

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Escola de Engenharia de São Carlos

Estudo experimental e numérico do piso misto de pequena altura formado pelo perfil celular de aço e laje alveolar

Tainá Mascarenhas Borghi

Tese de Doutorado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo.

TAINÁ MASCARENHAS BORGHI

**Estudo experimental e numérico do piso misto de pequena
altura formado pelo perfil celular de aço e laje alveolar**

VERSÃO CORRIGIDA

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Doutor em Ciências.

Área de Concentração: Estruturas

Orientadora: Profa. Dra. Ana Lúcia El Debs

Co-orientadora: Profa. Dra. Silvana De Nardin

SÃO CARLOS

2025

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

B732e Borghi, Tainá Mascarenhas
 Estudo experimental e numérico do piso misto de pequena altura formado pelo perfil celular de aço e laje alveolar / Tainá Mascarenhas Borghi; orientadora Ana Lúcia Homce de Cresce El Debs; coorientadora Silvana De Nardin. São Carlos, 2025.

 Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2025.

 1. Piso misto de pequena altura. 2. Perfil celular. 3. Laje alveolar. 4. Conexão de cisalhamento. 5. Capacidade resistente. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **TAINÁ MASCARENHAS BORGHI**.

Título da tese: "Estudo experimental e numérico do piso misto de pequena altura formado pelo perfil celular de aço e laje alveolar".

Data da defesa: 06/06/2025.

Comissão Julgadora

Resultado

Profa. Dra. Silvana De Nardin
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Aprovada

Prof. Associado Vladimir Guilherme Haach
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC-USP)

Aprovada

Prof. Dr. Hidelbrando José Farkat Diógenes
(Universidade Federal da Paraíba/UEPB)

Aprovada

Profa. Dra. Margot Fabiana Pereira
(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Aprovada

Prof. Carlos Humberto Martins
(Universidade Estadual de Maringá/UEM)

Aprovada

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas):

Prof Associado **Ricardo Carrazedo**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Carlos De Marqui Junior**

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus e a Nossa Senhora Aparecida, por guiarem meus passos na jornada da vida, sempre com fé e esperança.

Agradeço aos meus pais, Idalina e Giorgio, exemplos que sempre procuro seguir. Obrigada pelo amor, dedicação e grande apoio. Às minhas irmãs, Gabriela, Leticia e Ana Vitória, e minha cachorrinha Shuri que, de diversas maneiras, me lembram sempre do mais puro amor. Ao meu marido Daniel, pelo companheirismo, paciência e carinho.

À minha orientadora Prof^a. Ana Lúcia El Debs e à minha co-orientadora Prof^a. Silvana de Nardin pelas orientações, disponibilidade e serenidade com que conduziram o processo. Agradeço a confiança, atenção e paciência ao longo da minha trajetória.

Aos professores Hidelbrando Diógenes e Maximiliano Malite pelas sugestões dadas na qualificação. Ao colega Sineval Pereira Júnior e Prof^a. Silvana de Nardin pela doação dos materiais para a realização dos ensaios experimentais e a Belgo Bekaert Arames pela doação da fibra de aço.

Aos funcionários do Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, Fabiano, Amaury, Romeo e Luiz, pelo apoio na realização dos ensaios experimentais, e aos colegas que ajudaram na concretagem das lajes.

Às amigas de longa data e parentes pelo apoio psicológico, tornando a caminhada mais leve, em especial Alice, Samuel, Eduarda, Aline, Mariele, Isabela Serrano, Clarice, Isabela Garboggini, Nathalia e Mayana. Aos novos amigos da vida e do trabalho.

Enfim, agradeço a todos que estiveram presentes nessa jornada, me apoiando e acreditando no meu potencial.

RESUMO

BORGHI, T. M. **Estudo experimental e numérico do piso misto de pequena altura formado pelo perfil celular de aço e laje alveolar.** 2025. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2025.

O piso misto de pequena altura (*slim floor*) possibilita a combinação do perfil celular com a laje alveolar, reduzindo o peso próprio, acelerando a execução e minimizando instabilidades pelo confinamento do perfil. Além disso, essa configuração permite o uso de uma inovadora conexão de cisalhamento, formada pelo concreto que atravessa as aberturas do perfil, chamada de pino de concreto. Assim, o presente trabalho tem como objetivo avaliar o comportamento à flexão e ao cisalhamento do piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e laje alveolar (SCCFBHS). Para isso, foram realizados ensaios à flexão em quatro pontos em três protótipos do SCCFBHS, variando o tipo de conexão de cisalhamento, sendo eles: pino de concreto formado por concreto autoadensável; pino de concreto com concreto autoadensável e 6 barras transversais; pino de concreto com concreto reforçado com fibras de aço e 6 barras transversais. Os resultados mostraram grande capacidade resistente para os três sistemas, sendo o concreto reforçado com fibras de aço o de maior resistência. Além disso, as três conexões de cisalhamento se mostraram eficientes, entretanto, no modelo sem barras de aço transversais, ocorreu ruptura por esmagamento do concreto. Por fim, os resultados experimentais foram utilizados para calibrar modelos numéricos nos quais foram investigados: número de aberturas do perfil preenchidas com concreto, número de alvéolos preenchidos com concreto, número de barras transversais e porcentagem volumétrica das fibras de aço. Constatou-se que, nos modelos estudados neste trabalho, o número de aberturas do perfil preenchidas com concreto tem maior influência no comportamento da SCCFBHS comparativamente aos outros três parâmetros, aumentando a rigidez e resistência e diminuindo os deslizamentos quanto mais aberturas preenchidas. Dessa forma, conclui-se que, para condições de utilização da SCCFBHS, a conexão de cisalhamento formada pelo pino de concreto é suficiente e efetiva, podendo ter seu comportamento pós pico melhorado pela adição de barras transversais e capacidade resistente do sistema aumentada pelo concreto reforçado com fibras de aço.

Palavras-chave: Piso misto de pequena altura. Perfil celular. Laje alveolar. Conexão de cisalhamento. Capacidade resistente.

ABSTRACT

BORGHI, T. M. **Experimental and numerical study of the shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs (SCCFBHS)**. 2025. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2025.

The slim floor (SCCFBHS) integrates a cellular steel beam with a hollow-core slab, offering significant advantages such as reduced self-weight, accelerated construction, and enhanced stability due to beam confinement. Additionally, this configuration enables the use of an innovative shear connection mechanism, known as the concrete plug, which consists of concrete passing through the beam openings. This study aims to investigate the flexural and shear behavior of SCCFBHS by conducting four-point bending tests on three prototypes with varying shear connection configurations: a concrete plug formed with self-compacting concrete; a concrete plug with self-compacting concrete reinforced with six transverse steel bars; and a concrete plug composed of fiber-reinforced concrete with six transverse steel bars. The experimental results demonstrated high load-bearing capacity in all three systems, with the fiber-reinforced concrete exhibiting the greatest strength. Furthermore, all shear connection configurations proved to be effective; however, in the model without transverse steel bars, failure occurred due to concrete crushing. The experimental findings were subsequently used to calibrate numerical models, which were employed to conduct a parametric study investigating the effects of four key parameters: the number of beam openings filled with concrete; the number of slab voids filled with concrete; the number of transverse reinforcement bars; and the volumetric percentage of steel fibers. The results indicate that, among the models studied in this work, the number of beam openings filled with concrete has the greatest influence on the behavior of the SCCFBHS compared to the other three parameters, increasing stiffness and strength and reducing slippage as more openings are filled. Therefore, it is concluded that, under practical application conditions, the shear connection formed by a self-compacting concrete plug is both sufficient and effective. Additionally, the inclusion of transverse reinforcement bars improves post-peak behavior, while fiber-reinforced concrete further enhances the system's load-bearing capacity.

Keywords: Slim floor. Cellular Beam. Precast hollow-core slab. Shear connection. Resistant capacity.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

A_s	Área da armadura de fissuração
A_t	Área total da seção de aço
A_{Ti}	Área total da seção T inferior
A_{Ts}	Área total da seção T superior
A_v	Área resistente ao esforço de cisalhamento
A_{vi}	Área resistente ao cisalhamento da seção T inferior
A_{vs}	Área resistente ao cisalhamento da seção T superior
b	Largura efetiva da laje de concreto
b_{fi}	Largura da mesa inferior
b_{fs}	Largura da mesa superior
CV	Coefficiente de variação
d	Altura efetiva da laje de concreto
d_c	Dano à compressão em estado uniaxial de tensões
d_f	Diâmetro da fibra
d_g	Altura total da seção de aço
d_t	Dano à tração em estado uniaxial de tensões
d_0	Diâmetro das aberturas do perfil
E	Módulo de elasticidade do aço
$E_{c,s}$	Módulo de elasticidade experimental do concreto
E_0	Módulo de elasticidade inicial (antes do dano)
f	Porcentagem volumétrica de fibras
f_{cd}	Resistência de cálculo à compressão do concreto moldado in loco
f_{cd}^{pre}	Resistência à compressão de cálculo do concreto pré-moldado
f_{ck}	Resistência característica à compressão do concreto
$f_{c,m}$	Resistência média à compressão do concreto
f_i	Resistências residuais nos pontos 1, 2, 3 e 4
f_L	Limite de proporcionalidade
f_t	Resistência à tração do concreto
$f_{t,m}$	Resistência média à tração do concreto
f_u	Tensão limite última do aço

f_y	Tensão de escoamento do aço
f_{yd}	Tensão de cálculo ao escoamento do aço
f_{b0}/f_{c0}	Relação entre a resistência à compressão biaxial e uniaxial
g	Distância entre lajes alveolares
h	Altura da alma;
h_a	Altura da alma até a abertura;
h_p	Altura da laje pré-moldada;
h_s	Altura total da laje de concreto;
I_c	Momento de inércia da seção mista não fissurada
I_x	Momento de inércia em x
I_y	Momento de inércia em y
I_y	Momento de inércia em relação ao eixo de menor inércia
k	Fator de forma
L	Comprimento do perfil
l_f	Comprimento da fibra
M_{Sd}	Momento atuante máximo na seção
$M_{pl,Rd}$	Momento plástico resistente da seção mista
S_n	Desvio padrão
t_c	Espessura da capa de concreto
t_{fi}	Espessura da mesa inferior
t_{fs}	Espessura da mesa superior
t_w	Espessura da alma do perfil
V_{Sd}	Resistência ao esforço solicitante
V_{Rd}	Resistência ao esforço de cisalhamento
$V_{pl,Rd}$	Parcela da resistência ao cisalhamento do perfil de aço
$V_{c,Rd}$	Parcela da resistência ao cisalhamento do concreto
y_c	Distância da linha neutra plástica à face superior do perfil
y_{pi}	Posições possíveis da linha neutra plástica da seção mista
y_t	Distância da linha neutra plástica à face inferior do perfil
y_T	Distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção de alma cheia

y_{Ti}	Distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T inferior
y_{Ts}	Distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T superior
ϵ_c	Deformação à compressão do concreto
ϵ_c^{pl}	Deformação plástica à compressão do concreto
ϵ_t	Deformação à tração do concreto
ϵ_t^{pl}	Deformação plástica à tração do concreto
ϵ_t^{ck}	Deformação de fissuração
ϵ_{t0}^{el}	Deformação elástica
ϕ_{alv}	Diâmetro do alvéolo da laje
γ_{M0}	Coefficiente parcial de segurança para a resistência da seção
μ	Parâmetro de viscosidade
ν	Coefficiente de Poison
ρ	Excentricidade
σ_c	Tensão de compressão do concreto
σ_t	Tensão de tração do concreto
ψ	Ângulo de dilatância
CDP	<i>Concrete Damaged Plasticity</i>
ELS	Estado limite de serviço
ELU	Estado limite último
FLT	Flambagem lateral com torção
FMA	Flambagem no montante da alma
FMAC	Flambagem no montante da alma por compressão
FMAV	Flambagem no montante da alma por cisalhamento
LNP	Linha neutra plástica
SCCFB	<i>Shallow Cellular Composite Floor Beam</i>
SCCFBHS	<i>Shallow Cellular Composite Floor Beam with precast Hollow-core Slabs</i>

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1: Pisos mistos de aço e concreto	28
Figura 1.2: Tipos de perfis de aço	28
Figura 1.3: Fabricação do perfil de aço com aberturas circulares	29
Figura 1.4: Tipos de alvéolos das lajes pré-fabricadas	30
Figura 1.5: Shallow Cellular Composite Floor Beams with Precast Hollow-core Slabs	30
Figura 1.6: Aplicação do SCCFBHS (Floralis, Bélgica).....	33
Figura 1.7: Fluxograma da metodologia.....	34
Figura 2.1: Fluxograma da revisão sistemática no StArt	40
Figura 2.2: Processo de fabricação das vigas celulares	42
Figura 2.3: Nomenclatura utilizada para as vigas celulares	43
Figura 2.4: Dados estatísticos da Revisão Sistemática.....	44
Figura 2.5: Flambagem lateral com torção (FLT)	45
Figura 2.6: Flambagem no montante da alma por compressão (FMAC)	46
Figura 2.7: Flambagem no montante da alma por cisalhamento (FMAV).....	47
Figura 2.8: Mecanismo de Vierendeel.....	48
Figura 2.9: Ruptura na região da solda.....	48
Figura 2.10: Piso misto com aberturas casteladas	50
Figura 2.11: Dados estatísticos da Revisão Sistemática.....	51
Figura 2.12: Estudo experimental do piso misto com viga celular	53
Figura 2.13: Estudo numérico do piso misto com viga celular	54
Figura 2.14: Estudo do piso misto com viga celular em situação de incêndio.....	55
Figura 2.15: Resultados para a busca com a string geral e restringida.....	56
Figura 2.16: Dados estatísticos da Revisão Sistemática.....	57
Figura 2.17: Nuvem de palavras utilizando a string “slim floor AND cellular beam” ..	58
Figura 2.18: Investigação experimental do SCCFB com laje maciça	59
Figura 2.19: Investigação experimental do SCCFB com laje mista.....	60
Figura 2.20: Piso misto de pequena altura estudado por Ryu et al. (2017).....	62
Figura 2.21: Piso misto de pequena altura estudado por Tsavdaridis et al. (2024).....	63
Figura 2.22: Perfis utilizados em cada tipologia	63
Figura 2.23: Investigação experimental do piso misto de pequena altura com laje alveolar e apenas uma abertura no perfil	64
Figura 2.24: Estudo numérico do slim floor composto pela laje alveolar.....	65

Figura 2.25: Esquema e ensaio experimental realizado por Fu e Lam (2006)	68
Figura 2.26: Estudo numérico de vigas mistas	69
Figura 2.27: Estudo do slim floor composto pela laje alveolar em situação de incêndio	70
Figura 2.28: Estudos numéricos do SCCFBHS	71
Figura 3.1: Geometria da seção mista	75
Figura 3.2: Linha neutra plástica e diagramas de tensão retangulares para perfis de alma cheia.....	76
Figura 3.3: Posições da linha neutra plástica segundo Barros (2011).....	77
Figura 3.4: Posições da linha neutra plástica segundo Xia et al. (2021).....	79
Figura 3.5: Posições da linha neutra plástica segundo Pereira Júnior (2022)	80
Figura 3.6: Área de cisalhamento das seções T.....	82
Figura 3.7: Região de cisalhamento na seção transversal	83
Figura 4.1: Fluxograma das etapas do Estudo Experimental	87
Figura 4.2: Fluxograma do programa experimental	88
Figura 4.3: Geometria do perfil celular [mm]	89
Figura 4.4: Dimensões da laje alveolar LP15 – CASSOL [mm].....	90
Figura 4.5: Seção transversal dos modelos [mm].....	91
Figura 4.6: Esquema de ensaio de flexão em quatro pontos [mm].....	92
Figura 4.7: Preparação da laje alveolar	92
Figura 4.8: Fibra Dramix® 3D 45/30	94
Figura 4.9: Ensaio do concreto no estado fresco	96
Figura 4.10: Ensaio à flexão – resistência à tração.....	98
Figura 4.11: Posição dos extensômetros	101
Figura 4.12: Posicionamento dos equipamentos de medição	102
Figura 4.13: Vista geral e esquema de ensaio	103
Figura 4.14: Capacidade resistente à flexão	105
Figura 4.15: Deformação no perfil de aço na extremidade da abertura 1	106
Figura 4.16: Panorama de fissuração dos protótipos.....	107
Figura 4.17: Deslizamento aço-concreto nas extremidades	109
Figura 4.18: Deformação axial das barras de aço.....	110
Figura 4.19: Deformação no perfil de aço no meio do vão	113
Figura 4.20: Evolução da Linha Neutra em função da força aplicada	114
Figura 4.21: Evolução da Linha Neutra em função da força aplicada - Específico	116

Figura 4.22: Posição da Linha Neutra Plástica dos três modelos	117
Figura 4.23: Evolução da Linha Neutra em função da força aplicada – EX 2, 3 E 4...	117
Figura 4.24: Evolução da Linha Neutra em função da força aplicada – EX 12, 13 E 14	118
Figura 4.25: Deformação no perfil de aço na seção de aplicação da força	119
Figura 4.26: Deformação no perfil de aço na seção do quarto do vão	121
Figura 4.27: Comparação dos extensômetros 1, 3, 13 e 8	122
Figura 4.28: Deformação no concreto	124
Figura 4.29: Deslocamento no meio do vão em relação ao percentual da força máxima	126
Figura 4.30: Comparação da evolução da linha neutra	127
Figura 4.31: Comparação do deslizamento médio aço-concreto.....	128
Figura 5.1: Fluxograma da simulação numérica	135
Figura 5.2: Modelo de Pereira Júnior, 2022	137
Figura 5.3: Elementos finitos utilizados nas modelagens	138
Figura 5.4: Malha dos componentes da Shallow Cellular Composite Floor Beam.....	139
Figura 5.5: Condições de contorno, carregamento e simetria	140
Figura 5.6: Modelos constitutivos adotados	143
Figura 5.7: Curvas tensão versus deformação para o concreto	144
Figura 5.8: Curvas para o concreto à compressão	146
Figura 5.9: Curvas para o concreto à tração	147
Figura 5.10: Capacidade resistente à flexão – Calibração SF1-0B00A	150
Figura 5.11: Tensões de von Mises no perfil de aço – Calibração SF1-0B00A.....	151
Figura 5.12: Dano no concreto – Calibração SF1-0B00A	151
Figura 5.13: Deslizamento na interface aço-concreto – Calibração SF1-0B00A.....	152
Figura 5.14: Capacidade resistente à flexão – Calibração SF2-6B12A	153
Figura 5.15: Tensões de von Mises no perfil de aço – Calibração SF2-6B12A.....	154
Figura 5.16: Dano no concreto – Calibração SF2-6B12A	154
Figura 5.17: Deslizamento na interface aço-concreto – Calibração SF2-6B12A.....	155
Figura 5.18: <i>Curvas força versus deslocamento para o concreto reforçado com fibras à tração</i>	156
Figura 5.19: Curva típica de força aplicada versus abertura de fissura para o concreto reforçado com fibras.....	157
Figura 5.20: Fibras de aço com diferentes tipos de ancoragem.....	158

Figura 5.21: Capacidade resistente à flexão – Calibração SF3-6B12F	159
Figura 5.22: Tensões de von Mises no perfil de aço – Calibração SF3-6B12F	160
Figura 5.23: Dano no concreto – Calibração SF3-6B12F	160
Figura 5.24: Deslizamento na interface aço-concreto – Calibração SF3-6B12F	161
Figura 5.25: Comparação da capacidade resistente à flexão dos modelos numéricos – SF1, SF2 e SF3	162
Figura 5.26: Modelos AP1	164
Figura 5.27: Influência do número de aberturas do perfil preenchidas por concreto - AP1	165
Figura 5.28: Modelos AP2	167
Figura 5.29: Influência do número de alvéolos preenchidas por concreto – AP2.....	167
Figura 5.30: Modelos AP3	169
Figura 5.31: Influência do número de barras transversais e alvéolos preenchidos por concreto – AP3	170
Figura 5.32: Influência da porcentagem de fibras de aço – AP4.....	172

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Strings de busca	40
Tabela 2.2: Critérios de seleção.....	41
Tabela 2.3: Resumo dos trabalhos mais relevantes para o estudo do SCCFBHS	73
Tabela 3.1: Padronização da simbologia	75
Tabela 3.2: Formulações para o cálculo do momento resistente à plastificação total....	84
Tabela 3.3: Formulações para o cálculo da força cortante resistente	85
Tabela 4.1: Características gerais dos modelos	90
Tabela 4.2: Consumo de materiais para os traços dos concretos.....	93
Tabela 4.3: Normas para ensaios das propriedades do concreto	95
Tabela 4.4: Índice de espalhamento visual.....	95
Tabela 4.5: Propriedades do concreto no estado fresco.....	96
Tabela 4.6: Quantidade de corpos de provas	97
Tabela 4.7: Resultados dos ensaios dos concretos em estado endurecido.....	97
Tabela 4.8: Resistência à tração do aço	99
Tabela 4.9: Etapas de montagem, concretagem, adensamento e cura dos modelos.....	100
Tabela 4.10: Descrição dos instrumentos de medição.....	101
Tabela 4.11: Força máxima e deslocamento correspondente	105
Tabela 4.12: Momento resistente Experimental x Teórico.....	129
Tabela 4.13: Momento resistente Experimental x Teórico - Adaptação	130
Tabela 4.14: Força cortante máxima Experimental x Teórico	130
Tabela 4.15: Força cortante máxima Experimental x Teórico - Adaptação	131
Tabela 5.1: Propriedades dos materiais	139
Tabela 5.2: Valores de referência para os parâmetros do CDP	145
Tabela 5.3: Análise de Sensibilidade.....	148
Tabela 5.4: Incremento final dos modelos.....	149
Tabela 5.5: Valores teóricos das tensões residuais para o concreto reforçado com fibras segundo formulação proposta por Venkateshwaran, Tan e Li (2018).....	158
Tabela 5.6: Valores dos parâmetros do CDP para o concreto reforçado com fibras....	158
Tabela 5.7: Parâmetros analisados no estudo paramétrico	163
Tabela 5.8: Influência do número de aberturas do perfil preenchidas por concreto - AP1	165
Tabela 5.9: Influência do número de alvéolos preenchidas por concreto – AP2	168

Tabela 5.10: Influência do número de barras transversais e alvéolos preenchidos por concreto – AP3	169
Tabela 5.11: Valores teóricos da tensão de proporcionalidade e das tensões residuais	171
Tabela 5.12: Influência da porcentagem de fibras de aço – AP3	172

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	27
1.1. OBJETIVOS	31
1.2. JUSTIFICATIVA.....	31
1.3. METODOLOGIA	34
1.4. ESTRUTURA DA TESE.....	36
2. REVISÃO SISTEMÁTICA DA LITERATURA.....	39
2.1. VIGA CELULAR	41
2.2. VIGA MISTA COM PERFIL CELULAR	49
2.3. PISO MISTO DE PEQUENA ALTURA COM PERFIL CELULAR	55
2.4. LAJE ALVEOLAR.....	66
2.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	72
3. MODELOS TEÓRICOS.....	75
3.1. MOMENTO RESISTENTE.....	76
3.2. FORÇA CORTANTE RESISTENTE	81
3.3. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	84
4. ESTUDO EXPERIMENTAL	87
4.1. DESCRIÇÃO DOS MODELOS FÍSICOS.....	88
4.2. DOSAGEM E CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS	93
4.2.1. CONCRETO DE PREENCHIMENTO	93
4.2.2. AÇO DO PERFIL	99
4.3. PRODUÇÃO DOS MODELOS: MONTAGEM E CONCRETAGEM.....	99
4.4. INSTRUMENTAÇÃO E ESQUEMA DE ENSAIO.....	101
4.5. RESULTADOS E DISCUSSÕES	103
4.5.1. CAPACIDADE RESISTENTE À FLEXÃO.....	104
4.5.2. PANORAMA DE FISSURAÇÃO	107
4.5.3. DESLIZAMENTO NA INTERFACE AÇO-CONCRETO.....	109

4.5.4. DEFORMAÇÃO AXIAL DAS BARRAS PASSANTES.....	110
4.5.5. DEFORMAÇÃO DO PERFIL DE AÇO.....	112
4.5.6. DEFORMAÇÃO DO CONCRETO	124
4.5.7. ANÁLISE COMPARATIVA DOS MODELOS.....	126
4.5.8. COMPARAÇÃO COM RESULTADOS TEÓRICOS.....	129
4.6. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	132
5. ESTUDO NUMÉRICO	135
5.1. GEOMETRIA DOS MODELOS.....	136
5.2. ELEMENTO FINITO, DISCRETIZAÇÃO DA MALHA E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	137
5.3. CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO	140
5.4. CONTATO ENTRE OS COMPONENTES	141
5.5. MODELOS CONSTITUTIVOS.....	142
5.5.1. AÇO	142
5.5.2. CONCRETO	143
5.6. CALIBRAÇÃO DOS MODELOS	147
5.6.1. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE	147
5.6.2. RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO.....	149
5.7. ANÁLISE PARAMÉTRICA	163
5.7.1. NÚMERO DE ABERTURAS DO PERFIL PREENCHIDAS POR CONCRETO (AP1).....	163
5.7.2. NÚMERO DE ALVÉOLOS PREENCHIDOS (AP2)	166
5.7.3. NÚMERO DE BARRAS TRANSVERSAIS E ALVÉOLOS PREENCHIDOS (AP3).....	168
5.7.4. PORCENTAGEM VOLUMÉTRICA DE FIBRAS DE AÇO (AP4).....	171
5.8. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	173
6. CONCLUSÕES.....	175
6.1. RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	178

REFERÊNCIAS	179
APÊNDICE A: MEMÓRIA DE CÁLCULO.....	195
APÊNDICE B: ESTUDO NUMÉRICO PRELIMINAR.....	201

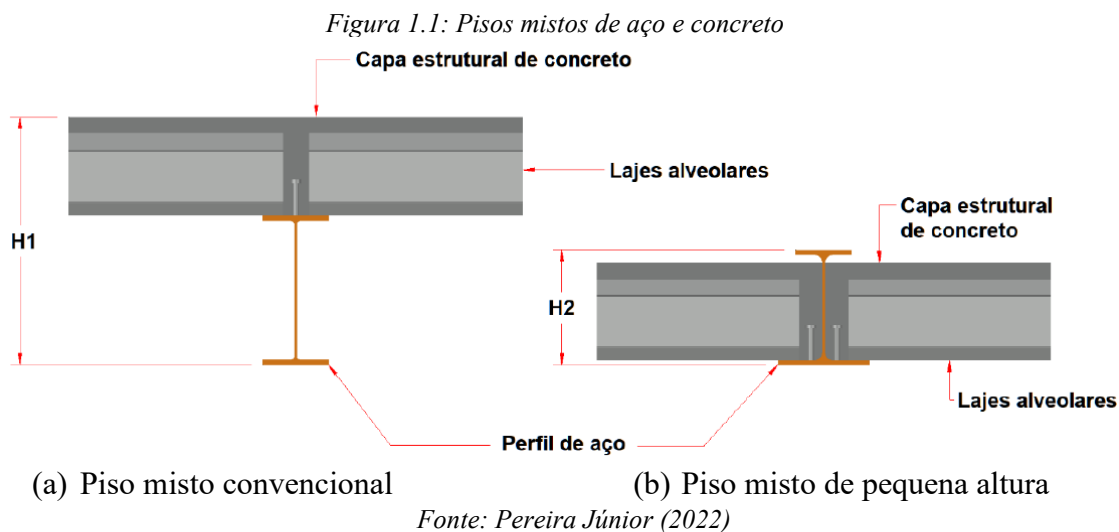
1. INTRODUÇÃO

A construção civil no Brasil é um dos setores mais importantes da economia, responsável por uma grande parcela do PIB e pela geração de milhões de empregos diretos e indiretos. Entretanto, enfrenta alguns desafios em termos de mão de obra qualificada em algumas áreas e de adoção de novas tecnologias e práticas sustentáveis, quando comparado com países mais desenvolvidos. Assim, é cada vez mais importante a busca por inovação nesse setor, seguindo a tendência mundial de ter obras mais sustentáveis, com aplicação de tecnologias (BIM, Drones e Impressão 3D), digitalização e automação.

Nesse contexto, a aplicação de estruturas mistas de aço e concreto é um caminho para alcançarmos obras cada vez mais industrializadas e limpas, com redução de custos e prazos. Esse sistema estrutural visa se beneficiar das qualidades dos dois materiais trabalhando em conjunto, aproveitando, por exemplo, a resistência do aço à tração e capacidade de vencer grandes vãos e resistência à compressão do concreto, atenuação de instabilidades e proteção contra o fogo e a corrosão. Além disso, se apresentam como soluções atrativas economicamente, eficientes e com tempo reduzido de montagem, já estando consolidadas na indústria da construção brasileira.

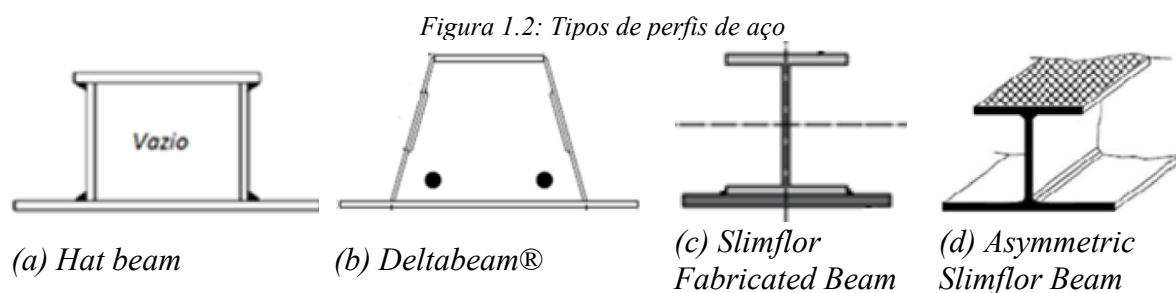
Para garantir o comportamento misto, é necessário o uso de conectores de cisalhamento, responsáveis pela transferência de esforços de cisalhamento entre os componentes. Desde o século XX, o comportamento misto vem sendo amplamente explorado, sendo atualmente normatizado pela NBR 8800 (ABNT, 2024), com estudos bastante difundidos no Brasil e no exterior.

Um dos sistemas estruturais mistos mais empregados no Brasil é o piso misto convencional, associação entre a viga mista e a laje mista, de modo que a laje se apoia sobre a viga, como mostrado na Figura 1.1(a). Nele, o comportamento misto é garantido por conectores de cisalhamento, como o *stud bolt*. Nos últimos anos, um novo sistema de piso misto vem sendo estudado, conhecido como piso misto de pequena altura ou *slim floor* (Figura 1.1 (b)), cujo objetivo é reduzir a altura do conjunto viga-laje, embutindo parte da laje na altura da viga, por meio do posicionamento da laje na mesa inferior da viga.



O *slim floor* é um sistema bastante versátil, que pode ser composto por diferentes tipos de vigas, lajes e conectores de cisalhamento. Para as vigas, utiliza-se o perfil de aço, porém sua forma pode variar desde vigas caixão até vigas I. As lajes podem ser maciças, mistas, alveolares e os conectores de cisalhamento variam de pinos com cabeça até pinos de concreto combinados com barras de aço.

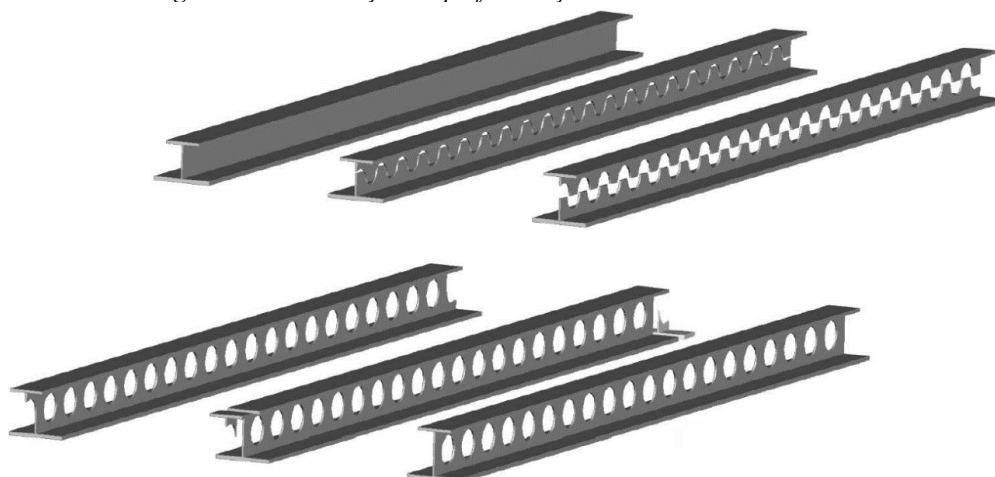
As *hat beams* estão entre as seções de vigas mais utilizadas historicamente para compor o *slim floor*, sendo vigas fechadas com vazios internos, como mostrada na Figura 1.2(a). Além delas, tem-se a *Deltabeam*[®], viga em formato de delta com aberturas circulares na alma (Figura 1.2 (b)), a *Slimflor Fabricated Beam* (SFB), formada por uma seção I soldada à uma chapa de aço (Figura 1.2 (c)), e a *Asymmetric Slimflor Beam* (ASB), viga I assimétrica (Figura 1.2 (d)).



Fonte: Adaptado de Ramos (2010)

Desde os anos 2000, uma nova composição para o *slim floor* vem sendo estudada com afinco. A viga utilizada é composta pelo perfil I assimétrico de aço com aberturas sequenciais circulares na alma (perfil celular), que é confeccionada a partir de um perfil I assimétrico, recortado de maneira específica, como mostrado na Figura 1.3. Quando deslocada e soldada, a viga terá aberturas na alma, aumentando a altura total sem aumentar o consumo de aço, o que garante maior capacidade resistente à flexão, permitindo vencer maiores vãos e reduzir o custo final.

Figura 1.3: Fabricação do perfil de aço com aberturas circulares



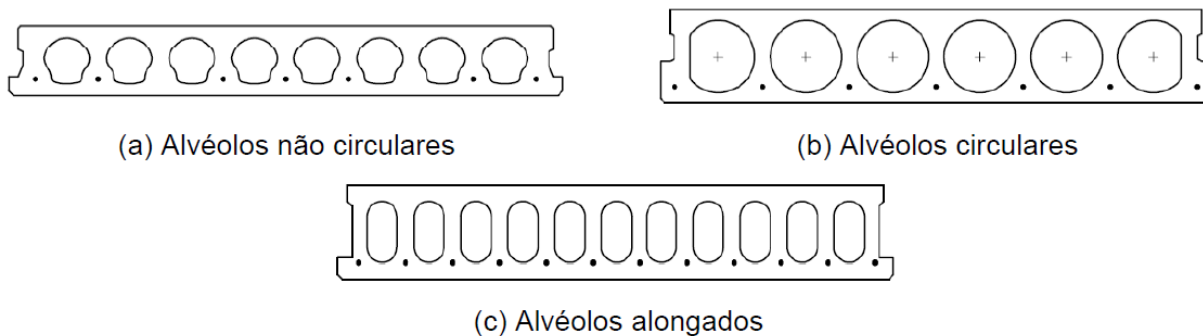
Fonte: Adaptado de Pereira Júnior (2022)

Entretanto, quando utilizados isoladamente, os perfis celulares são muito propensos a instabilidades e concentração de tensões nas aberturas. Por isso, a utilização da laje na altura do perfil celular, formando o piso misto de pequena altura, surge como alternativa de usufruir das vantagens do perfil celular, com o adicional de minimizar as instabilidades e criar uma inovadora conexão de cisalhamento.

Atualmente, muitos estudiosos denominam a tipologia de *slim floor* formada pelo perfil celular de *Shallow Cellular Composite Floor Beam (SCCFB)*. Nesse sistema, o concreto que passa pelas aberturas do perfil, chamado de pino de concreto, garante o comportamento misto e, quando em conjunto com barras de aço, amplia a capacidade resistente do sistema. A SCCFB pode ser composta por variados tipos de lajes, como maciças, mistas ou alveolares, sendo importante que na região das aberturas do perfil seja formado o pino de concreto, processo que se dá com a utilização do concreto moldado *in loco* nessa região.

A laje alveolar pré-fabricada é uma opção que pode ser utilizada na SCCFB, corroborando com a ideia de obras mais industrializadas e limpas. Essas lajes apresentam alta resistência à compressão, maior controle de qualidade e processo de montagem simples e rápido. Além disso, podem vencer grandes vãos, com altura da seção transversal variando entre 120 e 500 mm e peso por área entre 2,2 e 5,2 kN/m², diminuindo o peso próprio da estrutura, por meio dos alvéolos, que podem ser circulares, alongados ou não circulares (Figura 1.4).

Figura 1.4: Tipos de alvéolos das lajes pré-fabricadas



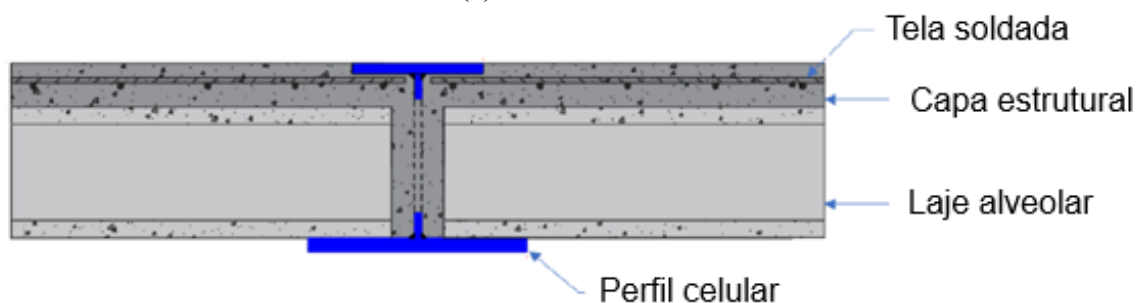
Fonte: Hicks e Lawson (2003)

As lajes alveolares utilizadas em conjunto com o perfil celular representam um sistema estrutural muito eficiente e sustentável, pois ambos são elementos industrializados. Esses elementos isoladamente têm aplicabilidade crescente no cenário nacional, entretanto, quando associados na forma do piso misto de pequena altura, ainda são pouco aplicados na construção, principalmente devido ao desconhecimento. Por isso, o estudo dessa combinação se mostra promissor, visando o melhor aproveitamento desse sistema estrutural. A Figura 1.5(a) ilustra a conformação do *slim floor* com perfil celular e laje alveolar empregados na construção. No presente trabalho, este sistema é denominado “*Shallow Cellular Composite Floor Beams with Precast Hollow-core Slabs – SCCFBHS*”, composição mostrada na Figura 1.5(b), sendo a viga mista parcialmente revestida com concreto um recorte do piso misto de pequena altura.

Figura 1.5: *Shallow Cellular Composite Floor Beams with Precast Hollow-core Slabs*



(a) Uso em edifícios



(b) Viga mista parcialmente revestida com concreto

Fonte: Adaptado de (a) Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013) e (b) Pereira Júnior (2022)

Dessa forma, o presente trabalho propõe a investigação do comportamento estrutural da viga mista celular parcialmente revestida, a *shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs* (SCCFBHS). A partir do mapeamento dos aspectos mais relevantes do SCCFBHS e que necessitam de investigação, propõe-se a realização de um estudo experimental formado por um conjunto de ensaios de flexão em quatro pontos. O conjunto de ensaios fornecerá resultados para calibração da modelagem numérica, permitindo que parâmetros não estudados na fase experimental sejam analisados em um estudo paramétrico.

1.1. OBJETIVOS

O objetivo geral do trabalho é avaliar o comportamento à flexão e ao cisalhamento da viga mista celular parcialmente revestida composta pela laje alveolar, *shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs* (SCCFBHS).

São objetivos específicos do presente trabalho:

- Investigar os pisos mistos de pequena altura que utilizam a viga celular, a fim de quantificar e qualificar os trabalhos existentes sobre o tema, identificando os *gaps*;
- Analisar experimentalmente o comportamento global do SCCFBHS, incluindo o comportamento à flexão, o comportamento ao cisalhamento e os modos de falha;
- Avaliar experimentalmente a influência do concreto de preenchimento do alvéolo e a contribuição de barras de aço para a transferência de forças aço-concreto;
- Investigar, por meio de modelagem numérica, a influência de parâmetros como o número de aberturas do perfil preenchidas por concreto, número de alvéolos preenchidos, número de barras transversais e porcentagem volumétrica das fibras de aço no comportamento à flexão e ao cisalhamento do SCCFBHS.

1.2. JUSTIFICATIVA

Nos últimos anos, as estruturas mistas de aço e concreto ganharam espaço na indústria da construção civil, não só por representarem um sistema mais econômico e sustentável, mas também por conferirem maior industrialização à construção, com maior controle de qualidade e velocidade de execução. Os estudos acadêmicos nessa área também foram ampliados e, atualmente, tem-se sistemas estruturais mistos já bem consolidados cientificamente, como a laje, viga e pilar mistos.

Entretanto, a busca por soluções inovadoras, que otimizem o processo construtivo e permitam o uso mais eficiente dos materiais é contínua, colaborando para o surgimento dos pisos mistos de pequena altura. Este reúne todas as qualidades das estruturas mistas convencionais com o adicional de reduzir a altura total do piso. Além disso, é um sistema muito versátil que permite diversas combinações entre lajes, vigas e conectores de cisalhamento, sendo de fundamental importância estudar melhor suas opções, a fim de aumentar sua utilização e empregar a estrutura da maneira mais assertiva.

Borghi (2020) realizou uma comparação de diversas tipologias variando a viga empregada. Dentre elas, foi estudada a *Shallow Cellular Composite Floor* (SCCFB), composta pela viga com aberturas celulares na alma e laje maciça. Em termos estruturais, essa tipologia apresentou boa capacidade resistente e elevada rigidez. Outros estudos confirmam o bom desempenho da conexão de cisalhamento (Limazie; Chen, 2017) e elevada resistência ao fogo (Alam *et al.*, 2021), sendo uma tipologia bastante promissora.

Apesar de mais leve, o perfil celular isoladamente é mais suscetível a instabilidades locais e globais. Quando combinado com a laje no piso misto de pequena altura, o preenchimento das aberturas pelo concreto inibe as instabilidades e ainda garante um inovador mecanismo de conexão de cisalhamento.

Nota-se a importância de promover uma combinação eficiente entre laje e viga, sendo necessária uma investigação precisa e comparativa entre as possibilidades existentes. Assim, o presente trabalho objetiva analisar a viga mista celular parcialmente revestida com laje alveolar, a *shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs* (SCCFBHS). Essa associação resulta em uma construção mais industrializada, com redução de resíduos, de fôrmas e escoramentos, pavimentos mais leves e rápida execução, corroborando com a ideia de uma construção civil mais sustentável e tecnológica.

A aplicação do *slim floor* já é realidade principalmente na Europa, sendo as lajes mistas e alveolares as mais empregadas na prática. Como exemplo do uso do *slim floor* com lajes mistas tem-se uma das sedes de grupo ArcelorMittal, localizada na França, utilizando a laje Cofradal 260; a Galerie Kons, em Luxemburgo, utilizando a laje Cofraplus 220; além dos edifícios The Boilerhouse e The Exchange, na Inglaterra, e a Chasse Church, na Holanda. A composição com laje alveolar foi empregada nos edifícios comerciais Floralis (Figura 1.6) e Environnement, na Bélgica, Clinique D'Eich em Luxemburgo, no Hospital Santa Maria della Misericordia, na Itália e em edifícios residenciais no Canadá, Luxembourg II e III.

Figura 1.6: Aplicação do SCCFBHS (Floralis, Bélgica)



Fonte: Adaptado de ArcelorMittal (2017)

Mesmo já empregadas no mercado internacional, as lajes alveolares no *slim floor* ainda perdem em termos de investigação científica para as lajes maciças e mistas, principalmente quando combinadas com o perfil celular. Assim, objetivando avaliar a produção científica relacionada aos estudos do piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular, buscou-se trabalhos acadêmicos em diversas bases de dados, tendo sido encontrados 27 trabalhos relevantes sobre o tema. Desses, apenas 4 estudam laje alveolar, os demais fazem referência à laje mista e maciça.

Por isso, a escolha da laje alveolar objetiva contribuir para a maior aplicação dessa associação e para a divulgação científica das vantagens estruturais desse sistema, analisando a capacidade resistente, com foco nos mecanismos de transferência de forças. No piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e pela laje alveolar essa transferência pode ocorrer pela formação de pinos de concreto nas aberturas dos perfis combinados com barra de aço que passam por essas aberturas e pelos alvéolos da laje. Essa opção pode ser mais efetiva e econômica, comparada com conectores tipo pino com cabeça, sendo necessário conhecer mais sobre ela.

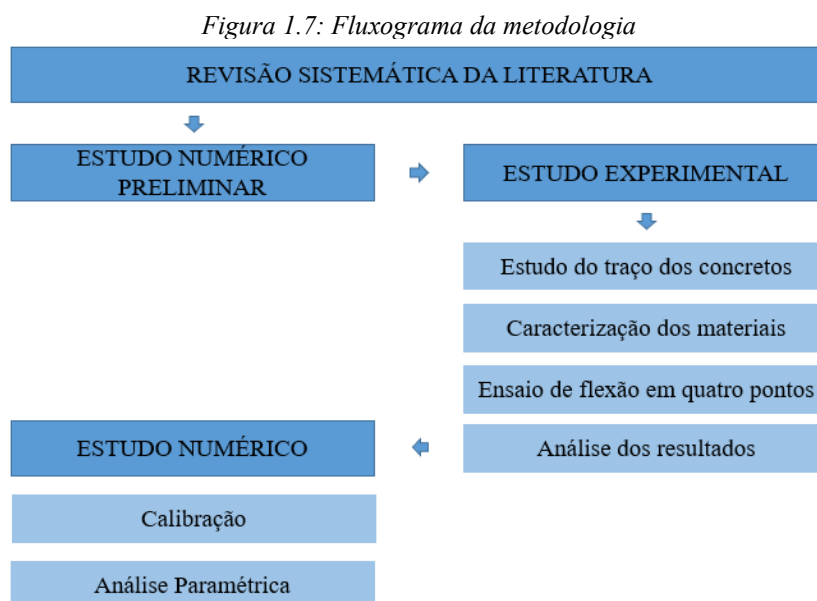
Os pinos de concreto são formados pelo concreto moldado *in loco* que compõe a capa da laje alveolar e que preenche a região entre a laje alveolar e o perfil de aço. Fazer o adensamento do concreto nessa região pode ser uma tarefa bastante complicada na rotina de obra, sendo inviável

a utilização de vibradores mecânicos, por exemplo, por isso, o concreto empregado no presente trabalho foi o autoadensável. Além desse concreto, foi utilizado em um dos protótipos o concreto reforçado com fibras, objetivando avaliar a sua influência na transferência de forças aço-concreto e na capacidade resistente do sistema.

Dessa forma, confirma-se a necessidade de aprofundar os estudos sobre o SCCFBHS. Um estudo experimental permite encontrar resultados mais próximos à situação real, fornecendo dados para a calibração do modelo numérico. Assim, um estudo completo pode ser realizado, colaborando para a ampliação e disseminação do conhecimento sobre essa tipologia.

1.3. METODOLOGIA

A metodologia adotada no desenvolvimento do trabalho está dividida nas seguintes etapas: revisão sistemática da literatura, estudo experimental, estudo numérico com análise preliminar, calibração e análise paramétrica. O fluxograma (Figura 1.7) ilustra os passos e sequência de execução de cada etapa.



Fonte: Autora

Inicialmente foi desenvolvida uma revisão sistemática a fim de identificar o *gap* no estudo de vigas celulares de aço em suas diversas composições, concluindo-se que já está bastante consolidada no meio acadêmico, com estudos constantes até os dias atuais. Em seguida, partiu-se para a pesquisa sobre a viga mista com perfil celular, encontrando diversos trabalhos que apontavam como maior dificuldade os modos de falha ligados à instabilidade do perfil e concentração de tensões nas aberturas. A partir dessa busca, observou-se que utilizando o piso

misto de pequena altura esses problemas seriam mitigados, já que a alma do perfil celular seria revestida com concreto moldado *in loco*.

Dessa forma, foi feita uma busca mais abrangente sobre o *slim floor*, encontrando inúmeras publicações relevantes sobre as diversas tipologias disponíveis no mercado. Entretanto, quando avaliadas e interpretadas as pesquisas disponíveis sobre a *Shallow Cellular Composite Floor Beam* (SCCFB), tipologia com aberturas celulares na alma, o número de trabalhos encontrados caiu consideravelmente, sendo ainda mais escassas as publicações quando considerada a laje alveolar na sua composição. A laje alveolar também foi estudada de maneira isolada em uma breve revisão da literatura, para entender seu comportamento.

Assim, a revisão sistemática da literatura permitiu constatar que a *shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs* (SCCFBHS) apresenta ainda muitos *gaps* de investigação e que os mecanismos de transferências de força de cisalhamento merecem especial atenção, ajudando a definir o foco da pesquisa. Logo, os objetivos iniciais da revisão sistemática, de adquirir conhecimento na área e comprovar o potencial do trabalho, foram atingidos, buscando trazer contribuições acadêmicas e práticas. Além disso, durante todo o caminho de pesquisa, a revisão da literatura foi sendo atualizada para acompanhar o atual desenvolvimento da área.

Ainda na revisão sistemática da literatura foi realizado um estudo das formulações já propostas para o cálculo do momento fletor resistente e da força cortante resistente para o piso misto de pequena altura, buscando entender como aplicá-las para o SCCFBHS.

A segunda fase, de análise numérica preliminar, foi baseada no trabalho de Pereira Júnior (2022) e realizada no pacote computacional ABAQUS®. A partir das informações dadas pelos fornecedores dos materiais industrializados, como perfil celular e laje alveolar, e uma previsão das propriedades do concreto moldado *in loco*, de acordo com o teste do traço do concreto realizado, o SCCFBHS foi modelado. Assim, foi possível definir parâmetros a serem analisados no estudo experimental, auxiliar no posicionamento dos extensômetros e prever a capacidade resistente do sistema, informação que ajudou na escolha das vigas de distribuição e do atuador utilizado no ensaio.

Na etapa de investigação experimental foi realizado o ensaio de flexão em quatro pontos em três protótipos do piso misto de pequena altura, variando características que influenciariam na conexão de cisalhamento, como a utilização de barras de aço e tipo de concreto de preenchimento. Assim, o primeiro protótipo foi composto pelo perfil celular, a laje alveolar e

concreto de preenchimento autoadensável. O segundo protótipo foi igual ao primeiro, com a inclusão de seis barras de aço de 12,5 mm, passando pelas aberturas da viga e da laje alveolar. O terceiro protótipo foi semelhante ao segundo, porém o concreto utilizado para preenchimento foi reforçado com fibras de aço. Para a realização desse ensaio foram feitos, inicialmente, testes para o traço dos concretos autoadensável e reforçado com fibras e, posteriormente, a caracterização do concreto utilizado nas lajes e das chapas de aço do perfil.

Durante o processo de revisão da literatura da *shallow cellular composite floor beams*, alguns trabalhos analíticos foram encontrados, os quais propunham modelos de cálculos do momento resistente e da força cortante resistente para esse sistema estrutural. Assim, baseado nesses estudos, foram realizados os cálculos teóricos desses parâmetros para comparação com os valores experimentais encontrados e análise de qual modelo representaria melhor o comportamento à flexão do SCCFBHS, visando contribuir com as normas atuais, que ainda não contemplam esse sistema estrutural.

Um dos objetivos do estudo experimental foi de fornecer dados do comportamento à flexão, como o gráfico força aplicada *versus* deslocamento no meio do vão e do comportamento ao cisalhamento, como o gráfico força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto. A partir desses resultados, foi iniciada a etapa de calibração do modelo numérico do primeiro protótipo, para posterior adição das 6 barras e consequente calibração do segundo protótipo. Utilizando esse modelo calibrado, foi realizado o estudo paramétrico, analisando a influência no comportamento à flexão do SCCFBHS de parâmetros como o número de aberturas do perfil preenchidas por concreto, número de alvéolos preenchidos, número de barras transversais e porcentagem volumétrica das fibras de aço.

1.4. ESTRUTURA DA TESE

O corpo da tese foi organizado em seis capítulos. No Capítulo 1, denominado de “Introdução”, é feita a apresentação sobre o tema a ser estudado, abordando os objetivos, a justificativa da pesquisa e a metodologia empregada na construção do trabalho, além do presente tópico sobre a estruturação da tese.

No Capítulo 2 é desenvolvida uma Revisão Sistemática da Literatura, a qual objetiva identificar, avaliar e interpretar toda pesquisa disponível sobre determinado tema. Assim, foi iniciada essa revisão sobre vigas celulares (*cellular beams*), identificando que o tema já está bastante consolidado no meio acadêmico, com estudos constantes até os dias atuais. Posteriormente,

partiu-se para a pesquisa sobre a viga mista com perfil celular (*cellular composite beam*), encontrando que os pontos de maiores cuidados na sua aplicação são as instabilidades e a concentração de tensões nas aberturas. Assim, chegou-se ao piso misto de pequena altura com perfil celular (*shallow cellular composite floor beams*), que mantem os benefícios da construção mista em aço e concreto, mitigando as dificuldades da *cellular composite beam*. Como *gap* principal, identificou-se a baixa investigação desse sistema composto pela laje alveolar e seus inovadores mecanismos de conexão de cisalhamento. Por fim, é feita uma breve revisão da literatura sobre a laje alveolar, para entender melhor suas aplicações e comportamento.

O Capítulo 3 aborda modelos teóricos encontrados na literatura para o cálculo do momento resistente e da força cortante resistente para a *shallow cellular composite floor beams*.

O Capítulo 4 é dedicado ao estudo experimental, iniciando com a descrição dos modelos físicos ensaiados e dosagem e caracterização dos materiais. Posteriormente é apresentada a produção dos modelos físicos e execução do ensaio, para, em seguida, serem analisados os resultados. Por fim, os resultados dos modelos de cálculos teóricos são comparados com os resultados experimentais, analisando qual modelo se aplica melhor para o piso misto de pequena altura com perfil celular e laje alveolar.

No Capítulo 5 é apresentado o estudo numérico do SCCFBHS, com as características e simplificações adotadas. Para isso, é definida a geometria dos modelos, os elementos finitos utilizados, a malha dos modelos e características não-lineares da simulação, como relações constitutivas dos materiais e contato entre os componentes. Por fim, são apresentados os resultados da calibração e do estudo paramétrico, que analisou a influência de quatro parâmetros no comportamento à flexão do SCCFBHS, sendo eles: número de aberturas do perfil preenchidas por concreto, número de alvéolos preenchidos, número de barras transversais e porcentagem volumétrica das fibras de aço.

No Capítulo 6 são expostas as conclusões obtidas ao longo do trabalho, bem como trazidas sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO SISTEMÁTICA DA LITERATURA

Segundo Kitchenham (2004), a revisão sistemática da literatura (RSL) é utilizada para identificar, avaliar e interpretar toda pesquisa disponível sobre determinado tema. Esse tema deve ser definido a partir de uma questão inicial, que visa detectar o máximo possível de material bibliográfico relevante, sendo este o primeiro passo para a execução da revisão sistemática. A partir daí, realiza-se uma busca abrangente em bases eletrônicas de dados, obtendo-se os estudos que são inseridos em um *software* especializado, onde é realizada a avaliação de qualidade, extração de dados relevantes, interpretação dos resultados e escrita do relatório final.

No presente trabalho, a revisão sistemática objetivou investigar as produções sobre pisos mistos de pequena altura que utilizam a viga celular, a fim de quantificar e qualificar os trabalhos existentes sobre o tema, contribuindo de maneira mais efetiva com a área. Assim, a questão de pesquisa foi definida como: Qual o *gap* de conhecimento do piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular?

Dessa forma, partiu-se de uma busca mais abrangente, investigando as vigas celulares, sendo analisadas características fundamentais de cada estudo, dentre elas: (a) qual o foco do estudo (flexão, cisalhamento, flambagem, etc.) e (b) qual tipo de estudo (numérico, experimental, analítico, etc.). Posteriormente, foram avaliadas as vigas mistas convencionais compostas por perfil celular, analisando os quesitos (a) e (b), além de (c) qual laje foi utilizada (maciça, mista ou alveolar). Por fim, seguiu-se para as investigações dos pisos mistos de pequena altura com perfil celular, analisando as questões (a), (b) e (c).

A revisão sistemática da literatura visa comprovar a importância e contribuição do presente trabalho para a ampliação do conhecimento e disseminação à comunidade científica e técnica. Assim, para cada uma das etapas mostradas anteriormente, foi definida uma *string* de busca, indicadas na Tabela 2.1. As bases eletrônicas de dados utilizadas para essa busca foram: *Scielo*, *Scopus* e *ScienceDirect*. Houve também a inserção manual de artigos relevantes encontrados em outras bases. Ressalta-se que a RSL foi integrativa, ou seja, foram incluídos tanto artigos científicos quanto dissertações, teses e relatórios considerados relevantes conforme os critérios de qualidade definidos.

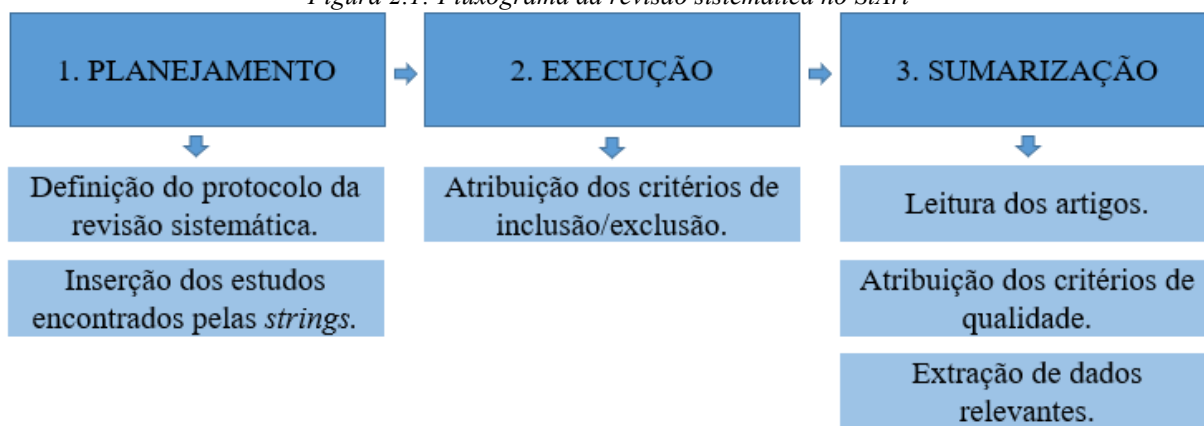
Tabela 2.1: Strings de busca

Busca	String
Viga celular	“Cellular beam”
Viga mista com perfil celular	“Composite cellular beam”
Piso misto de pequena altura com perfil celular	“Slim floor AND cellular beam”

Fonte: Autora

Os estudos encontrados nas bases de dados foram inseridos no *software* de revisão sistemática *StArt*, desenvolvido pela Universidade Federal de São Carlos. Ele é dividido em três módulos principais: planejamento, execução e sumarização, como mostrado no fluxograma a seguir.

Figura 2.1: Fluxograma da revisão sistemática no StArt



Fonte: Autora

Como visto na Figura 2.1, no primeiro módulo é definido o protocolo que a RSL irá seguir, com a inserção do objetivo, questão principal a ser respondida, palavras chaves, idiomas dos trabalhos, definição de critérios de seleção (inclusão/exclusão) e de qualidade, entre outras informações relevantes. Posteriormente, nesse mesmo módulo, são inseridos os estudos conforme encontrados na base de dados com a *string* aplicada.

No segundo módulo, os estudos são incluídos ou excluídos do processo de revisão conforme os critérios de seleção definidos previamente. Os critérios de inclusão e exclusão são importantes norteadores da revisão sistemática, visto que ajudam a classificar os trabalhos segundo critérios objetivos de estudo. Assim, o estudo deve atender a todos os critérios de inclusão para ser aceito e, caso atenda a pelo menos um critério de exclusão, será recusado. Na Tabela 2.2 são mostrados os critérios de seleção utilizados na revisão sistemática envolvendo o piso misto de pequena altura com perfil de aço celular.

Tabela 2.2: Critérios de seleção

Inclusão	Exclusão
Avaliou (experimental, numérica ou analiticamente) o <i>slim floor</i> .	Não avaliou (experimental, numérica ou analiticamente) o <i>slim floor</i> .
O perfil analisado é o perfil I com aberturas circulares na alma.	As aberturas da viga não são circulares.
	O arquivo completo não pode ser acessado.

Fonte: Autora

Por fim, na etapa de sumarização, os trabalhos são lidos e são atribuídos critérios de qualidade, dentre os quais são avaliados a relevância da revista em que foi publicado, a metodologia que foi empregada e os resultados que foram obtidos. Assim, é realizada a extração de dados, onde perguntas são criadas no *software* a fim de extrair informações relevantes de cada artigo (questões (a), (b) e (c) citadas anteriormente) e são registrados os resultados mais relevantes, sendo no presente trabalho realizada uma breve revisão bibliográfica. Nos próximos tópicos são apresentadas as pesquisas mais significativas de cada tema, com uma abordagem qualitativa além da análise quantitativa.

2.1. VIGA CELULAR

As vigas de aço são utilizadas desde o século XIX na construção civil, principalmente depois da Revolução Industrial, trazendo inúmeros benefícios para a área, como redução do tempo de obra, maior industrialização do processo, com conseqüente aumento de qualidade, liberdade para criação arquitetônica, pois consegue vencer maiores vãos comparativamente ao concreto armado, e racionalização de materiais e mão de obra, levando a menores custos totais da obra.

As vigas de aço com aberturas sequenciais na alma começaram a ser produzidas e empregadas apenas no início dos anos 1900, fato que está intimamente ligado ao aprimoramento da solda elétrica em 1920, componente essencial para a fabricação das aberturas, que, inicialmente, tinham formatos poligonais, sendo as vigas chamadas de casteladas. A patente dessa tipologia estrutural foi cedida à empresa United Steel Companies Limited em 1939, porém, a invenção é creditada à Geoffrey Murray Boyd em 1935, que utilizou as vigas com aberturas sequenciais na alma para aumentar a rigidez e conseguir vencer maiores vãos sem aumentar o consumo de aço (Grilo, 2018).

Na Europa, as vigas com aberturas na alma são utilizadas desde 1940, entretanto, nos Estados Unidos, esse componente estrutural foi realmente aproveitado apenas no início da década de 1990, com o desenvolvimento do corte automatizado, que permitiu a redução nos custos de

fabricação (Ferreira, 2021). Desde então, as aberturas na alma têm assumido diversas formas, como retangular, hexagonal, octogonal e circular, sendo as vigas com aberturas circulares chamadas de celulares e patenteadas em 1990 em nome de Peter A. Walker (Grilo, 2018).

As vigas celulares possuem inúmeras vantagens, além das já citadas anteriormente para vigas de aço, como maior rigidez e maior resistência ao momento fletor, permitem a passagem de dutos de serviço através da alma, o que pode reduzir a altura entre pavimentos, além de não apresentarem vértices nos alvéolos, o que diminui a concentração de tensões na alma (Lawson *et al.*, 2017).

O processo de fabricação das vigas celulares ocorre geralmente a partir de perfis I laminados, por meio de duas linhas de corte térmico no formato de semicircunferências em todo o comprimento longitudinal da alma desse perfil. Posteriormente, as duas partes são separadas e reorganizadas, em um processo denominado defasagem, ocorrendo em seguida a soldagem das partes. É interessante o fechamento das aberturas em pontos onde a viga está sujeita a elevadas forças concentradas, como no caso dos apoios e na ligação com outras vigas. Observa-se que, a partir desse método de fabricação, a altura da viga celular é maior que a do perfil original, aumentando tanto sua rigidez quanto sua esbelteza. A Figura 2.2 ilustra o processo de fabricação das vigas celulares. Um outro modo de fabricação do perfil celular, não muito comum, é por meio do corte circular executado diretamente na chapa da alma.

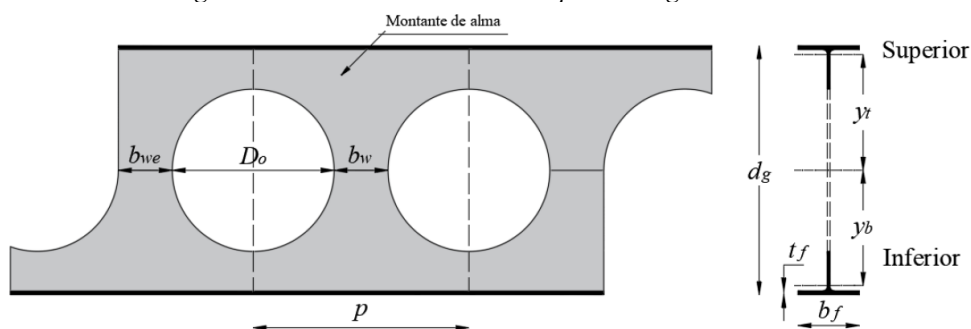
Figura 2.2: Processo de fabricação das vigas celulares



Fonte: Grilo et al. (2018)

A nomenclatura utilizada para as dimensões geométricas das vigas celulares está padronizada no Brasil e pode ser vista na Figura 2.3, sendo utilizada durante todo o trabalho.

Figura 2.3: Nomenclatura utilizada para as vigas celulares



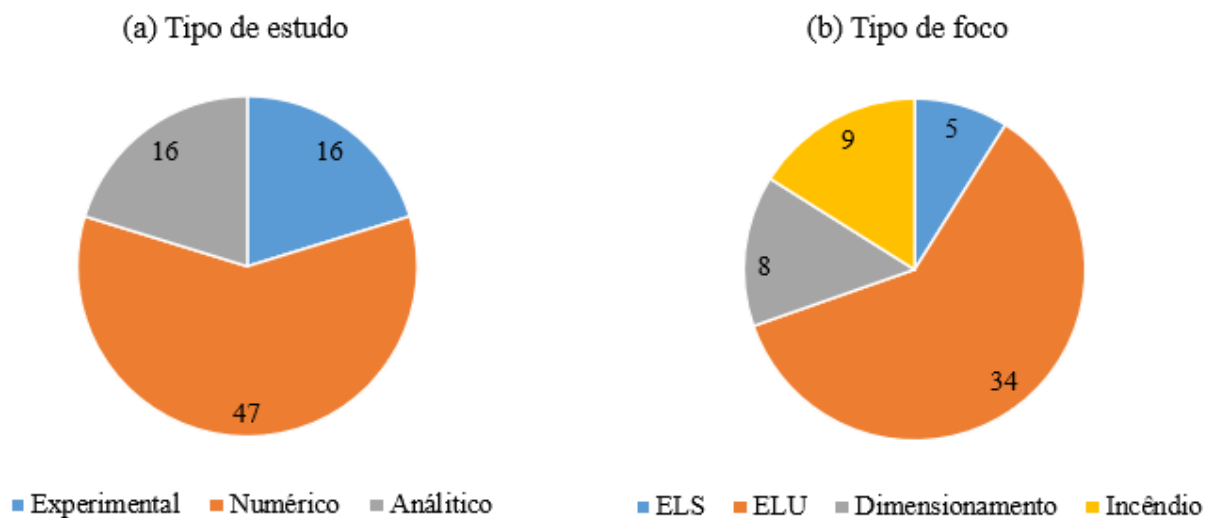
Fonte: Adaptado de Ferreira (2021)

Dessa forma, utilizou-se p para designar a distância entre os centros das aberturas, D_o o diâmetro das aberturas, d a altura da seção transversal do perfil original, d_g a altura da seção transversal do perfil celular, b_w a largura do montante de alma intermediário, b_{we} a largura do montante de extremidade, b_f a largura das mesas, t_f a espessura das mesas, t_w a espessura da alma, y_t e y_b as distâncias verticais dos centroides dos tês superior e inferior ao eixo da viga e h_t altura total do tê (Ferreira, 2021).

Entendendo a complexidade das vigas celulares e considerando sua contribuição fundamental no sistema estrutural analisado neste trabalho, foi realizada uma revisão sistemática da literatura, a fim de quantificar e qualificar os principais trabalhos sobre o tema, visualizar os parâmetros mais influentes no seu estudo e mapear seus mecanismos de falha. A *string* de busca utilizada, “*cellular beam*”, foi muito ampla, obtendo-se milhares de estudos, inclusive de outras áreas. Por isso, a inserção das pesquisas no *StArt* foi feita de forma manual, encontrando 56 trabalhos relevantes sobre o tema.

A extração de dados dos trabalhos encontrados visou responder a duas perguntas: qual o tipo de estudo, podendo ser experimental, numérico e/ou analítico, e qual o foco principal do estudo, dentre Estado Limite de Serviço, Estado Limite Último, critérios de dimensionamento ou incêndio. O foco “Incêndio” foi separado do ELU pois apresentou uma quantidade significativa de estudos. Assim, dentro de ELU se destacam duas vertentes: flexão e cisalhamento. Os resultados quantitativos estão mostrados na Figura 2.4. Deve-se atentar para o fato de que a primeira pergunta pode ser respondida com mais de uma opção, por isso a quantidade de artigos na Figura 2.4(a) pode somar mais que 56, enquanto, na segunda pergunta, foi considerado somente o foco predominante, ou seja, uma opção de resposta, somando 56 trabalhos.

Figura 2.4: Dados estatísticos da Revisão Sistemática

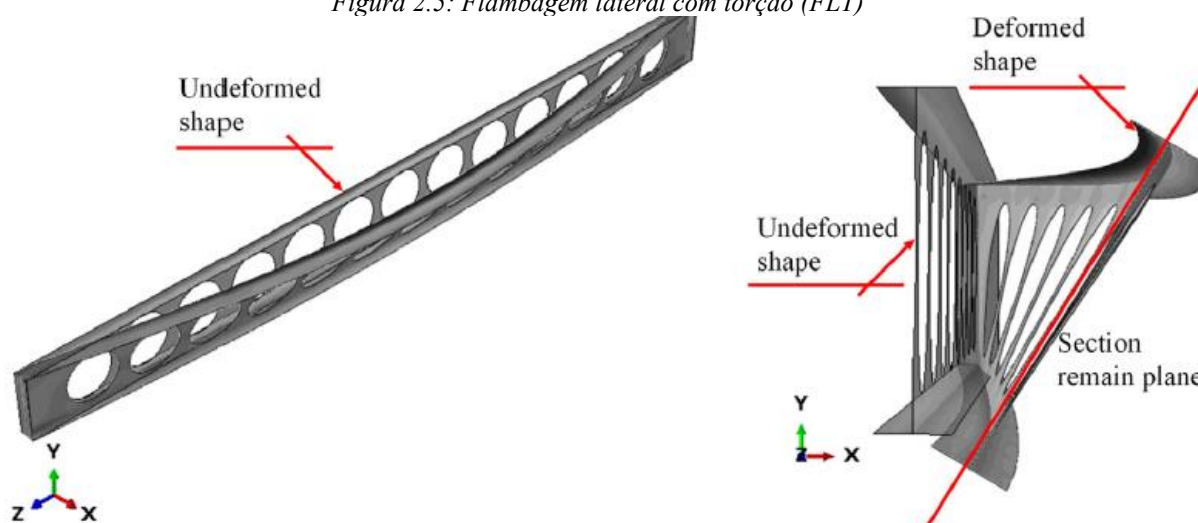


Fonte: Autora

Por meio da revisão sistemática da literatura e analisando os resultados quantitativos mostrados na Figura 2.4, nota-se que mais de 80% dos estudos realizaram análises numéricas de vigas celulares, pois essa é uma técnica já bastante consolidada, que apresenta resultados satisfatórios, trazendo economia de tempo e custos em relação aos estudos experimentais. Além disso, 60% das pesquisas estudaram os modos de falhas das vigas celulares (ELU). Isso porque, como mencionado anteriormente, o processo de fabricação dessas vigas implica não só no aumento de rigidez, como também no aumento de esbelteza, tornando-as mais suscetíveis a instabilidades, das quais podemos destacar a flambagem lateral com torção (FLT), flambagem no montante da alma (FMA), formação de mecanismos plásticos e ruptura do montante de alma. A seguir é feita uma abordagem qualitativa das pesquisas mais relevantes sobre o tema.

A flambagem lateral com torção (FLT) em vigas celulares ocorre de maneira semelhante às vigas de alma cheia, ou seja, é causada pelo momento fletor que atua em relação ao eixo de maior momento de inércia da seção transversal e é a combinação de um deslocamento lateral com a torção da seção, como mostrado na Figura 2.5. De modo geral, esse fenômeno ocorre quando a viga não tem um suporte lateral, porém pode ser maximizado pela presença das aberturas, que interferem em propriedades geométricas, como o raio de giração. Nesse contexto, Sweedan (2011) mostrou que o momento resistente à FLT é significativamente influenciado pela geometria e esbelteza de vigas celulares. Abreu (2011), Boissonnade, Nseir e Somja (2024a, 2024b), Panedpojaman, Sae-long e Chub-uppakarn (2016) e Sonck e Belis (2015) investigaram numericamente a FLT em vigas celulares e propuseram o cálculo da resistência à FLT baseando-se em normas nacionais e europeias para vigas celulares de seção I, inclusive propondo revisão dessas normas.

Figura 2.5: Flambagem lateral com torção (FLT)



Fonte: Ferreira *et al.* (2022)

Ferreira, Rossi e Martins (2019) avaliaram a FLT de acordo com uma possível atualização do “Eurocode 3, *Design of Steel Structures*” e investigaram a resistência à FLT de vigas celulares modificando a distribuição das tensões residuais após o processo de fabricação. Khatri, Katikala e Kotapati (2021) avaliaram a posição da força e a esbeltez da viga para o momento resistente à FLT. Faria *et al.* (2021) propuseram um procedimento de cálculo para avaliar a resistência à FLT de vigas celulares em temperatura ambiente e situação de incêndio. Ferreira *et al.* (2022) desenvolveram uma fórmula de Rede Neural Artificial (RNA) para prever a resistência à FLT de vigas celulares esbeltas de aço.

Estudos mais recentes vêm focando bastante no comportamento das vigas celulares em relação FLT, como é o caso de Seghier *et al.* (2023) que apresentaram uma estrutura avançada para modelar o comportamento de FLT de vigas de aço celular, combinando simulação numérica com modelos inteligentes híbridos otimizados por algoritmos metaheurísticos. Além disso, Seghier *et al.* (2024) investigaram o comportamento da FLT de vigas de aço celular em condições de incêndio. Silva e Mesquita (2024) propõem uma nova constante de torção e abordam quatro diferentes métodos de cálculo para as constantes de torção.

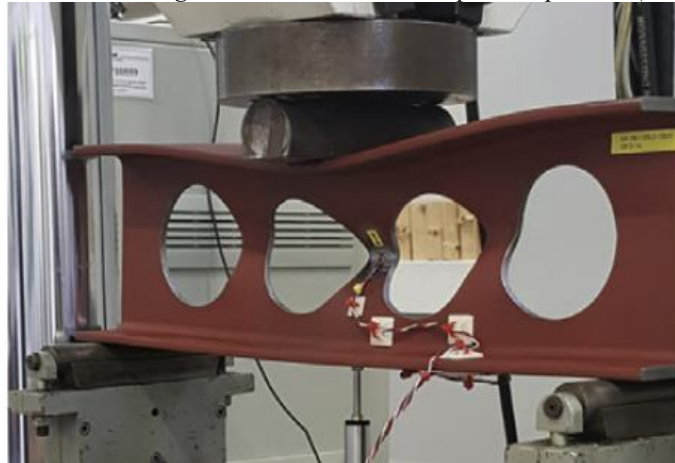
Alguns autores estudaram a FLT combinada com outros modos de falhas, como El-Sawy, Sweedan e Martini (2014) que levaram em consideração a possível interação entre os modos de flambagem lateral com torção e distorção da alma. Sweedan (2011) constatou que, à medida que a esbeltez da viga diminui, a distorção da alma aumenta e que vigas celulares de menor vão são dominadas por modos de flambagem locais. Ellobody (2012) fez uma análise não linear dos modos de flambagem de vigas celulares, incluindo FLT e distorção da alma. Moghbeli e Sharifi

(2021) avaliaram a capacidade última de vigas celulares submetidas à flambagem lateral com distorção da alma.

Buscando amenizar o problema da FLT, Degtyarev *et al.* (2024a, 2024b) iniciaram estudos numéricos e analíticos em vigas lateralmente restringidas, tanto para avaliar a previsão de projeto quanto para prever a resistência dessas vigas.

Outro modo de falha que tem forte influência das aberturas é a flambagem no montante da alma (FMA), que pode ser dividida em flambagem no montante da alma por compressão (FMAC) ou por cisalhamento (FMAV). No primeiro caso a flambagem ocorre quando são aplicadas forças concentradas na região do montante de alma, como mostrado na Figura 2.6, podendo ser evitada com a utilização de enrijecedores nos pontos de aplicação de força ou pelo preenchimento das aberturas (Ward, 1990).

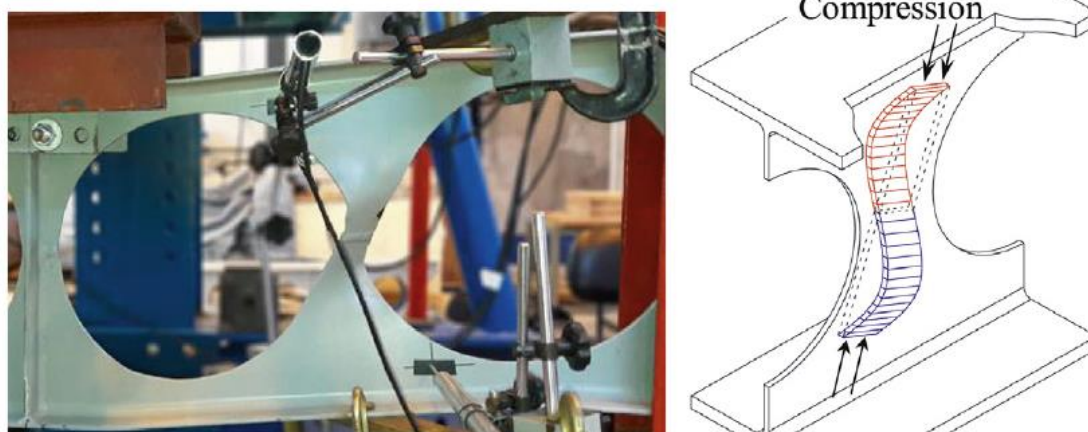
Figura 2.6: Flambagem no montante da alma por compressão (FMAC)



Fonte: Shamass e Guarracino (2020)

Já a flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) ocorre em função da força cortante, causando uma torção do montante de alma em relação ao seu eixo vertical e um deslocamento lateral, Figura 2.7. Essa flambagem é diretamente influenciada pelo diâmetro da abertura, espaçamento entre as aberturas e espessura da alma, como mostrado por Tsavdaridis e D'Mello (2011) em um estudo experimental e analítico e investigado por Shamass e Guarracino (2020), que destacaram parâmetros que influenciam a ocorrência da FMAV para aços normais e de alta resistência.

Figura 2.7: Flambagem no montante da alma por cisalhamento (FMAV)



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

Erdal e Saka (2013) investigaram experimental e numericamente o modo de falha de vigas celulares biapoiadas com carregamento aplicado no meio do vão, encontrando a FMAV como governante. Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014) realizaram um estudo numérico para calcular a capacidade resistente ao cisalhamento de vigas celulares para a FMAV, assim como Grilo *et al.* (2018), a partir de ensaios experimentais e análises numéricas, Kang, Hong e Liu (2021) baseando-se no Método de Resistência Direta (DSM) e Limbachiya e Shamass (2021) usando as Redes Neurais Artificiais (RNA). Saternus (2022) apresentou um resumo da pesquisa sobre FMAV em vigas celulares para determinação da resistência com base na analogia à flambagem de membros de compressão. Wang, Wang e Liu (2014) e Wang *et al.* (2016) estudaram a FMAV em vigas celulares em situação de incêndio.

A força cortante pode gerar também a formação de rótulas plásticas que, quando acontecem simultaneamente em quatro pontos no entorno do alvéolo, geram o fenômeno conhecido como mecanismo Vierendeel, com distorção das aberturas, como mostrado na Figura 2.8. Nessa Figura, as siglas LMS e HMS indicam o lado de menor e maior momento fletor, respectivamente. Tsavdaridis e D'Mello (2012) mostraram que os principais parâmetros que afetam este fenômeno são a espessura da alma e o diâmetro da abertura, sendo que quanto maior a espessura da alma e menor o diâmetro da abertura, menos suscetível ao mecanismo. Como esse mecanismo também é gerado pela força cortante, muitos trabalhos citados anteriormente para a flambagem no montante da alma por cisalhamento também estudaram o mecanismo de Vierendeel, sendo eles Erdal e Saka (2013), Kang, Hong e Liu (2021), Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014), Saternus (2022) e Shamass e Guarracino (2020).

Figura 2.8: Mecanismo de Vierendeel

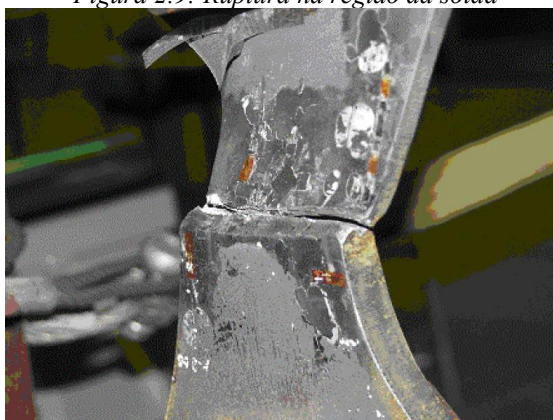


Fonte: Kang, Hong e Liu (2021)

Além desses trabalhos, Chung, Liu e Ko (2001) e Panedpojaman e Rongram (2014) avaliaram os métodos para determinar a capacidade de força do mecanismo de Vierendeel, propondo novas fórmulas. Tsavdaridis e Galiatsatos (2015) investigaram numericamente o modo de falha de algumas vigas celulares, encontrando o mecanismo de Vierendeel como dominante. Tsavdaridis *et al.* (2024) avaliaram os modos de falhas em vigas celulares com dois tipos de conexões: com placas terminais de aço, nas quais a abertura mais próxima ao apoio é um semicírculo, e placas de preenchimento em algumas aberturas. Foi identificado que os modos de falha por cisalhamento predominaram, inclusive o mecanismo Vierendeel.

Outro possível modo de falha é a ruptura na região da solda, como mostrado na Figura 2.9. Apesar de não ser crítica na maioria das vigas celulares, quando o montante de alma tem largura reduzida, as tensões cisalhantes na solda podem alcançar a tensão de escoamento do material, o que leva a ruptura. Alguns pesquisadores realizaram ensaios experimentais em vigas celulares que apresentaram esse modo de falha, como Tsavdaridis e D'mello (2011) e Verweij (2010).

Figura 2.9: Ruptura na região da solda



Fonte: Verweij (2010)

Autores estudaram também o dimensionamento de vigas celulares baseado na BS5950 – partes 1 e 3, como Erdal, Doğan e Saka (2011), que propuseram um algoritmo para encontrar dimensões otimizadas para vigas celulares e Pachpor, Gupta e Deshpande (2014), que

realizaram estudos numéricos baseados em análises plásticas. Sweedan e El-Sawy (2011) estudaram a flambagem local da alma, investigando a influência de diferentes parâmetros geométricos na força elástica de flambagem. Rajana, Tsavdaridis e Koltsakis (2020) investigaram numericamente a influência de diversos parâmetros geométricos na flambagem elástica e inelástica de vigas celulares submetidas à flexão. Degtyarev e Tsavdaridis (2022) apresentaram modelos de aprendizado de máquina para prever a flambagem elástica e as forças últimas de vigas celulares de aço.

Um grupo de pesquisa da Índia, liderado por Morkhade, apresenta uma série de pesquisas sobre vigas celulares, desde estudos experimentais sobre os modos de falha (Morkhade; Gupta, 2017, 2019; Morkhade, Gupta e Martins, 2022), até estudos numéricos avaliando parâmetros geométricos das aberturas (Morkhade; Gupta, 2015; Morkhade *et al.*, 2019, 2022). O comportamento de vigas celulares em situações de incêndio foi estudado por Bailey (2004), Cashell *et al.* (2021), Kotapati e Khatri (2023), Nadjai *et al.* (2011), Oribi *et al.* (2023) e Zhang e Wang (2018).

A partir da análise dos trabalhos identificados, observou-se que os estudos sobre as vigas celulares são vastos e abrangem aspectos estruturais importantes para entender o comportamento em serviço e em ruína. Assim, entendendo que a viga celular já está consolidada no meio acadêmico, partiu-se para o estudo da união desse tipo de viga com lajes de concreto ou mistas, sendo abordada a seguir a revisão sistemática sobre a viga mista convencional com a utilização do perfil celular.

2.2. VIGA MISTA COM PERFIL CELULAR

As estruturas mistas de aço e concreto se apresentam como solução eficiente, atrativa economicamente, com tempo reduzido de montagem, aproveitando dos benefícios tanto do concreto quanto do aço. Uma das tipologias estruturais mais utilizadas atualmente é a viga mista, também chamada de piso misto convencional. Essa solução construtiva é caracterizada pela combinação de perfis de aço com uma laje de concreto ou laje mista. A laje é apoiada sobre a mesa superior do perfil de aço e conectada a ela por meio de conectores de cisalhamento, permitindo a associação de diferentes tipos de perfis com variados modelos de laje.

Os primeiros estudos de pisos mistos convencionais envolvendo vigas com aberturas na alma investigaram vigas com apenas uma abertura de formatos variados, como hexagonal, retangular ou circular. Granade (1968) foi o precursor e avaliou o efeito de uma grande abertura retangular

em vigas mistas na previsão de tensões com base na teoria do mecanismo Vierendeel. Outros estudiosos continuaram a investigar esse sistema com aberturas unitárias de formatos variados e lajes maciças de concreto, como Clawson e Darwin (1982a, 1982b, 1982c), Donoghue (1982), Narayanan, Al-Amery e Roberts (1989), Roberts e Al-Amery (1991) e Todd e Cooper (1980). As lajes mistas também foram avaliadas com a utilização da viga com uma abertura na alma por Benitez, Darwin e Donahey (1998), Cho e Redwood (1992a, 1992b), Chung e Lawson (2001), Donahey e Darwin (1988), Du *et al.* (2021), Fahmy (1996), Lawson, Chung e Price (1992), Park, Kim e Yang (2003), Redwood e Poubouras (1983) e Redwood e Wong (1982).

Os pisos mistos utilizando vigas com aberturas sequenciais na alma foram estudados em sua grande diversidade de formatos das aberturas, dentre elas hexagonais e retangulares. As aberturas hexagonais, também chamadas casteladas (Figura 2.10), foram investigadas por Al-Zuhairi e Mansi (2015), Dong *et al.* (2021), Ellobody e Young (2015) e Karami *et al.* (2021) e aberturas retangulares por Bartus e Odrobiňák (2021) e Lawson, Chung e Price (1992).

Figura 2.10: Piso misto com aberturas casteladas

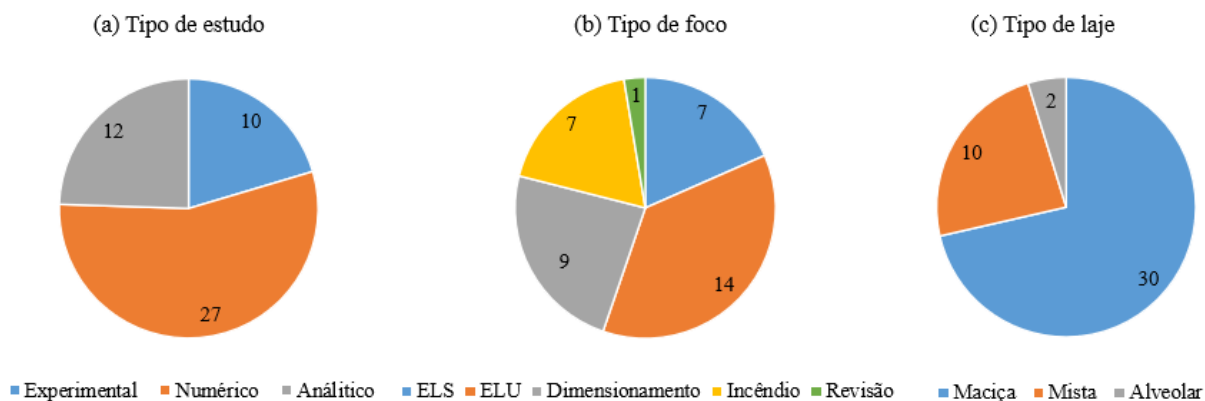


Fonte: Al-Zuhairi e Mansi (2015)

As vigas com aberturas sequenciais circulares, chamadas de vigas celulares, ganharam espaço devido à sua flexibilidade e redução da concentração de tensões nas arestas das aberturas, sendo as mais estudadas até os dias atuais, com modos de falha e critérios de projeto bem definidos, como visto na seção anterior. Nessa etapa da revisão sistemática da literatura, foi investigado o piso misto convencional utilizando a viga celular, objetivando entender seu comportamento estrutural, quantificando e qualificando os estudos na área. A *string* de busca utilizada foi a “*composite cellular beam*”, obtendo-se uma grande quantidade de estudos, que foram analisados e selecionados conforme a relevância no tema, chegando-se a um total de 38 trabalhos.

Na fase de extração de dados, buscou-se avaliar três critérios: tipo do estudo, foco predominante do estudo e tipo de laje, podendo ser maciça, mista e/ou alveolar. Os resultados quantitativos são mostrados na Figura 2.11. Vale ressaltar que um artigo pode ter realizado mais de um tipo de estudo, assim como ter trabalhado com mais de uma laje. O foco predominante é apenas um.

Figura 2.11: Dados estatísticos da Revisão Sistemática



Fonte: Autora

A partir dos resultados mostrados anteriormente, nota-se que os estudos numéricos predominam e estão presentes em mais de 70% dos trabalhos. Verifica-se que o foco no Estado Limite Último e no desenvolvimento de métodos de dimensionamento têm especial atenção e são os que mais acontecem. Isso porque a viga celular apresenta modos de instabilidade específicos que podem comprometer sua utilização, sendo de extrema importância o seu estudo, inclusive quando usadas conjuntamente com as lajes. Além disso, as normas vigentes ainda não contemplam as vigas mistas com perfis celulares, sendo a comunidade científica responsável por buscar métodos de dimensionar esse sistema estrutural tão utilizado atualmente. Pode-se perceber também que a maioria dos trabalhos estudou o piso misto composto pela laje maciça (30), seguida da laje mista (10) e da laje alveolar (2). Assim, foi realizada a leitura dos artigos e uma breve revisão bibliográfica das pesquisas, a fim de contextualizar todo o material obtido.

O estudo de Ward (1990) foi um dos pioneiros e apresentou um modelo analítico para o dimensionamento de vigas celulares mistas, baseando-se na BS 5950:1988. No Brasil, Veríssimo (1996) iniciou os estudos sobre esse sistema estrutural, desenvolvendo um código computacional para a verificação dos estados limites últimos. Outros pesquisadores também apresentaram métodos de dimensionamento para vigas celulares mistas, como Lawson *et al.* (2006), que o fizeram para vigas assimétricas com aberturas retangulares e circulares e Lawson e Hicks (2011) que propuseram o dimensionamento de vigas celulares mistas com aberturas de grandes dimensões. Badke-Neto, Calenzani e Ferreira (2015) adaptaram as metodologias de Lawson e Hicks (2011) e de Ward (1990) à ABNT NBR 8800:2008. Lawson *et al.* (2018)

apresentaram o dimensionamento para a deflexão adicional devido à flexão e ao cisalhamento de vigas mistas com aberturas circulares.

Djebli, Kerdal e Abidelah (2019) e Djebli *et al.* (2014) propuseram um modelo analítico para o cálculo das flechas em vigas celulares mistas simétricas, submetidas a forças concentradas ou uniformemente distribuídas. Em Piassi *et al.* (2018) foi apresentada uma formulação para estimar a rigidez rotacional de vigas mistas celulares e laje maciça, dando destaque a flambagem lateral com torção. Panedpojaman (2018) propõe um método de projeto para calcular a resistência à flexão de Vierendeel, baseado em interações quadráticas não lineares de forças.

Oliveira *et al.* (2022, 2023) investigaram o comportamento de vigas mistas celulares submetidas à momento negativo, concluindo que houve divergências entre as comparações dos resultados numéricos com os modelos analíticos. A partir da análise elástica, foi possível observar ocorrência dos modos de distorção lateral e flambagem local. Além disso, a partir de ensaios experimentais, Oliveira *et al.* (2024) realizaram um estudo paramétrico utilizando diferentes técnicas de aprendizado de máquina a fim de obter a capacidade resistente das vigas mistas celulares.

Gizejowski e Khalil (2010), Müller *et al.* (2006) e Sheehan *et al.* (2016) realizaram ensaios experimentais em vigas celulares mistas. Os primeiros autores investigaram a ação mista próxima ao apoio, o comportamento das aberturas, a disposição de reforço nos alvéolos e a assimetria da seção, sendo este último ponto, objeto de estudo de Müller *et al.* (2006). Gizejowski e Khalil (2010) observaram modos de falha associados à distorção da alma dessas vigas e Sheehan *et al.* (2016) estudaram vigas celulares mistas de grandes vãos formadas por seções assimétricas, como mostrada na Figura 2.12.

Figura 2.12: Estudo experimental do piso misto com viga celular



Fonte: Sheehan et al. (2016)

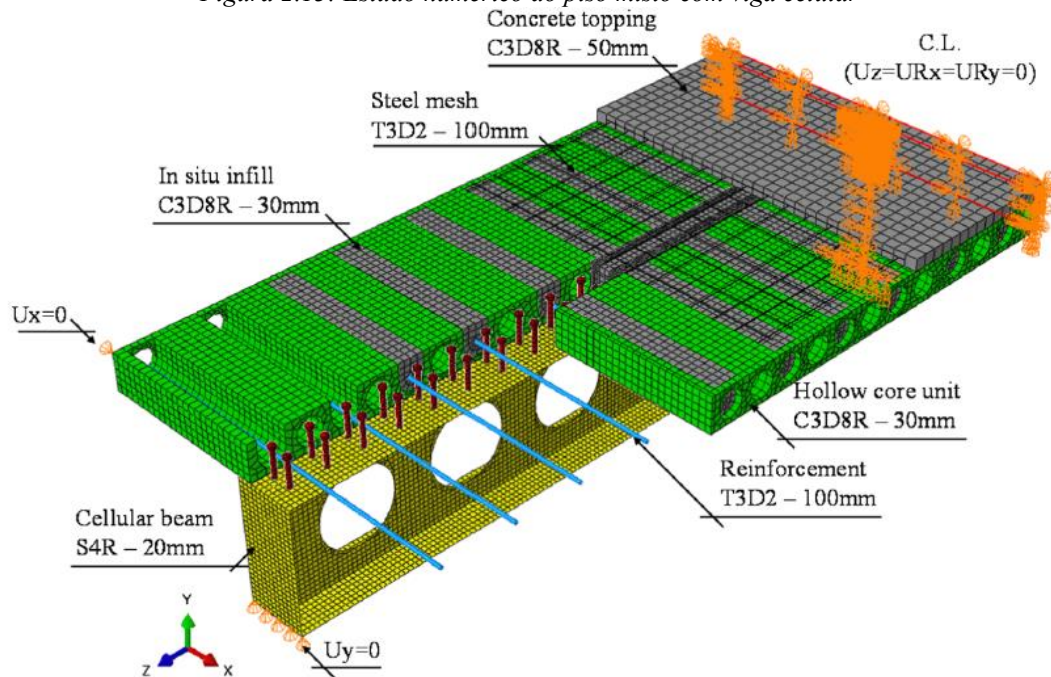
Lawson *et al.* (2017) estudaram as vigas mistas com aberturas retangulares e circulares, concluindo que as aberturas circulares apresentam melhor comportamento, pois possuem maior quantidade de material nas regiões dos tês e menor concentração de tensões nos vértices das aberturas. Meng *et al.* (2020) desenvolveram um estudo experimental e numérico sobre o colapso progressivo em pórticos com pisos mistos celulares. Dai *et al.* (2023) realizaram um estudo numérico de um sistema de vigas mistas que consiste em uma viga de aço celular, laje mista steel deck e conectores de cisalhamento desmontáveis. De acordo com o estudo experimental, este sistema tornou possível a desmontagem e reutilização de elementos, sem comprometer a capacidade de carga.

Estudos numéricos foram desenvolvidos a fim de avaliar parâmetros que demandariam custo e tempo em um ensaio experimental. Ferrari (2013) e Gonçalves (2015) estudaram vigas mistas celulares e casteladas utilizando lajes mistas. Aggelopoulos *et al.* (2018) analisaram parâmetros como grau de interação entre os elementos, diâmetro e espaçamento das aberturas, comprimento do vão livre e assimetria do perfil. Benincá e Morsch (2020) simularam diferentes modos de falha, como flambagem do montante da alma, mecanismo Vierendeel e mecanismo de flexão.

Ferreira e seu grupo de pesquisa desenvolveram uma série de estudos numéricos sobre as vigas mistas celulares (Figura 2.13), iniciando com uma vasta revisão bibliográfica em Ferreira, Martins e De Nardin (2020a). Em Ferreira, Martins e De Nardin (2020b), Ferreira *et al.* (2021a, 2021b) foram realizadas análises numéricas de vigas celulares mistas compostas por lajes pré-fabricadas alveolares. Ferreira, Martins e De Nardin (2021a) investigaram a resistência última de vigas celulares mistas, considerando seções assimétricas e simétricas, observando a

flambagem do montante da alma e o mecanismo de Vierendeel. Ferreira *et al.* (2021c) realizaram um estudo paramétrico analisando a influência do diâmetro e do espaçamento das aberturas na flambagem das vigas. Ferreira, Martins e De Nardin (2021b) apresentaram uma análise de sensibilidade da resposta numérica de vigas celulares mistas aos modelos constitutivos de materiais de aço e concreto e aos parâmetros que constituem o *Concrete Damaged Plasticity* (CDP).

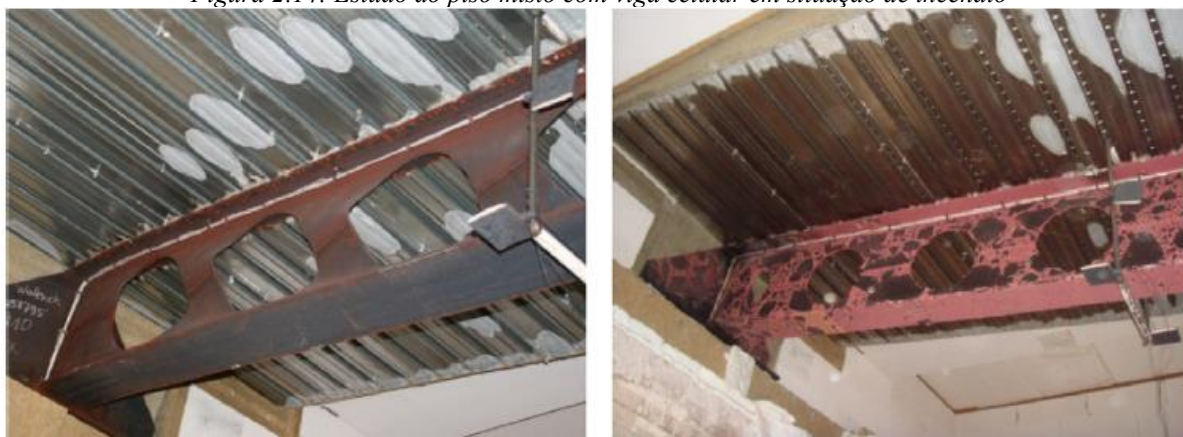
Figura 2.13: Estudo numérico do piso misto com viga celular



Fonte: Ferreira *et al.* (2021a)

Muitos autores concentraram as atenções no estudo das vigas celulares mistas em situação de incêndio. Nadjai *et al.* (2007, 2016, 2017) consideraram em seus estudos experimentais e numéricos, vigas simétricas e assimétricas, protegidas e desprotegidas. Wong, Burgess (2013) e Wong, Burgess e Plank (2009) realizaram análises numéricas sobre o tema, utilizando o método de membrana de tração na previsão do comportamento da laje e Bihina, Zhao e Bouchair (2013) estudaram experimental e numericamente vigas celulares mistas não protegidas, como mostrado na Figura 2.14. Zhu *et al.* (2023) determinaram a resistência ao fogo de vigas mistas celulares com diferentes restrições de extremidade.

Figura 2.14: Estudo do piso misto com viga celular em situação de incêndio



Fonte: Bihina, Zhao e Bouchair (2013)

A partir da análise qualitativa, conclui-se que os pisos mistos convencionais com vigas celulares estão em crescente desenvolvimento nas investigações da comunidade científica, existindo diversos focos de pesquisas. Porém, um que merece especial atenção é o que trata dos modos de falhas desse sistema estrutural. Isso porque ele está sujeito às instabilidades da viga celular, somado à necessidade de garantir o comportamento misto entre a laje de concreto e a viga de aço. Outro ponto a se considerar é que o piso misto convencional apresenta uma significativa altura total, já que é a soma das alturas da viga e da laje. Assim, estudos sobre o piso misto de pequena altura se mostram promissores por diminuir essa altura total e ao mesmo tempo minimizar as instabilidades da viga celular. Por isso, o foco final da presente revisão sistemática é estudar o piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e encontrar o *gap* de conhecimento, sendo a revisão dessa tipologia estrutural mostrada a seguir.

2.3. PISO MISTO DE PEQUENA ALTURA COM PERFIL CELULAR

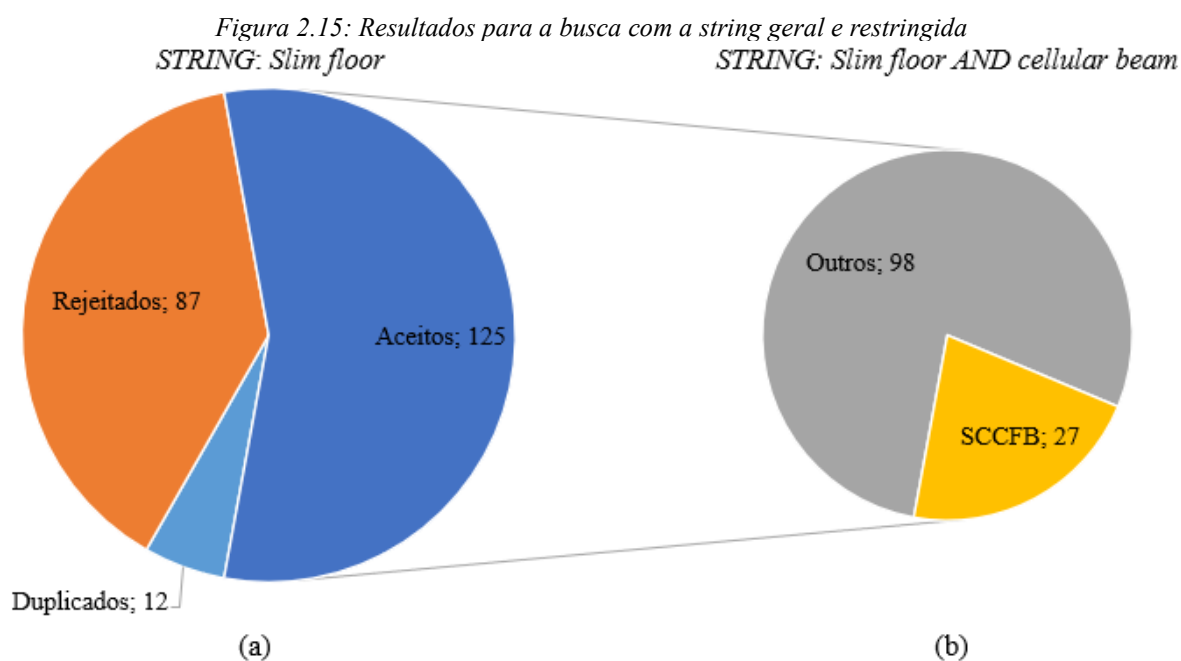
O piso misto de pequena altura, também chamado de *slim floor*, começou a ser estudado em meados do século XX (Bailey, 1999). Segundo Mullet (1992), os países escandinavos foram os precursores do *slim floor*, com destaque para a Suécia. Esse sistema estrutural se caracteriza pelo acoplamento da laje na altura da viga, reduzindo a altura total do piso. Esse mecanismo também beneficia a viga em termos de rigidez, resistência ao fogo e instabilidades, já que estará revestida pela laje (De Nardin; El Debs, 2008).

O *slim floor* consegue ter uma grande versatilidade. Muitos tipos de perfis são utilizados para compor esse sistema, possuindo tipologias diferentes de *slim floor*, como *Asymetric Slim Floor Beam*, que aproveita os benefícios do perfil I assimétrico, a *Deltabeam®*, que utiliza o perfil

delta com aberturas sequenciais, a *Composite Slim-Floor Beam*, que emprega o perfil I assimétrico com pequenas aberturas circulares no topo da alma e a *Shallow Cellular Composite Floor Beam*, tipologia que aplica o perfil I assimétrico com aberturas circulares no centro da alma. Borghi (2020) realizou o estudo comparativo dessas tipologias em termos de capacidade resistente à flexão.

Contudo, o piso misto de pequena altura demanda um volume maior de concreto e apresenta um momento de inércia reduzido, o que exige a utilização de perfis metálicos mais robustos. Como consequência, esse tipo de sistema estrutural possui um peso próprio superior quando comparado ao piso misto convencional. Por esse motivo, são investigadas alternativas para reduzir esse peso próprio, como utilização de perfis celulares, lajes alveolares e até mesmo concreto leve. Nesse contexto, o estudo da *Shallow Cellular Composite Floor Beam* se torna relevante, sendo uma solução viável ao problema do peso próprio, mantendo os benefícios gerais trazidos pelo *slim floor*. Essa tipologia agrega à suas vantagens a possibilidade de utilização de um inovador conector de cisalhamento, barras de aço que passam entre as aberturas.

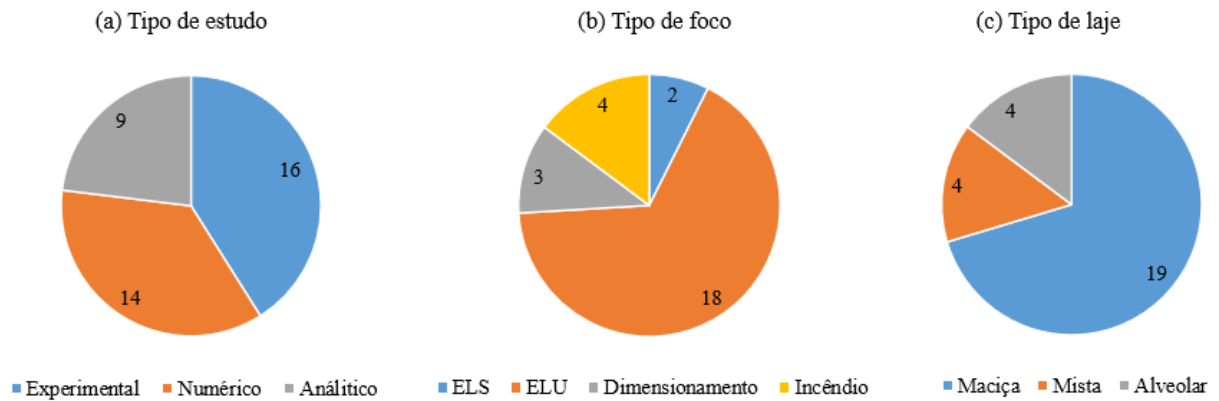
Quando utilizada a *string* geral “*slim floor*” foram encontradas 125 publicações relevantes sobre o tema, que incluíam todas as tipologias, principalmente as citadas anteriormente. Restringindo a *string* para “*slim floor AND cellular beam*”, 27 trabalhos relevantes sobre o tema foram encontrados, conforme mostrado na Figura 2.15.



Fonte: Autora

A presente revisão sistemática foca na tipologia com perfil celular, a *Shallow Cellular Composite Floor Beam* (SCCFB). Na fase de extração de dados, buscou-se responder à três perguntas: tipo do estudo, foco predominante do estudo e tipo de laje, sendo seus resultados mostrados na Figura 2.16. Vale ressaltar que um mesmo trabalho pode ter realizado mais de um tipo de estudo, mas não foram encontrados trabalhos que analisassem mais de um tipo de laje.

Figura 2.16: Dados estatísticos da Revisão Sistemática



Fonte: Autora

Analisando a Figura 2.16, verifica-se que os estudos experimentais foram muito recorrentes, sendo, muitas vezes, complementados com simulação numérica, calibrada a fim de elaborar uma análise paramétrica. Trabalhos analíticos ainda são bastante iniciais, tendo em vista a falta de normatização que leva a empregar métodos de dimensionamento baseados em normas para outros tipos estruturais. Também se notou que os estudos sobre os Estados Limites Últimos são os que mais acontecem, com especial atenção ao cisalhamento, sendo o foco de 10 dos 17 trabalhos. Além disso, pode-se perceber que a maioria dos trabalhos foram desenvolvidos com a laje maciça (19), sendo as demais lajes ainda pouco estudadas.

Outro resultado disponibilizado nessa revisão sistemática foi a nuvem de palavras. Assim, depois de entrar com todos os estudos e seus respectivos resumos e palavras chaves, o *software* reproduz, em ordem de tamanho, as palavras mais recorrentes, como visto na Figura 2.17. Nota-se que as expressões “*slim floor*”, “*web opening*” e “*push out test*” se destacam, ou seja, são aquelas que apareceram mais vezes nos trabalhos sobre a SCCFB.

O mesmo grupo publicou resultados experimentais de 24 testes *push-out* e propôs um método de cálculo da força resistente ao cisalhamento (Huo; D’Mello, 2013). Os conectores estudados demonstraram alta resistência, pouca separação transversal e a resistência ao cisalhamento da ligação aumentou com o aumento do diâmetro de abertura da alma e da resistência do concreto. Huo e D’Mello (2017) realizaram um ensaio de flexão em escala real (Figura 2.18) e extraíram informações sobre o deslizamento aço-concreto e o desempenho dos conectores, concluiu-se que a ação mista foi significativa e a falha da viga ocorreu por falha dos pinos de concreto.

Figura 2.18: Investigação experimental do SCCFB com laje maciça



Fonte: Huo e D’Mello (2017)

A partir de 2015, um grupo de pesquisadores chineses começou a publicar uma série de resultados sobre vigas de piso misto de pequena altura com aberturas na alma. Esse grupo, que denominou a tipologia de “*Shallow Cellular Composite Floor Beam*” (SCCFB), desenvolveu um estudo analítico considerando o comportamento não-linear, a fim de determinar a capacidade resistente, por meio do momento resistente ao escoamento (Limazie; Chen, 2015).

Chen, Limazie e Tan (2015) avaliaram experimentalmente o comportamento à flexão e os mecanismos de transferência de cisalhamento em ensaios de flexão em quatro pontos (Figura 2.19). Como conector de cisalhamento, foi utilizado o concreto que passa pelas aberturas da alma combinado com barras de aço. Concluiu-se que essa combinação aumenta significativamente a ductilidade da conexão aço-concreto e a capacidade resistente ao cisalhamento e ao deslizamento. Utilizando os resultados desse estudo experimental, Limazie e Chen (2016) validaram um modelo numérico e desenvolveram um estudo paramétrico, considerando os seguintes parâmetros: largura efetiva da laje de concreto, altura de concreto acima do perfil, espessura da mesa inferior e tamanho das aberturas. Constatou-se que os parâmetros de maior influência no comportamento misto, na rigidez à flexão e na capacidade

de força do conjunto laje-viga são a altura de concreto acima do perfil e a espessura da mesa inferior.

Figura 2.19: Investigação experimental do SCCFB com laje mista



Fonte: Chen, Limazie e Tan (2015)

As últimas publicações do grupo de pesquisa chinês datam de 2017. Nesse ano, Limazie e Chen deram continuidade aos estudos sobre a conexão de cisalhamento composta por barras de aço e concreto atravessando as aberturas do perfil metálico. Por meio de análises numéricas com o método dos elementos finitos e ensaios *push-out*, os autores investigaram aspectos como o mecanismo de transferência de força, a capacidade de carga e o modo de falha desses conectores. Os resultados demonstraram que a conexão proposta é capaz de fornecer a resistência ao cisalhamento e o comportamento dúctil desejado. Com base nos dados experimentais e numéricos obtidos em estudos anteriores, Chen e Limazie (2017) apresentaram e validaram uma proposta de dimensionamento para esse tipo de conexão, além de fornecer diretrizes para o projeto do sistema SCCFB.

Para essa tipologia, o comportamento ao fogo foi estudado experimental e numericamente por Alam *et al.* (2018, 2021) e Maraveas, Tsavdaridis e Nadjai (2016), mostrando que a presença de aberturas na alma tem uma influência considerável no desenvolvimento da temperatura na seção de aço, sendo benéfico para a estrutura. Panev *et al.* (2021) propuseram uma ferramenta digital para previsão do desempenho de resistência ao fogo da SCCFB.

Outros grupos de pesquisa desenvolveram trabalhos mais recentes sobre a SCCFB. Sheehan *et al.* (2016) começaram os estudos com ensaios de vigas mistas celulares assimétricas e com interação parcial aço-concreto (grau de interação igual a 36%) na região das aberturas. Apesar do estudo com o conjunto aço-concreto ser inicial, os resultados mostraram boa capacidade resistente. Sheehan *et al.* (2019) realizaram testes de cisalhamento e ensaios de flexão para

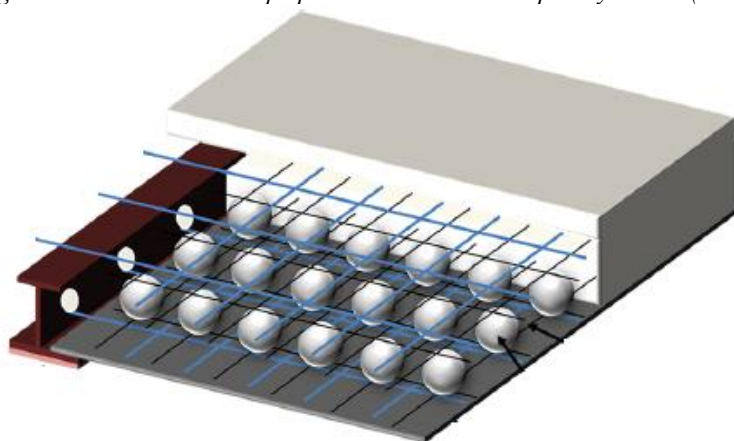
avaliar as conexões de cisalhamento, variando o número de barras de aço que passam pelas aberturas da viga e a disposição das aberturas na viga. Foi mostrado que esses dois parâmetros influenciam diretamente na capacidade resistente da tipologia.

Baseado nos estudos experimentais anteriores, Dai *et al.* (2020) realizaram um estudo numérico e avaliaram parâmetros como o diâmetro das aberturas, que influenciam no tamanho do pino de concreto, e a resistência do concreto. Concluiu-se que quanto maior a abertura, maior a resistência ao cisalhamento, porém, menor a capacidade de força da viga de aço. Assim, deve-se chegar a um diâmetro ideal, que nesse estudo foi de 80 a 120 mm. Além disso, o diâmetro das barras de aço e a resistência do concreto também afetaram a capacidade de força, sendo que quanto maior a resistência do concreto, maior a capacidade de força.

Dois trabalhos publicados por Hosseinpour *et al.* (2018a, 2018b) avaliaram experimental e numericamente diferentes formas de abertura da viga do *slim floor*, dentre elas circulares, retangulares e quadradas. Vigas com aberturas sequenciais quadradas apresentaram maior resistência ao cisalhamento que vigas com aberturas circulares. Além disso, foi investigado um conector de cisalhamento tubular, que se mostrou mais resistente, porém menos dúctil que o conector tipo pino com cabeça soldados na alma do perfil. Adicionalmente, foi desenvolvido um equacionamento para prever a capacidade resistente em função do tipo de abertura e de conector. Por fim, Baharom *et al.* (2018) compararam as conexões aço-concreto resultantes do concreto que passa entre as aberturas (convencional) e do conector tubular propostos nos trabalhos anteriores. O conector tubular aumenta aproximadamente quatro vezes a resistência ao cisalhamento em comparação com a conexão convencional.

Ryu *et al.* (2017) analisaram experimental e numericamente a capacidade resistente ao cisalhamento de um piso composto por viga celular, chapa de aço utilizada como forma, esferas de poliestireno (EPS), tela soldada e concreto moldado *in loco* (Figura 2.20).

Figura 2.20: Piso misto de pequena altura estudado por Ryu et al. (2017)



Fonte: Adaptado de Ryu et al. (2017)

Xia *et al.* (2021) desenvolveram um estudo experimental, numérico e analítico sobre a resistência à flexão de vigas do *slim floor*. Para isso, foram utilizados três tipos de conectores de cisalhamento: pinos com cabeça, barra de aço transversal e concreto passando pelas aberturas. Concluiu-se que um perfil de aço de maior resistência e uma laje de concreto mais espessa podem efetivamente aumentar a rigidez e a capacidade resistente à flexão do sistema. Além disso, foi desenvolvido um método de cálculo para estimar a resistência à flexão última, sendo que os resultados experimentais mostraram boa concordância com os resultados teóricos.

Em estudo mais recente, Lin, Monti e Wu (2023) analisaram resultados experimentais de outros autores para avaliar a eficácia das conexões de cisalhamento adotadas. Para isso, realizaram simulações numéricas com interação total entre os componentes e compararam com os resultados experimentais. Os autores concluíram que a influência das aberturas na alma não pode ser ignorada, pois, apesar de reduzirem a capacidade resistente em comparação com o perfil de alma cheia, ajudam a melhorar o comportamento misto do sistema. Outra pesquisa foi desenvolvida por Wang *et al.* (2023) em vigas celulares parcialmente revestidas, mostrando que conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça podem ser substituídos pela correta armação dessa região.

Tsavidaridis *et al.* (2024) estudaram experimentalmente o comportamento de flexão de uma viga celular parcialmente revestida com dois tipos de concreto: leve e ultraleve (Figura 2.21), explorando a inovadora conexão de cisalhamento formada pelo pino de concreto e pelas barras de aço. Concluiu-se que o uso dos dois tipos de concreto leve se mostrou estruturalmente aceitável e pode ser previsto em projeto.

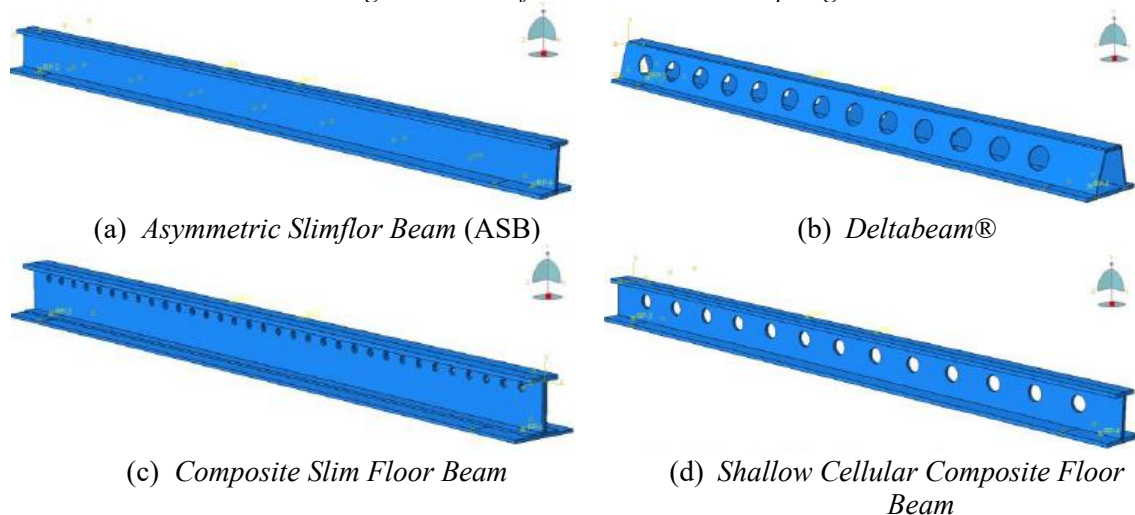
Figura 2.21: Piso misto de pequena altura estudado por Tsavdaridis et al. (2024)



Fonte: Adaptado de Tsavdaridis et al. (2024)

No Brasil, alguns estudos sobre essa tipologia vêm sendo publicados, como em Borghi e El Debs (2019), que realizaram um estudo numérico comparativo entre a SCCFB, tipologia com aberturas na alma da viga, e a *Asymmetric Slimflor Beam* (ASB), sem aberturas, analisando o comportamento à flexão e Borghi (2020), comparando a SCCFB tipologia com outras três: ASB, *Deltabeam*® e *Composite Slim Floor Beam*, mostrado na Figura 2.22. Os estudos mostraram que as características particulares da SCCFB contribuem para uma maior rigidez e resistência à flexão do sistema, comparativamente às outras tipologias, exceto a *Deltabeam*®.

Figura 2.22: Perfis utilizados em cada tipologia



Fonte: Borghi (2020)

Coldebella, Ferreira e De Nardin (2022) realizaram uma avaliação experimental de pisos mistos de pequena altura compostos por laje alveolar e perfis com apenas uma abertura (Figura 2.23), com o objetivo de investigar os mecanismos de transferência de forças de cisalhamento na

interface aço-concreto. O estudo analisou a influência da presença de barras de armadura atravessando os alvéolos do perfil e da laje, bem como o diâmetro dessas barras e a resistência à compressão do concreto. Os resultados demonstraram que todos esses parâmetros afetam significativamente a capacidade resistente do sistema, especialmente no comportamento pós-pico. Os valores obtidos foram comparados a modelos analíticos disponíveis na literatura, mas nenhum deles foi capaz de representar de forma satisfatória a capacidade resistente dos sistemas com e sem barras de aço.

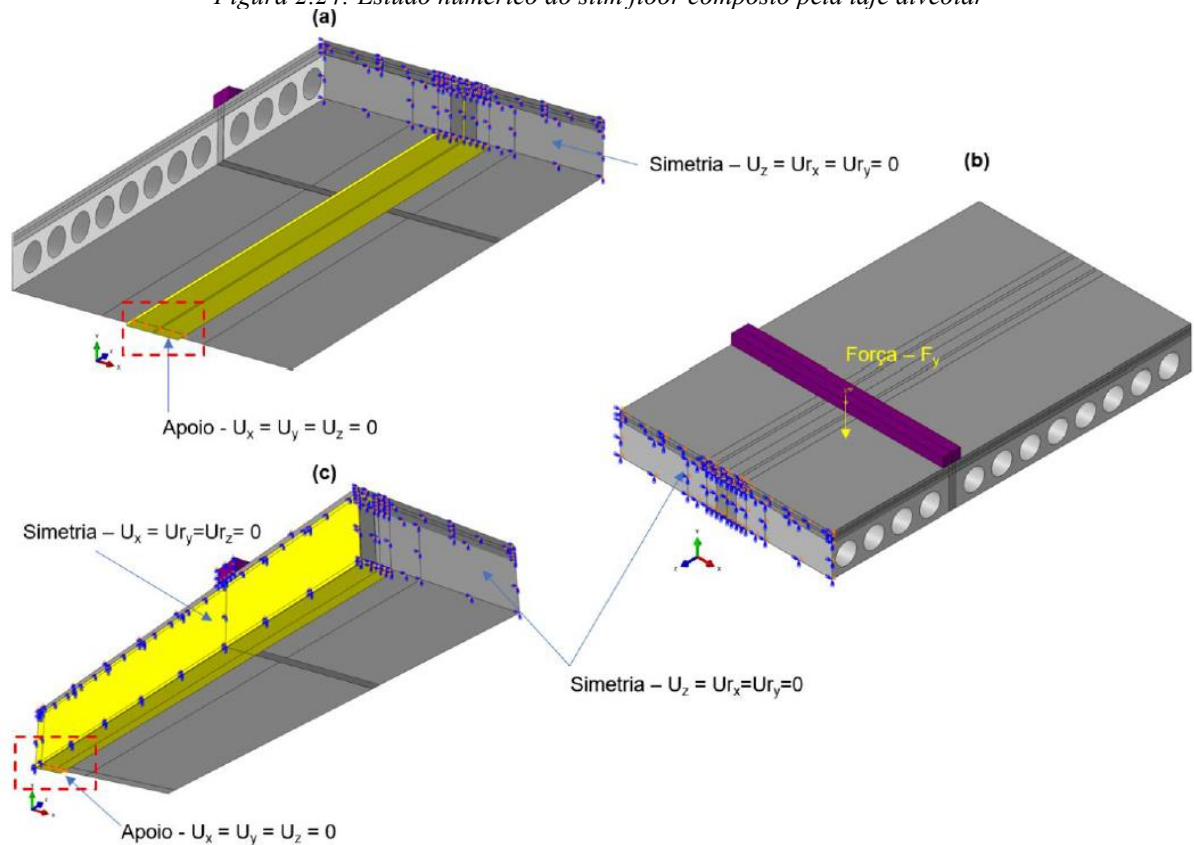
Figura 2.23: Investigação experimental do piso misto de pequena altura com laje alveolar e apenas uma abertura no perfil



Fonte: Coldebella, Ferreira e De Nardin (2022)

Um estudo numérico foi desenvolvido por Pereira Júnior (2022), que propôs um modelo analítico para determinação do momento resistente em pisos mistos de pequena altura com perfil celular e laje alveolar, como mostrado na Figura 2.24. Além disso, realizou um estudo paramétrico, analisando o diâmetro da barra transversal, espessuras das mesas e alma, diâmetro e quantidade de aberturas na alma do perfil celular, resistência ao escoamento do aço, capa estrutural, taxa de armadura da laje, largura da laje e coeficiente de atrito na superfície de contato entre os materiais. Concluiu-se que o aumento da espessura das mesas, da alma, da capa estrutural e da largura da laje conferiram maior rigidez e capacidade resistente ao sistema, enquanto o aumento do diâmetro das aberturas do perfil celular reduziu. A presença da barra transversal imersa no concreto também contribuiu na capacidade resistente.

Figura 2.24: Estudo numérico do slim floor composto pela laje alveolar



Fonte: Pereira Júnior (2022)

Pode-se concluir dessa revisão bibliográfica que, em geral, os trabalhos sobre a *Shallow Cellular Composite Floor Beam* apresentam uma avaliação do comportamento estrutural, principalmente com análises de cisalhamento, que é dominante no *slim floor*. Os resultados mostram que a conexão de cisalhamento proporcionada pelo concreto que passa pelas aberturas é satisfatória e aumenta quando em conjunto com barras de aço. O estudo desse sistema submetido ao fogo também é recorrente, mostrando que seu desempenho pode melhorar quando a mesa inferior do perfil é revestida por concreto.

Um ponto da revisão sistemática da literatura que merece especial atenção é sobre a laje que é combinada com o perfil celular. Notou-se que a laje maciça é a mais estudada no meio acadêmico, no entanto, devido à aspectos construtivos e ao seu elevado peso próprio, pode não ser a mais recomendada para essa combinação. A laje alveolar se apresenta como alternativa à laje maciça, sendo ainda muito pouco explorada no meio acadêmico, mesmo tendo crescente aplicação na prática.

Como observou-se na revisão sistemática, os estudos com laje alveolar representam apenas 15% do total para os pisos mistos de pequena altura com perfil celular. Dessa forma, o presente trabalho busca preencher os *gaps* encontrados depois dessa vasta pesquisa, propondo um estudo

experimental e numérico sobre o piso de pequena altura formado pelo perfil celular e pela laje alveolar. Assim, a seguir é apresentada uma revisão bibliográfica sobre a laje alveolar utilizada para compor vigas mistas e pisos mistos de pequena altura, a fim de entender melhor seu comportamento nessas combinações.

2.4. LAJE ALVEOLAR

A laje alveolar pré-fabricada protendida de concreto pode ser utilizada tanto no sistema de viga mista quanto nos pisos mistos de pequena altura, trazendo inúmeros benefícios a esses sistemas estruturais. Essas lajes são constituídas por painéis pré-fabricados de concreto de elevada resistência à compressão com armadura ativa para protensão. Tem altura constante e alvéolos longitudinais, que objetivam a redução do peso da laje, quando comparada à laje maciça, que podem ser circulares, não circulares ou alongados. O processo de produção é altamente industrializado, o que garante maior controle de qualidade, menor geração de resíduos e maior rapidez na sua montagem. Além disso, apresenta baixo custo de produção e um ótimo isolamento acústico.

O processo de fabricação de painéis alveolares pode ser feito por forma deslizante ou por extrusão em pistas de protensão. Utilizando a técnica de forma deslizante, o concreto é lançado e compactado pela máquina de produção em dois ou quatro estágios, ou seja, com várias camadas de concreto. Já no processo por extrusão há apenas um estágio de lançamento e de compactação do concreto, como um bloco único. Ambos os métodos garantem elevada resistência à compressão do concreto, porém não permitem a colocação de armadura de cisalhamento (Yang, 1994). Dessa forma, a resistência ao cisalhamento é um dos maiores problemas ligados a este elemento e estratégias são estudadas para minimizar esse modo de falha, principalmente na região dos apoios.

Uma das formas encontradas para minimizar esse efeito, foi criar uma chave de cisalhamento que solidariza o conjunto, aplicando uma capa de concreto moldado *in loco*, com espessura média de 5 cm, que ocupará também o espaço entre painéis pré-moldados. Outra técnica que pode melhorar a resistência ao cisalhamento é preencher os alvéolos da laje. Para isso, deve-se garantir a boa aderência entre o concreto de preenchimento e o da laje pré-fabricada, realizando a limpeza adequada e evitando a perda de água do concreto de menor idade, para não comprometer a resistência de aderência entre esses dois concretos (Catoia, 2011).

Nas últimas três décadas, observou-se um crescimento significativo nos estudos sobre lajes alveolares, que são, em sua maioria, projetadas para funcionar como elementos simplesmente apoiados, evitando-se a transferência de momento fletor negativo nos apoios (El Debs, 2000). Diversas pesquisas concentraram-se na análise do comportamento isolado desse tipo de elemento, como nos trabalhos de Girhammar (1992), Pajari (1989), Pajari e Yang (1994), Petrucci (2009), Rettne e Edekling (2006) e Yang (1994). Esses estudos classificam os modos de falha das lajes alveolares em dois grupos principais: falhas por flexão e falhas por cisalhamento, sendo estas últimas mais críticas.

Em função disso, muitos pesquisadores voltaram-se à investigação do comportamento dessas lajes submetidas a esforços cortantes, analisando, principalmente, a influência do preenchimento dos alvéolos sobre a capacidade resistente da estrutura. Entre os estudos que abordaram essa temática, destacam-se os de Antunes (2011), Brunesi *et al.* (2015), Catoia *et al.* (2009), Costa (2009), França (2012), Nguyen *et al.* (2019) e Silva (2015).

Outros estudos relevantes também foram desenvolvidos na área. Baran (2015) investigou o comportamento à flexão de lajes alveolares protendidas com a presença de capa de concreto. Ibrahim *et al.* (2016) analisaram a influência das condições de rugosidade e umidade da superfície da laje sobre a interação entre a laje alveolar e a capa. Já Ajdukiewicz *et al.* (2008) conduziram um estudo experimental focado na eficiência da aderência e do atrito entre a laje alveolar pré-fabricada e a capa de concreto estrutural.

Neste trabalho, a laje alveolar foi analisada como parte integrante de sistemas estruturais mistos de aço e concreto, destacando-se pelas diversas vantagens que oferece a esse tipo de solução construtiva. Entre os principais benefícios estão a redução da necessidade de escoramentos, o aumento dos vãos livres, a facilidade de montagem e, por ser composta por elementos pré-fabricados, a obtenção de uma estrutura com maior qualidade, execução mais rápida e menor custo.

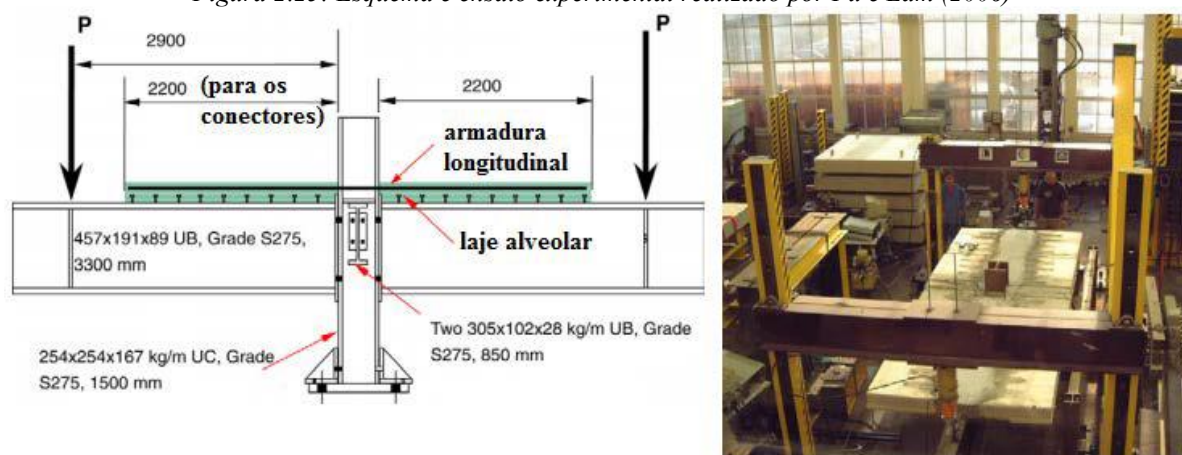
Lam (1998) e Lam *et al.* (2000a) investigaram o uso da laje alveolar em associação com vigas mistas de aço e concreto, focando em dois parâmetros principais: a taxa de armadura transversal na região dos conectores e a aderência entre o concreto pré-fabricado e o concreto moldado in loco. Os dados experimentais obtidos nesses estudos foram posteriormente utilizados na validação de modelos numéricos por Lam *et al.* (2000b), os quais analisaram a influência da altura da laje alveolar, do espaçamento dos conectores de cisalhamento e da taxa de armadura transversal na capacidade resistente de vigas mistas com lajes alveolares pré-fabricadas.

Pajari e Koukkari (1998) investigaram experimentalmente a capacidade resistente ao cisalhamento de lajes alveolares em função da rigidez das vigas de apoio. Os autores observaram que, quando posicionadas próximas aos apoios, as unidades pré-fabricadas são submetidas a uma combinação de esforços de cisalhamento vertical e transversal, o que pode conduzir à falha da estrutura.

Fu e Lam (2006) realizaram um estudo experimental sobre ligações semirrígidas viga-pilar compostas por perfis de aço e lajes alveolares pré-fabricadas, conforme ilustrado na Figura 2.25. A pesquisa avaliou a influência de diversos parâmetros, como o espaçamento entre conectores, o grau de conexão, a área da armadura longitudinal e a espessura da laje. Os resultados indicaram que esse tipo de ligação apresenta boa capacidade resistente, sendo os modos de falha mais comuns a ruptura da armadura longitudinal e a falha dos conectores.

Posteriormente, Lam (2007) estudou a capacidade resistente de conectores tipo pino com cabeça aplicados em vigas mistas com lajes alveolares pré-fabricadas, propondo equações para o dimensionamento da resistência desses conectores com base nos resultados obtidos.

Figura 2.25: Esquema e ensaio experimental realizado por Fu e Lam (2006)



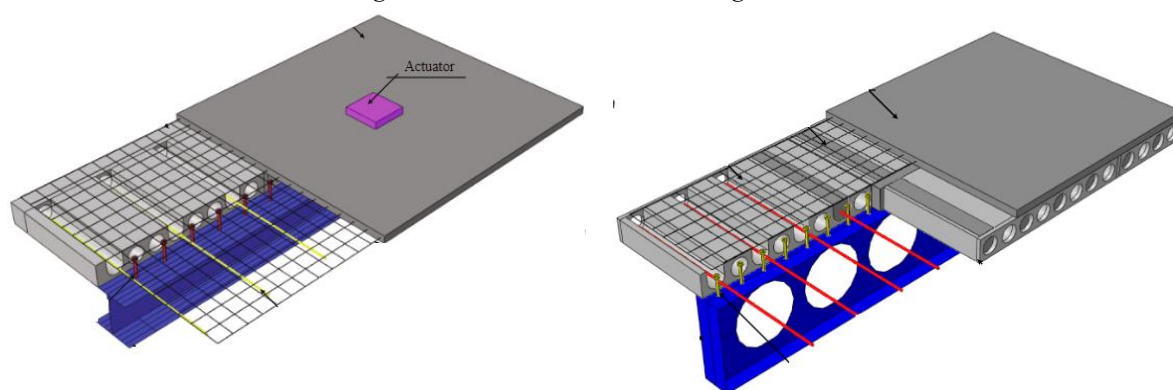
Fonte: Fu e Lam (2006)

No Brasil, Paulo (2007) conduziu um estudo experimental sobre conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça em sistemas mistos compostos por perfis de aço I, concreto de preenchimento moldado in loco e lajes alveolares. A maioria das vigas mistas testadas apresentou falha por corte dos conectores e as lajes alveolares demonstraram menor ductilidade quando comparadas às lajes maciças. Posteriormente, Sales (2014) avaliou experimentalmente a resistência de conectores do tipo pino com cabeça aplicados em sistemas compostos por laje alveolar e concreto de preenchimento. Com base nesses resultados, Araújo *et al.* (2016) propuseram modificações nas equações desenvolvidas por Lam (2007), adaptando-as para o

cálculo da resistência de conectores tipo pino com cabeça em sistemas com laje alveolar e capa de concreto moldado no local.

Ferreira, Martins e De Nardin (2020b) realizaram um estudo numérico de vigas mistas com lajes alveolares (Figura 2.26(a)), investigando o grau de interação, o diâmetro dos alvéolos, a quantidade de conectores de cisalhamento e o diâmetro da barra transversal de reforço. Foi concluído que, para interação completa, a barra transversal tem influência significativa e para a interação parcial, a barra transversal não foi tão importante. Ferreira *et al.* (2021a) estudaram a ação mista na resistência à flambagem de vigas mistas celulares com laje alveolar pré-fabricada com e sem capa de concreto, concluindo que a laje alveolar contribui para elevar a capacidade resistente da viga mista, principalmente com a presença da capa. Ferreira *et al.* (2021b) também estudaram numericamente vigas mistas celulares com lajes alveolares (Figura 2.26(b)), objetivando prever o comportamento último, mostrando que ela é limitada pela resistência da viga celular de aço pela resistência ao cisalhamento da laje.

Figura 2.26: Estudo numérico de vigas mistas



(a) Viga mista de alma cheia

(b) Viga mista celular

Fonte: Adaptado de (a) Ferreira, Martins e De Nardin (2020b) e (b) Ferreira *et al.* (2021b)

Além das vigas mistas, as lajes alveolares também vêm sendo aplicadas em pisos mistos de pequena altura, como exemplificado pela obra *Floralis*, na Bélgica (ArcelorMittal, 2017). Diversos estudos abordaram essa aplicação, entre eles Rackham *et al.* (2006), que apresentaram diretrizes para o projeto de pisos mistos de pequena altura utilizando lajes alveolares pré-fabricadas combinadas com perfis de alma cheia. Nesse trabalho, foi desenvolvido um procedimento para contemplar diferentes situações de carregamento durante as fases de construção, incluindo as principais verificações de projeto para os estados limites últimos e de serviço.

Em Hegger *et al.* (2009) é investigado experimentalmente a resistência ao cisalhamento de lajes alveolares pré-fabricadas no *slim floor* com o perfil I assimétrico de alma cheia. Foi concluído

que a interação entre as lajes alveolares e o perfil de aço pode provocar deformações excessivas. Verificou-se que o enchimento dos alvéolos com concreto moldado *in loco* pode melhorar as deformações relacionadas a forças de cisalhamento.

Derkowski e Surma (2013) realizaram um estudo numérico do comportamento das lajes alveolares submetidas ao cisalhamento sobre apoios flexíveis (vigas T invertido com neoprene) e Surma *et al.* (2019) propuseram um modelo de cálculo para a capacidade resistente ao cisalhamento do sistema com lajes alveolares com perfis I de alma cheia. Além disso, avaliando lajes alveolares em conjunto com a *Deltabeam*®, Derkowski e Surma (2021) discutem a influência da flexibilidade dos apoios na capacidade de carga de lajes alveolares. Como resultado dos ensaios, concluiu-se que o aumento da flexibilidade da viga de suporte resultou em uma mudança adversa no estado de tensão da laje alveolar, enquanto a adição de uma camada adicional da capa de concreto aumentou significativamente a capacidade de cisalhamento do piso.

Albero *et al.* (2019) investigaram numericamente o *slim floor* composto pela laje alveolar e os perfis de seção IFB e SFB de alma cheia em situação de incêndio (Figura 2.27), com um estudo paramétrico, analisando a influência do tipo de concreto, da armadura longitudinal e da espessura do perfil de aço.

Figura 2.27: Estudo do *slim floor* composto pela laje alveolar em situação de incêndio



Fonte: Albero *et al.* (2019)

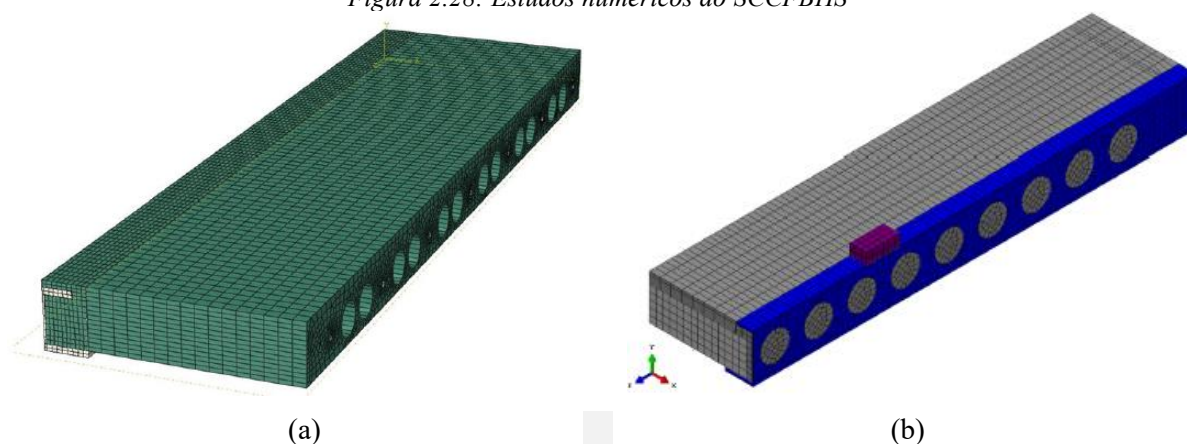
Hicks *et al.* (2021) publicaram regras gerais de projeto de lajes alveolares pré-fabricadas, com foco particular em: largura efetiva da mesa, resistência ao cisalhamento longitudinal e resistência dos conectores tipo pinos com cabeça na presença de lajes alveolares pré-moldadas. Nesse artigo foram consideradas as diversas tipologias de piso misto, inclusive de pequena altura.

No Brasil, o estudo da aplicação da laje alveolar em sistemas *slim floor* tem recebido crescente atenção. Souza (2016) realizou uma avaliação experimental da capacidade resistente e dos modos de falha de pisos mistos de pequena altura compostos por lajes alveolares e perfis I de alma cheia. A conexão entre os elementos foi feita por meio de conectores tipo pino com cabeça, posicionados na alma do perfil, com preenchimento dos alvéolos das lajes alinhados aos conectores. O autor também determinou a resistência ao cisalhamento desses pinos na configuração estudada e conduziu uma análise paramétrica para avaliar a influência da resistência à compressão do concreto e da resistência ao escoamento dos conectores tipo pino com cabeça.

Souza e Araújo (2022) analisaram numericamente a capacidade de cisalhamento de lajes alveolares no piso misto de pequena altura. Foi realizado um estudo paramétrico para avaliar a influência do preenchimento dos alvéolos e da rigidez de apoio das vigas de aço. Os resultados confirmaram a influência dos apoios flexíveis na resistência ao cisalhamento das lajes alveolares, mas mostraram pouca influência do preenchimento dos alvéolos.

Os estudos sobre o *slim floor* composto pelo perfil celular e laje alveolar são recentes e ainda escassos. Coldebella, Ferreira e De Nardin (2022) realizaram um estudo experimental e Pereira Júnior (2022) um estudo numérico sobre esse sistema estrutural, já descritos anteriormente. O estudo numérico realizado por Maraveas, Tsavdaridis e Nadjai (2016), também já citado, utilizou a laje alveolar, Figura 2.28(a). Além disso, foi publicado um artigo com os principais resultados da tese de Pereira Júnior (2022), Figura 2.28(b), trazendo a previsão do comportamento à flexão do SCCFBHS (Pereira Júnior *et al.*, 2023).

Figura 2.28: Estudos numéricos do SCCFBHS



Fonte: (a) Maraveas, Tsavdaridis e Nadjai (2016) e (b) Pereira Júnior *et al.* (2023)

Nota-se que os estudos que focam no comportamento isolado das lajes alveolares pré-fabricadas já estão consolidados. Entretanto, quando pesquisada a laje alveolar compondo os pisos mistos,

esses estudos ainda são iniciais e buscam analisar principalmente o comportamento desse elemento ao cisalhamento, visto que é fator decisivo na determinação da capacidade resistente do sistema.

Se tratando da aplicação da laje alveolar no piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular, os estudos são ainda mais raros, apenas 4, sendo 3 deles numéricos e o único experimental realiza ensaios *push-out*. Neste ponto, nota-se que o presente trabalho contribui para o estado da arte dessa tipologia, investigando experimental e numericamente os pisos mistos de pequena altura compostos pelo perfil celular e laje alveolar submetidos à flexão, sendo um estudo pioneiro quando se trata da investigação experimental à flexão de protótipos em escala real.

2.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Partindo da revisão sistemática das vigas celulares, passando pela viga mista com perfil celular, piso misto de pequena altura com perfil celular (SCCFB), até chegar no piso misto de pequena altura com perfil celular e laje alveolar (SCCFBHS), nota-se que ocorreu a gradativa diminuição do número de pesquisas relevantes encontradas. Enquanto para o primeiro tema foram encontradas 56 publicações, para o segundo foram obtidos apenas 38, sendo 27 para a SCCFB e apenas 4 para o SCCFBHS, mostrando que, quando analisadas as lajes que compõem os pisos mistos de pequena altura, a maciça é a mais investigada, seguida da mista e, por fim, da alveolar. A partir dos dados quantitativos e das análises, percebe-se que os estudos sobre vigas celulares e vigas mistas com perfil celular estão mais evoluídos e consolidados em comparação com os pisos mistos de pequena altura com perfil celular, ainda recentes e em fase de investigação, principalmente quando utilizados em conjunto com a laje alveolar.

A revisão sistemática da literatura (RSL) permitiu avaliar em termos quantitativos e qualitativos os estudos sobre piso misto de pequena altura com perfil celular, mostrando que o revestimento do perfil celular com concreto traz benefícios ao sistema, como diminuição das instabilidades do perfil e melhor desempenho em situação de incêndio. O SCCFBHS, em especial, acrescenta as vantagens de diminuir o peso próprio, aumentar o grau de industrialização e proporcionar uma inovadora e eficiente conexão de cisalhamento. Nesse sistema, fica claro que é importante investigar o comportamento da laje alveolar em conjunto com o perfil celular de aço, principalmente em relação aos mecanismos de transferências de forças, que influenciam diretamente na resistência do sistema. Além disso, a conexão de cisalhamento pode ocorrer de muitas maneiras, devendo-se estudar mais profundamente cada uma delas.

No Brasil, apesar de inicial, o estudo do *slim floor* vem sendo realizado nas Universidades, com destaque à EESC/USP e UFSCar. As pesquisas sobre esse tema usualmente incluem aspectos teóricos, analíticos, experimentais e numéricos, tendo inclusive trabalhos que investigam a laje alveolar nessa composição. Internacionalmente, o piso misto de pequena altura já se apresenta como uma opção viável de construção, com estudos sobre muitas tipologias, entretanto, quando composto pela laje alveolar, ainda é pouco estudado.

Constata-se, a partir da RSL, que o piso misto de pequena altura com perfil celular ainda apresenta *gaps* importantes que precisam ser investigados para o maior conhecimento sobre o tema. Assim, foram identificados esses *gaps* e sintetizados em forma de palavras-chaves para construir o objetivo do presente trabalho, sendo elas: piso misto de pequena altura com perfil celular; laje alveolar; conexão de cisalhamento; análise experimental. Dessa forma, o presente trabalho objetiva realizar um estudo experimental e numérico sobre a viga mista celular parcialmente revestida composta pela laje alveolar (SCCFBHS), com foco na contribuição da conexão de cisalhamento proporcionada pelo concreto e armaduras que passam pelas aberturas da viga no comportamento à flexão. Além disso, a RSL permitiu identificar quais parâmetros são relevantes no comportamento do SCCFBHS, servindo de referência para a análise paramétrica. Após uma análise detalhada da RSL, foi construída a Tabela 2.3, selecionando os estudos mais relevantes para a realização do presente trabalho, mostrada a seguir.

Tabela 2.3: Resumo dos trabalhos mais relevantes para o estudo do SCCFBHS

Autores	Tipo de Perfil	Tipo de Estudo	Tipo de Laje	Resumo
Huo e D'Mello (2013)	Celular	E	Maciça	Realização de 24 ensaios <i>push-out</i> para estudar a conexão de cisalhamento e proposição de um método de cálculo de resistência ao cisalhamento.
Chen, Limazie e Tan (2015)	Celular	E	Mista	Análise do comportamento à flexão e dos mecanismos de transferência de cisalhamento, considerando a combinação do concreto que passa pelas aberturas do perfil com barras.
Limazie e Chen (2016)	Celular	N	Mista	Estudo paramétrico analisando a largura efetiva da laje de concreto, altura de concreto acima do perfil, espessura da mesa inferior e aumento das aberturas.
Souza (2016)	Cheio	E / N	Alveolar	Avaliação da capacidade resistente e do modo de falha de pisos mistos de pequena altura com lajes alveolares e perfil I de alma cheia, com conectores tipo pino com cabeça. Análise paramétrica avaliando a resistência à compressão do concreto e a resistência ao escoamento dos conectores.

Continua

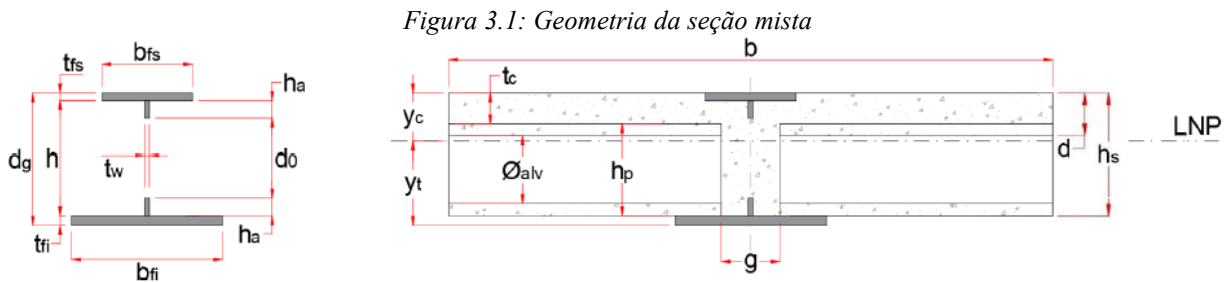
Continuação

Autores	Tipo de Perfil	Tipo de Estudo	Tipo de Laje	Resumo
Huo e D'Mello (2017)	Celular	E / A	Maciça	Teste de flexão em escala real, que permitiu concluir que a ação mista foi significativa e a falha de flexão inicial ocorreu no concreto.
Borghi (2020)	Cheio / Celular	N	Maciça	Comparação da capacidade resistente de tipologias de <i>slim floor</i> , dentre elas a <i>Asymmetric Slimflor Beam</i> , <i>Deltabeam®</i> , <i>Composite Slim Floor Beam</i> e <i>Shallow Cellular Composite Floor</i> .
Dai <i>et al.</i> (2020)	Celular	N	Maciça	Estudo paramétrico analisando diâmetro das aberturas e das barras de aço, e resistência à compressão do concreto. Proposição de um diâmetro ideal para as aberturas, que nesse estudo foi de 80 a 120 mm.
Coldebella, Ferreira e De Nardin (2022)	Celular	E	Alveolar	Avaliação experimental do piso misto de pequena altura com laje alveolar e perfil com apenas uma abertura. Estudo dos mecanismos de transferência de cisalhamento, com análise da influência de barras de aço atravessando as aberturas, do diâmetro das barras e da resistência à compressão do concreto.
Pereira Júnior (2022)	Celular	N / A	Alveolar	Estudo numérico e paramétrico do SCCFBHS, avaliando diâmetro da barra transversal, espessuras das mesas e alma, diâmetro e quantidade de aberturas do perfil, resistência ao escoamento do aço, capa estrutural, largura da laje e coeficiente de atrito na superfície de contato. Proposição de um modelo analítico para determinação do momento resistente.

Fonte: Autora

3. MODELOS TEÓRICOS

Por se tratar de um sistema estrutural ainda em investigação, o piso misto de pequena altura não conta com recomendações normativas específicas que orientem seu projeto e execução. Dessa forma, estudos surgem com a finalidade de propor modelos teóricos aplicáveis a esse sistema estrutural, baseados em normas já existentes, como o Eurocode 4 (Eurocode, 2004b) e NBR 8800 (ABNT, 2024) para o piso misto convencional. Com esse objetivo, o presente capítulo apresenta modelos teóricos para o cálculo do momento resistente de plastificação total e da força cortante resistente, buscando encontrar o modelo que melhor represente o comportamento do piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e laje alveolar. Para padronização, a simbologia utilizada no presente trabalho é representada na Figura 3.1 e Tabela 3.1.



Fonte: Pereira Júnior (2022)

Tabela 3.1: Padronização da simbologia

d_g = Altura total da seção de aço;	d_0 = Diâmetro das aberturas do perfil;
b_{fs} = Largura da mesa superior;	b_{fi} = Largura da mesa inferior;
t_{fs} = Espessura da mesa superior;	t_{fi} = Espessura da mesa inferior;
h = Altura da alma;	t_w = Espessura da alma do perfil;
h_a = Altura da alma até a abertura;	b = Largura efetiva da laje de concreto em Pereira Júnior (2022);
h_s = Altura total da laje de concreto;	d = Altura efetiva da laje de concreto em Pereira Júnior (2022);
h_p = Altura da laje pré-moldada;	t_c = Espessura da capa de concreto;
y_t = Distância da linha neutra plástica à face inferior do perfil;	y_c = Distância da linha neutra plástica à face superior do perfil;
\varnothing_{alv} = Diâmetro do alvéolo da laje;	g = Distância entre lajes alveolares;
A_{Ts} = Área total da seção T superior;	A_{Ti} = Área total da seção T inferior;
A_{Vs} = Área resistente ao cisalhamento da seção T superior;	A_{Vi} = Área resistente ao cisalhamento da seção T inferior;
A_t = Área total da seção de aço;	A_s = Área da armadura de fissuração;
y_{Ts} = Distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T superior;	y_{Ti} = Distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T inferior;
f_y = Resistência ao escoamento do aço.	f_{yd} = Resistência ao escoamento do aço de cálculo.
f_{ck} = Resistência à compressão característica do concreto moldado <i>in loco</i> ;	f_{cd} = Resistência à compressão de cálculo do concreto moldado <i>in loco</i> ;
y_T = Distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção de alma cheia;	f_{cd}^{pre} = Resistência à compressão de cálculo do concreto pré-moldado.

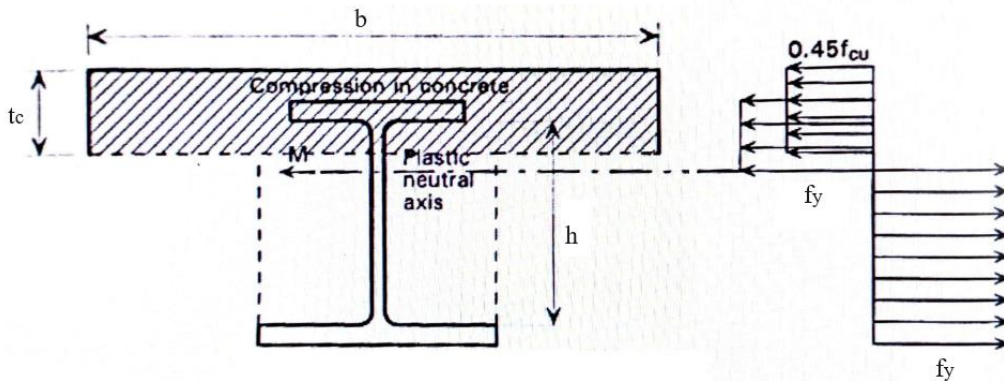
Fonte: Adaptado de Pereira Júnior (2022)

3.1. MOMENTO RESISTENTE

As publicações de Lawson, Mullet e Rackham (1997) e Mullet (1992) pelo *Steel Construction Institute* (SCI), baseadas na norma britânica BS5950 – 3.1 (BS, 1990), foram as precursoras no estudo de modelos teóricos que representassem os momentos resistentes do piso misto de pequena altura. O sistema estudado por eles era composto por lajes mistas com fôrma de aço incorporada e perfil de aço assimétrico de alma cheia.

Para o cálculo do momento plástico resistente ($M_{pl,Rd}$), é necessário conhecer a posição da linha neutra plástica da seção mista (LNP), encontrada conforme o equilíbrio de forças de tração e de compressão da seção, definidas a partir dos diagramas de tensão retangulares, conforme mostra a Figura 3.2 para o caso da LNP na alma da viga, abaixo da capa de concreto.

Figura 3.2: Linha neutra plástica e diagramas de tensão retangulares para perfis de alma cheia



Fonte: Adaptado de Lawson, Mullet e Rackham (1997)

No estudo de Lawson, Mullet e Rackham (1997), a tensão utilizada para o concreto foi de $0,45f_{cu}$ (BS, 1990), com f_{cu} sendo a tensão do concreto à compressão em corpos de prova cúbicos, e para o aço, a tensão de escoamento (f_y). Entretanto, os ensaios realizados no presente trabalho para determinar a resistência à compressão do concreto foram feitos com corpos de prova cilíndricos (f_{cd}), logo, será aplicado o valor de $0,85f_{cd}$, segundo o Eurocode 4 (Eurocode, 2004b). Além disso, para os cálculos será usada a tensão de escoamento de cálculo (f_{yd}), a favor da segurança. Assim, a partir dos diagramas de tensão retangulares, a força no concreto é calculada conforme Equação 3. 1.

$$R_c = 0,45 \cdot f_{cu} \cdot t_c \cdot b = 0,85 \cdot f_{cd} \cdot t_c \cdot b \quad \text{Equação 3. 1}$$

Segundo Lawson, Mullet e Rackham (1997), a conexão de cisalhamento utilizada influencia na largura efetiva da laje de concreto (b). Os autores consideram que essa conexão pode ser

feita por meio de conectores de cisalhamento ou de armadura transversal, sendo a largura efetiva da laje de $L/4$ para ligações com conectores ou $L/8$ para ligações por aderência.

A posição da LNP mostrada na Figura 3.2, na alma do perfil abaixo da capa de concreto, é a mais próxima da LNP dos protótipos estudados experimentalmente no presente trabalho e é calculada por $y_c = y_s + t_{fs}$, sendo y_s a distância da face inferior da mesa superior até a LNP (altura da alma em compressão), dada pela Equação 3. 2.

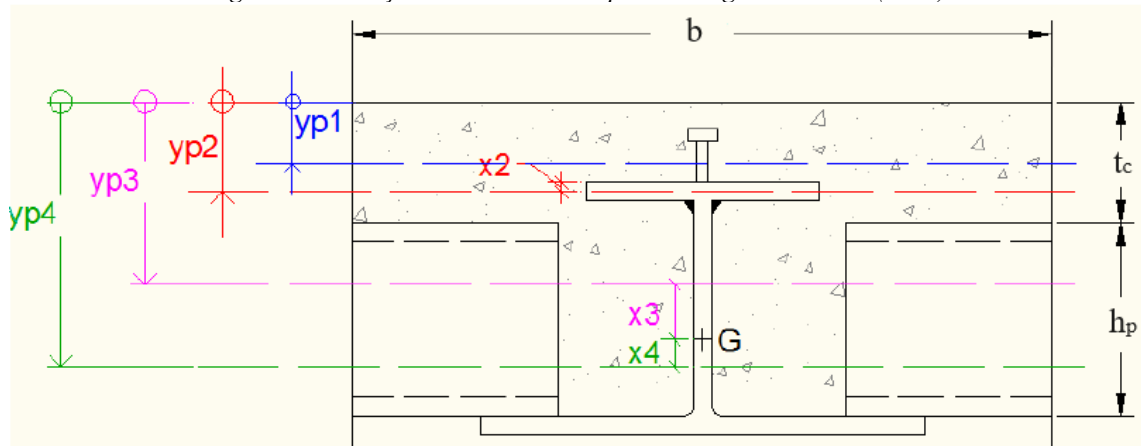
$$y_s = \frac{f_{yd} \cdot (t_{fi} \cdot b_{fi} + h \cdot t_w - b_{fs} \cdot t_{fs}) - R_c}{2 \cdot f_y \cdot t_w} \quad \text{Equação 3. 2}$$

Assim, o $M_{pl,Rd}$ segundo Lawson, Mullet e Rackham (1997) é dado pela Equação 3. 3.

$$M_{pl,Rd} = f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) + f_{yd} \cdot b_{fi} \cdot t_{fi} \left(h - y_c + t_{fs} + \frac{t_{fi}}{2} \right) + 0,85 \cdot f_{cd} \cdot t_c \cdot b \cdot \left(y_c - \frac{t_c}{2} \right) + f_{yd} \cdot h \cdot t_w \left\{ \frac{(y_c - t_{fs})^2}{h} - y_c + t_{fs} + \frac{h}{2} \right\} \quad \text{Equação 3. 3}$$

Adaptando o modelo desenvolvido por Lawson, Mullet e Rackham (1997), Barros (2011) estudou o piso misto de pequena altura com algumas conformações, dentre elas composto pela viga I assimétrica de alma cheia e laje pré-fabricada. Nessa combinação, a LNP pode estar localizada em quatro posições diferentes, como visto na Figura 3.3.

Figura 3.3: Posições da linha neutra plástica segundo Barros (2011)



Fonte: Adaptado de Barros (2011)

A título de exemplo, será demonstrada a equação da LNP na posição 3 (y_{p3}) que, fazendo um paralelo com os protótipos analisados no presente trabalho, é a posição mais próxima à encontrada experimentalmente (na alma do perfil, acima do centro de gravidade do perfil ceia). Para as demais posições da LNP, consultar Barros (2011).

$$y_{p3} = (t_c + h_p + t_{fi} - d_g + y_T - (x^+ / x^-)) \quad \text{Equação 3. 4}$$

$$x^+ = \frac{0,85f_{cd} \cdot b \cdot (t_c + h_p + t_{fi} - d_g + y_T) + f_y \cdot (b_{fs} t_{fs} - b_{fi} t_{fi} - t_w (2 \cdot d_g - 2 \cdot y_T - 2 \cdot t_{fi} - h))}{0,85f_{cd} \cdot b + 2 \cdot f_y \cdot t_w} \quad \text{Equação 3. 5}$$

$$x^- = \frac{A_s \cdot f_{ydB} - 0,85f_{cd} \cdot b \cdot (d_g - y_T - t_{fi}) + f_{yd} \cdot (b_{fs} t_{fs} - b_{fi} t_{fi} - t_w (2 \cdot d_g - 2 \cdot y_T - 2 \cdot t_{fi} - h))}{0,85f_{cd} \cdot b + 2 \cdot f_y \cdot t_w} \quad \text{Equação 3. 6}$$

No sistema estrutural estudado, y_T é a distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção e f_{ydB} é a resistência à tração de cálculo da armadura. A largura efetiva considerada é a mesma que no estudo de Lawson, Mullet e Rackham (1997), $L/8$ para ligações por aderência.

Assim, o $M_{pl,Rd}$ pode ser encontrado pela Equação 3. 7.

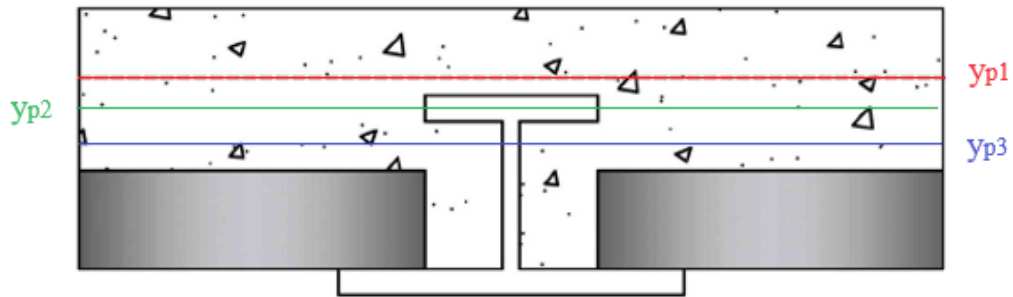
$$M_{pl,Rd} = 0,85f_{cd} \cdot b \cdot \frac{y_c^2}{2} + f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_c - t_c - h_p + h + \frac{t_{fs}}{2} \right) + f_{yd} \cdot t_w \left(\frac{(y_c - t_c - h_p + h)^2}{2} \right) + f_{yd} \cdot t_w \frac{(t_c + h_p - y_c)^2}{2} + f_{yd} \cdot b_{fi} \cdot t_{fi} \left(t_c + h_p + \frac{t_{fi}}{2} - y_c \right) \quad \text{Equação 3. 7}$$

Dois modelos teóricos foram propostos para o cálculo do momento resistente considerando o piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e laje pré-fabricada. No primeiro modelo, de Xia *et al.* (2021), a viga apresenta pequenas aberturas na alma e laje pré-fabricada maciça. No segundo, de Pereira Júnior (2022), as aberturas são maiores e a laje é pré-fabricada alveolar. Em ambos os modelos é considerado o comportamento conjunto aço-concreto.

Xia *et al.* (2021) propuseram um modelo teórico baseado em três posições da LNP: no concreto no topo da viga de aço, na mesa superior da viga de aço e na alma da viga de aço, conforme Figura 3.4. Além disso, consideraram as seguintes hipóteses simplificadoras:

- A hipótese de Bernoulli de seção plana é aplicada à seção mista;
- Tanto a viga de aço quanto as barras de reforço são elásticas-perfeitamente plásticas;
- A compressão nas barras de aço é negligenciada;
- O concreto sob tração é negligenciado;
- A força de cisalhamento longitudinal é fornecida pela força de aderência entre o concreto e a viga de aço, e o deslizamento entre eles é negligenciado.

Figura 3.4: Posições da linha neutra plástica segundo Xia et al. (2021)



Fonte: Adaptado de Xia et al. (2021)

Dentre as posições da LNP estudadas por Xia et al. (2021), a que se aproxima mais daquela encontrada experimentalmente é a na alma da viga de aço, sendo a formulação descrita a seguir.

Se as condições $0,85f_{cd} \cdot b \cdot h_t < f_{yd} \cdot A_t$ e $0,85f_{cd} \cdot b \cdot h_t < f_{yd} \cdot A_t - 2 \cdot f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs}$ forem satisfeitas, a altura da zona de compressão da viga de aço pode ser calculada pela Equação 3.8, sendo h_t a altura da capa de concreto sobre a mesa superior do perfil.

$$y_c = \frac{1}{2t_w} \cdot \left(A_t - 2 \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} - b \cdot h_t \frac{0,85 \cdot f_{cd}}{f_{yd}} \right) + h_t + t_{fs} \quad \text{Equação 3.8}$$

Com base no equilíbrio de forças na seção transversal, considerando distribuição uniforme de tensões na seção, o momento resistente ($M_{R,pl}$) pode ser calculado pela Equação 3.9.

$$M_{R,pl} = 0,85 \cdot f_{cd} \cdot b \cdot y_c \cdot \left(h_t + y_{st} - \frac{y_c}{2} \right) + 2 \cdot f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot \left(y_{st} - \frac{t_{fs}}{2} \right) + 2 \cdot f_{yd} \cdot t_w \cdot \left(y_c - h_t - t_{fs} \right) \cdot \left(y_{st} - t_{fs} - \frac{y_c - h_t - t_{fs}}{2} \right) \quad \text{Equação 3.9}$$

Sendo y_{st} a posição da linha neutra do perfil de aço em uma seção sem aberturas.

A largura efetiva é calculada segundo Lawson, Mullet e Rackham (1997), sendo $L/8$ para ligações por aderência.

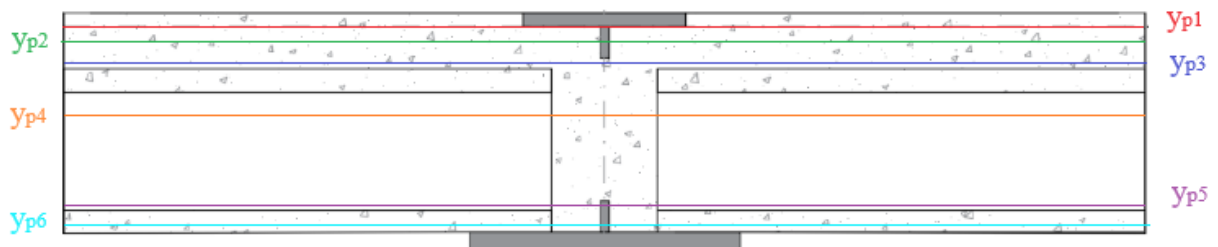
Pereira Júnior (2022) propôs um modelo para estimar a capacidade resistente do piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e laje alveolar, sendo feitas as seguintes simplificações:

- Desconsideração dos efeitos de longa duração do concreto;
- Aderência perfeita entre o concreto pré-moldado e o concreto moldado no local;
- Consideração de uma seção crítica passando numa das aberturas e dividindo a seção de aço em T superior e inferior;
- Regime elastoplástico;

- Não há contribuição do concreto tracionado;
- Interação completa entre aço e concreto;
- O volume de concreto impede a flambagem local da alma do perfil;
- A seção de aço é submetida a tensões uniformes de tração ou de compressão;
- Os esforços de compressão são uniformemente distribuídos na laje de concreto.

Para o sistema estudado por Pereira Júnior (2022), a LNP pode estar em 6 posições diferentes: na mesa superior; na alma da seção T superior; entre o T superior e a laje alveolar; nas aberturas da alma do perfil e na laje alveolar; entre a alma da seção T inferior e a laje alveolar; na parte inferior da laje alveolar, conforme Figura 3.5.

Figura 3.5: Posições da linha neutra plástica segundo Pereira Júnior (2022)



Fonte: Adaptado de Pereira Júnior (2022)

No presente trabalho, a linha neutra dos protótipos foi encontrada experimentalmente na alma do perfil de aço, passando pelas aberturas da viga e da laje alveolar, posição y_{p4} . A determinação do momento resistente baseou-se em De Nardin e El Debs (2009) e Lawson, Mullet e Rackham (1997), sendo feito por equilíbrio de forças na seção transversal considerando distribuição uniforme de tensões na seção e interação total entre a laje de concreto e o perfil de aço, determinado pela Equação 3. 10.

$$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c + f_{cd}^{pre} \cdot Z_c^{pre} \quad \text{Equação 3. 10}$$

Sendo:

$M_{R,pl}$ = Momento resistente a plastificação total;

f_{cd}^{pre} = Resistência à compressão do concreto pré-moldado, valor de cálculo;

Z_{ac} = Módulo de plástico da seção de aço submetida à compressão;

Z_{at} = Módulo de plástico da seção de aço submetida à tração;

Z_c = Módulo de plástico da seção de concreto moldado *in loco* submetido à compressão;

Z_c^{pre} = Módulo de plástico da seção de concreto pré-moldado submetido à compressão.

Dados pela Equação 3. 11 a Equação 3. 15.

$$Z_{ac} = [A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts})] \quad \text{Equação 3. 11}$$

$$Z_{at} = [A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c)] \quad \text{Equação 3. 12}$$

$$Z_c = \left[(b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right] + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right] \quad \text{Equação 3. 13}$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2}, \text{ se } y_c \leq t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \quad \text{Equação 3. 14}$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot \left(y_c - t_c - \frac{h_p - \phi_{alv}}{4} \right), \text{ se } y_c > t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \quad \text{Equação 3. 15}$$

O valor da largura efetiva considerado por Pereira Júnior (2022) foi a largura total da laje, para esse caso, 930 mm.

3.2. FORÇA CORTANTE RESISTENTE

Segundo o Eurocode 4 (Eurocode, 2004b) e NBR 8800 (ABNT, 2024), a força cortante resistente de vigas mistas é calculada sem considerar a contribuição do concreto. Segundo Paes (2003), também para os pisos mistos de pequena altura com perfil de alma cheia somente a seção de aço resiste ao esforço solicitante, podendo a resistência ao esforço transversal ($V_{pl,Rd}$) ser calculada pela Equação 3. 16.

$$V_{pl,Rd} = \frac{A_v \frac{f_y}{\sqrt{3}}}{\gamma_{M0}} \quad \text{Equação 3. 16}$$

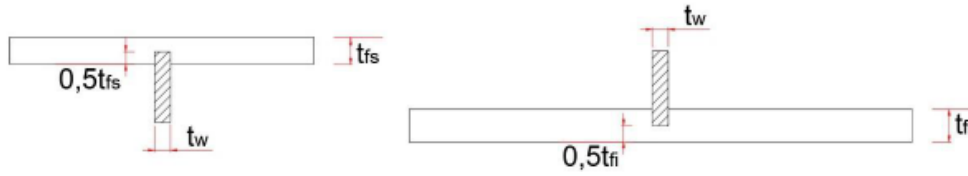
Na qual γ_{M0} é o coeficiente parcial de segurança para a resistência da seção, sendo recomendado utilizar 1,0 e A_v a área resistente ao esforço de cisalhamento, que deve ser obtida de acordo com o tipo da seção. Para seções I laminadas simétricas $A_v = A_t - 2b_t t_t + (t_w + 2r)t_t$ e para seções em I e caixão soldadas $A_v = \sum(ht_w)$.

Lawson e Hicks (2011) fizeram um estudo para pisos mistos convencionais com vigas celulares, considerando $V_{pl,Rd}$ igual a:

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTs}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}} \quad \text{Equação 3. 17}$$

Onde A_{VTs} é a área resistente ao cisalhamento da seção T superior e A_{VTi} , área resistente ao cisalhamento da seção T inferior, calculadas conforme Figura 3.6.

Figura 3.6: Área de cisalhamento das seções T



Fonte: Adaptado de Lawson e Hicks (2011)

Além disso, os autores começaram a considerar a contribuição da laje de concreto ($V_{c,Rd}$) no cálculo da capacidade resistente do cisalhamento vertical, de forma que:

$$V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd} \quad \text{Equação 3. 18}$$

Com $V_{c,Rd}$ prescrita pelo Eurocode 2 (2004a), dada pela Equação 3. 19.

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + 0,15 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d \quad \text{Equação 3. 19}$$

Sendo $k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2$; $\rho_1 = \frac{A_s}{b_w d} \leq 0,02$; $\sigma_{cp} = \frac{N_{c,Ed}}{b \cdot h_c} < 0,2f_{cd}$ e $b_w = b_{fi} + 2 \cdot (0,75 \cdot h_s)$. A altura efetiva da laje de concreto (d) vai variar em relação ao tipo de laje empregada. No presente estudo, a parcela da tensão de compressão no T superior (σ_{cp}) pode ser desconsiderada, por não haver tensão por força axial ou protensão.

Em relação ao piso misto de pequena altura com perfil celular, muitos autores investigaram os mecanismos de transferências de forças e a força cortante resistente, uma vez que permitem a formação de uma inovadora conexão de cisalhamento, constituída por pinos de concreto e barras de aço passando pelas aberturas. Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013) realizaram ensaios experimentais e simulações numéricas que mostraram que o preenchimento das aberturas do perfil com concreto aumenta a resistência ao cisalhamento do sistema. Assim, foi considerada a parcela de contribuição do concreto ($V_{c,Rd}$), dado pela Equação 3. 20.

$$V_{c,Rd} = 1,16 \cdot (f_{ck})^{1/3} \cdot A_{eff} \quad \text{Equação 3. 20}$$

Sendo $A_{eff} = h \cdot (b_{fs} - t_w) - 0,86r^2$, para perfis laminados com laje maciça.

Em relação à parcela referente à seção de aço, os autores apresentam duas opções, a abordagem desenvolvida por Lawson e Hicks (2011), Equação 3.17, ou o método de Chung, Liu e Ko (2001), mostrado na Equação 3. 21, para a seção I laminada simétrica.

$$V_{pl,Rd} = \frac{f_y/\sqrt{3}}{\gamma_{M0}} [(d_g \cdot t_w + 2 \cdot 0,75 \cdot t_f^2) - d_o \cdot t_w] \quad \text{Equação 3. 21}$$

Considerando o sistema composto pelo perfil assimétrico soldado e laje alveolar, o presente trabalho considerará para o cálculo da área efetiva somente a área de concreto moldado *in loco*, calculada como: $A_{eff} = h \cdot (g - t_w)$. Além disso, como o perfil utilizado é assimétrico e soldado, a parcela referente à seção de aço será calculada pela Equação 3.17 de Lawson e Hicks (2011).

Por fim, Tsavdaridis, D'Mello e Huo (2013) utilizam a formulação proposta por Liang *et al.* (2005), Equação 3. 22, para considerar o grau de interação das conexões de cisalhamento, por meio de um coeficiente β , com valores entre 0 (interação nula) e 1 (interação total).

$$V_{Rd,u} = V_{c,Rd}(1 + 1,295\sqrt{\beta}) \quad \text{Equação 3. 22}$$

A partir da formulação de Lawson e Hicks (2011), Pereira Júnior (2022) também propôs uma expressão para a estimativa da força cortante resistente do piso misto de pequena altura composto pelo perfil celular e laje alveolar. Seu modelo considera $V_{pl,Rd}$ dada pela Equação 3.17 e adapta a parcela de contribuição do concreto ($V_{c,Rd}$) para o sistema com laje pré-fabricada alveolar, partindo da Equação 3.19, dado pela Equação 3. 23.

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{1/3} \right] \cdot b_w \cdot (h_s - \phi_{alv}) \quad \text{Equação 3. 23}$$

A Figura 3.7 ilustra os parâmetros.



Fonte: Pereira Júnior (2022)

A favor da segurança, utiliza-se a resistência característica do concreto moldado *in loco*, pois é inferior à do concreto pré-moldado.

3.3. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Nota-se que, apesar da ausência de normas que orientem o projeto de pisos mistos de pequena altura, os estudos referentes ao dimensionamento desse sistema estão evoluindo e se adaptando às tipologias existentes. Dessa forma, foram apresentados quatro estudos de relevância sobre o cálculo do momento resistente à plastificação total em pisos mistos de pequena altura compostos pelo perfil I assimétrico, sendo o primeiro de Lawson, Mullet e Rackham (1997), utilizando laje mista, o segundo de Barros (2011) com laje pré-fabricada, o terceiro de Xia *et al.* (2021) com perfil com pequenas aberturas na alma e laje pré-fabricada maciça e o quarto de Pereira Júnior (2022) com perfil celular e laje pré-fabricada alveolar.

A posição da Linha Neutra Plástica (LNP) deve ser previamente estabelecida, a partir dos diagramas de tensão, fazendo o equilíbrio de forças de tração e de compressão da seção. As formulações para o momento resistente são resumidas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2: Formulações para o cálculo do momento resistente à plastificação total

Autores	Perfil e laje	Formulação proposta
Lawson, Mullet e Rackham (1997)	Perfil assimétrico de alma cheia e laje mista	$M_{pl,Rd} = f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) + f_{yd} \cdot b_{fi} \cdot t_{fi} \left(h - y_c + t_{fs} + \frac{t_{fi}}{2} \right) + 0,85 \cdot f_{cd} \cdot t_c \cdot b \cdot \left(y_c - \frac{t_c}{2} \right) + f_{yd} \cdot h \cdot t_w \left\{ \frac{(y_c - t_{fs})^2}{h} - y_c + t_{fs} + \frac{h}{2} \right\}$
Barros (2011)	Perfil assimétrico de alma cheia e laje pré-fabricada	$M_{pl,Rd} = 0,85 f_{cd} \cdot b \cdot \frac{y_c^2}{2} + f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_c - t_c - h_p + h + \frac{t_{fs}}{2} \right) + f_{yd} \cdot t_w \left(\frac{(y_c - t_c - h_p + h)^2}{2} \right) + f_{yd} \cdot t_w \frac{(t_c + h_p - y_c)^2}{2} + f_{yd} \cdot b_{fi} \cdot t_{fi} \left(t_c + h_p + \frac{t_{fi}}{2} - y_c \right)$
Xia <i>et al.</i> (2021)	Perfil com pequenas aberturas na alma e laje pré-fabricada maciça	$M_{R,pl} = 0,85 \cdot f_{cd} \cdot b \cdot y_c \cdot \left(h_t + y_{st} - \frac{y_c}{2} \right) + 2 \cdot f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_{st} - \frac{t_{fs}}{2} \right) + 2 \cdot f_{yd} \cdot t_w \cdot (y_c - h_t - t_{fs}) \cdot \left(y_{st} - t_{fs} - \frac{y_c - h_t - t_{fs}}{2} \right)$
Pereira Júnior (2022)	Perfil celular e laje pré-fabricada alveolar	$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot ([A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts})] + [A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c)]) + f_{cd} \cdot \left[(b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right] + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right] + f_{cd}^{pre} \cdot \left[(b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot \left(y_c - t_c - \frac{h_p - \phi_{alv}}{4} \right) \right]$

Fonte: Autora

Para o cálculo da força cortante resistente, três trabalhos se mostraram relevantes para o presente estudo, todos considerando a contribuição do perfil de aço ($V_{pl,Rd}$) e da laje de concreto

($V_{c,Rd}$) nesse cálculo, sendo adotada força cortante $V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd}$. As parcelas de cálculo são mostradas resumidamente na Tabela 3.3 para cada autor considerado, sendo que em Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013), $V_{Rd,u}$ considera o grau de interação entre aço e concreto através do coeficiente β .

Tabela 3.3: Formulações para o cálculo da força cortante resistente

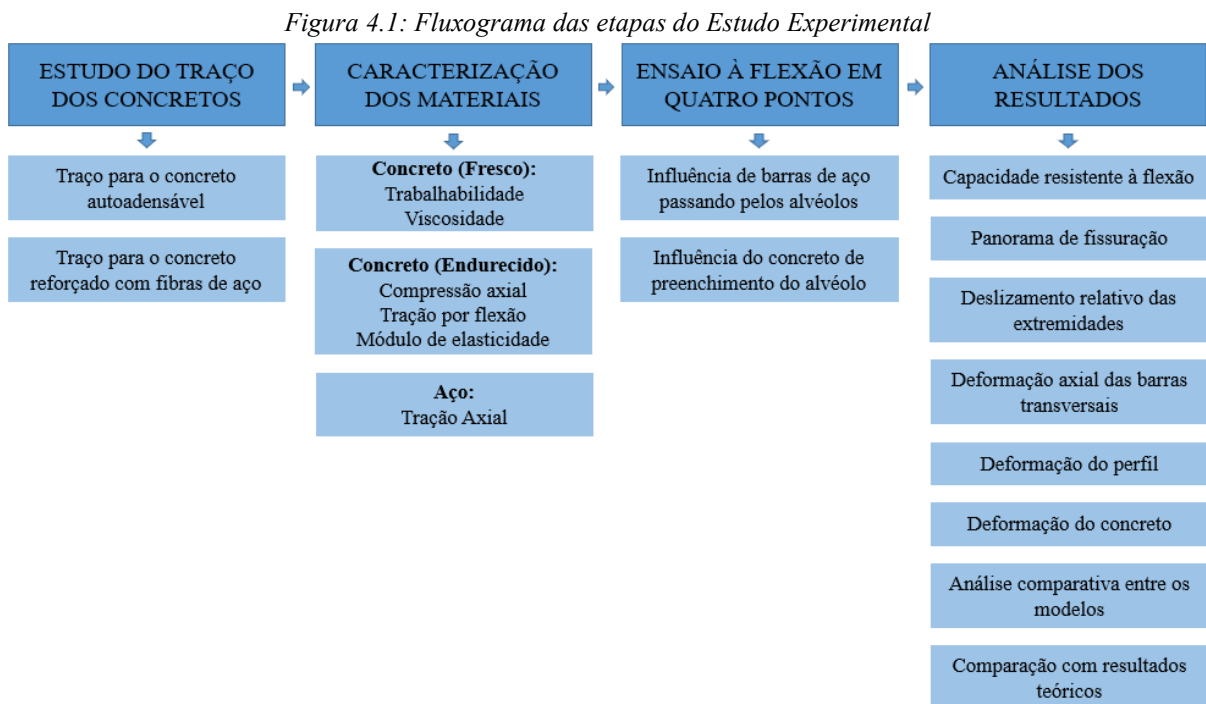
Autores	Piso misto	Formulação proposta
Lawson e Hicks (2011)	Piso misto convencional com perfil celular	$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTS}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}}$ $V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + 0,15 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d$
Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013)	Piso misto de pequena altura com perfil celular	$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTS}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}}$ $V_{c,Rd} = 1,16 \cdot (f_{ck})^{1/3} \cdot A_{eff}$ $A_{eff} = h \cdot (g - t_w)$ $V_{Rd,u} = V_{Rd} (1 + 1,295 \sqrt{\beta})$
Pereira Júnior (2022)	Piso misto de pequena altura com perfil celular	$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTS}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{\alpha 1}}$ $V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{1/3} \right] \cdot b_w \cdot (h_s - \phi_{alv})$

Fonte: Autora

As formulações apresentadas neste capítulo foram empregadas para o cálculo do momento resistente e da força cortante resistente dos protótipos estudados no presente trabalho (SCCFBHS), a fim de compará-los com os resultados experimentais encontrados, validando ou não a sua utilização. A posição da LNP utilizada nos cálculos teóricos foi aquela encontrada experimentalmente. Esses resultados são mostrados no tópico 4.5.8 e a memória de cálculo apresentada no Apêndice A.

4. ESTUDO EXPERIMENTAL

O estudo experimental foi realizado no Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos – USP e contempla definição da dosagem dos concretos autoadensável e reforçado com fibras, caracterização dos materiais e ensaios de flexão em quatro pontos de três vigas mistas celulares parcialmente revestidas com laje alveolar (SCCFBHS), com posterior análise dos resultados, como mostrado no fluxograma da Figura 4.1. Foi estudado o SCCFBHS submetido à flexão em quatro pontos visando obter resultados do comportamento à flexão e ao cisalhamento, avaliando principalmente a influência do concreto de preenchimento e a contribuição de barras de aço para a transferência de forças entre aço-concreto.

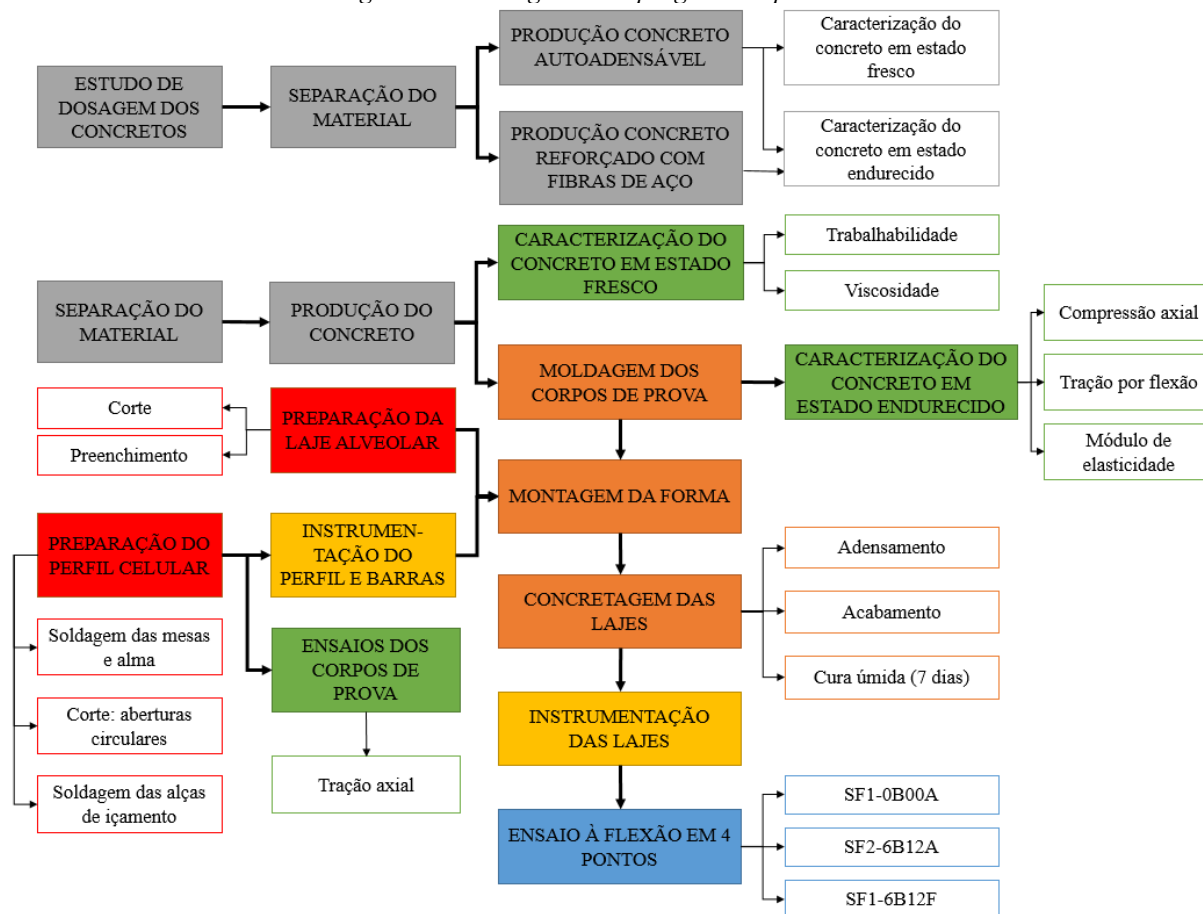


Fonte: Autora

A investigação experimental foi definida a partir do trabalho de Pereira Júnior (2022), a fim de dar continuidade à sua pesquisa, sendo os perfis de aço, barras de aço e lajes alveolares doadas pelo pesquisador. Além disso, foi realizada uma análise numérica preliminar (Apêndice B), na qual foram estudadas as conformações mais interessantes para análises, feitas previsões da capacidade resistente do sistema, auxiliando na instrumentação e na escolha dos componentes de montagem dos ensaios. Assim, foi dispensada a realização de ensaio piloto, inclusive por limitação de recursos financeiros.

O processo de execução do protótipo envolve inúmeras etapas, que se interligam no decorrer do processo construtivo. Assim, o presente capítulo reúne os detalhes da investigação experimental, resumidos na Figura 4.2. Nesta Figura, as etapas estão divididas por diferentes cores, agrupadas de acordo com o tópico em que será tratado.

Figura 4.2: Fluxograma do programa experimental



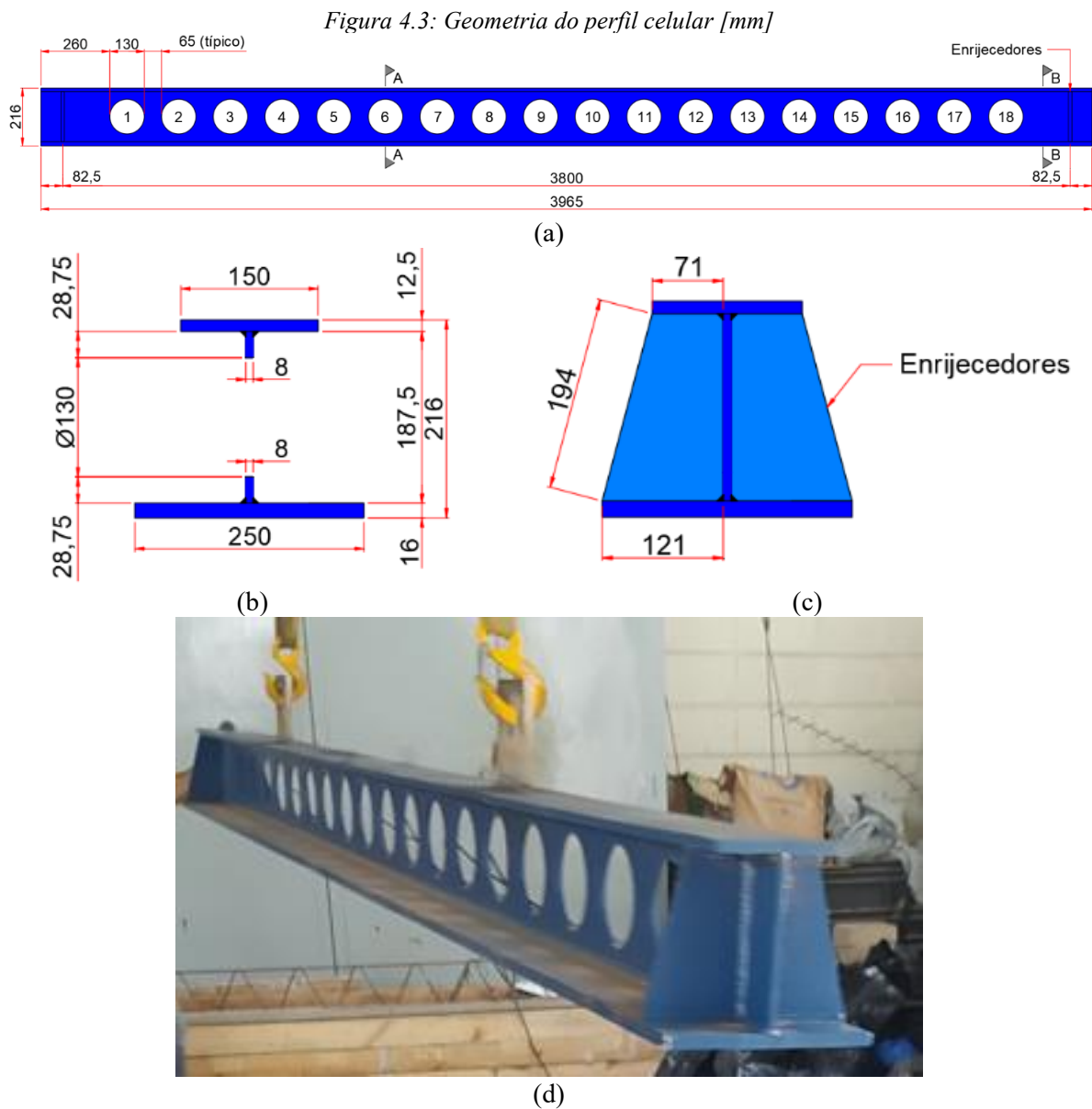
Fonte: Autora

A descrição dos modelos físicos é apresentada no tópico 4.1 e suas etapas estão mostradas na cor vermelha do Fluxograma. Posteriormente, é abordado o processo de caracterização dos materiais (tópico 4.2, etapas nas cores cinza e verde), montagem e concretagem (tópico 4.3, etapas na cor laranja), instrumentação e esquema de ensaio (tópico 4.4, etapas nas cores amarela e azul). Por fim, no tópico 4.5, são apresentados e discutidos os resultados dos ensaios experimentais.

4.1. DESCRIÇÃO DOS MODELOS FÍSICOS

O estudo experimental consistiu em três modelos da viga mista celular parcialmente revestida composta pela laje alveolar (SCCFBHS). O comprimento total dos modelos é de 3965 mm,

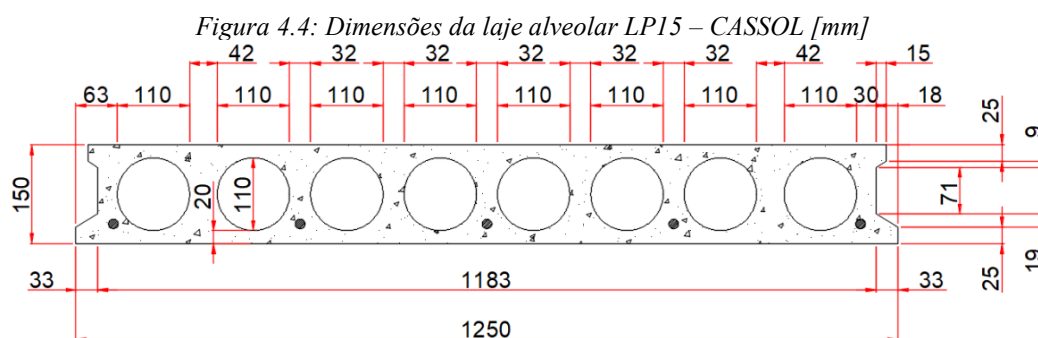
sendo a distância entre apoios de 3800 mm, com largura de 930 mm (Figura 4.3(a)). Os perfis I assimétricos foram produzidos a partir da soldagem de três chapas de aço, especificado como VC216x56 em A36, com espessuras de 12,5 mm para a mesa superior, 8 mm para a alma e 16 mm para a mesa inferior (Figura 4.3(b)). As aberturas circulares sequenciais foram executadas diretamente na chapa da alma com máquina de corte CNC. Além disso, nas regiões próximas aos apoios foram soldados enrijecedores com 12,5 mm de espessura, a fim de evitar concentrações de tensões (Figura 4.3(c)), e na mesa superior foram soldadas alças de içamento para facilitar o transporte (Figura 4.3(d)).



Fonte: Figuras (a), (b) e (c) Pereira Júnior (2022); Figura (d) Autora

As lajes pré-moldadas de concreto protendido foram doadas pela empresa CASSOL Pré-fabricados LTDA, sendo do tipo LP15, com $f_{ck} = 40\text{MPa}$, produzidas industrialmente sob

condições rigorosas de controle de qualidade. A Figura 4.4 mostra as características geométricas da seção transversal.



Fonte: Pereira Júnior (2022)

No programa experimental foram analisados três modelos de piso misto de pequena altura, ensaiados à flexão em quatro pontos, com características descritas na Tabela 4.1. Os modelos foram nomeados da seguinte forma: o primeiro termo (SF) correspondem à “*slim floor*”, o segundo (1, 2 ou 3) ao número do modelo, após o hífen tem-se a quantidade e diâmetro das barras (0B00, sem barras e 6B12, 6 barras de 12,5 mm) e último termo corresponde ao tipo de concreto de preenchimento (A para autoadensável e F para reforçado com fibras de aço).

Tabela 4.1: Características gerais dos modelos

Modelos	Conector de cisalhamento
SF1-0B00A	Concreto de preenchimento autoadensável
SF2-6B12A	Concreto de preenchimento autoadensável e barra de 12,5 mm
SF3-6B12F	Concreto de preenchimento reforçado com fibras e barra de 12,5 mm

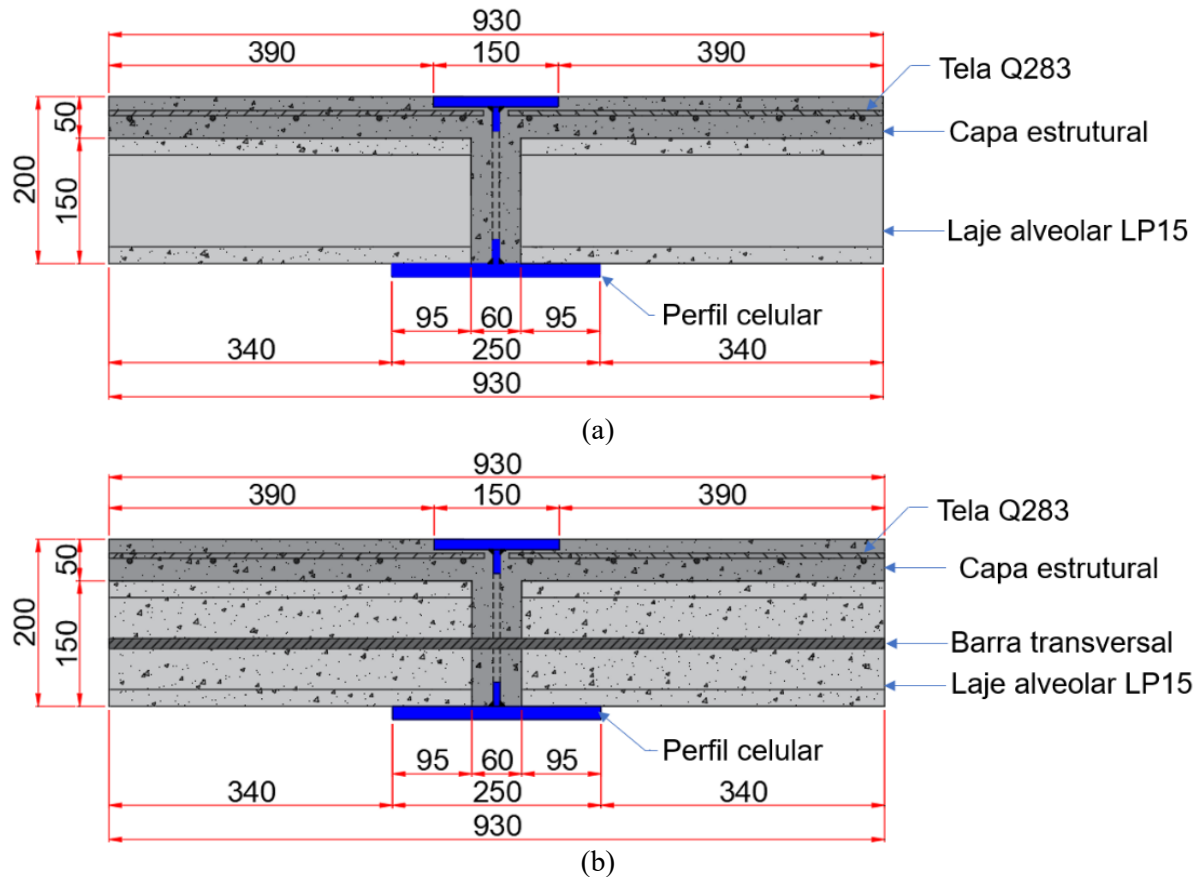
Fonte: Autora

Nos pisos mistos de pequena altura que utilizam o perfil celular, existe a necessidade do concreto moldado *in loco* preencher todo o diâmetro da abertura do perfil, a fim de formar os pinos de concreto que funcionam como conectores de cisalhamento. Segundo revisão bibliográfica, a adição de barras de aço melhora esse comportamento conjunto e, por isso, é interessante também o preenchimento do alvéolo da laje pré-moldada que passa a barra transversal, mostrando que a capa de concreto é indispensável para garantir a formação dos conectores de cisalhamento. Dessa forma, em todos os modelos, a altura total da laje foi de 200 mm com capa estrutural de 50 mm, utilizando o concreto de preenchimento para a capa estrutural e para o preenchimento das aberturas do perfil e dos alvéolos selecionados da laje pré-moldada.

Na Figura 4.5(a) são apresentadas as características geométricas do modelo SF1-0B00A, que tem capa estrutural de concreto armado com 50 mm e transferência de forças promovida por

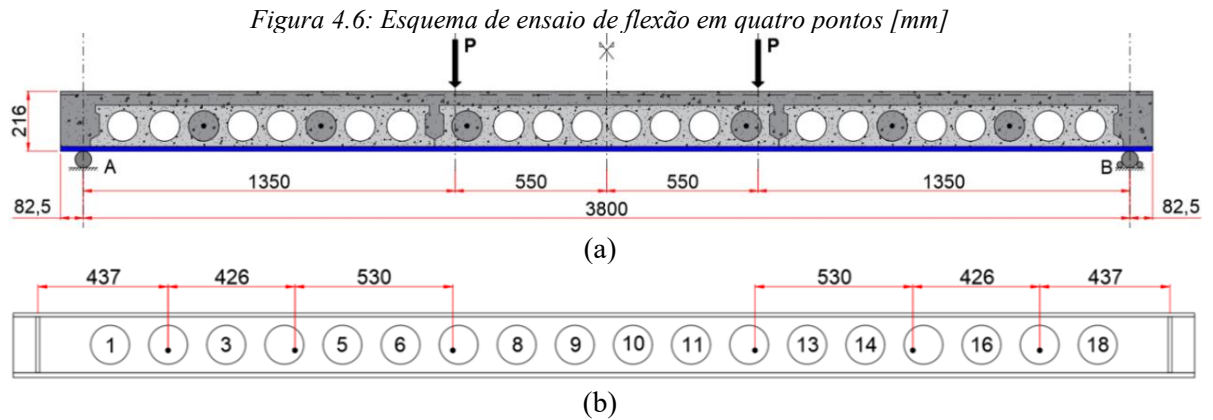
pinos de concreto sem barra de aço transversal. No segundo modelo, SF2-6B12A, manteve-se as características do primeiro, mas a transferência de forças é promovida por pinos de concreto e 6 barras de aço transversal com diâmetro de 12,5 mm (Figura 4.5(a)). O terceiro modelo, SF3-6B12F, é igual ao segundo, porém o concreto da capa estrutural é reforçado com fibras de aço. Em todos os modelos, foi utilizada armadura em tela soldada para controle de fissuração na capa estrutural, especificada como Q283 em aço CA60, com diâmetro de 6 mm a cada 10 cm na direção transversal e longitudinal.

Figura 4.5: Seção transversal dos modelos [mm]



Fonte: Pereira Júnior (2022)

O ensaio de flexão em quatro pontos consiste em submeter o modelo físico simplesmente apoiado à dois pontos de aplicação de carregamento, como mostrado na Figura 4.6(a). A distância dos dois pontos de aplicação de carregamento foi definida buscando evitar a aplicação sobre a chave de cisalhamento e levando em conta a capacidade dos atuadores e células de carga. Nos modelos com a presença das barras transversais, posicionou-se as barras de modo que passassem simultaneamente pelas aberturas da laje alveolar e do perfil celular, ficando no centro da abertura da laje e, na viga, na posição mostrada na Figura 4.6(b).



Fonte: Pereira Júnior (2022)

A fim de facilitar o preenchimento dos alvéolos em que passariam barras transversais, foram feitos cortes transversais na mesa superior da laje alveolar, utilizando a máquina de corte Makita. Além disso, nos alvéolos que não seriam preenchidos, foram inseridos blocos de EPS, evitando que o concreto adentrasse nessas aberturas. A Figura 4.7 ilustra as lajes alveolares preparadas.

Figura 4.7: Preparação da laje alveolar



Fonte: Autora

4.2. DOSAGEM E CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

O presente tópico discute sobre as etapas em cinza, referentes ao estudo do traço dos concretos, e em verde, relativas aos ensaios de caracterização dos materiais, apresentadas no fluxograma da Figura 4.2. Os materiais utilizados na execução da viga mista celular parcialmente revestida com laje alveolar (SCCFBHS) foram caracterizados segundo as especificações técnicas normativas. Foram realizados ensaios de caracterização de dois concretos de preenchimento, um autoadensável e outro reforçado com fibras de aço, produzidos no próprio Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, obtendo-se a resistência à compressão ($f_{c,m}$), a resistência à tração ($f_{t,m}$) e o módulo de elasticidade. O concreto que compõe as lajes alveolares não foi caracterizado, pois a empresa CASSOL Pré-fabricados LTDA forneceu os dados necessários. Para o perfil de aço foram determinadas a resistência ao escoamento (f_y), a resistência à ruptura (f_u) e o módulo de elasticidade, através do ensaio de tração de amostras do aço.

4.2.1. CONCRETO DE PREENCHIMENTO

Com o propósito de facilitar o preenchimento dos alvéolos do perfil celular e da laje alveolar, foram realizados testes da dosagem para obter um concreto autoadensável e um concreto reforçado com fibras de aço, que mantivesse a resistência à compressão e a trabalhabilidade necessárias para esse preenchimento. A classe almejada para o concreto de preenchimento foi a C30, isto porque prescrições normativas recomendam que a capa estrutural tenha resistência característica menor que a do concreto pré-moldado, que foi definida pela empresa CASSOL Pré-fabricados LTDA em C40. Assim, o traço de concreto autoadensável estudado por Ferreira (2019) foi adaptado, encontrando as dosagens desejadas para obter um concreto autoadensável e outro concreto reforçado com fibras de aço, mostrados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Consumo de materiais para os traços dos concretos

Materiais	Concreto autoadensável (kg/m³)	Concreto reforçado com fibras (kg/m³)
Cimento	380	380
Filler Calcário (325)	190	190
Água	209	209
Superplastificante	1,519	0,1519
Areia fina	307	307
Areia média	461	461
Brita	902	855
Fibras aço	-	32,8

Fonte: Autora

O cimento utilizado no concreto de preenchimento foi de alta resistência inicial, CPV – ARI da LafargeHolcim, o filler calcário 126/325 foi produzido e comercializado pela Brasilminas. O Superplastificante utilizado foi o ADVA 585, já existente no Laboratório de Estruturas. A fibra de aço Dramix® 3D 45/30 BL foi fornecida pela Belgo Bekaert Arames, sendo escolhido o menor fator de forma para garantir melhor trabalhabilidade do concreto, como mostrado na Figura 4.8.

Figura 4.8: Fibra Dramix® 3D 45/30



Fonte: ArcelorMittal (2018)

Para o concreto autoadensável, foram realizados ensaios do concreto no estado fresco e endurecido e, para o concreto reforçado com fibras de aço, apenas no estado endurecido, pois este não foi considerado autoadensável, sendo necessária a vibração. Os resultados das propriedades mecânicas nessa fase de teste do traço do concreto foram satisfatórios, estando o concreto dentro da classe de resistência esperada.

O passo a passo recomendado por Ferreira (2019) para a produção do concreto foi seguido, iniciando-se com a lavagem da betoneira, deixando a água escorrer, para posterior adição dos agregados graúdos e miúdos em sua totalidade com cerca de 50% da água total, misturados durante 1 minuto. Em seguida, adicionou-se os materiais finos e o restante da água, misturando 5 minutos e, por fim, adicionou-se o aditivo superplastificante, misturando por mais 5 minutos. No concreto reforçado com fibras, estas foram adicionadas no final em sua totalidade, misturando por mais 2 minutos.

Assim, após definir o traço dos dois concretos que seriam utilizados nas lajes, foi iniciada a concretagem. As duas lajes nas quais foi utilizado o concreto autoadensável foram concretadas no mesmo dia, sendo necessárias 3 betonadas e realizados ensaios para determinar as propriedades no estado fresco e endurecido, listados na Tabela 4.3 com as respectivas normas. Para a laje com concreto reforçado com fibras foram feitas 2 betonadas, sendo apresentado no

presente trabalho apenas as propriedades no estado endurecido, já que este não foi considerado autoadensável.

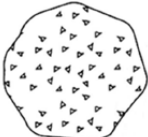

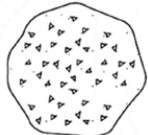

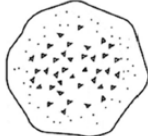

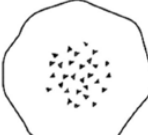

Tabela 4.3: Normas para ensaios das propriedades do concreto

Propriedade	Ensaio	Norma
Trabalhabilidade	Método do cone de Abrams	NBR 15823:2017
Viscosidade	Método do funil V	NBR 15823:2017
Resistência à compressão	Ensaio de compressão	NBR 5739: 2018
Resistência à tração	Ensaio de flexão	NBR 12142: 2010
Módulo de elasticidade	Ensaio de compressão	NBR 8522: 2017

Fonte: Autora

A análise das propriedades no estado fresco do concreto autoadensável foi iniciada pelo método do cone de Abrams (Figura 4.9(a)), determinando o espalhamento (*slump-flow*), o tempo de escoamento e o índice de estabilidade visual (IEV). O ensaio consiste em encher um cone com o concreto fresco e, em seguida, levantá-lo lentamente. O diâmetro da base do cone é maior que o diâmetro da parte superior, o que permite que o concreto flua para fora do cone à medida que é levantado. O espalhamento fica definido pela média aritmética em milímetros de duas medidas do diâmetro do material espalhado sobre a placa. O tempo de escoamento (t_{500}) corresponde ao tempo, em segundos, do início do escoamento (diâmetro do molde 200 mm), até o diâmetro de 500 mm. Por fim, o IEV deve ser determinado visualmente a partir de análise do concreto logo após o fim do espalhamento, sendo classificado de 0 a 3 dependendo do nível de segregação e exsudação, como mostrado na Tabela 4.4.

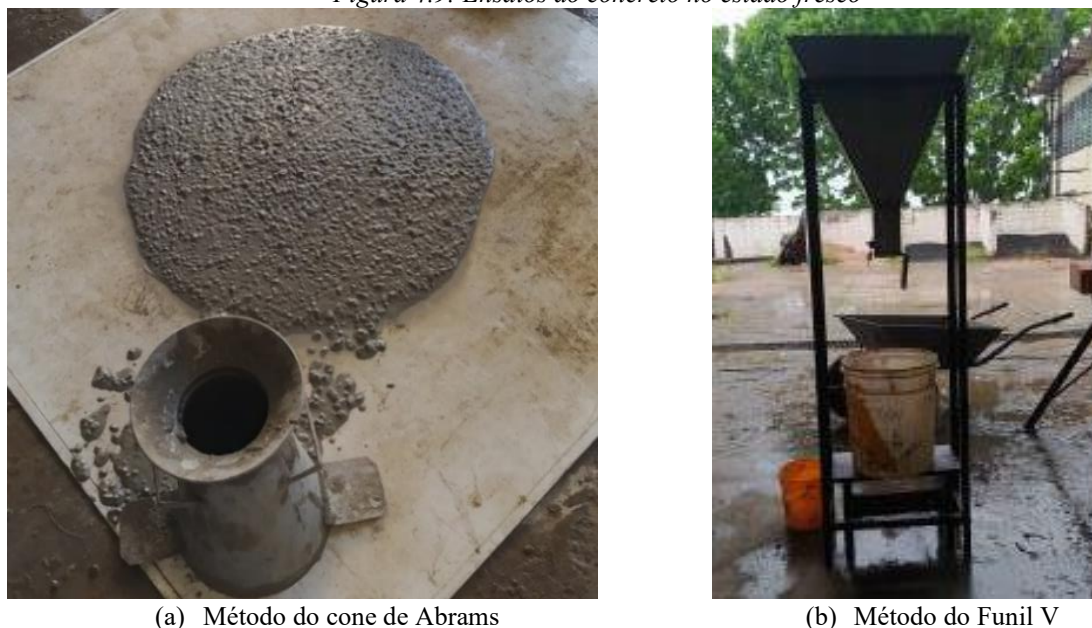
Tabela 4.4: Índice de espalhamento visual

Classe	IEV		
	Descrição	Vista Superior	Corte
IEV 0 (Altamente estável)	Sem evidência de segregação ou exsudação.		
IEV 1 (Estável)	Sem evidência de segregação e leve exsudação. (Figura 4.9(a))		
IEV 2 (Instável)	Presença de pequena auréola de argamassa (<10mm) e/ou empilhamento de agregados no centro do concreto.		
IEV 3 (Altamente instável)	Segregação claramente evidenciada pela concentração de agregados no centro do concreto ou pela dispersão de argamassa nas extremidades (auréola de argamassa > 10mm)		

Fonte: Autora

Utiliza-se o método do funil V para determinar a viscosidade do concreto fresco, por meio da medição do tempo de escoamento do concreto através de um dispositivo em forma de V. O ensaio consiste em encher um funil (Figura 4.9(b)) com o concreto fresco e abrir a passagem na base do funil permitindo que ele escoe livremente. A consistência do concreto é determinada pela medida do tempo que o material leva para fluir completamente para fora do funil.

Figura 4.9: Ensaio do concreto no estado fresco



(a) Método do cone de Abrams

(b) Método do Funil V

Fonte: Autora

Como foram necessárias 3 betonadas para a concretagem das duas lajes que utilizaram o concreto autoadensável, os resultados das propriedades do concreto no estado fresco são apresentados na Tabela 4.5 e são uma média das três betonadas, podendo ser considerado um concreto autoadensável.

Tabela 4.5: Propriedades do concreto no estado fresco

Ensaio	Parâmetro	Referência	Resultados (média)
Método do cone de Abrams	<i>Slump-flow</i>	660 a 750 mm	700
	t_{500}	< 2 s	1,7 s
	IEV	IEV 1	IEV 1 (Figura 4.9(a))
Método do Funil V	Viscosidade	< 9 s	4,5 s

Fonte: Autora

Para a determinação das propriedades do concreto no estado endurecido foram moldados corpos de prova (CP) cilíndricos de 100 mm x 200 mm e prismáticos com dimensões 150 mm x 150 mm x 500 mm para cada betonada, como mostrado na Tabela 4.6.

Tabela 4.6: Quantidade de corpos de provas

Concreto	Betonada	Corpos de prova cilíndricos (100 mm x 200 mm)	Corpos de prova prismáticos (dimensões 150 mm x 150 mm x 500 mm)
Reforçado com fibras	1	6	3
	2	6	3
Auto-adensável	3	6	3
	4	6	3
	5	6	3
Total		30	15

Fonte: Autora

A resistência à compressão (f_c) do concreto foi determinada aos 7 dias, na máquina hidráulica ELE® Autotest 2000, e nos dias dos respectivos ensaios, na máquina servohidráulica Instron Satec® 300 HVL 8506, na qual aplicou-se força continuamente no corpo de prova com controle de deslocamento. Para medição dos deslocamentos foram utilizados *Clip-Gages*, posicionados na face do corpo de prova. Desse ensaio, foram obtidos também os módulos de elasticidade (E_{cs}), calculados através da expressão proposta pela NBR 8522 (ABNT, 2017). No dia do ensaio de cada protótipo, foram realizados ensaios de flexão dos corpos de prova prismáticos na máquina hidráulica ELE® Autotest 2000, obtendo-se a resistência à tração (f_t).

Os resultados da resistência à compressão, à tração e do módulo de elasticidade dos CPs de cada betonada estão na Tabela 4.7, destacando que as betonadas 1 e 2 referem-se ao concreto reforçado com fibras e 3, 4 e 5 ao concreto autoadensável.

Tabela 4.7: Resultados dos ensaios dos concretos em estado endurecido

	Concreto	Reforçado com fibras				Auto-adensável					
	Dias	7		21		7			14		
	Betonada	1	2	1	2	3	4	5	3	4	5
Resistência à compressão	f_c [MPa]	32,03	33,80	38,01	39,48	36,52	36,12	35,80	40,44	39,93	38,24
	S_n [MPa]	0,63	0,31	1,78	0,97	0,62	0,55	0,44	0,92	0,18	0,84
	CV (%)	1,97	0,92	4,67	2,45	1,69	1,52	1,23	2,27	0,44	2,20
Resistência à tração	f_t [MPa]	-	-	3,95	4,18	-	-	-	3,34	4,00	3,89
	S_n [MPa]	-	-	0,22	0,21	-	-	-	0,05	3,33	0,17
	CV (%)	-	-	5,61	5,01	-	-	-	1,39	0,11	4,37
Módulo de elasticidade	$E_{c,s}$ [GPa]	-	-	28,44	31,42	-	-	-	29,22	28,75	32,33
	S_n [GPa]	-	-	2,34	1,78	-	-	-	0,62	0,93	1,56
	CV (%)	-	-	8,24	5,66	-	-	-	2,11	3,22	4,83

Fonte: Autora

Pode-se concluir que ambos os concretos atingiram altos valores de resistência à compressão já aos 7 dias, devido ao cimento utilizado (CPV-ARI). O concreto autoadensável apresentou maior resistência à compressão que o concreto reforçado com fibras, para todas as idades (14 e 21 dias), e, no dia do ensaio ambos superaram 35 MPa. Vale salientar que o concreto reforçado com fibras foi ensaiado com idade de 21 dias, havendo um acréscimo médio de resistência de 17,8% do 7º ao 21º dia. Por sua vez, o concreto autoadensável foi ensaiado aos 14 dias, com acréscimo médio de resistência de 9,4% do 7º ao 14º dia. Observa-se que, por apresentar maior resistência inicial, foi necessário ensaiar essas lajes antes dos 21 dias, evitando que o concreto moldado *in loco* superasse a resistência à compressão da laje pré-moldada (C40).

Nota-se que os valores da resistência à tração do concreto reforçado com fibras foram levemente maiores que do concreto autoadensável. É interessante analisar também como ficaram os corpos de prova prismáticos após o ensaio à flexão, como mostrado na Figura 4.10, comprovando melhoria na tração devido à presença das fibras de aço. Observa-se que no concreto reforçado com fibra foi aberta uma fissura, enquanto no concreto autoadensável houve a ruptura do corpo de prova.

Figura 4.10: Ensaio à flexão – resistência à tração



(a) Concreto reforçado com fibras



(b) Concreto autoadensável

Fonte: Autora

Já os valores obtidos para os módulos de elasticidade de cada corpo de prova foram bem similares para os dois concretos. Para o concreto reforçado com fibras, os coeficientes de variação foram mais elevados que no concreto autoadensável, indicando variabilidade nos resultados. Entretanto, ainda estão dentro dos limites aceitáveis, sendo inferiores a 10%.

4.2.2. AÇO DO PERFIL

A caracterização mecânica do aço foi realizada por meio de ensaio à tração no Núcleo de Ensaios de Materiais e Análise de Falhas (NEMAF) da EESC – USP, seguindo recomendações normativas da ASTM A370-19 (ASTM, 2019). Os corpos de prova foram extraídos dos perfis celulares, que são constituídos por chapas de aço soldadas do tipo ASTM A36, sendo três da alma e três das mesas. Os corpos de prova foram usinados na oficina mecânica da EESC – USP (SVMEMOT), conforme norma citada.

A Tabela 4.8 apresenta os valores médios de resistência ao escoamento (f_y), resistência à ruptura (f_u) e módulo de elasticidade dos corpos de prova ensaiados.

Tabela 4.8: Resistência à tração do aço

	Resistência ao escoamento (f_y) [MPa]	Resistencia à ruptura (f_u) [MPa]	Módulo de elasticidade [GPa]
Média	326,13	476,65	200




Fonte: Autora

Os valores normativos de resistência ao escoamento e resistência à ruptura para o aço ASTM A36 são em torno de 250 MPa e 400 MPa, respectivamente. A partir dos resultados do ensaio de tração das amostras, nota-se que a média desses resultados ultrapassou os valores normativos, resultado em perfis mais resistentes, o que é comprovado nos ensaios dos protótipos e na modelagem numérica.

4.3. PRODUÇÃO DOS MODELOS: MONTAGEM E CONCRETAGEM

No presente tópico, são abordados os temas destacados em laranja na Figura 4.2, referentes à execução das vigas celulares mistas parcialmente revestidas com laje alveolar (SCCFBHS), iniciada após a fabricação do concreto moldado *in loco*. Vale ressaltar que antes de iniciar a montagem dos exemplares foi feita a instrumentação das barras de aço e dos perfis celulares. Todas as etapas foram realizadas com o auxílio dos técnicos do Laboratório e são descritas na Tabela 4.9.

Tabela 4.9: Etapas de montagem, concretagem, adensamento e cura dos modelos

Figura	Descrição
	<p>A montagem dos modelos físicos foi iniciada com a abertura das laterais das formas de madeira, para o encaixe das lajes alveolares na mesa do perfil. Posteriormente, as laterais foram recolocadas e as armaduras e telas soldadas foram posicionadas, finalizando a montagem.</p>
	<p>O concreto foi lançado manualmente sobre as lajes alveolares, visando preencher as aberturas das lajes e do perfil, sendo nivelado pela face superior da mesa superior do perfil. No modelo reforçado com fibras foi necessário o uso do vibrador de imersão convencional para adensamento. Para os demais modelos, não foi necessária a vibração mecânica, pois foi utilizado concreto autoadensável. O acabamento das superfícies das lajes foi feito manualmente.</p>
	<p>Para cada betonada foram moldados nove corpos de prova cilíndricos e três prismáticos, devidamente adensados e curados sob as mesmas condições dos respectivos protótipos, que durou 7 dias.</p>

(c) Moldagem dos corpos de prova e cura úmida

Fonte: Autora

Após o período de cura, os protótipos foram desformados e foi iniciada a instrumentação do concreto. Para transportar os modelos foi utilizada a ponte rolante, presa nas alças de içamento do perfil de aço. O processo de instrumentação e montagem do ensaio é mostrado a seguir.

4.4. INSTRUMENTAÇÃO E ESQUEMA DE ENSAIO

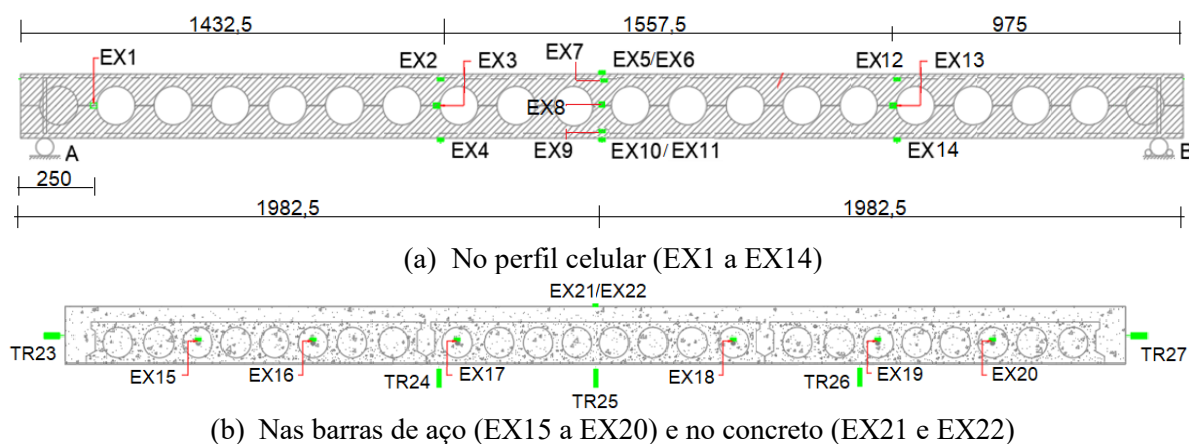
De acordo com a Figura 4.2, no presente tópico são abordados os temas nas cores amarela e azul. A instrumentação dos componentes do sistema estrutural foi realizada conforme apresentado na Tabela 4.10 e na Figura 4.11, sendo feita a instrumentação do perfil e barras de aço antes da concretagem e do concreto, depois do período de cura.

Tabela 4.10: Descrição dos instrumentos de medição

Deformação	Extensômetro	Referência
Perfil de aço	14 KYOWA, modelo KFG-5-120-C1-11	EX1 a EX14
Barras de aço	6 KYOWA, modelo KFG-5-120-C1-11	EX15 a EX20
Concreto	2 KYOWA, modelo KFG-10-120-C1-11	EX21 e EX22
Deslocamento	Transdutores	Referência
Deslizamento na interface aço-concreto	2 VISHAY, modelo HS25, curso = 25 mm	TR23 e TR27
Deslocamento vertical	3 KYOWA, modelo DT-100-A, curso = 100 mm	TR24, TR25 e TR26

Fonte: Autora

Figura 4.11: Posição dos extensômetros

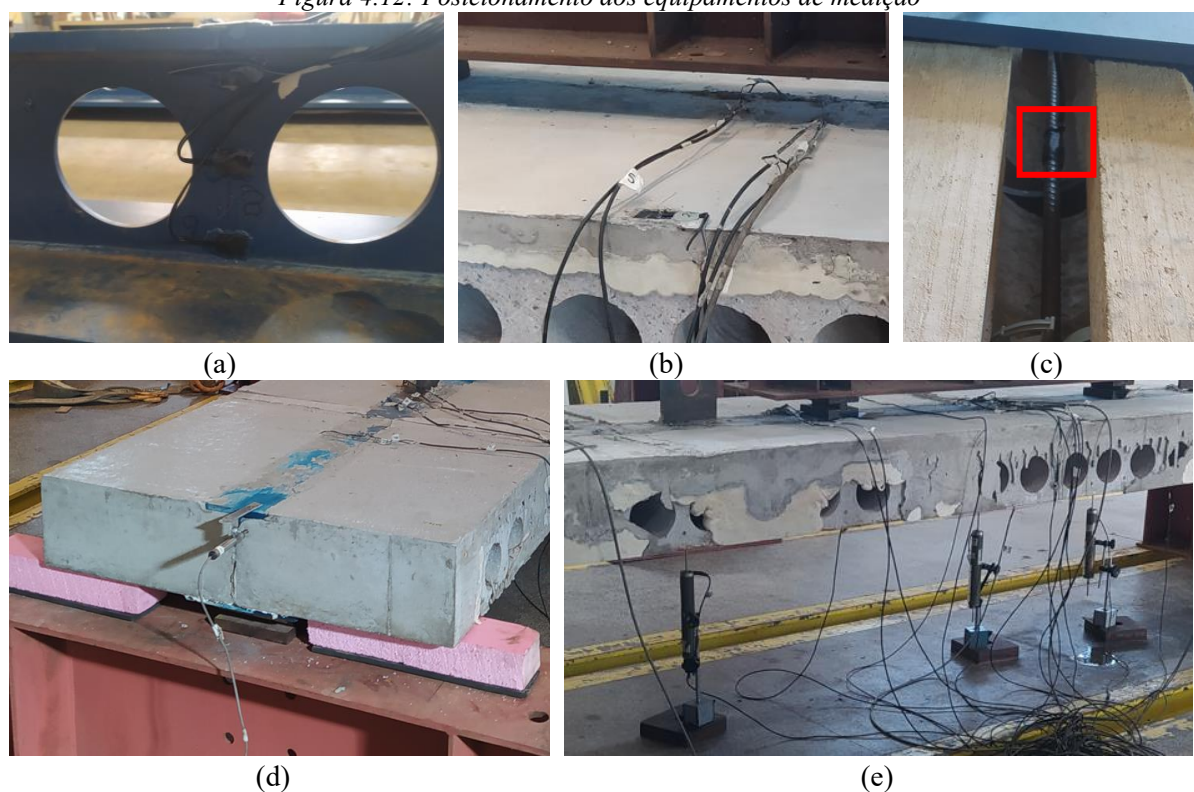


Fonte: Autora

Observa-se na Figura 4.11 que os extensômetros foram posicionados no meio do vão do perfil de aço (EX7, EX8 e EX9), na seção de aplicação da força (EX2, EX3 e EX4), no quarto do vão da viga (EX12, EX13 e EX14) e na extremidade da primeira abertura (EX1). A decisão desses locais levou em conta monitorar a maior quantidade de pontos possíveis, considerando a limitação financeira. Assim, aproveitou-se da simetria do modelo para posicionar os

extensômetros em distâncias diferentes em cada lado. Esses extensômetros foram protegidos com Araldite, para evitar que fossem danificados no processo de concretagem, como mostrado na Figura 4.12(a). No concreto foram posicionados dois extensômetros simétricos no meio do vão, para acompanhar a compressão na capa de concreto, Figura 4.12(b). Todas as barras de aço foram instrumentalizadas no meio do seu comprimento e protegidas com fita isolante, Figura 4.12(c). A Figura 4.12(d) mostra o posicionamento do transdutor para medir o deslizamento relativo nas extremidades e a Figura 4.12(e) apresenta os três transdutores utilizados para medir o deslocamento vertical, estando nas mesmas linhas dos extensômetros do perfil (meio do vão - TR25, quarto do vão – TR26 e seção de aplicação da força – TR24).

Figura 4.12: Posicionamento dos equipamentos de medição



Fonte: Autora

Por se tratar de um ensaio de flexão em quatro pontos, foram aplicadas duas forças verticais a 1350 mm dos apoios. Por segurança, foi utilizado apoio fixo nas duas extremidades da viga e, para evitar o tombamento, as lajes foram apoiadas em EPS flexível. A força vertical foi aplicada por um atuador servo-hidráulico MTS® com capacidade nominal de 500 kN e curso de pistão de 150 mm. Utilizou-se vigas de aço para distribuir o carregamento e célula de carga com rótula acoplada e capacidade nominal de 500 kN para medir a força aplicada (Figura 4.13). O atuador servo-hidráulico e a célula de carga foram colocados no pórtico de reação, que tem capacidade de 500 kN. O ensaio foi realizado com controle do deslocamento do pistão do atuador, com

taxa de deslocamento de 0,02 mm/s. Os valores de deformação e deslocamento foram registrados pelo sistema de aquisição de dados da marca *Measurements Group* e modelo *System 5000*, com capacidade de 90 canais, sendo usados no máximo 29, sendo 22 para extensômetros, 5 para transdutores, 1 para força aplicada e 1 para deslocamento aplicado.

Figura 4.13: Vista geral e esquema de ensaio



Fonte: Autora

Ressalta-se que o ensaio do SF1 foi levado até a ruptura do concreto na região comprimida; para o SF2 o ensaio foi pausado quando se atingiu o limite de deslocamento do transdutor no meio do vão, de 100 mm; para o protótipo SF3, optou-se por pausar o ensaio logo que a força começou a decrescer, devido à elevada capacidade resistente do sistema, implicando na limitação de capacidade do pórtico de reação.

Dessa forma, objetivou-se analisar o comportamento global do SCCFBHS, buscando obter resultados do comportamento à flexão, como o gráfico “Força aplicada *versus* deslocamento no meio do vão” e do comportamento ao cisalhamento, como o gráfico “Força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto”, avaliando principalmente a influência do concreto de preenchimento do alvéolo e a contribuição de barras de aço para a transferência de forças entre aço-concreto. Os resultados do ensaio experimental são apresentados e discutidos a seguir.

4.5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Foram realizados ensaios de flexão em três protótipos da viga mista celular parcialmente revestida composta por laje alveolar (SCCFBHS), variando a presença de barras de aço passando pelos alvéolos (SF1, sem barras e SF2, com 6 barras) e o concreto de preenchimento

utilizado (SF2, autoadensável, e SF3, reforçado com fibras de aço). Como mostrado na Figura 4.1, os resultados dos ensaios de flexão dos protótipos foram divididos em sete tópicos, sendo eles:

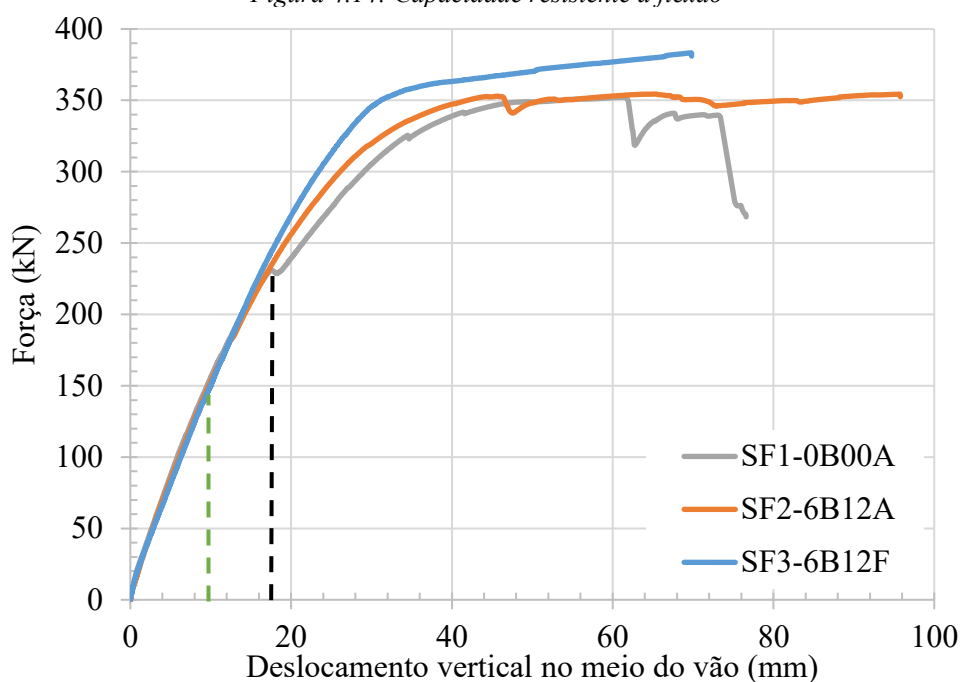
- Capacidade resistente à flexão: Análise dos gráficos “Força aplicada *versus* Deslocamento no meio do vão”;
- Panorama de fissuração: Análise das fissuras e modos de falhas dos protótipos;
- Deslizamento relativo das extremidades: Análise dos gráficos “Força aplicada *versus* Deslizamentos na interface aço-concreto”;
- Deformações nas barras passantes: Análise dos gráficos “Força aplicada *versus* Deformação”, medida nos extensômetros posicionados no centro das barras;
- Deformações no perfil: Análise dos gráficos “Força aplicada *versus* Deformação”, medida nos extensômetros posicionados no perfil de aço e previsão da linha neutra plástica dos protótipos;
- Deformações no concreto: Análise dos gráficos “Força aplicada *versus* Deformação”, medida nos extensômetros posicionados no centro da capa de concreto.
- Análise comparativa entre os modelos: Comparar percentualmente a capacidade resistente e avaliar a evolução da linha neutra nos modelos.
- Comparação com resultados teóricos: Comparação dos resultados dos momentos máximos experimentais com os teóricos e das forças cortantes máximas experimentais e teóricas, que foram apresentados no Capítulo 3.

4.5.1. CAPACIDADE RESISTENTE À FLEXÃO

Visando analisar a capacidade resistente à flexão dos três protótipos de viga mista celular parcialmente revestida composta pela laje alveolar (SCCFBHS), foi montado o gráfico “Força aplicada *versus* Deslocamento no meio do vão”, mostrado na Figura 4.14. A Tabela 4.11 apresenta os valores das forças máximas e deslocamento correspondente para cada protótipo.

Além disso, duas linhas tracejadas foram incluídas no gráfico. A primeira (verde) indica o limite normativo da ABNT NBR8800 (2024), que estabelece deslocamento vertical máximo em vigas de piso de $L/350$ para o Estado Limite de Serviço, que corresponde ao valor de 10,9 mm para o modelo em estudo. Observa-se que nesse ponto, os três modelos ainda se encontram na fase elástico-linear, com força aplicada de aproximadamente 150 kN e não apresentam diferença de comportamento. A segunda linha tracejada (preta) indica o ponto de mudança de rigidez dos modelos, em um deslocamento de aproximadamente 17,5 mm e força de 230 kN.

Figura 4.14: Capacidade resistente à flexão



Fonte: Autora

Tabela 4.11: Força máxima e deslocamento correspondente

Protótipo	Força máxima [kN]	Deslocamento correspondente [mm]
SF1-0B00A	352,14	61,19
SF2-6B12A	354,41	65,39
SF2-6B12F	383,29	69,74

Fonte: Autora

Inicialmente, para os três protótipos, o carregamento foi resistido pelo perfil de aço, com o concreto aumentando a rigidez do sistema, em comparação com o perfil isolado (Figura 5.25). A partir da força de aproximadamente 230 kN, ainda na fase elástica, houve a primeira diferença no comportamento dos protótipos: alteração da rigidez, o que evidencia a influência da conexão de cisalhamento na fase elástica dos modelos. No modelo SF1 nota-se uma descontinuidade, com leve queda na rigidez, momento em que foi possível observar o início da fissuração na parte central da capa de concreto (Figura 4.16). Os modelos SF2 e SF3 também apresentam diferença na rigidez, sendo o SF3 mais rígido que o SF2.

Analisando a Figura 4.14, após o início da plastificação do perfil e da fissuração da laje alveolar e da capa de concreto, constata-se o início da estabilização da força e crescimento dos deslocamentos verticais. Nesse ponto, os modelos exibiram diferenças significativas, discutidas a seguir.

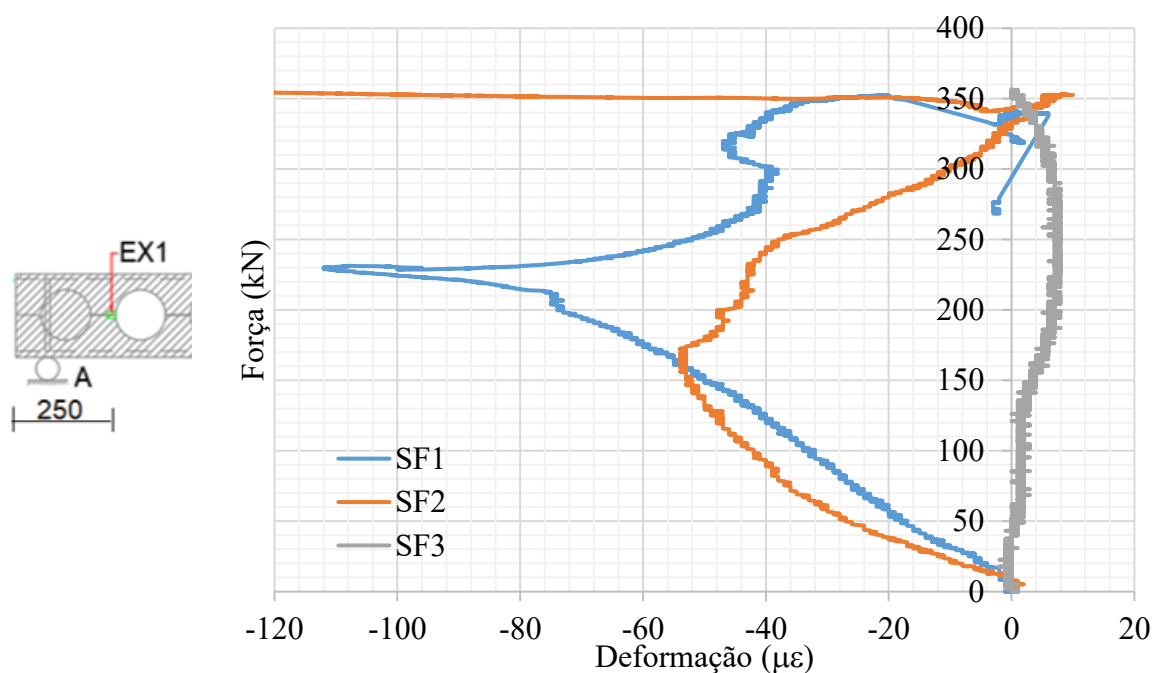
Observa-se que os protótipos SF1 e SF2 apresentaram valores de força máxima e deslocamento no meio do vão bem próximos. Entretanto, nota-se que no SF1, modelo sem a presença de

barras transversais, ocorre uma ruptura brusca do sistema ao atingir aproximadamente 62 mm de deslocamento no meio do vão, com o esmagamento do concreto da capa estrutural na região central. O modelo SF2, por outro lado, atingiu a força máxima e apresentou uma leve queda de resistência em aproximadamente 46 mm, mas se recuperou e continuou deslocando de forma dúctil até atingir o limite do transdutor do meio do vão (100 mm).

O protótipo com concreto reforçado com fibras de aço (SF3) apresentou valor mais elevado de força máxima, mostrando que o concreto de preenchimento exerce influência nos resultados obtidos, principalmente na rigidez e na capacidade resistente. Além disso, o comportamento do sistema se mostrou dúctil até a paralização do ensaio, feita por questões de segurança relacionadas à capacidade do pórtico de reação, logo após a força começar a decrescer.

A Figura 4.15 apresenta os valores de deformação do extensômetro 1 (EX 1) dos três modelos, até a força de 250 kN. Esse extensômetro está posicionado na extremidade da abertura mais próxima ao apoio e busca evidenciar a diferença dos três modelos na concentração de tensões nessa região, ainda na fase elástica, devido ao tipo de conexão de cisalhamento empregada.

Figura 4.15: Deformação no perfil de aço na extremidade da abertura 1



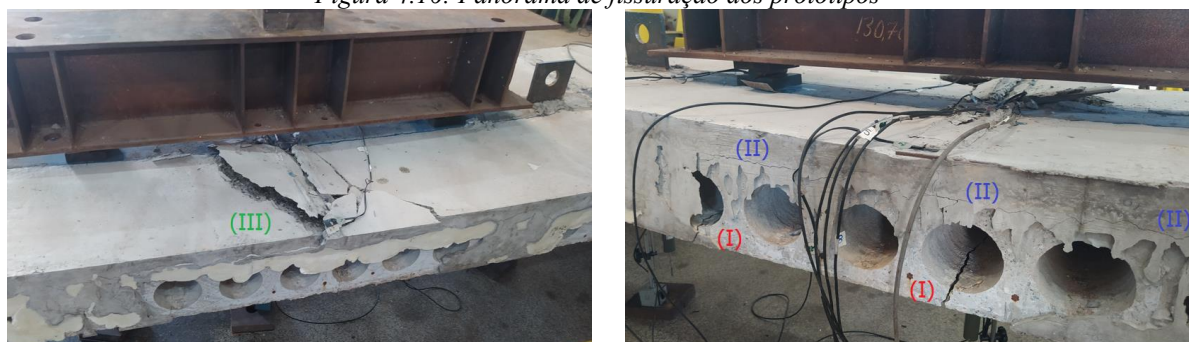
Fonte: Autora

A partir da Figura 4.15 observa-se, para a força de 230 kN, uma maior deformação no modelo SF1, seguido do SF2 e posteriormente do SF3, evidenciando maior concentração de tensões nos dois primeiros modelos, o que colabora com a perda de rigidez mostrada na Figura 4.14.

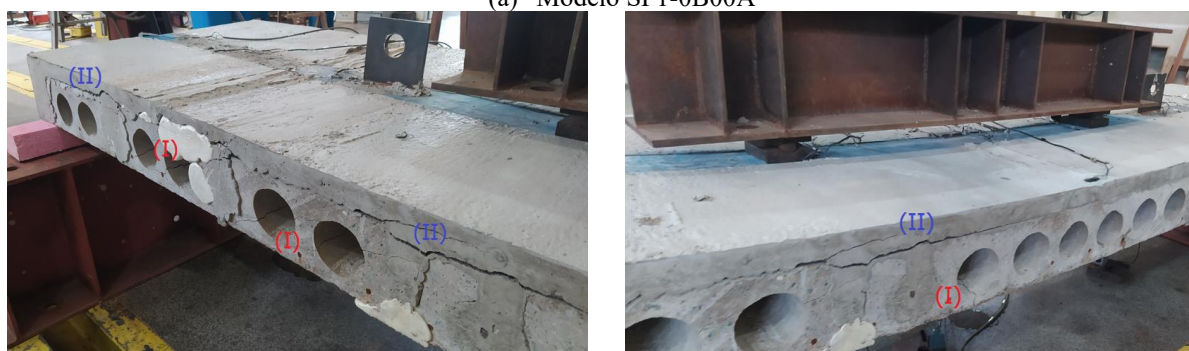
4.5.2. PANORAMA DE FISSURAÇÃO

A Figura 4.16 apresenta o panorama de fissuração dos três protótipos ensaiados ao final do ensaio. Lembra-se que o único modelo que atingiu a ruptura foi o SF1, com o esmagamento do concreto da capa estrutural no centro do vão. Os demais ensaios foram interrompidos devido à limitação no deslocamento do transdutor de 100 mm para o SF2, e na capacidade do pórtico de reação para o protótipo SF3.

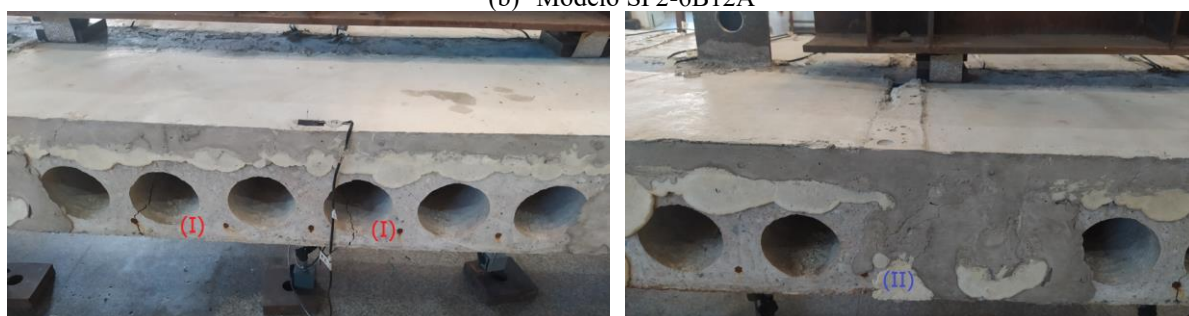
Figura 4.16: Panorama de fissuração dos protótipos



(a) Modelo SF1-0B00A



(b) Modelo SF2-6B12A



(c) Modelo SF3-6B12F



(d) Exemplo do Modelo SF3-6B12F

Fonte: Autora

Observa-se o mesmo padrão de fissuração nos três modelos: (I) abertura de fissuras na parte inferior dos alvéolos da laje alveolar, região tracionada; (II) descolamento da capa de concreto da laje alveolar e fissuras no concreto da chave de cisalhamento; e, para o protótipo SF1, (III) esmagamento do concreto na região comprimida do meio do vão.

O protótipo SF1 começou a apresentar fissuras na capa de concreto, região superior central, na força de aproximadamente 230 kN (65% da força máxima), quando é possível ver no gráfico da Figura 4.14 uma leve perda de rigidez da estrutura e, no gráfico da Figura 4.17, quando se iniciou um deslizamento das extremidades mais acentuado. Em seguida, observou-se a abertura das fissuras nos alvéolos sem preenchimento da laje pré-moldada, na parte inferior, região tracionada, começando no trecho de maior momento fletor, seguindo ao longo do comprimento em direção aos apoios. O esmagamento do concreto, como mostrado na Figura 4.16(a), aconteceu ao atingir um deslocamento de aproximadamente 62 mm. Neste ponto, a força começou a decrescer acentuadamente e o deslocamento a aumentar, atingindo no final do ensaio o deslocamento de 76,6 mm quando foi pausado por segurança, como mostrado na Figura 4.14.

O modelo SF2 se comportou de forma semelhante ao anterior, mas as primeiras fissuras começaram a aparecer na capa estrutural e na laje alveolar somente na carga de 320 kN (90,3% da força máxima). A Figura 4.16(b) mostra que as fissuras longitudinais de fendilhamento, com descolamento da capa de concreto, foram bastante acentuadas ao final do ensaio, mas lembre-se que nesta análise o deslocamento no meio do vão já era de 96 mm. Devido à presença de barras passantes, não ocorreu o esmagamento do concreto até o momento em que o ensaio foi pausado, mostrando que as barras contribuíram para a ductilidade do modelo.

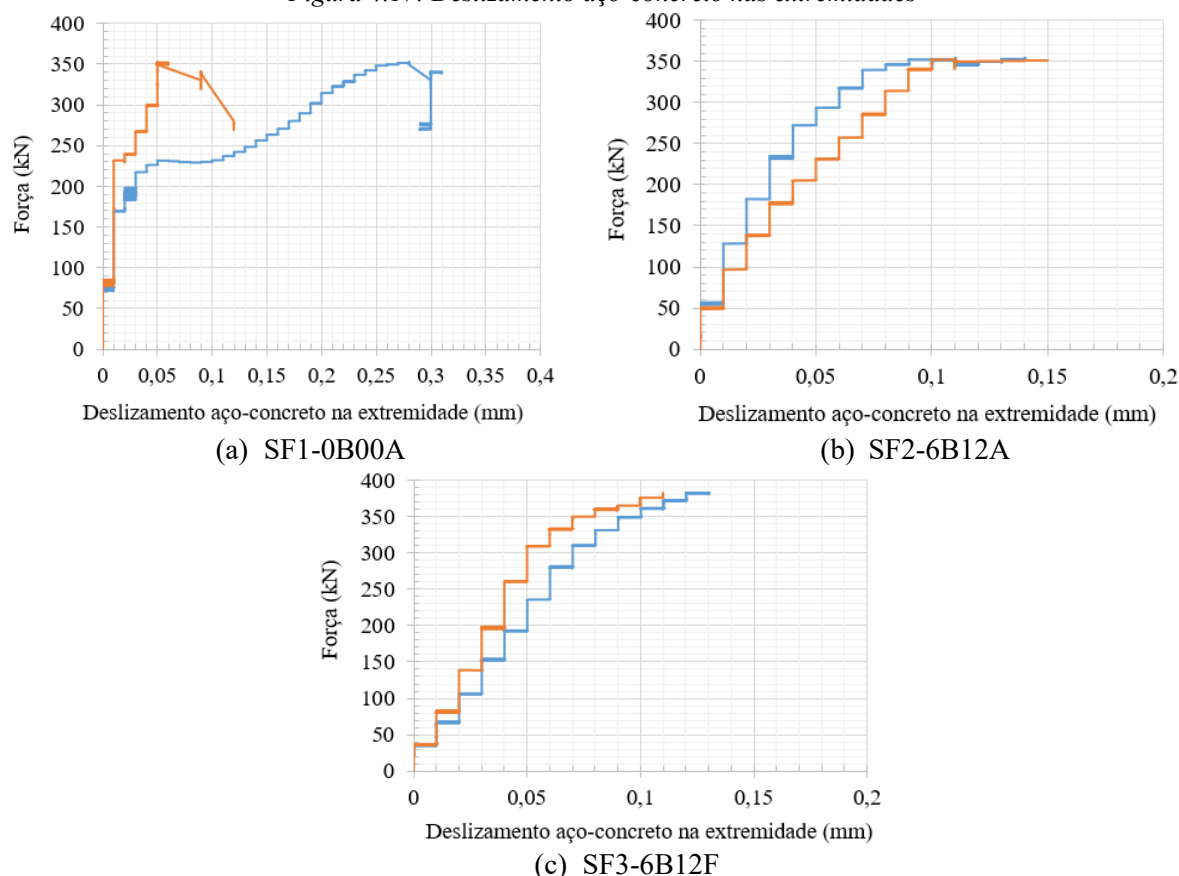
No modelo SF3, as primeiras fissuras apareceram nas lajes pré-moldadas, não influenciando no gráfico da Figura 4.14, no qual houve uma pequena perturbação apenas ao atingir a carga de 370,8 kN (96,7% da força final), quando pequenas fissuras começaram a aparecer nas chaves de cisalhamento e na capa de concreto. Entretanto, até o deslocamento de 70 mm, quando atingiu a força máxima, as fissuras na capa de concreto eram quase imperceptíveis, sendo as fissuras no concreto pré-moldado as mais críticas (Figura 4.16(c)).

Os perfis de aço dos três modelos apresentaram deformações permanentes, com curvatura acentuada, como mostrado na Figura 4.16(d), evidenciando que, ao fim do ensaio, estavam no regime plástico. Entretanto, os perfis não apresentaram nenhuma fissura, devido à sua alta rigidez.

4.5.3. DESLIZAMENTO NA INTERFACE AÇO-CONCRETO

Medir o deslizamento entre o perfil de aço e a laje de concreto é de fundamental importância para avaliar o comportamento conjunto dos pisos mistos. Esse deslizamento foi medido por transdutores de deslocamento fixados nas extremidades do perfil e posicionados na laje. O resultado é mostrado na Figura 4.17 para os três protótipos, sendo cada curva o resultado de uma extremidade.

Figura 4.17: Deslizamento aço-concreto nas extremidades



(d) Posicionamento dos transdutores

Fonte: Autora

Observa-se que o protótipo SF1 foi o que teve maior deslizamento relativo, principalmente após a força de 230 kN (65% da força máxima). Nesse ponto é possível observar a perda de rigidez, com início da fissuração da capa de concreto e da região tracionada da laje alveolar. Nota-se também que, ao atingir a carga de aproximadamente 350 kN, ocorre uma queda brusca no gráfico, indicando a ruptura do protótipo. Apesar dos deslizamentos marcados nos dois transdutores terem sido assimétricos, com um dos lados do modelo deslizando mais que o outro, ambos os valores foram baixos, com no máximo 0,3 mm. Esse baixo valor de deslizamento

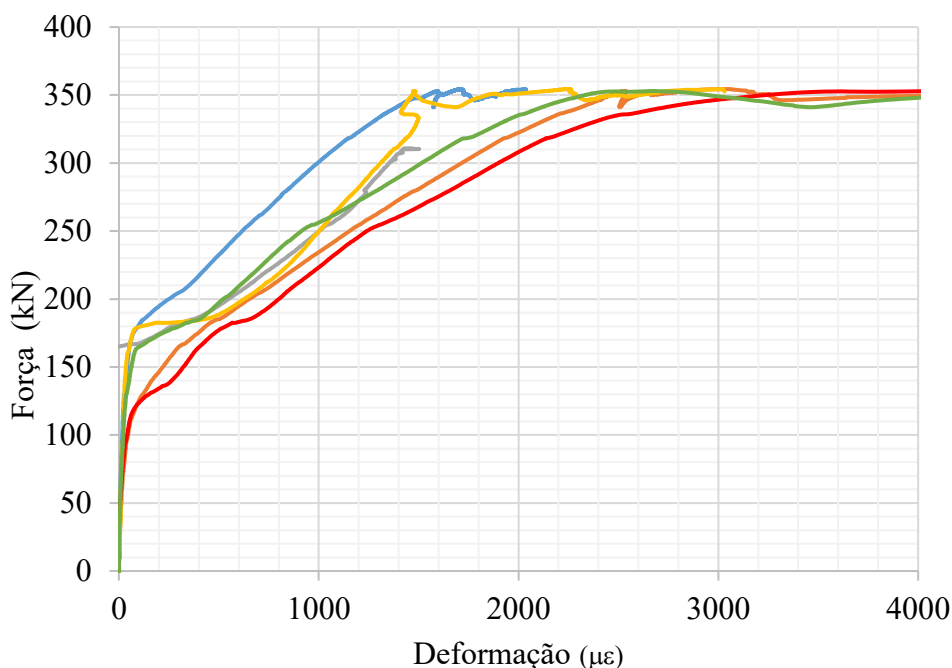
indica que o pino de concreto atuou bem na conexão entre o aço e o concreto, entretanto, comparativamente com os outros dois modelos, foi inferior na sua função. A assimetria dos resultados pode ser justificada por algum problema de posicionamento de um dos transdutores, como aproximações de distâncias adotadas durante a montagem do ensaio.

Os comportamentos dos outros dois modelos foram semelhantes entre si, apresentado resultados quase simétrico e de baixo valor, com máximo de 0,16 mm para o SF2 e 0,12 mm para o SF3. Esses valores indicam que as barras de aço atravessando as aberturas melhoraram a interação aço-concreto, em comparação com o SF1. Além disso, o comportamento dos gráficos mostra que não houve ruptura dos modelos. Nota-se que o modelo com concreto reforçado com fibras, além de melhorar essa interação, melhorou também a capacidade resistente, pois atingiu maior força máxima com menor deslizamento.

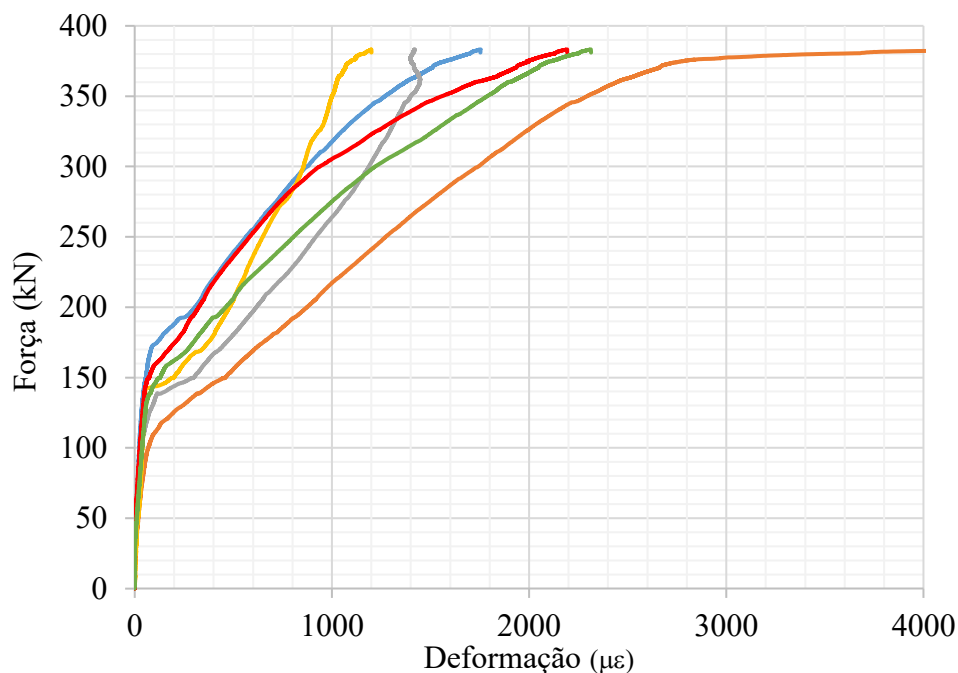
4.5.4. DEFORMAÇÃO AXIAL DAS BARRAS PASSANTES

Os modelos SF2 e SF3 adotaram barras passando por seis alvéolos do perfil e da laje pré-moldada. Assim, cada uma delas foi instrumentalizada com um extensômetro no centro, ponto que atravessa o perfil, obtendo-se os resultados apresentados na Figura 4.18.

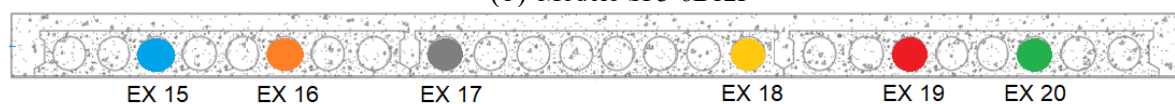
Figura 4.18: Deformação axial das barras de aço



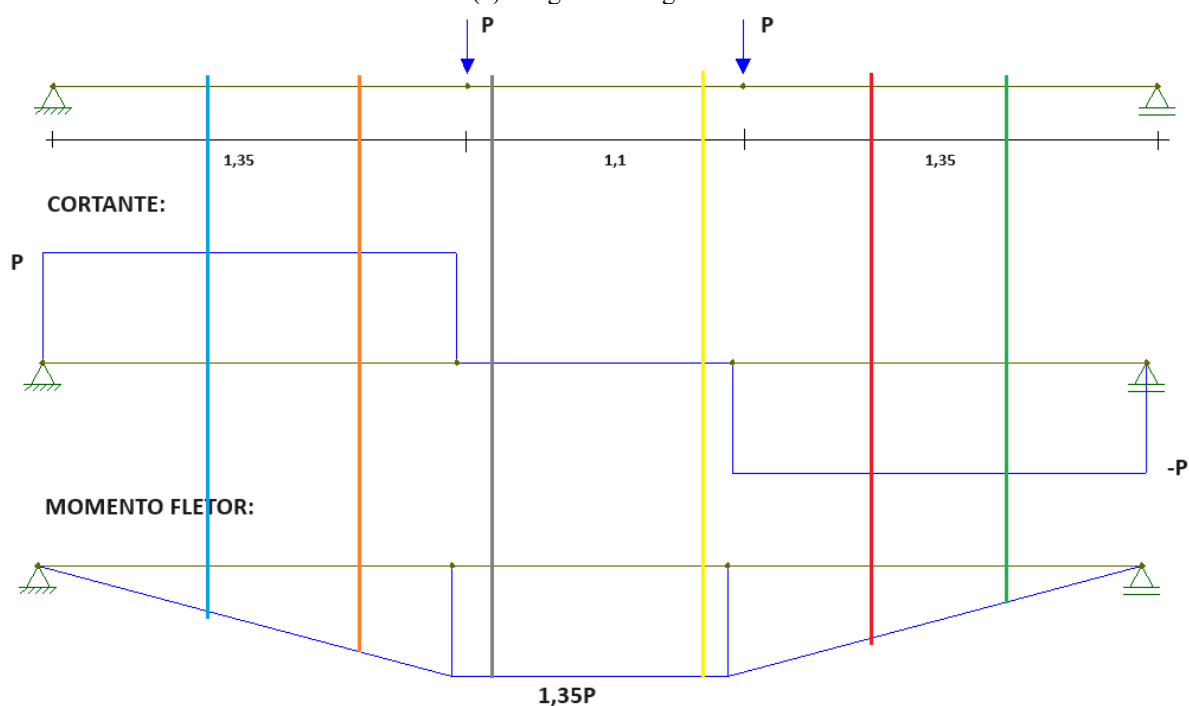
(a) Modelo SF2-6B12A



(b) Modelo SF3-6B12F



(c) Legenda dos gráficos



(d) Diagrama de esforços solicitantes dos modelos (medidas em m e kN)

Fonte: Autora

As barras foram adicionadas nos modelos SF2 e SF3 com o objetivo de melhorar a conexão de cisalhamento do sistema. De acordo com o diagrama de esforços (Figura 4.18(d)), espera-se que as barras mais solicitadas sejam as duas mais próximas dos apoios (EX 15, EX 16, EX 19 e EX 20), que estão sujeitas à força cortante, enquanto as duas centrais (EX 17 e EX 18) não

recebem esse esforço. Além disso, devido a simetria do modelo, também se pressupõe que o EX 15 terá valores semelhantes ao EX 20, o mesmo acontecendo entre o EX16 e EX 19 e o EX 17 e o EX 18.

Entretanto, a partir dos gráficos dos dois modelos, observa-se uma mesma tendência de comportamento dos extensômetros EX 15, EX 16, EX 19 e EX 20, mas com valores bem variados, inclusive comparando-os com seus simétricos. Nota-se a existência de duas rigidezes distintas, uma que vai do zero até a força entre 100 e 200 kN, indicando o ponto de início da deformação significativa, e outra que vai desse ponto até a força máxima do sistema, quando começam a plastificar. Nos dois modelos a barra correspondente ao EX 16 foi a que primeiro começou a apresentar deformações significativas, sendo acompanhada pela barra EX 19, sua simétrica, no modelo SF2. Essas barras também são aquelas que apresentam maiores deformações, para determinada força. Evidencia-se que as barras EX 16 e EX 19 estão sujeitas à combinação de efeitos, sendo solicitadas não só pela força cortante, mas também pelo momento fletor, antecipando o início das deformações e aumentando-as, em comparação com as demais.

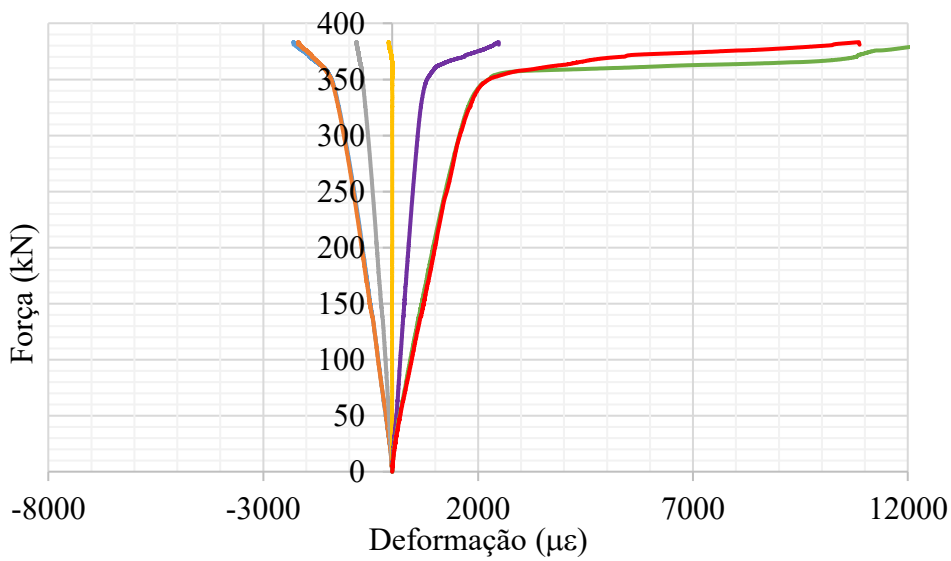
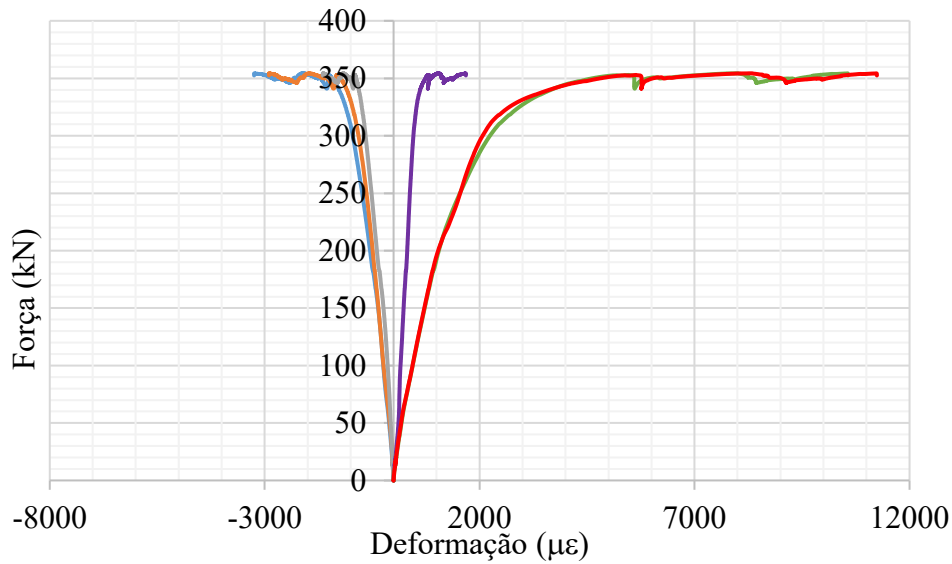
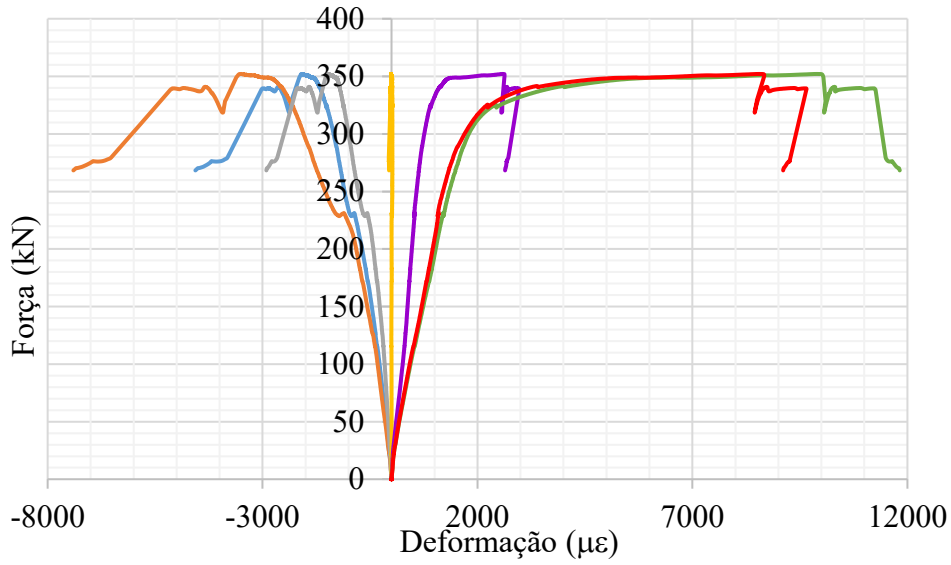
Além disso, constata-se pela Figura 4.18 que as rigidezes das barras EX 15, EX 16, EX 19 e EX 20 são iguais, enquanto as barras EX 17 e EX 18 apresentam uma maior segunda rigidez e assim, deformam menos a cada acréscimo de força, quando comparadas às outras barras. Acredita-se que isso se deve ao fato dessas barras estarem sujeitas apenas ao momento fletor.

Por fim, nota-se também que no modelo SF2 todas as barras encontram-se plastificadas ao final do ensaio, enquanto no SF3, apenas a barra EX 16 atingiu a plastificação. Ou seja, mesmo submetidas à menor esforço, as barras do modelo SF2 trabalharam mais devido à diferença no concreto utilizado.

4.5.5. DEFORMAÇÃO DO PERFIL DE AÇO

As deformações médias no perfil de aço no meio do vão são apresentadas na Figura 4.19, para os modelos SF1, SF2 e SF3, respectivamente. Ressalta-se que o extensômetro 8 (EX 8) do modelo SF2 apresentou problema nas leituras marcando apenas algumas leituras. Além disso, os extensômetros 5 e 6 são simétricos, assim como o 10 e 11, devendo apresentar valores próximos.

Figura 4.19: Deformação no perfil de aço no meio do vão



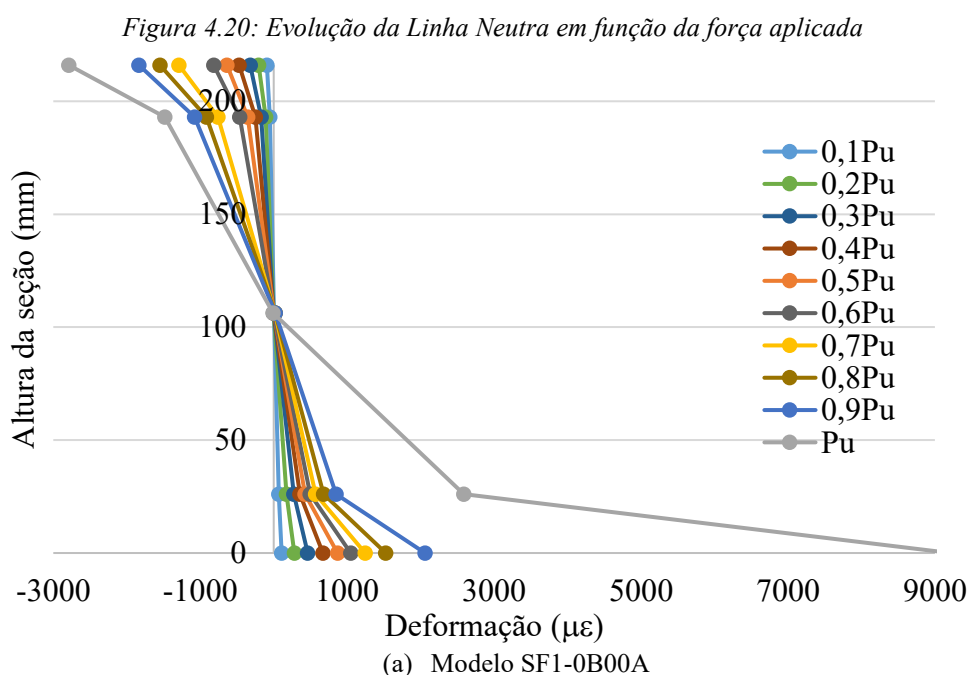
Fonte: Autora

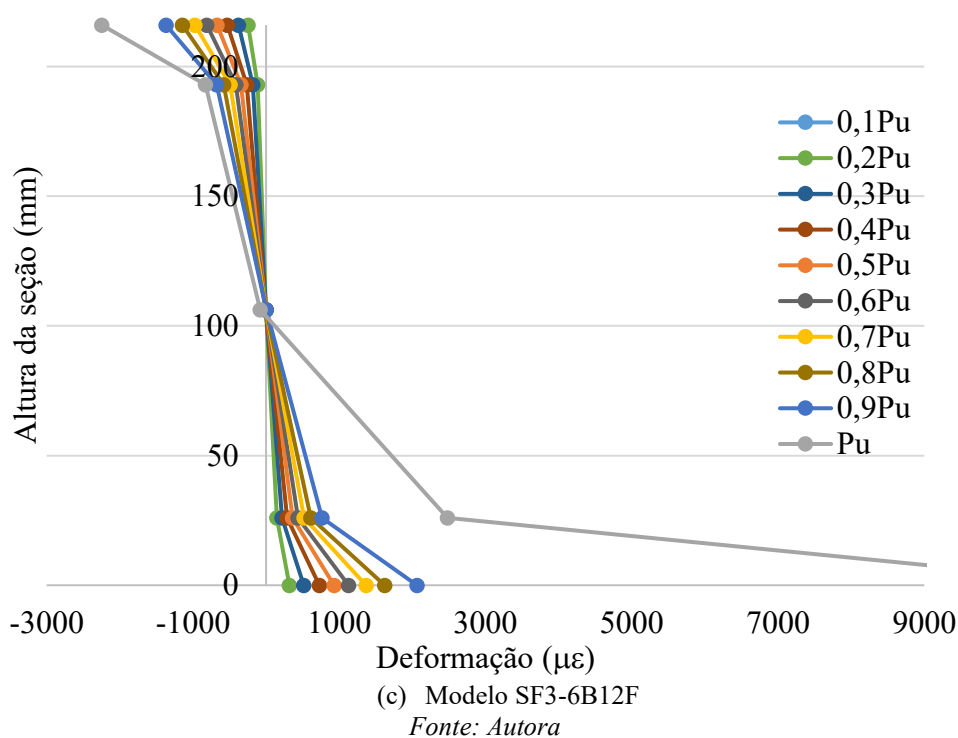
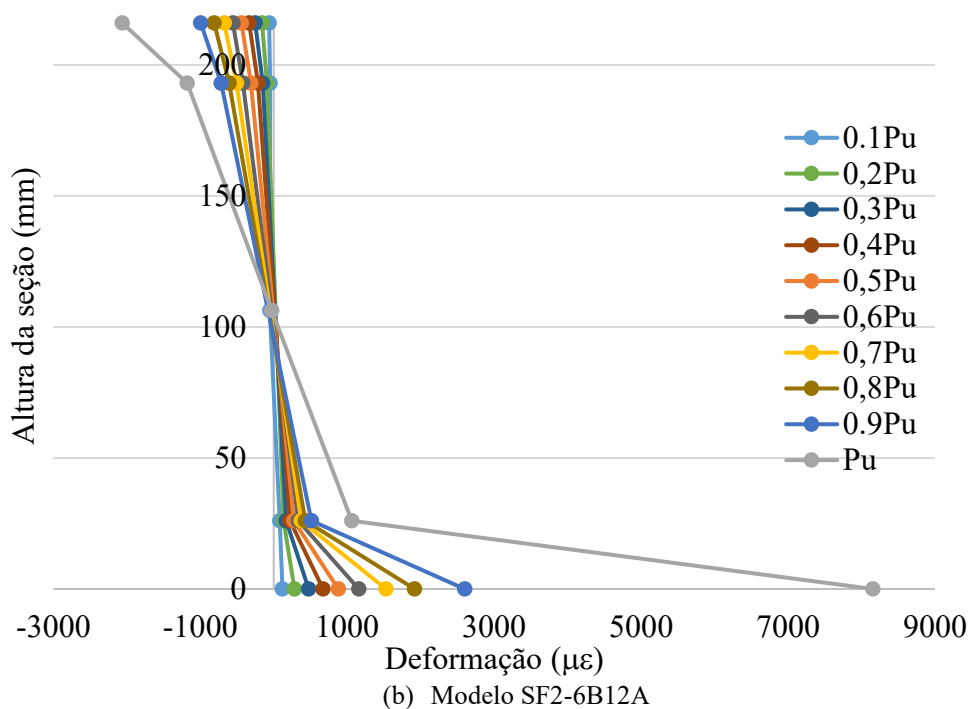
Aplicando-se a Lei de Hooke para calcular a deformação de início de plastificação do perfil, encontramos que esta seria de aproximadamente 1630 ($\mu\epsilon$). Observa-se, para todos os modelos, que os extensômetros posicionados na região tracionada (EX 10 e EX 11) obtiveram maiores deformações e foi a região por onde foi iniciada a plastificação da seção.

Na Figura 4.19(a) é possível observar o momento de ruptura do protótipo, com a força decaindo bruscamente e as deformações aumentando. Nota-se que quando isso aconteceu a mesa inferior já estava bastante plastificada, mas a mesa superior tinha acabado de entrar na fase plástica. Nos demais modelos não ocorre a ruptura do protótipo, entretanto, também é possível observar a mesa inferior muito plastificada e a superior menos.

Nos modelos SF1 e SF3 observamos a simetria entre o lado tracionado e comprimido na fase linear, com o EX 8 marcando deformação nula. Já no modelo SF2, não se confirma a simetria, devido ao problema no EX 8. A partir desses valores, é possível identificar a posição da linha neutra plástica da seção, como será visto a seguir.

Como foi possível analisar nos pontos anteriores, não há indícios de que tenha ocorrido ruptura da conexão de cisalhamento nos modelos ensaiados ou algum movimento que possa indicar uma separação das linhas neutras dos componentes de aço e de concreto. Por isso, é possível considerar que a posição da linha neutra plástica (LNP) da seção mista pode ser medida pelos extensômetros do perfil de aço. A Figura 4.20 apresenta o gráfico “Altura da seção transversal *versus* deformação”, objetivando encontrar a posição dessa linha neutra plástica a partir dos resultados obtidos pelos extensômetros mostrados anteriormente.





No modelo SF1, nota-se que o ponto que a curva corta o eixo y (deformação 0) foi exatamente o da posição do extensômetro EX 8, na meia altura da alma do perfil de aço. Logo, para esse protótipo, a LNP está localizada a 109,75 mm da base da mesa inferior. No modelo SF3 a LNP permanece no meio da seção, estando também a 109,75 mm da base da mesa inferior. Devido aos problemas na leitura do EX 8 no modelo SF2, a definição da LNP ficou comprometida, não podendo definir com precisão sua posição. Entretanto, analisando os modelos SF1 e SF3 e o valor capturado em 0,1Pu e Pu, conclui-se que as barras de aço e o concreto reforçado com

fibras não modificaram a posição da LNP, podendo estimar que para o modelo SF2 também não ocorre essa mudança, estando a 109,75 mm da base da mesa inferior.

Quando analisados os gráficos com maiores espaçamentos entre os carregamentos e diminuindo a faixa de deformação (Figura 4.21), pode-se visualizar melhor a pouca variabilidade da posição da LNP nos sistemas. No caso do modelo SF2, foram adicionados os pontos em 0,1Pu e Pu, pois foram os pontos que obtiveram leituras.

Segundo Pereira Júnior (2022), para um melhor aproveitamento das características dos materiais, a linha neutra plástica deve estar posicionada na abertura do perfil celular, passando pelo alvéolo da laje pré-moldada, como visto na Figura 4.22. Nessa posição, a LNP garante que o volume de concreto tracionado seja pequeno, aproveitando mais volume de aço para resistir à essa tração.

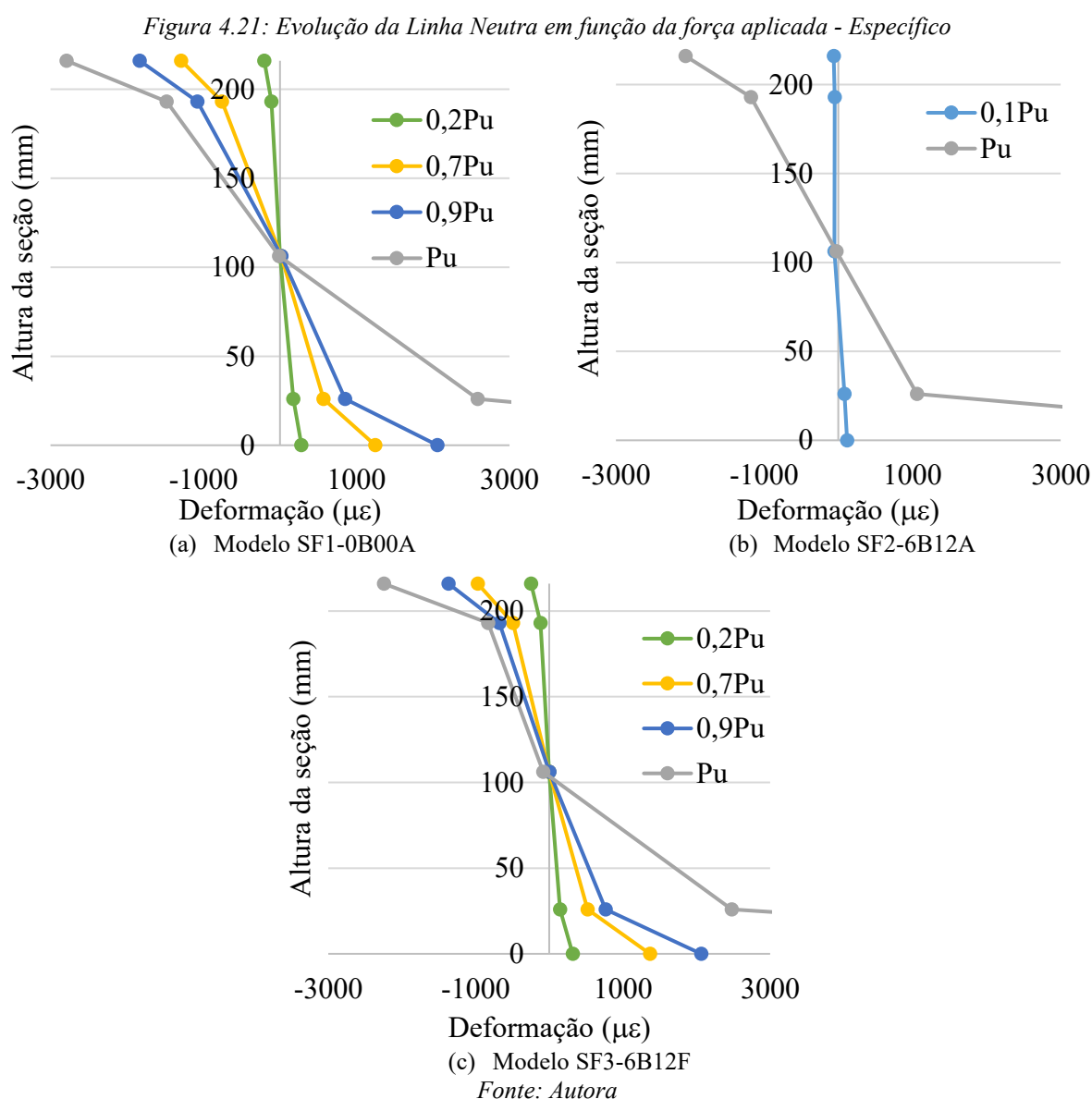
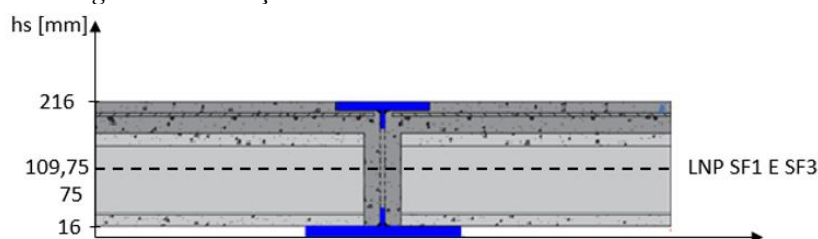


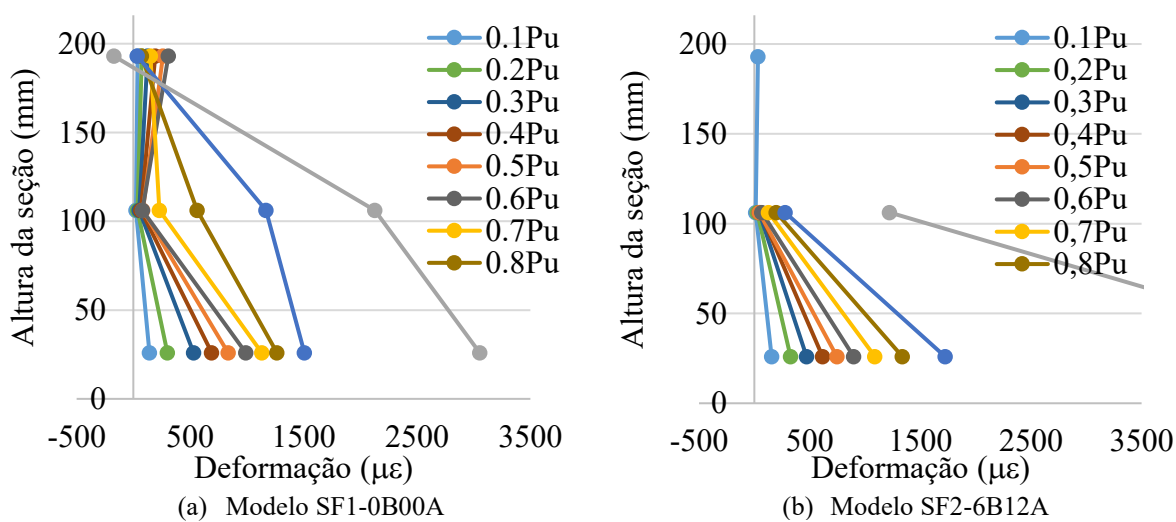
Figura 4.22: Posição da Linha Neutra Plástica dos três modelos



Fonte: Adaptado de Pereira Júnior (2022)

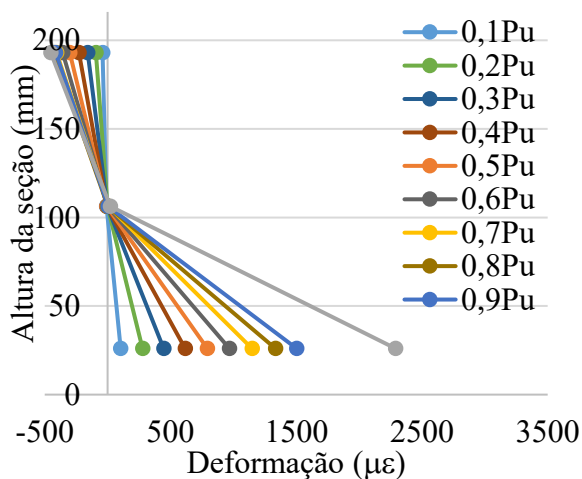
Além dos extensômetros posicionados no meio do vão, foram adicionados também extensômetros na seção de aplicação da força (EX 2, 3 e 4), onde inicia o momento fletor máximo, e no quarto do vão do perfil (EX 12, 13 e 14), nos quais não é atingido o momento fletor máximo. Os extensômetros 3 e 13 estão posicionados na borda de aberturas, estando sujeitos a concentrações de tensões e perturbações devido ao concreto de preenchimento. No modelo SF2, o EX 2 apresentou problema de leitura e não foi possível completar o gráfico. A Figura 4.23 ilustra os resultados da LNP para a seção de aplicação da força (EX 2, 3 e 4).

Figura 4.23: Evolução da Linha Neutra em função da força aplicada – EX 2, 3 E 4



(a) Modelo SF1-0B00A

(b) Modelo SF2-6B12A



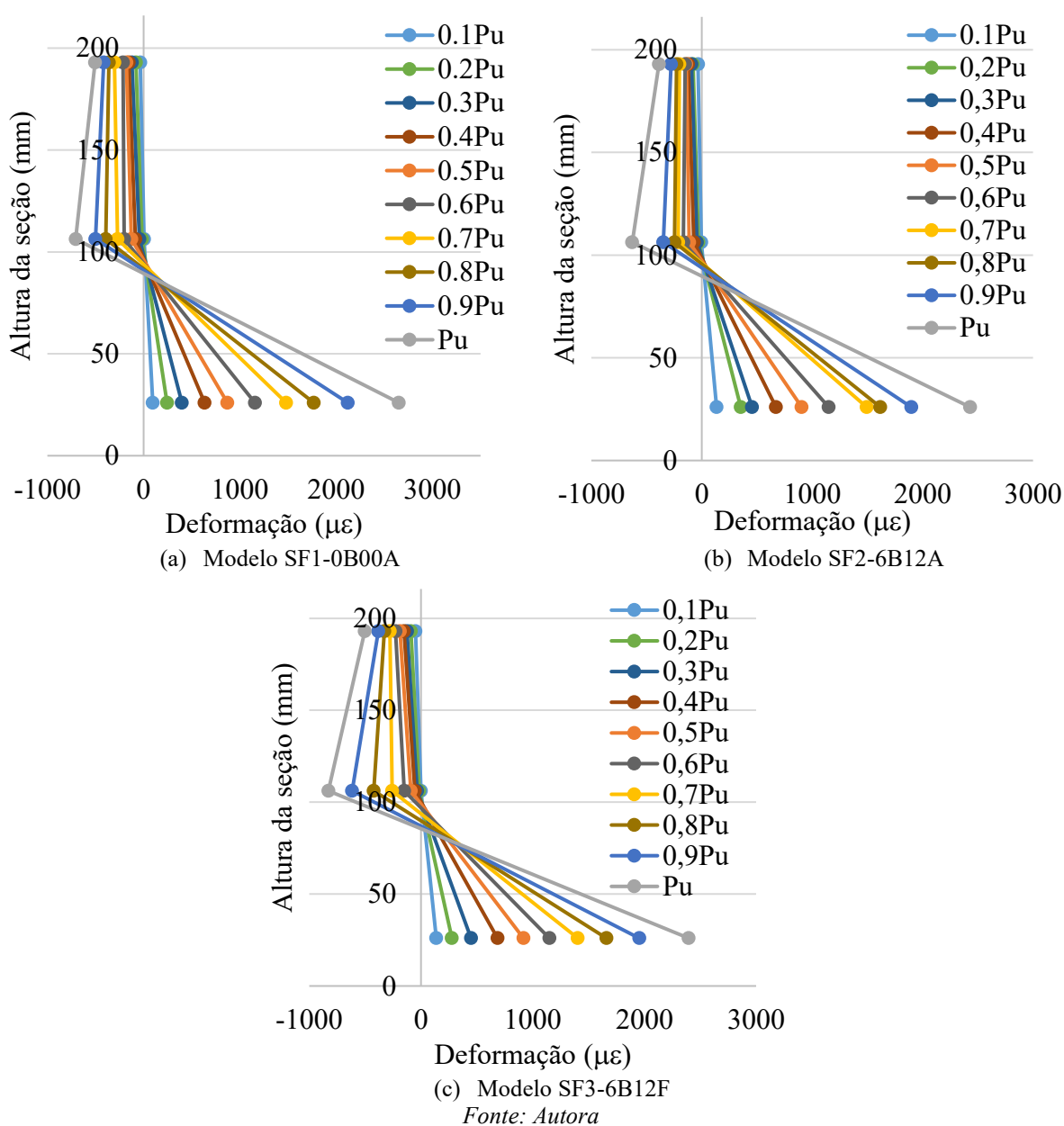
(c) Modelo SF3-6B12F

Fonte: Autora

A partir da análise dos resultados dos extensômetros na seção de aplicação da força (EX 2, 3 e 4), observa-se para os modelos SF1 e SF2 que a seção está majoritariamente tracionada, enquanto o modelo SF3 acompanha os resultados obtidos anteriormente, com a LNP no meio da seção do perfil. ressalta-se que o extensômetro 3 está posicionado na extremidade de uma abertura, sofrendo influência da concentração de tensões e do esmagamento do concreto. Assim, o resultado do modelo SF3 pode indicar que o concreto reforçado com fibras de aço está menos propenso à essas concentrações de tensões, conseguindo manter o padrão anterior.

A Figura 4.24 apresenta os resultados da posição da LNP para a seção no quarto do vão.

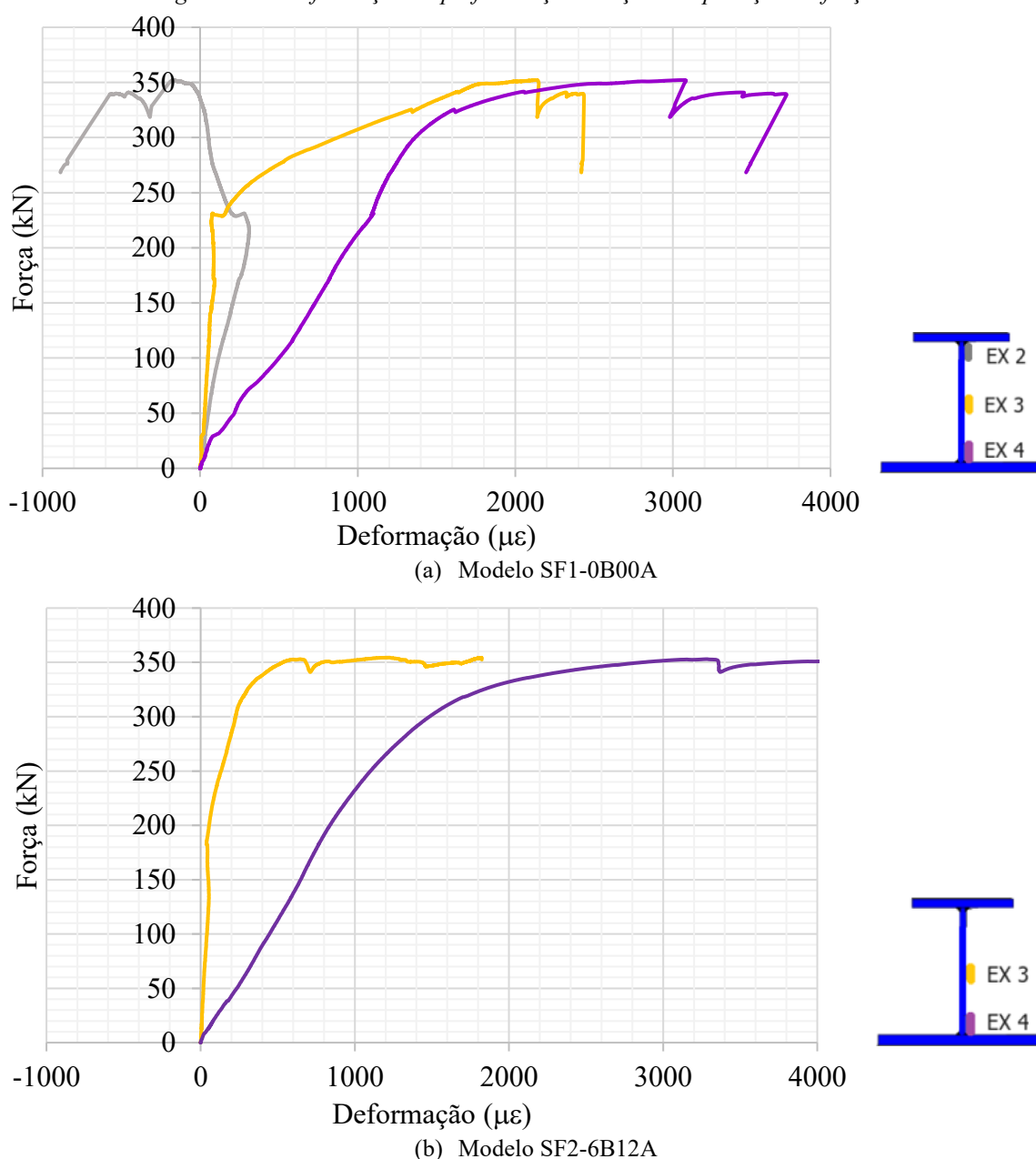
Figura 4.24: Evolução da Linha Neutra em função da força aplicada – EX 12, 13 E 14

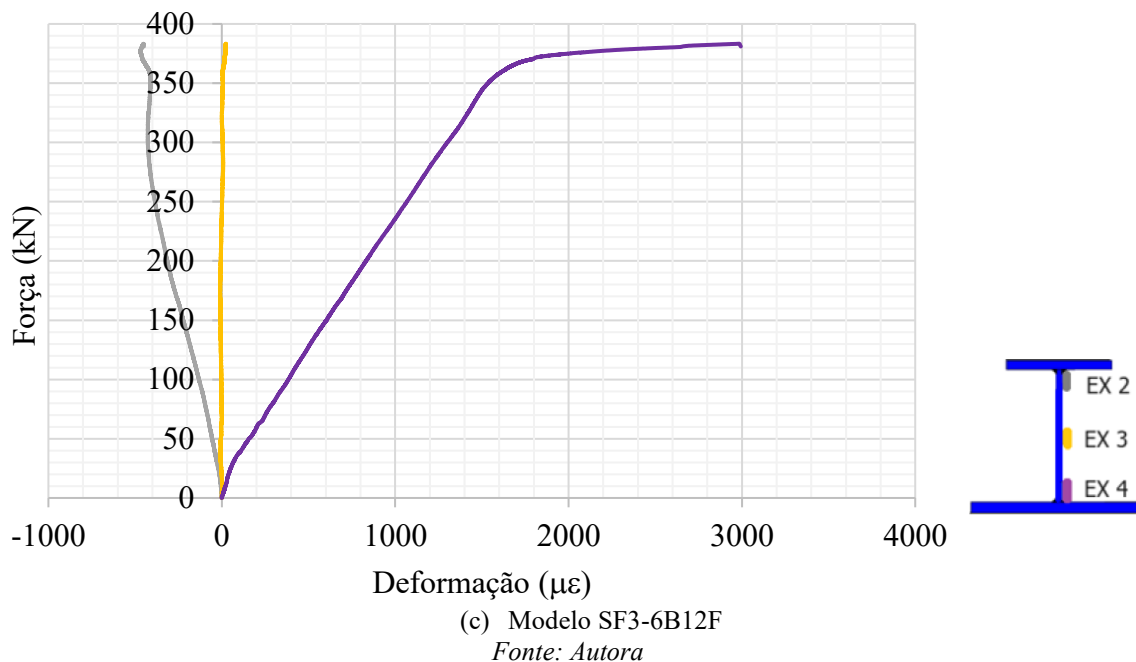


A análise dos extensômetros no quarto do vão (EX 12, 13 e 14) indica, para os três modelos, que o perfil está majoritariamente comprimido, com a LNP descendo em relação à análise dos extensômetros no meio do vão. Entretanto, ressalta-se que o extensômetro 13 está sujeito a concentrações de tensões e que o momento recebido por essa seção, não é momento máximo.

São apresentadas as curvas força *versus* deformação na seção de aplicação da força na Figura 4.25. Como mencionado anteriormente, o EX 3 está posicionado na extremidade de uma abertura, podendo estar sujeito à concentração de tensões. Por isso, essas medidas não foram consideradas na determinação da LNP final dos modelos. Além disso, o EX 2 do modelo SF2 apresentou problema na leitura sendo desconsiderado.

Figura 4.25: Deformação no perfil de aço na seção de aplicação da força



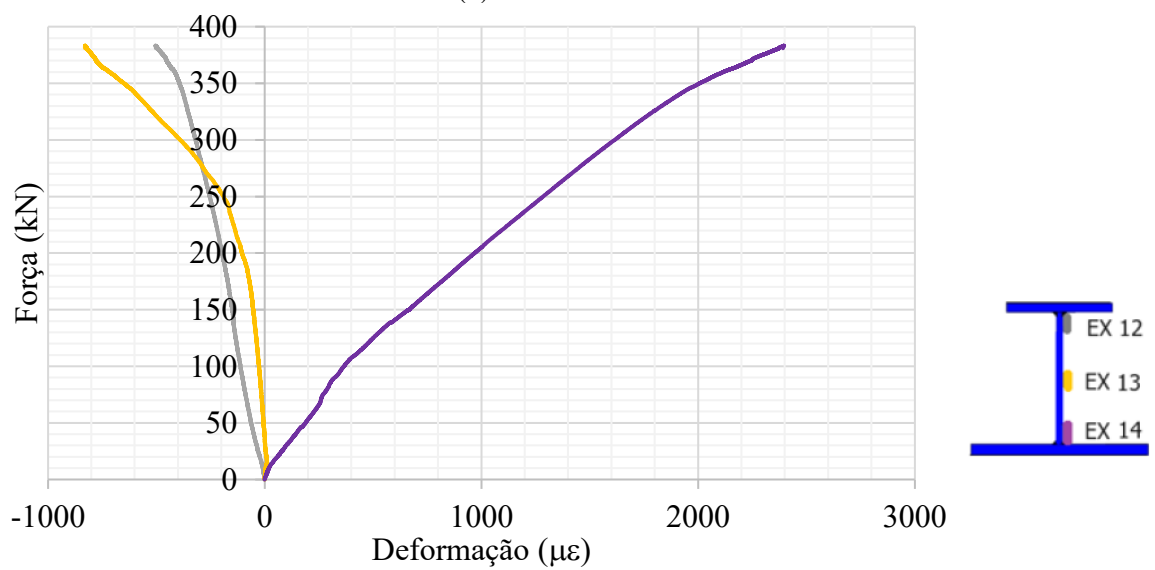
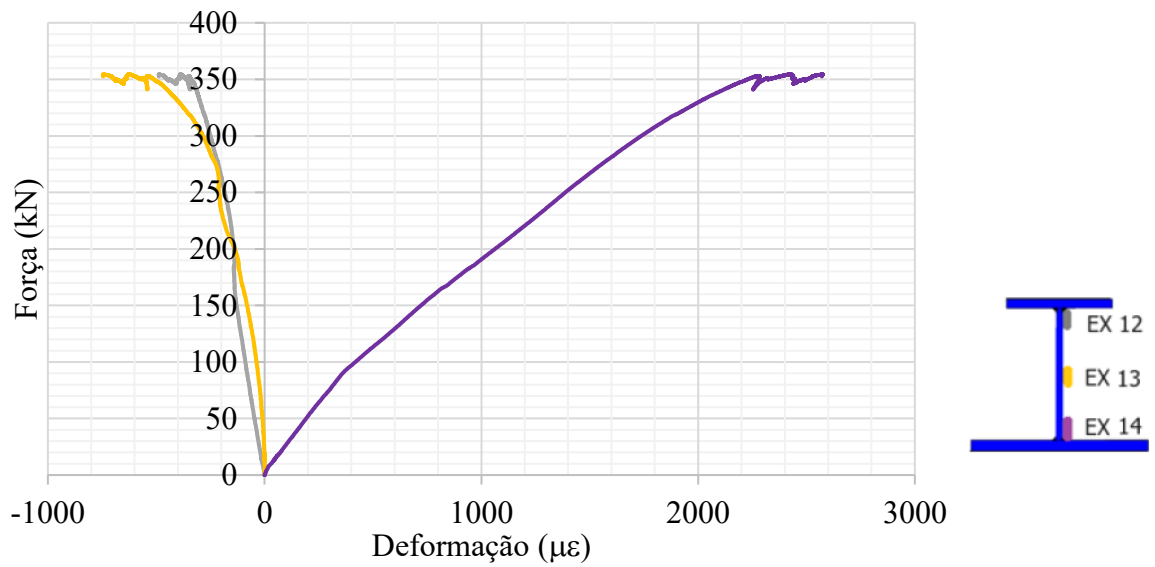
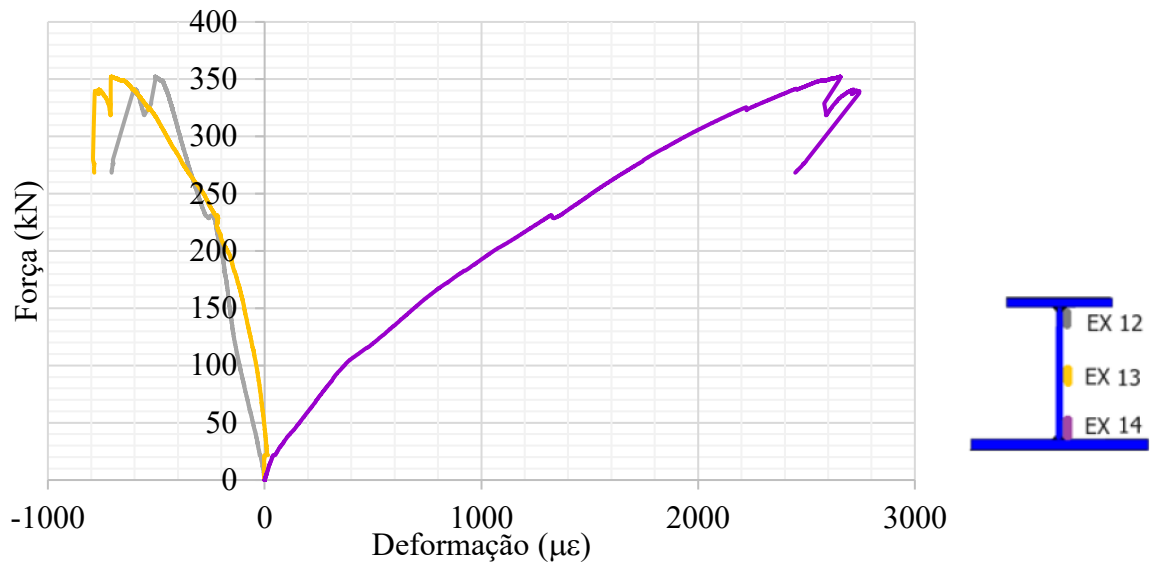


Nota-se que no modelo SF1 o EX 2 começa mostrando leve tração e após a força de aproximadamente 230 kN inverte o comportamento estando comprimido ao final do ensaio, como esperado para sua posição. Já os extensômetros 3 e 4 estão sempre tracionados, com o EX 3 ficando bem próximo do zero até a força de aproximadamente 230 kN, quando, como visto anteriormente, começa a sofrer efeito da concentração de tensões na borda da abertura. Visualiza-se comportamento semelhante no modelo SF2. Além disso, no modelo SF1, é possível perceber o momento da ruptura do modelo, com a região tracionada já bastante plastificada e a região comprimida iniciando a fase plástica.

No modelo SF3, observa-se que a concentração de tensões não afeta o modelo, confirmando inclusive a posição da linha neutra encontrada anteriormente. Assim, o EX 2 está sujeito à compressão e o EX 4 à tração, sendo o EX 3 o ponto de mudança de tensões, mostrando deformação próxima de zero até o final do ensaio. Em todos os modelos, o EX 4 confirmou que a região tracionada estava sofrendo maiores deformações e, pela Lei de Hooke, confirma-se que é onde se inicia a plastificação da seção.

Por fim, a Figura 4.26 ilustra o resultado dos extensômetros adicionados no quarto do vão, com distância de 892,5 mm do apoio da direita. Também nessa análise, o extensômetro 13 (EX 13) está posicionado na extremidade de uma abertura, podendo estar sujeito à concentração de tensões. Por isso, essas medidas não foram consideradas na determinação da linha neutra plástica dos modelos.

Figura 4.26: Deformação no perfil de aço na seção do quarto do vão

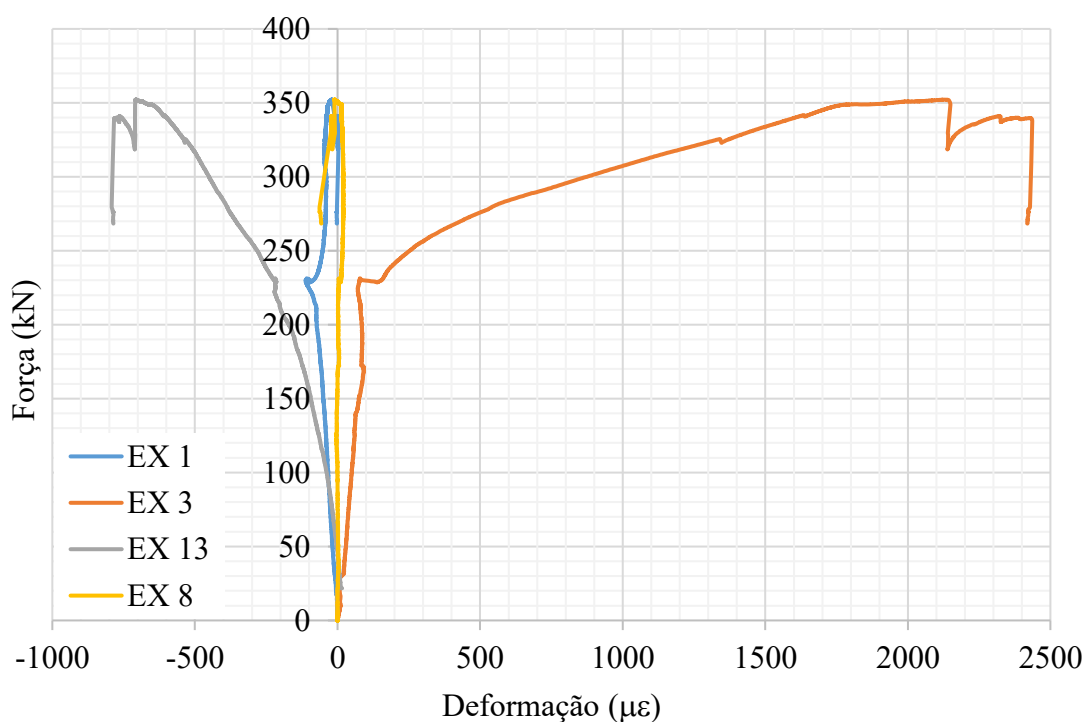
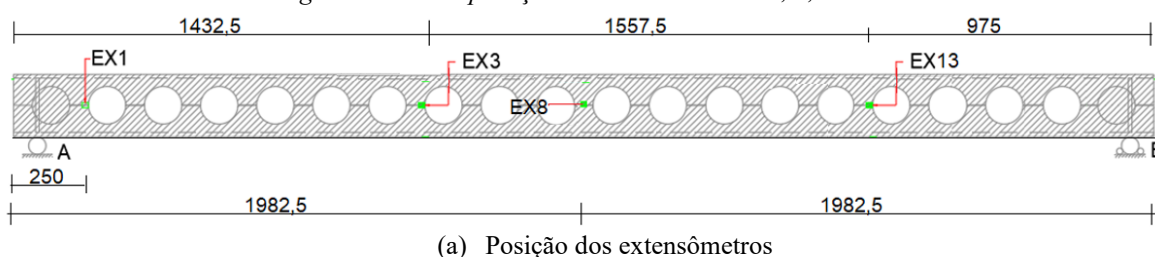


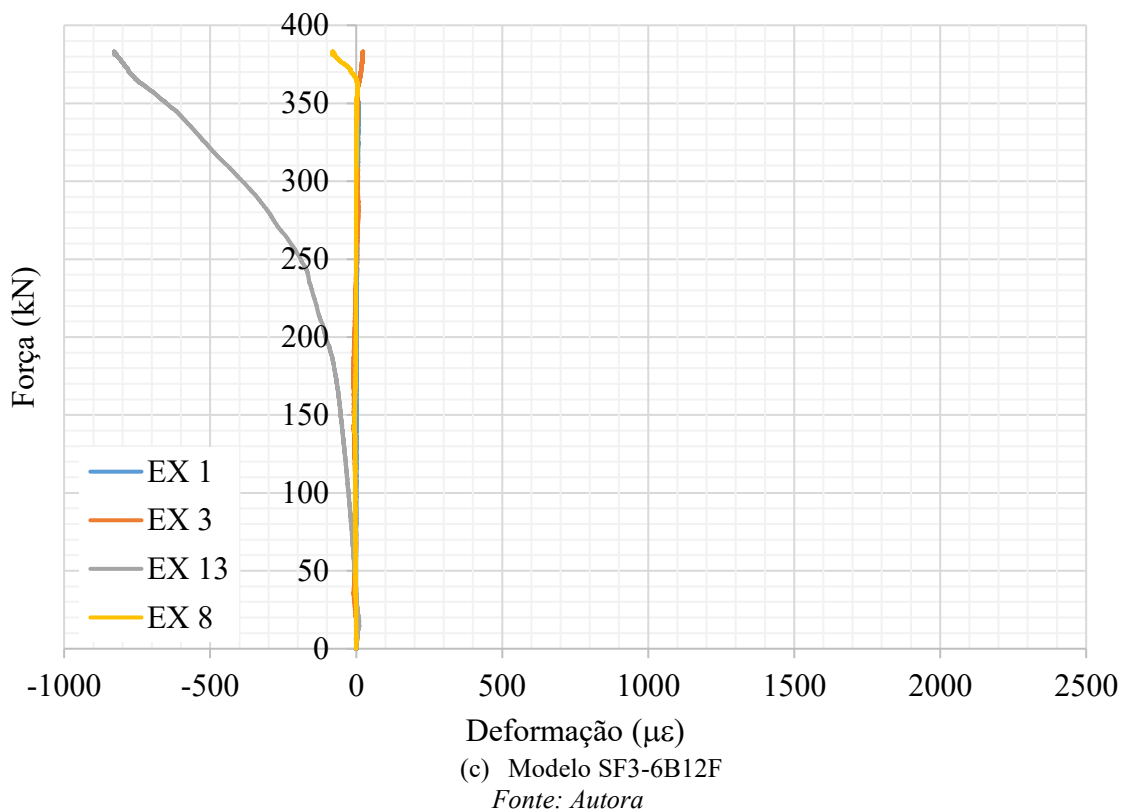
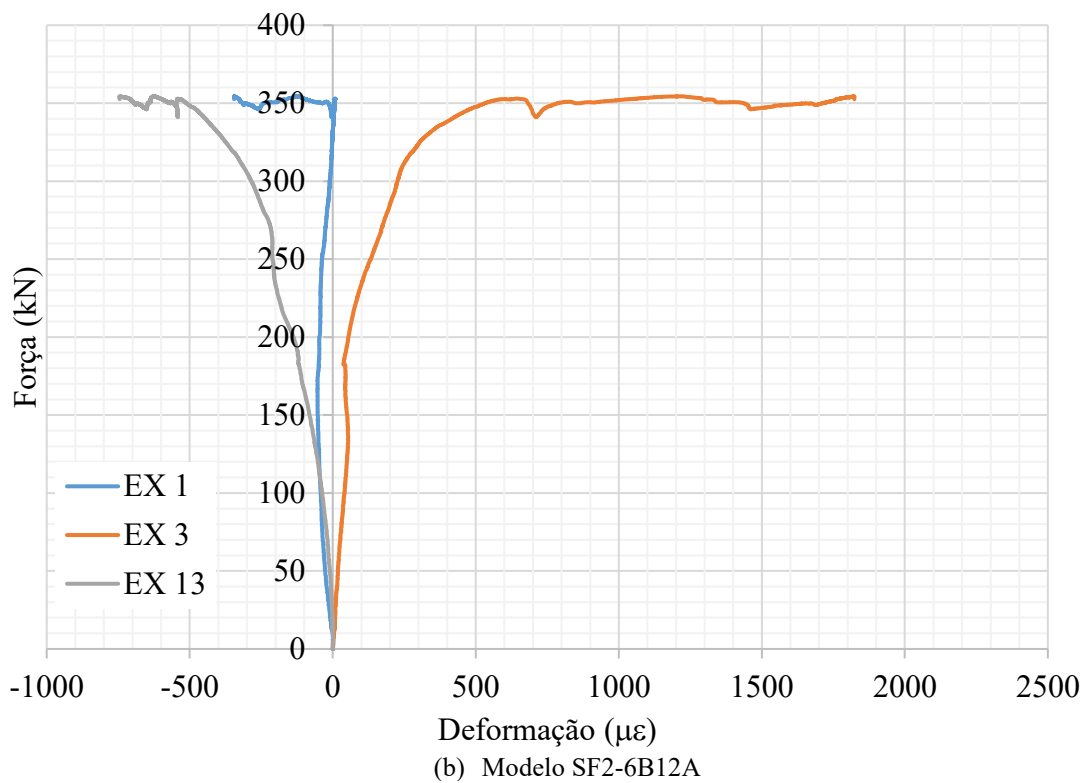
Fonte: Autora

Observa-se por meio da Figura 4.26 um comportamento semelhante dos três modelos: os extensômetros 12 e 13 submetidos a compressão e o 14 a tração, com maiores deformações, indicando por onde foi iniciada a plastificação da seção. Nessa posição do quarto do vão, pode-se notar uma maior influência da concentração de tensões nos resultados do EX 13, com valores maiores e mais afastados do zero, chegando a ultrapassar o EX 12 em deformação.

A fim de confirmar a influência do posicionamento dos extensômetros nas extremidades das aberturas, comparou-se os resultados obtidos pelos extensômetros 1, 3 e 13 com aqueles do extensômetro 8, mostrado na Figura 4.27. No modelo SF2 a comparação com o EX 8 foi inviabilizada devido ao erro na leitura desse extensômetro.

Figura 4.27: Comparação dos extensômetros 1, 3, 13 e 8





Em todos os modelos, os dois extensômetros que estão mais perto dos apoios (EX 1 e EX 13) apresentaram leitura de compressão, enquanto o EX 3, mais perto do meio do vão, apresenta leitura de tração nos modelos SF1 e SF2 e, no modelo SF3, bem próxima do zero. Para os modelos SF1 e SF3, o EX 8 apresentou leitura próxima do zero.

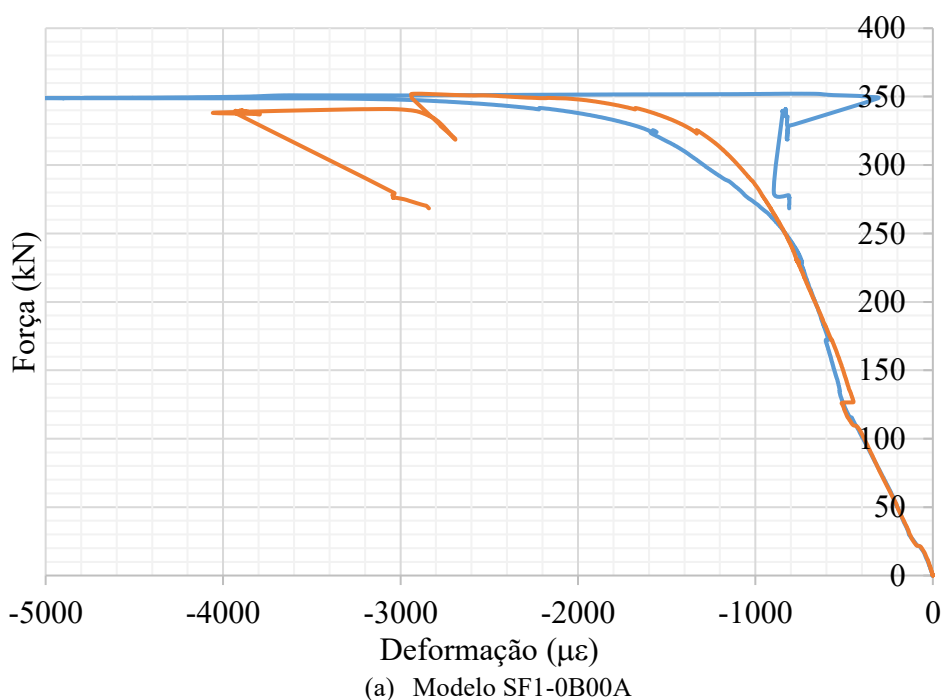
Apesar de estarem posicionados na mesma altura, aproximadamente 109,75 mm da base inferior, os extensômetros 1, 3 e 13 estão muito próximos a aberturas da alma, enquanto o EX 8 está situado no meio de duas aberturas. As aberturas na alma, mesmo preenchidas com concreto, apresentam concentrações de tensões nas suas extremidades devido à diferença nas rigidezes do aço e do concreto, assim, quanto mais afastado delas, menos sujeito à essa concentração e mais representativos os resultados.

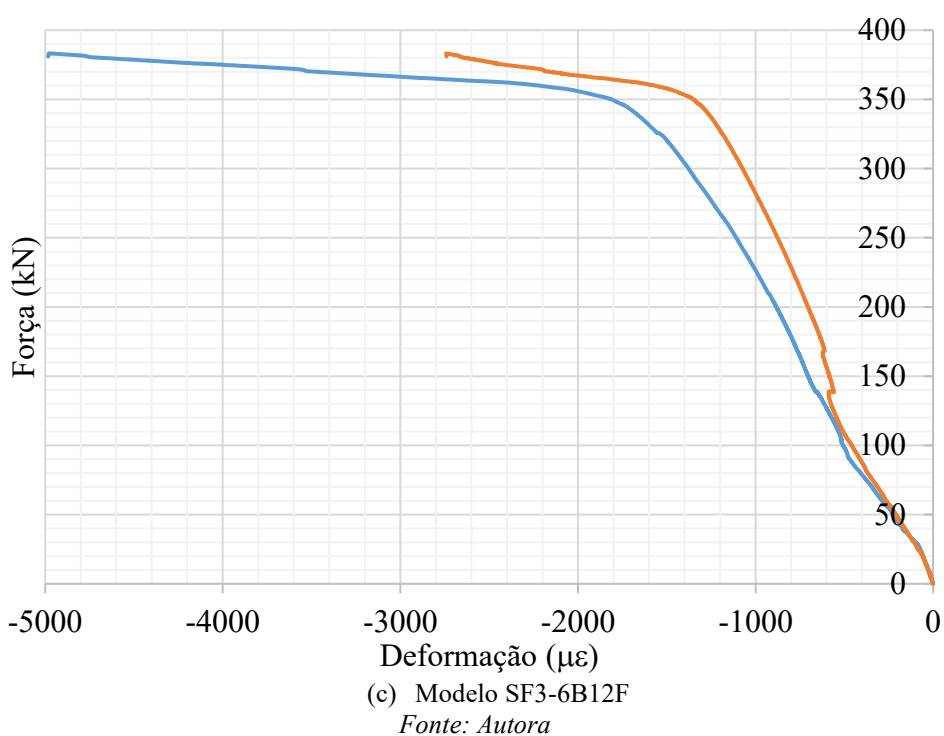
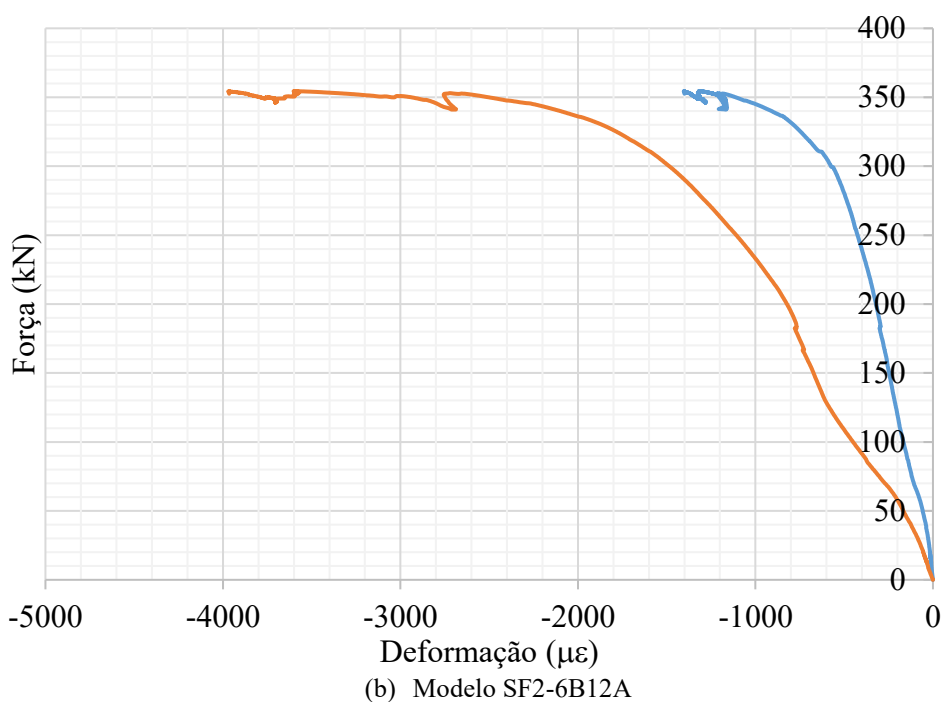
A determinação da LNP foi feita na seção de maior momento fletor, ou seja, o meio do vão, e por isso, foram utilizados os resultados do EX 8. Salienta-se que pode haver mudança na altura dessa linha neutra à medida que são analisadas seções mais próximas aos apoios, como comprovado pelos EX 1 e EX 13.

4.5.6. DEFORMAÇÃO DO CONCRETO

As deformações na superfície superior do concreto de preenchimento, no meio do vão, são mostradas na Figura 4.28. Considerou-se que o concreto não contribui para a resistência à tração, por isso a superfície inferior da laje de concreto não foi instrumentada. Os extensômetros EX 21 e EX 22 foram posicionados simetricamente na laje, obtendo-se resultados semelhantes.

Figura 4.28: Deformação no concreto





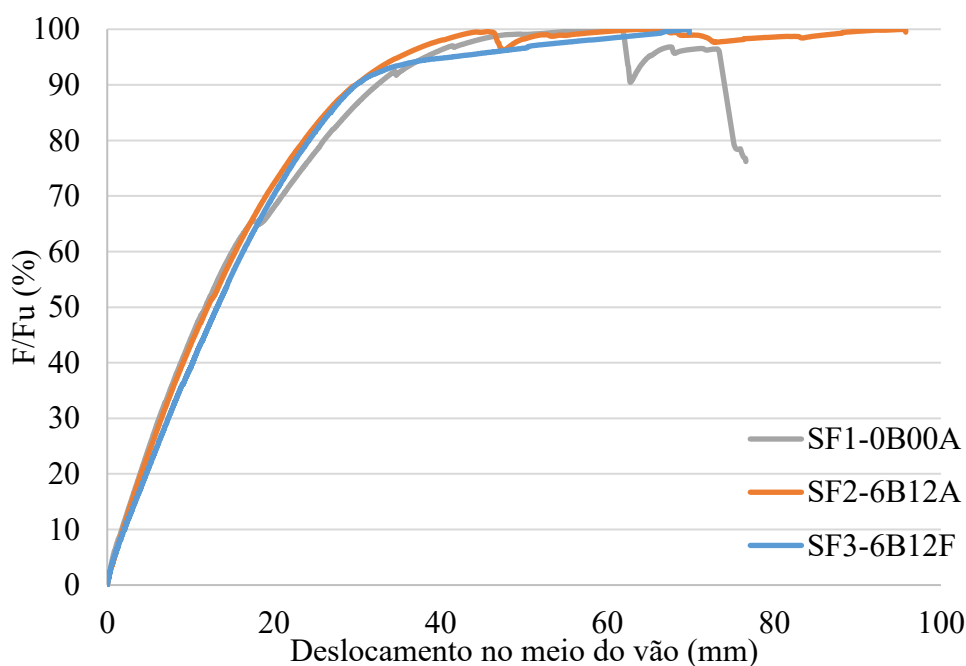
Observa-se no modelo SF1 altos valores de deformação na laje. Analisando o EX 22, observa-se um padrão semelhante aos extensômetros do perfil de aço: após atingir a força máxima, a força decai bruscamente e as deformações aumentam, indicando que houve o esmagamento do concreto. Entretanto, o EX 21, posicionado no lado com maior esmagamento, não consegue capturar esse comportamento, pois é danificado na ruptura.

No modelo SF2 um dos extensômetros atingiu altos valores, e, em ambas as leituras, ocorrem pequenas descontinuidades na medição, indicando que houve fissuração do concreto, mas sem ruptura. Esse modelo mostrou a maior diferença entre as medidas dos dois extensômetros, sugerindo assimetria no recebimento de força, provavelmente por diferenças no posicionamento dos extensômetros. O modelo SF3 apresentou uma pequena diferença entre os dois extensômetros, principalmente a partir da força de 135 kN, mas ambos mostraram que foi o modelo mais rígido, sem indicação de fissuração relevante ou esmagamento do concreto.

4.5.7. ANÁLISE COMPARATIVA DOS MODELOS

A fim de comparar percentualmente a capacidade resistente dos três modelos estudados experimentalmente, elaborou-se o gráfico da Figura 4.29, em que o deslocamento é relacionado ao percentual da força última (F/F_u). Assim, nota-se que em 65% da força máxima, ocorre a queda na rigidez do modelo SF1, enquanto os outros dois permanecem com rigidez constante até, aproximadamente, 90% da força máxima aplicada, quando os protótipos começam a entrar na fase plástica.

Figura 4.29: Deslocamento no meio do vão em relação ao percentual da força máxima

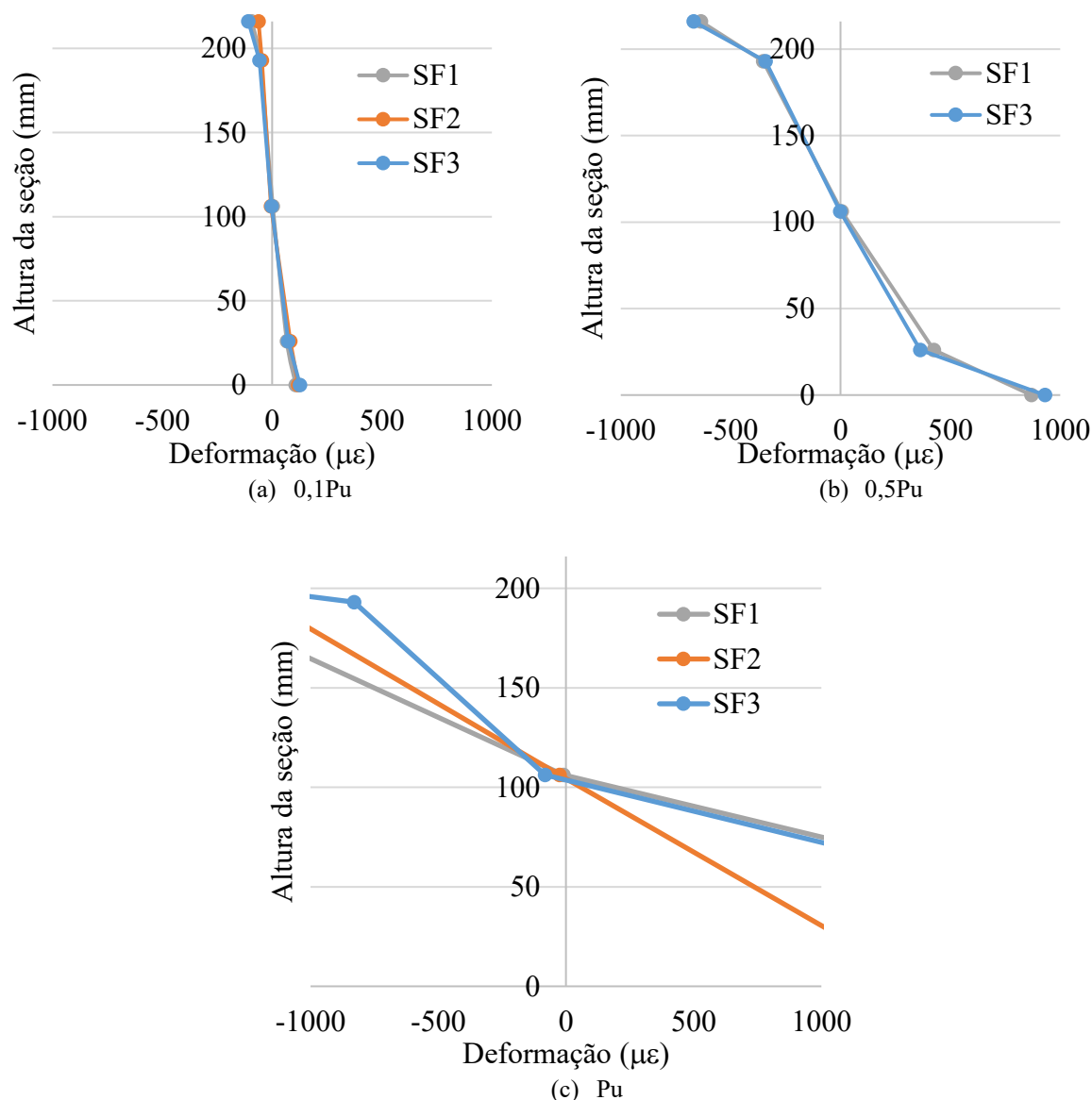


Fonte: Autora

De modo geral, os benefícios trazidos pela adição das barras transversais e do concreto reforçado com fibras de aço são notados na fase plástica, melhorando o comportamento pós-pico do sistema e retardando o esmagamento do concreto.

Uma segunda análise comparativa foi realizada, objetivando avaliar a evolução da linha neutra nos modelos. A Figura 4.30 apresenta essa comparação para 10%, 50% e 100% da força máxima, sendo que, para 50% o EX 8 do modelo SF2 não realizou leitura, por isso não foi considerado.

Figura 4.30: Comparação da evolução da linha neutra

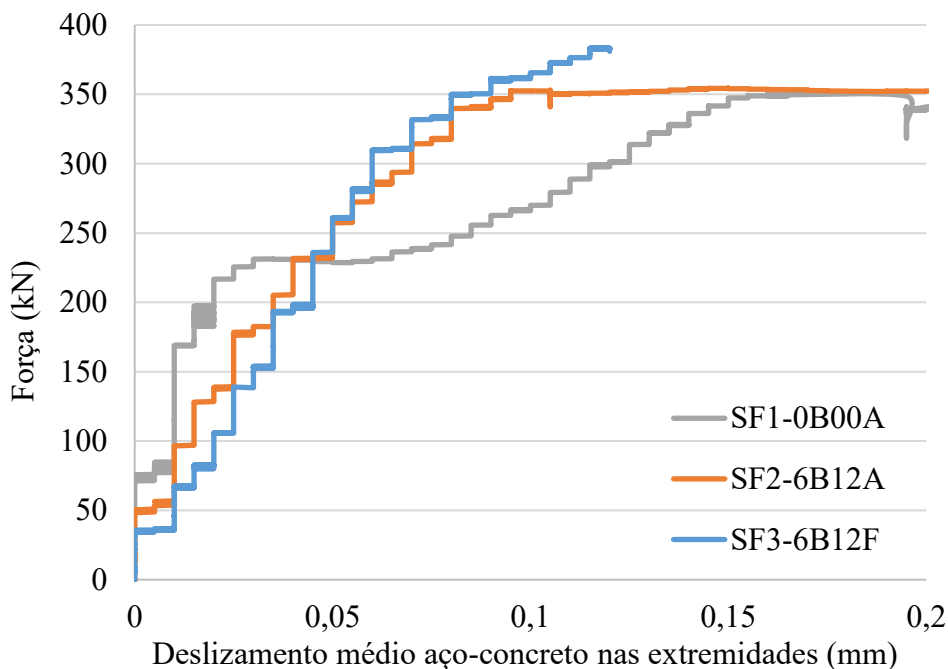


Fonte: Autora

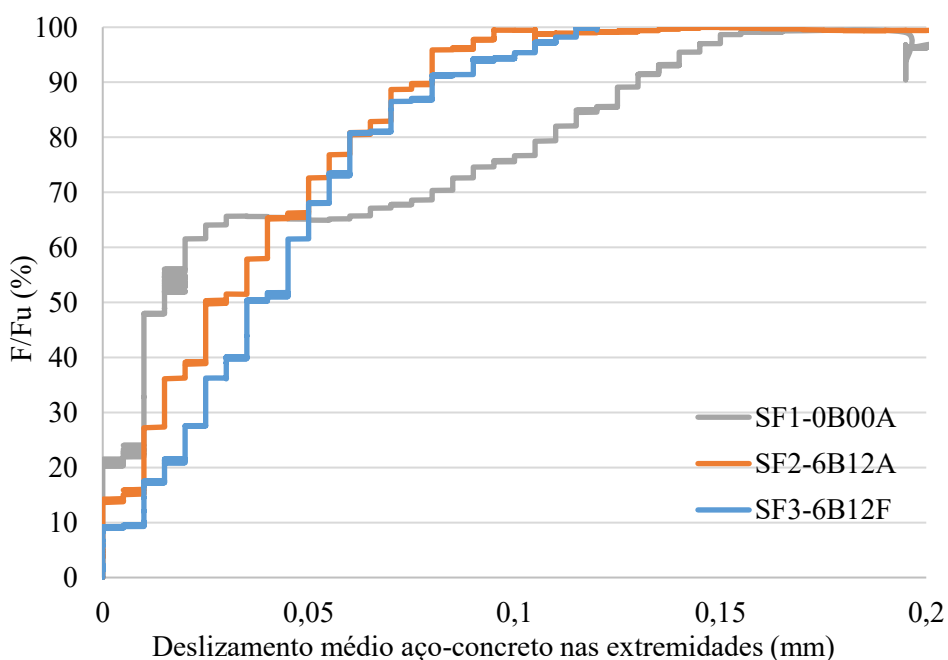
Nota-se que para 10% e 50% da força máxima, o comportamento da linha neutra para os três protótipos é muito similar e as deformações muito pequenas. Entretanto, quando comparadas as curvas para a força máxima, já é possível notar ganho de resistência dos modelos SF2 e SF3 em relação ao SF1, que apresenta maiores deformações, principalmente na compressão. Apesar disso, é confirmada a variação quase que imperceptível da LNP, sendo que para os três modelos será considerada a posição de 109,75 mm da base da mesa inferior.

Por fim, é realizada a comparação dos deslizamentos aço-concreto nas extremidades dos três modelos, apresentada na Figura 4.31.

Figura 4.31: Comparação do deslizamento médio aço-concreto



(a) Deslizamento aço-concreto em relação à força máxima



(b) Deslizamento aço-concreto em relação ao percentual da força máxima

Fonte: Autora

A partir da Figura 4.31, nota-se que, inicialmente, nem as barras de aço nem o concreto reforçado com fibras melhoram esse deslizamento relativo. Entretanto, a partir da força de 230 kN (65% da força máxima), o SF2 ganha capacidade em relação ao SF1 e o SF3 melhora ainda mais esse comportamento. Entretanto, de modo geral, o deslizamento observado para os três

modelos foi bem pequeno, não atingindo nem 0,4 mm, sugerindo que a interação entre o aço e o concreto até a força analisada foi completa para os três protótipos ensaiados.

4.5.8. COMPARAÇÃO COM RESULTADOS TEÓRICOS

Os valores encontrados experimentalmente para o momento resistente e para a força cortante resistente foram comparados com os valores teóricos encontrados a partir dos modelos apresentados no Capítulo 3. Para o momento resistente à plastificação total a comparação foi feita com os modelos propostos por Barros (2011), Lawson, Mullet e Rackham (1997), Pereira Júnior (2022) e Xia *et al.* (2021), como mostrado na Tabela 4.12. Essas formulações consideram interação total entre aço-concreto e dependem da posição da linha neutra plástica (LNP), que foi encontrada experimentalmente, valendo $y_c = 106,25$.

Tabela 4.12: Momento resistente Experimental x Teórico

Experimental		Lawson, Mullet e Rackham (1997)		Barros (2011)		Xia <i>et al.</i> (2021)		Pereira Júnior (2022)	
Protótipo	$M_{R,exp}$ [kN.m]	$M_{R,tL}$ [kN.m]	$\frac{M_{R,exp}}{M_{R,tL}}$	$M_{R,tB}$ [kN.m]	$\frac{M_{R,exp}}{M_{R,tB}}$	$M_{R,tX}$ [kN.m]	$\frac{M_{R,exp}}{M_{R,tX}}$	$M_{R,tP}$ [kN.m]	$\frac{M_{R,exp}}{M_{R,tP}}$
SF1-0B00A	237,7	233,6	1,02	251,2	0,95	268,3	0,89	287,8	0,83
SF2-6B12A	239,2	233,6	1,02	251,2	0,95	268,3	0,90	287,8	0,83
SF3-6B12F	258,7	231,3	1,12	248,0	1,04	263,3	0,98	267,4	0,97

Fonte: Autora

Verifica-se que para os protótipos SF1-0B00A e SF2-6B12A o modelo teórico de Lawson, Mullet e Rackham (1997) foi o que conseguiu prever com maior precisão o comportamento experimental, com apenas 2% de diferença, estando a favor da segurança. Entretanto, os demais modelos previram um momento resistente superior ao experimental, não estando a favor da segurança.

Como a posição da LNP não variou entre os modelos e o concreto utilizado foi o mesmo para o SF1 e SF2, os resultados teóricos do momento resistente foram similares para esses dois modelos. Percebe-se que a altura da LNP é o único parâmetro nos modelos teóricos que levaria em consideração a adição das barras de aço, caso estas provocassem mudança da LNP, caso contrário, os modelos não conseguem representar o ganho de resistência provocado por esta adição.

Já para o protótipo SF3-6B12F, a formulação proposta por Lawson, Mullet e Rackham (1997) não conseguiu representar a diferença do concreto de preenchimento utilizado. Para esse caso,

o modelo proposto por Xia *et al.* (2021) foi o que apresentou resultados mais próximos, com apenas 2% de diferença. Entretanto, esse valor não foi a favor da segurança, sendo o modelo de Barros (2011) aquele que conseguiu resultados próximos, com divergência de apenas 4%, e a favor da segurança. Vale ressaltar também que nenhum dos quatro modelos conseguiu prever que o concreto reforçado com fibras de aço melhoraria a capacidade resistente do sistema.

Nota-se que o modelo proposto por Pereira Júnior (2022) foi o que apresentou resultados mais divergentes dos experimentais para os modelos SF1 e SF2. Assim, é proposta uma adaptação da formulação para esses dois protótipos, considerando a largura efetiva da laje (b) calculada segundo Lawson, Mullet e Rackham (1997), como $L/8$ para conexão por aderência. Assim, os novos valores são indicados na Tabela 4.13.

Tabela 4.13: Momento resistente Experimental x Teórico - Adaptação

Experimental		Adaptação Pereira Júnior (2022)	
Protótipo	$M_{R,exp}$ [kN.m]	$M_{R,tA}$ [kN.m]	$\frac{M_{R,exp}}{M_{R,tA}}$
SF1-0B00A	237,7	230,1	1,03
SF2-6B12A	239,2	230,1	1,04

Fonte: Autora

Nota-se que, com essa adaptação, a diferença que antes era de 17% e não estava a favor da segurança, passou para 3% para o SF1 e 4% para o SF2, ambos a favor da segurança, representando melhor os resultados experimentais.

A partir do resultado da força máxima aplicada, foi possível calcular a cortante máxima experimental atingida por cada protótipo. Vale ressaltar, porém, que os ensaios foram limitados pelo comportamento à flexão, logo, os valores encontrados experimentalmente podem não representar o valor da cortante máxima resistente. Entretanto, a fim de comparar os valores encontrados com os teóricos e, seguindo as formulações apresentadas no Capítulo 3, propostas por Lawson e Hicks (2011), Pereira Júnior (2022) e Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013), calculou-se esses valores, apresentados na Tabela 4.14.

Tabela 4.14: Força cortante máxima Experimental x Teórico

Experimental		Lawson e Hicks (2011)		Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013)		Pereira Júnior (2022)	
Protótipo	$V_{R,exp}$ [kN]	$V_{R,tL}$ [kN]	$\frac{V_{R,exp}}{V_{R,tL}}$	$V_{R,tT}$ [kN]	$\frac{V_{R,exp}}{V_{R,tT}}$	$V_{R,tP}$ [kN]	$\frac{V_{R,exp}}{V_{R,tP}}$
SF1-0B00A	176,07	165,8	1,06	335,8	0,52	146,0	1,21
SF2-6B12A	177,21	165,8	1,07	335,8	0,53	146,0	1,21
SF3-6B12F	191,65	164,7	1,16	334,2	0,57	145,0	1,32

Fonte: Autora

Observa-se que o modelo de Lawson e Hicks (2011) é aquele que apresenta resultados teóricos mais próximos aos experimentais, com divergência de apenas 6% para o modelo SF1 e 7% para o SF2, ambos a favor da segurança. Entretanto, nenhum dos três modelos teóricos consegue representar satisfatoriamente a força cortante resistente do modelo SF3.

Existiu uma discrepância muito grande em relação ao modelo de Tsavdaridis, D’Mello e Huo (2013). Isso ocorreu devido à adição do parâmetro β na formulação, que varia de 0 para a interação nula a 1 para a interação total, caso que foi considerado. Se fosse aplicada a interação nula ($\beta = 0$), os valores de força cortante máxima seriam de 146,9 para os modelos SF1 e SF2 e 146,2 para o SF3, com relação $\frac{V_{R,exp}}{V_{R,tT}}$ igual a 1,2 para os modelos SF1 e SF2 e 1,31 para o SF3. Nota-se que esse modelo é ajustável segundo o grau de interação entre aço e concreto, porém, a majoração feita segundo a Equação 3.22, de quase 130% para a interação total, não representa adequadamente o sistema estrutural estudado no presente trabalho.

A partir da formulação proposta por Pereira Júnior (2022) notou-se que a parcela de contribuição do concreto ($V_{c,Rd}$) não estava sendo devidamente representada. Isso porque, considerou-se nesse cálculo a altura de contribuição do concreto como sendo a altura total subtraída do diâmetro das aberturas ($h_s - \phi_{alv}$). Entretanto, sabe-se que entre as aberturas existe uma parcela considerável de concreto que é, inclusive, protendido. Assim, propõe-se no presente trabalho uma expressão para a estimativa da parcela de contribuição do concreto ($V_{c,Rd}$), dada pela Equação 4. 1, que diminui da altura útil apenas a metade do diâmetro dos alvéolos, a fim de considerar que o concreto entre aberturas também contribui para a resistência ao cisalhamento.

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{1/3} \right] \cdot b_w \cdot (h_s - \phi_{alv}/2) \quad \text{Equação 4. 1}$$

Os resultados dessa adaptação são apresentados na Tabela 4.15, se aproximando mais da realidade, com diferença de apenas 4% para os modelos SF1 e SF2 e 14% para o SF3, a favor da segurança.

Tabela 4.15: Força cortante máxima Experimental x Teórico - Adaptação

Experimental		Adaptação Pereira Júnior (2022)	
Protótipo	$V_{R,exp}$ [kN]	$V_{R,tA}$ [kN]	$\frac{V_{R,exp}}{V_{R,tA}}$
SF1-0B00A	176,07	169,2	1,04
SF2-6B12A	177,21	169,2	1,05
SF3-6B12F	191,65	168,1	1,14

Fonte: Autora

Entretanto, assim como para o momento resistente, nota-se que nenhum modelo consegue representar o ganho de força cortante resistente trazido pelo concreto reforçado por fibras de aço, que, apesar de ter menor valor de resistência à compressão, teve a resistência à tração aumentada, trazendo ganhos relevantes para a conexão de cisalhamento do sistema.

4.6. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente estudo experimental contemplou a definição da dosagem dos concretos autoadensável e reforçado com fibras, caracterização dos materiais e ensaios de flexão em quatro pontos de três vigas mistas celulares parcialmente revestidas com laje alveolar (SCCFBHS). Os ensaios de flexão objetivaram avaliar o comportamento à flexão, ao cisalhamento e os modos de falha, considerando a influência do concreto de preenchimento e de barras de aço na transferência de forças entre aço e concreto. Assim, os três protótipos estudados foram: modelo SF1-0B00A, com capa estrutural de concreto armado e transferência de forças promovida por pinos de concreto sem barra de aço transversal; modelo SF2-6B12A, manteve-se as características do primeiro, mas a transferência de forças é promovida por pinos de concreto e 6 barras de aço transversal com diâmetro de 12,5 mm; modelo SF3-6B12F, igual ao segundo, porém o concreto da capa estrutural é reforçado com fibras de aço.

Iniciou-se o processo experimental com o teste de traços do concreto autoadensável e do reforçado com fibras, que almejavam alcançar classe de resistência C30. A partir do estudo de Ferreira (2019), foram encontradas as dosagens desejadas e definidos os traços para os dois concretos. Posteriormente, ocorreu a instrumentalização do perfil de aço e das barras de aço, para montagem dos protótipos, com posicionamento do perfil, das lajes alveolares, telas soldadas e, em dois desses protótipos, armaduras transversais.

Em seguida, ocorreu a concretagem da capa de compressão, das chaves de cisalhamento, dos pinos de concreto, dos alvéolos e dos corpos de prova com os concretos definidos anteriormente. Passados 7 dias foram realizados ensaios de compressão nos corpos de prova que já haviam atingido pelo menos 50% da resistência almejada. Aos 14 dias, os protótipos que utilizaram concreto autoadensável estavam prontos para serem ensaiados e, decorrida a etapa de caracterização dos materiais, assim foi feito. O protótipo com concreto reforçado com fibra foi ensaiado aos 21 dias.

Os resultados obtidos nessa etapa foram vastos e possibilitam aumentar o conhecimento sobre os pisos mistos de pequena altura compostos pelo perfil celular e laje alveolar. Dentre as principais conclusões, pode-se listar:

- Para os três protótipos o carregamento foi suportado inicialmente pelo perfil de aço, que comandou a fase elástica, com o concreto aumentando a rigidez do sistema.
- Os protótipos SF1 e SF2 apresentaram valores de força máxima e deslocamento no meio do vão bem próximos. Entretanto, no SF1 ocorreu ruptura brusca do sistema ao atingir aproximadamente 62 mm de deslocamento no meio do vão, com o esmagamento do concreto da capa estrutural na região central. O modelo SF2, por outro lado, continuou deslocando de forma dúctil até atingir o limite do transdutor do meio do vão (100 mm). O protótipo SF3 apresentou valor mais elevado de força máxima, mostrando que o concreto de preenchimento exerce influência nos resultados obtidos, principalmente na rigidez e na capacidade resistente.
- O mesmo padrão de fissuração é observado nos três modelos: (I) abertura de fissuras na parte inferior dos alvéolos da laje alveolar, região tracionada; (II) descolamento da capa de concreto estrutural da laje alveolar e fissuras no concreto da chave de cisalhamento; e, para o protótipo SF1, (III) esmagamento do concreto na região comprimida do meio do vão.
- O deslizamento observado para os três modelos foi bem pequeno, não atingindo nem 0,4 mm, sugerindo interação completa entre o aço e o concreto até a força analisada.
- As barras próximas ao meio do vão estão sujeitas à combinação de efeitos, sendo solicitadas não só pela força cortante, mas também pelo momento fletor.
- No modelo SF2 todas as barras encontram-se plastificadas ao final do ensaio, enquanto no SF3, apenas a barra EX 16 atingiu a plastificação.
- Em todos os modelos os extensômetros posicionados na região tracionada (EX 10 e EX 11) obtiveram maiores deformações, indicando por onde foi iniciada a plastificação da seção.
- Nos modelos SF1 e SF3 foi encontrada linha neutra plástica (LNP) localizada a 109,75 mm da base da mesa inferior. Devido à problemas de leitura do EX 8 no modelo SF2, a definição da LNP ficou comprometida, não podendo definir com precisão sua posição. Entretanto, analisando os modelos SF1 e SF3 e as medidas feitas em $0,1P_u$ e em P_u , estima-se que para o modelo SF2 também não ocorre mudança na LNP, estando a 109,75 mm da base da mesa inferior.

- A deformação no concreto foi significativa, atingindo o esmagamento do concreto no modelo SF1.
- Em relação aos modelos teóricos de previsão do momento resistente à plastificação total, para os protótipos SF1 e SF2 o modelo de Lawson, Mullet e Rackham (1997) foi o que conseguiu prever com maior precisão o comportamento experimental dos protótipos SF1 e SF2, com apenas 2% de diferença. Já para o protótipo SF3, nenhum modelo conseguiu representar a diferença do concreto de preenchimento utilizado, sendo que o modelo de Xia *et al.* (2021) foi o que apresentou menor diferença percentual, de apenas 2%, não estando, porém, a favor da segurança. A formulação de Barros (2011) apresenta-se a favor da segurança, com diferença de 4%.
- Para a previsão do momento resistente à plastificação total, propõe-se uma adaptação para o modelo de Pereira Júnior (2022) considerando a largura efetiva da laje (b) calculada segundo Lawson, Mullet e Rackham (1997), como $L/8$ para conexão por aderência. Assim, foram obtidos resultados mais representativos para os modelos SF1 e SF2.
- Em relação aos modelos teóricos de previsão da força cortante resistente, a formulação de Lawson e Hicks (2011) é a que consegue representar melhor os resultados experimentais dos protótipos SF1 e SF2, com diferença de apenas 6% e 7%, respectivamente. Para o protótipo SF3, nenhum modelo conseguiu representar satisfatoriamente os resultados experimentais.
- Para a previsão da força cortante resistente, propõe-se uma adaptação do modelo de Pereira Júnior (2022) para a estimativa da parcela de contribuição do concreto. Considerou-se a altura de contribuição do concreto como sendo a altura total subtraída de metade do diâmetro das aberturas, entendendo que o concreto entre aberturas também contribui para a resistência ao cisalhamento. Os resultados dessa adaptação se aproximaram mais da realidade, com diferença de apenas 4% para os modelos SF1 e SF2 e 14% para o SF3, a favor da segurança.

5. ESTUDO NUMÉRICO

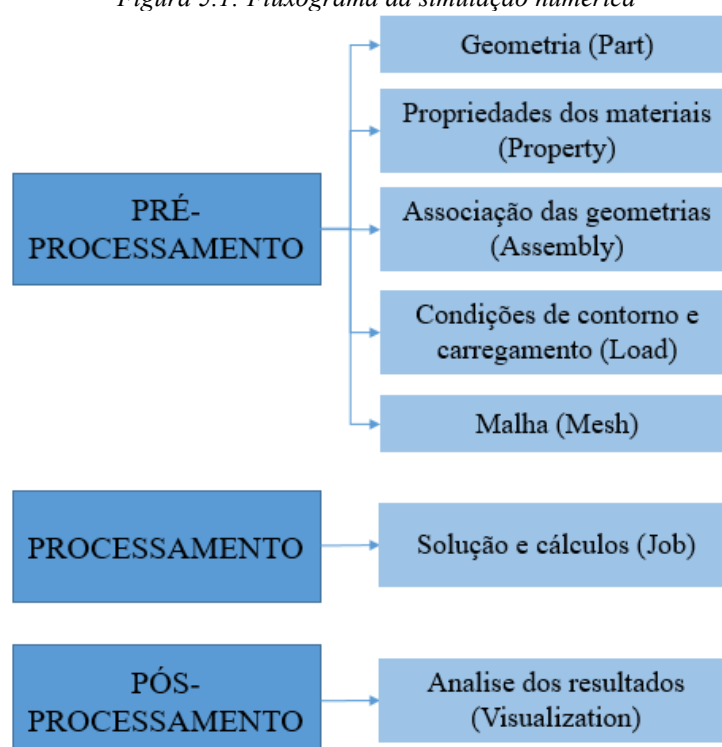
O estudo numérico é muito empregado na área da engenharia estrutural, pois demanda menos recursos financeiros, humanos e de tempo. Assim, após a realização de um ensaio experimental em um protótipo do modelo, é possível fazer outras simulações com mais variáveis e ampliar a abrangência dos resultados.

A simulação numérica pode ser dividida em três etapas principais:

1. **Pré-processamento:** Consiste na definição dos parâmetros necessários para a execução da análise, incluindo a formulação do problema e a criação do modelo físico, que envolve a geometria, as propriedades dos materiais, as condições de contorno e de carregamento, além da geração da malha de elementos finitos;
2. **Processamento:** Etapa de execução da análise propriamente dita, que pode incluir análises lineares, não lineares (físicas e/ou geométricas), dinâmicas, entre outras;
3. **Pós-processamento:** permite a visualização dos resultados obtidos, tanto por meio de gráficos quanto através de listas e imagens.

A Figura 5.1 apresenta o fluxograma das etapas que compõe uma simulação numérica.

Figura 5.1: Fluxograma da simulação numérica



Fonte: Borghi (2020)

Na realização da presente pesquisa, a simulação numérica foi aplicada com dois objetivos. O primeiro foi utilizá-la como ferramenta para auxiliar na realização dos ensaios, executando uma análise numérica preliminar, que permitiu definir parâmetros para serem analisados no estudo experimental, estimar a força máxima a ser aplicada e auxiliar no posicionamento dos extensômetros, essa etapa está explicitada no Apêndice B. O segundo objetivo foi, depois de realizados os ensaios experimentais, calibrar o modelo e elaborar uma análise paramétrica, a fim de ampliar a abrangência dos resultados.

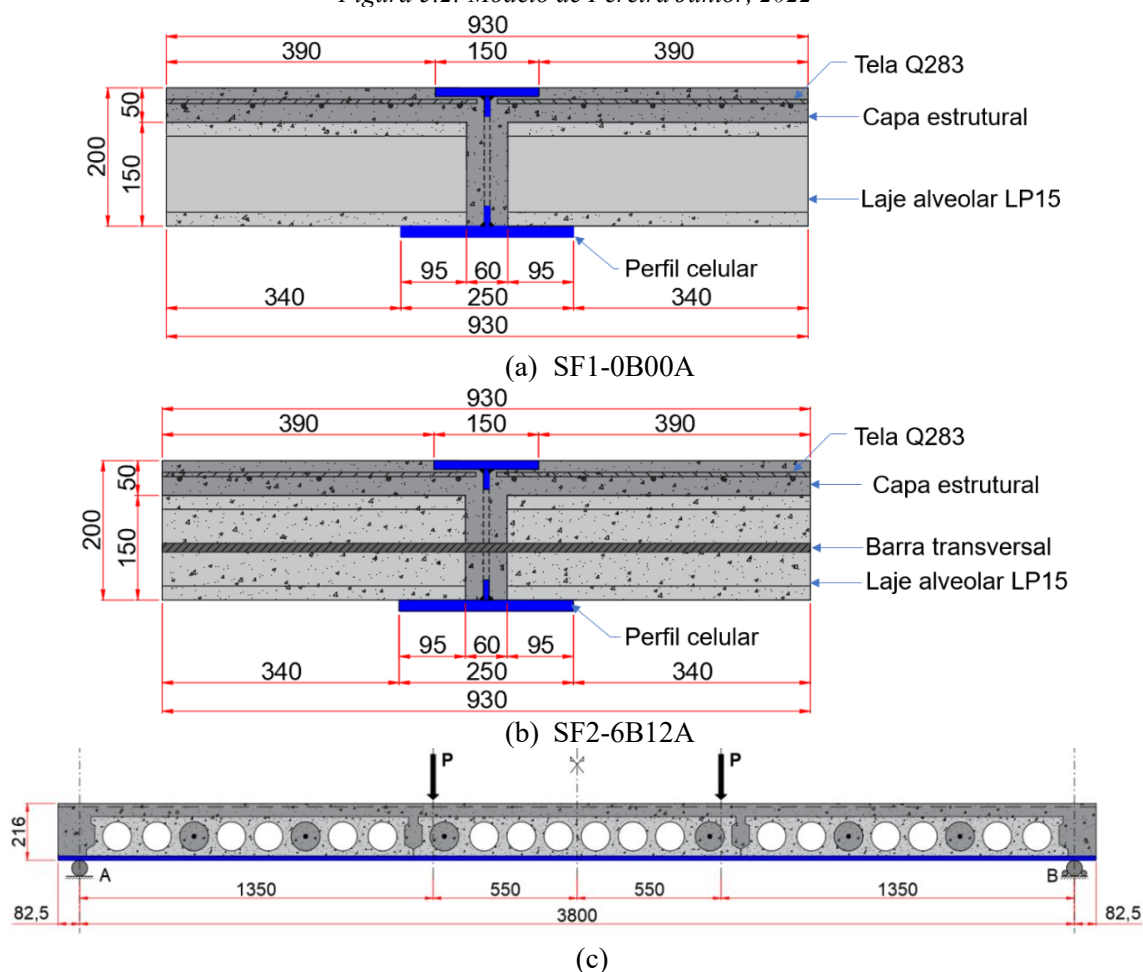
Foi realizada análise não linear para o processamento, utilizando o Método de Newton-Raphson para resolver o sistema de equações e processo incremental-iterativo, buscando a solução com convergência. Os tópicos de 1 a 5 do presente Capítulo abordam características da modelagem numérica, tanto para a fase de calibração quanto para a análise paramétrica, como a geometria, elemento finito, malha, propriedades dos materiais, condições de contorno e carregamento, contato entre os componentes e modelos constitutivos. O tópico 5.6 diz respeito aos resultados da calibração e o tópico 5.7 aos resultados da análise paramétrica.

5.1. GEOMETRIA DOS MODELOS

O estudo numérico seguiu a geometria dos modelos ensaiados experimentalmente, que, como mencionado anteriormente, foram baseados no trabalho de Pereira Júnior (2022). Assim, são calibrados três modelos da viga mista celular parcialmente revestida composta pela laje alveolar (SCCFBHS), com comprimento total de 3965 mm, sendo a distância entre apoios de 3800 mm e largura de 930 mm.

Inicialmente, foi simulado um ensaio de flexão em quatro pontos do SCCFBHS, Figura 5.2(a), com conexão de cisalhamento garantida apenas pelos pinos de concreto, para calibração do SF1-0B00A. Em uma segunda análise, barras de aço de 12,5 mm de diâmetro foram adicionadas aos seis alvéolos preenchidos com concreto, atravessando também o perfil celular, calibrando o modelo SF2-6B12A, Figura 5.2(b),(c). Por fim, foi calibrado o SF3-6B12F, igual ao segundo, mas com concreto reforçado com fibras de aço para preenchimento.

Figura 5.2: Modelo de Pereira Júnior, 2022



Fonte: Pereira Júnior (2022)

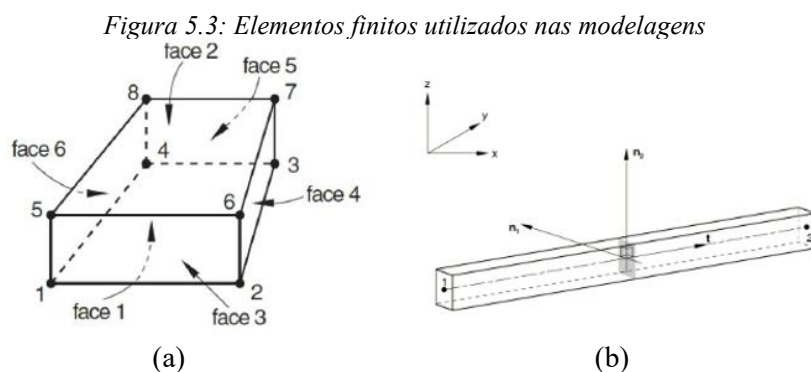
5.2. ELEMENTO FINITO, DISCRETIZAÇÃO DA MALHA E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

A investigação experimental forneceu resultados para a execução da calibração do modelo e posterior análise paramétrica, a fim de ampliar a abrangência dos resultados. Esse estudo foi iniciado com a calibração do modelo SF1-0B00A, aplicando a mesma geometria do ensaio experimental, Figura 5.2(a).

É de suma importância a escolha apropriada do elemento finito que represente adequadamente o comportamento de cada elemento estrutural. É possível escolher entre os elementos de treliça, viga, chapa, casca e sólido, de modo que o modelo ofereça bons resultados e tenha o menor custo computacional possível. O SCCFBHS é composto por diferentes elementos estruturais: a laje, alveolar pré-moldada com capa moldada *in loco*, a viga de aço e as armaduras, tanto a tela para controle de fissuração quanto a transversal que funciona como conexão de cisalhamento. Assim, deve-se tomar bastante cuidado na definição do elemento finito que melhor represente

cada uma dessas características. Essas definições foram feitas com base em trabalhos encontrados na literatura que realizaram estudos numéricos, como o de Dai *et al.* (2020), Ellobody (2011), Ferreira, Martins e De Nardin (2020), Leskela *et al.* (2014), Limazie e Chen (2016), Pereira Júnior *et al.* (2023) e Ramos (2010).

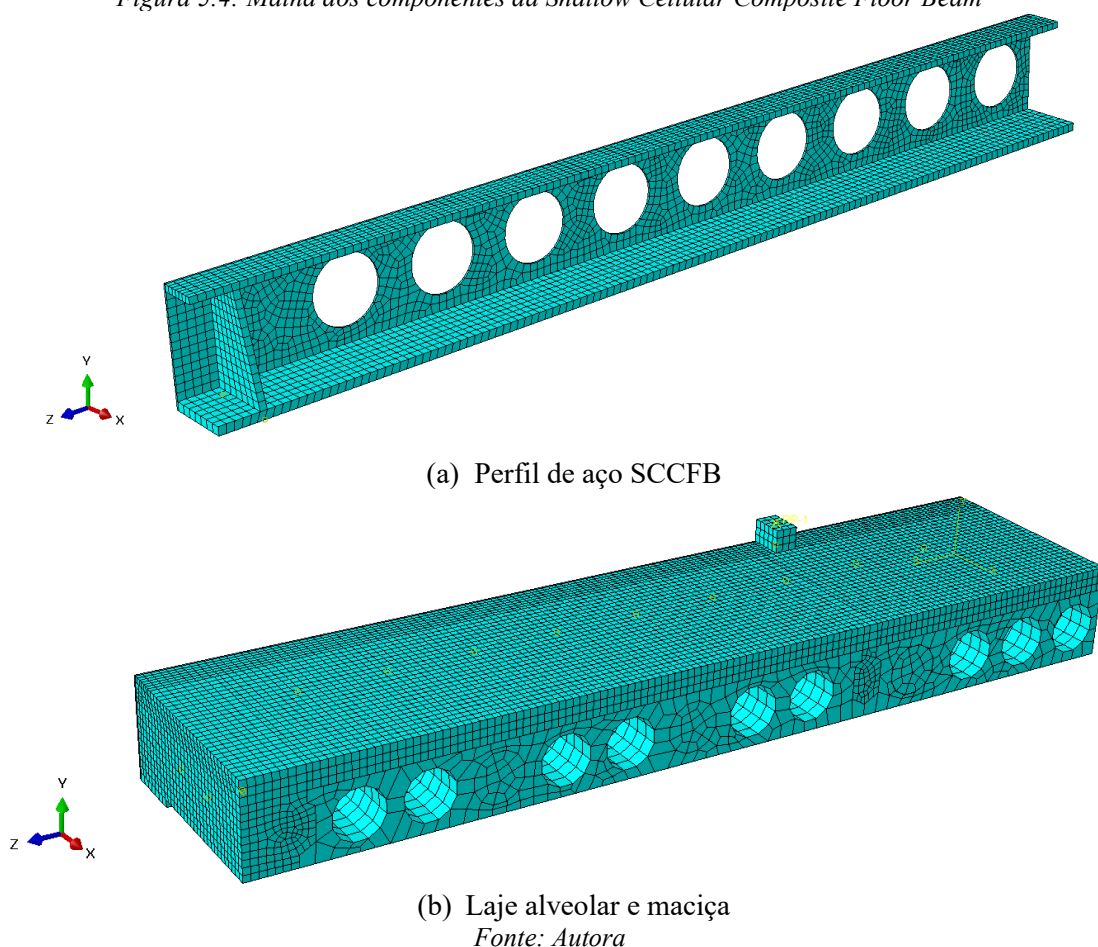
Assim, a modelagem do perfil de aço e da laje de concreto, tanto moldada *in loco* quanto alveolar, foi feita com o elemento sólido C3D8R (Figura 5.3(a)), que possui oito nós, com três graus de liberdade por nó, referentes às translações segundo os eixos x , y e z e formulação com integração reduzida, que proporciona a obtenção da matriz de rigidez utilizando pontos de integração suficientes para integrar as contribuições das forças de campo. Esse procedimento reduz o gasto computacional sem comprometer a precisão dos resultados e evita os efeitos de *shear locking*, fenômeno numérico que pode levar a um aumento da capacidade resistente em elementos estruturais submetidos à flexão. As barras de aço foram modeladas utilizando o elemento de viga B31 (Figura 5.3(b)), dois nós e seis graus de liberdade por nó, tridimensionais com um ponto de interpolação.



Fonte: Adaptado de Simulia (2017)

A malha definida para cada elemento levou em consideração os resultados e o custo computacional, por meio de uma análise de sensibilidade dos resultados que será mostrada no tópico “5.7. Calibração dos modelos”. Assim chegou-se a uma malha de 15 mm para o concreto moldado *in loco* e perfil de aço, 30 mm para o concreto pré-moldado e 5 mm para as armaduras. A maior discretização da malha na região central da seção visa ter uma melhor representação do comportamento, visto que nessa região ocorrem os contatos entre o perfil de aço e concreto, tanto de confinamento quanto das aberturas. A escolha de utilizar malhas menos densas nas demais regiões é devida ao custo computacional, reduzindo o tempo de processamento. A malha e geometria de cada elemento estrutural pode ser vista na Figura 5.4.

Figura 5.4: Malha dos componentes da Shallow Cellular Composite Floor Beam



Na fase de calibração, foram utilizados os resultados dos ensaios de caracterização dos materiais apresentados no Tópico 4.2, sendo eles, a tensão de escoamento, tensão última e módulo de elasticidade para os aços e tensão de compressão e de tração e módulo de elasticidade para os concretos moldados *in loco*. Esses resultados são mostrados resumidamente na Tabela 5.1. Os valores das lajes alveolares pré-moldadas e das barras de aço das armaduras foram fornecidos pelo fabricante.

Tabela 5.1: Propriedades dos materiais

Elemento		f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)	f_{ck} (MPa)	f_t (MPa)
Perfil de aço (A36)		326,13	476,65	200000	-	-
Tela soldada (CA60)		600	630	210000	-	-
Armadura transversal (CA50)		500	540	210000	-	-
Laje alveolar		-	-	35221	40	3,5
Concreto moldado <i>in loco</i>	Autoadensável	-	-	30100	37,8	3,5
	Reforçado com fibras	-	-	29930	36,5	4,1

Fonte: Autora

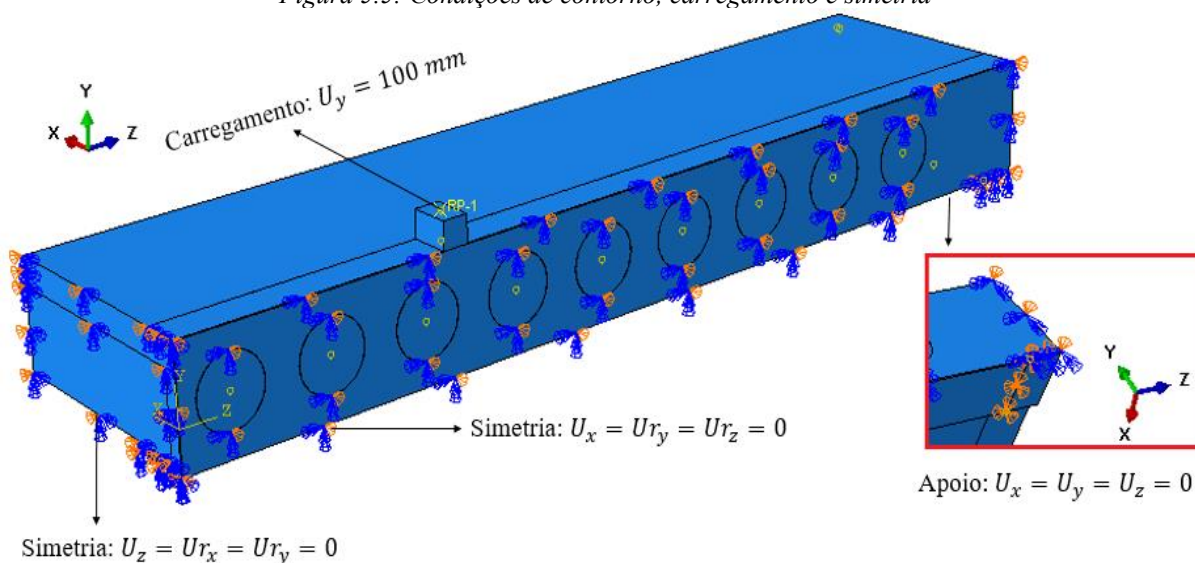
5.3. CONDIÇÕES DE CONTORNO E CARREGAMENTO

A alta complexidade da estrutura estudada, devido à diversidade de elementos estruturais e de materiais, atribui a esse sistema muitas não linearidades, como a física e de contato, que exigem malhas mais refinadas para resultados adequados. Dessa forma, modelar a estrutura completa elevaria consideravelmente o custo computacional, demandando grande memória e dias até o resultado. Para resolver esse problema, foi considerada a simetria do modelo, como feito por Albero *et al.* (2019), Minhaneli (2018) e Pereira Júnior (2022), que modelaram pisos mistos de pequena altura no ABAQUS® utilizando dois planos de simetria.

A aplicação desse método deve ser feita com cautela, visto que as restrições impostas aos planos de simetria algumas vezes não representam corretamente o comportamento do sistema. Na análise de vigas de aço isoladas, por exemplo, a dupla simetria não permitiria a observação das instabilidades local e global, fazendo com que os resultados fossem interpretados erroneamente. No caso dos pisos mistos de pequena altura, as instabilidades não limitam a capacidade resistente do sistema, devido ao fato do concreto revestir a viga de aço.

Sendo assim, após a análise do comportamento da estrutura em dupla simetria e comparando os resultados com um modelo com simetria simples, conclui-se que a dupla simetria pode ser aplicada sem comprometer os resultados da simulação, reduzindo consideravelmente o tempo de processamento. Dessa forma, foi modelado apenas um quarto da estrutura do SCCFBHS, considerando dois planos de simetria: Plano XY, com eixo de simetria na direção Z; Plano YZ, com eixo de simetria na direção de X, como mostrado na Figura 5.5.

Figura 5.5: Condições de contorno, carregamento e simetria



Fonte: Autora

Na Figura 5.5 é possível observar também as condições de contorno empregadas devido à dupla simetria. As restrições correspondentes aos vínculos externos foram inseridas para representar as condições de vinculação dos modelos físicos. No ensaio experimental foi utilizado um suporte de neoprene sob os apoios. Segundo Ribeiro *et al.* (2020), para representar esse efeito, pode-se adicionar nos apoios a interação simulando uma mola, com rigidez calibrada e definida no presente trabalho em 6 MN/m e dois graus de liberdade.

A aplicação do carregamento ocorreu sobre a viga, de maneira incremental com controle de deslocamento. O deslocamento, limitado a 100 mm na direção Y, foi aplicado em um nó de referência (RP-1) associado a um elemento rígido que permanece indeformável, visando apenas a transmissão da força de forma distribuída na viga. O método é similar à aplicação realizada no ensaio experimental.

5.4. CONTATO ENTRE OS COMPONENTES

Quando ocorre a união dos componentes para formar o piso misto de pequena altura é necessário definir o correto contato entre os componentes, que se dá quando corpos distintos tendem a ocupar a mesma posição no espaço. Essa determinação adequada influencia significativamente nos resultados da simulação, sendo fundamental para este trabalho garantir numericamente que a laje de concreto e o perfil de aço se comportem da maneira mais similar possível ao experimental.

Os contatos que precisaram ser definidos foram: laje moldada *in loco* com perfil de aço; laje alveolar com perfil de aço; laje alveolar com laje moldada *in loco*; concreto das aberturas com perfil de aço; armaduras com laje moldada *in loco*. O ABAQUS® disponibiliza muitas opções para as interações de contato, por isso, uma análise de sensibilidade foi desenvolvida acerca do contato entre o perfil de aço e o concreto que passa entre as aberturas, mostrada no tópico “5.7. Calibração dos modelos”.

Para simular o contato entre o perfil e a laje de concreto moldada *in loco* e alveolar foi utilizada a ferramenta “*Surface-to-surface contact*”, que considera na sua formulação duas superfícies de contato, a *master* e a *slave*. Para esta simulação foi escolhida como *master* a superfície do elemento de maior rigidez. Além disso, é necessário determinar propriedades referentes ao comportamento na direção normal (*normal behavior*) e na direção tangencial (*tangential behavior*). Para o *normal behavior* foi utilizado o “*Hard contact*”, que faz com que a penetração entre as superfícies seja imperceptível, auxiliando na correção de distorções devido as

diferenças no refinamento das malhas em contato. No *tangencial behavior* foi empregada a formulação “*Penalty*”, permitindo o movimento relativo das superfícies, com coeficiente de atrito de 0,5, obtido através da calibração. Essa mesma ferramenta foi utilizada no contato entre o concreto que passa pelas aberturas do perfil e o perfil de aço, entretanto, no decorrer da calibração, notou-se que o coeficiente de atrito precisava ser ajustado, sendo utilizado 0,01.

A ferramenta “*Surface-to-surface contact*” foi utilizada também para garantir o contato entre as lajes alveolares e moldada *in loco*, utilizando-se as mesmas propriedades citadas anteriormente, porém o coeficiente de atrito entre elas foi de 1,0, como proposto por Araújo (1997) e recomendado por ACI 318-14 (2014) e PCI (2004).

A conexão entre as barras de aço e a laje moldada *in loco* é realizada por meio do comando “*Embedded Region*”, que simula a aderência do concreto armado, aplicando as restrições características de um corpo embutido em outro.

5.5. MODELOS CONSTITUTIVOS

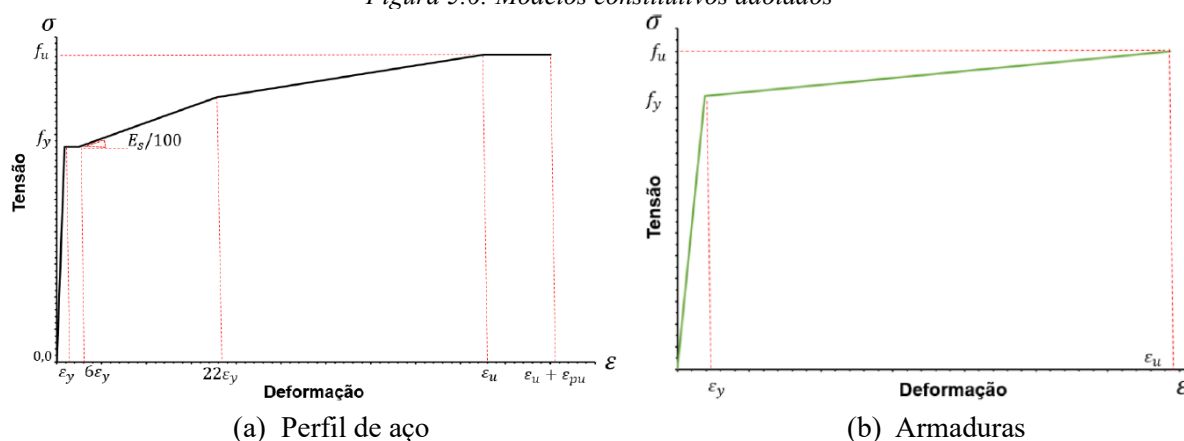
Além da não linearidade decorrente do contato entre os componentes, foi considerado também o comportamento físico não linear dos materiais envolvidos. Os modelos constitutivos são responsáveis por representar essa relação tensão-deformação, sendo fundamental escolher modelos que retratem adequadamente o comportamento específico de cada material que compõe a estrutura. A seguir, são apresentados os modelos utilizados para cada um dos materiais.

5.5.1. AÇO

O modelo constitutivo adotado para o perfil celular foi o elastoplástico multilinear com encruamento isotrópico e critério de plastificação de von Mises (Figura 5.6(a)), obedecendo às formulações dos estudos de Byfield *et al.* (2005) e Lawson e Saverirajan (2011), considerando as tensões reais.

O modelo constitutivo adotado para as telas soldadas e barras transversais foi o bi-linear com encruamento isotrópico, baseado no critério de plastificação von Mises. A curva tensão *versus* deformação desse modelo está representada na Figura 5.6(b), sendo elástico-linear até a tensão de escoamento (f_y) e linear com outra inclinação até a tensão limite de resistência (f_u), considerando o encruamento do aço. O coeficiente de Poisson (ν) foi 0,3 para todos os elementos de aço.

Figura 5.6: Modelos constitutivos adotados



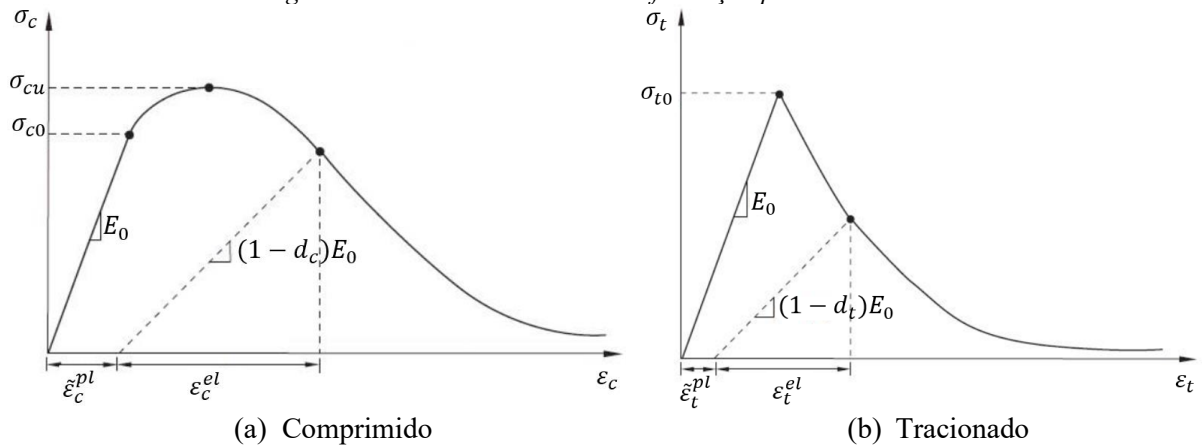
Fonte: Adaptado de Pereira Júnior (2022)

5.5.2. CONCRETO

O piso misto de pequena altura apresenta uma complexidade significativa, exigindo atenção especial às não linearidades envolvidas para representar com precisão as tensões nos elementos do sistema. Isso ocorre porque a laje, ao revestir o perfil de aço, gera planos de cisalhamento entre o aço e o concreto de preenchimento, aumentando a complexidade da análise e da representação do estado tensional do concreto. Além disso, partes do concreto de preenchimento ficam confinadas entre os elementos do perfil de aço, sendo submetidas a estados multiaxiais de tensão. Portanto, é fundamental empregar modelos capazes de representar adequadamente a condição estrutural do sistema misto, reproduzindo a plastificação, a progressão da fissuração, a perda de rigidez com o avanço das fissuras e o estado multiaxial de tensões.

No ABAQUS®, o modelo que melhor representa o comportamento não linear do concreto é o Concrete Damaged Plasticity (CDP), fundamentado na Teoria da Plasticidade e na Mecânica do Dano. Esse modelo utiliza uma variável de dano para representar a perda de rigidez do concreto a partir do ponto em que sua resistência máxima é atingida, considerando dois mecanismos de falha: ruptura por tração e esmagamento por compressão. Além disso, o modelo adota curvas tensão-deformação distintas para o concreto submetido a esforços de compressão e tração. A Figura 5.7 ilustra o comportamento do concreto à compressão (a) e a tração (b).

Figura 5.7: Curvas tensão versus deformação para o concreto



Fonte: Simulia (2017)

Neste modelo, os valores de deformação uniaxial são processados em termos de deformação plástica, conforme as relações estabelecidas pelas Equação 5. 1 e Equação 5. 2. O modelo de dano *Concrete Damage Plasticity* considera que a redução do módulo de elasticidade (E) é dependente da variável de degradação (d), conforme indicado na Equação 5. 3.

$$\sigma_t = (1 - d_t) \cdot E_0 \cdot (\varepsilon_t - \varepsilon_t^{pl}) \quad \text{Equação 5. 1}$$

$$\sigma_c = (1 - d_c) \cdot E_0 \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon_c^{pl}) \quad \text{Equação 5. 2}$$

$$E = (1 - d) \cdot E_0 \quad \text{Equação 5. 3}$$

Sendo σ_t a tensão de tração do concreto; ε_t a deformação à tração do concreto; ε_t^{pl} a deformação plástica à tração do concreto; d_t o dano à tração em estado uniaxial de tensões; σ_c a tensão de compressão do concreto; ε_c a deformação à compressão do concreto; ε_c^{pl} a deformação plástica à compressão do concreto; d_c o dano à compressão em estado uniaxial de tensões; E_0 o módulo de elasticidade inicial (antes do dano).

No ABAQUS®, alguns parâmetros devem ser definidos conforme o tipo de concreto, incluindo o ângulo de dilatância (ψ), excentricidade (ρ), relação entre a resistência à compressão biaxial e uniaxial (f_{b0}/f_{c0}), fator de forma (K) e viscosidade (μ).

O ângulo de dilatância e a excentricidade influenciam a evolução das deformações inelásticas durante a fissuração do concreto. A excentricidade, segundo ensaios experimentais, faz com que a superfície de escoamento tenha a forma de uma hipérbole próxima ao eixo hidrostático, assumindo valor padrão de 0,1 no ABAQUS®.

Quanto ao ângulo de dilatância, Malm (2009) indicou que valores elevados, próximos a 40°, refletem comportamento dúctil, recomendando um intervalo entre 35° e 38° para concreto

moldado in loco. Entretanto, estudos como os de Earij *et al.* (2017), Genikomsou e Polak (2015) e Qureshi, Lam e Ye (2010) adotaram 40°. Para lajes alveolares, Behnam, Kuang e Samali (2018) sugerem valores entre 38° e 42°, enquanto Katwal, Tao e Hassan (2018), em estudo com seções mistas, usaram 30° obtendo bons resultados. Portanto, não há consenso definitivo para esse parâmetro, que deve ser calibrado por meio de estudo de sensibilidade baseado em dados experimentais, conforme discutido no tópico seguinte.

A relação entre a resistência à compressão biaxial e uniaxial descreve o ponto de falha do concreto sob compressão biaxial. Kupfer *et al.* (1969) indicaram a relação $f_{b0} = 1,16248 f_{c0}$, valor indicado como padrão pelo ABAQUS®.

O fator de forma caracteriza o formato da superfície de falha do concreto, sendo a razão entre a distância do eixo hidrostático ao meridiano de tração e compressão no plano desviador. O valor varia entre 0,5 e 1,0, com o padrão de 0,6667 adotado neste trabalho.

Por fim, o parâmetro de viscosidade é utilizado para auxiliar a convergência do modelo quando ocorre degradação da rigidez, sendo preferível adotar valores pequenos para melhorar esse processo.

A Tabela 5.2 traz os valores dos parâmetros que foram utilizados nesse estudo, após uma análise de sensibilidade. Vale destacar que os parâmetros de excentricidade, f_{b0}/f_{c0} e fator de forma não foram variados nessa análise, sendo os demais valores mostrados na Tabela 5.3.

Tabela 5.2: Valores de referência para os parâmetros do CDP

Parâmetro	Valor
Ângulo de dilatação	40°
Excentricidade	0,1
f_{b0}/f_{c0}	1,16
Fator de forma	0,6667
Viscosidade	0,0001

Fonte: Autora

Além dos parâmetros especificados na Tabela 5.2, é necessário definir os modelos que melhor representem o comportamento tensão *versus* deformação do concreto à compressão e à tração. Seguindo os modelos apresentados por Pereira Júnior (2022) e devidamente calibrados no presente estudo, para o comportamento do concreto à compressão a curva tensão *versus* deformação foi construída a partir das formulações propostas pelo Eurocode 2 (Eurocode, 2004a) até a deformação última (Equação 5. 4), sendo continuada pelo modelo proposto por Xu *et al.* (2012) (Equação 5. 5 e Equação 5. 6). O modelo de dano à compressão utilizado foi o de Pavlović *et al.* (2013), conforme Equação 5. 7.

Sendo $\eta = \varepsilon_c / \varepsilon_{c1}$, $k = 1,05 \cdot E_{cm} \cdot |\varepsilon_{c1}| / f_{cm}$, α_a e α_d definidos a partir da resistência característica à compressão do concreto, temos que:

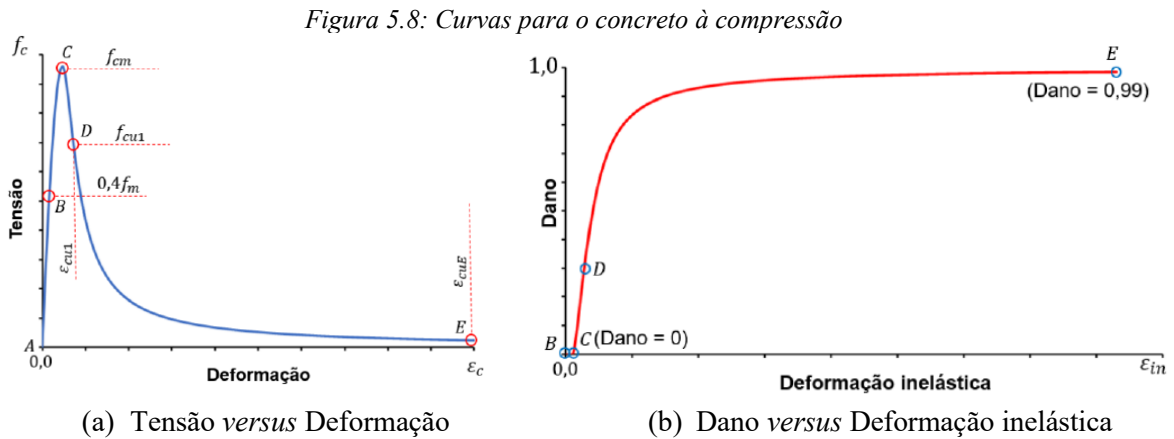
$$\sigma_c = f_{cm} \cdot \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k-2) \cdot \eta}, \text{ para } \eta \leq \varepsilon_{cu1} / \varepsilon_c \quad \text{Equação 5.4}$$

$$\sigma_c = f_{cm} \cdot [\alpha_a \cdot \eta + (3 - 2\alpha_a) \cdot \eta^2 + (\alpha_a - 2)\eta^3], \text{ para } \eta \leq 1 \quad \text{Equação 5.5}$$

$$\sigma_c = f_{cm} \cdot \frac{\eta}{[\alpha_d \cdot (\eta-1)^2 + \eta]}, \text{ para } \eta > 1 \quad \text{Equação 5.6}$$

$$d_c = 1 - \frac{f_{cm}}{\sigma_c} \quad \text{Equação 5.7}$$

A Figura 5.8 ilustra as curvas tensão *versus* deformação e dano *versus* deformação inelástica do concreto à compressão.



Fonte: Pereira Júnior (2022)

Na tração deve-se levar em consideração o efeito da rigidez do concreto entre fissuras (*Tension Stiffening*). Esse parâmetro permite considerar o efeito da aderência entre a armadura e o concreto, suavizando a curva tensão *versus* deformação após o pico. No ABAQUS®, esse encruamento é função da deformação de fissuração (ε_t^{ck}), entretanto, com o dano a tração, esses valores são convertidos em deformação plástica (ε_t^{pl}), como mostrado na Equação 5.8.

$$\varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{ck} - \frac{d_t}{(1-d_t)} \cdot \frac{\sigma_t}{E_0} \quad \text{Equação 5.8}$$

Sendo, ε_t^{ck} a diferença entre a deformação total (ε_t) e a deformação elástica (ε_{t0}^{el}), com $\varepsilon_{t0}^{el} = \sigma_t / E_0$.

Assim, foi utilizado o modelo constitutivo do concreto à tração proposto por Xu *et al.* (2012), mostrado pela Equação 5.9 e Equação 5.10. O dano à tração também foi calculado segundo o modelo de Pavlovic *et al.* (2013), Equação 5.11.

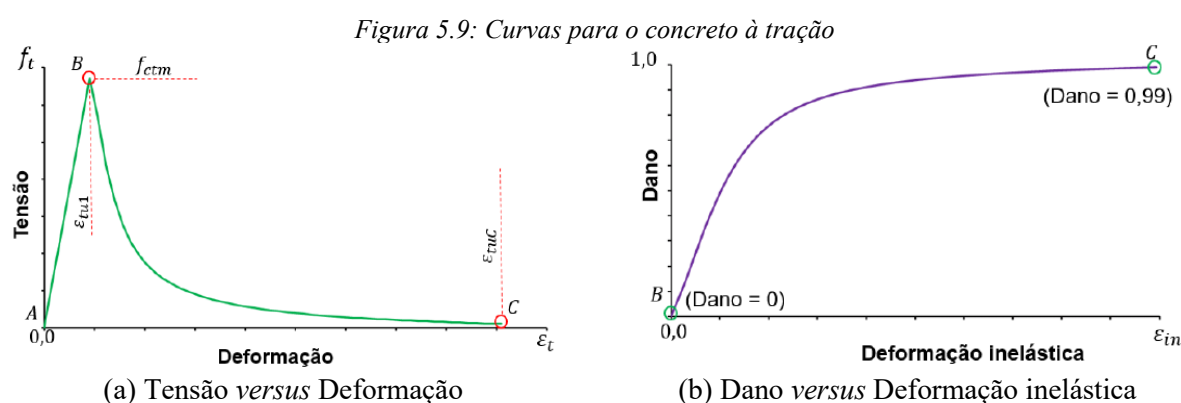
$$\sigma_t = f_{ctm} \cdot 1,2\eta - 0,2\eta^6, \text{ para } \eta \leq 1 \quad \text{Equação 5. 9}$$

$$\sigma_t = f_{ctm} \cdot \frac{\eta}{\alpha_t \cdot (\eta - 1)^{1,7} + \eta}, \text{ para } \eta > 1 \quad \text{Equação 5. 10}$$

Sendo $\eta = \varepsilon_t / \varepsilon_{tu}$, com ε_{tu} correspondendo à deformação da tensão média (f_{ctm}).

$$d_t = 1 - \frac{f_{ct}}{\sigma_t} \quad \text{Equação 5. 11}$$

A Figura 5.9 ilustra as curvas tensão *versus* deformação e dano *versus* deformação inelástica do concreto à tração.



Fonte: Pereira Júnior (2022)

5.6. CALIBRAÇÃO DOS MODELOS

A calibração dos modelos foi fundamentada no estudo experimental realizado no presente trabalho, apresentado e discutido no Capítulo 4, além de partir da análise numérica preliminar, apresentada no Apêndice B. Inicialmente, foi feita a simulação do protótipo SF1-0B00A, com as características e parâmetros mostrados anteriormente, até que fosse obtido o modelo numérico que representasse satisfatoriamente o comportamento experimental. Para isso, os gráficos experimental e numérico da força aplicada *versus* deslocamento no meio do vão foram comparados, até que apresentassem comportamentos e valores semelhantes. Além disso, houve a comparação dos gráficos força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto e das tensões nos componentes. Após obtidos resultados satisfatórios, os protótipos SF2-6B12A e SF3-6B12F também foram calibrados.

5.6.1. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

No processo de calibração, as propriedades mecânicas dos materiais encontradas no estudo experimental e as condições de contorno e carregamento aplicadas foram inseridas no ABAQUS®, para posteriormente, alguns parâmetros serem variados para definir o

comportamento da estrutura. A partir desse processo, foi realizada uma análise de sensibilidade, avaliando quais características influenciavam no comportamento do modelo numérico. Por exemplo, notou-se que a escolha correta dos parâmetros de contato entre o perfil e o concreto das aberturas foi definidora no comportamento do sistema. Assim, partindo da análise numérica preliminar, foi feita a análise de sensibilidade dos parâmetros de plasticidade do CDP, de contato entre os componentes e de refinamento da malha. A Tabela 5.3 traz uma comparação entre os valores utilizados no estudo preliminar e no estudo final calibrado.

Tabela 5.3: Análise de Sensibilidade

Parâmetro		Análise Preliminar	Análise Final
Malha	Concreto moldado <i>in loco</i>	15 mm	15 mm
	Concreto pré-moldado	15 mm	30 mm
	Perfil de aço	15 mm	15 mm
	Armaduras	5 mm	5 mm
Condição de apoio		Apoio fixo ($U_x = U_y = U_z = 0$)	Adição da Mola ($Rigidez = 6 \text{ MN/m}$)
CDP – Concreto moldado <i>in loco</i>	ψ	30°	40°
	ρ	0,1	0,1
	f_{D0}/f_{c0}	1,16	1,16
	K	0,667	0,667
	μ	0,001	0,0001
Contato entre componentes	Coeficiente de atrito	Perfil – Concreto moldado <i>in loco</i>	0,2
		Perfil – Concreto moldado <i>in loco</i> das aberturas	<i>Shell to Solid Coupling</i>
		Concreto moldado <i>in loco</i> – Concreto pré-moldado	1,0

Fonte: Autora

Verificou-se que utilizar uma malha mais refinada para o concreto alveolar elevava o custo computacional sem apresentar grandes ganhos nos resultados. Assim, após encontrar a malha apropriada para as simulações, iniciou-se a variação dos parâmetros, encontrando os valores finais retratados na Tabela 5.3.

Grandes esforços foram demandados para obter resultado satisfatório na calibração do modelo e dois pontos foram cruciais na obtenção dos bons resultados. O primeiro deles é relativo ao coeficiente de atrito do contato entre o concreto que passa pelas aberturas e o perfil de aço. Foi feito um estudo variando especificamente este parâmetro, até que foi determinado o valor de 0,01, que mais aproximava o comportamento numérico do experimental. O segundo é relativo

à condição de apoio, pois notou-se que o modelo numérico estava apresentando rigidez na fase elástico-linear muito superior ao resultado experimental. Analisando a bibliografia e o ensaio experimental, concluiu-se que o suporte de neoprene utilizado sob os apoios diminuía a rigidez do sistema. Assim, para simular esse comportamento, foi utilizada mola na direção y dos apoios, com rigidez calibrada, obtendo-se o valor de 6 MN/m.

Na fase de calibração, a simulação foi feita por controle de deslocamento, sendo observado na Tabela 5.4 o incremento final atingido por cada modelo, o deslocamento no meio do vão quando o modelo parou de convergir e o tempo necessário para o fim da simulação de cada modelo.

Tabela 5.4: Incremento final dos modelos

Modelo	Incremento final	Deslocamento final meio do vão (mm)
SF1-0B00A	0,54	61
SF2-6B12A	0,53	60,6
SF3-6B12F	1,00	105

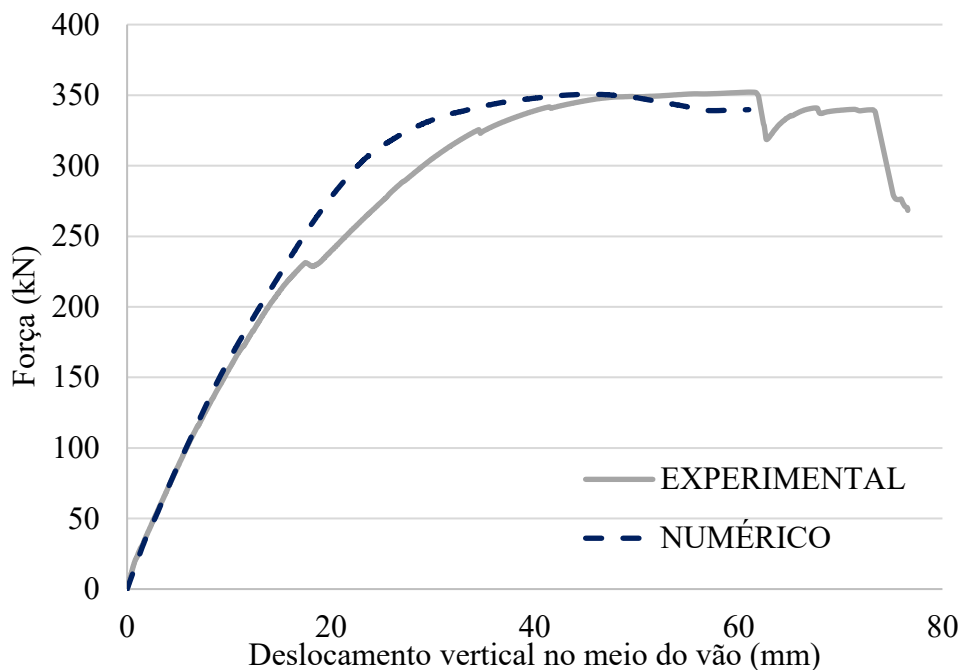
Fonte: Autora

Observa-se pela Tabela 5.4 que os modelos SF1 e SF2 não convergiram até o final, ou seja, não atingiram o incremento de deslocamento proposto de 100 mm. Isso pode ser atribuído ao alto grau de dano desses modelos e à sua robustez, com muitas não-linearidades, ocasionando alto custo computacional. Apenas o protótipo SF3 convergiu até o final, já que foi o menos danificado.

5.6.2. RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO

Após a definição dos parâmetros citados anteriormente, foi realizada a calibração do protótipo SF1-0B00A, que foi feita comparando os gráficos experimentais e numéricos da força aplicada *versus* deslocamento no meio vão e da força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, foi analisado o comportamento à flexão do modelo simulado, a partir da análise de tensões nos componentes e dos modos de falhas. A Figura 5.10 ilustra o resultado da força aplicada *versus* deslocamento no meio vão.

Figura 5.10: Capacidade resistente à flexão – Calibração SF1-0B00A

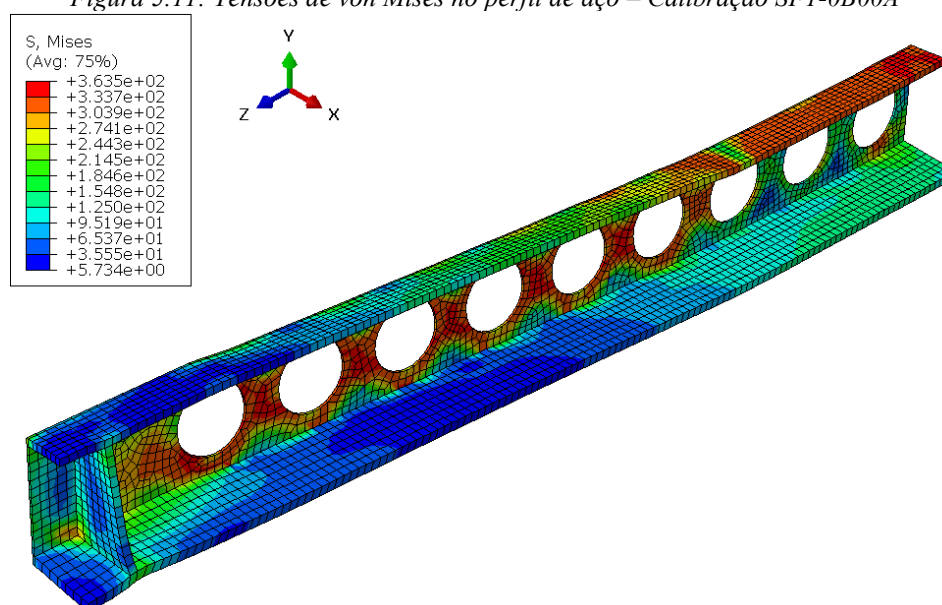


Fonte: Autora

Observa-se que o deslocamento na fase elástico-linear é praticamente o mesmo para o modelo físico ensaiado e o modelo numérico. A partir da força de 150 kN as curvas começam a se distanciar, ficando mais evidente a partir da força de aproximadamente 230 kN, quando o protótipo experimental apresentou uma queda de rigidez, relacionada a um estalo na estrutura, comportamento que o modelo numérico não conseguiu capturar. Entretanto, quando o sistema começa a plastificar, as duas curvas voltam a se encontrar, obtendo força máxima e deslocamentos no meio do vão bastante similares. Apesar de mais brando, o modelo numérico também indica a queda de resistência do sistema, até o momento em que parou de convergir, podendo indicar o colapso da estrutura.

Ambos os resultados comprovam a teoria da análise numérica preliminar de que esse sistema estrutural está preparado para suportar altas solicitações, mesmo sem a presença das barras de aço na conexão de cisalhamento, podendo atingir solicitações de mais de 300 kN ainda na fase elástico-linear. A fase plástica do sistema é longa, no sentido de atingir grandes deformações antes de ocorrer a ruptura, o que é possível ver pela análise de tensões no perfil de aço no ponto em que o modelo parou de convergir, mostrada na Figura 5.11.

Figura 5.11: Tensões de von Mises no perfil de aço – Calibração SF1-0B00A

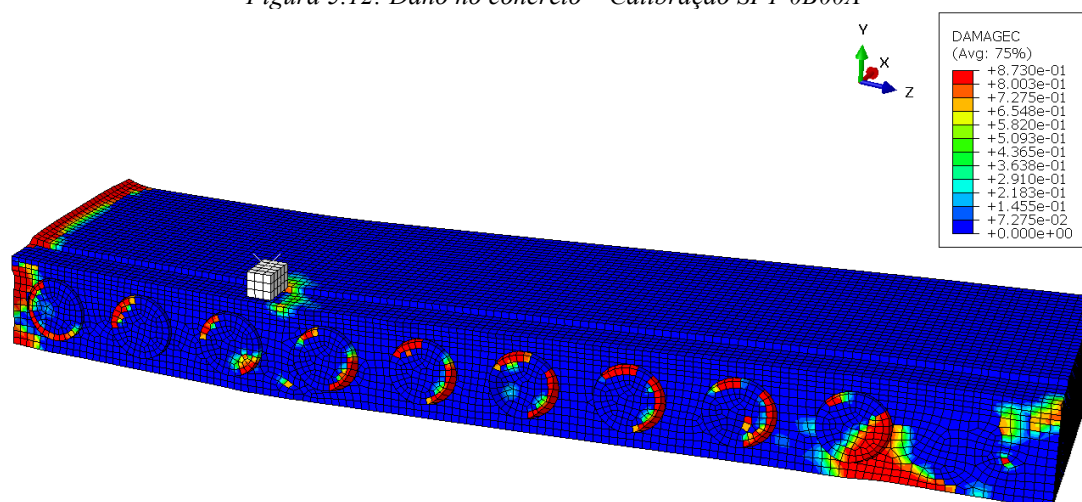


Fonte: Autora

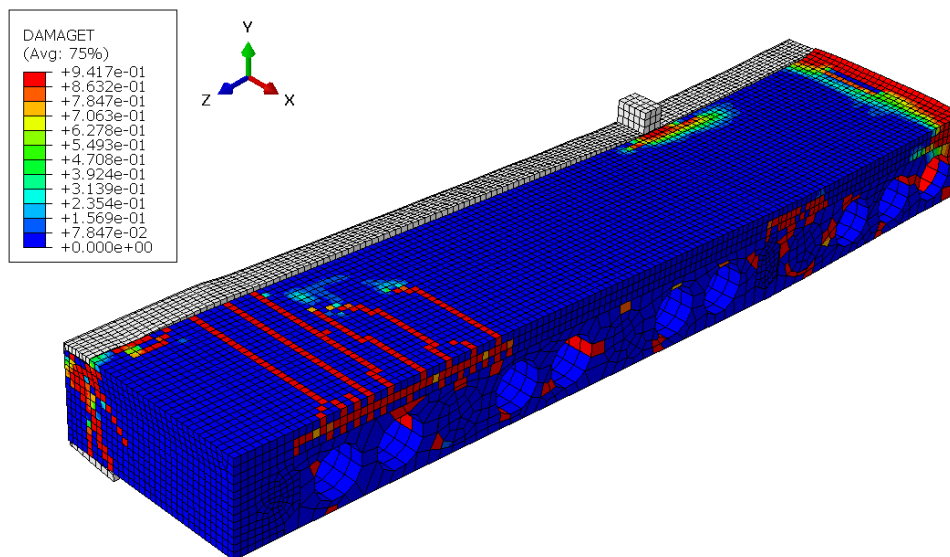
Observa-se que o perfil de aço está plastificado na região central da mesa superior e na alma, ultrapassando os 326,1 MPa da resistência ao escoamento do perfil, entretanto não atinge a tensão limite de ruptura de 476,7 MPa. Esse fator está intimamente ligado à alta rigidez do perfil, salientando novamente que isto só é possível devido ao perfil estar confinado, mitigando as instabilidades do perfil. É importante destacar que as tensões na mesa superior do perfil são de compressão, enquanto a mesa inferior está tracionada.

Foi analisado também o comportamento das lajes moldada *in loco* e alveolar, através da investigação do dano. A Figura 5.12(a) ilustra o comportamento do dano à compressão no concreto moldado *in loco*, com foco no concreto confinado nas aberturas do perfil e a Figura 5.12(b) ilustra o dano à tração no concreto moldado *in loco* e lajes alveolares.

Figura 5.12: Dano no concreto – Calibração SF1-0B00A



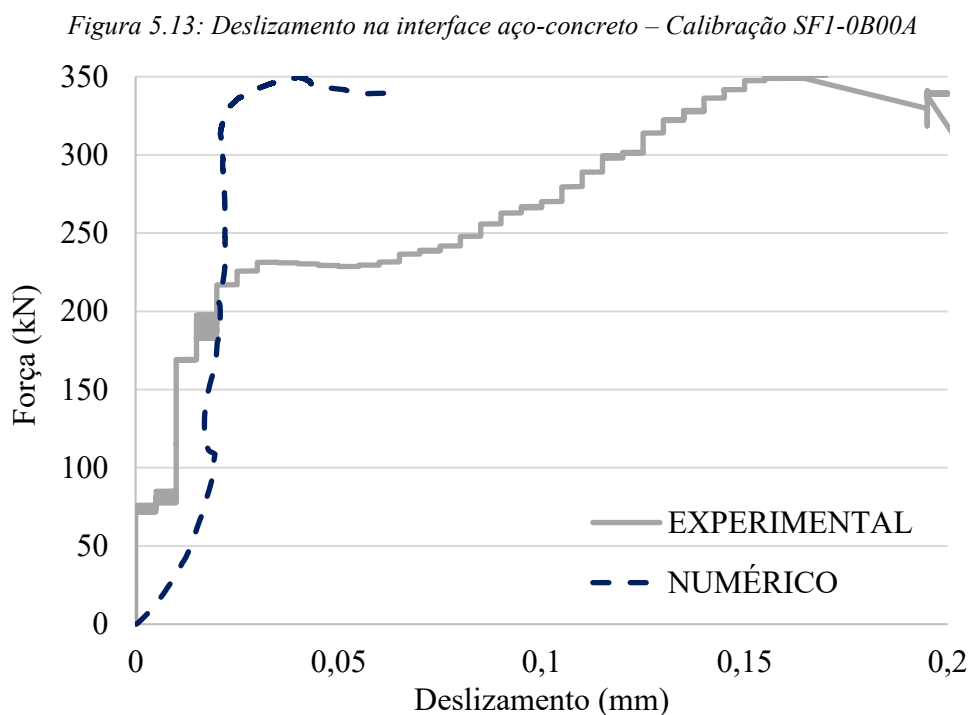
(a) À compressão



(b) À tração

Fonte: Autora

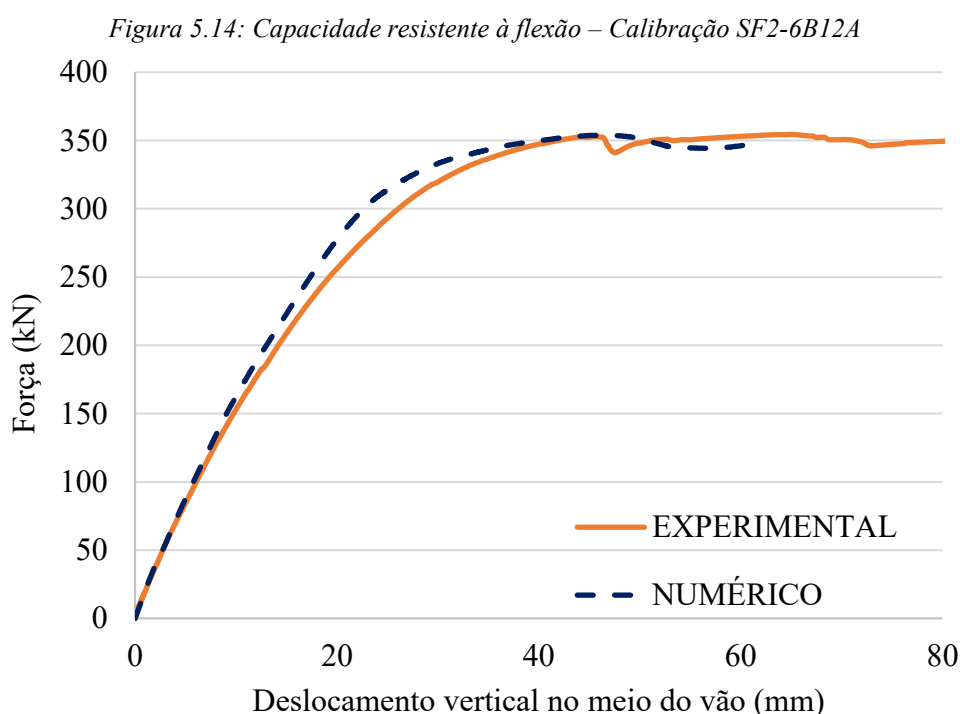
A partir da Figura 5.12(a), pode-se constatar que ocorre esmagamento do concreto no meio do vão da laje moldada *in loco*, comprovado no ensaio experimental. Além disso, as bordas do concreto que passa pelas aberturas do perfil apresentam dano elevado de compressão, fator que foi melhor constatado com a análise numérica. Já sobre o dano à tração no concreto, a Figura 5.12(b) mostra que as lajes alveolares apresentam fissuras na parte inferior dos alvéolos e na interface entre a laje moldada *in loco* e alveolar, principalmente na região próxima aos apoios. Além disso, também foi obtido o gráfico força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto, mostrado na Figura 5.13.



Fonte: Autora

Nota-se que a simulação numérica conseguiu bons resultados até a força de 230 kN. Após esse ponto, o deslizamento médio experimental apresenta aumento considerável de deslizamento até a ruptura, comportamento que não é representado numericamente. O modelo numérico consegue representar apenas a queda no momento do esmagamento da capa de compressão, em aproximadamente 350 kN. Entretanto, ambos os resultados são baixos, na ordem de 0,2 mm, indicando a interação total aço-concreto.

Após a calibração do SF1-0B00A, foram inseridas as barras de aço transversais no modelo e simulado o protótipo SF2-6B12A, obtendo-se os resultados mostrados na Figura 5.14, para o gráfico força aplicada *versus* deslocamento no meio do vão.



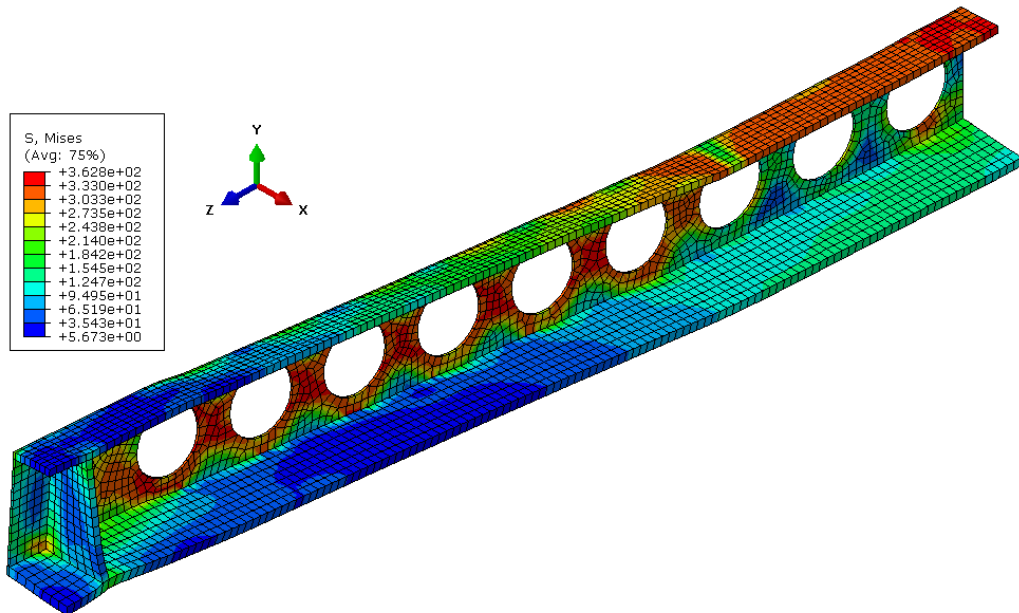
Fonte: Autora

Observa-se que ao inserir as barras de aço no SF1, o modelo SF2 fica automaticamente calibrado, já que no ensaio experimental foram utilizados os mesmos materiais e mesmas condições de contorno e carregamento nos dois modelos. Nota-se então que a modelagem foi precisa na fase elástico-linear do sistema, divergindo levemente após os 150 kN. Além disso, na fase plástica, observa-se a tendência do modelo em continuar deslocando, sem apresentar ruptura.

A análise de tensões para o perfil de aço e de dano para o concreto foi muito similar ao modelo analisado anteriormente, diferindo levemente na intensidade máxima da tensão de von Mises no perfil e no dano à compressão do concreto, como mostrado na Figura 5.15 e Figura 5.16,

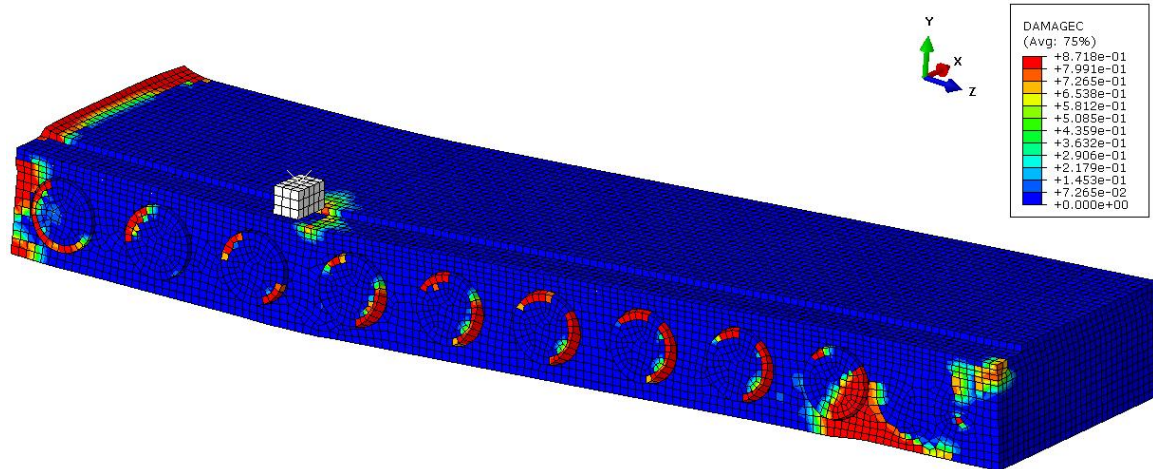
indicando que a ruptura por esmagamento do concreto acontecerá mais tardiamente quando comparado ao Protótipo SF1.

Figura 5.15: Tensões de von Mises no perfil de aço – Calibração SF2-6B12A

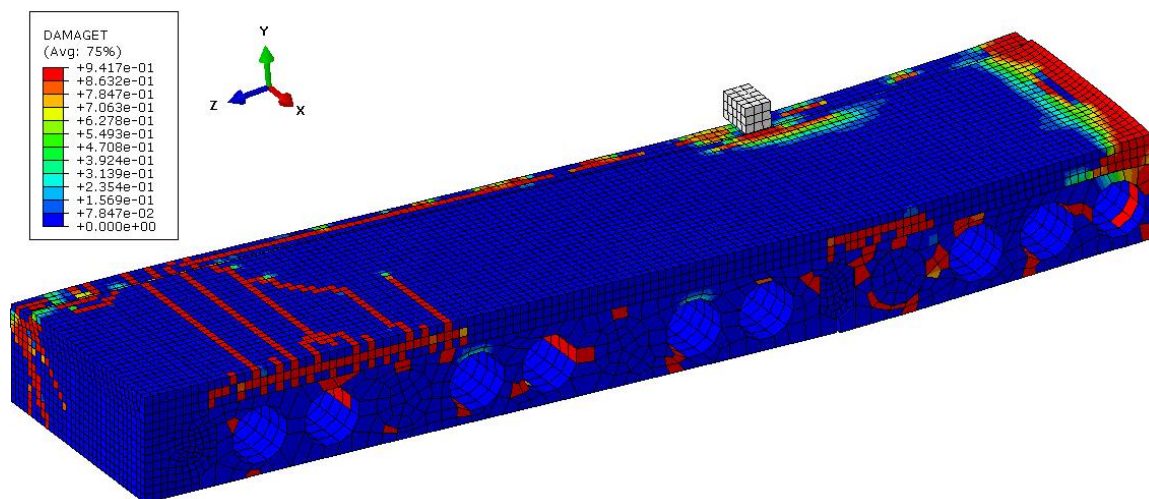


Fonte: Autora

Figura 5.16: Dano no concreto – Calibração SF2-6B12A



(a) À compressão

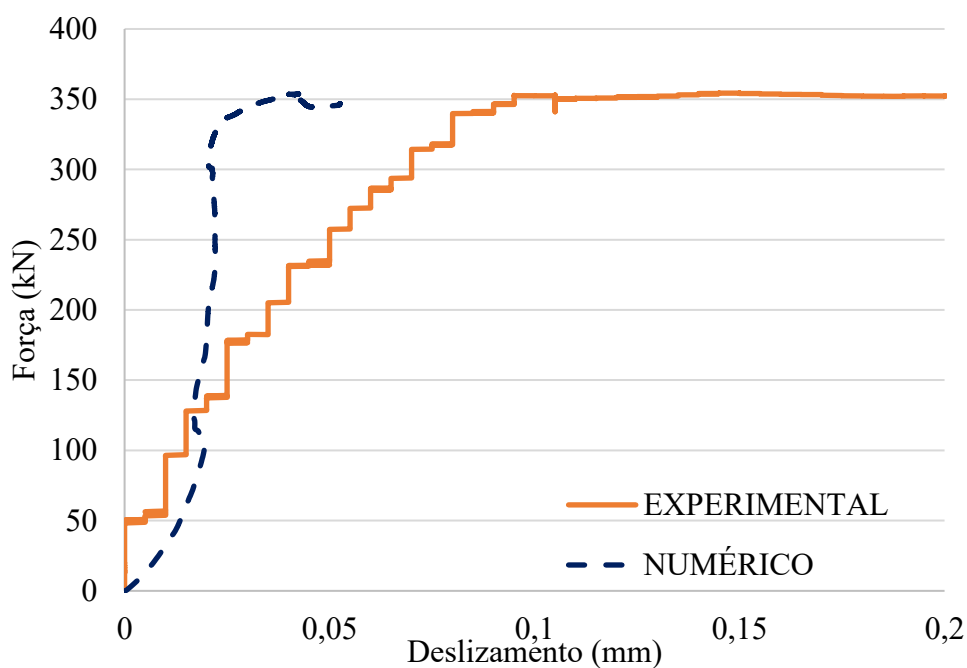


(b) À tração

Fonte: Autora

O gráfico força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto é mostrado na Figura 5.17.

Figura 5.17: Deslizamento na interface aço-concreto – Calibração SF2-6B12A



Fonte: Autora

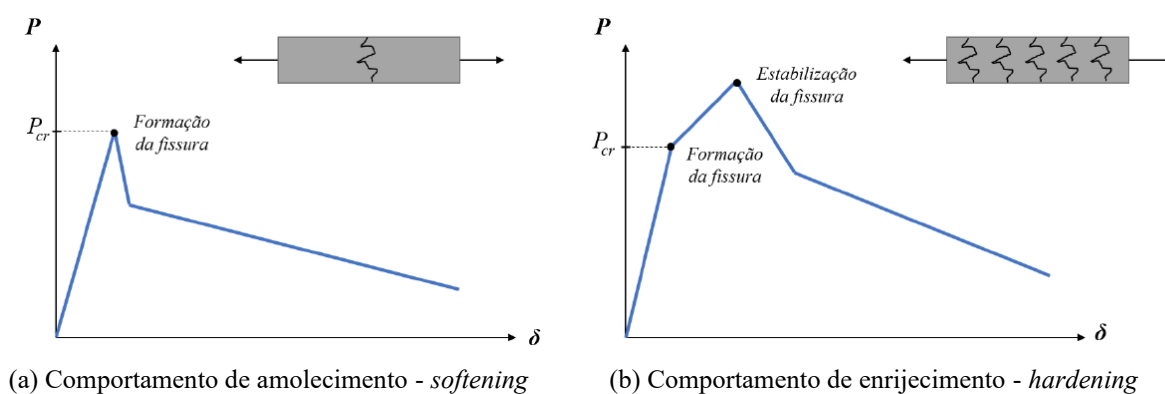
A partir da Figura 5.17 nota-se que o resultado numérico apresentou valores pequenos de deslizamento como no modelo experimental, porém não conseguiu representar a continuidade nos deslizamentos na fase plástica. Nota-se que os resultados numéricos foram muito similares para os modelos SF1 e SF2, com um leve decréscimo nos valores de deslizamento, mas indicando que, numericamente, a adição de barras de aço transversais não exerceu forte influência em minimizar esses deslizamentos.

Assim, diferindo do que foi apresentado na análise numérica preliminar, mas convergindo com o ensaio experimental, observamos que a adição de barras no modelo não aumenta de forma significativa a capacidade resistente e pouco interfere no deslizamento relativo entre aço e concreto, mas melhora consideravelmente o comportamento de ruína.

O modelo SF3-6B12F utiliza na sua composição o concreto reforçado com fibras de aço. Esse reforço faz com que o concreto apresente um comportamento de enrijecimento à tração bem diferente do concreto comum, com benefícios em relação à abertura de fissuras, devendo-se obter uma curva tensão *versus* deformação mais fiel. Apesar de apresentar também ganhos de tenacidade na compressão, esses ganhos são perceptíveis apenas para deformações além da deformação limite usual de 3,5 %, por isso, o concreto reforçado com fibras de aço pode ser modelado da mesma forma que o concreto comum para tensões de compressão uniaxial (Matos, 2021).

Dessa forma, para a calibração do protótipo SF3 houve a alteração do modelo do concreto à tração e uma nova rodada de análise de sensibilidade de alguns parâmetros do CDP. O modelo à tração utilizado foi o do Model Code para Estruturas de Concreto - fib (2013), que considera que o concreto submetido à tração direta apresenta um comportamento elástico-linear até a formação de fissura e após esse ponto, pode exibir dois tipos de comportamento, o amolecimento (*softening*, Figura 5.18(a)), e o endurecimento (*hardening*, Figura 5.18(b)), que depende de fatores como: orientação das fibras, teor e tipo de fibras.

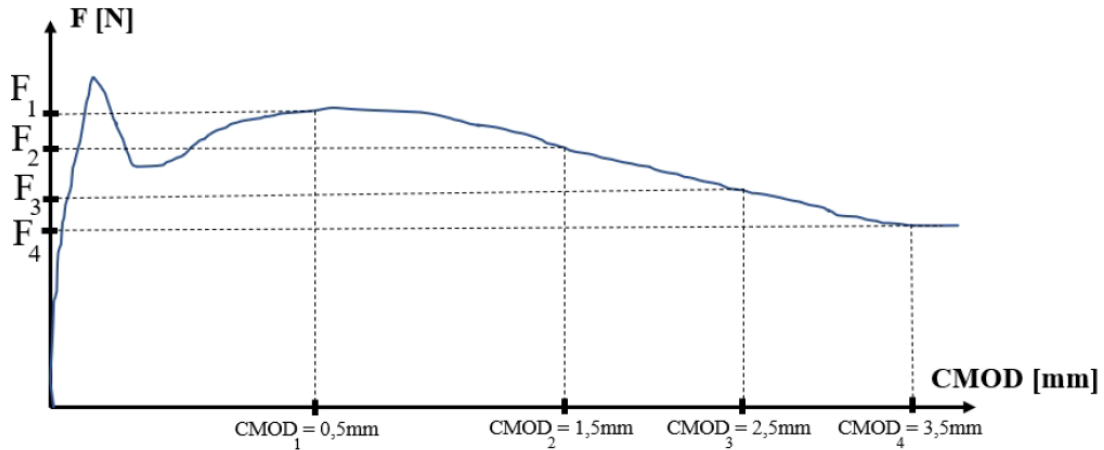
Figura 5.18: Curvas força versus deslocamento para o concreto reforçado com fibras à tração



Fonte: Código Modelo para Estruturas de Concreto - fib 2010 (2013)

A variação na resistência, seja por perda ou ganho, é determinada a partir das tensões residuais obtidas por meio de resultados experimentais do ensaio de flexão em três pontos realizado em vigas entalhadas. Nesse ensaio, a deformação é expressa em função da abertura da fissura na boca da trinca (*crack mouth opening displacement* – CMOD), enquanto a tensão é avaliada pela força aplicada, conforme ilustrado na Figura 5.19.

Figura 5.19: Curva típica de força aplicada versus abertura de fissura para o concreto reforçado com fibras



Fonte: Matos (2021)

Os testes experimentais do presente trabalho não contemplaram o ensaio necessário para se obter as tensões residuais à tração, sendo utilizado o trabalho de Venkateshwaran, Tan e Li (2018) para prever essas tensões. Esses autores avaliaram diversos modelos de vigas com diferentes características geométricas e variaram dados como tipo de fibra, resistência à compressão e fração volumétrica de fibras a fim de propor um modelo de previsão de resistência residual. Assim, eles apresentam um modelo capaz de determinar as resistências residuais nos pontos 1, 2, 3 e 4 (Figura 5.19), como mostrado nas Equações 5.13 a 5.16, e o limite de proporcionalidade, na Equação 5.12.

$$f_L = 0,637(f_{cm})^{0,5} + 1,295(RI) \quad \text{Equação 5.12}$$

$$f_{R,1} = \Psi_{CRFA}[0,320(f_{cm})^{0,5} + 6,214(RI) + 0,034N^2] \quad \text{Equação 5.13}$$

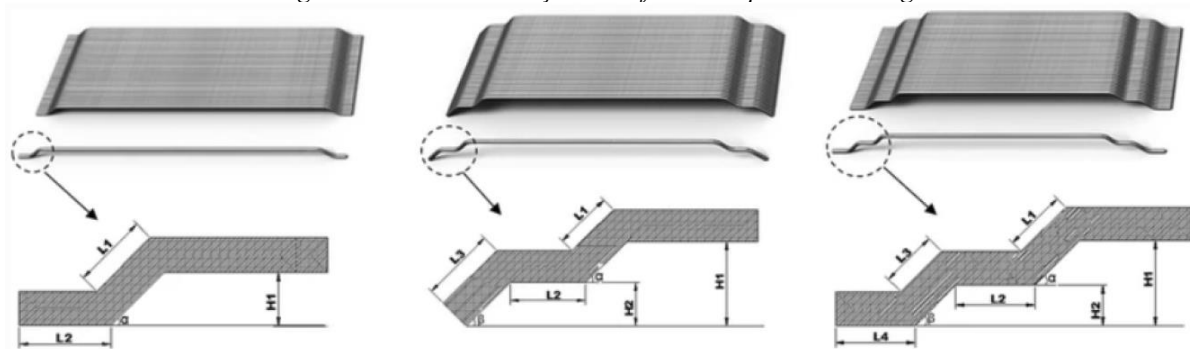
$$f_{R,2} = \Psi_{CRFA}[0,353(f_{cm})^{0,5} + 7,337(RI) + 0,3N^2] \quad \text{Equação 5.14}$$

$$f_{R,3} = \Psi_{CRFA}[0,3(f_{cm})^{0,5} + 7,629(RI) + 0,373N^2] \quad \text{Equação 5.15}$$

$$f_{R,4} = \Psi_{CRFA}[0,284(f_{cm})^{0,5} + 7,018(RI) + 0,343N^2] \quad \text{Equação 5.16}$$

Sendo $\Psi_{CRFA} = (1 + \frac{l_f}{100})^{0,5}$ e $RI = f \frac{l_f}{d_f}$, com l_f o comprimento da fibra, d_f o diâmetro da fibra, f a porcentagem volumétrica de fibras e f_{cm} a resistência à compressão do concreto. Além disso, N é o número de ancoragens, calculado conforme mostrado na Figura 5.20

Figura 5.20: Fibras de aço com diferentes tipos de ancoragem



Fonte: Adaptado de Abdallah e Fan (2017)

A fibra utilizada no presente trabalho foi a Dramix® 3D 45/30 com dimensões e taxa de fibras/kg mostradas na Figura 4.8. Para esta fibra e para a dosagem utilizada de acordo com a Tabela 4.2 o valor de Ψ_{CRFA} é 1,14, RI vale 0,19 e N é igual a 2. Além disso, de acordo com os ensaios do concreto no estado endurecido no dia do ensaio, $f_{cm} = 38,75$ MPa. A partir desses parâmetros, foram obtidos os valores teóricos das tensões residuais ($f_{R,i}$) e do limite de proporcionalidade (f_L), como mostrado na Tabela 5.5.

Tabela 5.5: Valores teóricos das tensões residuais para o concreto reforçado com fibras segundo formulação proposta por Venkateshwaran, Tan e Li (2018)

Tensão	Valor (MPa)
f_L	4,215938
$f_{R,1}$	3,797575
$f_{R,2}$	5,492763
$f_{R,3}$	5,513963
$f_{R,4}$	5,128747

Fonte: Autora

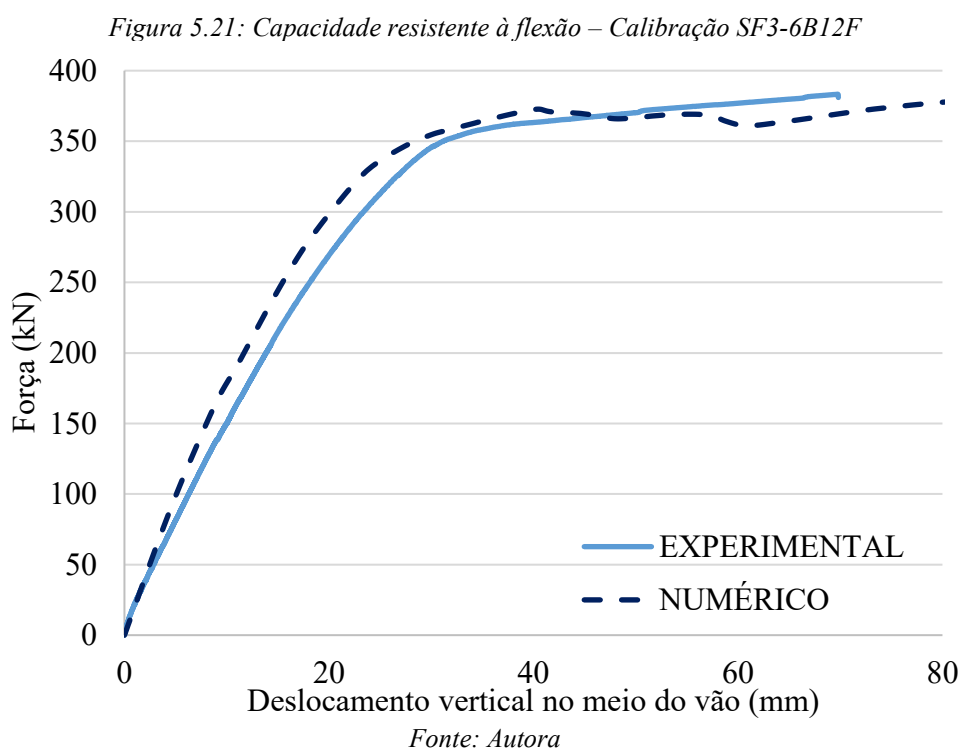
Em continuidade à adequação do modelo numérico para o comportamento do concreto reforçado com fibras, foi realizado um novo estudo sobre os parâmetros do CDP, baseado em Dutra (2012), o qual utilizou o modelo de Drucker-Prager para representar o concreto reforçado com fibras de aço. No presente estudo, assumiu-se fator de forma igual a 0,9, supondo que a superfície no plano desviador seja mais próxima a um círculo, e manteve-se os demais valores, ilustrados na Tabela 5.6.

Tabela 5.6: Valores dos parâmetros do CDP para o concreto reforçado com fibras

Parâmetro	Valor
Ângulo de dilatância	40°
Excentricidade	0,1
f_{b0}/f_{c0}	1,16
Fator de forma	0,9
Viscosidade	0,0001

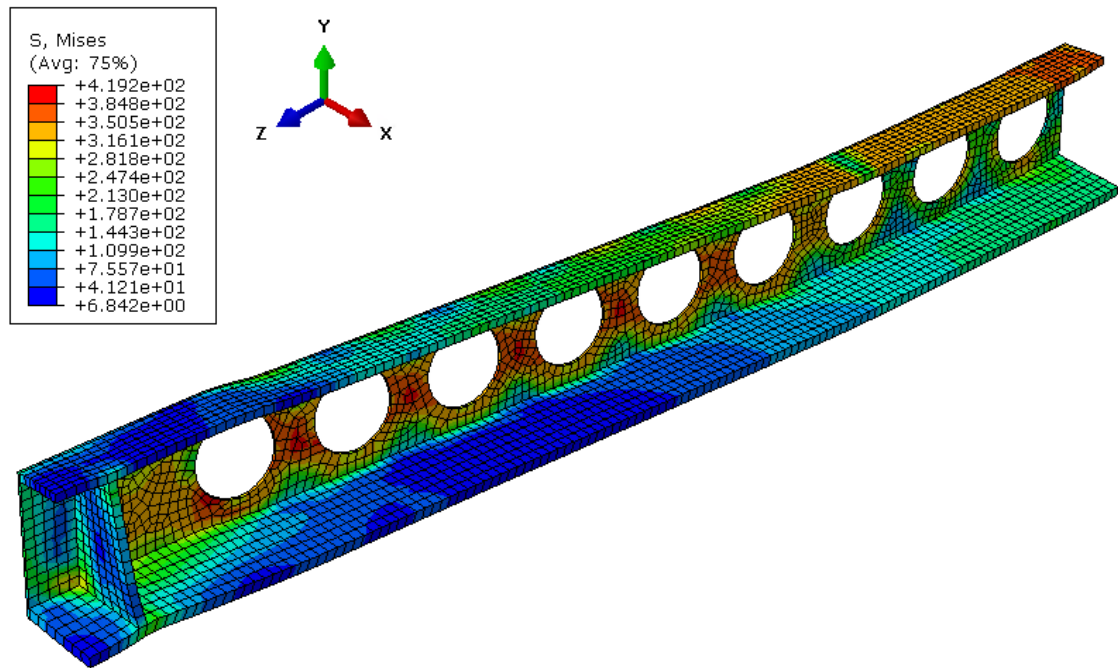
Fonte: Autora

Após ajustado o modelo à tração do concreto e o parâmetro do CDP, foram obtidos os resultados da calibração, que são apresentados a seguir. A Figura 5.21 apresenta o gráfico da força *versus* deslocamento no meio do vão, no qual é possível observar uma leve divergência do modelo numérico em relação ao experimental no que diz respeito à rigidez, sendo que o modelo numérico se apresentou mais rígido. Em termos de capacidade resistente, nota-se que o modelo proposto por Venkateshwaran, Tan e Li (2018) consegue representar o ganho de resistência do sistema, assim como a ductibilidade, com o modelo numérico convergindo até o final.



A análise de tensões no perfil de aço está representada na Figura 5.22. Observando a tensão de Von Mises no perfil e comparando com os outros protótipos (SF1 e SF2), nota-se um aumento na tensão, ultrapassando consideravelmente os 326,1 MPa da resistência ao escoamento, mas ainda sem atingir a tensão limite de ruptura de 476,7 MPa. O aumento da resistência do concreto à tração, com a adição das fibras de aço, fez com que o perfil fosse mais solicitado.

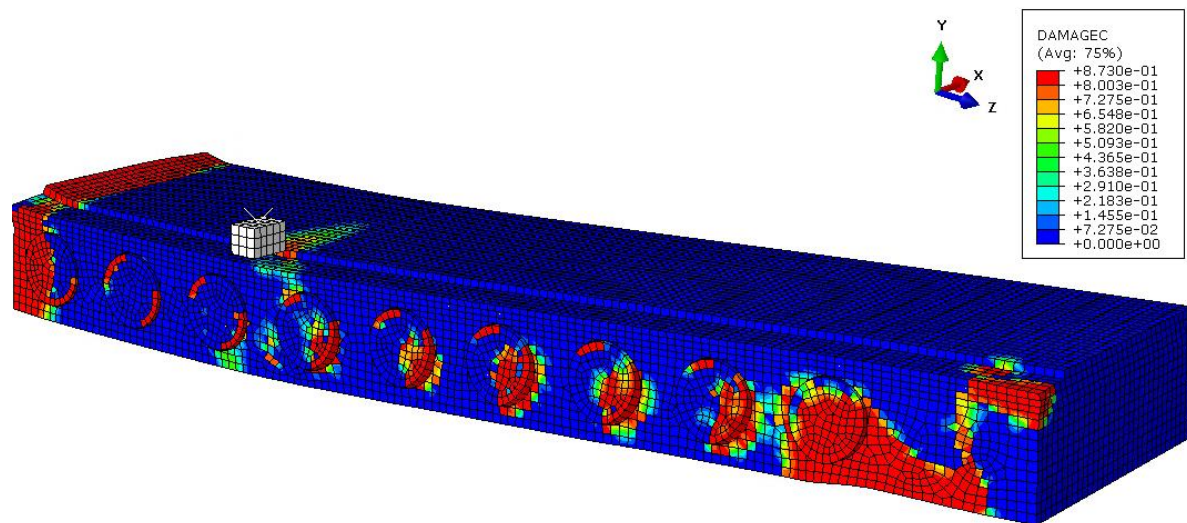
Figura 5.22: Tensões de von Mises no perfil de aço – Calibração SF3-6B12F



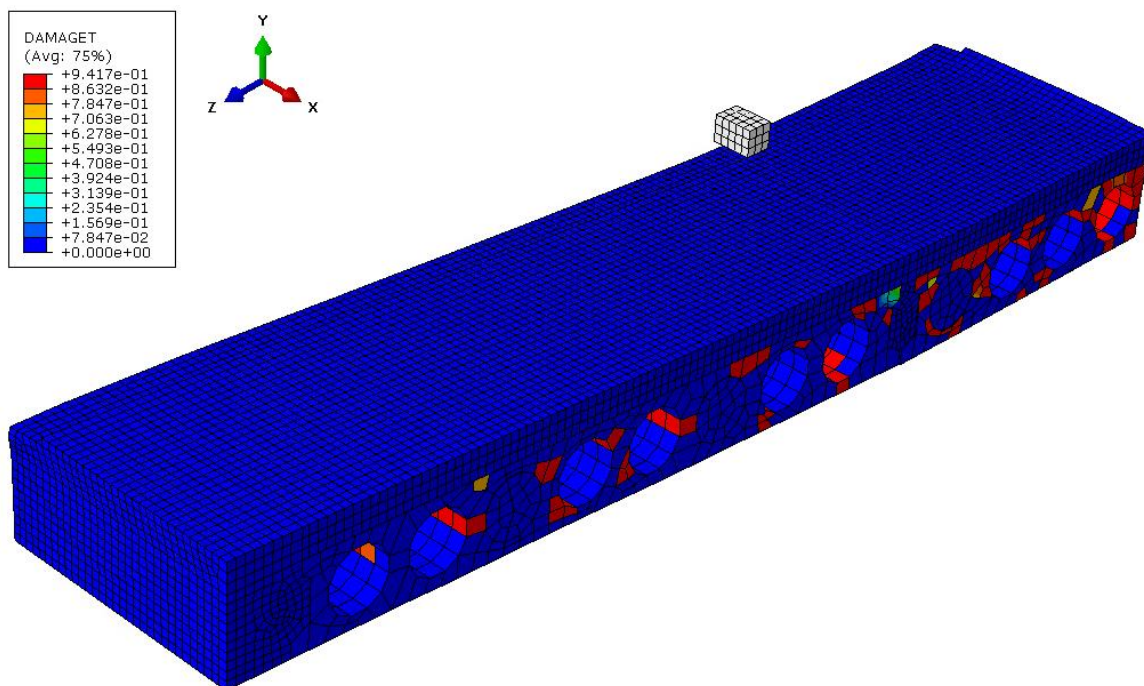
Fonte: Autora

O dano no concreto, à compressão e à tração, é apresentado na Figura 5.23.

Figura 5.23: Dano no concreto – Calibração SF3-6B12F



(a) À compressão

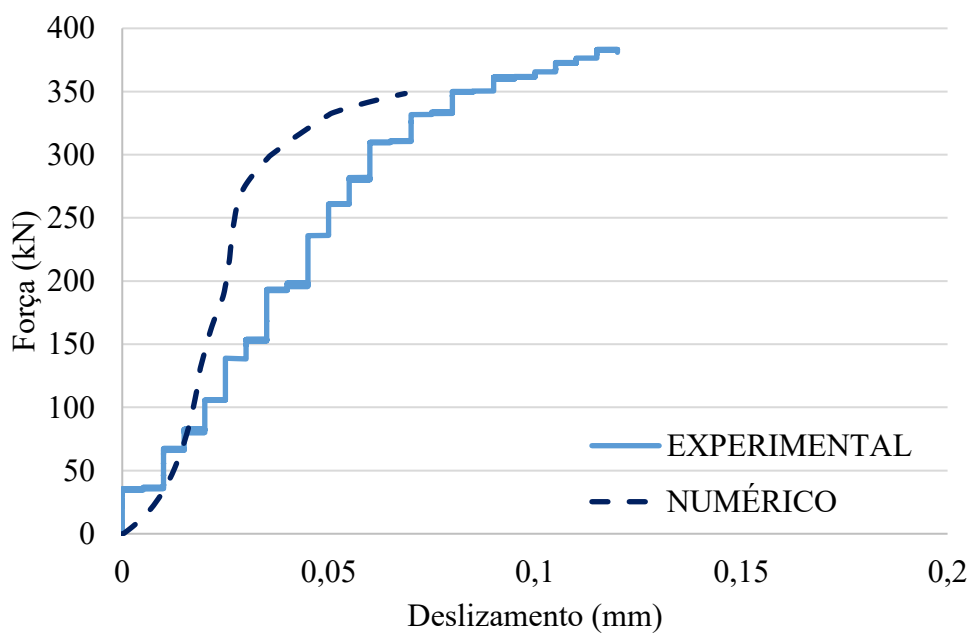


(b) À tração
 Fonte: Autora

A partir da análise da Figura 5.23, é possível observar o aumento do dano à compressão no concreto moldado *in loco*, com redução significativa do dano à tração, o que levou ao aumento da capacidade resistente do sistema. É possível observar o aparecimento de fissuras na parte inferior das lajes alveolares e ao redor dos alvéolos, principalmente na região mais central.

O gráfico força aplicada *versus* deslizamento aço-concreto é mostrado na Figura 5.24.

Figura 5.24: Deslizamento na interface aço-concreto – Calibração SF3-6B12F

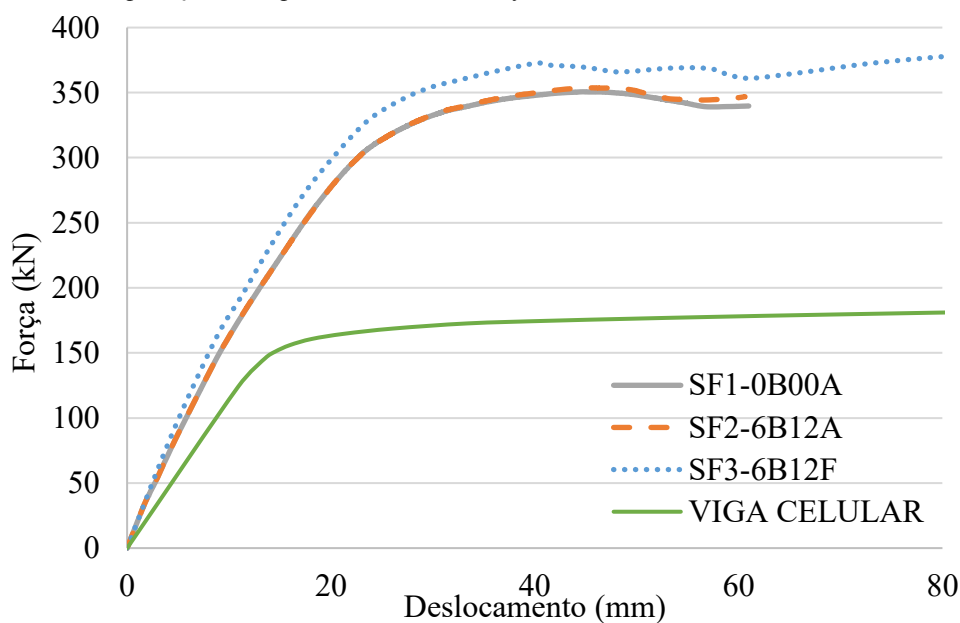


Fonte: Autora

Apesar de mais rígida, a curva numérica mostra a mesma tendência de comportamento do experimental, com deslizamentos muito pequenos, inferiores a 0,15 mm, conseguindo representar o que aconteceu na prática. Além disso, evidencia também a redução do deslizamento relativo em comparação aos modelos SF1 e SF2.

Por fim, a Figura 5.25 apresenta a comparação dos gráficos força *versus* deslocamento no meio do vão dos três protótipos numéricos calibrados no presente trabalho e a comparação deles com o estudo numérico do perfil de aço isolado.

Figura 5.25: Comparação da capacidade resistente à flexão dos modelos numéricos – SF1, SF2 e SF3



Fonte: Autora

Nota-se que, assim como no ensaio experimental, os modelos SF1 e SF2 não apresentaram diferença significativa no comportamento à flexão, principalmente em relação à força máxima, sendo evidenciada maior divergência no modo de falha. Porém, quando adicionadas as fibras de aço ao concreto, modelo SF3, ocorreu no estudo experimental, aumento da capacidade resistente e menor deslizamento da interface aço-concreto, como também evidenciado no estudo numérico. Dessa forma, além da calibração individual de cada protótipo, conclui-se que os três modelos calibrados também apresentaram coerência e representatividade entre si.

Além disso, comparando os resultados do gráfico força *versus* deslocamento no meio do vão (Figura 5.25) dos modelos calibrados com o modelo do perfil de aço isolado, observa-se que houve significativo ganho de rigidez e capacidade resistente dos modelos com o perfil revestido por concreto. Esse acréscimo se deve, principalmente, à minimização das instabilidades pelo confinamento do perfil.

5.7. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Após a realização da calibração, o modelo numérico SF2-6B12A foi utilizado para analisar como a variação de alguns parâmetros influencia no comportamento do SCCFBHS. Dando continuidade aos estudos paramétricos desenvolvidos por Borghi (2021) e visando focar na análise das conexões de cisalhamento, foram escolhidos quatro parâmetros para serem avaliados, sendo eles: (I) número de aberturas do perfil preenchidas por concreto; (II) número de alvéolos preenchidos, sem barras transversais; (III) número de barras transversais e consequentemente alvéolos preenchidos; (IV) porcentagem volumétrica de fibra de aço. A Tabela 5.7 apresenta os parâmetros analisados. Aplicou-se a nomenclatura com o prefixo APn, por exemplo, para o número de aberturas do perfil preenchidas por concreto (análise paramétrica I), utilizou-se o prefixo AP1.

Tabela 5.7: Parâmetros analisados no estudo paramétrico

Parâmetro	1	2	3	4
(I) Número de aberturas do perfil preenchidas por concreto (AP1)	Todas (18)	12	6	0
(II) Número de alvéolos preenchidos, sem barras transversais (AP2)	Todos (24)	16	6	0
(III) Número de barras transversais (AP3)	16	10	3	0
(IV) Porcentagem volumétrica de fibra de aço (AP4)	0,04%	0,1%	0,4%	1%

Fonte: Autora

Para a análise dos parâmetros, o presente trabalho limitou o deslocamento no meio do vão à $L/50$, seguindo a premissa do Eurocode 2 (Eurocode, 2004a) de que se o deslocamento no meio do vão correspondente a força máxima exceder $L/50$, então a força última deve ser aquela que provoca o deslocamento $L/50$. Esse valor corresponde a um deslocamento no meio do vão de 76 mm.

O estudo paramétrico foi realizado comparando-se os gráficos força aplicada *versus* deslocamento no meio do vão e força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto, com resultados mostrados a seguir.

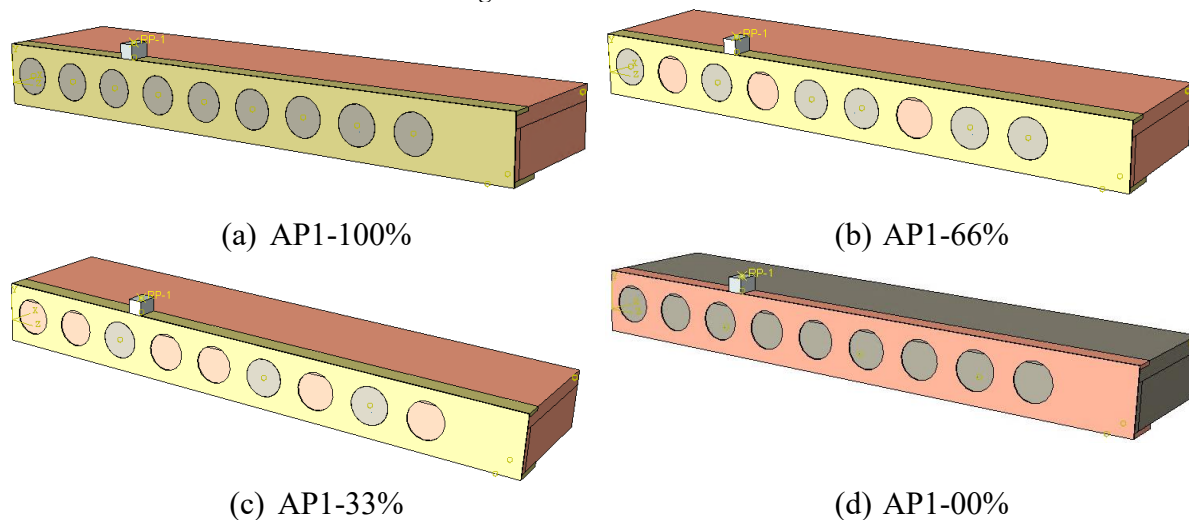
5.7.1. NÚMERO DE ABERTURAS DO PERFIL PREENCHIDAS POR CONCRETO (AP1)

A análise do número de aberturas do perfil preenchidas por concreto foi realizada a partir de quatro modelos, sendo eles: todas as aberturas preenchidas (AP1-100%, equivalente ao modelo SF2-6B12A, Figura 5.26(a)), apenas 12 aberturas preenchidas (AP1-66%, Figura 5.26(b)),

apenas 6 aberturas preenchidas (AP1-33%, Figura 5.26(c)) e nenhuma abertura preenchida com concreto (AP1-00%, Figura 5.26(d)).

Ressalta-se que o número de aberturas preenchidas diz respeito ao modelo completo, logo, nos modelos simétricos, mostrados na Figura 5.26, estão preenchidas metade dessas aberturas. As armaduras continuaram a existir apenas nas 6 aberturas anteriormente definidas. Na prática, para garantir que essas aberturas não sejam preenchidas, pode-se utilizar placas de EPS nas aberturas, como foi feito para as lajes alveolares e mostrado na Figura 4.7.

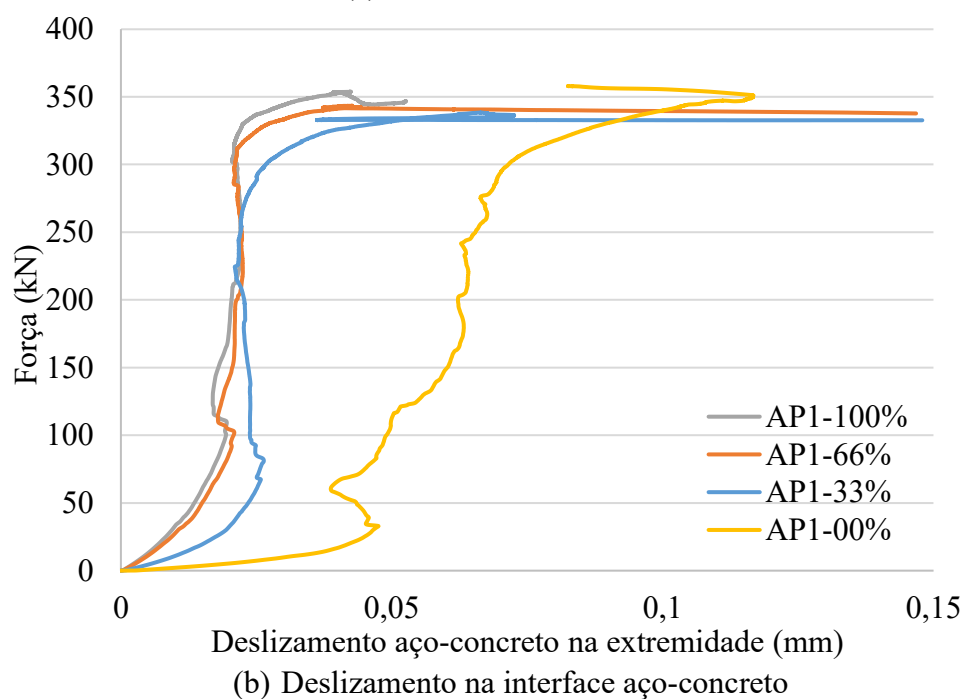
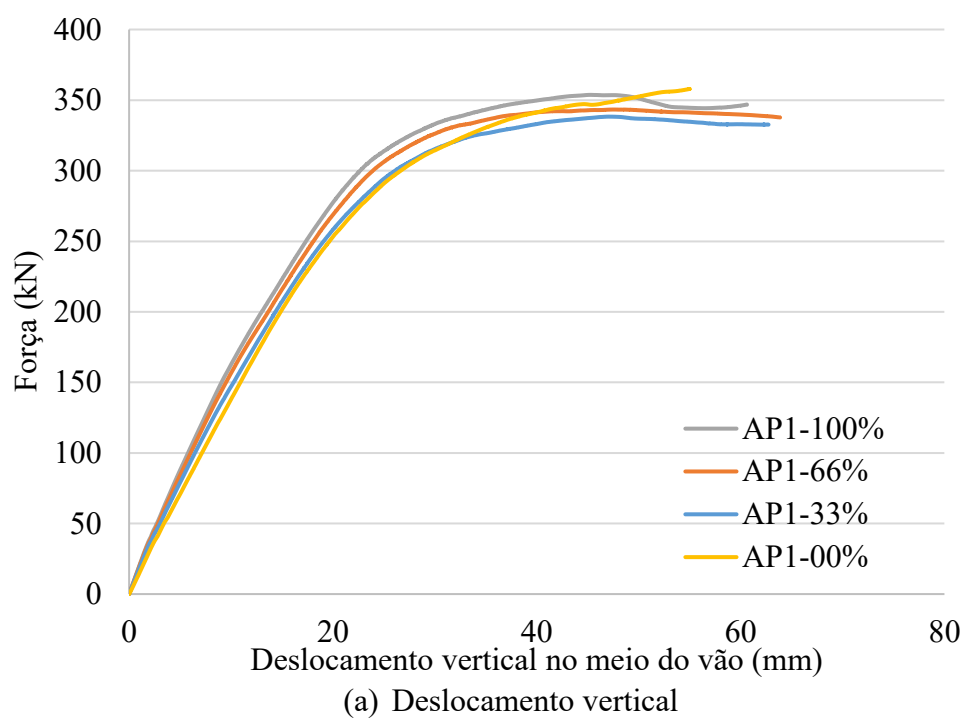
Figura 5.26: Modelos API



Fonte: Autora

A partir dos gráficos da Figura 5.27, observamos o comportamento do piso misto de pequena altura em relação à capacidade resistente e deslizamento relativo. Além disso, a Tabela 5.8 traz a comparação dos valores máximos de força, deslocamento e deslizamento para cada protótipo.

Figura 5.27: Influência do número de aberturas do perfil preenchidas por concreto - API



Fonte: Autora

Tabela 5.8: Influência do número de aberturas do perfil preenchidas por concreto - API

Modelo	Força máxima aplicada (kN)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-33}$	Deslocamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$	Deslizamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$
AP1 - 100%	353,75	1,05	45,27	0,82	0,04244	0,51
AP1 - 66%	343,36	1,01	47,61	0,86	0,04246	0,51
AP1 - 33%	338,32	1,00	47,06	0,85	0,06618	0,80
AP1 - 00%	357,90	1,06	55,00	1,00	0,08257	1,00

Fonte: Autora

De maneira geral, analisando os gráficos e a Tabela 5.8, observa-se que quanto mais aberturas do perfil preenchidas, maior rigidez e capacidade resistente do sistema. Além disso, o deslizamento na interface aço-concreto também é beneficiado com o preenchimento das aberturas do perfil, mostrando que esse mecanismo de garantir o comportamento conjunto aço-concreto, ou seja, que essa conexão de cisalhamento, é bastante efetiva. Entretanto, nota-se que a partir de 66% das aberturas preenchidas, a redução do deslizamento já não é significativa, podendo indicar que é atingida a interação total antes do preenchimento de 100% das aberturas.

O exemplar sem nenhuma abertura preenchida apresentou comportamento peculiar em relação à capacidade resistente na fase plástica, com comportamento crescente. Esse comportamento se deve provavelmente à ausência do concreto das aberturas, não havendo o esmagamento desse componente. Por isso, na relação AP1-n/AP1-ref o modelo de referência escolhido para a força máxima aplicada foi o AP1-33%.

Entretanto, como podemos ver na Figura 5.27(b), o deslizamento da interface aço-concreto do AP1-00% é muito superior aos demais, indicando que a ausência dos pinos de concreto torna a conexão de cisalhamento menos efetiva. A adição de apenas 6 aberturas preenchidas com concreto (AP1-33%) já melhora consideravelmente esse deslizamento relativo.

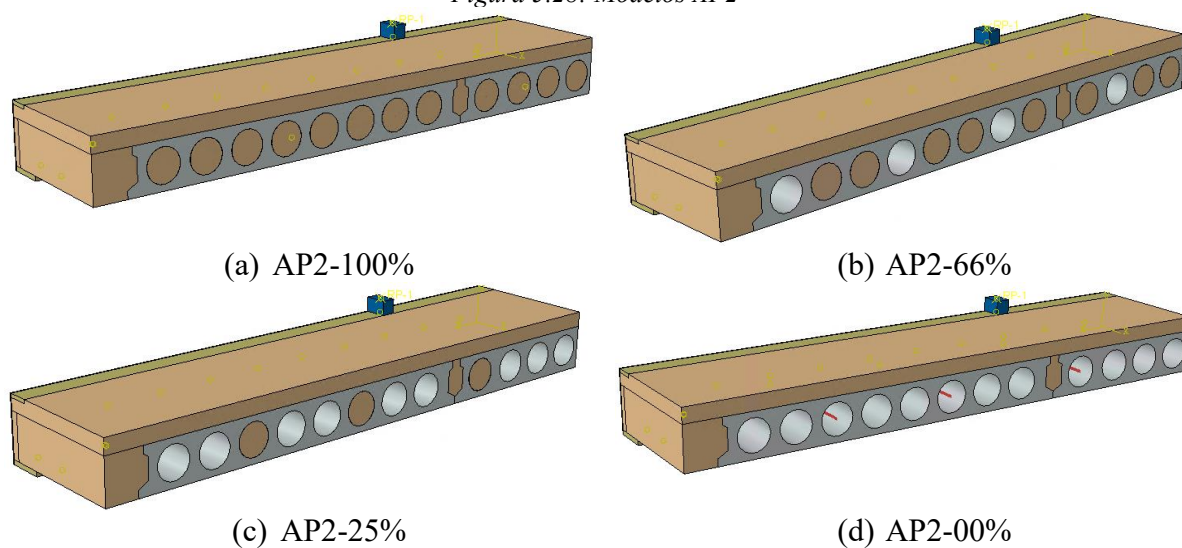
Pode-se concluir então que esse parâmetro se mostrou muito significativo, principalmente em termos de deslizamento na interface aço-concreto, indicando que esse preenchimento é bastante eficiente como conexão de cisalhamento.

5.7.2. NÚMERO DE ALVÉOLOS PREENCHIDOS (AP2)

Para a análise do número de alvéolos preenchidos por concreto, sem barras transversais adicionais foram criados quatro modelos, sendo eles: todos os alvéolos preenchidos (AP2-100%, Figura 5.28(a)), apenas 16 alvéolos preenchidos (AP2-66%, Figura 5.28(b)), apenas 6 alvéolos preenchidos (AP2-25%, equivalente ao modelo SF2-6B12A, Figura 5.28(c)) e nenhum alvéolo preenchido com concreto (AP2-00%, Figura 5.28(d)).

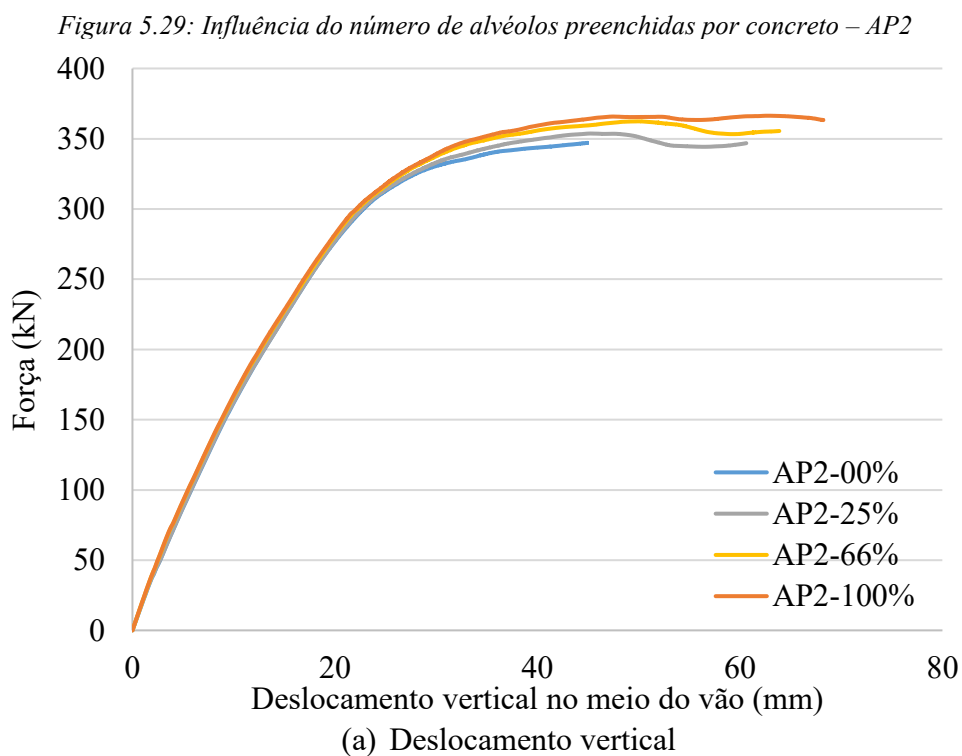
Ressalta-se que o número de alvéolos preenchidos diz respeito ao modelo completo, logo, no modelo simétrico, estão preenchidos metade desses alvéolos. As armaduras continuaram a existir apenas nas 6 aberturas anteriormente definidas. Para evitar o preenchimento dos alvéolos, utilizam-se placas de EPS, como mostrado na Figura 4.7.

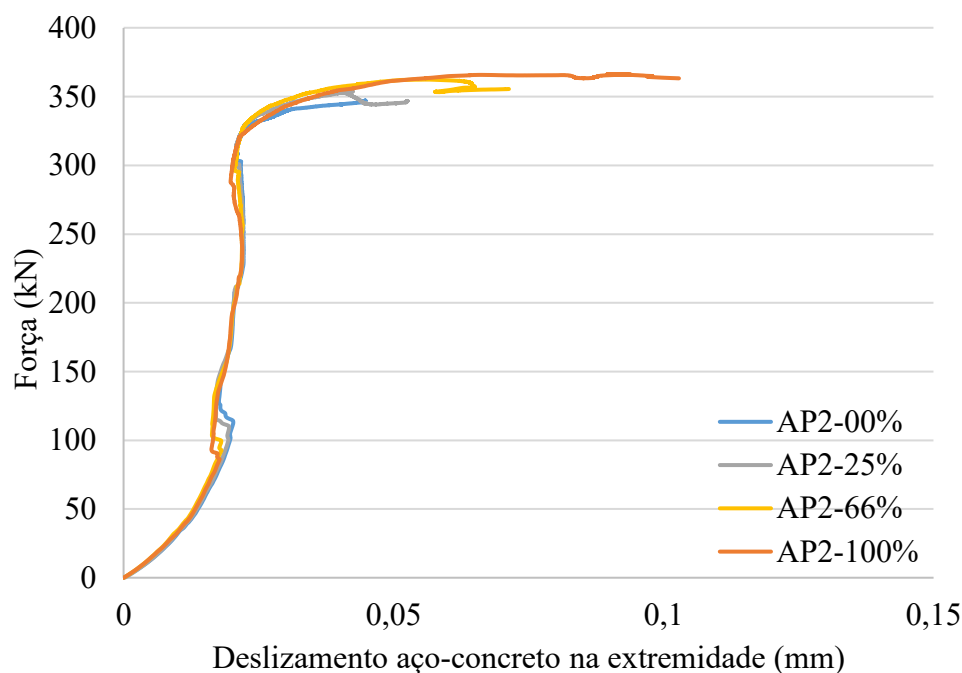
Figura 5.28: Modelos AP2



Fonte: Autora

A Figura 5.29 ilustra os resultados obtidos para os gráficos força *versus* deslocamento no meio do vão e força *versus* deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, a Tabela 5.9 traz a comparação dos valores máximos de força aplicada e deslizamento relativo para cada protótipo.





(b) Deslizamento na interface aço- concreto

Fonte: Autora

Tabela 5.9: Influência do número de alvéolos preenchidas por concreto – AP2

Modelo	Força máxima aplicada (kN)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$	Deslocamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$	Deslizamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$
AP2 – 100%	366,42	1,06	62,67	1,40	0,08965	2,00
AP2 – 66%	362,43	1,04	50,00	1,11	0,05631	1,26
AP2 – 25%	353,75	1,02	45,27	1,01	0,04244	0,95
AP2 – 00%	347,07	1,00	44,89	1,00	0,04476	1,00

Fonte: Autora

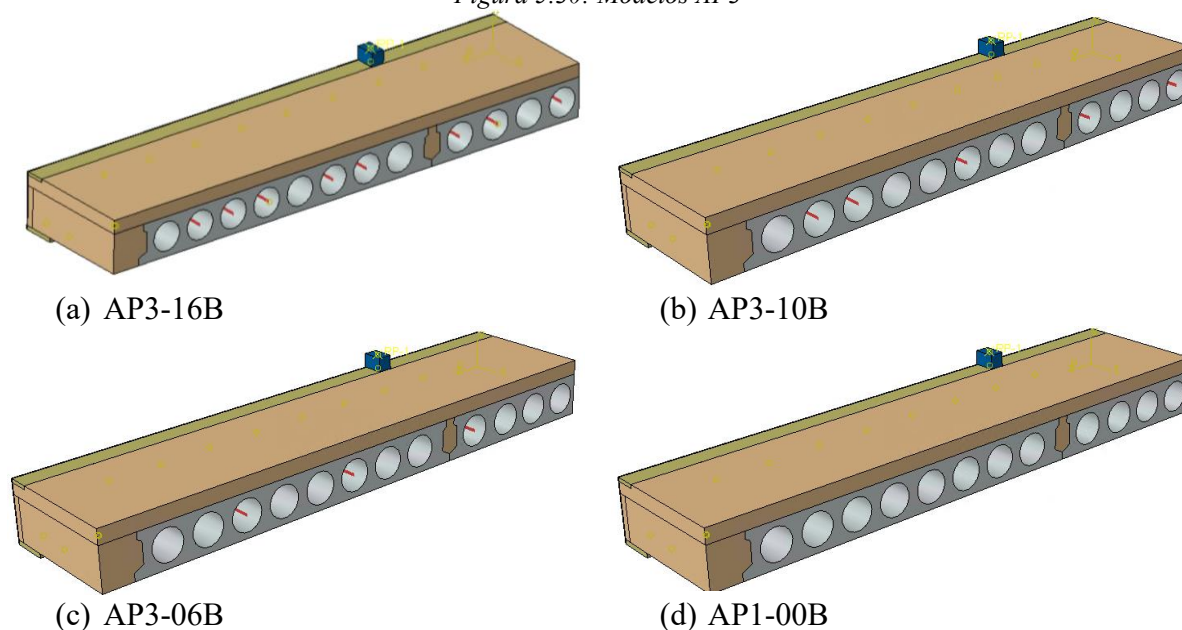
A partir dos gráficos e da Tabela 5.9, é possível concluir que o preenchimento dos alvéolos da laje pré-moldada não exerce influência na fase elástica da simulação, não interferindo na rigidez e muito pouco no deslizamento relativo entre aço e concreto. Entretanto, observa-se que existe um leve ganho de capacidade resistente, aumentando em torno de 2% em cada análise, e da convergência do modelo, podendo indicar que a ruptura por esmagamento é postergada.

5.7.3. NÚMERO DE BARRAS TRANSVERSAIS E ALVÉOLOS PREENCHIDOS (AP3)

Esse parâmetro foi analisado com o objetivo de entender se existe uma taxa de armadura ideal para melhorar a conexão de cisalhamento do sistema, visto que o estudo experimental mostrou que a contribuição de apenas 6 barras de aço para o deslizamento na interface aço-concreto foi pequena.

Assim, a partir dos modelos estudados no t3pico anterior, armaduras foram adicionadas aos alvéolos, obtendo-se os seguintes modelos para análise paramétrica: 16 alvéolos preenchidos e com armaduras (AP3-16B, Figura 5.30(a)), 10 alvéolos preenchidos e com armaduras (AP3-10B, Figura 5.30(b)), 3 alvéolos preenchidos e com armaduras (AP3-06B, equivalente ao modelo SF2-6B12A, Figura 5.30(c)) e 6 alvéolos preenchidos com concreto, porém sem armaduras (AP3-00B, equivalente ao modelo SF1-0B00A, Figura 5.30(d)).

Figura 5.30: Modelos AP3



Fonte: Autora

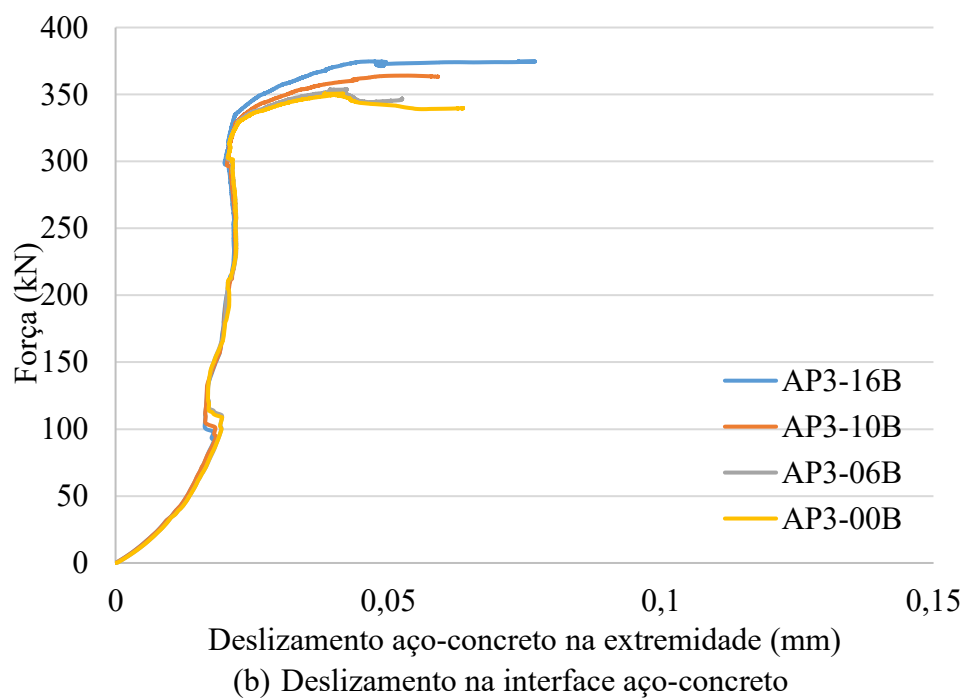
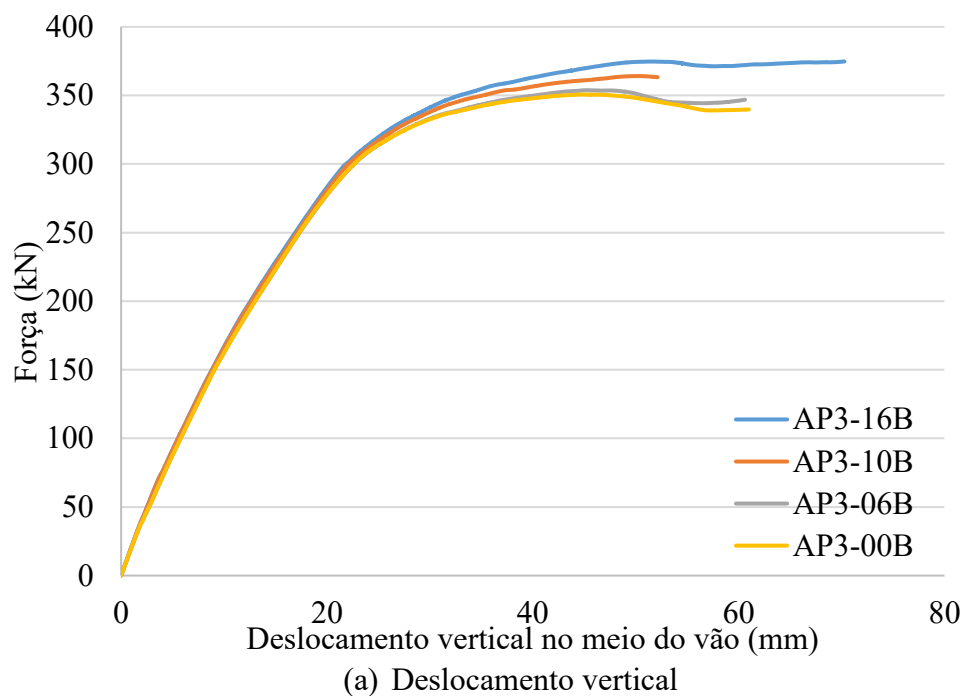
A Figura 5.31 ilustra os resultados obtidos para os gráficos força *versus* deslocamento no meio do vão e força *versus* deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, a Tabela 5.10 traz a comparação dos valores máximos de força aplicada e deslizamento relativo para cada protótipo.

Tabela 5.10: Influência do número de barras transversais e alvéolos preenchidos por concreto – AP3

Modelo	Força máxima aplicada (kN)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$	Deslocamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$	Deslizamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-00}$
AP3 – 16B	374,67	1,07	51,69	1,16	0,0739	1,93
AP3 – 10B	364,08	1,04	50,39	1,13	0,05356	1,40
AP3 – 06B	353,75	1,01	45,27	1,01	0,04244	1,11
AP3 – 00B	350,51	1,00	44,64	1,00	0,03834	1,00

Fonte: Autora

Figura 5.31: Influência do número de barras transversais e alvéolos preenchidos por concreto – AP3



Fonte: Autora

Confirmando os resultados dos ensaios experimentais, nota-se que a inserção de armaduras em mais alvéolos não tem influência na fase elástica da simulação, não modificando a rigidez do sistema e o deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, a inserção de apenas 6 barras não traz ganho em termos de capacidade resistente, que vai ser beneficiada apenas a partir da adição de 10 barras de aço (aumento de 4% da força máxima e 7% quando adicionadas 16 barras), acompanhado pela maior eficiência de conexão de cisalhamento na fase plástica.

Quanto à influência no modo de falha, não é possível concluir pelo modelo que as barras prorrogam a ruptura por esmagamento do concreto, como aconteceu no ensaio experimental.

5.7.4. PORCENTAGEM VOLUMÉTRICA DE FIBRAS DE AÇO (AP4)

Considerando o comportamento do concreto à tração proposto por Venkateshwaran, Tan e Li (2018), que leva em consideração a porcentagem volumétrica de fibras de aço (f) para o cálculo das tensões residuais nos pontos 1, 2, 3 e 4, como mostrado na Figura 5.19 e nas Equações 5.12 a 5.16, através de $RI = f \frac{l_f}{d_f}$, foi analisada a variação desse parâmetro. Assim, foi calculado o volume aproximado de uma fibra, conforme Figura 4.8, e, considerando que se tem 13420 fibras/kg e 32,8 kg/m³, de acordo com a Tabela 4.2, calculou-se a porcentagem volumétrica de fibras de aço, encontrando-se 0,4% para o SF3-6B12F.

Logo, o valor de f (%) foi variado em 0,04% (AP4-0,04%), 0,1% (AP4-0,1%), 0,4% (AP4-0,4%, correspondente ao SF3-6B12F) e 1% (AP4-1%). As tensões residuais teóricas, obtidas para cada caso a partir das Equações 5.12 a 5.16 (Venkateshwaran; Tan; Li, 2018), são ilustradas na Tabela 5.11.

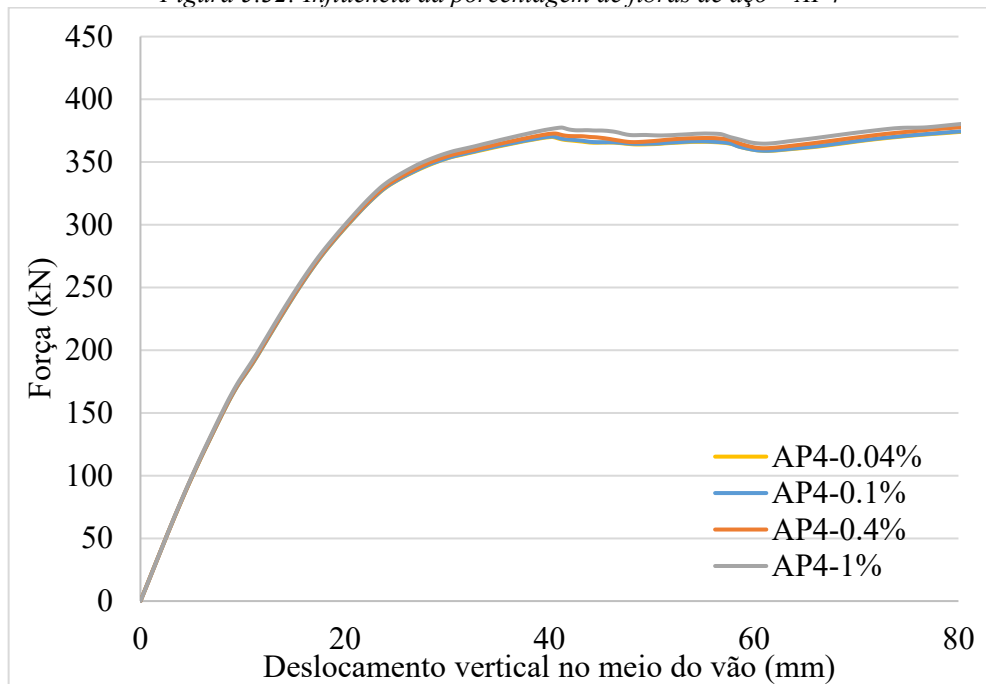
Tabela 5.11: Valores teóricos da tensão de proporcionalidade e das tensões residuais

Tensão \ Modelo	AP4 – 0,04%	AP4 – 0,1%	AP4 – 0,4%	AP4 – 1%
f_L	3,990358	4,027954	4,215938	4,591906
$f_{R,1}$	2,563405	2,7691	3,797575	5,854525
$f_{R,2}$	4,035553	4,278421	5,492763	7,921447
$f_{R,3}$	3,998758	4,251292	5,513963	8,039305
$f_{R,4}$	3,734893	3,967202	5,128747	7,451836

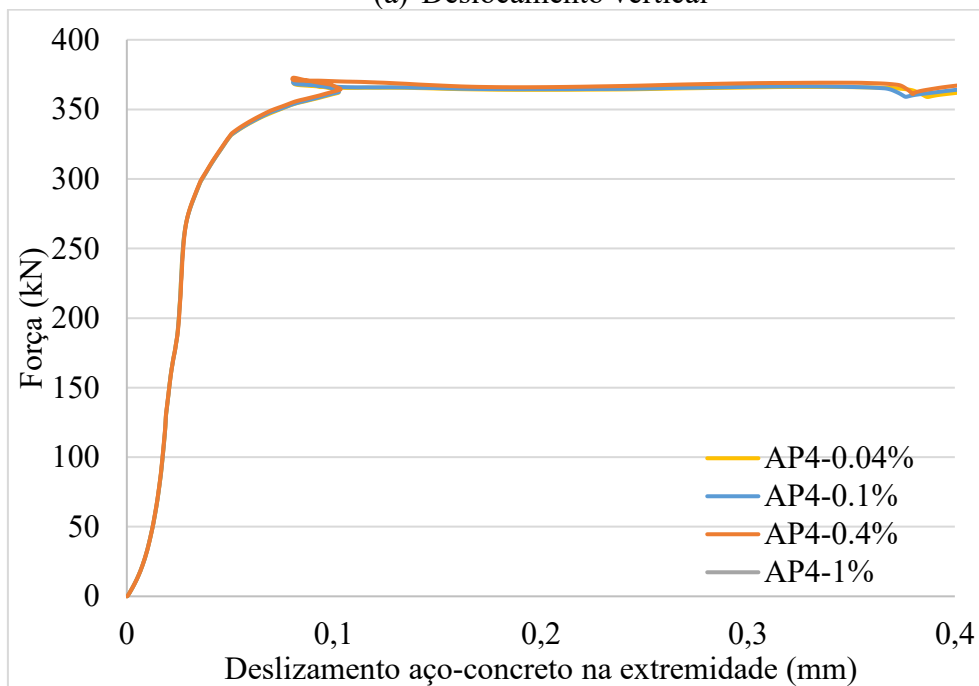
Fonte: Autora

A Figura 5.32 ilustra os resultados obtidos para os gráficos força *versus* deslocamento no meio do vão e força *versus* deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, a Tabela 5.12 traz a comparação dos valores máximos de força aplicada e deslizamento relativo para cada protótipo. Ressalta-se que, para este parâmetro, a força última foi limitada ao deslocamento L/50, 76 mm.

Figura 5.32: Influência da porcentagem de fibras de aço – AP4



(a) Deslocamento vertical



(b) Deslizamento na interface aço-concreto

Fonte: Autora

Tabela 5.12: Influência da porcentagem de fibras de aço – AP3

Modelo	Força máxima aplicada (kN)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-0,04}$	Deslocamento na força máxima (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-0,04}$	Deslizamento em 360 kN (mm)	Relação $\frac{AP1-n}{AP1-0,04}$
AP4 – 0,04%	371,59	1,00	76,1	1,00	0,51134	1,00
AP4 – 0,1%	371,83	1,00	76,1	1,00	0,50012	0,98
AP4 – 0,4%	374,92	1,01	76,1	1,00	0,49013	0,96
AP4 – 1%	377,42	1,02	76,1	1,00	0,48168	0,94

Fonte: Autora

Para o deslocamento limite de 76 mm, os deslizamentos já estão no regime plástico, sendo constantes. À título de comparação, observa-se que não há melhora significativa, como confirmado pelo gráfico, assim como acontece para a capacidade resistente, com acréscimo de, no máximo, 2%. Logo, utilizando o modelo proposto por Venkateshwaran, Tan e Li (2018), a porcentagem de fibras não mostra influência na capacidade resistente do sistema, na rigidez, nem no deslizamento na interface aço-concreto. É possível concluir que a influência maior se dá entre o protótipo com concreto reforçado com fibras de aço e aquele sem fibras de aço, como mostrado no ensaio experimental e comprovado pela calibração na análise numérica.

5.8. CONSIDERAÇÕES FINAIS

A análise numérica contou com análise numérica preliminar, visando determinar especificações para o ensaio experimental e definição de parâmetros a serem variados experimentalmente (Apêndice B), calibração do modelo SF1, baseado no estudo experimental, e análise paramétrica, visando focar na análise das conexões de cisalhamento. Para isso, foram escolhidos quatro parâmetros para serem avaliados, sendo eles: (I) número de aberturas do perfil preenchidas por concreto; (II) número de alvéolos preenchidos, sem barras transversais; (III) número de barras transversais e consequentemente alvéolos preenchidos; (IV) porcentagem volumétrica de fibra de aço.

A calibração, baseada nos resultados experimentais, iniciou-se com o modelo SF1-0B00A, sendo demandado grande esforço computacional para se chegar no resultado encontrado, devido à existência de muitas não linearidades do modelo, tanto físicas quanto de contato. Assim, após análise de sensibilidade da malha, de parâmetros do CDP e das ferramentas de contato, encontrou-se resultado satisfatório, comparando-se os resultados dos gráficos força *versus* deslocamento vertical no meio do vão e força *versus* deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, a análise das tensões no perfil e do dano no concreto confirmaram a calibração do modelo.

Após calibrado o SF1, introduziu-se barras de aço transversais neste modelo, obtendo-se o SF2-6B12A, que se apresentou automaticamente calibrado, com resultados compatíveis aos experimentais. Logo, ambos os modelos numéricos mostraram boa concordância com aqueles obtidos no estudo experimental, concluindo-se que são reprodutíveis, suficientemente precisos e podem ser usados para prever o comportamento a flexão.

Para a calibração do protótipo SF3-6B12F houve a mudança do comportamento do concreto moldado *in loco* à tração, sendo necessários mais esforços para alcançar um resultado que se adequasse ao estudo experimental. Após ajustes em parâmetros do CDP, os gráficos “força aplicada *versus* deslocamento no meio do vão” e “força aplicada *versus* deslizamento na interface aço-concreto” conseguiram representar o comportamento do modelo SF3.

Por fim, foi realizada a análise paramétrica, focando em parâmetros relativos à conexão de cisalhamento. Concluiu-se que o número de aberturas do perfil preenchidas por concreto é o parâmetro que exerce maior influência na efetividade da conexão de cisalhamento, aumentando a rigidez do sistema, a capacidade resistente e diminuindo os deslizamentos relativos entre aço e concreto quanto mais aberturas preenchidas. Avaliou-se também que os outros três parâmetros (número de alvéolos preenchidos, número de barras transversais e porcentagem volumétrica de fibras de aço) aumentam levemente a capacidade resistente, porém não interferem na rigidez e não melhoram o deslizamento na interface aço-concreto, não compensando o esforço financeiro e de execução para o resultado obtido.

Assim, observa-se que a análise numérica foi essencial para a execução deste trabalho em todas as suas fases e que seus objetivos foram atingidos.

6. CONCLUSÕES

O objetivo principal deste trabalho foi o de avaliar o comportamento à flexão e ao cisalhamento da viga mista celular parcialmente revestida composta pela laje alveolar, *shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs* (SCCFBHS). Para atingi-lo, foram realizadas as etapas de revisão sistemática da literatura, estudo experimental e estudo numérico com análise preliminar, calibração e análise paramétrica.

O ponto inicial da pesquisa foi a realização da revisão sistemática da literatura (RSL), a fim de encontrar o *gap* de conhecimento em relação ao tema dos pisos mistos de pequena altura. Assim, a partir da revisão sistemática, foram avaliados em termos quantitativos e qualitativos os estudos sobre vigas celulares, viga mista com perfil celular e piso misto de pequena altura com perfil celular (SCCFB), notando-se que ocorreu uma gradativa diminuição do número de pesquisas relevantes encontradas. Foi possível concluir então que os estudos sobre vigas celulares e vigas mistas com perfil celular estão mais consolidados, enquanto os pisos mistos de pequena altura com perfil celular ainda estão em fase inicial, especialmente quando combinados com laje alveolar. Nesse sistema, é importante investigar o comportamento da laje alveolar em conjunto com o perfil celular de aço, principalmente em relação aos mecanismos de transferências de forças, que influenciam diretamente na resistência do sistema.

Assim, a revisão identificou importantes lacunas no conhecimento sobre esse sistema, levando à definição das principais palavras-chave para o presente trabalho: piso misto de pequena altura com perfil celular, laje alveolar, conexão de cisalhamento e análise experimental. Além disso, a RSL permitiu identificar quais parâmetros são relevantes no comportamento do SCCFBHS, servindo de referência para a análise paramétrica.

Após a RSL, uma análise numérica preliminar foi desenvolvida, visando determinar especificações para o ensaio experimental e definição dos parâmetros a serem variados experimentalmente. A partir dela, verificou-se que os protótipos poderiam atingir um carregamento bastante elevado, acima de 350 kN, com grandes deslocamentos, sendo necessário utilizar vigas de distribuição mais robustas e transdutores de maior capacidade nominal. Previu-se também que, caso fosse alcançada a ruptura, esta aconteceria por esmagamento do concreto na região comprimida no meio do vão. Além disso, a distribuição de tensões ajudou a definir os locais mais solicitados e relevantes do perfil, das barras e do concreto para posicionar os extensômetros. Por fim, essa análise apontou a necessidade de estudar com

mais profundidade a conexão de cisalhamento, ajudando a definir os protótipos que seriam ensaiados experimentalmente.

Na fase seguinte, de estudo experimental, foi analisada a dosagem dos concretos autoadensável e reforçado com fibras, feita a caracterização dos materiais e realizados os ensaios de flexão em três vigas mistas celulares parcialmente revestidas com laje alveolar (SCCFBHS). O objetivo foi investigar o comportamento estrutural, incluindo flexão, cisalhamento e modos de falha, com foco na influência do concreto de preenchimento e das barras de aço na transferência de forças. Três protótipos foram ensaiados: SF1-0B00A, com pinos de concreto sem barra transversal; SF2-6B12A, com pinos de concreto e seis barras de aço transversais; e SF3-6B12F, semelhante ao segundo, mas com concreto reforçado com fibras.

Os resultados mostraram que, nos três protótipos, o perfil de aço suportou inicialmente as forças, comandando a fase elástica com elevada rigidez, principalmente devido ao preenchimento das aberturas do perfil pelo concreto, que inibe as instabilidades. Os modelos SF1 e SF2 apresentaram forças máximas e deslocamentos similares, mas o SF1 sofreu ruptura por esmagamento do concreto no meio do vão, enquanto o SF2 continuou deslocando de forma dúctil. O SF3 obteve maior força máxima, indicando que o concreto de preenchimento melhorou a resistência. O padrão de fissuração foi semelhante nos três modelos, com fissuras na parte inferior dos alvéolos (região tracionada) e descolamento da capa estrutural. O deslizamento entre aço e concreto foi mínimo nos três modelos, sugerindo interação total entre aço e concreto.

Além disso, foi observado nos modelos SF2 e SF3 que as barras próximas ao meio do vão foram solicitadas tanto pelo momento fletor quanto pela força cortante, com plastificação completa no SF2 e parcial no SF3. A linha neutra plástica (LNP) foi semelhante entre SF1, SF3 e, provavelmente SF2, indicando que a presença de barras de aço e concreto reforçado com fibras não alterou sua posição. A deformação do concreto no SF1 foi significativa, levando ao esmagamento na zona comprimida.

Modelos teóricos de previsão do momento resistente à plastificação total mostraram que a formulação de Lawson, Mullet e Rackham (1997) foi a mais precisa para os protótipos SF1 e SF2, com apenas 2% de diferença. No caso do SF3, nenhum modelo representou adequadamente o ganho de capacidade resistente do concreto reforçado com fibras de aço, sendo que o modelo de Xia *et al.* (2021) foi o que apresentou menor diferença percentual, de apenas 2%, não estando, porém, a favor da segurança. A formulação de Barros (2011)

apresenta-se a favor da segurança, com diferença de 4%. Foi proposta uma adaptação do modelo de Pereira Júnior (2022) considerando a largura efetiva da laje (b) calculada segundo Lawson, Mullet e Rackham (1997), como $L/8$ para conexão por aderência. Assim, foram obtidos resultados mais representativos para os modelos SF1 e SF2.

Quanto à força cortante resistente, a formulação de Lawson e Hicks (2011) é a que consegue representar melhor os resultados experimentais dos protótipos SF1 e SF2, com diferença de apenas 6% e 7%, respectivamente. Para o protótipo SF3, nenhum modelo conseguiu representar satisfatoriamente os resultados experimentais. Foi proposta uma adaptação do modelo de Pereira Júnior (2022) para a estimativa da parcela de contribuição do concreto, considerando-a como sendo a altura total subtraída de metade do diâmetro das aberturas. Os resultados dessa adaptação se aproximaram mais da realidade, com diferença de apenas 4% para os modelos SF1 e SF2 e 14% para o SF3, a favor da segurança.

A partir dos resultados experimentais, iniciou-se a calibração dos modelos numéricos pelo modelo SF1-0B00A. Esse processo exigiu grande esforço computacional devido às diversas não linearidades físicas e de contato presentes no modelo. Após uma análise detalhada da sensibilidade da malha, dos parâmetros do CDP e das ferramentas de contato, foi possível obter um resultado satisfatório ao comparar os gráficos de força *versus* deslocamento vertical e força *versus* deslizamento na interface aço-concreto. Além disso, a verificação das tensões no perfil e do dano no concreto confirmou a calibração do modelo.

Com o modelo SF1 calibrado, foram adicionadas barras de aço transversais, resultando no modelo SF2-6B12A, que apresentou compatibilidade imediata com os resultados experimentais, demonstrando boa precisão na previsão do comportamento à flexão. Para o protótipo SF3-6B12F, foi necessário ajustar o comportamento do concreto moldado *in loco* à tração, exigindo esforços adicionais na calibração. Após ajustes nos parâmetros do CDP, os gráficos de força aplicada *versus* deslocamento e deslizamento conseguiram representar adequadamente o comportamento experimental do modelo SF3.

Por fim, foi realizada a análise paramétrica, focando em parâmetros relativos à conexão de cisalhamento. Concluiu-se que, nos modelos avaliados neste trabalho, o número de aberturas do perfil preenchidas por concreto é o parâmetro que exerce maior influência na efetividade da conexão de cisalhamento, aumentando a rigidez do sistema, a capacidade resistente e diminuindo os deslizamentos relativos entre aço e concreto quanto mais aberturas preenchidas. Avaliou-se também que os outros três parâmetros, número de alvéolos preenchidos, número de

barras transversais e porcentagem volumétrica de fibra de aço, não tem influência significativa na capacidade resistente, rigidez e deslizamento na interface aço-concreto nos modelos estudados.

Com base nas conclusões obtidas, entende-se que o presente trabalho abordou de forma abrangente o comportamento das vigas compostas de piso misto de pequena altura com lajes alveolares pré-fabricadas (SCCFBHS), integrando estudos analíticos, experimentais e numéricos. Conclui-se que o objetivo geral, de avaliar o desempenho à flexão e ao cisalhamento do SCCFBHS, foi alcançado, assim como os objetivos específicos propostos.

6.1. RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A fim de contribuir com ampliação dos estudos sobre a *shallow cellular composite floor beams with precast hollow-core slabs* (SCCFBHS), são apresentadas, a seguir, algumas sugestões para trabalhos futuros.

- Ampliar os estudos experimentais, utilizando perfis mais esbeltos e concreto leve;
- Ampliar os estudos numéricos sobre os modelos para o concreto reforçado com fibras de aço em vigas mistas parcialmente revestidas;
- Propor modelos teóricos que representem adequadamente o comportamento do SCCFBHS com concreto reforçado com fibras de aço;
- Incorporar a avaliação do processo construtivo no estudo do SCCFBHS, em termos de execução e de orçamento.

Dessa forma, acredita-se que a continuidade das pesquisas sobre a SCCFBHS contribuirá para a divulgação de suas vantagens, características construtivas, critérios de dimensionamento e comportamento estrutural, promovendo uma maior adoção desse sistema na prática construtiva.

REFERÊNCIAS

- ABAQUS 6.14 - Analysis User's Guide, 2014. Vélizy-Villacoublay: Dassault Systèmes Simulia.
- ABDALLAH, S.; FAN, M. Anchorage mechanisms of novel geometrical hooked-end steel fibres. **Materials and Structures**, v. 50, n. 2, p. 1–11, 2017.
- ABREU, L. M. P. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2011.
- AGGELOPOULOS, E.; HANUS, F.; LAWSON, M. **Shear connection requirements for composite cellular beams**. Proceedings 12th international conference on Advances in Steel-Concrete Composite Structures - ASCCS 2018. **Proceedings [...]** Valencia: Universitat Politècnica València, 2018
- AJDUKIEWICZ, A.; KLISZCZEWICZ, A.; WĘGLORZ, M. Experimental study on effectiveness of interaction between pre-tensioned hollow-core slabs and concrete topping. **Architecture Civil Engineering Environment**, v. 1, p. 57–66, 2008.
- ALAM, N.; MARAVEAS, C.; TSAVDARIDIS, K. D.; NADJAI, A. Performance of Ultra Shallow Floor Beams (USFB) exposed to standard and natural fires. **Journal of Building Engineering**. v. 38, p. 1-12, 2021.
- ALAM, N.; NADJAI, A.; ALI, F.; NADJAI, W. Structural response of unprotected and protected slim floors in fire. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 142, p.44-54, 2018.
- AL-ZUHAIRI, A. H. A.; MANSI, A. I. Experimental study of the behavior of composite concrete castellated steel beams subjected to pure bending. **Applied Research Journal**. v.1, p. 494-500, 2015.
- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE - **ACI 318-14: Building code requirements for Structural Concrete**. ACI Standard and Report, Farmington Hills, 2014.
- ANTUNES, C. F. M. **Resistência ao cisalhamento de lajes alveolares preenchidas: uma análise exploratória**. 2011. Dissertação (Mestrado em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil) - Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2011.
- ARAÚJO, D. L. **Cisalhamento na interface entre concreto pré-moldado e concreto moldado no local em elementos submetidos à flexão**. 1997. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil (Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1997.
- ARAÚJO, D. L.; SALES, M. W. R.; PAULO, S. M.; EL DEBS, A. L. H. C. Headed steel stud connectors for composite steel beams with precast hollow-core slabs with structural topping. **Engineering Structures** v.107, n., p.135-150, 2016.
- ARCELORMITTAL. Slim floor – an innovative concept for floors. Catálogo de fabricante, 2017.
- 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, 2024.

BADKE-NETO, A.; CALENZANI, A. F. G.; FERREIRA, W. G. Estudo de metodologias para o dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto com perfil celular. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 8, n. 6, p. 843–859, 2015.

BAHAROM, S.; HOSSEINPOUR, E.; BADARUZZAMAN, W. H. W.; Hollow steel tube versus web opening as shear connectors in slim-floor steel beam. **13th International Conference on Steel, Space and Composite Structures**. Perth, Australia, 2018.

BAILEY, C. G. Indicative fire tests to investigate the behaviour of cellular beams protected with intumescent coatings. **Fire Safety Journal**, v. 39, n. 8, p. 689-709, 2004.

BAILEY, C. G. The behaviour of asymmetric slim floor steel beams in fire. *Journal of Constructional Steel Research*. v. 50, p. 235-257, 1999.

BARAN, E. Effects of cast-in-place concrete topping on flexural response of precast concrete hollow-core slabs. **Engineering Structures**, v. 98, p. 109-117, 2015.

BARROS, M. O. **Análise e dimensionamento de pavimentos mistos slim floor**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova Lisboa, Lisboa, 2011.

BARTUS, J.; ODROBINÁK, J. Study on distribution of longitudinal shear forces in composite beams with web openings. **Transportation Research Procedia**, v. 55, p. 1221-1228, 2021.

BEHNAM, H.; KUANG, J. S.; SAMALI, B. Parametric finite element analysis of RC wide beam-column connections. **Computers and Structures**, v. 205, p. 28–44, 2018.

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

BENITEZ, M. A.; DARWIN, D.; DONAHEY, R. C. Deflections of composite beams with web openings. **Journal of Structural Engineering**, v. 124, n. 10, p. 1139–1147, out. 1998.

BIHINA, G.; ZHAO, B.; BOUCHAÏR, A. Behaviour of composite steel–concrete cellular beams in fire. **Engineering Structures**, v. 56, p. 2217-2228, 2013.

BOISSONNADE, N.; NSEIR, J.; SOMJA, H. Design of cellular steel beams subjected to lateral torsional buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 197, p. 1-12, 2024.

BOISSONNADE, N.; NSEIR, J.; SOMJA, H. Experimental and numerical investigations towards the lateral torsional buckling of cellular steel beams. **Thin-Walled Structures**, p. 1-15, 2023.

BORGHI, T. M. **Contribuição ao estudo do piso misto de pequena altura: análise numérica das tipologias**. 2020. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil (Estruturas)) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

BORGHI, T. M.; EL DEBS, A. L H. C. Análise numérica do piso misto de pequena altura composto por vigas com aberturas na alma. *In: 61º CONGRESSO BRASILEIRO DO CONCRETO*. **Anais [...]**, Fortaleza, CBC2019, 2019.

BRUNESI, E.; BOLOGNINI, D.; NASCIMBENE, R. Evaluation of the shear capacity of precast-prestressed hollow core slabs: numerical and experimental comparisons. **Materials and Structures**, v. 48, n. 5, p. 1503-1521, 2015.

- BYFIELD, M. P.; DAVIES, J. M.; DHANALAKSHMI, M. Calculation of the strain hardening behaviour of steel structures based on mill tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 61, n. 2, p. 133–150, 2005.
- CASHELL, K. A.; MALASKA, M.; KHAN, M.; ALANEN, M.; MELA, K. Experimental and numerical analysis of stainless steel cellular beams in fire. **Fire Safety Journal**, v. 121, p. 1-13, 2021.
- CATOIA, B. **Lajes alveolares protendidas: cisalhamento em região fissurada por flexão**. 2011. Tese (Doutorado em Engenharia Civil (Estruturas)) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011.
- CATOIA, B; PINHEIRO, L.M; FERREIRA, M.A. Cisalhamento em lajes alveolares protendidas. **Cadernos de Engenharia de Estruturas - Escola de Engenharia de São Carlos**, Universidade de São Paulo, São Carlos, v. 11, n. 53, p.7-11, 2009.
- CHEN, S.; LIMAZIE, T. Composite slim floor beams with innovative shear connections. **Proceedings of The Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 171, n. 1, p. 29-37, 2017.
- CHEN, S.; LIMAZIE, T.; TAN, J. Flexural behavior of shallow cellular composite floor beams with innovative shear connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 106, p. 329-346, 2015.
- CHO, S. H.; REDWOOD, R. G. Slab behavior in composite beams at openings. I: analysis. **Journal of Structural Engineering**, v. 118, n. 9, p. 2287–2303, 1992a.
- CHO, S. H.; REDWOOD, R. G. Slab behavior in composite beams at openings. II: tests and verification. **Journal of Structural Engineering**, v. 118, n. 9, p. 2304–2322, 1992b.
- CHUNG, K. F.; LIU, T. C. H.; KO, A. C. H. Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 57, n. 5, p. 467–490, 2001.
- CHUNG, K.; LAWSON, R. Simplified design of composite beams with large web openings to Eurocode 4. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 57, n. 2, p. 135–164, 2001.
- CLAWSON, W. C.; DARWIN, D. Composite beams with web openings. **ASCE Journal of the Structural Division**, v. 108, n. ST1, p. 145–162, 1982a.
- CLAWSON, W. C.; DARWIN, D. Strength of composite beams at web openings. **ASCE Journal of the Structural Division**, v. 108, n. ST3, p. 623–641, 1982c.
- CLAWSON, W. C.; DARWIN, D. Tests of composite beams with web openings. **ASCE Journal of the Structural Division**, v. 108, n. ST1, p. 145–162, 1982b.
- COLDEBELLA, G.; PEREIRA JÚNIOR, S. E.; DE NARDIN, S. Experimental study of shear transfer in slim floor systems using precast concrete hollow core slabs and steel beam with web circular opening. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, vol. 15, no. 3, 2022.
- COSTA, O. O. **Avaliação de desempenho de elementos de lajes alveolares protendidas pré-fabricadas**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2009.
- DAI, X.; LAM, D.; SHEEHAN, T.; YANG, J.; ZHOU, K. Effect of dowel shear connector on performance of slim-floor composite shear beams. **Journal of Constructional Steel Research**. v. 173, p. 1-12, 2020.

- DAI, X.; YANG, J.; ZHOU, K.; SHEEHAN, T.; LAM, D. Numerical study of steel–concrete composite cellular beam using demountable shear connectors. **Structures**, v. 51, p. 1328–1340, 2023.
- DEGTYAREV, V. V.; HICKS, S. J.; FERREIRA, F. P. V.; TSAVDARIDIS, K. Design provision assessment for the resistance of laterally restrained cellular steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 226, p. 1–21, 2024a.
- DEGTYAREV, V. V.; HICKS, S. J.; FERREIRA, F. P. V.; TSAVDARIDIS, K. Probabilistic resistance predictions of laterally restrained cellular steel beams by natural gradient boosting. **Thin-Walled Structures**, v. 205, p. 1–15, 2024b.
- DEGTYAREV, V. V.; TSAVDARIDIS, K. D. Buckling and ultimate load prediction models for perforated steel beams using machine learning algorithms. **Journal of Building Engineering**, v. 51, p. 1–25, 2022.
- DERKOWSKI, W; SURMA, M. Shear capacity of prestressed hollow core slabs on flexible supports. **Czasopismo Techniczne. Budownictwo**, v. 110, n. 2-B, p. 3–12, 2013.
- DERKOWSKI, Wit; SURMA, Mateusz. Prestressed hollow core slabs for topped slim floors – Theory and research of the shear capacity. **Engineering Structures**, v. 241, p. 1–17, 2021.
- 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.
- DJEBLI, B.; KERDAL, D. E.; ABIDELAH, A. The Total Deflection of Composite Cellular Beams under Transverse Loading. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 39, n. 10, p. 6815–6824, 2014.
- DONAHEY, R. C.; DARWIN, D. Web openings in composite beams with ribbed slabs. **Journal of Structural Engineering**, v. 114, n. 3, p. 518–534, 1988.
- DONG, Y.; JIA, L.; XU, F.; LI, X. Experimental study on seismic behavior of steel structure with cellular beams and composite concrete slab. **Structures**, v. 34, p.507–522, 2021.
- DONOGHUE, C. M. Strength of composite beams with web openings. **ASCE Journal of the Structural Division**, v. 108, n. ST12, p. 2652–2667, 1982.
- DU, H.; HU, X.; SHI, D.; FANG, B. Effect of reinforcement on the strength of the web opening in steel-concrete composite beam. **Engineering Structures**, v. 235, p. 1–13, 2021.
- DUTRA, V. F. P. **Um modelo constitutivo para o concreto reforçado com fibras via teoria da homogeneização**. 2012. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.
- EARIJ, A.; ALFANO, G.; CASHELL, K.; ZHOW, X. Nonlinear three–dimensional finite–element modelling of reinforced–concrete beams: Computational challenges and experimental validation. **Engineering Failure Analysis**, v. 82, p. 92–115, 2017.
- EL DEBS, M. K. **Concreto pré-moldado: fundamentos e aplicações**. Projeto Reenge, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2000.
- ELLOBODY, E. Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes. **Thin-Walled Structures**, v. 52, p. 66–79, 2012.

- ELLOBODY, E. Nonlinear behaviour of unprotected composite slim floor steel beams exposed to different fire conditions. **Thin-walled Structures**, v. 49, n. 6, p.762-771, 2011.
- ELLOBODY, E. YOUNG, B. Nonlinear analysis of composite castellated beams with profiled steel sheeting exposed to different fire conditions. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 113, p. 247-260, 2015.
- EL-SAWY, K. M.; SWEEDAN, A. M. I.; MARTINI, M. I. Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 98, p. 20–34, 2014.
- ERDAL, F.; DOGAN, E.; SAKA, M. P. Optimum design of cellular beams using harmony search and particle swarm optimizers. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 2, p. 237-247, 2011.
- 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 1992-1-1: Eurocode 2 - **Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2004a.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1994-1-1: Eurocode 4 - **Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2004b.
- FAHMY, E. H. Analysis of composite beams with rectangular web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 37, n. 1, p. 47–62, 1996.
- FARIA, C. C.; CARVALHO, H.; FAKURY, R. H.; GRILLO, L. F. Lateral-torsional buckling resistance of cellular steel beams at room temperature and fire situation. **Engineering Structures**, v. 237, p. 1-15, 2021.
- FERRARI, G. A. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2013.
- FERREIRA, F. M. M. **Influência da incorporação de ar em concreto autoadensável para paredes de concreto moldadas no local**. 2019. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil (Estruturas)) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2019.
- FERREIRA, F. P. V. **Capacidade resistente de vigas celulares mistas à instabilidade no montante de alma**. 2021. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2021.
- FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. A parametric study of steel-concrete composite beams with hollow core slabs and concrete topping. **Structures**, v. 28, p. 276-296, 2020b.
- 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. 1-26, 2020a.

- 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, p. 1-23, 2021a.
- FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Sensitivity Analysis of Composite Cellular Beams to Constitutive Material Models and Concrete Fracture. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, v. 21, n. 01, p. 1-36, 2021b.
- 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.
- FERREIRA, F. P. V.; SHAMASS, R.; LIMBACHIYA, V.; TSAVDARIDIS, K. D.; MARTINS, C. H. Lateral–torsional buckling resistance prediction model for steel cellular beams generated by Artificial Neural Networks (ANN). **Thin-Walled Structures**, v. 170, p. 1-15, 2022.
- FERREIRA, F. P. V.; TSAVDARIDIS, K. D.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Buckling and post-buckling analyses of composite cellular beams. **Composite Structures**, v. 262, p. 1-14, 2021c.
- FERREIRA, F. P. V.; TSAVDARIDIS, K. D.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Ultimate strength prediction of steel–concrete composite cellular beams with PCHCS. **Engineering Structures**, v. 236, p. 1-27, 2021b.
- FERREIRA, F. P. V.; TSAVDARIDIS, K. D.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Composite action on web-post buckling shear resistance of composite cellular beams with PCHCS and PCHCSCT. **Engineering Structures**, v. 246, p. 1-23, 2021a.
- FRANÇA, A. A. V. **Estudo das lajes alveolares pré-fabricadas em concreto protendido submetidas a ensaios de cisalhamento**. 2012. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Construção Civil) - Setor de Tecnologia, Universidade Estadual do Paraná, Curitiba, 2012.
- FU, F; LAM, D. Experimental study on semi-rigid composite joints with steel beams and precast hollow core slabs. **Journal of Constructional Steel Research**. v.62, n., p.771-782, 2006.
- GENIKOMSOU, A. S.; POLAK, M. A. Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS. **Engineering Structures**, v. 98, p. 38–48, 2015.
- GIRHAMMAR, U. A. Design principles for simply supported prestressed hollow core slabs. **Structural Engineering Review**, v. 4, n. 4, p. 301-316, 1992.
- GIZEJOWSKI, M. A.; KHALIL, W. A. S. Stability and ductility of castellated composite beams subjected to hogging bending. *In: STABILITY AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURES*, 2010, Rio de Janeiro. **Proceedings [...]**. Rio de Janeiro: UFRJ, 2010.
- GONÇALVES, A. B. **Modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. 2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2015.
- GRANADE, C. J. **An investigation of composite beams having large rectangular openings in their webs**. Thesis (Partial M.Sc) - University of Alabama, 1968.

GRILO, L. F. **Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço**. 2018. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2018.

GRILO, L. F.; FAKURY, R. H.; SILVA, A. L. R. C.; VERÍSSIMO, G. S. Design procedure for the web-post buckling of steel cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 148, p. 525–541, 2018.

HECHLER, O.; MÜLLER, C.; SEDLACEK, G. Investigations on beams with multiple regular web openings. *In*: COMPOSITE CONSTRUCTION IN STEEL AND CONCRETE, 5., 2012, Reston. **Proceedings** [...]. Reston: American Society of Civil Engineers, 2012.

HEGGER, J.; ROGGENDORF, T.; KERKENI, N. Shear capacity of prestressed hollow core slabs in slim floor constructions. **Engineering Structures**, v. 31, n. 2, p. 551-559, 2009.

HICKS, S. J.; BRAUN, M.; MARKOVIC, Z.; WAY, J. New Eurocode 4 design rules for composite beams with precast concrete slabs. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON COMPOSITE CONSTRUCTION IN STEEL AND CONCRETE, 9., 2021, Stromberg. **Proceedings** [...]. Berlin: Wiley, 2024.

HOSSEINPOUR, E.; BAHAROM, S.; BADARUZZAMAN, W. H. W.; SHARIATI, M.; JALALI, A. Direct shear behavior of concrete filled hollow steel tube shear connector for slim-floor steel beams. **Steel and Composite Structures**, v. 26, n. 4, p. 485-499, 2018b.

HOSSEINPOUR, E.; BAHAROM, S.; BADARUZZAMAN, W. H. W.; A. W. AL ZAND. Push-out test on the web opening shear connector for a slim-floor steel beam: Experimental and analytical study. **Engineering Structures**, v. 163, p. 137-152, 2018a.

HUO, B. Y.; D'MELLO, C. A. Push-out tests and analytical study of shear transfer mechanisms in composite shallow cellular floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 88, p. 191-205, 2013.

HUO, B. Y.; D'MELLO, C. A. Shear Transferring Mechanisms in a Composite Shallow Cellular Floor Beam with Web Openings. **Structures**, v. 9, p. 134-146. 2017.

HUO, B. Y.; D'MELLO, C.; TSAVDARIDIS, K. D. Experimental and analytical study of push-out shear tests in ultra shallow floor beams. *In*: IABSE SYMPOSIUM, 34., 2010, Venice. **Proceedings** [...]. AIBSE: Zürich, 2010. p. 31-38.

IBRAHIM, I. S.; ELLIOTT, K. S.; ABDULLAH, R.; KUEH, A. B. H.; SARBINI, N.N. Experimental study on the shear behaviour of precast concrete hollow core slabs with concrete topping. **Engineering Structures**, v. 125, p. 80-90, 2016.

INTERNATIONAL FEDERATION FOR STRUCTURAL CONCRETE. **Model code for concrete structures**. London: [s. n.], 2013.

KANG, L.; HONG, S.; LIU, X. Shear behaviour and strength design of cellular beams with circular or elongated openings. **Thin-Walled Structures**, v. 160, p. 1-17, 2021.

KARAMI, B.; SHISHEGARAN, A.; TAGHAVIZADE, H.; RABCZUK, T. Presenting innovative ensemble model for prediction of the load carrying capacity of composite castellated steel beam under fire. **Structures**, v. 33, p. 4031-4052, 2021.

- KATWAL, U.; TAO, Z.; HASSAN, M. K. Finite element modelling of steel-concrete composite beams with profiled steel sheeting. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 146, p. 1–15, 2018.
- KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure modes for castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 4, n. 4, p. 295–315, 1984.
- KHATRI, A. P.; KATIKALA, S. R.; KOTAPATI, V. K. Effect of load height on elastic buckling behavior of I-shaped cellular beams. **Structures**, v. 33, p. 1923-1935, 2021.
- KITCHENHAM, B. **Procedures for performing systematic reviews**. Keele: Keele University, 2004. Keele University Technical Report TR/SE-0401; NICTA Technical Report 0400011T.1.
- KOCHEM, R. F. F.; NARDIN, S. Piso misto de pequena altura: componentes e processo construtivo. **PARC Pesquisa em Arquitetura e Construção**, v. 9, n. 3, p. 223-233, 2018.
- KOTAPATI, V. K.; KHATRI, A. P. A new proposal for the design of laterally unrestrained cellular steel beams under moment gradient at elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 140, p. 1-18, 2023.
- KUPFER, H.; HILSDORF, H. K.; RUSCH, H. Behavior of concrete under biaxial stresses. **ACI Journal**, v.66, n.8, p.656-65, 1969.
- LAM, D. Capacities of headed stud shear connectors in composite steel beams with precast hollow core slabs. **Journal of Constructional Steel Research**. v.63, n. 9, p. 1160- 1174, 2007.
- LAM, D. **Composite steel beams using precast concrete hollow core floor slabs**. Ph.D. thesis (Doctor of Philosophy) – Department of Civil Engineering, University of Nottingham, Nottingham, 1998.
- LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Experiments on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 140, n. 2, p. 127–138, 2000a.
- LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Parametric study on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 54, n. 2, p. 283–304, 2000b.
- LAWSON, R. M.; CHUNG, K. F.; PRICE, A. M. Tests on composite beams with large web openings to justify existing design methods. **The Structural Engineering**, v. 70, n. 1, p. 1–7, 1992.
- LAWSON, R. M.; HANUS, F.; SONCK, D. Large web openings in steel and composite beams. **Steel Construction**, v. 10, n. 2, p. 168–175, 2017.
- LAWSON, R. M.; HICKS, S. J. **Design of composite beams with large web openings**. Berkshire: The Steel Construction Institute, 2011. (Publication Number: SCI P355).
- LAWSON, R. M.; LAM, D.; AGGELOPOULOS, E.; HANUS, F. Serviceability performance of composite cellular beams with partial shear connection. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 150, p. 491-504, 2018.
- LAWSON, R. M.; LIM, J.; HICKS, S. J.; SIMMS, W.I. 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.; MULLET, D. L.; RACKHAM, J. W. **Design of asymmetric slimflor beams using deep composite decking**. Ascot: The Steel Construction Institute, 1997. (Publication 175).
- 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.
- LIANG, QING QUAN; UY, BRIAN; BRADFORD, MARK A.; RONAGH, HAMID R. Strength Analysis of Steel–Concrete Composite Beams in Combined Bending and Shear. **Journal of Structural Engineering**, v. 131, n. 10, p. 1593-1600, 2005.
- LIMAZIE, T.; CHEN, S. Effective shear connection for shallow cellular composite floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 128, p.772-788, 2017.
- LIMAZIE, T.; CHEN, S. FE modeling and numerical investigation of shallow cellular composite floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 119, p.190-201, 2016.
- LIMAZIE, T.; CHEN, S. Numerical procedure for nonlinear behavior analysis of composite slim floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 106, p. 209-219, 2015.
- LIMBACHIYA, V.; SHAMASS, R. Application of Artificial Neural Networks for web-post shear resistance of cellular steel beams. **Thin-Walled Structures**, v. 161, p. 1-9, 2021.
- LIN, Z.; MONTI, G.; WU, Z. Composite action in Shallow Steel-beam-Concrete Composite decks. **Engineering Structures**, v. 286, p. 1-18, 2023.
- MALM, R. **Predicting shear type crack initiation and growth in concrete with non-linear finite element method**. 2009. Ph.D.Thesis - Department of Civil and Architectural Engineering, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden, 2009.
- MARAVEAS, C.; TSAVDARIDIS, K. D.; NADJAI, A. Fire Resistance of Unprotected Ultra Shallow Floor Beams (USFB): A Numerical Investigation. **Fire Technology**, v. 53, n. 2, p.609-627, 2016. Springer Nature.
- MATOS, C. C. D. **Análise Numérica de Vigas em Concreto Reforçado com Fibras de Aço Via Método dos Elementos Finitos**. 2021. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Escola de Engenharia, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2021.
- MENG, B.; ZHONG, W. HAO, J.; TAN, Z.; WANG, L. Anti-progressive collapse performance analysis of composite frame with openings on beam web. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 173, p. 1-15, 2020.
- MINHANELI, V. C. **Avaliação do comportamento estrutural de vigas mistas para sistemas de piso slim floor formadas por perfis de aço com grandes aberturas na alma**. 2018. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de Viçosa, Viçosa. 2018.
- MOGHBELI, A.; SHARIFI, Y. New predictive equations for lateral-distortional buckling capacity assessment of cellular steel beams. **Structures**, v. 29, p. 911-923, 2021.
- MORKHADE, S. G.; GUPTA, L. M. An experimental and parametric study on steel beams with web openings. **International Journal of Advanced Structural Engineering**, v. 7, n. 3, p. 249-260, 2015.
- MORKHADE, S. G.; GUPTA, L. M. Experimental investigation for failure analysis of steel beams with web openings. **Steel and Composite Structures**, v. 23, n. 6, p. 647-656, 2017.

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

MORKHADE, S. G.; GUPTA, L. M.; MARTINS, C. H. Effect of Web Post Width on Strength Capacity of Steel Beams with Web Openings: experimental and analytical investigation. **Practice Periodical on Structural Design and Construction**, v. 27, n. 2, p. 1-9, 2022.

MORKHADE, S. G.; JAGTAP, K. R.; GHORPADE, P. S.; AHIWALE, D. D.; NAJM, H. M. Buckling performance evaluation of steel cellular beams strengthened with flange cover plate. **Asian Journal of Civil Engineering**, p. 1-14, 2022.

MORKHADE, S. G.; KSHIRSAGAR, M.; DANGE, R.; PATIL, A. Analytical study of effect of web opening on flexural behaviour of hybrid beams. **Asian Journal of Civil Engineering**, v. 20, n. 4, p. 537-547, 2019.

MÜLLER, C.; HECHLER O.; BUREAU, A.; BITAR, D.; JOYEUX, D.; CAJOT, L. G.; DEMARCO, T.; LAWSON, R. M.; HICKS, S.; DEVINE, P.; LAGERGVIST, O.; HEDMAN-PÉTURSSON, E.; UNOSSON, E.; FELDMANN, M. **Large web openings for service integration in composite floors. Technical Steel Research**. European Commission, Contract No 7210-PR/315. Final report, 2006.

MULLET, D. L. Slim Floor Design and Construction. **Relatório Técnico P110**. The Steel Construction Institute, 1992.

NADJAI, A.; HAN, S.; ALI, F.; ALAM, N.; ALLAM, A. Fire resistance of axial restraint composite floor steel cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 136, p. 229-237, 2017.

NADJAI, A.; NAILI, E.-H.; HAN, S.; ALI, F.; GOODFELLOW, N.; CHOI, S. Fire Behaviour of Cellular Composite Floor Steel Beams with Different Web Opening Shapes. **International Association for Fire Safety Science**. p. 1537-1548, 2011.

NADJAI, A.; PETROU, K.; HAN, S.; ALI, F. Performance of unprotected and protected cellular beams in fire conditions. **Construction and Building Materials**, v. 105, p. 579-588, 2016.

NADJAI, A.; VASSART, O.; ALI, F.; TALAMONA, D.; ALLAM, A.; HAWES, M. Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 42, n. 6-7, p. 489-497, 2007.

NARAYANAN, R.; AL-AMERY, R. I. M.; ROBERTS, T. M. Shear strength of composite plate girders with rectangular web cut-outs. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 12, n. 2, p. 151-166, 1989.

NGUYEN, T. N. H.; TAN, K. H.; KANDA, T. Investigations on web-shear behavior of deep precast, prestressed concrete hollow core slabs. **Engineering Structures**, v. 183, p. 579-593, 2019.

OLIVEIRA, V. M.; CARVALHO, A. S.; ROSSI, A.; FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H. Elastic and inelastic analyses of composite cellular beams in hogging moment regions. **Thin-Walled Structures**, v. 184, p. 1-27, 2023.

OLIVEIRA, V. M.; CARVALHO, A. S.; ROSSI, A.; HOSSEINPOUR, M.; SHARIFI, Y.; MARTINS, C. H. Data-driven design approach for the lateral-distortional buckling in steel-

concrete composite cellular beams using machine learning models. **Structures**, v. 61, p. 1-28, 2024.

OLIVEIRA, V. M.; ROSSI, A.; FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H. Stability behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 173, p. 1-34, 2022.

ORIBI, S. B.; KADA, A.; LAMRI, B.; MESQUITA, L. Behaviour of cellular steel beams at ambient and high-temperature conditions. **Journal Of Constructional Steel Research**, v. 207, p. 1-17, 2023.

PACHPOR, P.D.; GUPTA, L.M.; DESHPANDE, N.V. Analysis and Design of Cellular Beam and its Verification. **Ieri Procedia**, v. 7, p. 120-127, 2014.

PAES, J. L. R. **Aportaciones al análisis del comportamiento estructural de sistemas de forjados mixtos tipo "Slim floor"**. Departamento de Engenharia da Construção, Universidade Politécnica da Catalunha, Barcelona, 2003.

PAI, M., MCCULLOCH, M., GORMAN, J., PAI, N., ENANORIA, W., KENNEDY, G., THARYAN, P., COLFORD Jr., J. (2004), "Systematic reviews and meta-analyses: An illustrated step-by-step guide". **The National Medical Journal of India**, 17(2), p. 86-95.

PAJARI, M.; KOUKKARI, H. Shear Resistance of PHC Slabs Supported on Beams. I: Tests. **Journal of Structural Engineering**, v. 124, n. 9, p. 1050–1061, 1998.

PAJARI, M; YANG, L. **Shear capacity of hollow core slabs on flexible supports**. VTT Technical Research Centre of Finland. Research Notes 1587, 1994.

PAJARI, Matti. **Design of prestressed hollow core slabs**. Technical Research Centre of Finland, Espoo, 1989.

PANEDPOJAMAN, P.; RONGRAM, T. Design Equations for Vierendeel Bending of Steel Beams with Circular Web Openings. **World Congress on Engineering 2014**, v. II, p. 0–5, 2014.

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

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

PANEDPOJAMAN, Pattamad. Simplified equations for Vierendeel design calculations of composite beams with web openings. **Steel and Composite Structures**, v. 27, n. 4, p. 401-416, 2018.

PANEV, Y.; KOTSOVINOS, P.; DEENY, S.; FLINT, G. The Use of Machine Learning for the Prediction of Fire Resistance of Composite Shallow Floor Systems. **Fire Technology**, v. 57, n. 6, p. 3079-3100, 2021.

PARK, J. W.; KIM, C. H.; YANG, S. C. Ultimate Strength of Ribbed Slab Composite Beams with Web Openings. **Journal of Structural Engineering**, v. 129, n. 6, p. 810–817, 2003.

PAULO, S. M. **Conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça em ligações mistas aço-concreto com laje alveolar: análise experimental**. 2007. Dissertação (Mestrado em

Geotecnia, Estruturas e Construção Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2007.

PAVLOVIĆ, M.; MARKOVIĆ, Z.; VELJKOVIĆ, M.; BUĐEVAC, D. Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 88, p. 134–149, 2013.

PCI Design Handbook: Precast and Prestressed Concrete, Sixth Edition. PCI Industry Handbook Committee, Chicago, 2004.

PEREIRA JÚNIOR, S. E. **Capacidade resistente de vigas mistas parcialmente revestidas formadas por perfil celular e laje alveolar em piso de pequena altura**. 2022. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2022.

PETRUCELLI, N. S. **Considerações sobre projeto e fabricação de lajes alveolares protendidas**. 2009. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Centro de Ciências Exatas e Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2009.

PIASSI, A. D.; DIASA J. V.; CALENZANI F. G.; MENANDRO F. C. C. Lateral distortional buckling of cellular composite-beams. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 11, n. 2, p. 331–356, 2018.

QURESHI, J.; LAM, D.; YE, J. Finite element modelling of shear connection behaviour in a push test using profiled sheeting. **Advances and Trends in Structural Engineering, Mechanics and Computation - Proceedings of the 4th International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation, SEMC 2010**, 2014, p. 679–682, 2010.

RACKHAM, J. W.; HICKS, S. J.; NEWMAN, G. M. **Design of Asymmetric Slimflor Beams with Precast Concrete Slabs**. P342. ed. London: The Steel Construction Institute, 2006.

RAJANA, K.; TSAVDARIDIS, K. D.; KOLTSAKIS, E. Elastic and inelastic buckling of steel cellular beams under strong axis bending. **Thin-Walled Structures**, v. 156, p. 1-14, 2020.

RAMOS, A. L. **Análise numérica de pisos mistos aço-concreto de pequena altura**. 2010. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil (Estruturas)) – Departamento de Engenharia de Estruturas, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

REDWOOD, R. G.; POUMBOURAS, G. Tests of composite beams with web holes. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 10, n. 4, p. 713–721, 1983.

REDWOOD, R. G.; WONG, P. K. **Web holes in composite beams with steel deck**. Canadian Structural Engineering Conference - 1982. Ontario, Toronto: Canadian Steel Construction Council, 1982.

RETTNE, L.; EDEKLING, K. **Improved design method for web shear tension failure in hollow core units**. 2006. Master Thesis (Civil Engineering), Department of Civil and Environmental Engineering, Chalmers University of Technology, Göteborg, 2006.

RIBEIRO, P. O.; GIDRÃO, G. M. S.; VAREDA, L. V.; CARRAZEDO, R.; MALITE, M. Numerical and experimental study of concrete I-beam subjected to bending test with cyclic load. **Latin American Journal Of Solids And Structures**, v. 17, p. 1-20, 2020.

- ROBERTS, T. M.; AL-AMERY, R. I. M. Shear strength of composite plate girders with web cutouts. **Journal of Structural Engineering**, v. 117, n. 7, p. 1897–1910, 1991.
- RYU, J.; LEE, C.; OH, J.; YOON, S.; JU, Y. K. Shear Resistance of a Biaxial Hollow Composite Floor System with GFRP Plates. **Journal of Structural Engineering**, v. 143, n. 2, p. 1-11, 2017.
- SALES, M. W. R. **Conector de cisalhamento tipo pino com cabeça para viga mista aço-concreto com laje alveolar**. 2014. Dissertação (Mestrado em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil) – Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2014.
- SATERNUS, P. Cellular Beams with Closely Spaced Web Openings – A Review of Analytical Calculation Models for Web-Post Buckling. **Advances in Science and Technology Research Journal**, v. 16, n. 1, p. 213-230, 2022.
- SEGHER, M. A. B.; CARVALHO, H.; FARIA, C. C.; CORREIA, J. A. F. O.; FAKURY, R. H. Numerical analysis and prediction of lateral-torsional buckling resistance of cellular steel beams using FEM and least square support vector machine optimized by metaheuristic algorithms. **Alexandria Engineering Journal**, v. 67, p. 489-502, 2023.
- SEGHER, M. A. B.; ELSHABOURY, N.; ABDELKADER, E. M.; CARVALHO, H.; FARIA, C. C.; MIGUEL, L. F. Two-stage framework for lateral-torsional buckling resistance prediction of cellular steel beams under fire conditions. **Structures**, v. 68, p. 1-17, 2024.
- SHAMASS, R.; GUARRACINO, F. Numerical and analytical analyses of high-strength steel cellular beams: a discerning approach. **Journal Of Constructional Steel Research**, v. 166, p. 1-15, 2020.
- SHEEHAN, T.; DAI, X.; YANG, J.; ZHOU, K.; LAM, D. Flexural behaviour of composite slim floor beams. **Structures**, v. 21, p. 22-32, 2019.
- SHEEHAN, T.; DAI, X.; LAM, D.; AGGELOPOULOS, E.; LAWSON, M.; OBIALA, R. Experimental study on long spanning composite cellular beam under flexure and shear. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 116, p. 40-54, 2016.
- SILVA, L. V.; MESQUITA, L. M.R. Elastic lateral-torsional buckling of cellular beams. **Structures**, v. 63, p. 1–19, 2024.
- SILVA, R. P. M. **Resistência à força cortante de lajes alveolares preenchidas de pequena altura**. 2015, 203p. Dissertação (Mestrado em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil) - Escola de Engenharia Civil, Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2015.
- SIMULIA. **ABAQUS User's Manual**. Simulia Corporation ABAQUS v. 6.14. Providence, Rhode Island, USA: Dassault Systèmes. (2017).
- SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 105, p. 119–128, 2015.
- SOUZA, J. R. de; ARAÚJO, D. de L. Shear capacity of prestressed hollow core slabs in flexible support using computational modelling. **Engineering Structures**, v. 260, p. 1-19, 2022.
- SOUZA, P. T. **Análise teórica e experimental de pisos mistos de pequena altura compostos por vigas metálicas e lajes alveolares de concreto**. 2016. Dissertação (Mestrado

em Engenharia Civil (Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016.

SURMA, M.; DERKOWSKI, W.; CHOLEWICKI, A. Analytical model for determining the influence of support flexibility on shear capacity of hollow core slabs. In: **MATEC Web of Conferences**. EDP Sciences, 2019.

SWEEDAN, A. M. I. Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 2, p. 151–163, 2011.

SWEEDAN, A. M. I.; EL-SAWY, K. M. Elastic local buckling of perforated webs of steel cellular beam–column elements. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 7, p. 1115-1127, 2011.

TODD, D. M.; COOPER, P. B. Strength of composite beams with web openings. **ASCE Journal of the Structural Division**, v. 106, n. ST2, p. 431–444, 1980.

TSAVDARIDIS, K. D.; D’MELLO, C. Vierendeel Bending Study of Perforated Steel Beams with Various Novel Web Opening Shapes through Nonlinear Finite-Element Analyses. **Journal of Structural Engineering**, v. 138, n. 10, p. 1214–1230, 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.; HUO, B. Y. Experimental and computational study of the vertical shear behaviour of partially encased perforated steel beams. **Engineering Structures**, v. 56, p. 805-822, 2013.

TSAVDARIDIS, K. D.; GALIATSATOS, G. Assessment of cellular beams with transverse stiffeners and closely spaced web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 94, p. 636-650, 2015.

TSAVDARIDIS, K. D.; HAWES, M. Experimental Study of Ultra Shallow Floor Beams (USFB) with Perforated Steel Sections. NSCC2009 - **Nordic Steel Construction Conference**. Malmö, Sweden. 2009.

TSAVDARIDIS, K. D.; MCKINLEY, B.; CORFAR, D. A.; LAWSON, R. M. Cellular beam end-posts with two connection types, end notches and infill plates. **Journal Of Constructional Steel Research**, v. 215, p. 1-16, 2024.

TSAVDARIDIS, K. D.; MCKINLEY, B.; KACAROGLU, B. N.; CORFAR, D. A.; LAWSON, R. M. Bending test of long-span ultra-shallow floor beam (USFB) with two lightweight concretes. **Structures**, v. 66, p. 1-14, 2024.

VERÍSSIMO, G. S. **Análise e comportamento de vigas de aço e vigas mistas com aberturas na alma**. 1996. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1996.

VERWEIJ, J. G. **Cellular beam columns in portal frame structures**. 2010. M.Sc. thesis (Civil Engineering). Delft University of Technology Civil Engineering, 2010.

WANG, N.; HOU, H.; WANG, Y.; QU, B.; ZENG, X.; FANG, H.; YAN, H.; GAO, M.; XIONG, F. Flexural behavior of partially encased cellular beams: tests and design implications. **Engineering Structures**, v. 293, p. 1-11, 2023.

- WANG, P.; WANG, X.; LIU, M. Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire. **Thin-Walled Structures**, v. 85, p. 441-455, 2014.
- WANG, P.; WANG, X.; LIU, M.; ZHANG, L. Web-post buckling of fully and partially protected cellular steel beams at elevated temperatures in a fire. **Thin-Walled Structures**, v. 98, p. 29-38, 2016.
- WARD, J. K. Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams. Silwood Park, Ascot, UK: **Steel Construction Institute**, 1990.
- WONG, B. V.; BURGESS, I. W. The Influence of Tensile Membrane Action on Fire-exposed Composite Concrete Floor-steel Beams with Web-openings. **Procedia Engineering**, v. 62, p. 710-716, 2013.
- WONG, V. B.; BURGESS, I.; PLANK, R. Behaviour of composite cellular steel — Concrete beams at elevated temperatures. **International Journal of Steel Structures**, v. 9, n. 1, p. 29-37, 2009.
- XIA, Y.; HAN, C.; ZHOU, D.; WANG, Y.; WANG, P. Ultimate flexural strength analysis of composite slim floor beam. **Advances in Structural Engineering**, 2021.
- XU, C.; SUGIURA, K.; WU, C.; SU, Q. Parametrical static analysis on group studs with typical push-out tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 72, p. 84–96, 2012.
- YANG, L. Design of prestressed hollow core slabs with reference to web shear failure. **Journal of Structural Engineering**, v. 120, n. 9, p. 2675-2696, 1994.
- ZHANG, L.; WANG, P. Simplified analysis method for catenary action of restrained cellular steel beams at elevated temperature considering strain reversal. **Fire Safety Journal**, v. 95, p. 145-159, 2018.
- ZHU, E.; LYU, J.; ZHU, J.; QI, Y.; LI, R.; SUN, B.; WANG, Z. Fire resistance of steel-concrete cellular composite beams having different end restraints. **Journal Of Constructional Steel Research**, v. 206, p. 1-11, 2023.

APÊNDICE A: MEMÓRIA DE CÁLCULO

A.1. CÁLCULO DAS VARIÁVEIS

$L = 3800 \text{ mm}$	$h_L = 200 \text{ mm}$	$b_{fi} = 250 \text{ mm}$	$t_c = 50 \text{ mm}$
$a = 1350 \text{ mm}$	$h_a = 28,75 \text{ mm}$	$b_{fs} = 150 \text{ mm}$	$t_{fi} = 16 \text{ mm}$
$g = 60 \text{ mm}$	$h_p = 150 \text{ mm}$	$d_0 = 130 \text{ mm}$	$t_{fs} = 12,5 \text{ mm}$
$h = 187,5 \text{ mm}$	$h_s = 200 \text{ mm}$	$d_g = 216 \text{ mm}$	$t_w = 8 \text{ mm}$
$\phi_{alv} = 110 \text{ mm}$	$h_t = 0 \text{ mm}$		

$f_{yd} = 283,6 \text{ MPa}$	$E_s = 200000 \text{ MPa}$
$f_{cd} = 27,5 \text{ MPa}$	$E_c = 29930 \text{ MPa}$
$f_{cd_pre} = 30,8 \text{ MPa}$	$E_{c_pre} = 35221 \text{ MPa}$

A.2. DETERMINAÇÃO DO MOMENTO FLETOR DE PLASTIFICAÇÃO

$A_{Ts} = (b_{fs} \cdot t_{fs}) + (h_a \cdot t_w) = 2105 \text{ mm}^2$	$A_{fi} = b_{fi} \cdot t_{fi} = 4000 \text{ mm}^2$
$A_{Ti} = (b_{fi} \cdot t_{fi}) + (h_a \cdot t_w) = 4230 \text{ mm}^2$	$A_{fs} = b_{fs} \cdot t_{fs} = 1875 \text{ mm}^2$
$A_{ws} = A_{wi} = h_a \cdot t_w = 230 \text{ mm}^2$	$A_w = h \cdot t_w = 1500 \text{ mm}^2$

$y_{Ts} = \frac{A_{fs} \cdot y_{fs} + A_{ws} \cdot y_{ws}}{A_{fs} + A_{ws}} = 8,51 \text{ mm}$
$y_{Ti} = \frac{A_{fi} \cdot y_{fi} + A_{wi} \cdot y_{wi}}{A_{fi} + A_{wi}} = 206,78 \text{ mm}$
$y_s = \frac{A_{fi} \cdot y_{fi} + A_w \cdot y_w + A_{fs} \cdot y_{fs}}{A_{fi} + A_w + A_{fs}} = 136,01 \text{ mm}$

Linha neutra plástica passando pela abertura do perfil celular, determinada experimentalmente:

$$y_c = 106,25 \text{ mm}$$

$$y_t = 109,75 \text{ mm}$$

A.2.1. MODELO LAWSON, MULLET E RACKHAM (1997)

$$b = 475 \text{ mm}$$

$$M_{pl,Rd} = f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) + f_{yd} \cdot b_{fi} \cdot t_{fi} \left(h - y_c + t_{fs} + \frac{t_{fi}}{2} \right) + 0,85 \cdot f_{cd} \cdot t_c \cdot b \cdot \left(y_c - \frac{t_c}{2} \right) + f_{yd} \cdot h \cdot t_w \left\{ \frac{(y_c - t_{fs})^2}{h} - y_c + t_{fs} + \frac{h}{2} \right\}$$

$$M_{pl,Rd} = 283,6 \cdot 150 \cdot 12,5 \cdot \left(106,25 - \frac{12,5}{2} \right) + 283,6 \cdot 250 \cdot 16 \cdot \left(187,5 - 106,25 + 12,5 + \frac{16}{2} \right) + 0,85 \cdot 27,5 \cdot 50 \cdot 475 \cdot \left(106,25 - \frac{50}{2} \right) + 283,6 \cdot 187,5 \cdot 8 \cdot \left\{ \frac{(106,25 - 12,5)^2}{187,5} - 106,25 + 12,5 + \frac{187,5}{2} \right\} = 233646417,8 \text{ N.mm} = 233,6 \text{ kN.m}$$

A.2.2. MODELO BARROS (2011)

$$b = 475 \text{ mm}$$

$$M_{pl,Rd} = 0,85 f_{cd} \cdot b \cdot \frac{y_c^2}{2} + f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_c - t_c - h_p + h + \frac{t_{fs}}{2} \right) + f_{yd} \cdot t_w \left(\frac{(y_c - t_c - h_p + h)^2}{2} \right) + f_{yd} \cdot t_w \left(\frac{(t_c + h_p - y_c)^2}{2} \right) + f_{yd} \cdot b_{fi} \cdot t_{fi} \left(t_c + h_p + \frac{t_{fi}}{2} - y_c \right)$$

$$M_{pl,Rd} = 0,85 \cdot 27,5 \cdot 475 \cdot \frac{106,25^2}{2} + 283,6 \cdot 150 \cdot 12,5 \cdot \left(106,25 - 50 - 150 + 187,5 + \frac{12,5}{2} \right) + 283,6 \cdot 8 \cdot \left(\frac{(106,25 - 50 - 150 + 187,5)^2}{2} \right) + 283,6 \cdot 8 \cdot \left(\frac{(50 + 150 - 106,25)^2}{2} \right) + 283,6 \cdot 16 \cdot 250 \cdot \left(50 + 150 + \frac{16}{2} - 106,25 \right) = 251198069 \text{ N.mm} = 251,2 \text{ kN.m}$$

A.2.3. MODELO XIA ET AL. (2021)

$$b = 475 \text{ mm}$$

$$M_{R,pl} = 0,85 \cdot f_{cd} \cdot b \cdot y_c \cdot \left(h_t + y_{st} - \frac{y_c}{2} \right) + 2 \cdot f_{yd} \cdot b_{fs} \cdot t_{fs} \left(y_{st} - \frac{t_{fs}}{2} \right) + 2 \cdot f_{yd} \cdot t_w \cdot \left(y_c - h_t - t_{fs} \right) \cdot \left(y_{st} - t_{fs} - \frac{y_c - h_t - t_{fs}}{2} \right)$$

$$0,85 \cdot 27,5 \cdot 475 \cdot 106,25 \cdot \left(136,01 - \frac{106,25}{2}\right) + 2 \cdot 283,6 \cdot 150 \cdot 12,5 \cdot \left(136,01 - \frac{12,5}{2}\right) + 2 \cdot 283,6 \cdot 8 \cdot (106,25 - 12,5) \cdot \left(136,01 - 12,5 - \frac{(106,25-12,5)}{2}\right) = 268334652,8 \text{ N} \cdot \text{mm} = 268,3 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

A.2.4. MODELO PEREIRA JÚNIOR (2022)

$$b = 930 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} = [A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts})] = [2105 \cdot (106,25 - 8,51)] = 205757,4 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} = [A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c)] = [4230 \cdot (206,78 - 106,25)] = 416128,1 \text{ mm}^3$$

$$Z_c = \left[(b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right] + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right]$$

$$Z_c = \left[(930 - 150) \cdot 12,5 \cdot \left(106,25 - \frac{12,5}{2} \right) \right] + \left[(930 - 8) \cdot 28,75 \cdot \left(106,25 - 12,5 - \frac{28,75}{2} \right) \right] + \left[930 \cdot \frac{(50 - 12,5 - 28,75)^2}{2} \right] + \left[60 \cdot \frac{(106,25 - 50)^2}{2} \right] = 3209556 \text{ mm}^3$$

$$t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) = 50 + \left(\frac{150 - 110}{2} \right) = 70 < y_c = 106,25, \text{ logo:}$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot \left(y_c - t_c - \frac{h_p - \phi_{alv}}{4} \right)$$

$$Z_c^{pre} = (930 - 60) \cdot \left(\frac{150 - 110}{2} \right) \cdot \left(106,25 - 50 - \frac{150 - 110}{4} \right) = 804750 \text{ mm}^3$$

$$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c + f_{cd}^{pre} \cdot Z_c^{pre}$$

$$M_{R,pl} = 283,6 \cdot (205757,4 + 410451,2) + 27,5 \cdot 3209556 + 30,8 \cdot 804750 = 287805848,96 \text{ N} \cdot \text{mm} = 287,81 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

A.2.5. ADAPTAÇÃO DE PEREIRA JÚNIOR (2022)

$$b = 475 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} = [A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts})] = [2105 \cdot (106,25 - 8,51)] = 205757,4 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} = [A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c)] = [4230 \cdot (206,78 - 106,25)] = 416128,1 \text{ mm}^3$$

$$Z_c = \left[(b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right] + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right]$$

$$Z_c = \left[(475 - 150) \cdot 12,5 \cdot \left(106,25 - \frac{12,5}{2} \right) \right] + \left[(475 - 8) \cdot 28,75 \cdot \left(106,25 - 12,5 - \frac{28,75}{2} \right) \right] + \left[475 \cdot \frac{(50 - 12,5 - 28,75)^2}{2} \right] + \left[60 \cdot \frac{(106,25 - 50)^2}{2} \right] = 1585064 \text{ mm}^3$$

$$t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) = 50 + \left(\frac{150 - 110}{2} \right) = 70 < y_c = 106,25, \text{ logo:}$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot \left(y_c - t_c - \frac{h_p - \phi_{alv}}{4} \right)$$

$$Z_c^{pre} = (475 - 60) \cdot \left(\frac{150 - 110}{2} \right) \cdot \left(106,25 - 50 - \frac{150 - 110}{4} \right) = 383875 \text{ mm}^3$$

$$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c + f_{cd}^{pre} \cdot Z_c^{pre}$$

$$M_{R,pl} = 283,6 \cdot (205757,4 + 410451,2) + 27,5 \cdot 1585064 + 30,8 \cdot 383875 = 230117881,8 \text{ N} \cdot \text{mm} = 230,1 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

A.3. DETERMINAÇÃO DA FORÇA CORTANTE RESISTENTE

$A_{VTs} = (0,5t_{fs} + h_a) \cdot t_w = 280 \text{ mm}^2$	$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,00$
$A_{VTi} = (0,5t_{fi} + h_a) \cdot t_w = 294 \text{ mm}^2$	$b_w = b_{fi} + 2(0,75h_s) = 550 \text{ mm}$
$\frac{f_y}{\sqrt{3}} = 188,33 \text{ MPa}$	$\rho_1 = \frac{A_{sl}}{b_w d} = \text{varia em função de } d$

$f_y = 326,2 \text{ MPa}$	$E_s = 200000 \text{ MPa}$
$f_{ck} = 38,5 \text{ MPa}$	$E_c = 29930 \text{ MPa}$
$f_{ck_pre} = 40 \text{ MPa}$	$E_{c_pre} = 35221 \text{ MPa}$

A.3.1. MODELO LAWSON E HICKS (2011)

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTs}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}} = \frac{(280 + 294) \cdot 188,39}{1,0} = 108135,9 \text{ N} = 108,1 \text{ kN}$$

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + 0,15 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d = \left[\frac{0,18}{1,4} \cdot 2 \cdot (100 \cdot 0,00278 \cdot 38,5)^{\frac{1}{3}} \right] \cdot 550 \cdot 185 = 57660,4 \text{ N} = 57,7 \text{ kN}$$

$$V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd} = 108,1 + 57,7 = 165,8 \text{ kN}$$

A.3.2. MODELO TSAVDARIDIS, D'MELLO E HUO (2013)

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTs}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}} = \frac{(280 + 294) \cdot 188,39}{1,0} = 108135,9 \text{ N} = 108,1 \text{ kN}$$

$$V_{c,Rd} = 1,16 \cdot (f_c)^{1/3} \cdot A_{eff} = 1,16 \cdot (38,5)^{\frac{1}{3}} \cdot 9750 = 38179,9 \text{ N} = 38,2 \text{ kN}$$

$$A_{eff} = h \cdot (g - t_w) = 187,5 \cdot (60 - 8) = 9750 \text{ mm}^2$$

$$V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd} = 108,1 + 38,2 = 146,3 \text{ kN}$$

$$V_{Rd,u} = V_{Rd} (1 + 1,295 \sqrt{\beta}) = 146,3 (1 + 1,295) = 335,8 \text{ kN}$$

A.3.3. MODELO PEREIRA JÚNIOR (2022)

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTs}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{\alpha 1}} = \frac{(280 + 294) \cdot 188,39}{1,0} = 108135,9 \text{ N} = 108,1 \text{ kN}$$

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{1/3} \right] \cdot b_w \cdot (h_s - \phi_{alv}) = \left[\frac{0,18}{1,4} \cdot 2 \cdot (100 \cdot 0,00686 \cdot 38,5)^{\frac{1}{3}} \right] \cdot 550 \cdot (200 - 110) = 37897,2 \text{ N} = 37,9 \text{ kN}$$

$$V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd} = 108,1 + 37,9 = 146 \text{ kN}$$

A.3.4. ADAPTAÇÃO DE PEREIRA JÚNIOR (2022)

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTs}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{\alpha 1}} = \frac{(280 + 294) \cdot 188,39}{1,0} = 108135,9 \text{ N} = 108,1 \text{ kN}$$

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} \right] \cdot b_w \cdot (h_s - \phi_{atv} / 2) = \left[\frac{0,18}{1,4} \cdot 2 \cdot (100 \cdot 0,00686 \cdot 38,5)^{\frac{1}{3}} \right] \cdot 550 \cdot \left(200 - \frac{110}{2} \right) = 61056,5 \text{ N} = 61,1 \text{ kN}$$

$$V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd} = 108,1 + 61,1 = 169,2 \text{ kN}$$

APÊNDICE B: ESTUDO NUMÉRICO PRELIMINAR

A etapa de análise preliminar foi realizada baseando-se no estudo numérico de Pereira Júnior (2022) que avaliou o comportamento da *Shallow Cellular Composite Floor Beams with precast Hollow-core Slabs* (SCCFBHS). Essa etapa foi essencial na realização do ensaio experimental, pois os modelos físicos que seriam ensaiados possuíam alta rigidez, sendo necessário avaliar se os equipamentos do laboratório teriam capacidade para realizar os ensaios. Além disso, esse estudo auxiliou no posicionamento dos extensômetros, por meio da análise das tensões no perfil, nas barras e no concreto, e na definição dos parâmetros a serem variados experimentalmente, como a presença ou não de barras, mostrando a sua influência na capacidade resistente, na conexão de cisalhamento e nos modos de falha. O *software* utilizado foi o ABAQUS® e, com base no estudo de Pereira Júnior (2022), os parâmetros para a análise numérica preliminar foram definidos, sendo eles:

- Geometria do modelo: mostrada na Figura 5.2;
- Propriedades dos materiais: mostradas na Tabela B. 1.
- Elemento finito: para a laje de concreto, tanto moldada *in loco* quanto alveolar, foi utilizado o elemento sólido C3D8R, para o perfil de aço, elemento de casca tipo S4R e as barras de aço foram modeladas utilizando o elemento de viga B31;
- Condições de contorno e carregamento: mostrada na Figura 5.2, utilizando a dupla simetria;
- Malha: 15 mm para as lajes de concreto, 15 mm para o perfil de aço e 5 mm para as armaduras;
- Contato entre os componentes: *Surface-to-surface* para as ligações do concreto com o aço, com coeficiente de atrito igual a 0,2; “*Surface-to-surface contact*” para o contato entre as lajes alveolares e moldada *in loco*, com coeficiente de atrito de 1,0; “*Shell to solid coupling*” para o contato do concreto que passa pelas aberturas do perfil e o perfil de aço; “*Embedded region*” para a vinculação das barras de aço com a laje moldada *in loco*.
- Relações constitutivas dos materiais: Modelo bilinear com encruamento isotrópico para o aço e *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) para o concreto. O modelo do concreto à compressão foi construído a partir das formulações propostas pelo Eurocode 2 (Eurocode, 2004a) até a deformação última, continuada pelo modelo proposto por Xu

et al. (2012). Para o comportamento do concreto à tração o modelo constitutivo foi o de Xu *et al.* (2012). O dano à compressão e à tração foram calculados segundo o modelo de Pavlovic *et al.* (2013).

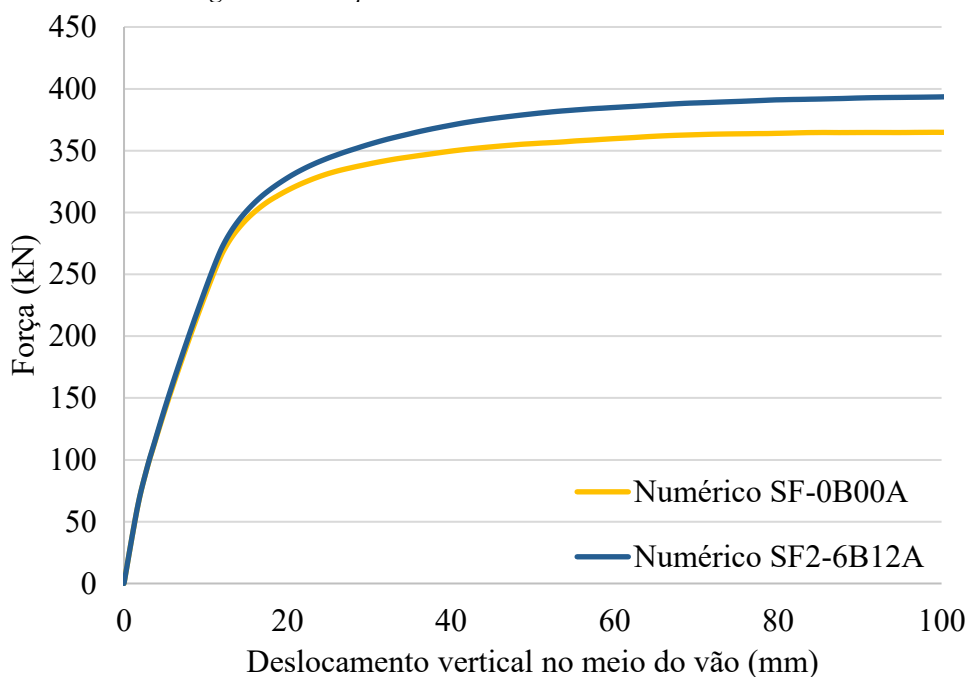
Tabela B. 1: Propriedades dos materiais - Estudo preliminar

Elemento	f_y (MPa)	f_u (MPa)	E (MPa)	f_{ck} (MPa)	f_t (MPa)
Perfil de aço (A36)	250	400	200000	-	-
Laje alveolar	-	-	35221	40	3,51
Concreto moldado <i>in loco</i>	-	-	32837	30	2,9
Tela soldada (CA60)	600	630	210000	-	-
Armadura transversal (CA50)	500	540	210000	-	-

Fonte: Pereira Júnior (2022)

Após a realização da análise preliminar, encontrou-se o gráfico da Força *versus* Deslocamento no meio do vão dos dois protótipos, SF1 e SF2, mostrado na Figura B. 1.

Figura B. 1: Capacidade Resistente – Estudo Preliminar



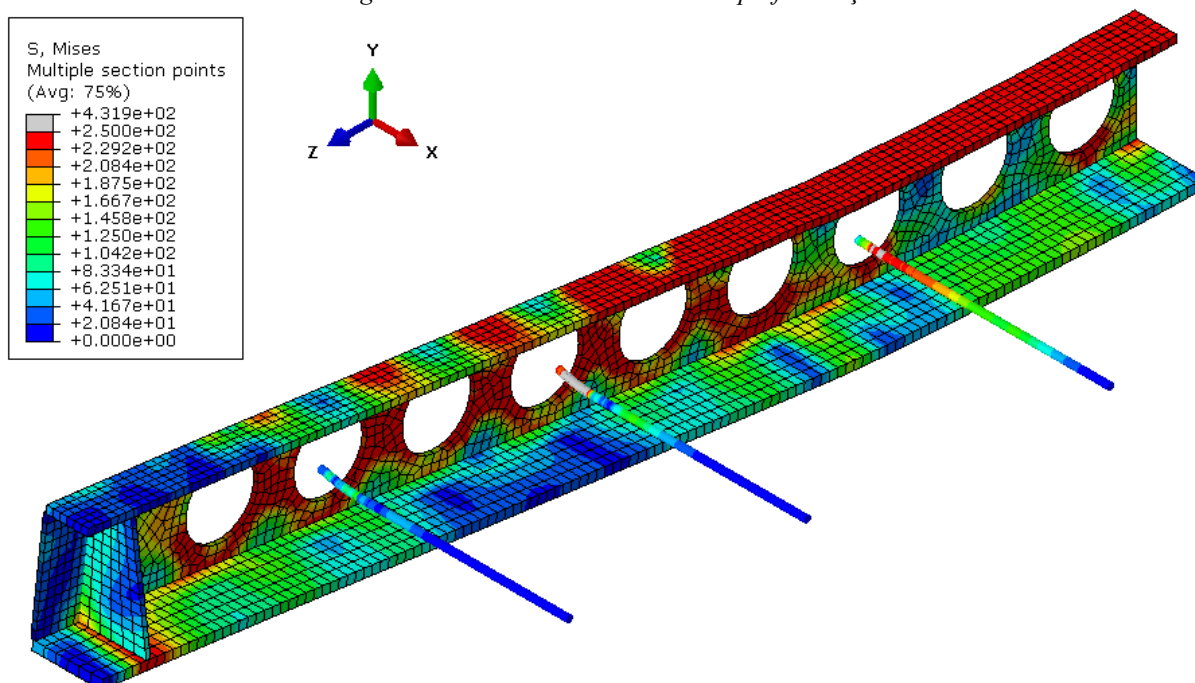
Fonte: Autora

Observa-se que a força máxima atingida e os deslocamentos no meio do vão são bastante altos para os dois modelos. Esses fatores foram analisados no momento de montar o ensaio, visto que foram necessários equipamentos mais resistentes, como transdutores e atuadores de maior capacidade nominal e vigas de distribuição mais robustas. Além disso, nota-se uma diferença entre os resultados da força máxima aplicada dos dois modelos analisados, sendo que o SF2-6B12A atingiu maior valor, de quase 400 kN. Conclui-se que, analisar experimentalmente a

composição da conexão de cisalhamento, é interessante para o trabalho, visando entender como ela influencia na capacidade resistente e nos modos de falha.

Outro ponto a ser considerado é que até a força de 250 kN os dois modelos estiveram no regime elástico linear, salientando que esse sistema estrutural está preparado para suportar altas solicitações, mesmo sem a presença das barras de aço na conexão de cisalhamento, que começaram a mostrar mais influência após esse ponto. A partir daí, o perfil de aço começou a plastificar, o que gerou aumento considerável do deslocamento sem incremento significativo de força, até atingir o limite estipulado. A Figura B. 2 mostra a distribuição de tensões nesse ponto, para o perfil e as barras de aço do modelo SF2-6B12A, que é o mais solicitado.

Figura B. 2 Tensões de von Mises no perfil de aço



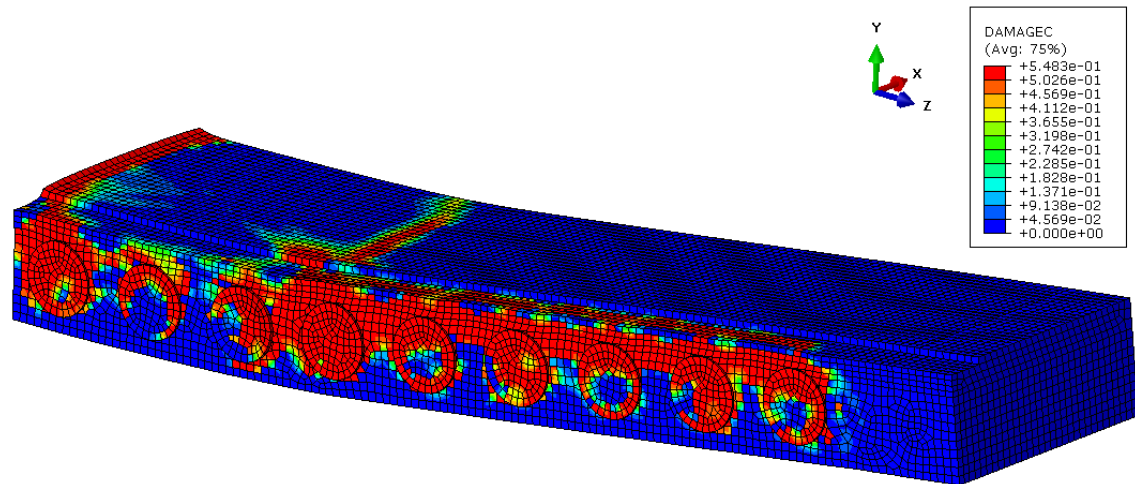
Fonte: Autora

Observa-se que o perfil de aço está plastificado na mesa superior e na alma, entretanto não sofreu rupturas nem perda de capacidade resistente até o limite estipulado. Esse fator está intimamente ligado à alta rigidez do perfil. Entretanto o perfil celular só conseguiu atingir tais níveis de tensão por estar confinado, ou seja, revestido com concreto e com aberturas preenchidas, o que minimizou as instabilidades locais, aumentando sua capacidade resistente. Essa análise das tensões ajudou a definir o posicionamento dos extensômetros: pontos na alma onde há altas tensões, como na linha de aplicação de força, no meio do vão, no quarto do vão e na abertura mais próxima ao apoio.

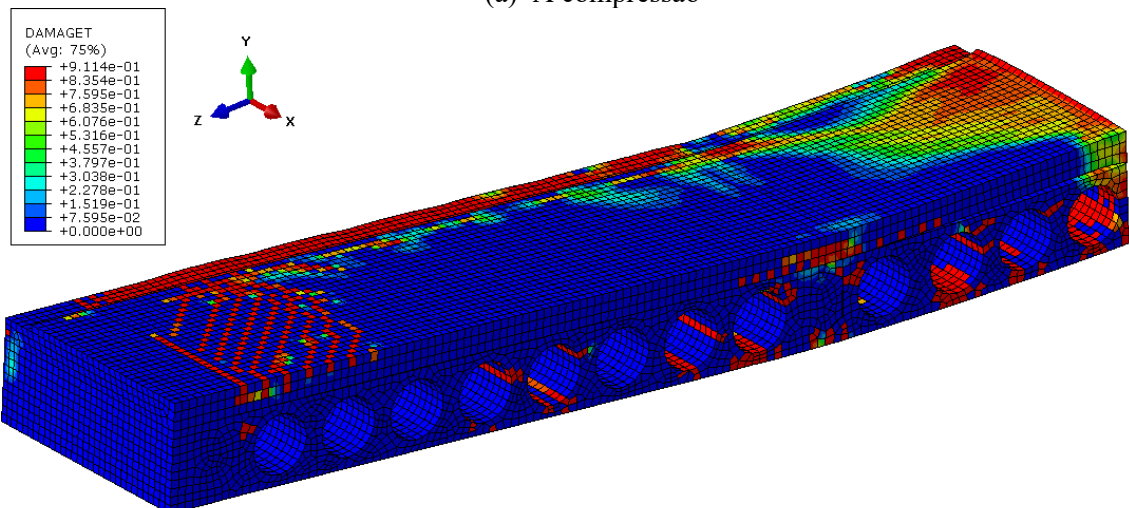
As barras de aço foram solicitadas apenas na região próxima às aberturas do perfil (meio da barra), onde os extensômetros foram posicionados no ensaio experimental, mostrando que poderia haver uma redução do comprimento dessas barras, em razão das baixas tensões na extremidade final. As barras foram incluídas no modelo para funcionarem como conectores de cisalhamento, entretanto, notou-se a partir da simulação, que elas estão sendo solicitadas também pelo momento fletor, já que as barras mais próximas do meio do vão, estão mais plastificadas, indicando ser um ponto de atenção na análise experimental.

Foi analisado também o comportamento das lajes moldada *in loco* e alveolar, através da investigação do dano à tração e à compressão. A Figura B. 3 ilustra esse comportamento.

Figura B. 3: Dano no concreto



(a) À compressão



(b) À tração

Fonte: Autora

A partir da Figura B. 3(a), pode-se constatar que ocorre esmagamento do concreto no meio do vão da laje moldada *in loco* (comprovado no ensaio experimental) e na seção de aplicação da força. Além disso, o concreto que passa pelas aberturas do perfil apresenta tensões elevadas de

compressão. Por meio da Figura B. 3(b), observa-se que as lajes alveolares apresentam fissuras na parte inferior dos alvéolos, o que ocorre também na interface entre a laje moldada *in loco* e a alveolar, como comprovado no ensaio experimental. Para o concreto, por razões econômicas, os extensômetros foram posicionados apenas no meio do vão.

Dessa forma, conclui-se que a análise numérica preliminar alcançou os objetivos previstos de definir parâmetros para a análise experimental, estimar a força máxima e auxiliar no posicionamento dos extensômetros. Essa análise apontou a necessidade de estudar com mais profundidade a conexão de cisalhamento, sendo este parâmetro avaliado experimentalmente, por meio de três modelos de conexão de cisalhamento: (I) concreto através das aberturas do perfil; (II) concreto e barras de aço através das aberturas do perfil; (III) concreto reforçado com fibras de aço e barras de aço através das aberturas do perfil.

A simulação possibilitou também estimar a força a ser aplicada nos protótipos, sendo esperado que os modelos do SCCFBHS suportassem um carregamento bastante elevado, acima de 350 kN. Além disso, previu que, caso fosse alcançada a ruptura, esta acontecesse por esmagamento do concreto na região comprimida no meio do vão, com fissuras na região tracionada das lajes alveolares, como foi comprovado experimentalmente. Por fim, como mostrado anteriormente, a distribuição de tensões ajudou a definir os locais mais solicitados e relevantes do perfil, das barras e do concreto para posicionar os extensômetros.

