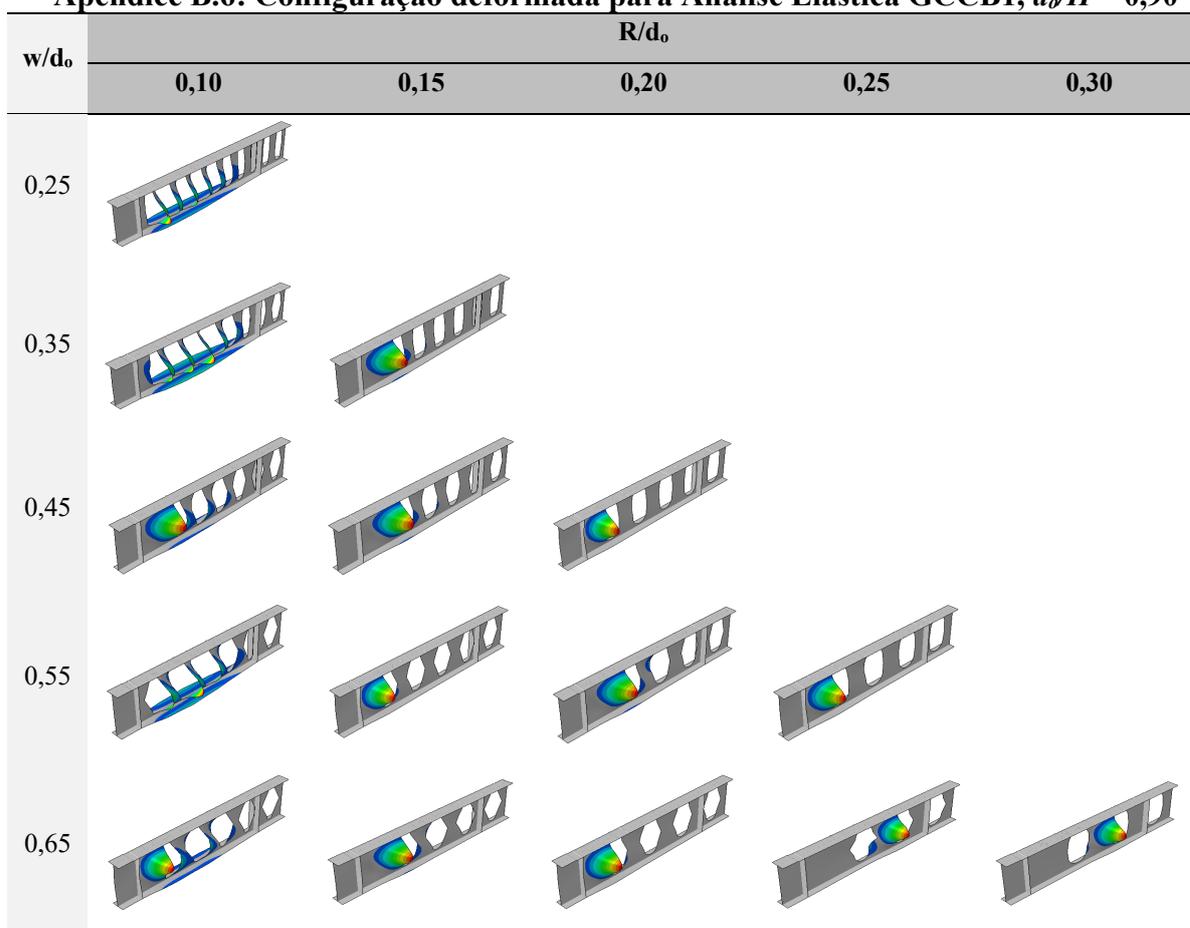
Apêndice B.4: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,80$



Apêndice B.5: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,85$



Apêndice B.6: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB1, $d_o/H = 0,90$



APÊNDICE C: DESLOCAMENTO, CARGA E FALHA MODELOS GCCB1

Apêndice C.1: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P_{ELS} (kN)	P / P_{ELS}	Falha	ELS
0,65_1	0,25	0,10	53,40	543,15	401,02	1,35	WPB	N
0,65_2	0,35	0,10	17,85	577,24	546,07	1,06	WPB	N
0,65_3	0,35	0,15	17,00	589,96	560,33	1,05	WPB	N
0,65_4	0,45	0,10	13,10	655,56	652,09	1,01	WPB	N
0,65_5	0,45	0,15	12,65	633,25	633,25	1,00	WPB	Verif.
0,65_6	0,45	0,20	11,87	620,87	618,72	1,00	WPB	Verif.
0,65_7	0,55	0,10	14,40	679,94	665,44	1,02	WPB	N
0,65_8	0,55	0,15	11,90	691,83	688,38	1,01	WPB	Verif.
0,65_9	0,55	0,20	11,82	704,96	698,21	1,01	WPB	Verif.
0,65_10	0,55	0,25	12,44	721,61	720,81	1,00	WPB	Verif.
0,65_11	0,65	0,10	17,44	717,61	660,02	1,09	WPB	N
0,65_12	0,65	0,15	13,57	760,72	748,57	1,02	WPB	N
0,65_13	0,65	0,20	12,76	788,85	787,67	1,00	WPB	Verif.
0,65_14	0,65	0,25	12,14	746,00	740,22	1,01	WPB	Verif.
0,65_15	0,65	0,30	12,59	790,72	790,72	1,00	WPB	Verif.

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice C.2: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P_{ELS} (kN)	P / P_{ELS}	Falha	ELS
0,70_1	0,25	0,10	15,80	421,50	390,51	1,08	WPB	N
0,70_3	0,35	0,15	15,47	582,62	569,89	1,02	WPB	N
0,70_4	0,45	0,10	12,41	581,40	580,35	1,00	WPB	Verif.
0,70_5	0,45	0,15	12,33	630,01	628,01	1,00	WPB	Verif.
0,70_6	0,45	0,20	13,60	657,89	657,08	1,00	WPB	N
0,70_7	0,55	0,10	13,90	655,80	551,56	1,19	WPB	N
0,70_8	0,55	0,15	12,04	683,53	682,85	1,00	WPB	Verif.
0,70_9	0,55	0,20	12,61	646,67	644,63	1,00	WPB	Verif.
0,70_11	0,65	0,10	15,29	750,65	715,79	1,05	WPB	N
0,70_12	0,65	0,15	13,24	692,51	688,63	1,01	WPB	N
0,70_14	0,65	0,25	13,96	803,14	790,80	1,02	WPB	N
0,70_15	0,65	0,30	13,23	744,90	741,91	1,00	WPB	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice C.3: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,75_1	0,25	0,10	15,56	416,29	383,12	1,09	WPB	N
0,75_2	0,35	0,10	16,21	610,48	566,06	1,08	WPB	N
0,75_4	0,45	0,10	12,45	566,16	562,46	1,01	WPB	Verif.
0,75_5	0,45	0,15	13,08	592,62	591,47	1,00	WPB	N
0,75_6	0,45	0,20	13,20	618,85	614,76	1,01	WPB	N
0,75_7	0,55	0,10	12,34	598,60	598,41	1,00	WPB	Verif.
0,75_10	0,55	0,25	13,84	644,32	633,50	1,02	WPB	N
0,75_11	0,65	0,10	15,35	647,70	624,67	1,04	WPB	N
0,75_12	0,65	0,15	14,43	714,32	702,95	1,02	WPB	N
0,75_13	0,65	0,20	17,48	731,13	672,90	1,09	WPB	N
0,75_14	0,65	0,25	16,14	754,69	714,58	1,06	WPB	N
0,75_15	0,65	0,30	14,33	730,27	716,46	1,02	WPB	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice C.4: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,80_2	0,35	0,10	14,99	496,55	483,65	1,03	WPB	N
0,80_3	0,35	0,15	15,70	539,63	522,22	1,03	WPB	N
0,80_4	0,45	0,10	14,28	590,37	572,26	1,03	WPB	N
0,80_8	0,55	0,15	15,94	733,89	685,65	1,07	WPB	N
0,80_9	0,55	0,20	17,12	648,65	596,24	1,09	WPB	N
0,80_10	0,55	0,25	18,04	759,32	692,76	1,10	WPB	N
0,80_11	0,65	0,10	23,28	688,62	561,23	1,23	WPB	N
0,80_12	0,65	0,15	18,24	700,67	638,80	1,10	WPB	N
0,80_13	0,65	0,20	14,73	609,63	570,49	1,07	WPB	N
0,80_14	0,65	0,25	17,86	698,01	631,37	1,11	WPB	N
0,80_15	0,65	0,30	30,60	831,88	690,81	1,20	WPB	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice C.5: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,85_1	0,25	0,10	13,57	412,27	404,06	1,02	WPB	N
0,85_3	0,35	0,15	21,31	543,24	454,30	1,20	WPB	N
0,85_4	0,45	0,10	17,09	566,54	506,09	1,12	WPB	N
0,85_7	0,55	0,10	18,26	646,29	560,87	1,15	WPB	N
0,85_9	0,55	0,20	22,46	606,95	514,70	1,18	WPB	N
0,85_13	0,65	0,20	19,32	714,05	609,58	1,17	WPB	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice C.6: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	PELS (kN)	P / PELS	Falha	ELS
0,90_1	0,25	0,10	36,16	417,06	314,16	1,33	WPB	N
0,90_2	0,35	0,10	31,44	530,66	391,52	1,36	WPB	N
0,90_4	0,45	0,10	30,82	698,16	472,23	1,48	WPB	N
0,90_7	0,55	0,10	33,14	614,22	448,49	1,37	WPB	N
0,90_8	0,55	0,15	37,53	655,57	486,03	1,35	WPB	N
0,90_9	0,55	0,20	15,59	535,82	512,86	1,04	WPB	N
0,90_10	0,55	0,25	24,79	577,64	458,81	1,26	WPB	N
0,90_11	0,65	0,10	32,89	673,20	509,73	1,32	WPB	N
0,90_12	0,65	0,15	31,22	702,12	544,28	1,29	WPB	N
0,90_13	0,65	0,20	22,74	601,31	505,82	1,19	WPB	N
0,90_14	0,65	0,25	33,44	809,50	581,44	1,39	WPB	N

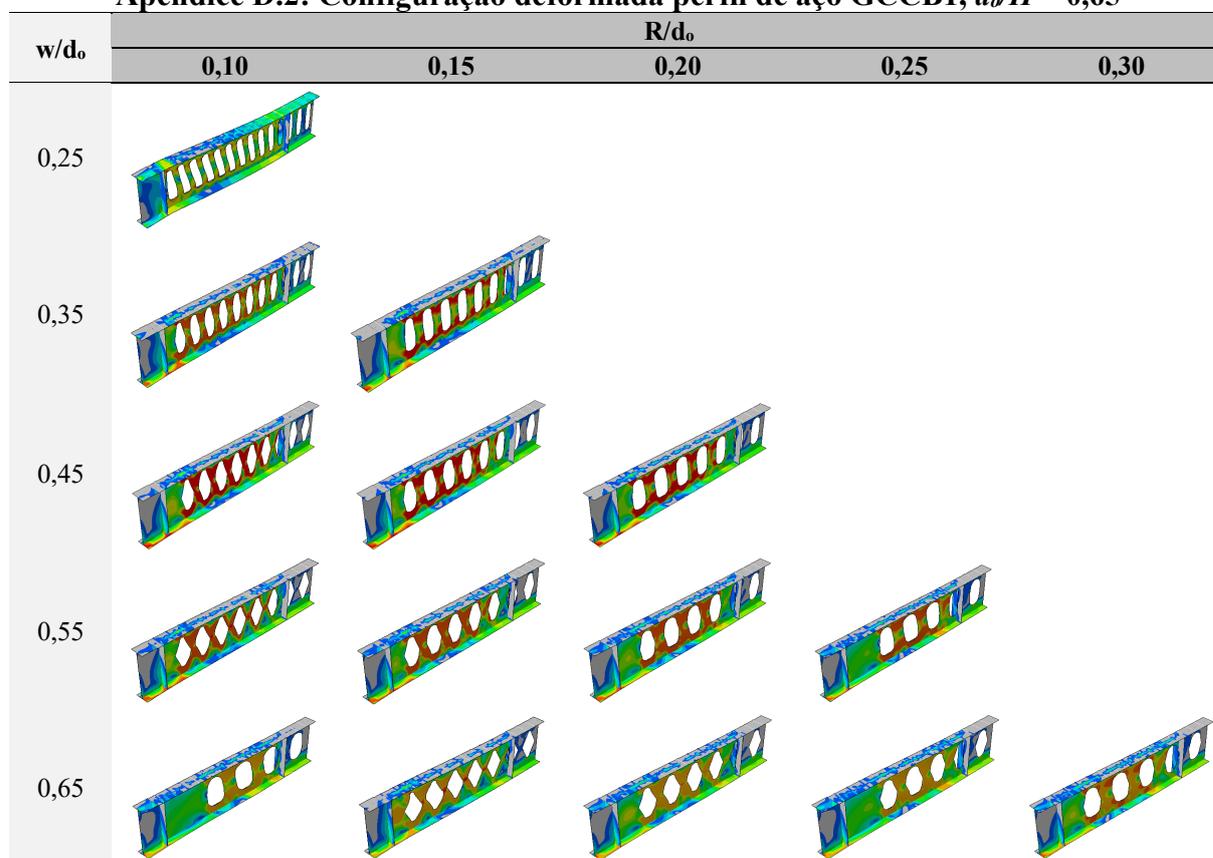
*N (não verifica) Verif. (verifica).

APÊNDICE D: TENSÃO DE VON MISES E CONFIGURAÇÃO DEFORMADA DO PERFIL DE AÇO PARA OS MODELOS GCCB1

Apêndice D.1: Tensão no perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,65_1	0,25	0,10	487,51	WPB
0,65_2	0,35	0,10	392,80	WPB
0,65_3	0,35	0,15	386,38	WPB
0,65_4	0,45	0,10	414,84	WPB
0,65_5	0,45	0,15	402,68	WPB
0,65_6	0,45	0,20	401,97	WPB
0,65_7	0,55	0,10	427,10	WPB
0,65_8	0,55	0,15	425,24	WPB
0,65_9	0,55	0,20	432,74	WPB
0,65_10	0,55	0,25	441,71	WPB
0,65_11	0,65	0,10	443,91	WPB
0,65_12	0,65	0,15	457,76	WPB
0,65_13	0,65	0,20	471,72	WPB
0,65_14	0,65	0,25	452,63	WPB
0,65_15	0,65	0,30	474,89	WPB

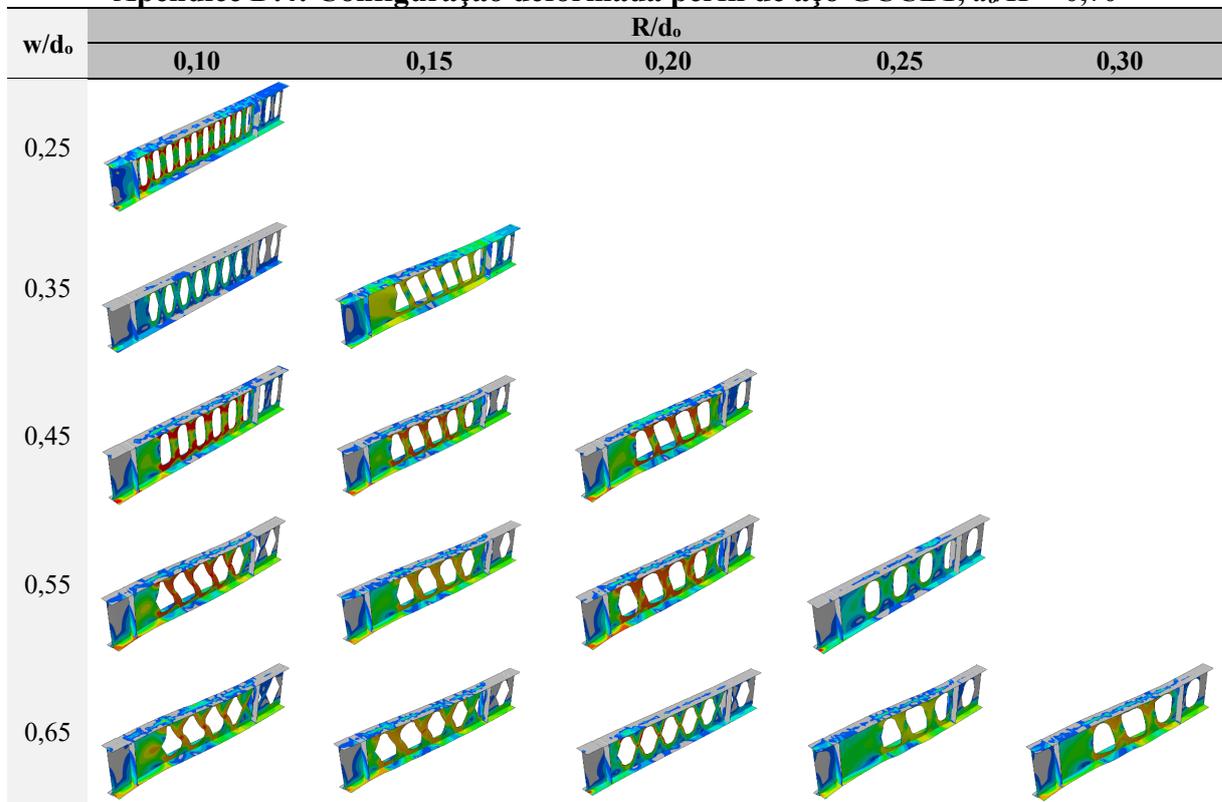
Apêndice D.2: Configuração deformada perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,65$



Apêndice D.3: Tensão no perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,70_1	0,25	0,10	488,97	WPB
0,70_3	0,35	0,15	376,63	WPB
0,70_4	0,45	0,10	387,81	WPB
0,70_5	0,45	0,15	409,77	WPB
0,70_6	0,45	0,20	402,65	WPB
0,70_7	0,55	0,10	390,32	WPB
0,70_8	0,55	0,15	432,94	WPB
0,70_9	0,55	0,20	401,37	WPB
0,70_11	0,65	0,10	438,29	WPB
0,70_12	0,65	0,15	429,45	WPB
0,70_14	0,65	0,25	483,74	WPB
0,70_15	0,65	0,30	460,12	WPB

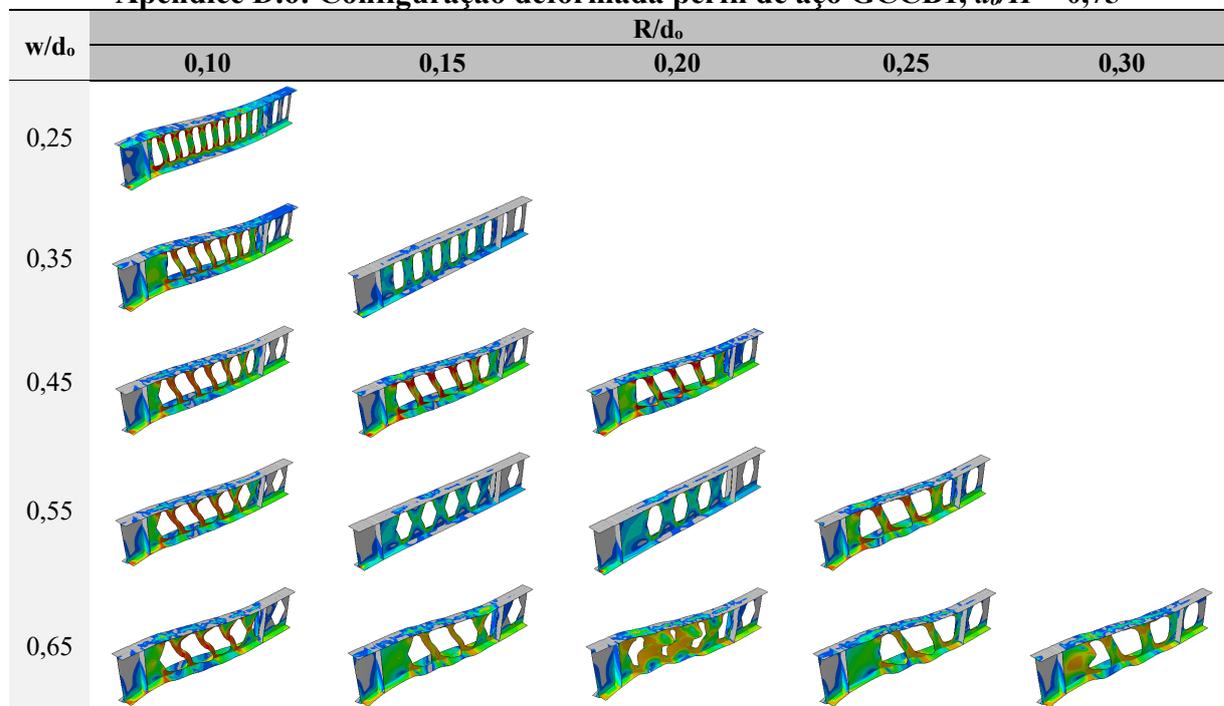
Apêndice D.4: Configuração deformada perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,70$



Apêndice D.5: Tensão no perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,75_1	0,25	0,10	381,68	WPB
0,75_2	0,35	0,10	392,76	WPB
0,75_4	0,45	0,10	391,51	WPB
0,75_5	0,45	0,15	383,09	WPB
0,75_6	0,45	0,20	387,03	WPB
0,75_7	0,55	0,10	401,64	WPB
0,75_10	0,55	0,25	408,08	WPB
0,75_11	0,65	0,10	410,55	WPB
0,75_12	0,65	0,15	442,38	WPB
0,75_13	0,65	0,20	446,19	WPB
0,75_14	0,65	0,25	463,85	WPB
0,75_15	0,65	0,30	433,02	WPB

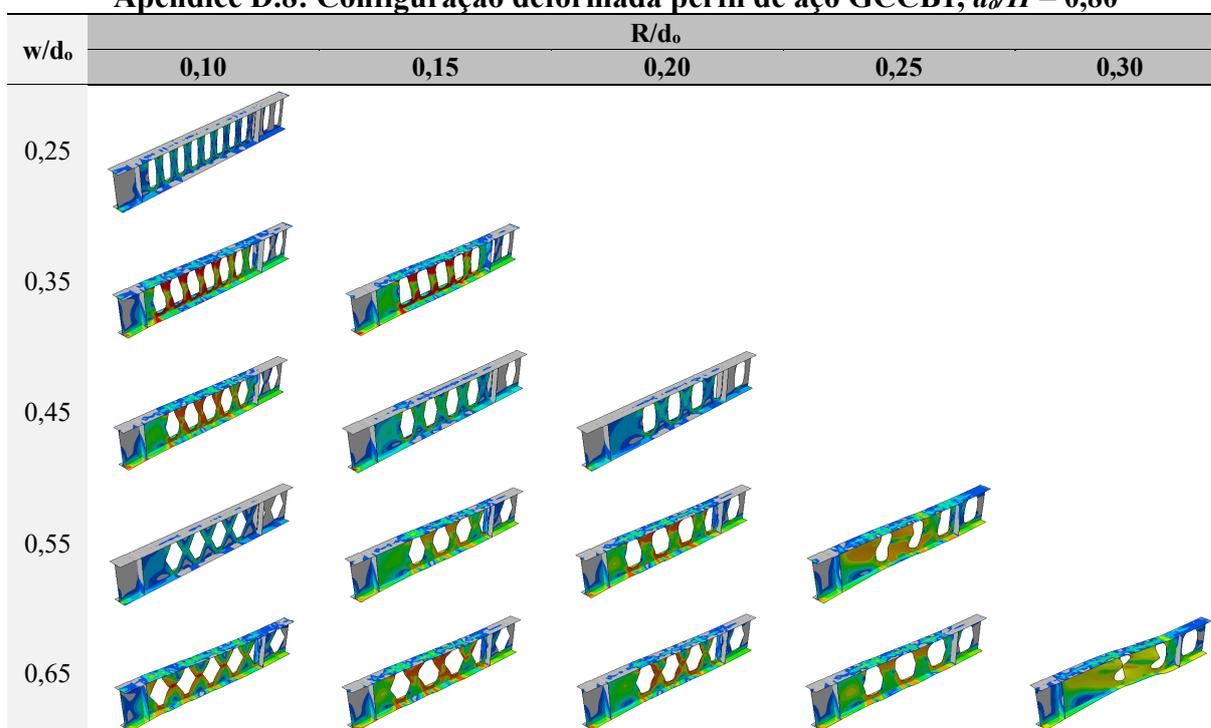
Apêndice D.6: Configuração deformada perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,75$



Apêndice D.7: Tensão no perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,80_2	0,35	0,10	386,60	WPB
0,80_3	0,35	0,15	371,43	WPB
0,80_4	0,45	0,10	398,10	WPB
0,80_8	0,55	0,15	460,00	WPB
0,80_9	0,55	0,20	419,22	WPB
0,80_10	0,55	0,25	464,40	WPB
0,80_11	0,65	0,10	430,32	WPB
0,80_12	0,65	0,15	424,86	WPB
0,80_13	0,65	0,20	418,65	WPB
0,80_14	0,65	0,25	433,95	WPB
0,80_15	0,65	0,30	491,49	WPB

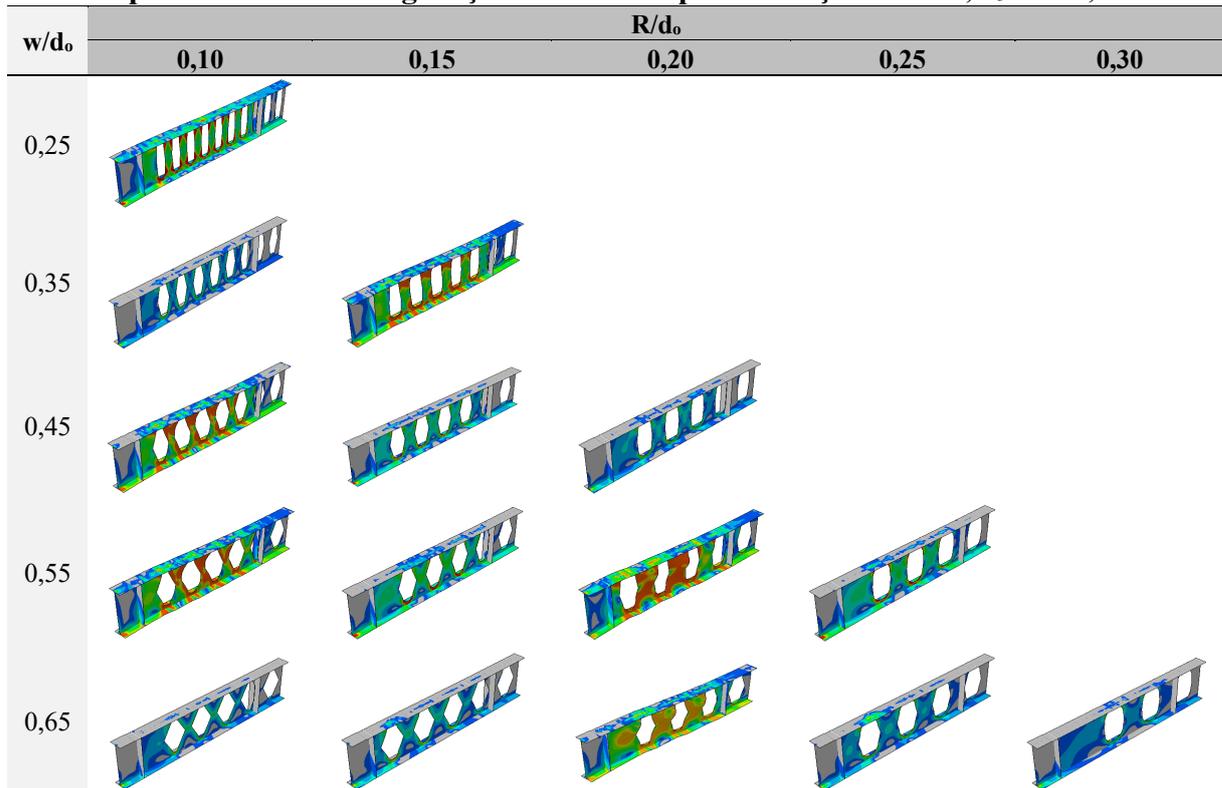
Apêndice D.8: Configuração deformada perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,80$



Apêndice D.9: Tensão no perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,85_1	0,25	0,10	571,00	WPB
0,85_3	0,35	0,15	395,08	WPB
0,85_4	0,45	0,10	400,22	WPB
0,85_7	0,55	0,10	415,82	WPB
0,85_9	0,55	0,20	422,78	WPB
0,85_13	0,65	0,20	439,74	WPB

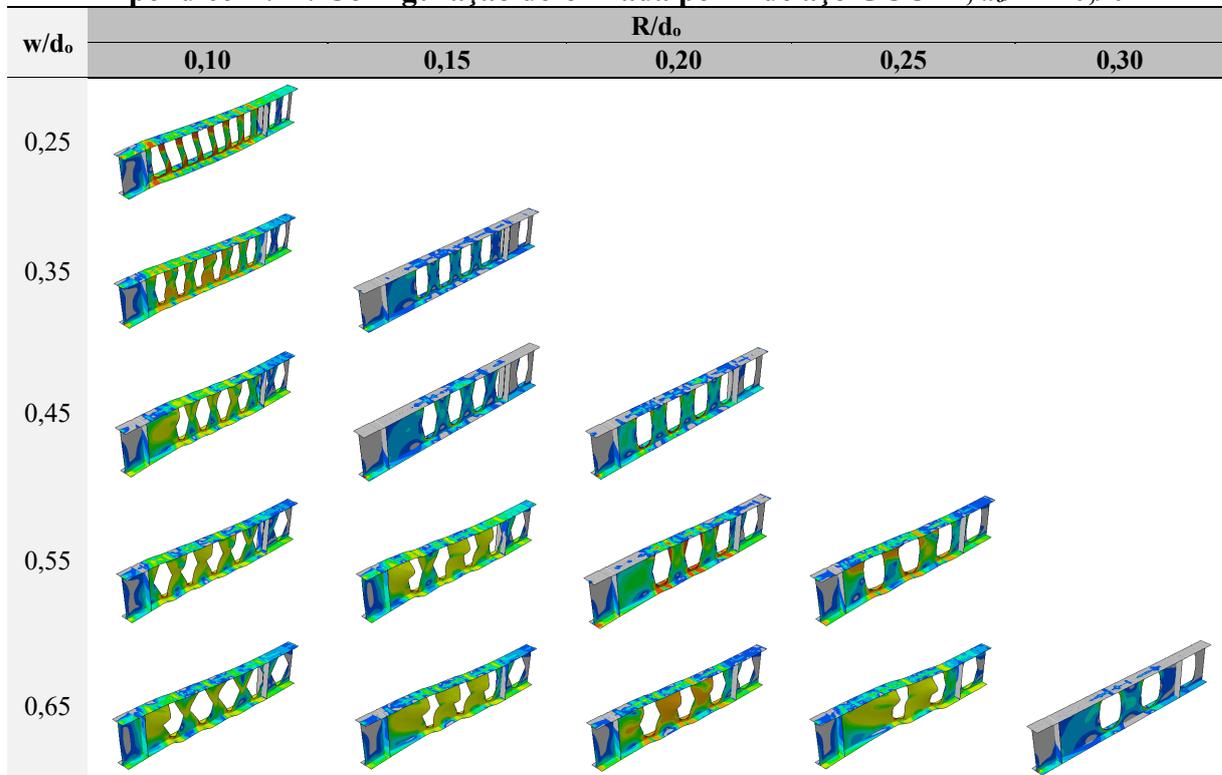
Apêndice D.10: Configuração deformada perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,85$



Apêndice D.11: Tensão no perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,90_1	0,25	0,10	581,24	WPB
0,90_2	0,35	0,10	441,78	WPB
0,90_4	0,45	0,10	483,98	WPB
0,90_7	0,55	0,10	497,10	WPB
0,90_8	0,55	0,15	521,20	WPB
0,90_9	0,55	0,20	392,13	WPB
0,90_10	0,55	0,25	437,52	WPB
0,90_11	0,65	0,10	516,60	WPB
0,90_12	0,65	0,15	498,87	WPB
0,90_13	0,65	0,20	440,39	WPB
0,90_14	0,65	0,25	500,49	WPB

Apêndice D.12: Configuração deformada perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,90$

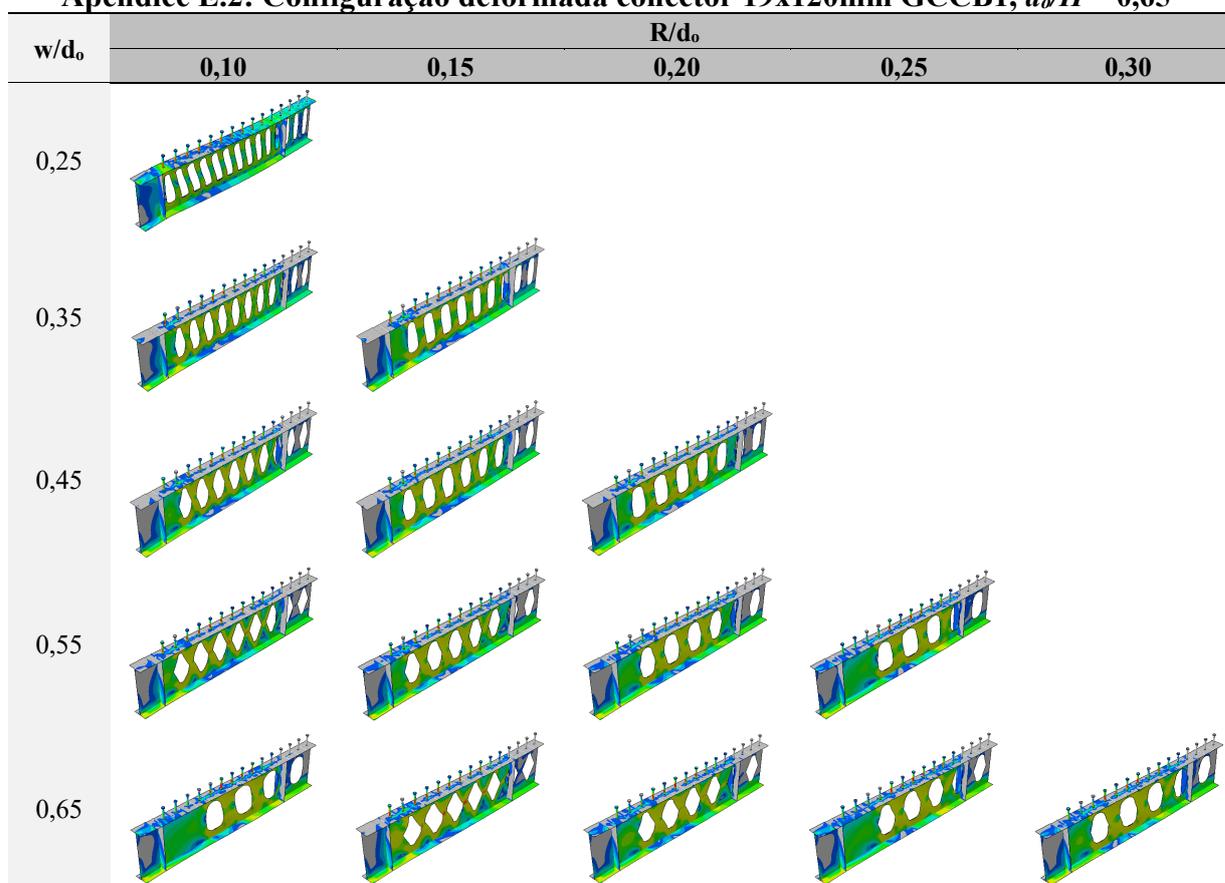


APÊNDICE E: TENSÃO NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO PARA OS MODELOS GCCB1

Apêndice E.1: Tensão nos conectores nos modelos GCCB1, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	$\sigma_{conector}$ (MPa)
0,65_1	0,25	0,10	553,69
0,65_2	0,35	0,10	483,32
0,65_3	0,35	0,15	484,90
0,65_4	0,45	0,10	478,35
0,65_5	0,45	0,15	477,72
0,65_6	0,45	0,20	475,26
0,65_7	0,55	0,10	482,61
0,65_8	0,55	0,15	477,14
0,65_9	0,55	0,20	477,97
0,65_10	0,55	0,25	485,97
0,65_11	0,65	0,10	493,05
0,65_12	0,65	0,15	483,86
0,65_13	0,65	0,20	488,57
0,65_14	0,65	0,25	482,72
0,65_15	0,65	0,30	485,55

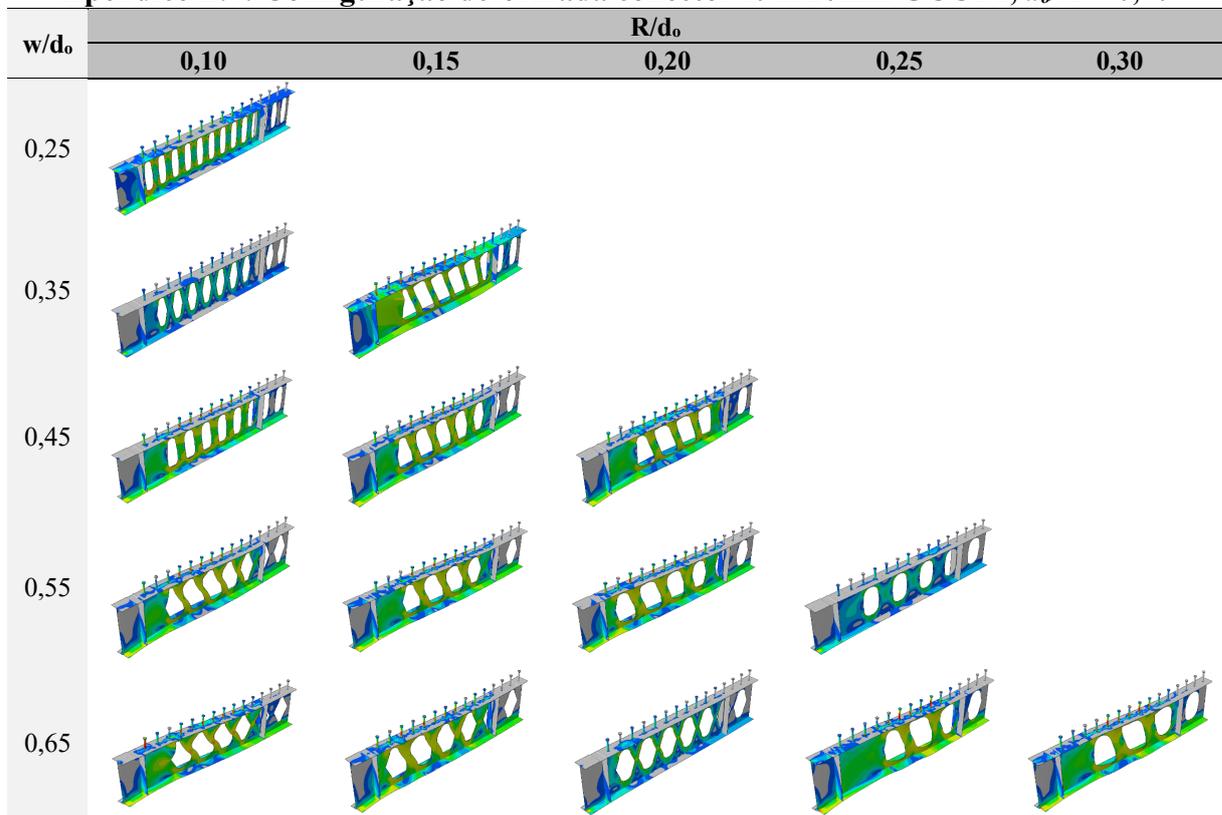
Apêndice E.2: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB1, $d_o/H = 0,65$



Apêndice E.3: Tensão nos conectores nos modelos GCCB1, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,70_1	0,25	0,10	469,70
0,70_3	0,35	0,15	484,05
0,70_4	0,45	0,10	474,16
0,70_5	0,45	0,15	479,53
0,70_6	0,45	0,20	486,27
0,70_7	0,55	0,10	484,06
0,70_8	0,55	0,15	481,13
0,70_9	0,55	0,20	479,73
0,70_11	0,65	0,10	490,43
0,70_12	0,65	0,15	481,68
0,70_13	0,65	0,20	461,66
0,70_14	0,65	0,25	490,69
0,70_15	0,65	0,30	487,58

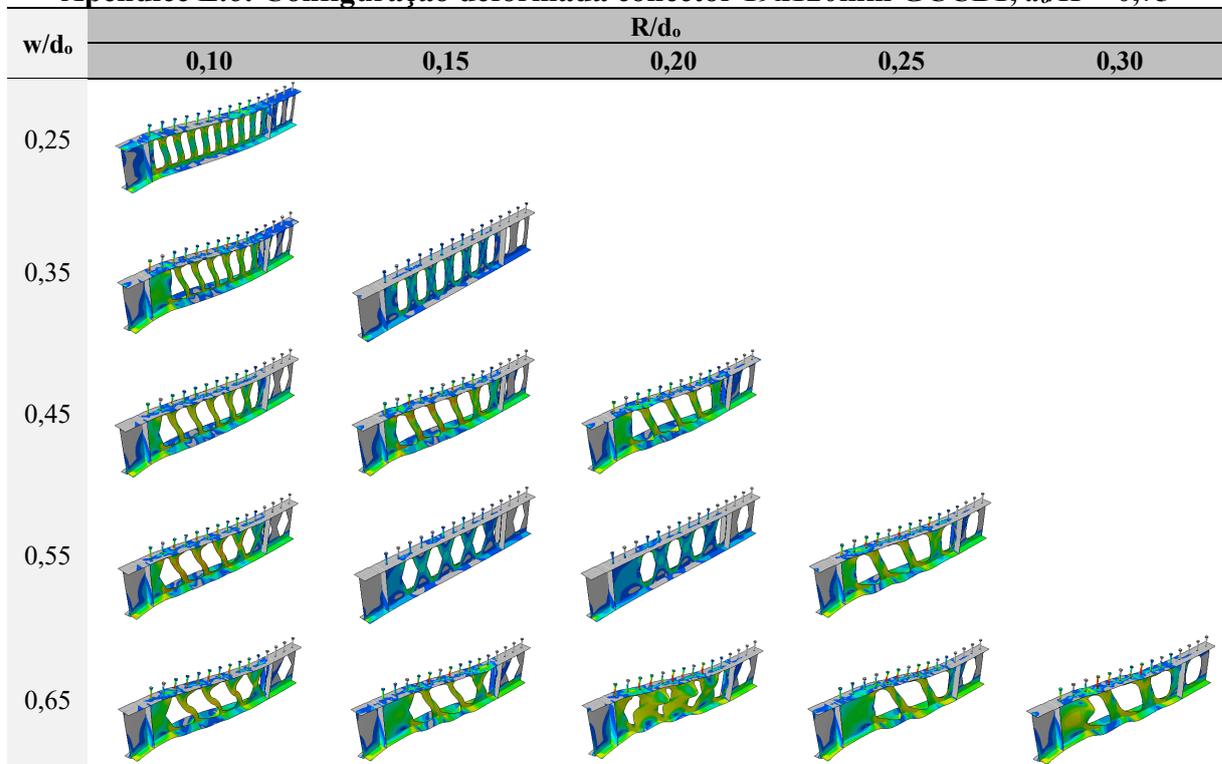
Apêndice E.4: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB1, $d_o/H = 0,70$



Apêndice E.5: Tensão nos conectores nos modelos GCCB1, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,75_1	0,25	0,10	472,34
0,75_2	0,35	0,10	482,86
0,75_4	0,45	0,10	473,53
0,75_5	0,45	0,15	472,76
0,75_6	0,45	0,20	483,32
0,75_7	0,55	0,10	473,86
0,75_10	0,55	0,25	483,50
0,75_11	0,65	0,10	488,20
0,75_12	0,65	0,15	494,98
0,75_13	0,65	0,20	521,24
0,75_14	0,65	0,25	501,93
0,75_15	0,65	0,30	487,18

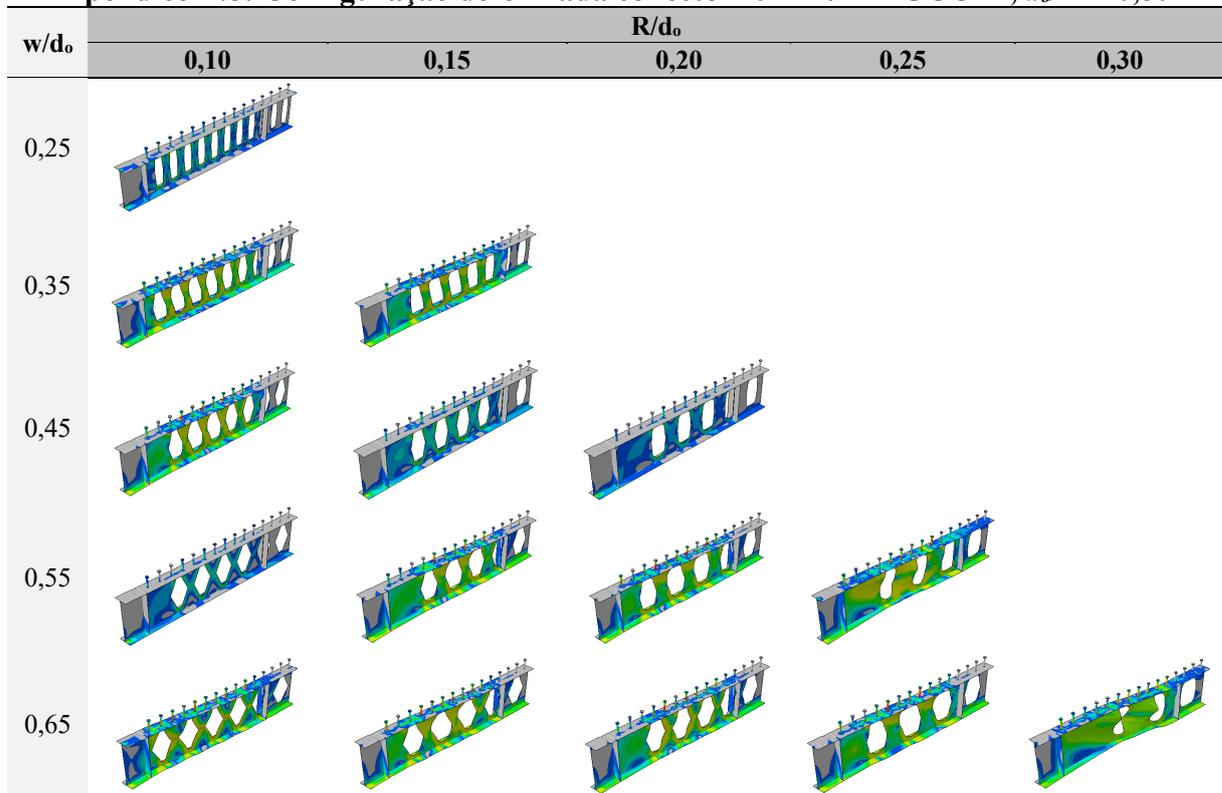
Apêndice E.6: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB1, $d_o/H = 0,75$



Apêndice E.7: Tensão nos conectores nos modelos GCCB1, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,80_2	0,35	0,10	483,22
0,80_3	0,35	0,15	488,85
0,80_4	0,45	0,10	485,63
0,80_8	0,55	0,15	506,78
0,80_9	0,55	0,20	499,15
0,80_10	0,55	0,25	527,22
0,80_11	0,65	0,10	509,98
0,80_12	0,65	0,15	507,09
0,80_13	0,65	0,20	488,60
0,80_14	0,65	0,25	509,76
0,80_15	0,65	0,30	570,54

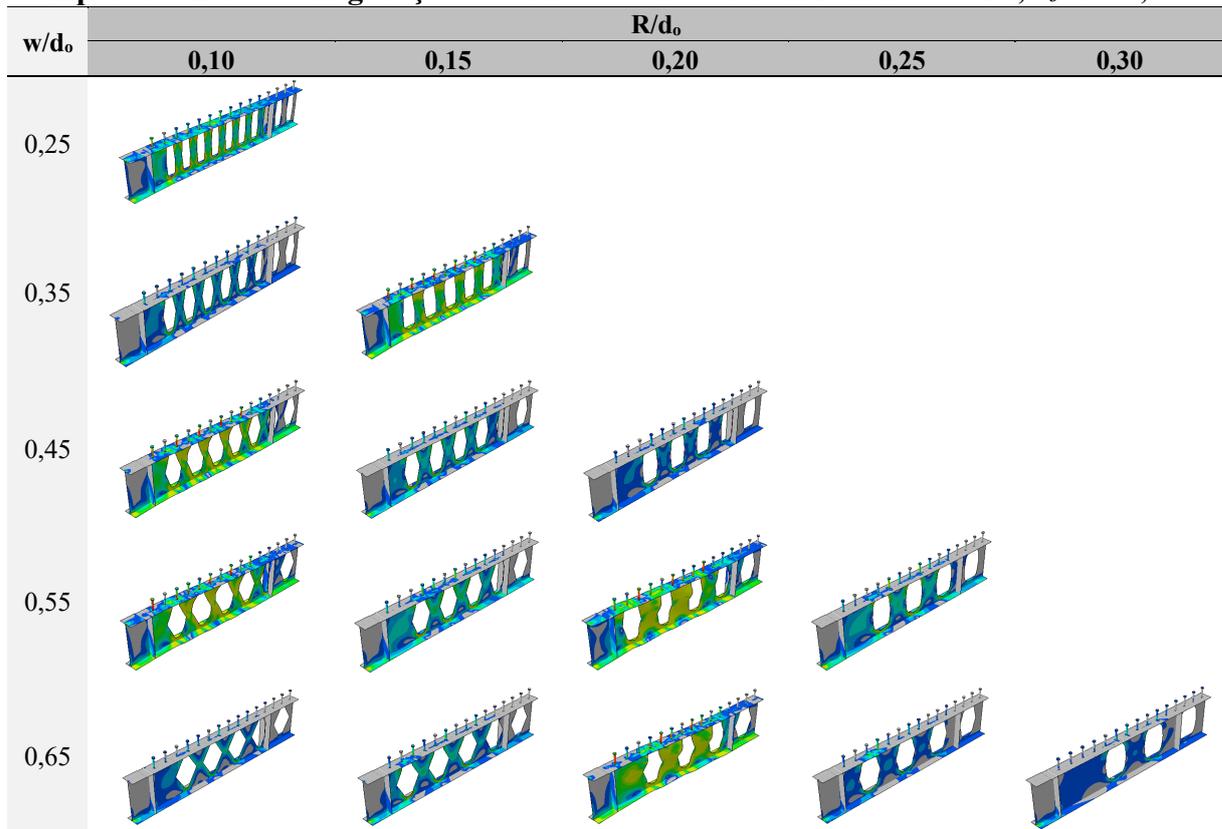
Apêndice E.8: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB1, $d_o/H = 0,80$



Apêndice E.9: Tensão nos conectores nos modelos GCCB1, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	$\sigma_{conector}$ (MPa)
0,85_1	0,25	0,10	469,80
0,85_3	0,35	0,15	492,12
0,85_4	0,45	0,10	481,54
0,85_7	0,55	0,10	502,60
0,85_9	0,55	0,20	510,81
0,85_13	0,65	0,20	507,58
0,85_14	0,65	0,25	461,02

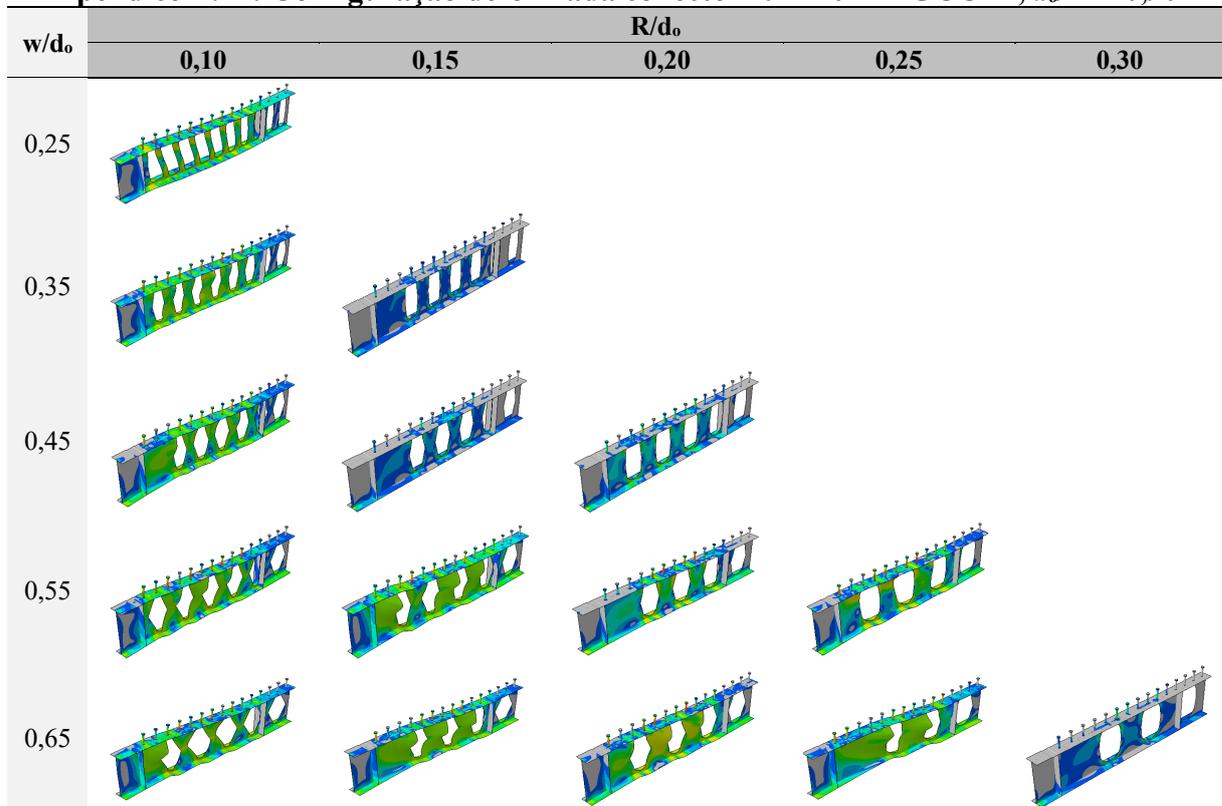
Apêndice E.10: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB1, $d_o/H = 0,85$



Apêndice E.11: Tensão nos conectores modelos GCCB1, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,90_1	0,25	0,10	520,53
0,90_2	0,35	0,10	534,97
0,90_4	0,45	0,10	563,68
0,90_7	0,55	0,10	539,89
0,90_8	0,55	0,15	579,17
0,90_9	0,55	0,20	512,46
0,90_10	0,55	0,25	532,18
0,90_11	0,65	0,10	544,87
0,90_12	0,65	0,15	560,03
0,90_13	0,65	0,20	526,11
0,90_14	0,65	0,25	569,05

Apêndice E.12: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB1, $d_o/H = 0,90$



APÊNDICE F: COMPARAÇÃO ENTRE ESTUDO PARAMÉTRICO E ANALÍTICO PARA OS MODELOS GCCB1

Apêndice F.1: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,65_1	271,57	241,99	12,23
0,65_2	288,62	259,96	11,02
0,65_3	294,98	300,39	1,80
0,65_4	327,78	278,94	17,51
0,65_5	316,62	311,54	1,63
0,65_6	310,44	328,40	5,47
0,65_7	339,97	298,85	13,76
0,65_8	345,92	323,59	6,90
0,65_9	352,48	334,66	5,32
0,65_10	360,80	332,55	8,50
0,65_11	358,81	319,69	12,24
0,65_12	380,36	336,38	13,07
0,65_13	394,42	341,06	15,65
0,65_14	373,00	334,99	11,35
0,65_15	395,36	321,27	23,06

Apêndice F.2: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,70_1	210,75	230,72	8,66
0,70_3	291,31	280,82	3,73
0,70_4	290,70	269,71	7,78
0,70_5	315,00	292,37	7,74
0,70_6	328,95	300,89	9,32
0,70_7	327,90	290,44	12,90
0,70_8	341,77	304,62	12,20
0,70_9	323,34	307,38	5,19
0,70_11	375,32	311,84	20,36
0,70_12	346,25	317,31	9,12
0,70_14	401,57	303,31	32,40
0,70_15	372,45	288,60	29,05

Apêndice F.3: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,75_1	208,15	219,23	5,05
0,75_2	305,24	239,09	27,67
0,75_4	283,08	259,74	8,99
0,75_5	296,31	273,54	8,32
0,75_6	309,43	275,77	12,21
0,75_7	299,30	280,94	6,54
0,75_10	322,16	272,52	18,21
0,75_11	323,85	302,52	7,05
0,75_12	357,16	298,27	19,74
0,75_13	365,56	289,18	26,41
0,75_14	377,35	277,46	36,00
0,75_15	365,13	264,02	38,30

Apêndice F.4: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,80_2	248,27	228,06	8,87
0,80_3	269,82	243,69	10,72
0,80_4	295,19	249,10	18,50
0,80_8	366,94	267,89	36,98
0,80_9	324,32	261,41	24,07
0,80_10	379,66	250,88	51,33
0,80_11	344,31	291,80	18,00
0,80_12	350,33	280,05	25,10
0,80_13	304,82	268,37	13,58
0,80_14	349,00	257,55	35,51
0,80_15	415,94	246,69	68,61

Apêndice F.5: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,85$

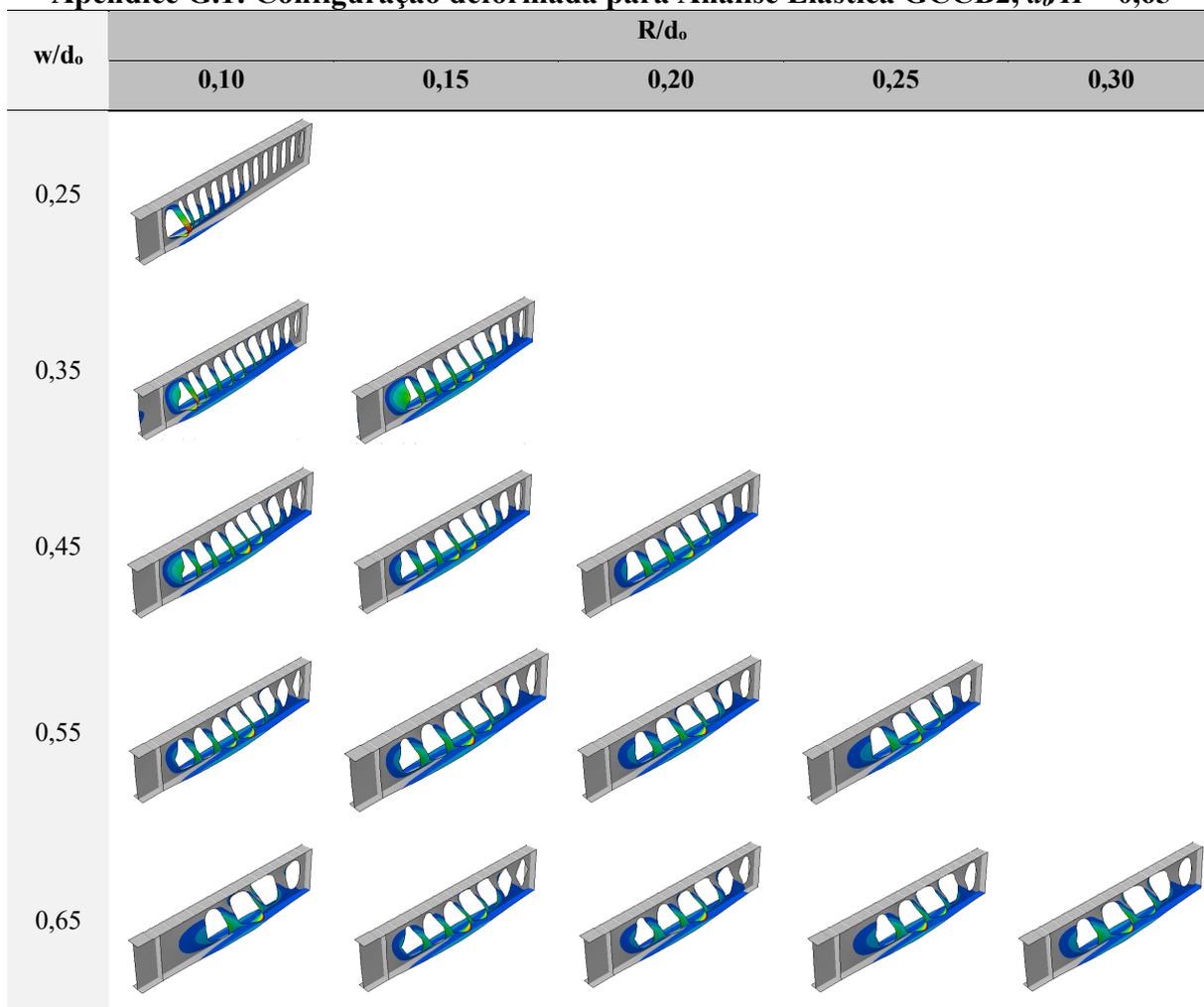
d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,85_1	271,57	196,25	5,04
0,85_3	288,62	227,27	19,51
0,85_4	294,98	238,06	18,99
0,85_7	327,78	259,20	24,67
0,85_9	316,62	244,01	24,37
0,85_13	310,44	251,62	41,89

Apêndice F.6: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB1, $d_o/H = 0,90$

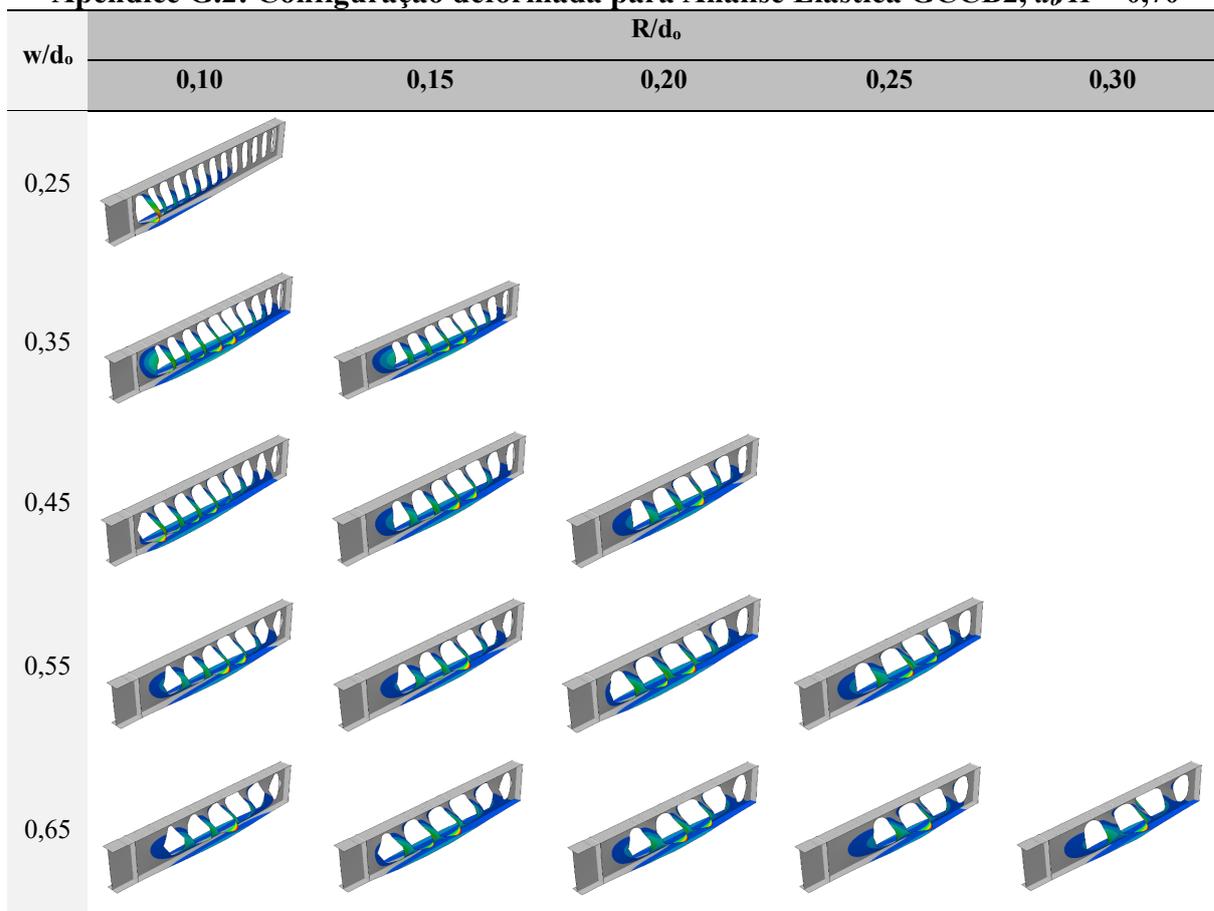
d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,90_1	208,53	185,37	12,49
0,90_2	265,33	206,05	28,77
0,90_4	349,08	227,04	53,75
0,90_7	307,11	247,78	23,95
0,90_8	327,79	237,32	38,12
0,90_9	267,91	230,51	16,23
0,90_10	288,82	223,43	29,27
0,90_11	336,60	267,93	25,63
0,90_12	351,06	249,10	40,93
0,90_13	300,65	238,85	25,88
0,90_14	404,75	233,40	73,42

APÊNDICE G: CONFIGURAÇÃO DEFORMADA PARA ANÁLISE ELÁSTICA MODELOS GCCB2

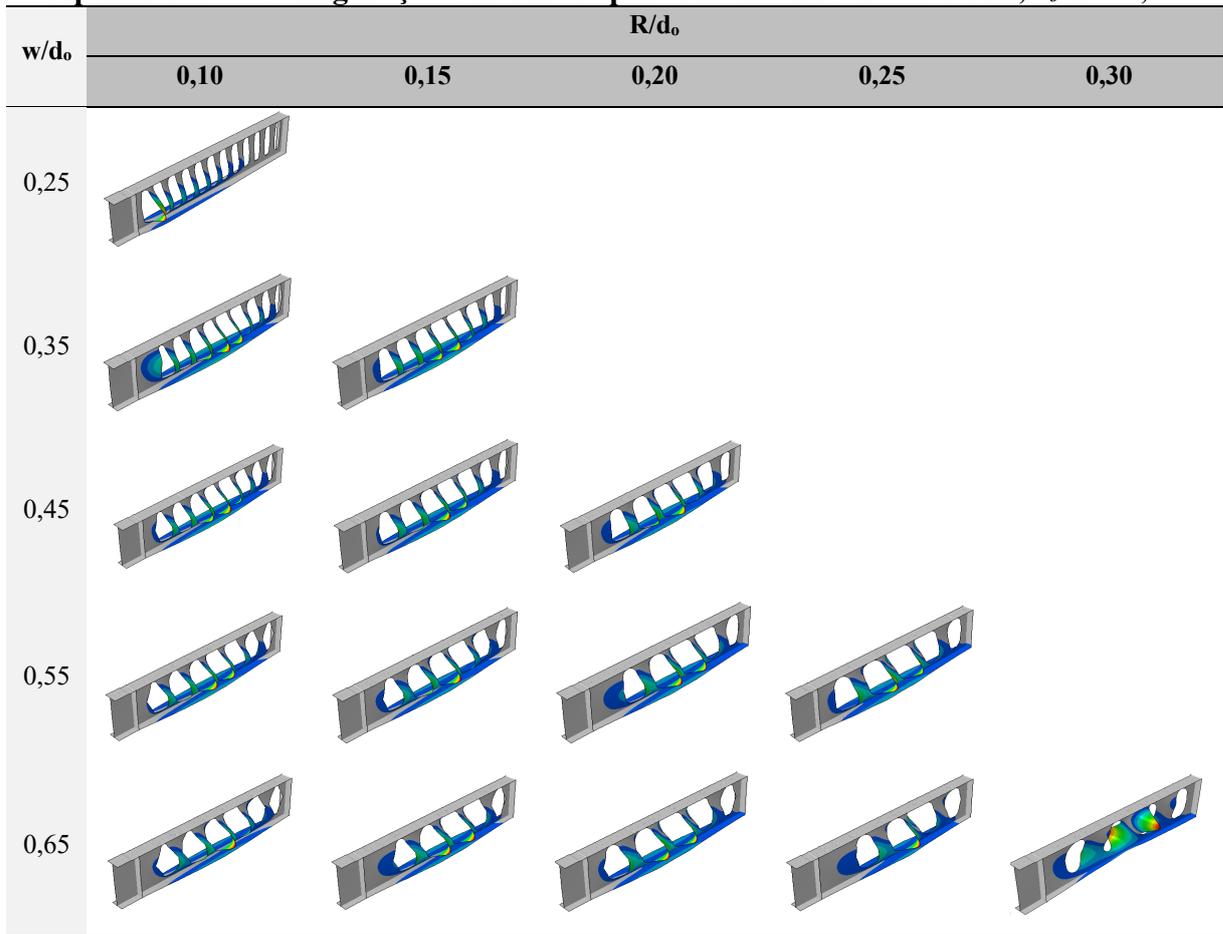
Apêndice G.1: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_0/H = 0,65$



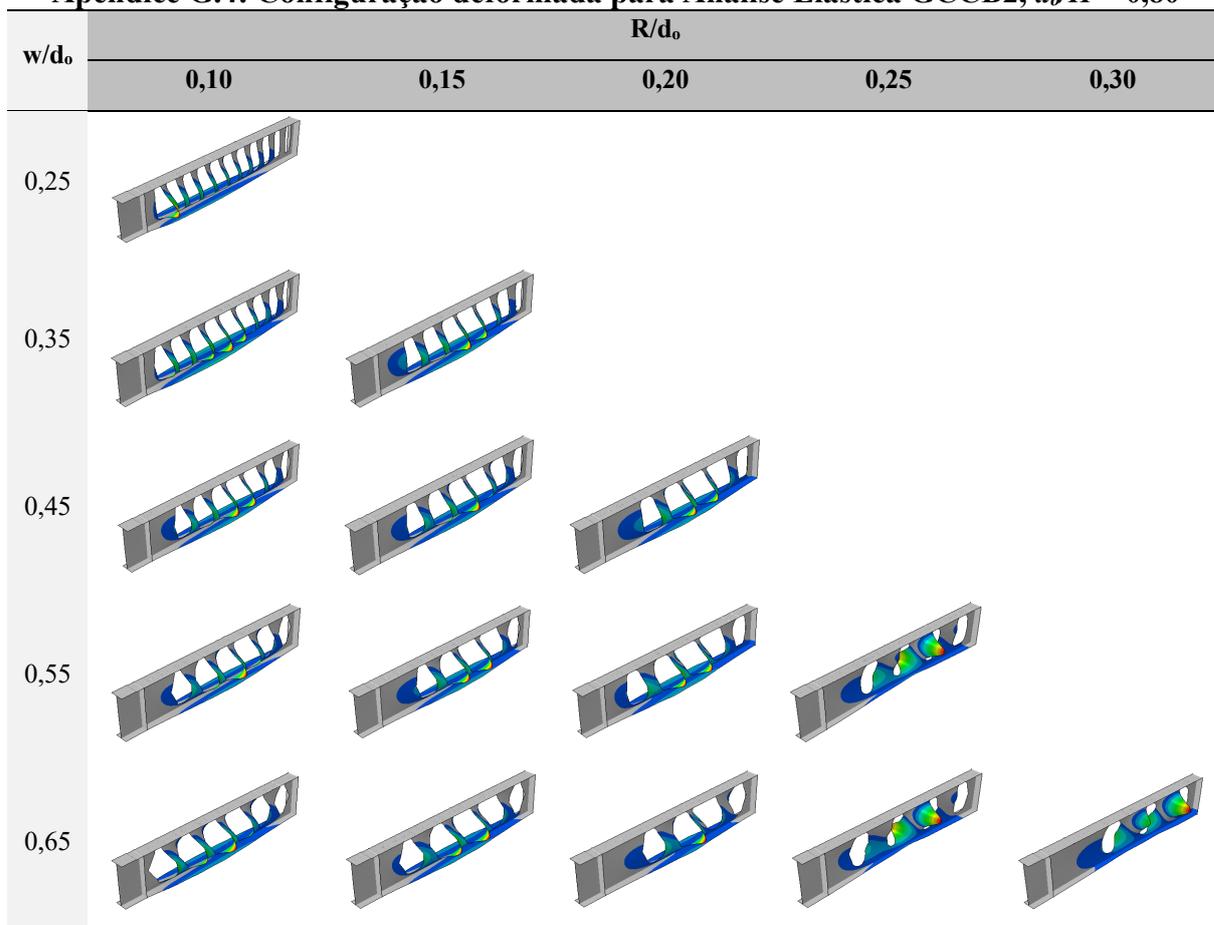
Apêndice G.2: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_0/H = 0,70$



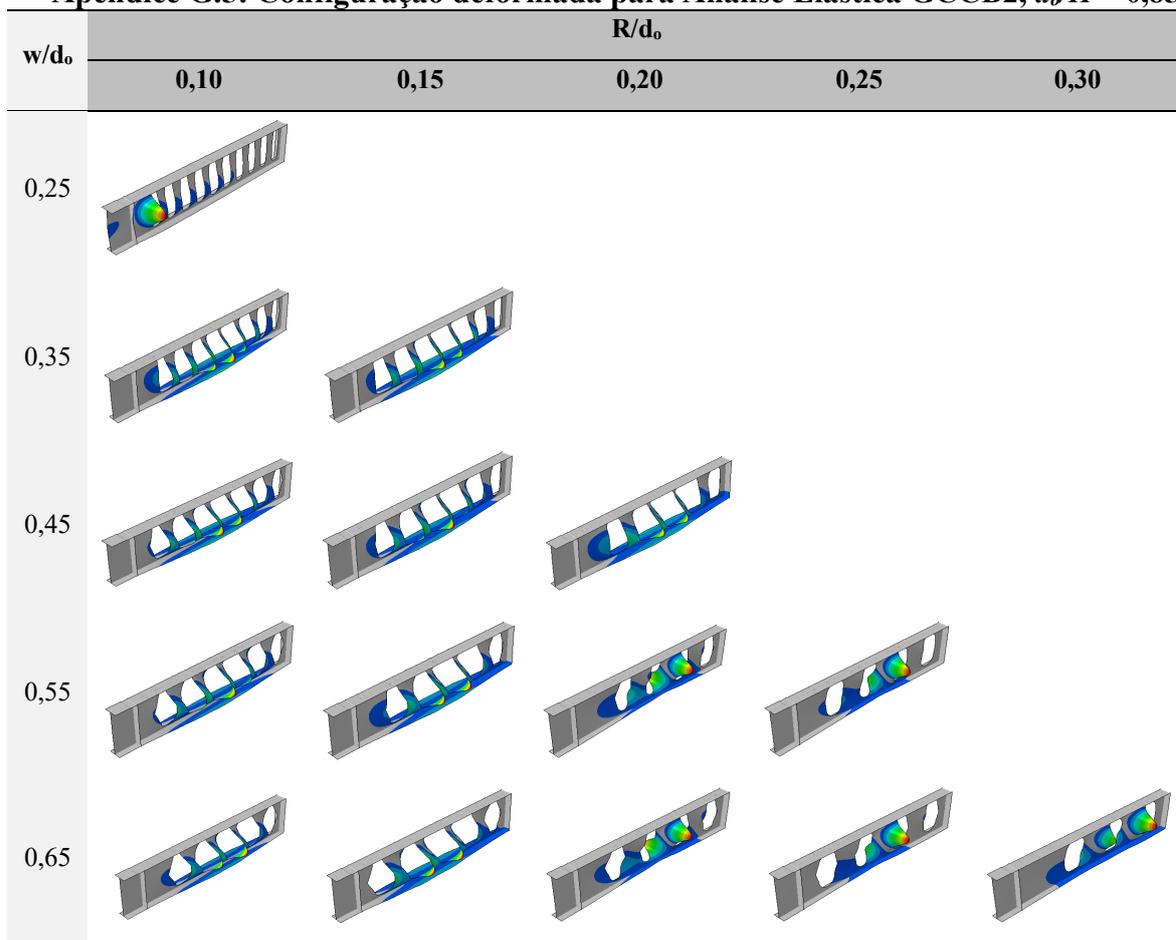
Apêndice G.3: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_0/H = 0,75$



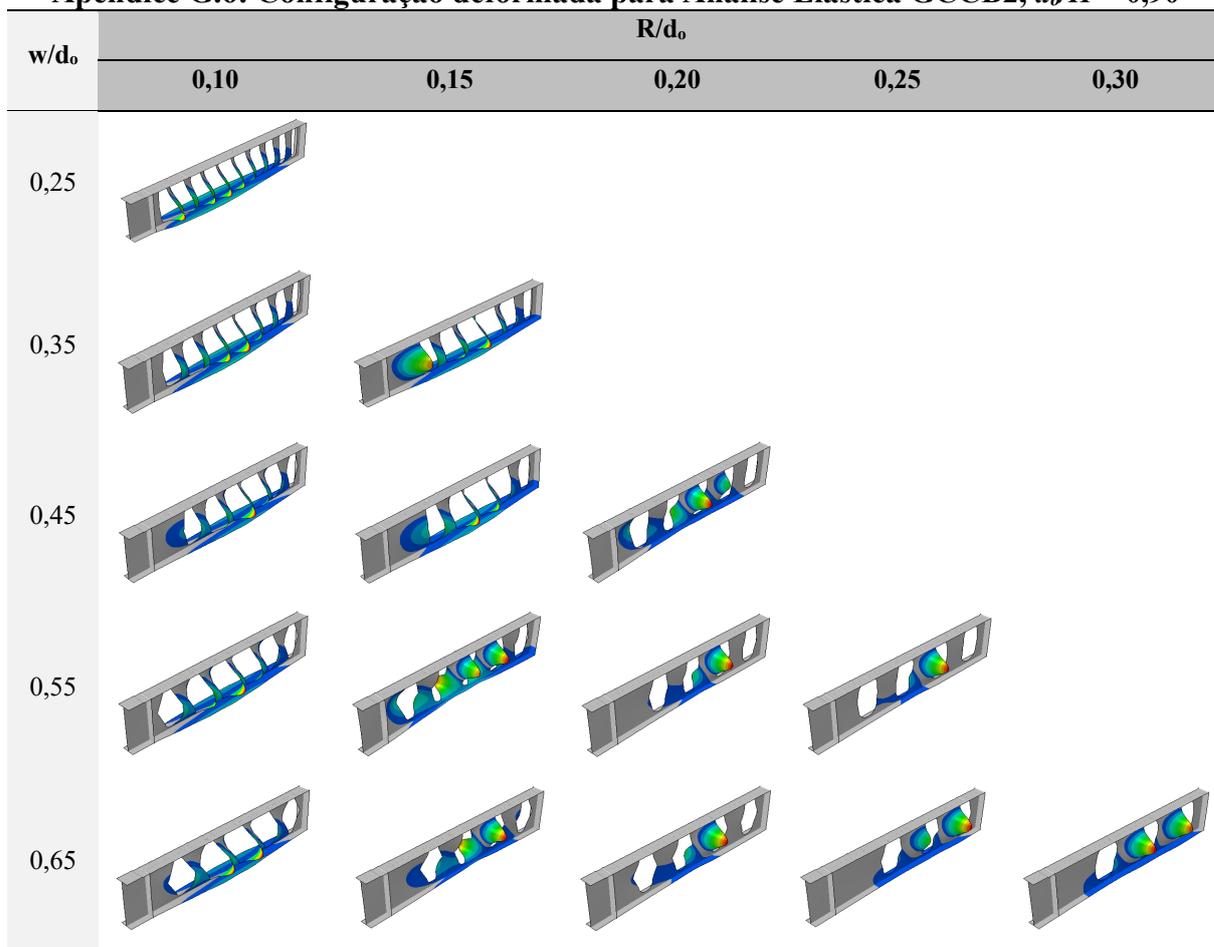
Apêndice G.4: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,80$



Apêndice G.5: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,85$



Apêndice G.6: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB2, $d_o/H = 0,90$



APÊNDICE H: DESLOCAMENTO, CARGA E FALHA MODELOS GCCB2

Apêndice H.1: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,65_1	0,25	0,10	73,67	477,12	336,78	1,42	WPB	N
0,65_2	0,35	0,10	22,85	534,30	440,21	1,21	WPB	N
0,65_3	0,35	0,15	20,73	530,10	449,63	1,18	WPB	N
0,65_4	0,45	0,10	43,03	636,79	503,34	1,27	WPB	N
0,65_5	0,45	0,15	41,57	630,99	497,39	1,27	WPB	N
0,65_6	0,45	0,20	37,54	611,16	502,02	1,22	WPB	N
0,65_7	0,55	0,10	56,47	688,43	514,49	1,34	WPB	N
0,65_8	0,55	0,15	63,11	723,54	516,39	1,40	WPB	N
0,65_9	0,55	0,20	71,66	757,96	518,79	1,46	WPB	N
0,65_10	0,55	0,25	89,95	835,42	520,80	1,60	VM	N
0,65_11	0,65	0,10	70,75	752,80	520,01	1,45	VM	N
0,65_12	0,65	0,15	90,54	834,13	519,34	1,61	VM	N
0,65_13	0,65	0,20	121,94	959,82	519,99	1,85	VM	N
0,65_14	0,65	0,25	88,58	833,72	518,94	1,61	VM	N
0,65_15	0,65	0,30	136,55	1020,83	522,22	1,95	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice H.2: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,70_1	0,25	0,10	43,36	443,77	329,45	1,35	WPB	N
0,70_2	0,35	0,10	23,23	520,03	434,95	1,20	WPB	N
0,70_3	0,35	0,15	24,84	527,59	447,53	1,18	WPB	N
0,70_4	0,45	0,10	34,49	568,53	476,46	1,19	WPB	N
0,70_5	0,45	0,15	50,12	645,31	488,60	1,32	WPB	N
0,70_6	0,45	0,20	51,27	650,08	489,37	1,33	WPB	N
0,70_7	0,55	0,10	63,15	707,21	493,77	1,43	WPB	N
0,70_8	0,55	0,15	86,24	803,01	498,10	1,61	WPB	N
0,70_9	0,55	0,20	53,13	668,05	485,47	1,38	WPB	N
0,70_10	0,55	0,25	61,73	712,03	491,55	1,45	WPB	N
0,70_11	0,65	0,10	95,02	834,10	500,45	1,67	WPB	N
0,70_12	0,65	0,15	65,21	724,77	498,71	1,45	WPB	N
0,70_13	0,65	0,20	97,54	843,21	501,05	1,68	WPB	N
0,70_14	0,65	0,25	145,30	1020,47	498,57	2,05	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice H.3: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,75_1	0,25	0,10	41,10	415,15	317,91	1,31	WPB	N
0,75_4	0,45	0,10	38,61	578,16	454,84	1,27	WPB	N
0,75_5	0,45	0,15	40,36	584,36	453,85	1,29	WPB	N
0,75_6	0,45	0,20	40,26	586,82	456,82	1,28	WPB	N
0,75_7	0,55	0,10	47,46	620,49	470,69	1,32	WPB	N
0,75_8	0,55	0,15	62,26	697,81	470,99	1,48	WPB	N
0,75_9	0,55	0,20	91,46	794,99	473,01	1,68	WPB	N
0,75_10	0,55	0,25	54,35	640,76	467,34	1,37	WPB	N
0,75_11	0,65	0,10	63,36	689,55	475,47	1,45	WPB	N
0,75_12	0,65	0,15	103,07	848,44	477,74	1,78	WPB	N
0,75_13	0,65	0,20	72,32	730,33	474,77	1,54	WPB	N
0,75_14	0,65	0,25	123,03	918,80	477,05	1,93	WPB	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice H.4: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,80_1	0,25	0,10	32,93	400,10	312,93	1,28	WPB	N
0,80_2	0,35	0,10	23,38	474,51	378,05	1,26	WPB	N
0,80_3	0,35	0,15	28,98	503,37	392,68	1,28	WPB	N
0,80_4	0,45	0,10	60,14	648,03	424,98	1,52	WPB	N
0,80_5	0,45	0,15	75,04	700,21	432,44	1,62	WPB	N
0,80_6	0,45	0,20	86,91	749,94	436,29	1,72	WPB	N
0,80_7	0,55	0,10	107,59	828,96	447,10	1,85	WPB	N
0,80_8	0,55	0,15	119,75	873,71	451,19	1,94	WPB	N
0,80_9	0,55	0,20	72,59	691,72	435,37	1,59	WPB	N
0,80_10	0,55	0,25	111,90	844,77	449,77	1,88	WPB	N
0,80_11	0,65	0,10	59,47	660,58	448,32	1,47	WPB	N
0,80_12	0,65	0,15	85,93	758,97	447,07	1,70	WPB	N
0,80_13	0,65	0,20	124,70	907,92	450,63	2,01	WPB	N
0,80_14	0,65	0,25	87,61	771,40	446,87	1,73	WPB	N
0,80_15	0,65	0,30	170,69	1063,17	461,29	2,30	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice H.5: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P_{ELS} (kN)	P / P_{ELS}	Falha	ELS
0,85_1	0,25	0,10	34,34	429,52	304,13	1,41	WPB	N
0,85_2	0,35	0,10	39,62	525,04	356,16	1,47	WPB	N
0,85_3	0,35	0,15	31,71	482,65	356,24	1,35	WPB	N
0,85_4	0,45	0,10	51,89	587,76	388,02	1,51	WPB	N
0,85_5	0,45	0,15	69,43	656,18	387,80	1,69	WPB	N
0,85_7	0,55	0,10	78,55	689,68	400,35	1,72	WPB	N
0,85_8	0,55	0,15	87,29	736,81	407,60	1,81	WPB	N
0,85_9	0,55	0,20	152,40	958,70	426,36	2,25	WPB	N
0,85_10	0,55	0,25	85,05	735,95	405,54	1,81	WPB	N
0,85_11	0,65	0,10	90,46	755,95	422,03	1,79	WPB	N
0,85_12	0,65	0,15	63,37	634,10	415,87	1,52	WPB	N
0,85_13	0,65	0,20	96,37	778,46	421,16	1,85	WPB	N
0,85_14	0,65	0,25	67,14	662,55	415,31	1,60	WPB	N
0,85_15	0,65	0,30	28,14	531,95	429,20	1,24	WPB	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice H.6: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P_{ELS} (kN)	P / P_{ELS}	Falha	ELS
0,90_2	0,35	0,10	38,81	479,96	297,58	1,61	WPB	N
0,90_3	0,35	0,15	73,34	631,05	321,84	1,96	VM	N
0,90_4	0,45	0,10	95,20	724,58	359,87	2,01	WPB	N
0,90_5	0,45	0,15	102,82	757,96	358,45	2,11	VM	N
0,90_6	0,45	0,20	54,86	564,31	333,85	1,69	WPB	N
0,90_7	0,55	0,10	50,24	575,04	365,04	1,58	WPB	N
0,90_8	0,55	0,15	62,05	604,89	357,54	1,69	WPB	N
0,90_9	0,55	0,20	100,77	767,16	371,61	2,06	WPB	N
0,90_10	0,55	0,25	61,06	609,15	355,85	1,71	WPB	N
0,90_11	0,65	0,10	73,01	640,13	377,87	1,69	WPB	N
0,90_12	0,65	0,15	95,48	763,44	398,02	1,92	WPB	N
0,90_13	0,65	0,20	77,93	624,89	384,20	1,63	WPB	N
0,90_14	0,65	0,25	157,00	964,75	401,12	2,41	WPB	N
0,90_15	0,65	0,30	100,42	775,07	391,12	1,98	VM	N

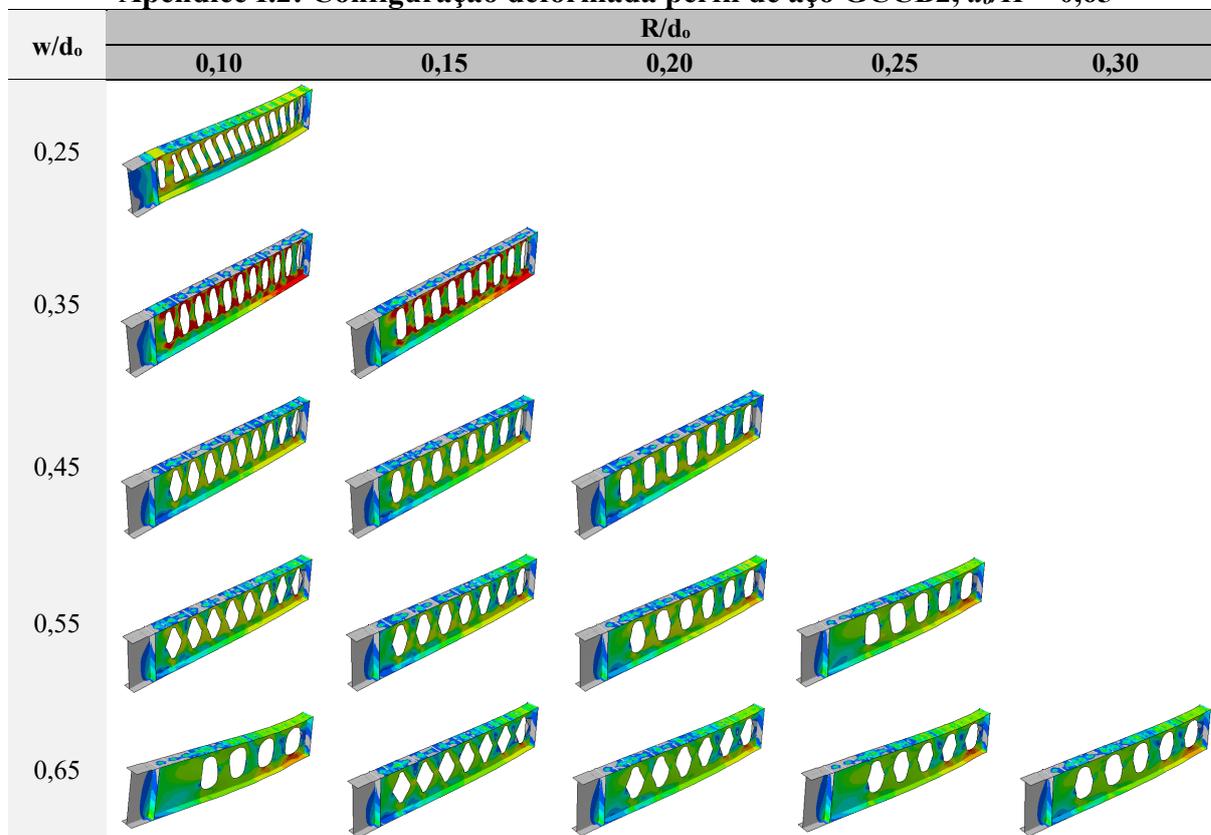
*N (não verifica) Verif. (verifica).

APÊNDICE I: TENSÃO DE VON MISES E CONFIGURAÇÃO DEFORMADA DO PERFIL DE AÇO PARA OS MODELOS GCCB2

Apêndice I.1: Tensão no perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,65_1	0,25	0,10	488,97	WPB
0,65_2	0,35	0,10	363,11	WPB
0,65_3	0,35	0,15	368,88	WPB
0,65_4	0,45	0,10	496,85	WPB
0,65_5	0,45	0,15	500,43	WPB
0,65_6	0,45	0,20	490,75	WPB
0,65_7	0,55	0,10	522,99	WPB
0,65_8	0,55	0,15	532,13	WPB
0,65_9	0,55	0,20	531,38	WPB
0,65_10	0,55	0,25	536,74	VM
0,65_11	0,65	0,10	557,49	VM
0,65_12	0,65	0,15	571,00	VM
0,65_13	0,65	0,20	571,00	VM
0,65_14	0,65	0,25	544,67	VM
0,65_15	0,65	0,30	571,00	VM

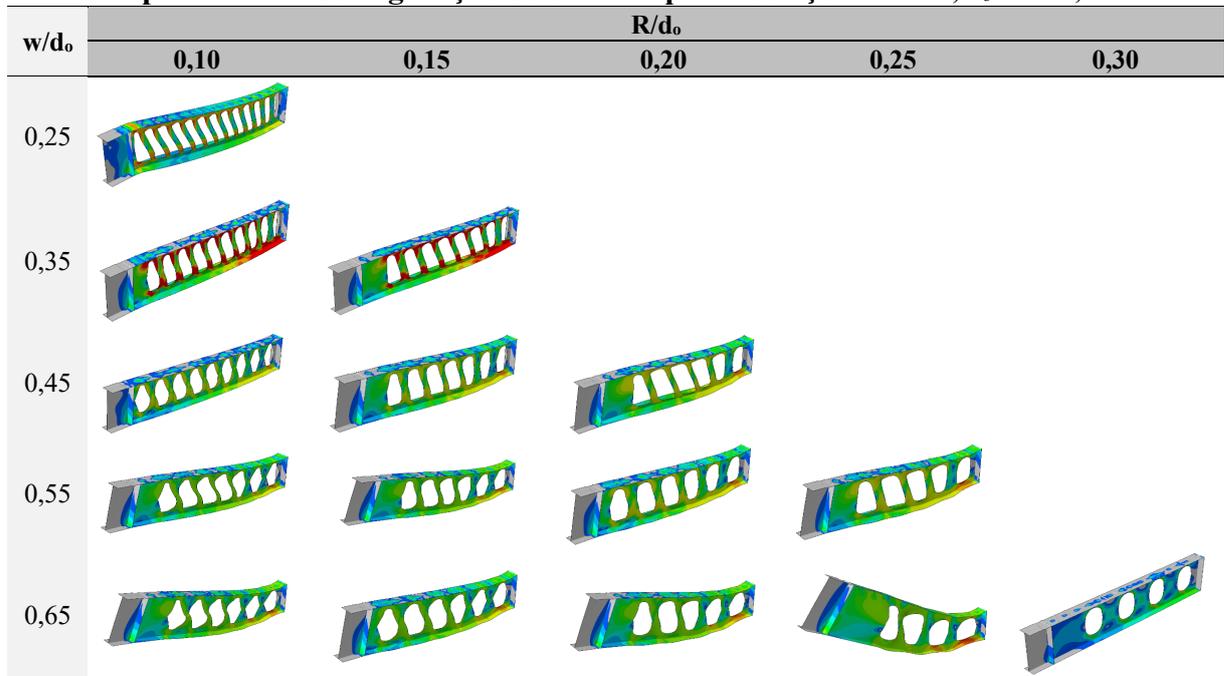
Apêndice I.2: Configuração deformada perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,65$



Apêndice I.3: Tensão no perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,70_1	0,25	0,10	434,05	WPB
0,70_2	0,35	0,10	360,30	WPB
0,70_3	0,35	0,15	371,54	WPB
0,70_4	0,45	0,10	498,16	WPB
0,70_5	0,45	0,15	512,07	WPB
0,70_6	0,45	0,20	498,99	WPB
0,70_7	0,55	0,10	544,62	WPB
0,70_8	0,55	0,15	560,69	WPB
0,70_9	0,55	0,20	515,42	WPB
0,70_10	0,55	0,25	514,11	WPB
0,70_11	0,65	0,10	571,00	WPB
0,70_12	0,65	0,15	538,05	WPB
0,70_13	0,65	0,20	567,82	WPB
0,70_14	0,65	0,25	571,00	VM

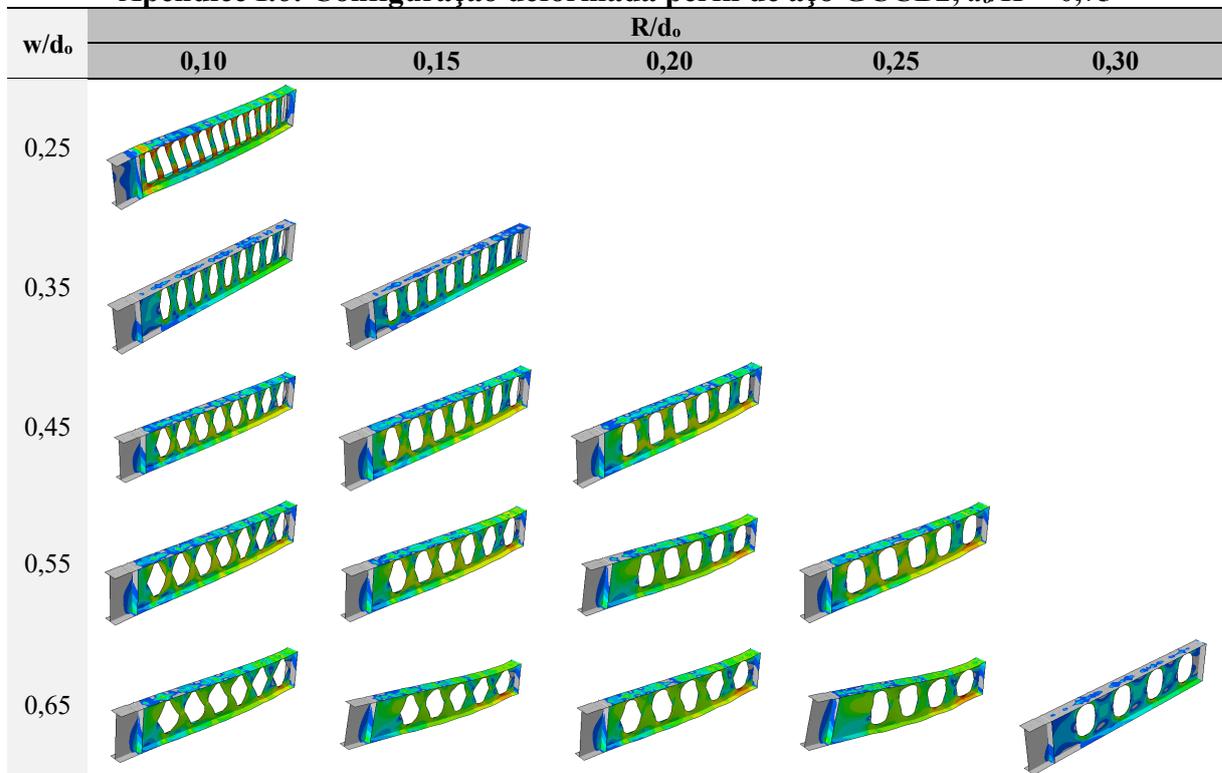
Apêndice I.4: Configuração deformada perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,70$



Apêndice I.5: Tensão no perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,75_1	0,25	0,10	428,30	WPB
0,75_4	0,45	0,10	507,85	WPB
0,75_5	0,45	0,15	498,49	WPB
0,75_6	0,45	0,20	490,61	WPB
0,75_7	0,55	0,10	523,39	WPB
0,75_8	0,55	0,15	529,91	WPB
0,75_9	0,55	0,20	554,20	WPB
0,75_10	0,55	0,25	505,03	WPB
0,75_11	0,65	0,10	546,84	WPB
0,75_12	0,65	0,15	571,00	WPB
0,75_13	0,65	0,20	535,45	WPB
0,75_14	0,65	0,25	571,00	WPB

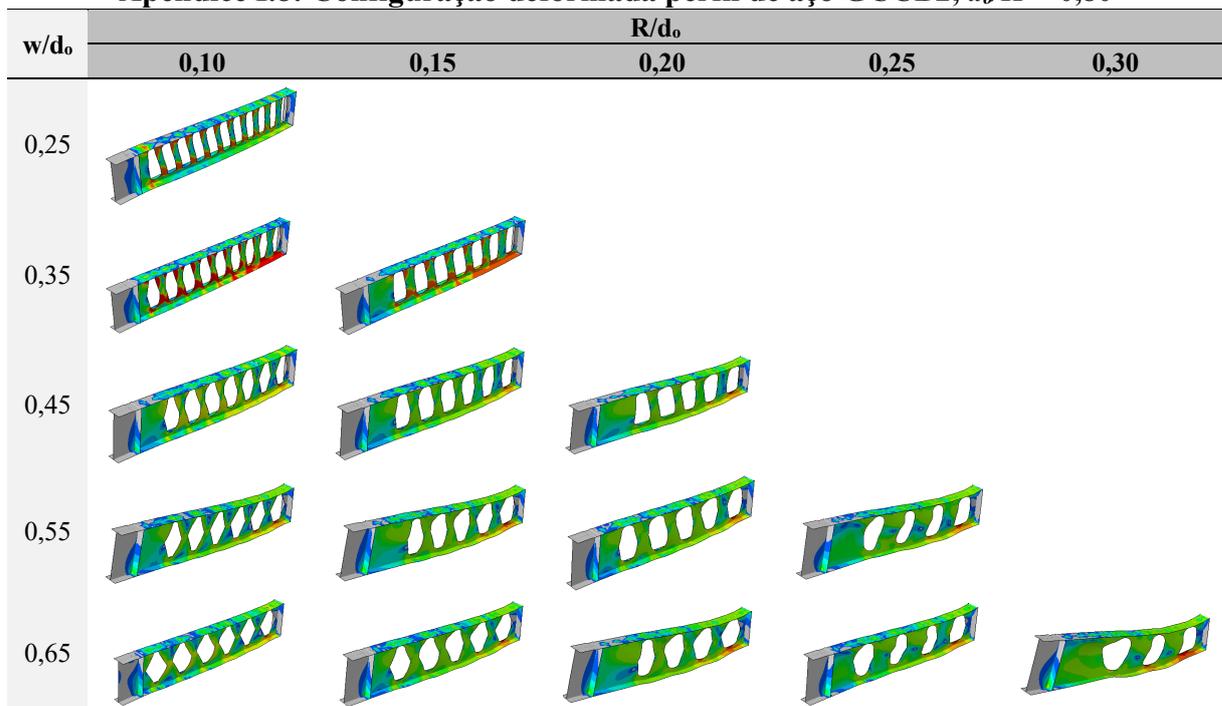
Apêndice I.6: Configuração deformada perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,75$



Apêndice I.7: Tensão no perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,80_1	0,25	0,10	420,10	WPB
0,80_2	0,35	0,10	365,33	WPB
0,80_3	0,35	0,15	408,42	WPB
0,80_4	0,45	0,10	531,12	WPB
0,80_5	0,45	0,15	542,69	WPB
0,80_6	0,45	0,20	539,62	WPB
0,80_7	0,55	0,10	571,00	WPB
0,80_8	0,55	0,15	571,00	WPB
0,80_9	0,55	0,20	537,78	WPB
0,80_10	0,55	0,25	567,26	WPB
0,80_11	0,65	0,10	533,80	WPB
0,80_12	0,65	0,15	566,38	WPB
0,80_13	0,65	0,20	571,00	WPB
0,80_14	0,65	0,25	550,43	WPB
0,80_15	0,65	0,30	571,00	VM

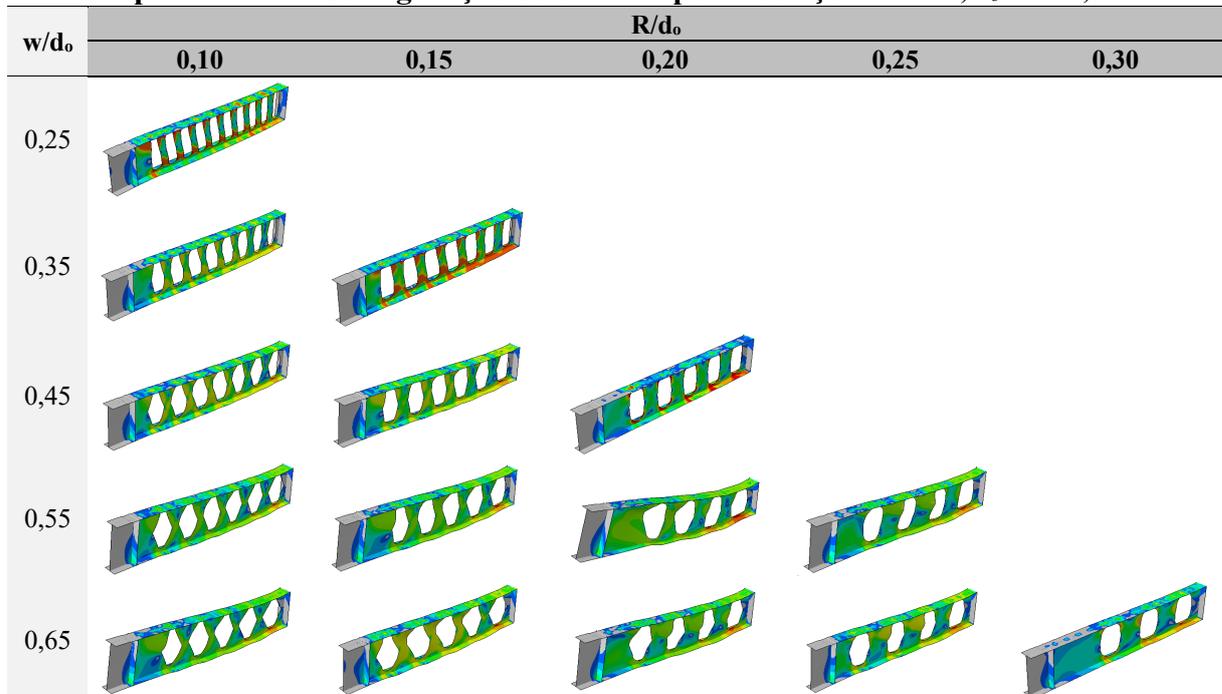
Apêndice I.8: Configuração deformada perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,80$



Apêndice I.9: Tensão no perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,85_1	0,25	0,10	394,72	WPB
0,85_2	0,35	0,10	483,71	WPB
0,85_3	0,35	0,15	398,22	WPB
0,85_4	0,45	0,10	514,40	WPB
0,85_5	0,45	0,15	525,79	WPB
0,85_7	0,55	0,10	564,51	WPB
0,85_8	0,55	0,15	558,04	WPB
0,85_9	0,55	0,20	571,00	WPB
0,85_10	0,55	0,25	538,86	WPB
0,85_11	0,65	0,10	571,00	WPB
0,85_12	0,65	0,15	526,35	WPB
0,85_13	0,65	0,20	565,59	WPB
0,85_14	0,65	0,25	523,90	WPB
0,85_15	0,65	0,30	429,23	WPB

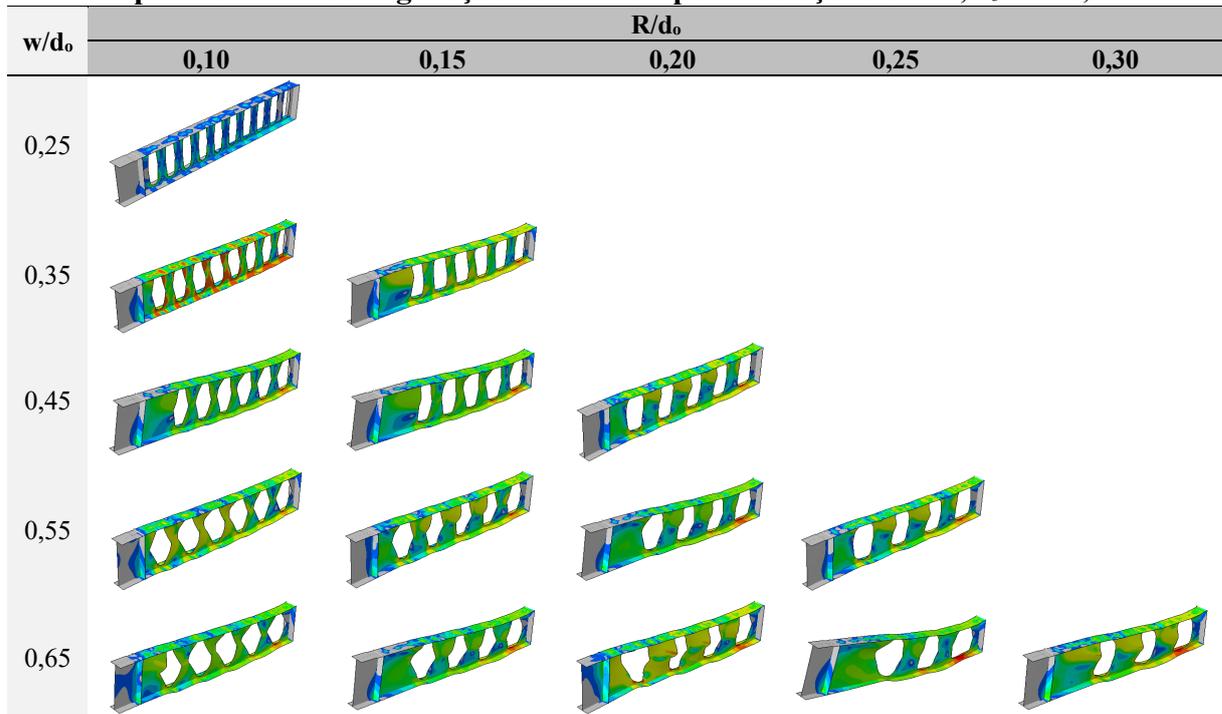
Apêndice I.10: Configuração deformada perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,85$



Apêndice I.11: Tensão no perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,90_1	0,25	0,10	248,47	VM
0,90_2	0,35	0,10	416,81	WPB
0,90_3	0,35	0,15	510,62	VM
0,90_4	0,45	0,10	564,15	WPB
0,90_5	0,45	0,15	554,17	VM
0,90_6	0,45	0,20	493,63	WPB
0,90_7	0,55	0,10	507,82	WPB
0,90_8	0,55	0,15	516,39	WPB
0,90_9	0,55	0,20	549,08	WPB
0,90_10	0,55	0,25	501,85	WPB
0,90_11	0,65	0,10	539,74	WPB
0,90_12	0,65	0,15	566,76	WPB
0,90_13	0,65	0,20	501,29	WPB
0,90_14	0,65	0,25	571,00	WPB
0,90_15	0,65	0,30	520,64	VM

Apêndice I.12: Configuração deformada perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,90$

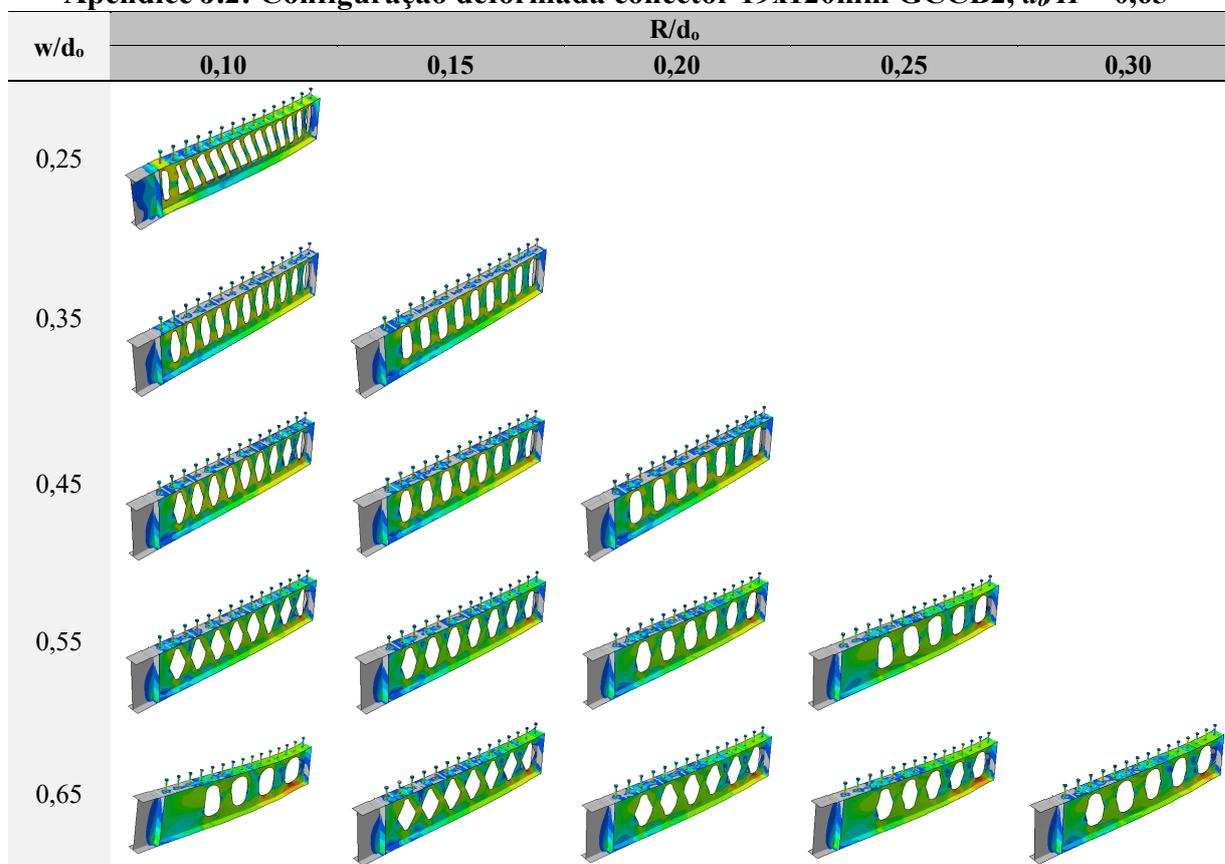


APÊNDICE J: TENSÃO NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO PARA OS MODELOS GCCB2

Apêndice J.1: Tensão nos conectores nos modelos GCCB2, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	$\sigma_{conector}$ (MPa)
0,65_1	0,25	0,10	519,98
0,65_2	0,35	0,10	481,42
0,65_3	0,35	0,15	481,31
0,65_4	0,45	0,10	509,26
0,65_5	0,45	0,15	506,58
0,65_6	0,45	0,20	501,96
0,65_7	0,55	0,10	535,74
0,65_8	0,55	0,15	541,00
0,65_9	0,55	0,20	550,10
0,65_10	0,55	0,25	563,79
0,65_11	0,65	0,10	548,25
0,65_12	0,65	0,15	561,90
0,65_13	0,65	0,20	578,74
0,65_14	0,65	0,25	565,07
0,65_15	0,65	0,30	586,29

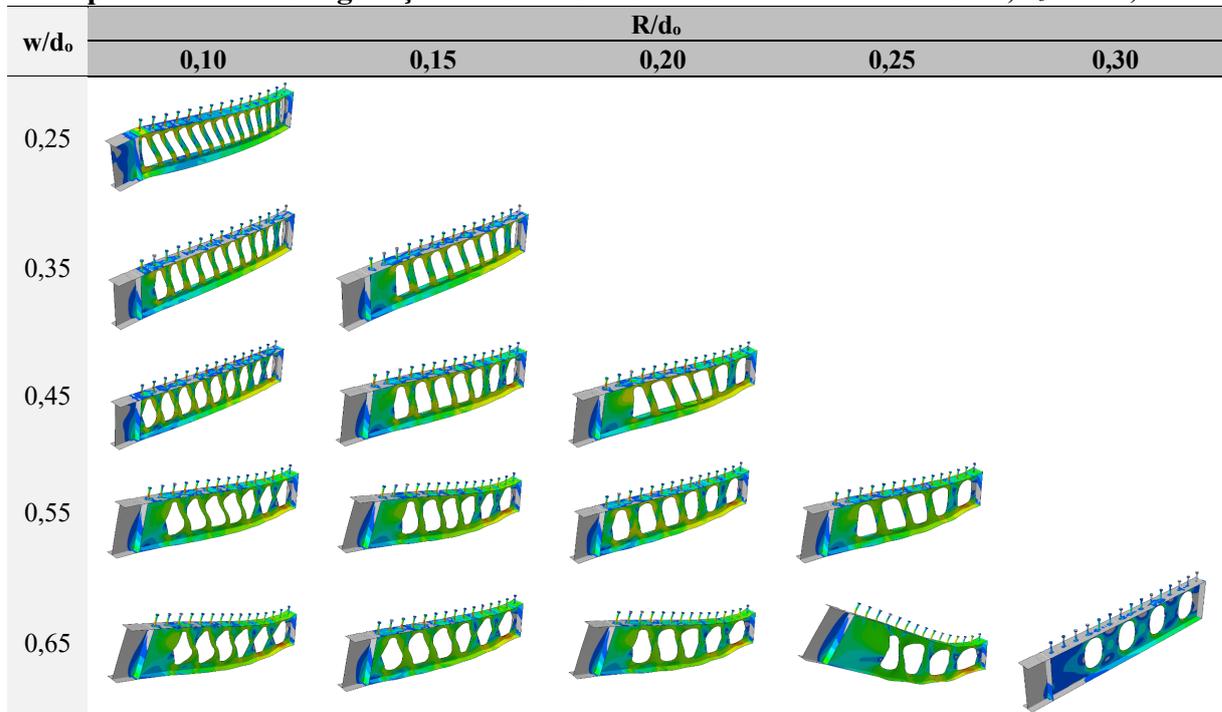
Apêndice J.2: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB2, $d_o/H = 0,65$



Apêndice J.3: Tensão nos conectores nos modelos GCCB2, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,70_1	0,25	0,10	493,55
0,70_2	0,35	0,10	481,95
0,70_3	0,35	0,15	486,52
0,70_4	0,45	0,10	495,23
0,70_5	0,45	0,15	522,51
0,70_6	0,45	0,20	525,25
0,70_7	0,55	0,10	540,61
0,70_8	0,55	0,15	565,41
0,70_9	0,55	0,20	527,03
0,70_10	0,55	0,25	544,37
0,70_11	0,65	0,10	577,65
0,70_12	0,65	0,15	542,05
0,70_13	0,65	0,20	591,25
0,70_14	0,65	0,25	640,48

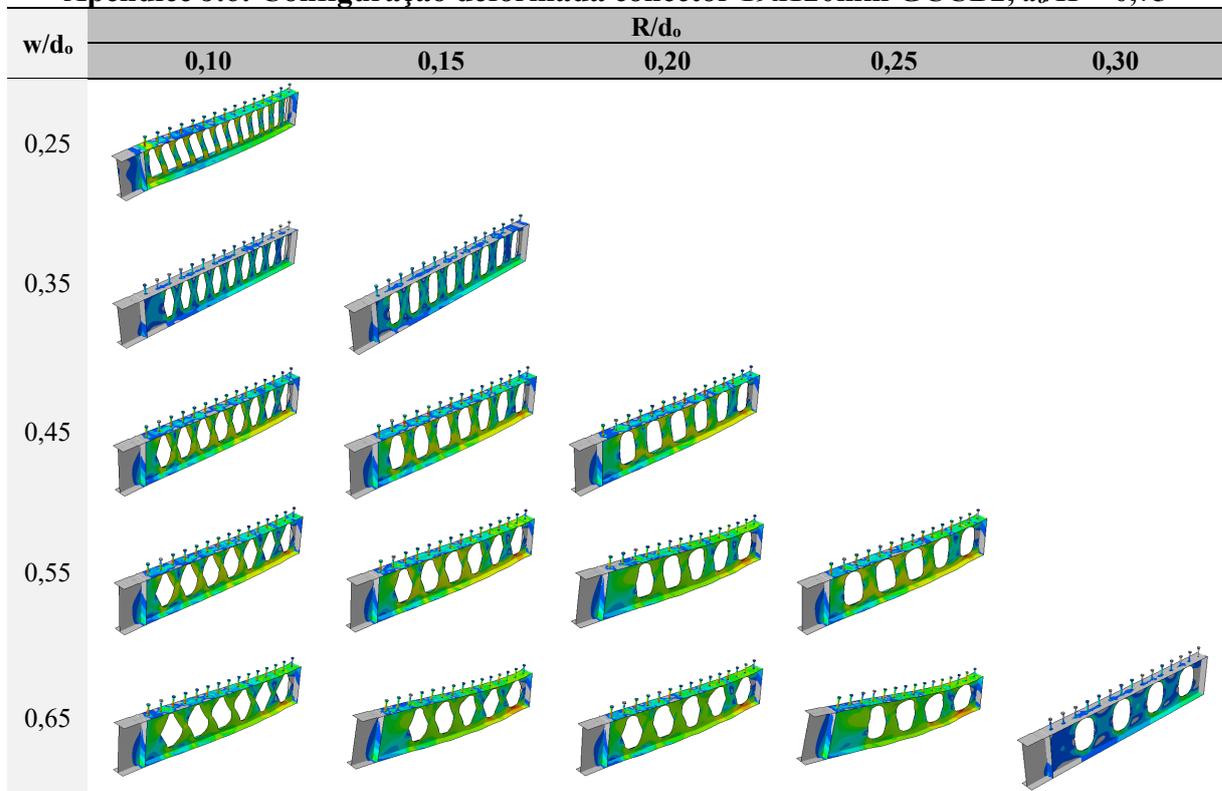
Apêndice J.4: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB2, $d_o/H = 0,70$



Apêndice J.5: Tensão nos conectores nos modelos GCCB2, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,75_1	0,25	0,10	488,13
0,75_4	0,45	0,10	495,90
0,75_5	0,45	0,15	495,72
0,75_6	0,45	0,20	502,46
0,75_7	0,55	0,10	507,23
0,75_8	0,55	0,15	519,97
0,75_9	0,55	0,20	572,74
0,75_10	0,55	0,25	522,11
0,75_11	0,65	0,10	533,11
0,75_12	0,65	0,15	570,82
0,75_13	0,65	0,20	545,23
0,75_14	0,65	0,25	588,76

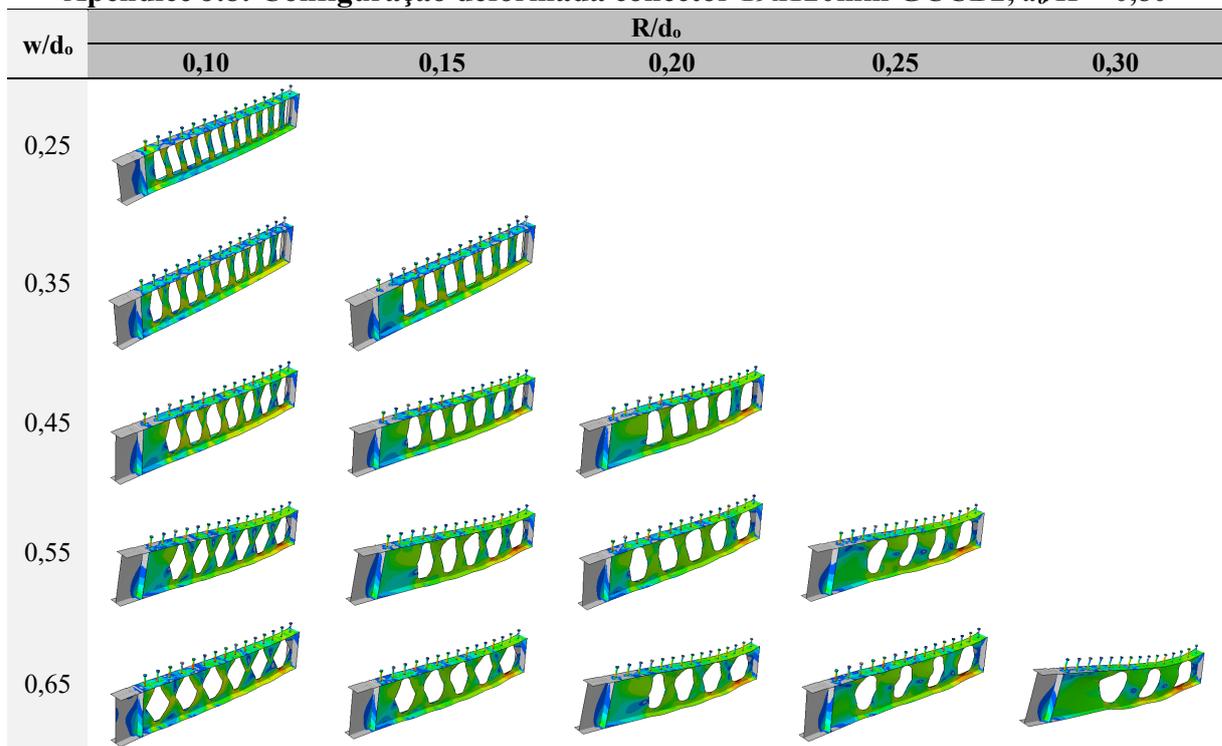
Apêndice J.6: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB2, $d_o/H = 0,75$



Apêndice J.7: Tensão nos conectores nos modelos GCCB2, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,80_1	0,25	0,10	480,50
0,80_2	0,35	0,10	477,89
0,80_3	0,35	0,15	493,33
0,80_4	0,45	0,10	530,08
0,80_5	0,45	0,15	549,78
0,80_6	0,45	0,20	548,27
0,80_7	0,55	0,10	564,68
0,80_8	0,55	0,15	566,29
0,80_9	0,55	0,20	547,69
0,80_10	0,55	0,25	556,29
0,80_11	0,65	0,10	518,73
0,80_12	0,65	0,15	551,31
0,80_13	0,65	0,20	584,46
0,80_14	0,65	0,25	552,37
0,80_15	0,65	0,30	614,06

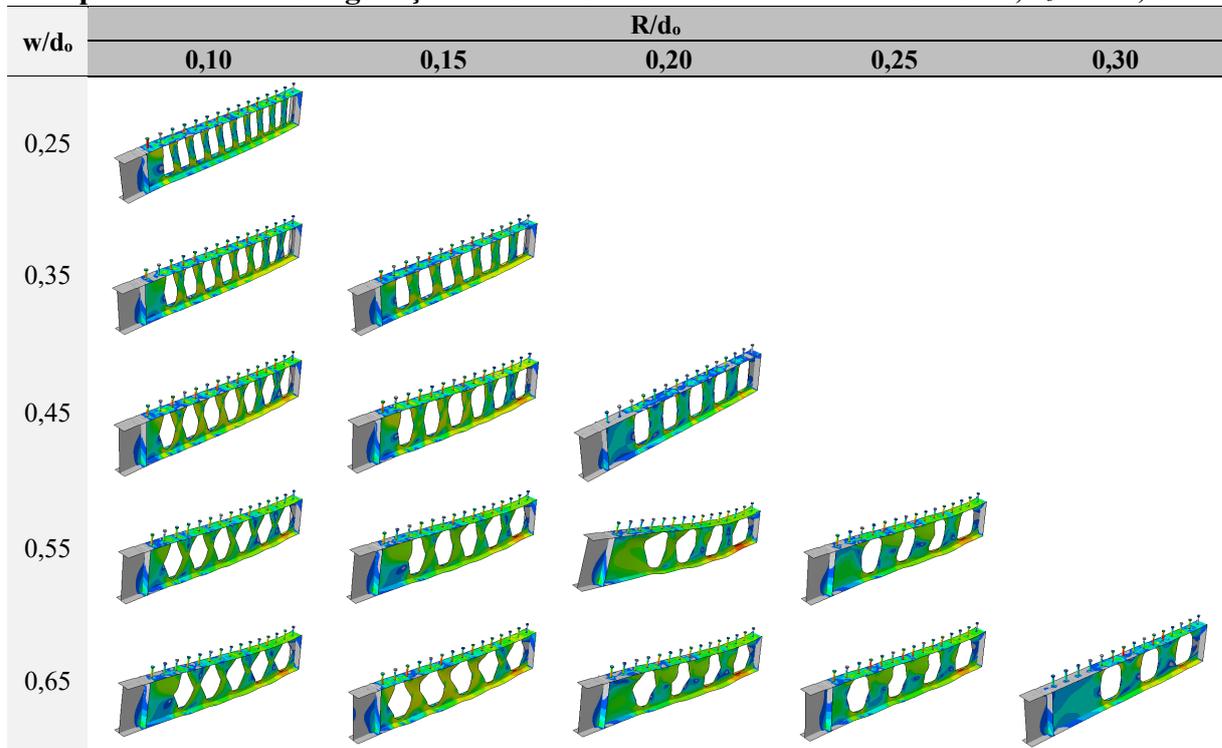
Apêndice J.8: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB2, $d_o/H = 0,80$



Apêndice J.9: Tensão nos conectores nos modelos GCCB2, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,85_1	0,25	0,10	487,52
0,85_2	0,35	0,10	505,85
0,85_3	0,35	0,15	481,78
0,85_4	0,45	0,10	505,08
0,85_5	0,45	0,15	526,19
0,85_7	0,55	0,10	540,44
0,85_8	0,55	0,15	550,67
0,85_9	0,55	0,20	585,50
0,85_10	0,55	0,25	553,97
0,85_11	0,65	0,10	559,60
0,85_12	0,65	0,15	517,18
0,85_13	0,65	0,20	558,57
0,85_14	0,65	0,25	539,50
0,85_15	0,65	0,30	493,36

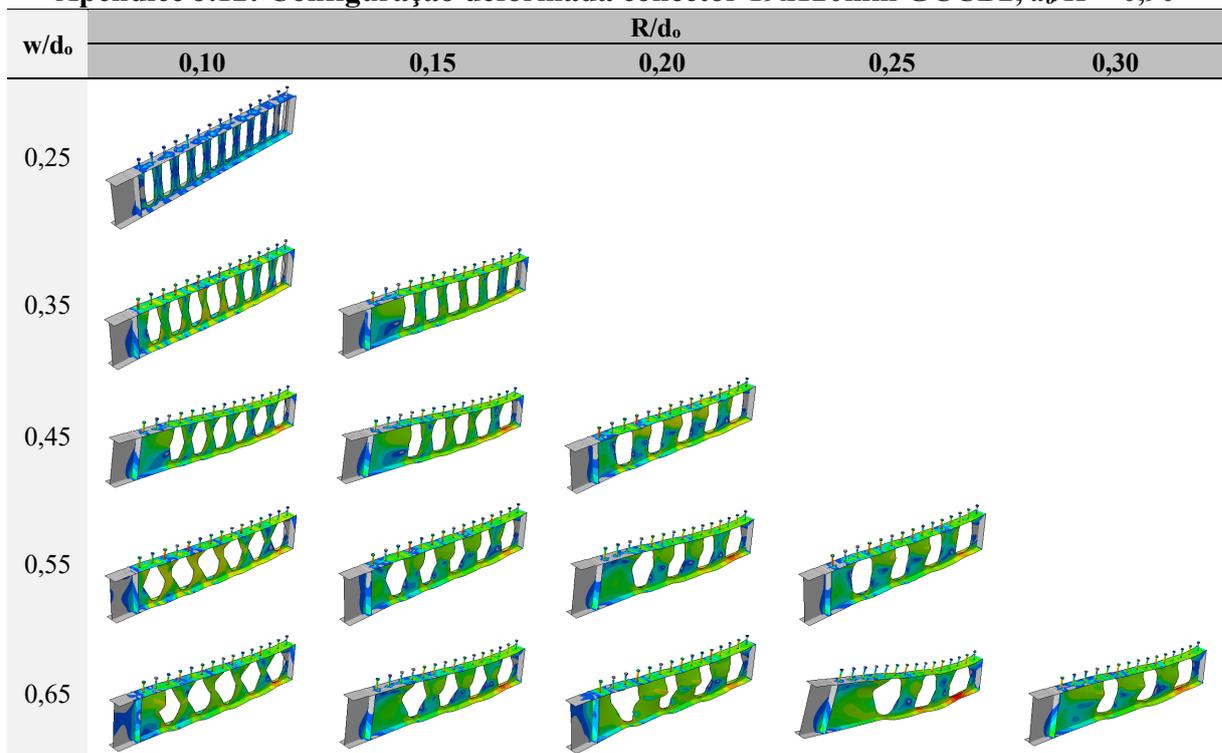
Apêndice J.10: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB2, $d_o/H = 0,85$



Apêndice J.11: Tensão nos conectores modelos GCCB2, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,90_1	0,25	0,10	252,60
0,90_2	0,35	0,10	501,58
0,90_3	0,35	0,15	547,66
0,90_4	0,45	0,10	555,19
0,90_5	0,45	0,15	563,16
0,90_6	0,45	0,20	533,35
0,90_7	0,55	0,10	500,91
0,90_8	0,55	0,15	539,32
0,90_9	0,55	0,20	562,31
0,90_10	0,55	0,25	538,17
0,90_11	0,65	0,10	541,49
0,90_12	0,65	0,15	559,16
0,90_13	0,65	0,20	546,10
0,90_14	0,65	0,25	565,90
0,90_15	0,65	0,30	565,80

Apêndice J.12: Configuração deformada conector 19x120mm GCCB2, $d_o/H = 0,90$



APÊNDICE K: COMPARAÇÃO ENTRE ESTUDO PARAMÉTRICO E ANALÍTICO PARA OS MODELOS GCCB2

Apêndice K.1: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,65_1	238,56	241,99	1,41
0,65_2	267,15	259,96	2,77
0,65_3	265,05	300,39	11,77
0,65_4	318,40	278,94	14,15
0,65_5	315,49	311,54	1,27
0,65_6	305,58	328,40	6,95
0,65_7	344,22	298,85	15,18
0,65_8	361,77	323,59	11,80
0,65_9	378,98	334,66	13,24

Apêndice K.2: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,70_1	221,88	230,72	8,66
0,70_2	260,02	249,76	3,73
0,70_3	263,80	280,82	7,78
0,70_4	284,27	269,71	7,74
0,70_5	322,66	292,37	9,32
0,70_6	325,04	300,89	12,90
0,70_7	353,61	290,44	12,20
0,70_8	401,51	304,62	5,19
0,70_9	334,03	307,38	20,36
0,70_11	356,01	299,87	9,12
0,70_12	417,05	311,84	32,40
0,70_13	362,38	317,31	29,05

Apêndice K.3: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,75_1	207,57	219,23	5,32
0,75_4	289,08	259,74	11,30
0,75_5	292,18	273,54	6,81
0,75_6	293,41	275,77	6,40
0,75_7	310,24	280,94	10,43
0,75_8	348,90	285,82	22,07
0,75_9	397,50	282,68	40,62
0,75_10	320,38	272,52	17,56
0,75_11	344,77	302,52	13,97
0,75_12	424,22	298,27	42,23
0,75_13	365,16	289,18	26,27
0,75_14	459,40	277,46	65,57

Apêndice K.4: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,80_1	200,05	207,65	3,66
0,80_2	237,26	228,06	4,03
0,80_3	251,69	243,69	3,28
0,80_4	324,02	249,10	30,07
0,80_5	350,10	255,65	36,95
0,80_6	374,97	253,84	47,72
0,80_7	414,48	270,42	53,27
0,80_8	436,85	267,89	63,07
0,80_9	345,86	261,41	32,31
0,80_10	422,39	250,88	68,36
0,80_11	330,29	291,80	13,19
0,80_12	379,48	280,05	35,51
0,80_13	453,96	268,37	69,15
0,80_14	385,70	257,55	49,75

Apêndice K.5: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,85$

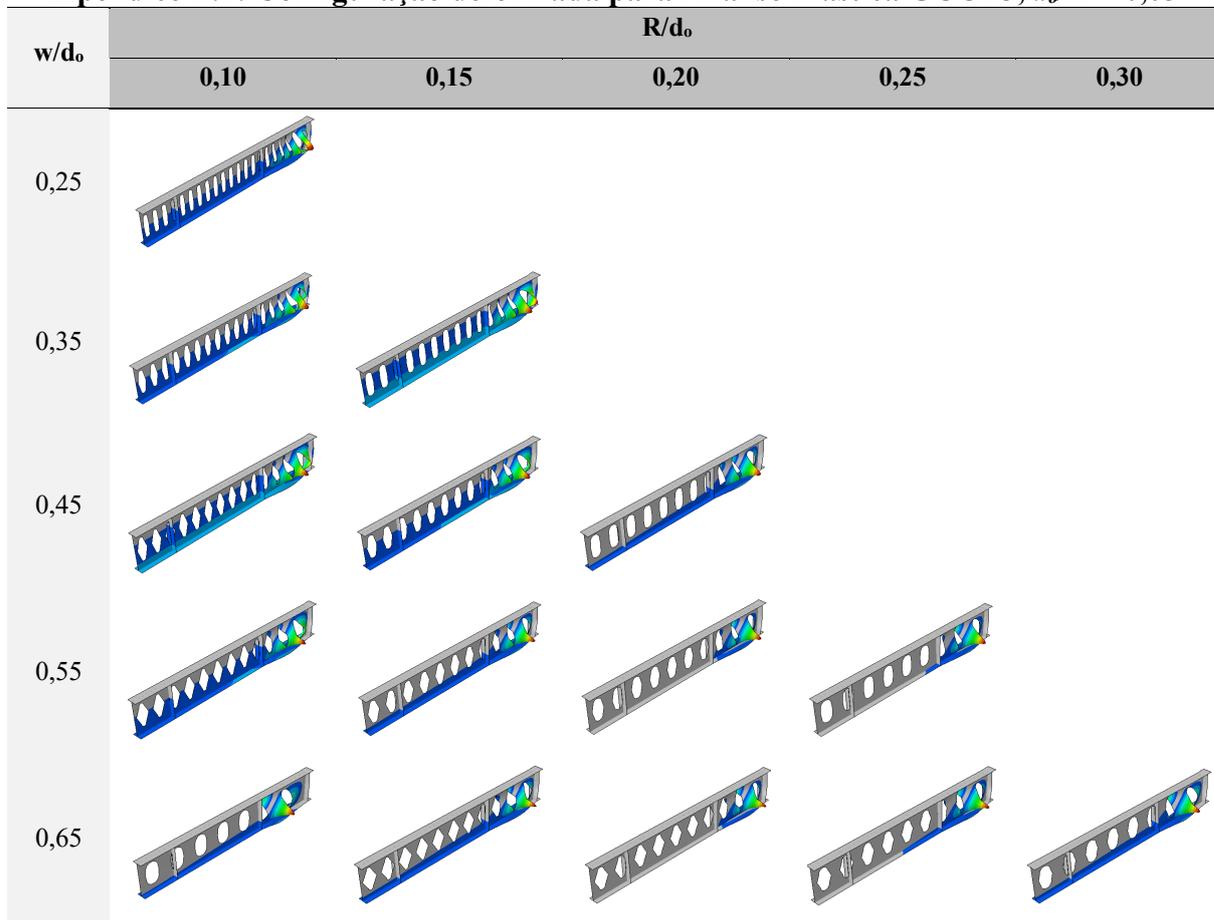
d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,85_1	214,76	196,25	9,43
0,85_2	262,52	216,92	21,02
0,85_3	241,33	227,27	6,18
0,85_4	293,88	238,06	23,45
0,85_5	328,09	239,33	37,09
0,85_7	344,84	259,20	33,04
0,85_8	368,41	251,53	46,47
0,85_9	479,35	244,01	96,45
0,85_10	367,98	234,70	56,79
0,85_11	377,97	280,05	34,97
0,85_12	317,05	263,46	20,34
0,85_13	389,23	251,62	54,69
0,85_14	331,28	243,11	36,27
0,85_15	265,98	235,46	12,96

Apêndice K.6: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB2, $d_o/H = 0,90$

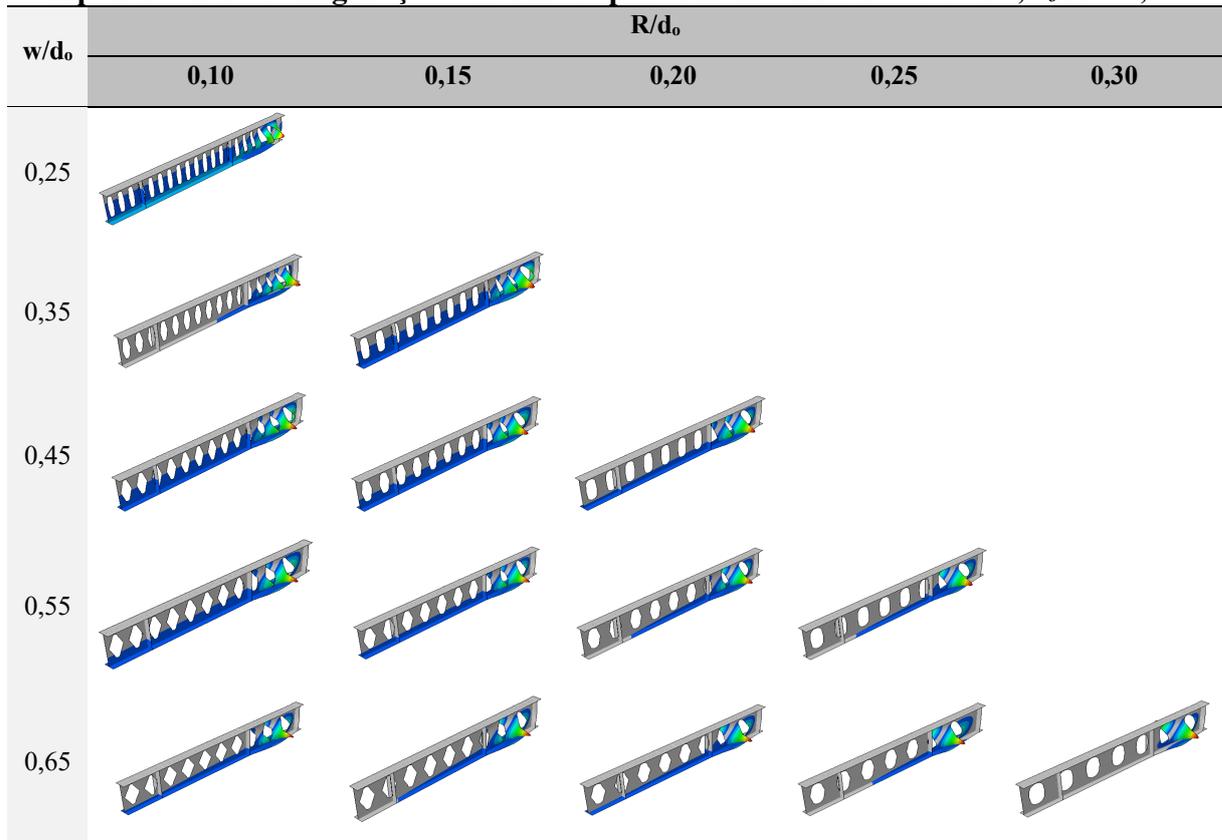
d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,90_2	239,98	206,05	16,46
0,90_4	362,29	227,04	59,57
0,90_6	282,15	221,27	27,51
0,90_7	287,52	247,78	16,04
0,90_8	302,45	237,32	27,44
0,90_9	383,58	230,51	66,41
0,90_10	304,58	223,43	36,32
0,90_11	320,06	267,93	19,46
0,90_12	381,72	249,10	53,24
0,90_13	312,45	238,85	30,81
0,90_14	482,37	233,40	106,68

APÊNDICE L: CONFIGURAÇÃO DEFORMADA PARA ANÁLISE ELÁSTICA MODELOS GCCB3

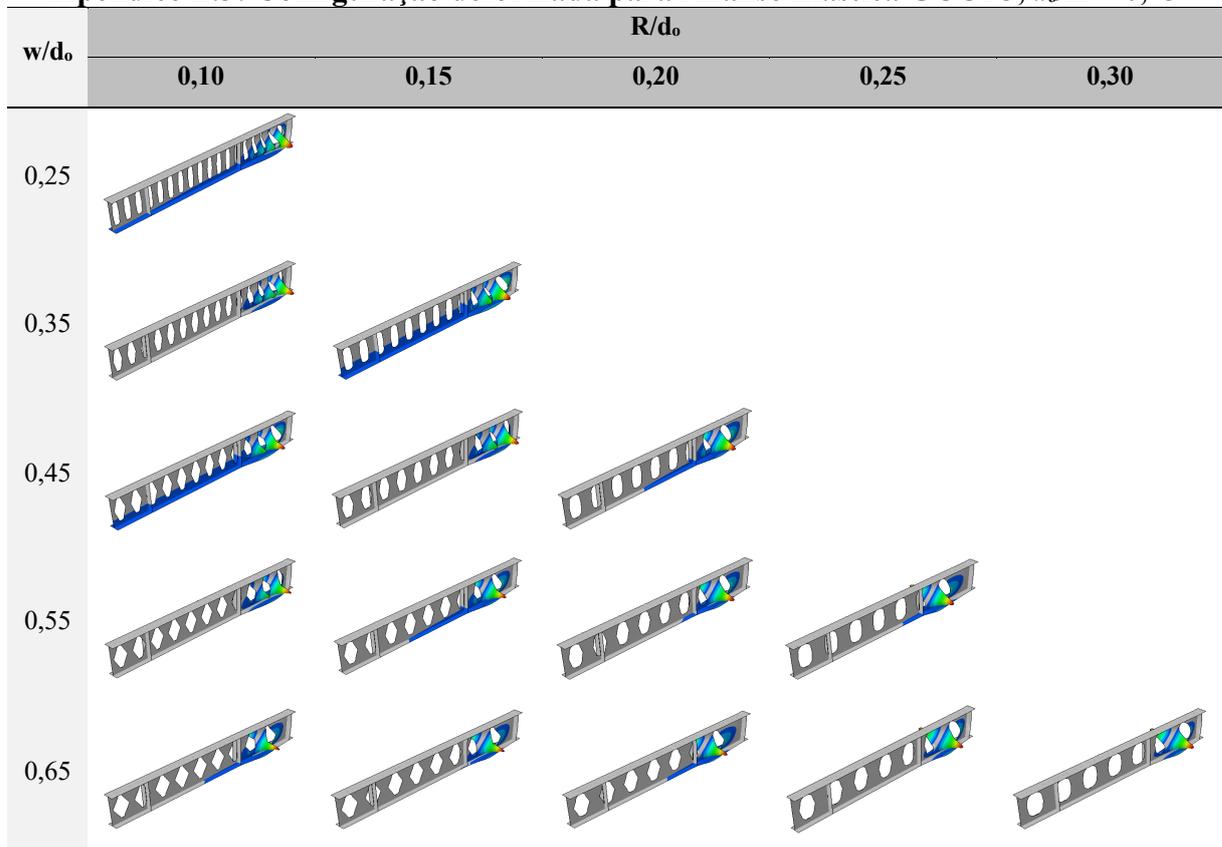
Apêndice L.1: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,65$



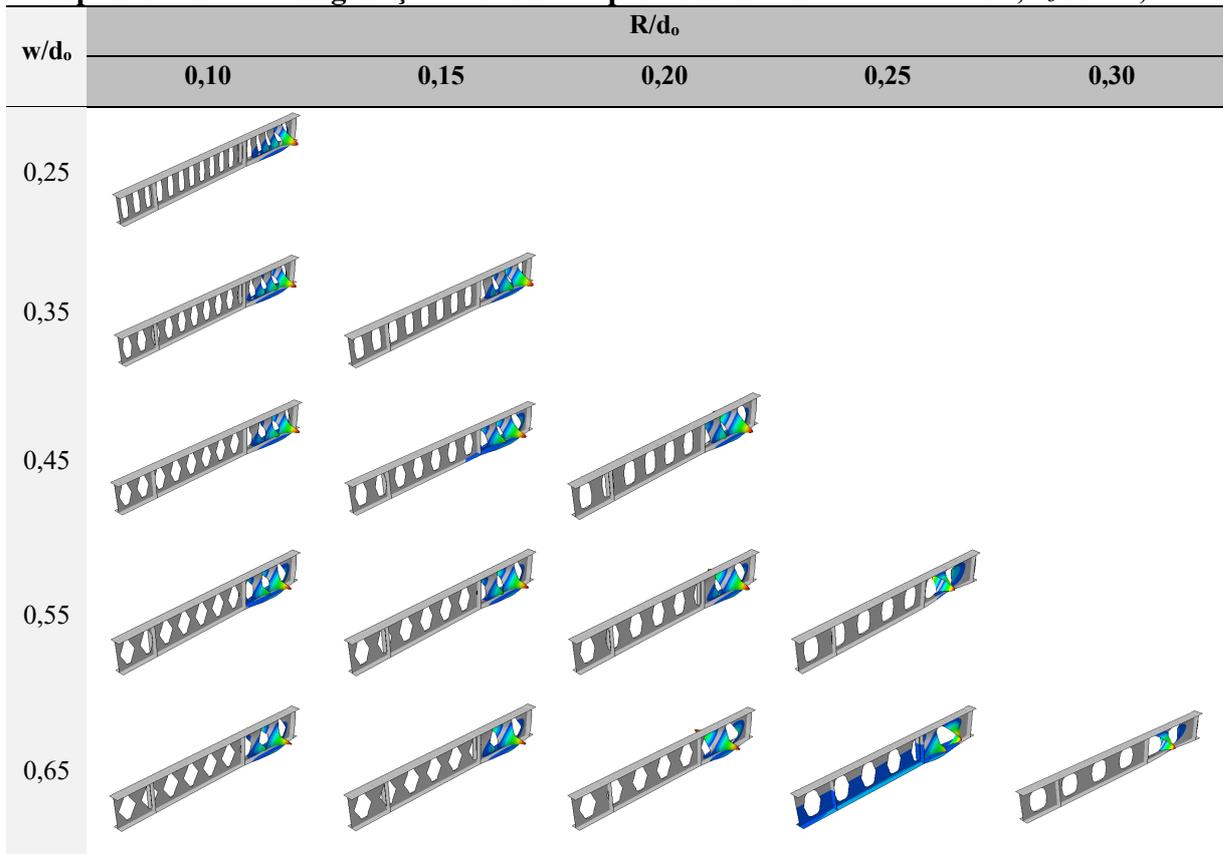
Apêndice L.2: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,70$



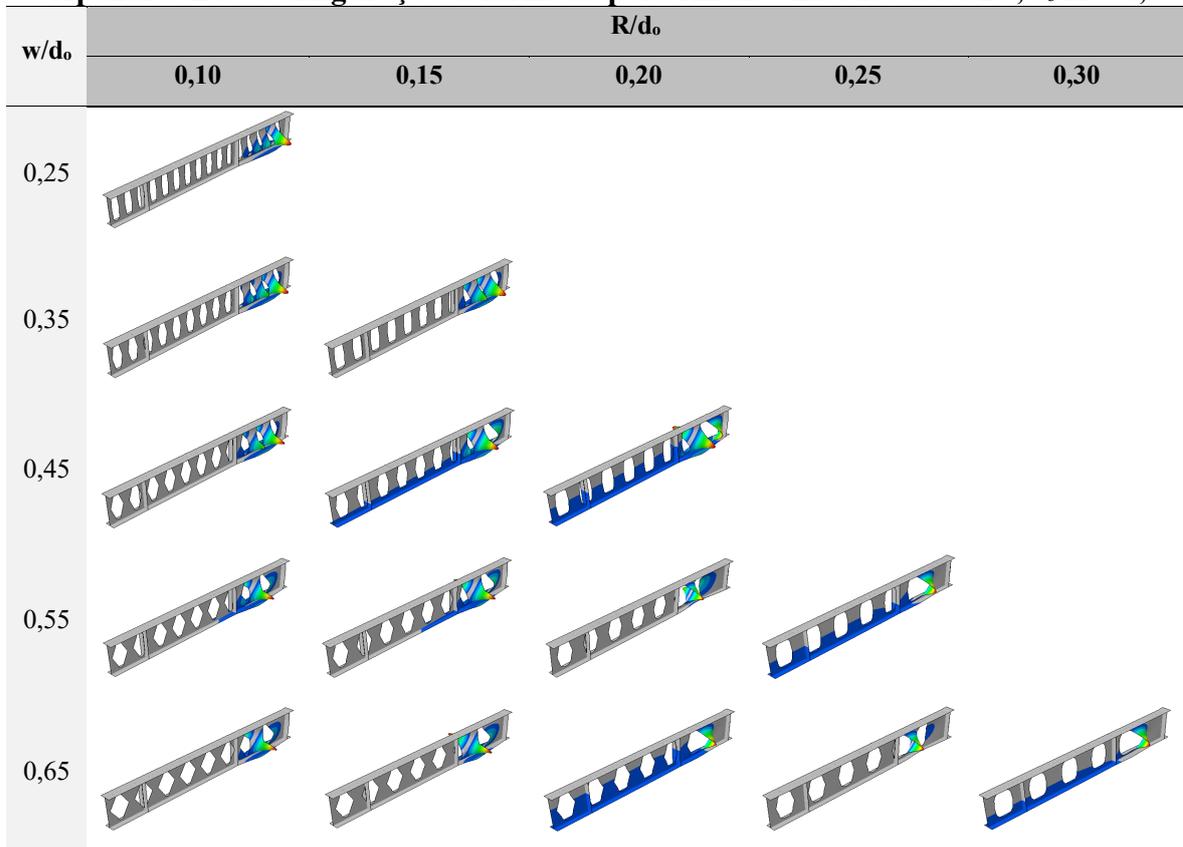
Apêndice L.3: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,75$



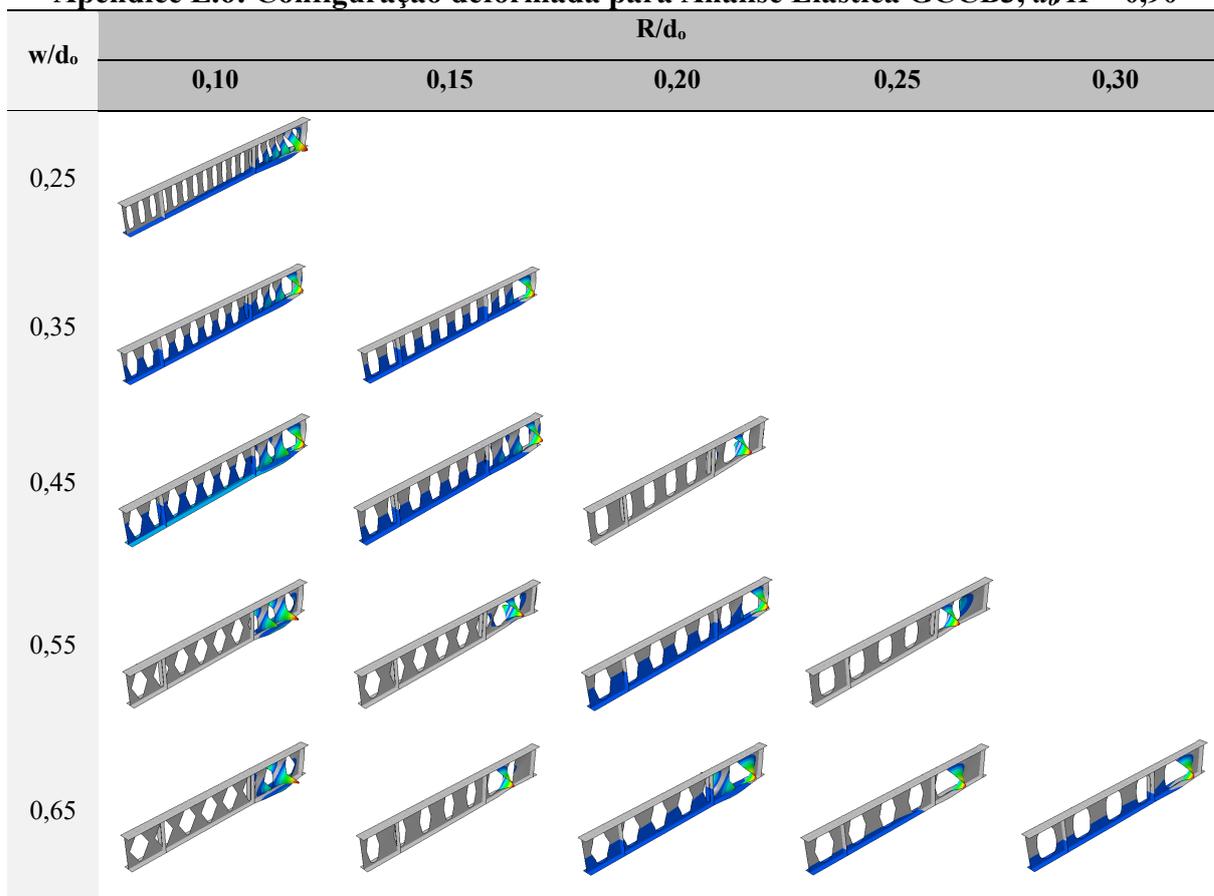
Apêndice L.4: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,80$



Apêndice L.5: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,85$



Apêndice L.6: Configuração deformada para Análise Elástica GCCB3, $d_o/H = 0,90$



APÊNDICE M: DESLOCAMENTO, CARGA E FALHA MODELOS GCCB3

Apêndice M.1: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P_{ELS} (kN)	P / P_{ELS}	Falha	ELS
0,65_1	0,25	0,10	153,76	301,64	147,93	2,04	WPB	N
0,65_2	0,35	0,10	94,62	331,16	147,93	2,24	WPB	N
0,65_3	0,35	0,15	59,50	307,00	144,25	2,13	WPB	N
0,65_4	0,45	0,10	113,94	349,59	159,13	2,20	VM	N
0,65_5	0,45	0,15	143,21	365,55	158,70	2,30	VM	N
0,65_6	0,45	0,20	81,62	325,35	147,09	2,21	VM	N
0,65_7	0,55	0,10	184,46	391,44	158,98	2,46	VM	N
0,65_8	0,55	0,15	137,02	363,42	145,29	2,50	VM	N
0,65_9	0,55	0,20	114,26	352,03	159,95	2,20	VM	N
0,65_10	0,55	0,25	105,75	345,58	149,78	2,31	VM	N
0,65_11	0,65	0,10	166,47	381,62	147,86	2,58	VM	N
0,65_12	0,65	0,15	169,65	388,03	150,90	2,57	VM	N
0,65_13	0,65	0,20	169,93	386,82	144,31	2,68	VM	N
0,65_14	0,65	0,25	27,70	283,35	158,69	1,79	VM	N
0,65_15	0,65	0,30	27,02	281,71	157,38	1,79	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice M.2: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P_{ELS} (kN)	P / P_{ELS}	Falha	ELS
0,70_1	0,25	0,10	132,22	295,11	111,19	2,65	WPB	N
0,70_3	0,35	0,15	60,96	297,06	133,16	2,23	VM	N
0,70_4	0,45	0,10	107,47	331,29	135,48	2,45	VM	N
0,70_5	0,45	0,15	173,91	362,90	146,31	2,48	VM	N
0,70_6	0,45	0,20	98,67	326,86	145,24	2,25	VM	N
0,70_7	0,55	0,10	190,77	381,01	145,55	2,62	VM	N
0,70_8	0,55	0,15	165,63	366,72	159,76	2,30	VM	N
0,70_11	0,65	0,10	167,36	375,99	157,75	2,38	VM	N
0,70_12	0,65	0,15	198,22	387,67	133,32	2,91	VM	N
0,70_13	0,65	0,20	276,59	421,73	143,18	2,95	VM	N
0,70_14	0,65	0,25	26,51	270,36	157,85	1,71	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice M.3: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,75_1	0,25	0,10	127,31	270,05	122,88	2,20	WPB	N
0,75_2	0,35	0,10	43,42	269,66	134,50	2,00	WPB	N
0,75_3	0,35	0,15	75,81	295,96	145,16	2,04	VM	N
0,75_5	0,45	0,15	68,51	297,38	144,80	2,05	VM	N
0,75_6	0,45	0,20	168,21	356,95	143,24	2,49	VM	N
0,75_9	0,55	0,20	255,40	402,05	145,38	2,77	VM	N
0,75_10	0,55	0,25	47,46	280,59	142,38	1,97	VM	N
0,75_11	0,65	0,10	229,43	392,15	145,78	2,69	VM	N
0,75_12	0,65	0,15	275,22	419,65	145,66	2,88	VM	N
0,75_13	0,65	0,20	25,58	259,20	168,84	1,54	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice M.4: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,80_1	0,25	0,10	102,89	263,18	111,38	2,36	WPB	N
0,80_3	0,35	0,15	87,57	278,52	112,08	2,48	WPB	N
0,80_4	0,45	0,10	59,12	272,83	132,28	2,06	VM	N
0,80_5	0,45	0,15	101,93	304,51	140,98	2,16	VM	N
0,80_6	0,45	0,20	94,96	304,98	141,47	2,16	VM	N
0,80_7	0,55	0,10	133,23	323,47	130,51	2,48	VM	N
0,80_8	0,55	0,15	125,88	323,45	129,14	2,50	VM	N
0,80_9	0,55	0,20	154,43	334,27	141,70	2,36	VM	N
0,80_10	0,55	0,25	185,44	359,48	143,03	2,51	VM	N
0,80_13	0,65	0,20	251,19	389,02	130,75	2,98	VM	N
0,80_14	0,65	0,25	293,16	413,93	148,25	2,79	VM	N
0,80_15	0,65	0,30	176,01	342,11	128,18	2,67	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice M.5: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,85_1	0,25	0,10	99,11	252,24	103,16	2,45	WPB	N
0,85_2	0,35	0,10	71,21	267,47	124,70	2,14	WPB	N
0,85_3	0,35	0,15	74,51	258,03	139,20	1,85	WPB	N
0,85_4	0,45	0,10	104,03	292,05	142,48	2,05	VM	N
0,85_5	0,45	0,15	212,76	345,55	140,52	2,46	VM	N
0,85_6	0,45	0,20	159,74	327,51	135,58	2,42	VM	N
0,85_7	0,55	0,10	233,72	367,43	142,01	2,59	VM	N
0,85_8	0,55	0,15	222,05	364,99	141,28	2,58	VM	N
0,85_9	0,55	0,20	27,77	237,97	137,31	1,73	VM	N
0,85_10	0,55	0,25	279,41	400,60	138,71	2,89	VM	N
0,85_11	0,65	0,10	225,63	339,33	141,74	2,39	VM	N
0,85_12	0,65	0,15	300,47	396,07	140,21	2,82	VM	N
0,85_13	0,65	0,20	300,76	401,98	151,62	2,65	VM	N
0,85_14	0,65	0,25	168,28	339,61	140,16	2,42	VM	N

*N (não verifica) Verif. (verifica).

Apêndice M.6: Deslocamento, carga e falha perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	Deslocamento vertical no meio do vão (mm)	P (kN)	P _{ELS} (kN)	P / P _{ELS}	Falha	ELS
0,90_1	0,25	0,10	106,02	237,94	81,25	2,93	WPB	N
0,90_2	0,35	0,10	113,40	279,76	114,16	2,45	WPB	N
0,90_3	0,35	0,15	138,95	298,03	104,23	2,86	WPB	N
0,90_4	0,45	0,10	165,65	323,81	125,54	2,58	WPB	N
0,90_5	0,45	0,15	121,85	289,42	105,17	2,75	WPB	N
0,90_6	0,45	0,20	102,74	284,79	115,64	2,46	WPB	N
0,90_7	0,55	0,10	121,31	287,50	113,82	2,53	WPB	N
0,90_8	0,55	0,15	137,97	298,96	122,15	2,45	WPB	N
0,90_9	0,55	0,20	176,96	325,65	122,05	2,67	WPB	N
0,90_10	0,55	0,25	177,39	338,07	112,57	3,00	VM	N
0,90_13	0,65	0,20	210,40	353,42	136,14	2,60	VM	N
0,90_14	0,65	0,25	301,72	396,40	137,26	2,89	VM	N
0,90_15	0,65	0,30	318,60	362,23	133,20	2,72	VM	N

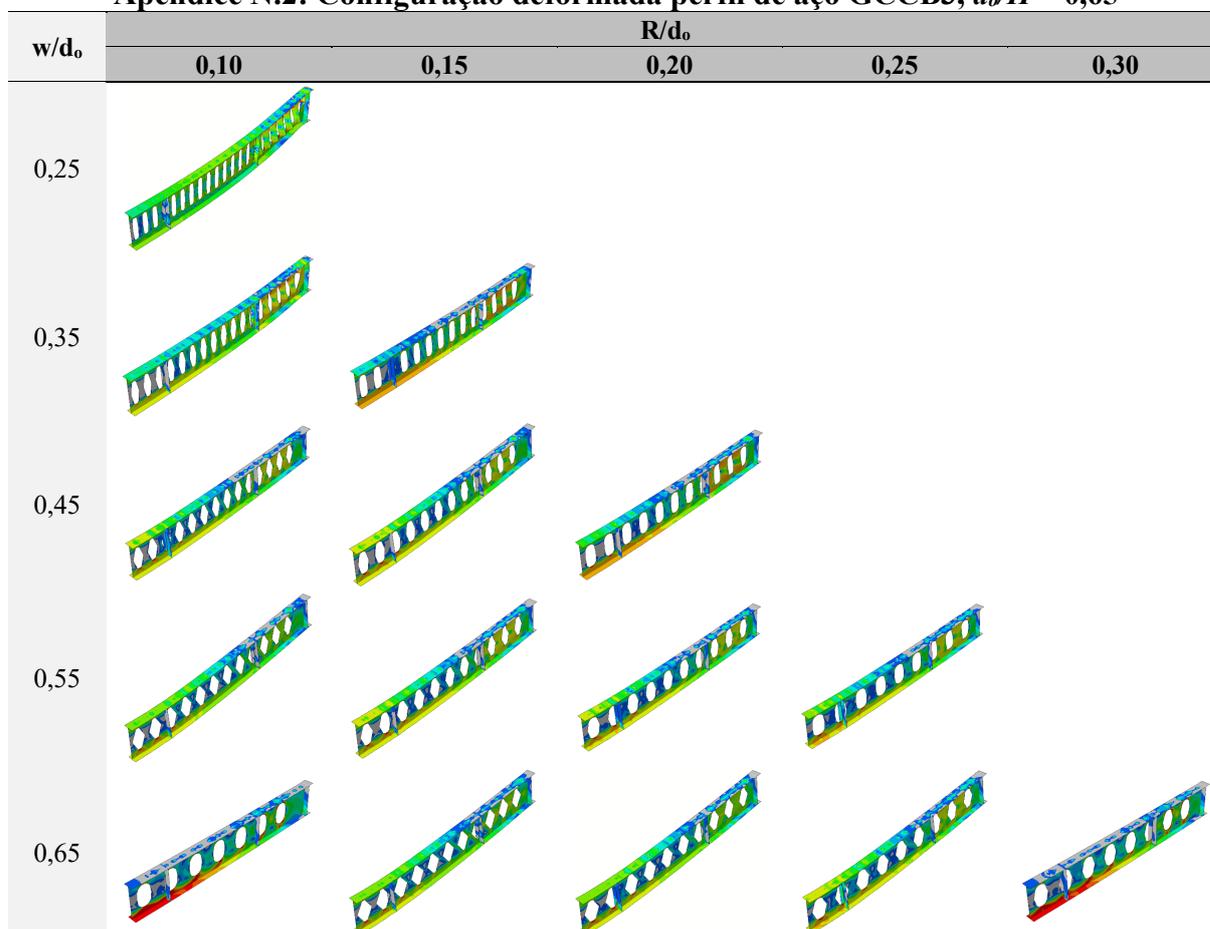
*N (não verifica) Verif. (verifica).

APÊNDICE N: TENSÃO DE VON MISES E CONFIGURAÇÃO DEFORMADA DO PERFIL DE AÇO PARA OS MODELOS GCCB3

Apêndice N.1: Tensão no perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,65_1	0,25	0,10	381,68	WPB
0,65_2	0,35	0,10	512,40	WPB
0,65_3	0,35	0,15	441,45	WPB
0,65_4	0,45	0,10	507,65	VM
0,65_5	0,45	0,15	517,06	VM
0,65_6	0,45	0,20	473,00	VM
0,65_7	0,55	0,10	549,16	VM
0,65_8	0,55	0,15	516,01	VM
0,65_9	0,55	0,20	500,64	VM
0,65_10	0,55	0,25	492,30	VM
0,65_11	0,65	0,10	544,07	VM
0,65_12	0,65	0,15	538,54	VM
0,65_13	0,65	0,20	531,86	VM
0,65_14	0,65	0,25	567,69	VM

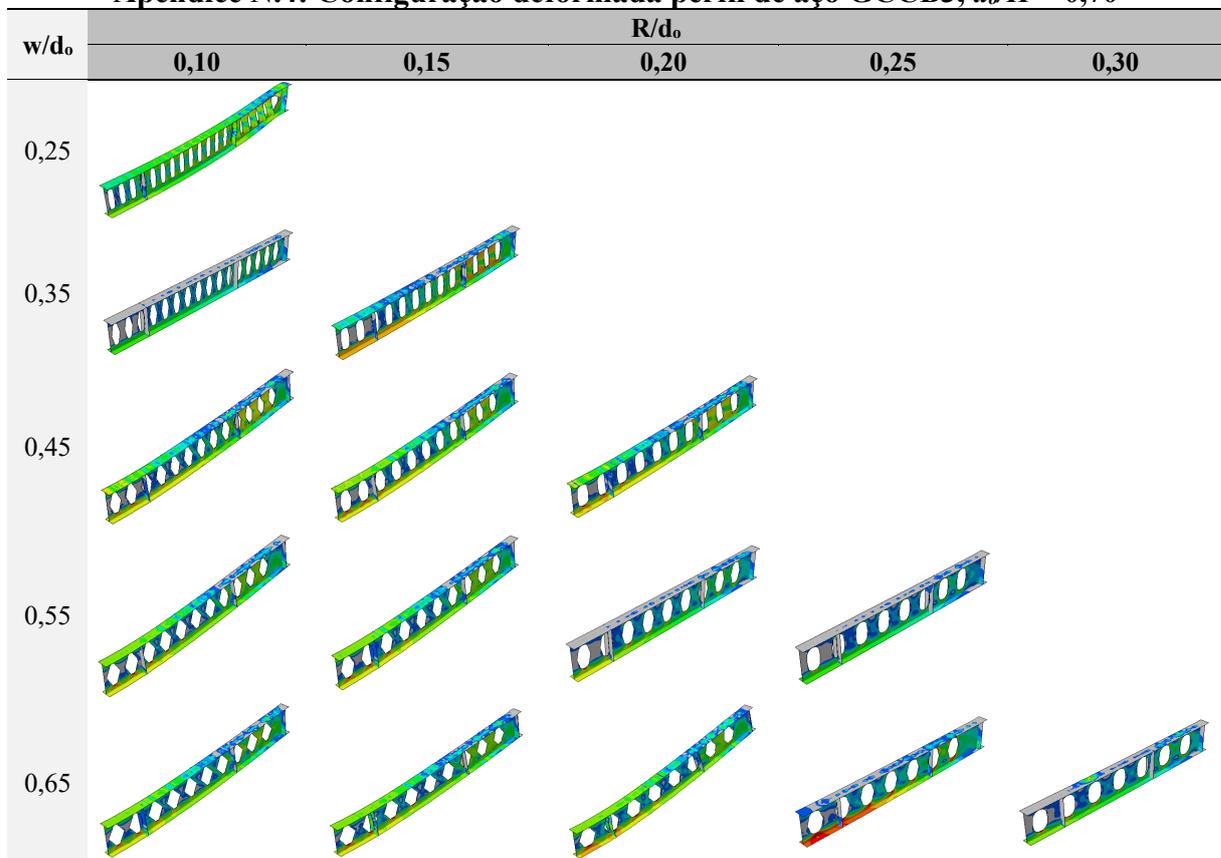
Apêndice N.2: Configuração deformada perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,65$



Apêndice N.3: Tensão no perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,70_1	0,25	0,10	568,68	WPB
0,70_3	0,35	0,15	458,23	VM
0,70_4	0,45	0,10	513,61	VM
0,70_5	0,45	0,15	534,58	VM
0,70_6	0,45	0,20	492,93	VM
0,70_7	0,55	0,10	563,28	VM
0,70_8	0,55	0,15	540,45	VM
0,70_9	0,55	0,20	355,99	VM
0,70_10	0,55	0,25	302,75	VM
0,70_13	0,65	0,20	571,00	VM
0,70_14	0,65	0,25	538,30	VM

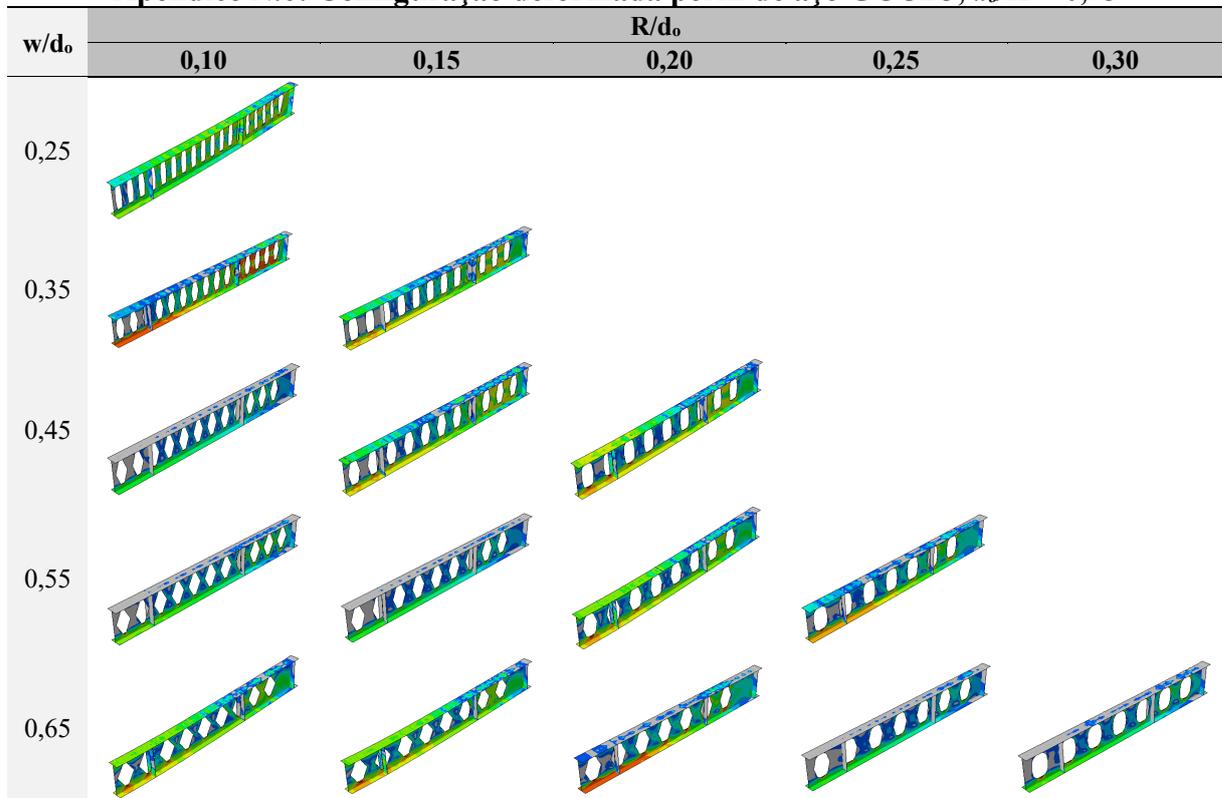
Apêndice N.4: Configuração deformada perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,70$



Apêndice N.5: Tensão no perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,75_1	0,25	0,10	560,96	WPB
0,75_2	0,35	0,10	413,38	WPB
0,75_3	0,35	0,15	480,03	VM
0,75_5	0,45	0,15	480,72	VM
0,75_6	0,45	0,20	528,12	VM
0,75_9	0,55	0,20	571,00	VM
0,75_10	0,55	0,25	457,54	VM
0,75_11	0,65	0,10	571,00	VM
0,75_12	0,65	0,15	571,00	VM
0,75_13	0,65	0,20	392,91	VM

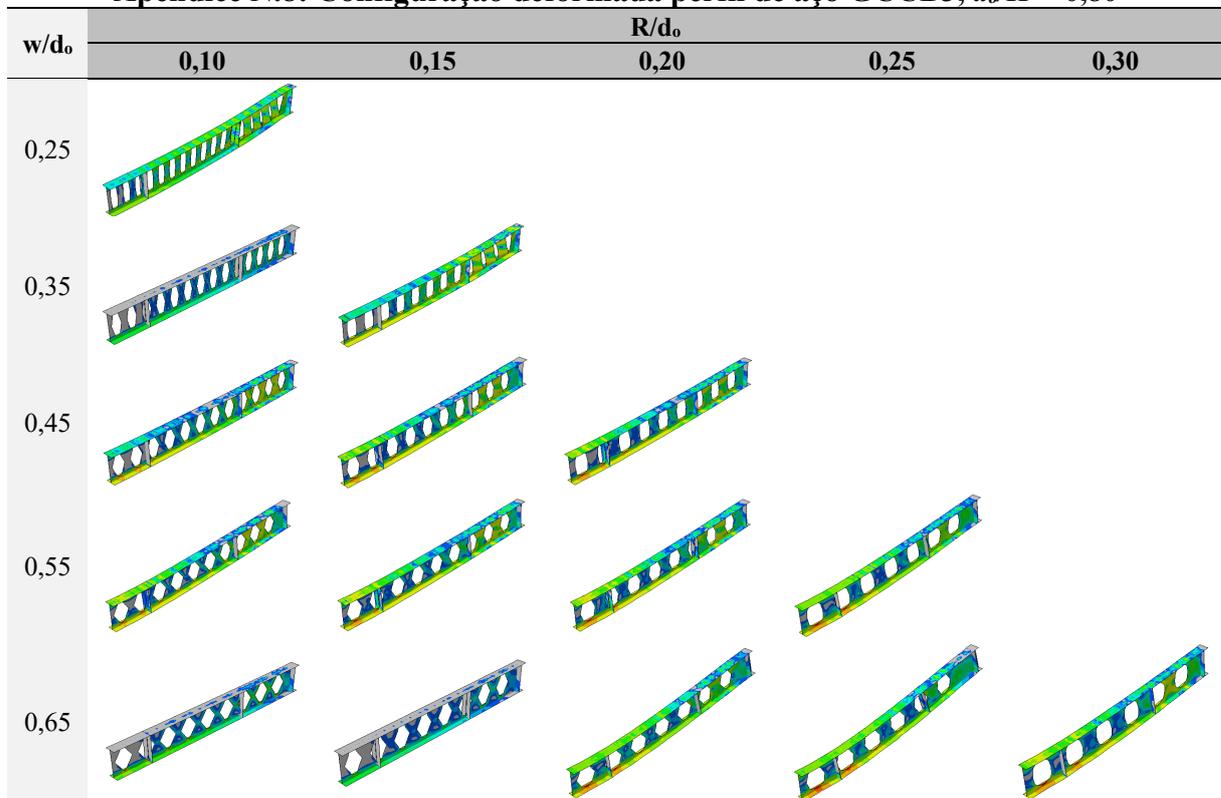
Apêndice N.6: Configuração deformada perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,75$



Apêndice N.7: Tensão no perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,80_1	0,25	0,10	539,65	WPB
0,80_3	0,35	0,15	509,86	WPB
0,80_4	0,45	0,10	480,02	VM
0,80_5	0,45	0,15	503,01	VM
0,80_6	0,45	0,20	493,99	VM
0,80_7	0,55	0,10	531,53	VM
0,80_8	0,55	0,15	518,33	VM
0,80_9	0,55	0,20	530,20	VM
0,80_10	0,55	0,25	541,57	VM
0,80_13	0,65	0,20	571,00	VM
0,80_14	0,65	0,25	571,02	VM
0,80_15	0,65	0,30	530,62	VM

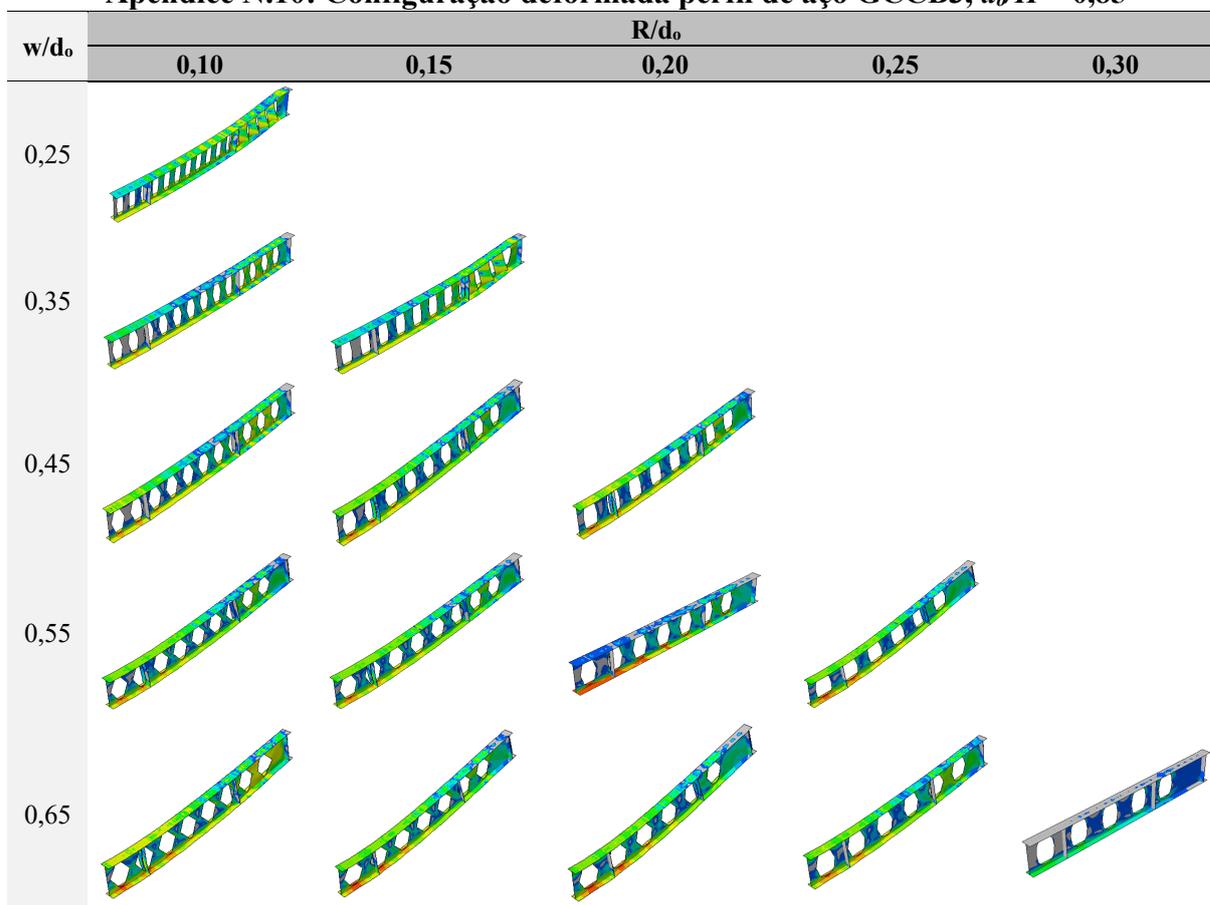
Apêndice N.8: Configuração deformada perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,80$



Apêndice N.9: Tensão no perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,85_1	0,25	0,10	526,10	WPB
0,85_2	0,35	0,10	487,69	WPB
0,85_3	0,35	0,15	494,47	WPB
0,85_4	0,45	0,10	508,49	VM
0,85_5	0,45	0,15	559,86	VM
0,85_6	0,45	0,20	529,06	VM
0,85_7	0,55	0,10	571,01	VM
0,85_8	0,55	0,15	568,59	VM
0,85_9	0,55	0,20	393,21	VM
0,85_10	0,55	0,25	570,38	VM
0,85_11	0,65	0,10	491,70	VM
0,85_12	0,65	0,15	571,00	VM
0,85_13	0,65	0,20	571,00	VM
0,85_14	0,65	0,25	537,99	VM

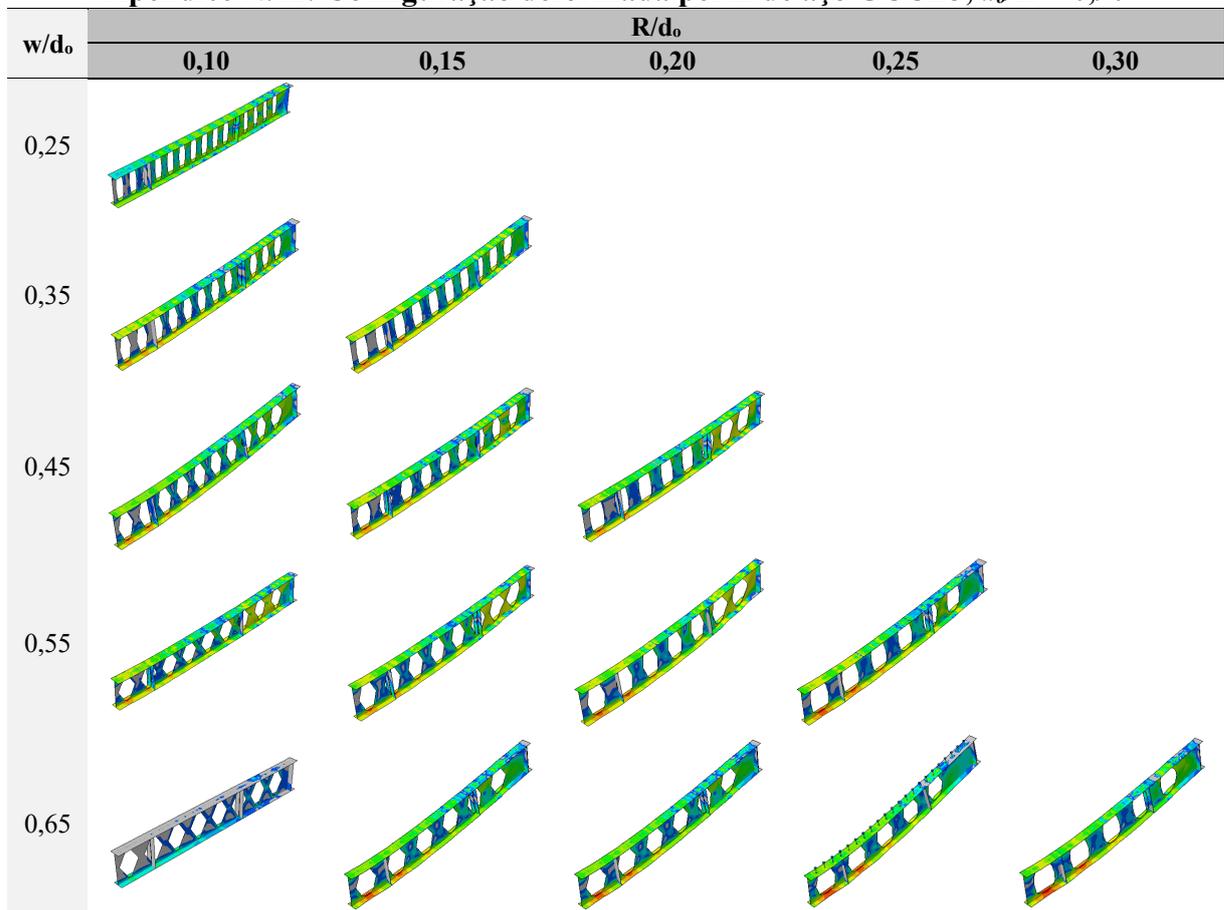
Apêndice N.10: Configuração deformada perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,85$



Apêndice N.11: Tensão no perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{perfil} (MPa)	falha
0,90_1	0,25	0,10	545,99	WPB
0,90_2	0,35	0,10	500,80	WPB
0,90_3	0,35	0,15	508,21	WPB
0,90_4	0,45	0,10	537,42	WPB
0,90_5	0,45	0,15	508,27	WPB
0,90_6	0,45	0,20	493,37	WPB
0,90_7	0,55	0,10	502,08	WPB
0,90_8	0,55	0,15	519,59	WPB
0,90_9	0,55	0,20	526,92	WPB
0,90_10	0,55	0,25	523,93	VM
0,90_13	0,65	0,20	547,12	VM
0,90_14	0,65	0,25	571,00	VM
0,90_15	0,65	0,30	536,18	VM

Apêndice N.12: Configuração deformada perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,90$

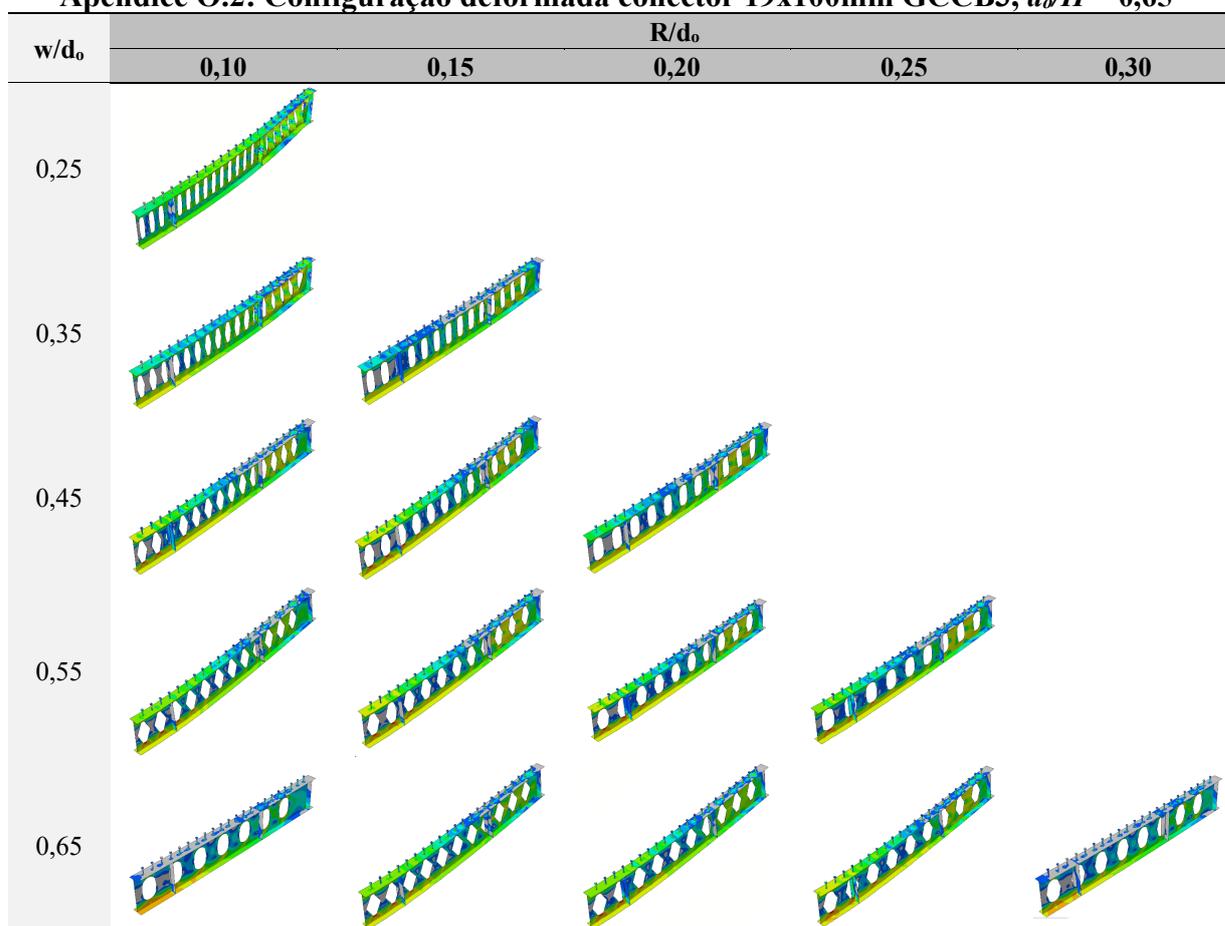


APÊNDICE O: TENSÃO NOS CONECTORES DE CISALHAMENTO PARA OS MODELOS GCCB3

Apêndice O.1: Tensão nos conectores nos modelos GCCB3, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	$\sigma_{conector}$ (MPa)
0,65_1	0,25	0,10	590,09
0,65_2	0,35	0,10	546,39
0,65_3	0,35	0,15	496,74
0,65_4	0,45	0,10	501,07
0,65_5	0,45	0,15	511,40
0,65_6	0,45	0,20	500,63
0,65_7	0,55	0,10	521,23
0,65_8	0,55	0,15	512,48
0,65_9	0,55	0,20	505,74
0,65_10	0,55	0,25	504,73
0,65_11	0,65	0,10	521,72
0,65_12	0,65	0,15	520,53
0,65_13	0,65	0,20	526,05
0,65_14	0,65	0,25	472,43
0,65_15	0,65	0,30	473,77

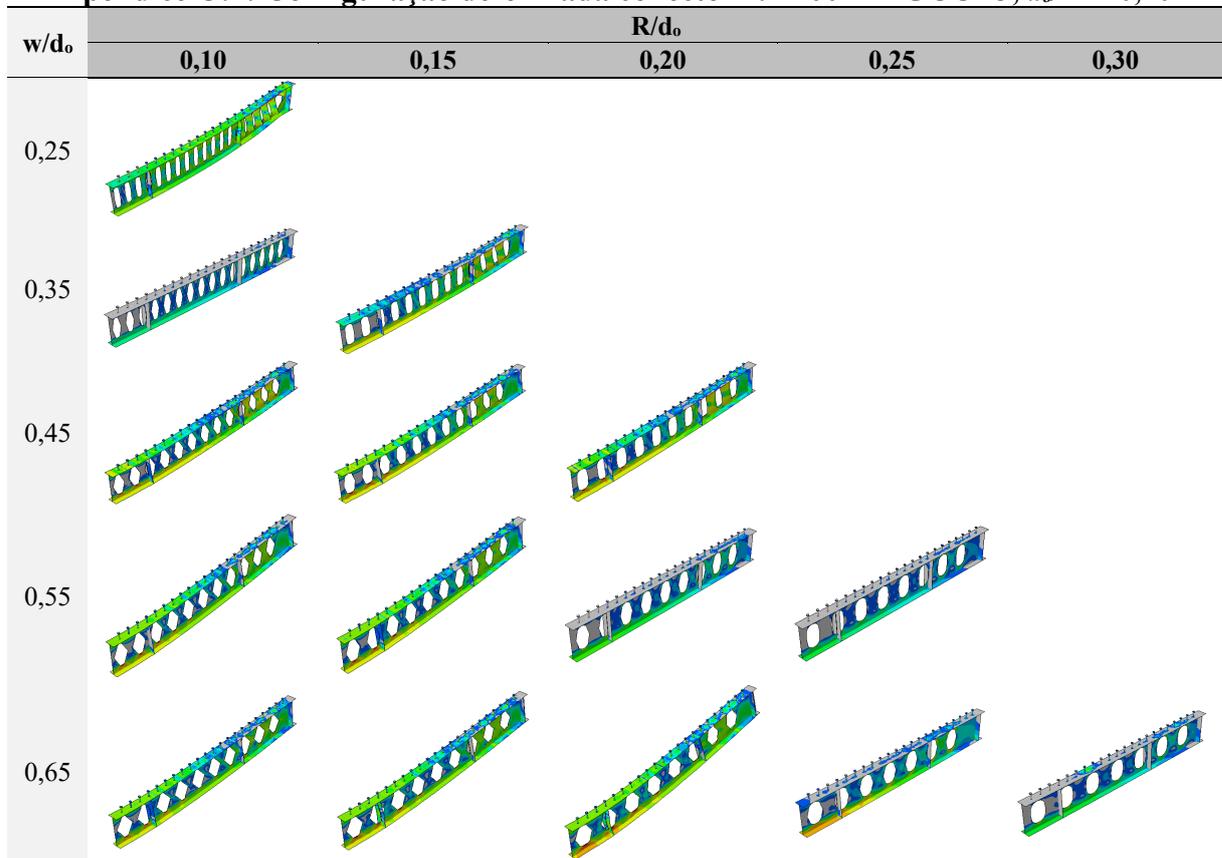
Apêndice O.2: Configuração deformada conector 19x100mm GCCB3, $d_o/H = 0,65$



Apêndice O.3: Tensão nos conectores nos modelos GCCB3, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,70_1	0,25	0,10	550,99
0,70_3	0,35	0,15	494,96
0,70_4	0,45	0,10	494,66
0,70_5	0,45	0,15	519,06
0,70_6	0,45	0,20	499,22
0,70_7	0,55	0,10	511,48
0,70_8	0,55	0,15	512,48
0,70_11	0,65	0,10	504,65
0,70_12	0,65	0,15	530,11
0,70_13	0,65	0,20	554,79
0,70_14	0,65	0,25	472,25

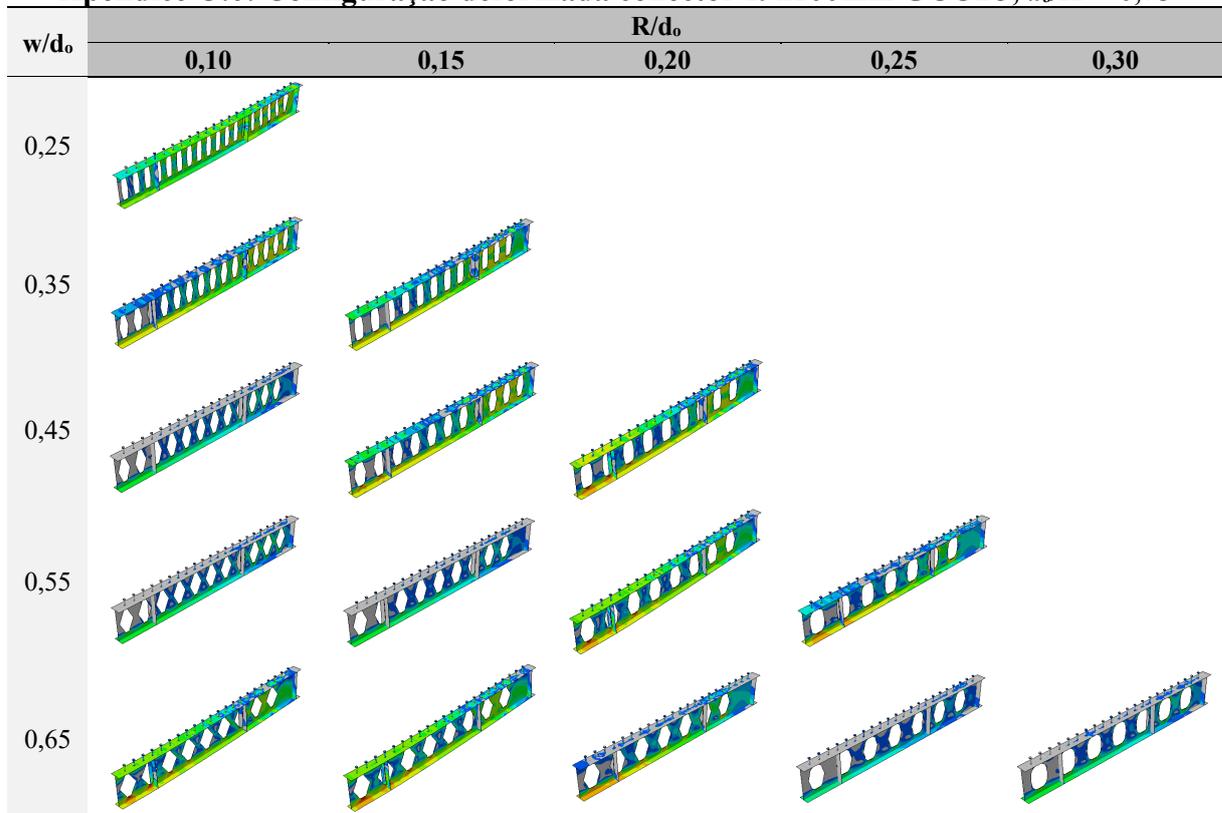
Apêndice O.4: Configuração deformada conector 19x100mm GCCB3, $d_o/H = 0,70$



Apêndice O.5: Tensão nos conectores nos modelos GCCB3, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,75_1	0,25	0,10	550,36
0,75_2	0,35	0,10	482,13
0,75_3	0,35	0,15	495,89
0,75_5	0,45	0,15	483,88
0,75_6	0,45	0,20	509,39
0,75_9	0,55	0,20	539,17
0,75_10	0,55	0,25	475,58
0,75_11	0,65	0,10	517,66
0,75_12	0,65	0,15	542,71
0,75_13	0,65	0,20	467,59

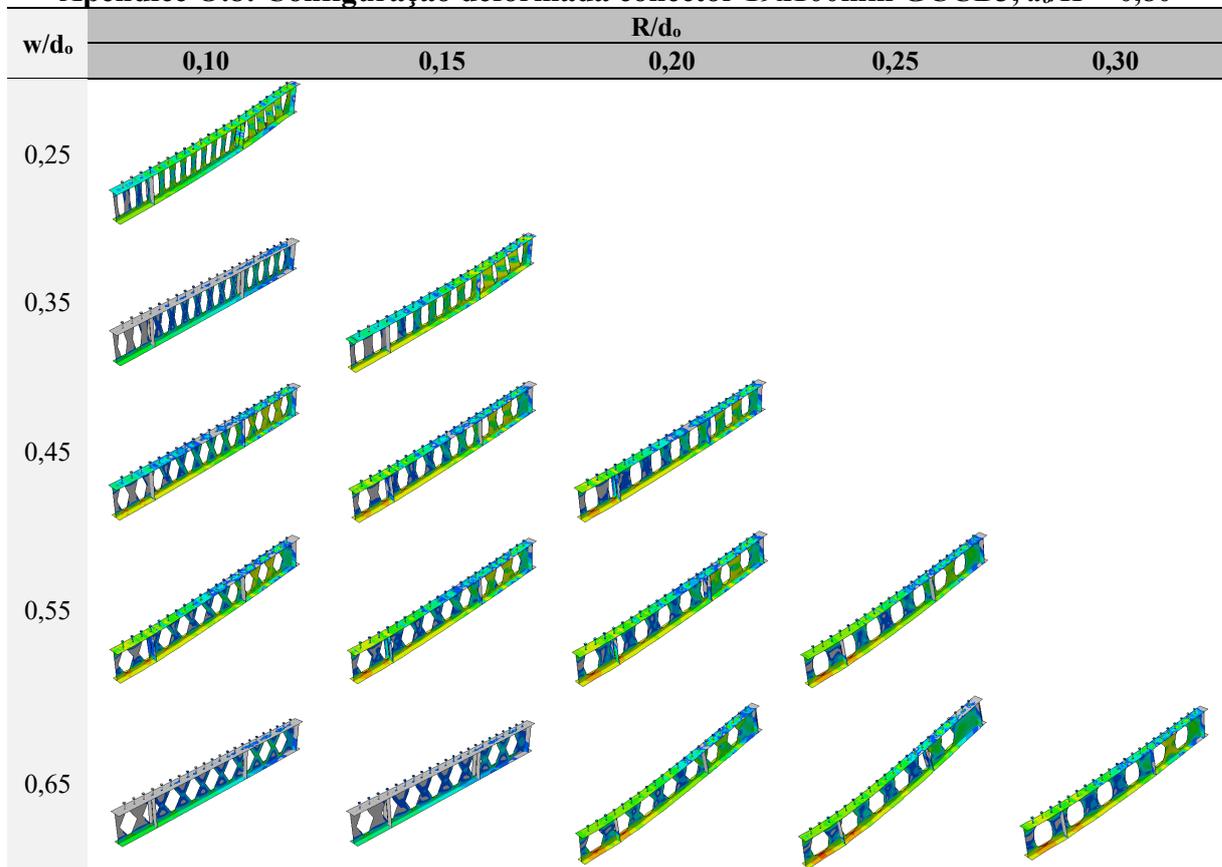
Apêndice O.6: Configuração deformada conector 19x100mm GCCB3, $d_o/H = 0,75$



Apêndice O.7: Tensão nos conectores nos modelos GCCB3, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,80_1	0,25	0,10	516,08
0,80_3	0,35	0,15	524,89
0,80_4	0,45	0,10	480,90
0,80_5	0,45	0,15	491,40
0,80_6	0,45	0,20	495,50
0,80_7	0,55	0,10	492,45
0,80_8	0,55	0,15	499,15
0,80_9	0,55	0,20	512,54
0,80_10	0,55	0,25	507,68
0,80_13	0,65	0,20	517,75
0,80_14	0,65	0,25	552,22
0,80_15	0,65	0,30	522,94

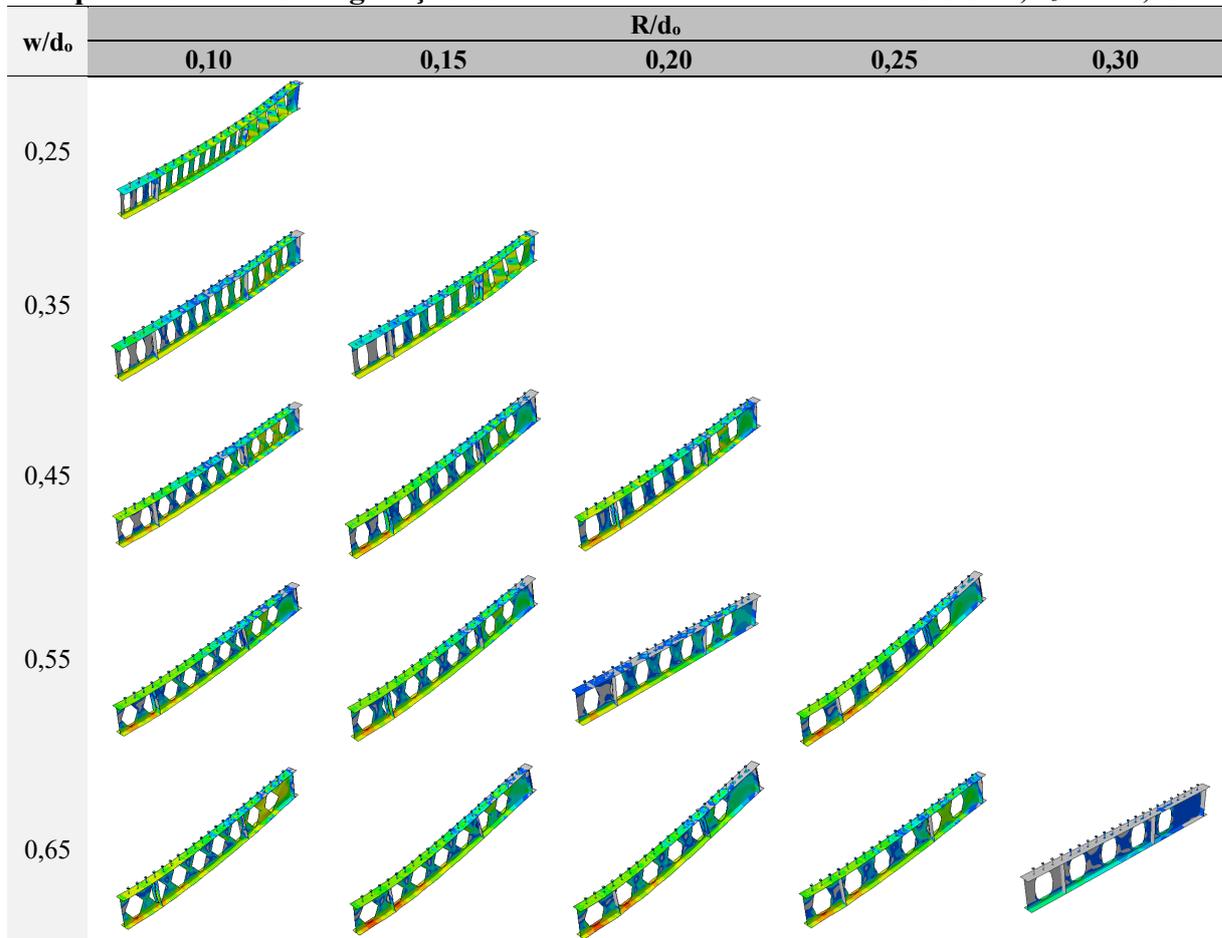
Apêndice O.8: Configuração deformada conector 19x100mm GCCB3, $d_o/H = 0,80$



Apêndice O.9: Tensão nos conectores nos modelos GCCB3, $d_o/H = 0,85$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	σ_{conector} (MPa)
0,85_1	0,25	0,10	513,75
0,85_2	0,35	0,10	502,87
0,85_3	0,35	0,15	514,05
0,85_4	0,45	0,10	500,92
0,85_5	0,45	0,15	524,37
0,85_6	0,45	0,20	508,31
0,85_7	0,55	0,10	521,26
0,85_8	0,55	0,15	518,52
0,85_9	0,55	0,20	475,22
0,85_10	0,55	0,25	567,21
0,85_11	0,65	0,10	519,74
0,85_12	0,65	0,15	536,23
0,85_13	0,65	0,20	532,77
0,85_14	0,65	0,25	515,73

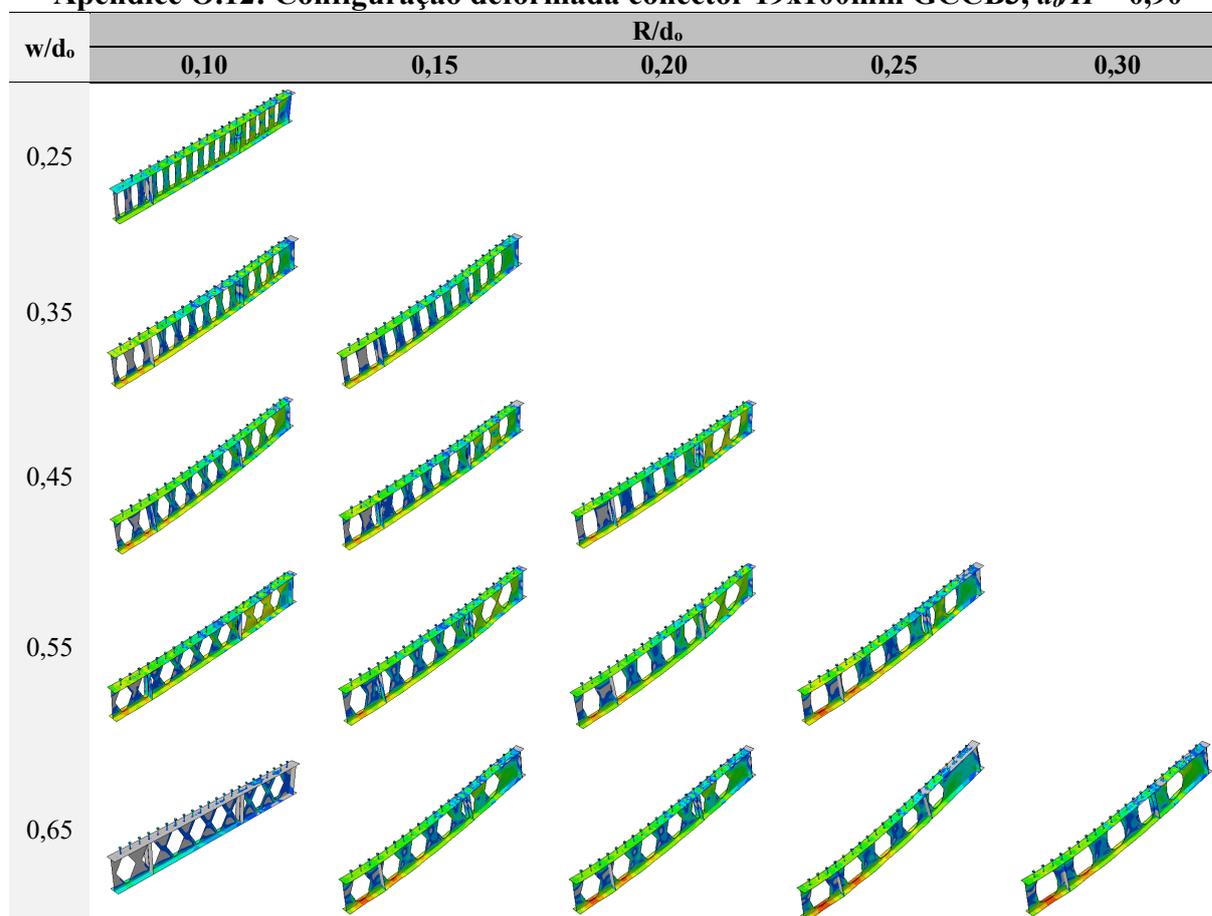
Apêndice O.10: Configuração deformada conector 19x100mm GCCB3, $d_o/H = 0,85$



Apêndice O.11: Tensão nos conectores modelos GCCB3, $d_o/H = 0,90$

d_o/H	w/d_o	R/d_o	$\sigma_{conector}$ (MPa)
0,90_1	0,25	0,10	526,43
0,90_2	0,35	0,10	511,57
0,90_3	0,35	0,15	535,49
0,90_4	0,45	0,10	524,08
0,90_5	0,45	0,15	528,97
0,90_6	0,45	0,20	515,76
0,90_7	0,55	0,10	512,95
0,90_8	0,55	0,15	535,32
0,90_9	0,55	0,20	558,13
0,90_10	0,55	0,25	513,52
0,90_13	0,65	0,20	522,65
0,90_14	0,65	0,25	532,29
0,90_15	0,65	0,30	553,02

Apêndice O.12: Configuração deformada conector 19x100mm GCCB3, $d_o/H = 0,90$



APÊNDICE P: COMPARAÇÃO ENTRE ESTUDO PARAMÉTRICO E ANALÍTICO PARA OS MODELOS GCCB3

Apêndice P.1: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,65$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,65_1	150,82	241,99	37,67
0,65_2	165,58	259,96	36,31
0,65_3	153,50	300,39	48,90

Apêndice P.2: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,70$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,70_1	147,56	230,72	36,05

Apêndice P.3: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,75$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,75_1	135,03	219,23	38,41
0,75_2	134,83	239,09	43,61

Apêndice P.4: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,80$

d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,80_1	131,59	207,65	36,63
0,80_3	139,26	243,69	42,85

Apêndice P.5: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,85$

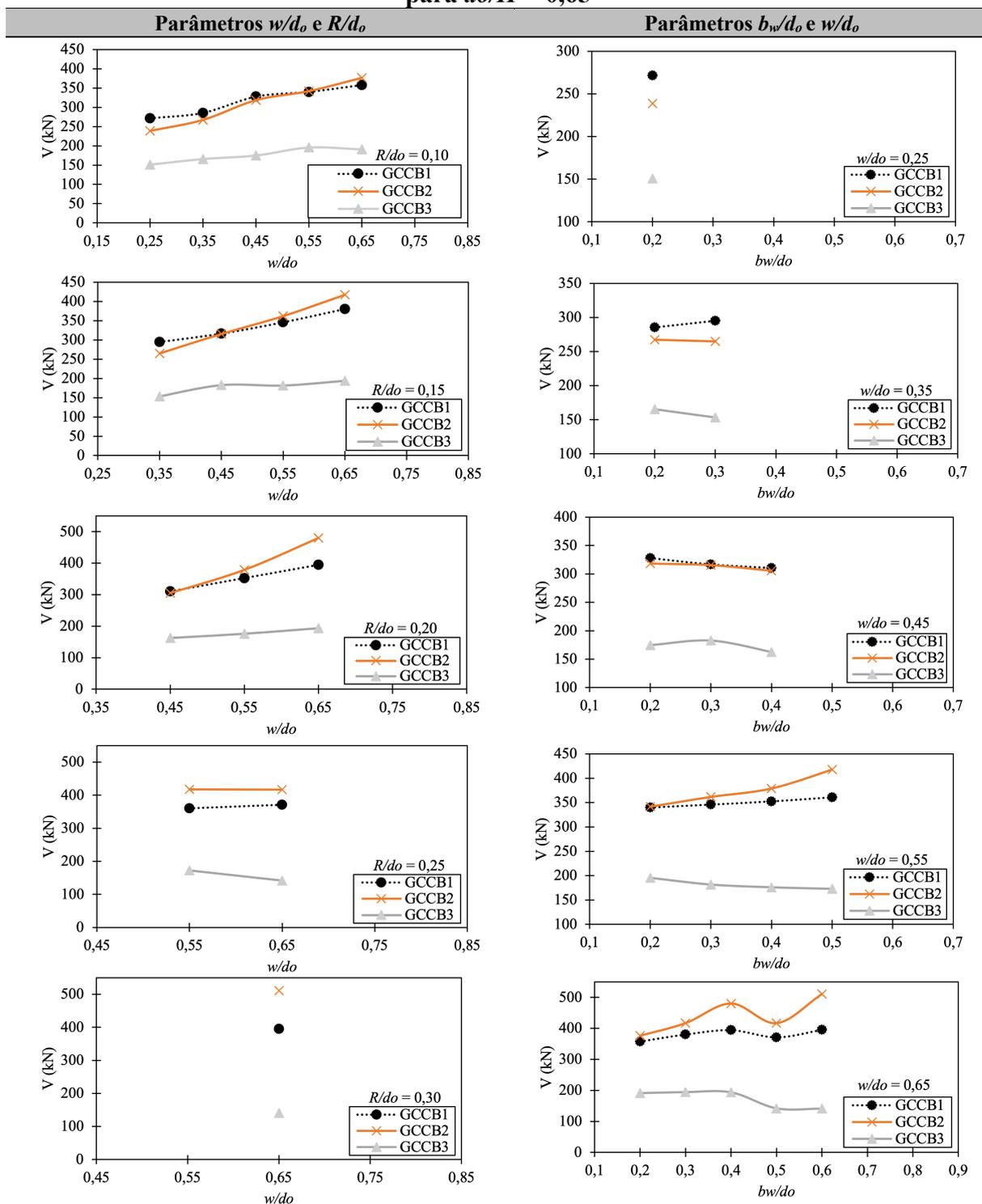
d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,85_1	126,12	196,25	35,73
0,85_2	133,73	216,92	38,35
0,85_3	129,01	227,27	43,23

Apêndice P.6: Esforço cortante, numérico e analítico, perfil de aço GCCB3, $d_o/H = 0,90$

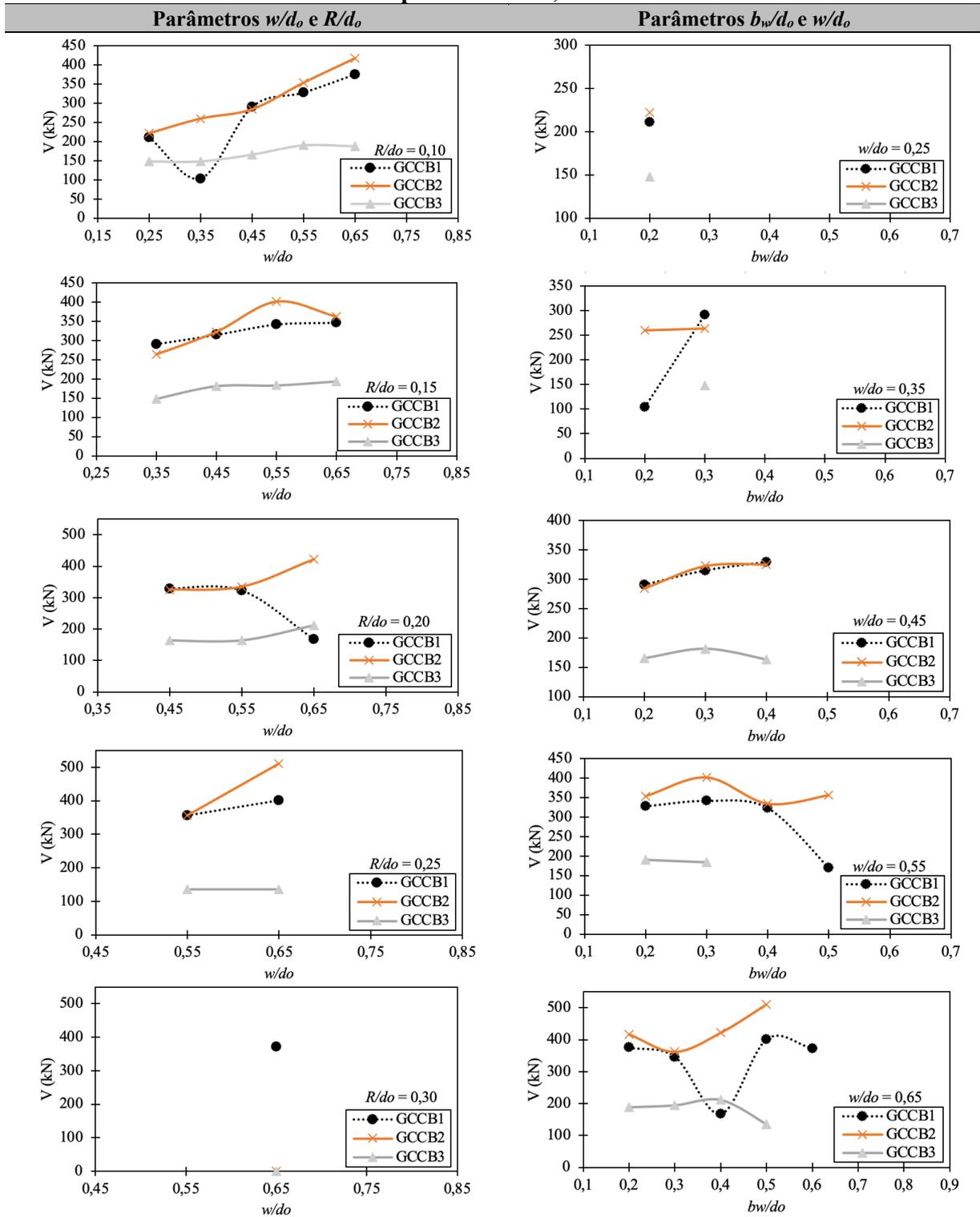
d_o/H	Cortante Numérico (kN)	Ferreira <i>et al.</i> (2022) (kN)	Diferença (%)
0,90_1	118,97	185,37	35,82
0,90_2	139,88	206,05	32,12
0,90_3	149,02	212,96	30,03
0,90_4	161,91	227,04	28,69
0,90_5	144,71	225,12	35,72
0,90_6	142,40	221,27	35,65
0,90_7	143,75	247,78	41,99
0,90_8	149,48	237,32	37,01
0,90_9	162,83	230,51	29,36

APÊNDICE Q: COMPARAÇÃO PARÂMETROS DE BASE ELÍPTICA GCCB1, GCCB2 E GCCB3

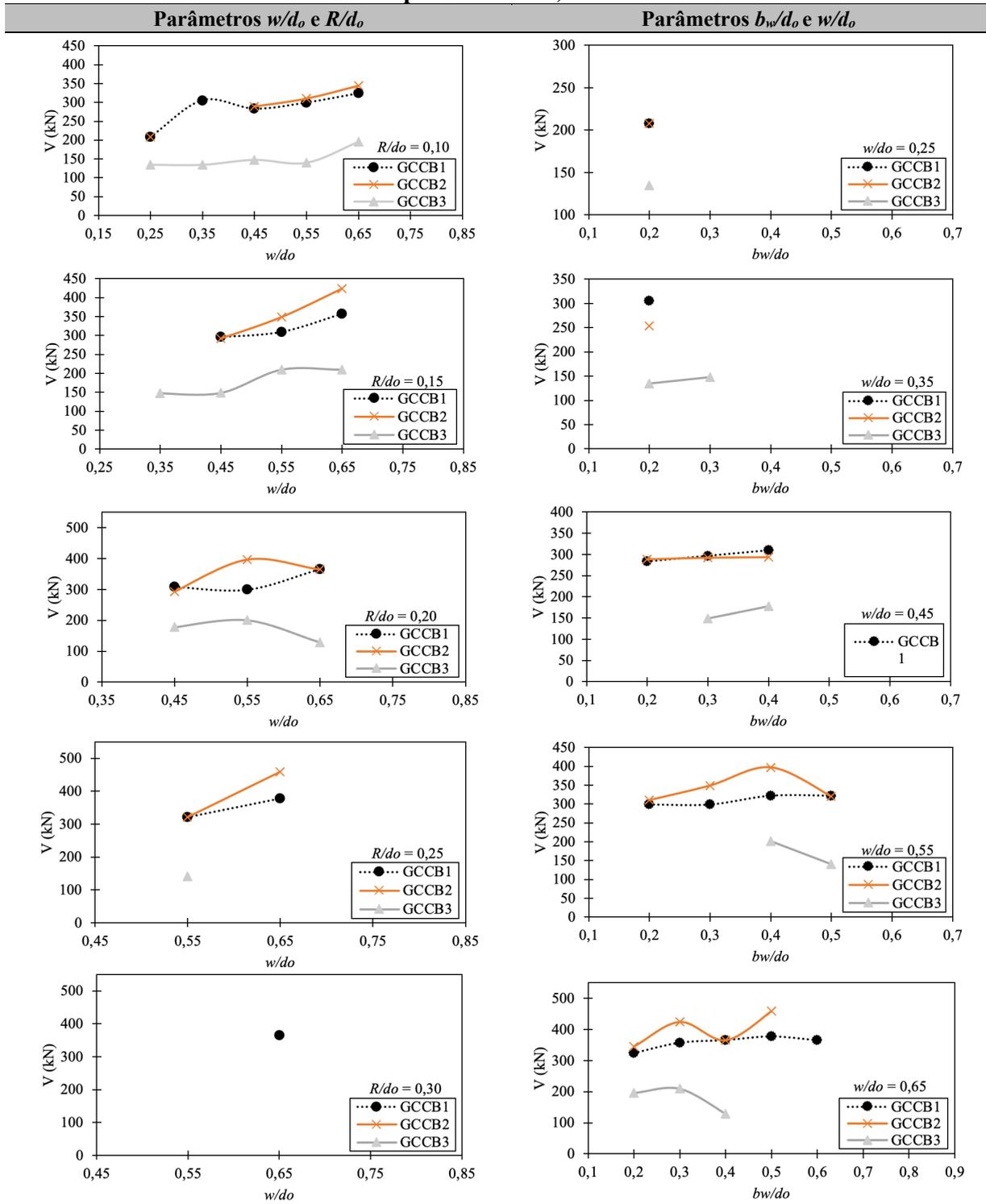
Apêndice Q.1: Comparação parâmetros de base elíptica GCCB1, GCCB2 e GCCB3, para $do/H = 0,65$



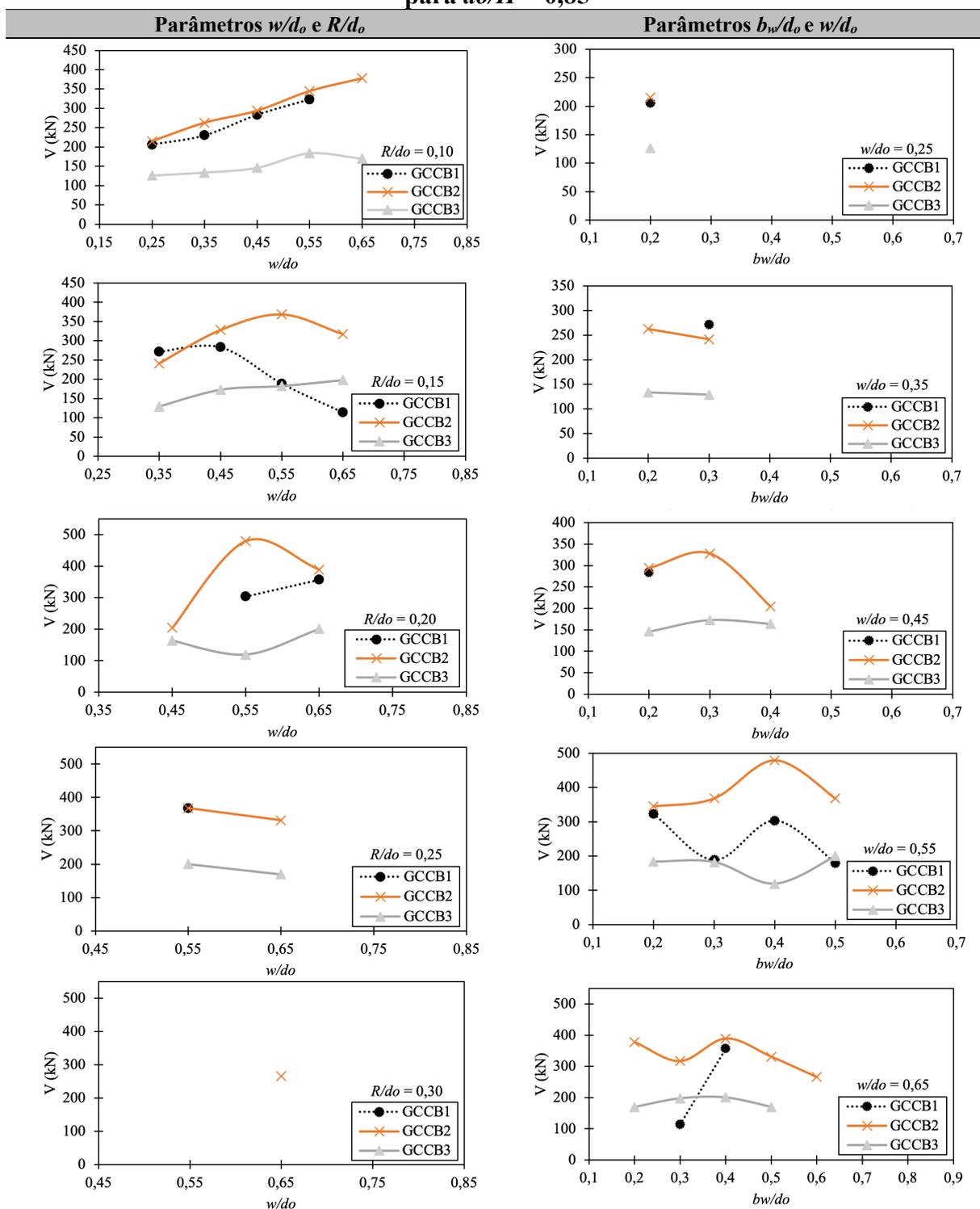
Apêndice Q.2: Comparação parâmetros de base elíptica GCCB1, GCCB2 e GCCB3, para $do/H = 0,70$



Apêndice Q.3: Comparação parâmetros de base elíptica GCCB1, GCCB2 e GCCB3, para $do/H = 0,75$



Apêndice Q.5: Comparação parâmetros de base elíptica GCCB1, GCCB2 e GCCB3, para $do/H = 0,85$



Apêndice Q.6: Comparação parâmetros de base elíptica GCCB1, GCCB2 e GCCB3, para $do/H = 0,90$

