UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS ESCOLA DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM GEOTECNIA, ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL

# AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FORÇA CORTANTE DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS EM PISO MISTO DE ALTURA REDUZIDA POR MEIO DE MODELAGEM COMPUTACIONAL

JEFFERSON ROSA DE SOUZA

D0241E21 GOIÂNIA 2021



### TERMO DE CIÊNCIA E DE AUTORIZAÇÃO (TECA) PARA DISPONIBILIZAR VERSÕES ELETRÔNICAS DE TESES

### E DISSERTAÇÕES NA BIBLIOTECA DIGITAL DA UFG

Na qualidade de titular dos direitos de autor, autorizo a Universidade Federal de Goiás (UFG) a disponibilizar, gratuitamente, por meio da Biblioteca Digital de Teses e Dissertações (BDTD/UFG), regulamentada pela Resolução CEPEC nº 832/2007, sem ressarcimento dos direitos autorais, de acordo com a Lei 9.610/98, o documento conforme permissões assinaladas abaixo, para fins de leitura, impressão e/ou download, a título de divulgação da produção científica brasileira, a partir desta data.

O conteúdo das Teses e Dissertações disponibilizado na BDTD/UFG é de responsabilidade exclusiva do autor. Ao encaminhar o produto final, o autor(a) e o(a) orientador(a) firmam o compromisso de que o trabalho não contém nenhuma violação de quaisquer direitos autorais ou outro direito de terceiros.

### 1. Identificação do material bibliográfico

[ X ] Dissertação [ ] Tese

#### 2. Nome completo do autor

Jefferson Rosa de Souza

#### 3. Título do trabalho

Avaliação da resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas em piso misto de altura reduzida por meio de modelagem computacional

### 4. Informações de acesso ao documento (este campo deve ser preenchido pelo orientador)

Concorda com a liberação total do documento [ ] SIM [ X ] NÃO<sup>1</sup>

[1] Neste caso o documento será embargado por até um ano a partir da data de defesa. Após esse período, a possível disponibilização ocorrerá apenas mediante:

a) consulta ao(à) autor(a) e ao(à) orientador(a);

b) novo Termo de Ciência e de Autorização (TECA) assinado e inserido no arquivo da tese ou dissertação.

O documento não será disponibilizado durante o período de embargo.

- Casos de embargo:
- Solicitação de registro de patente;
- Submissão de artigo em revista científica;
- Publicação como capítulo de livro;
- Publicação da dissertação/tese em livro.

Obs. Este termo deverá ser assinado no SEI pelo orientador e pelo autor.



Documento assinado eletronicamente por **Daniel De Lima Araujo**, **Professor do Magistério Superior**, em 28/05/2021, às 08:01, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do <u>Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de</u> 2015.



Documento assinado eletronicamente por JEFFERSON ROSA DE SOUZA, Discente, em 28/05/2021, às 08:39, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do <u>Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015</u>.



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site <u>https://sei.ufg.br/sei/controlador\_externo.php?</u> <u>acao=documento\_conferir&id\_orgao\_acesso\_externo=0</u>, informando o código verificador **2095164** e o código CRC **B028480B**.

Referência: Processo nº 23070.026078/2021-69

SEI nº 2095164



### TERMO DE CIÊNCIA E DE AUTORIZAÇÃO (TECA) PARA DISPONIBILIZAR VERSÕES ELETRÔNICAS DE TESES

### E DISSERTAÇÕES NA BIBLIOTECA DIGITAL DA UFG

Na qualidade de titular dos direitos de autor, autorizo a Universidade Federal de Goiás (UFG) a disponibilizar, gratuitamente, por meio da Biblioteca Digital de Teses e Dissertações (BDTD/UFG), regulamentada pela Resolução CEPEC nº 832/2007, sem ressarcimento dos direitos autorais, de acordo com a Lei 9.610/98, o documento conforme permissões assinaladas abaixo, para fins de leitura, impressão e/ou download, a título de divulgação da produção científica brasileira, a partir desta data.

O conteúdo das Teses e Dissertações disponibilizado na BDTD/UFG é de responsabilidade exclusiva do autor. Ao encaminhar o produto final, o autor(a) e o(a) orientador(a) firmam o compromisso de que o trabalho não contém nenhuma violação de quaisquer direitos autorais ou outro direito de terceiros.

### 1. Identificação do material bibliográfico

[X] Dissertação [] Tese [] Outro\*:\_\_\_\_\_

\*No caso de mestrado/doutorado profissional, indique o formato do Trabalho de Conclusão de Curso, permitido no documento de área, correspondente ao programa de pós-graduação, orientado pela legislação vigente da CAPES.

Exemplos: Estudo de caso ou Revisão sistemática ou outros formatos.

### 2. Nome completo do autor

Jefferson Rosa de Souza

### 3. Título do trabalho

Avaliação da resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas em piso misto de altura reduzida por meio de modelagem computacional

### 4. Informações de acesso ao documento (este campo deve ser preenchido pelo orientador)

Concorda com a liberação total do documento [X] SIM [] NÃO<sup>1</sup>

[1] Neste caso o documento será embargado por até um ano a partir da data de defesa. Após esse período, a possível disponibilização ocorrerá apenas mediante:

a) consulta ao(à) autor(a) e ao(à) orientador(a);

b) novo Termo de Ciência e de Autorização (TECA) assinado e inserido no arquivo da tese ou dissertação.

O documento não será disponibilizado durante o período de embargo.

Casos de embargo:

- Solicitação de registro de patente;

- Submissão de artigo em revista científica;

- Publicação como capítulo de livro;

- Publicação da dissertação/tese em livro.

Obs. Este termo deverá ser assinado no SEI pelo orientador e pelo autor.



Documento assinado eletronicamente por **JEFFERSON ROSA DE SOUZA**, **Discente**, em 27/03/2023, às 13:49, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no § 3º do art. 4º do <u>Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020</u>.



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site <u>https://sei.ufg.br/sei/controlador\_externo.php?</u> <u>acao=documento\_conferir&id\_orgao\_acesso\_externo=0</u>, informando o código verificador **3623803** e o código CRC **F8E79A08**.

## JEFFERSON ROSA DE SOUZA

# AVALIAÇÃO DA RESISTÊNCIA À FORÇA CORTANTE DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS EM PISO MISTO DE ALTURA REDUZIDA POR MEIO DE MODELAGEM COMPUTACIONAL

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil da Universidade Federal de Goiás para obtenção do título de Mestre em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil.

Área de Concentração: Estruturas

Orientador: Daniel de Lima Araújo, DSc.

D0241E21 GOIÂNIA 2021 Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do Programa de Geração Automática do Sistema de Bibliotecas da UFG.

So pr cc	buza, Jefferson Rosa de Avaliação da resistência à força cortante de lajes a otendidas em piso misto de altura reduzida por meic omputacional [manuscrito] / Jefferson Rosa de Souz 215 f.: il.	alveolares o de modelagem a 2021.
de er 20 lis	Orientador: Prof. Dr. Daniel de Lima Araújo. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de e Engenharia Civil e Ambiental(EECA), Programa de n Engenharia Civil - Geotecnia, Estruturas e Constru 221. Bibliografia. Apêndice. Inclui siglas, fotografias, abreviaturas, símbolos, gr ta de figuras, lista de tabelas. 1. Estrutura mista aço-concreto. 2. Slim floor. 3. La otendida. 4. Ancio flexível. 5. Modelagem computaci	Goiás, Escola Pós-Graduação ição Civil, Goiânia, ráfico, tabelas, nje alveolar
Di	aniel de Lima, orient. II. Título.	CDU 624



### UNIVERSIDADE FEDERAL DE GOIÁS

### ESCOLA DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

### ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO

Ata nº 241 da sessão de Defesa de Dissertação de Jefferson Rosa de Souza que confere o título de Mestre em Geotecnia, Estruturas e Construção Civil, na área de concentração em Estruturas.

Ao primeiro dia do mês de julho do ano de dois mil e vinte e um, a partir das 08:30, por meio de videoconferência, realizou-se a sessão pública de Defesa de Dissertação intitulada "Avaliação da resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas em piso misto de altura reduzida por meio de modelagem computacional". Os trabalhos foram instalados pelo Orientador, Professor Doutor Daniel de Lima Araújo (PPGGECON/UFG) com a participação dos demais membros da Banca Examinadora: Professora Doutora Sylvia Regina Mesquita de Almeida (PPGGECON/UFG), membra titular interna; Professora Doutora Silvana de Nardin (PPGECiv/UFSCar), membra titular externa. Durante a arguição os membros da banca não fizeram sugestão de alteração do título do trabalho. A Banca Examinadora reuniu-se em sessão secreta a fim de concluir o julgamento da Dissertação tendo sido o candidato aprovado pelos seus membros. Proclamados os resultados pelo Professor Doutor Daniel de Lima Araújo, Presidente da Banca Examinadora, foram encerrados os trabalhos e, para constar, lavrou-se a presente ata que é assinada pelos Membros da Banca Examinadora, ao primeiro dia do mês de julho do ano de dois mil e vinte e um.

### TÍTULO SUGERIDO PELA BANCA



Referência: Processo nº 23070.026078/2021-69

SEI nº 2116434

Dedico este trabalho à minha família: meu pai José, minha mãe Rosiney e minha irmã Jéssica, amo vocês!

### AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente à minha família, meu pai José Rosa, minha mãe Rosiney Rodrigues e minha irmã Jéssica Rosa. Sem vocês, realizar este sonho não teria sentido.

Ao meu orientador, professor Daniel de Lima Araújo, que me apresentou os caminhos da pesquisa acadêmica e sempre foi prestativo em explicar toda e qualquer dúvida que tive ao longo do programa. Lhe agradeço pelos ensinamentos, posso afirmar que cresci bastante com sua orientação.

Agradeço ao corpo de professores da área de Estruturas do PPG/GECON, pelo conhecimento repassado e paciência ao longo das disciplinas. Agradeço em especial à professora Renata Soares, que me apresentou a disciplina Teoria da Elasticidade e me fez ter a certeza de que queria entrar no programa de mestrado. Ao corpo técnico e administrativo do programa, obrigado pelo auxílio.

Aos meus amigos do programa, obrigado pelos ensinamentos, conversas e distrações ao longo deste período, em especial a Tairine, Lorran, Ericka Hansen, Jonathas, Eduardo e Lucas Pinheiro. Agradeço aos meus amigos da vida, Leidiane, Bruno, Victor, Allan, Vinícius, Jhonathan, Raphael, Lorena e Renan, por me ouvirem falar tanto sobre a dissertação e aguentar meu estado de tensões.

Meu grande obrigado ao Marcel Sales, pela paciência em explicar os conceitos que levei como base durante toda a pesquisa e pelas dúvidas tiradas sempre que precisei. Meu obrigado para a Ana Carolina Marques, que sempre acreditou em mim e me ajudou na preparação para a seleção do mestrado.

Por fim, à Universidade Federal de Goiás, pela disponibilização do laboratório de mecânica computacional e a todos que contribuíram de alguma forma para a confecção deste trabalho.

Maybe everyone can live beyond what they're capable of.

Markus Zusak, I Am the Messenger

### RESUMO

A associação de perfis de aço e lajes pré-fabricadas de concreto protendido se mostra uma solução competitiva como sistema estrutural, visto que ambos os elementos são industrializados, atingindo eficiência do ponto de vista estrutural e construtivo. Em um sistema de piso misto convencional, a laje se apoia sobre a mesa superior do perfil de aço e a ação mista entre os materiais é garantida por mecanismos de conexão mecânica. Já em um sistema de piso misto de altura reduzida (slim floor), a laje se apoia sobre a mesa inferior do perfil de aço, que fica incorporado na altura da laje. Nesse caso, a ação mista pode ser garantida por meio de aderência entre os materiais, pinos de concreto, barras passantes na alma do perfil de aço ou conectores de cisalhamento. O piso misto de altura reduzida possui algumas vantagens em relação ao piso misto convencional, como maior proteção dos perfis metálicos ao fogo e, principalmente, redução da altura do conjunto viga e laje. No entanto, durante a fase de dimensionamento, a resistência à força cortante das lajes alveolares sobre apoios flexíveis demanda atenção e cuidados especiais. Nesse contexto, este trabalho objetiva investigar o comportamento mecânico de sistemas slim floor, com ênfase na resistência à força cortante das lajes apoiadas em perfis de aço, por meio de modelagem computacional via Método dos Elementos Finitos. Para calibração dos modelos computacionais, foram utilizados resultados de ensaios em modelos físicos disponíveis na literatura. As simulações das lajes alveolares isoladas sobre apoio rígido e dos sistemas slim floor foram comparadas com resultados de ensaios experimentais e modelos analíticos de determinação da força cortante resistente de lajes alveolares. Os modelos computacionais representaram bem os ensaios de sistemas slim floor com lajes alveolares. Uma análise paramétrica foi realizada para avaliar a influência do preenchimento dos alvéolos das lajes e da variação da rigidez à flexão do perfil de aço. Os resultados da análise paramétrica indicam que a capacidade resistente à força cortante é marginalmente afetada pelo preenchimento dos alvéolos. No caso do emprego de lajes com alvéolos alongados, o preenchimento dos alvéolos pode reduzir a força cortante resistente da laje. A influência da flexibilidade do apoio na resistência à força cortante da laje foi bem representada por um modelo analítico disponível na literatura, fornecendo estimativas melhores de resistência que o modelo recomendado em boletins técnicos publicados pela fib (International Federation for Structural Concrete).

**Palavras-chave:** Estrutura mista aço-concreto. *Slim floor*. Laje alveolar protendida. Apoio flexível. Modelagem computacional.

## ABSTRACT

The association of steel profiles and prefabricated prestressed concrete slabs has been shown to be a competitive solution as a structural system, since both elements are industrialized, reaching efficiency from a structural and constructive point of view. In a conventional composite floor system, the slabs are supported on the top flange of the steel profile and the composite action between the materials is guaranteed by mechanical connection. In a shallow composite floor system (slim floor), the slabs are supported on the bottom flange of the steel profile, which is incorporated into the height of the slab. In this case, the composite action can be guaranteed by mechanisms of adhesion between the materials, by means of concrete pins, reinforcement bars passed in the web of the steel profile or shear connectors. Slim floor system presents various advantages with respect to the conventional composite floor, such as greater protection of the metal profiles against fire and, especially, a reduction of the beam and slab set height. However, during the design phase, the shear strength of hollow core slabs on flexible supports needs particular attention and caution. In this context, this study aims at investigating the mechanical behavior of slim floors, focusing on the shear strength of hollow core slabs supported on steel profiles, through computational modeling via the Finite Element Method. To calibrate the computational models, test results on physical models available in the literature have been used. Numerical simulations of isolated hollow core slabs supported on rigid support and slim floor systems were compared with experimental test results, and analytical models for prediction of the resistant shear force. The computational models wellreproduced the tests of slim floor systems with hollow core slabs. A parametric analysis was carried out to evaluate the influence of the core filling of the slabs and the variation of flexural stiffness of the steel profile. The results of the parametric analysis indicate that the shear strength is marginally affected by the filling of the cores. In the case of the use of slabs with oblong-shaped openings, the filling can reduce the shear strength of the slab. The influence of support flexibility on the shear strength of the slab was well represented by an analytical model available in the literature, providing better strength prediction than the model recommended in technical bulletins published by *fib* (International Federation for Structural Concrete).

**Keywords**: Steel-concrete composite structure. Slim floor. Prestressed hollow core slab. Flexible support. Computational modeling.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Seções transversais de piso misto: (a) convencional e (b) de altura reduzida45
Figura 1.2 – Componentes da construção <i>slim floor</i> com lajes alveolares. Fonte: Adaptado de
Roggendorf (2010)
Figura 1.3 - Piso misto de altura reduzida deformado. Fonte: Adaptado de Roggendorf
(2010)
Figura 2.1 – Esquema de carregamento de piso misto de altura reduzida da pesquisa de Pajari
e Koukkari. Fonte: Adaptado de Pajari e Koukkari (1998)51
Figura 2.2 – Tipos de (a) perfis IFB utilizados nos ensaios e (b) seções transversais das lajes
alveolares: MV5/265 e VMM-VSD 25 (cotas em milímetros). Fonte: Adaptado de Hegger,
Roggendorf e Kerkeni (2009)53
Figura 2.3 – Esquema de ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes
isoladas em apoios rígidos. Fonte: Adaptado de Hegger, Roggendorf e Kerkeni (2009) 54
Figura 2.4 - Esquema de ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes
alveolares em apoios flexíveis. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)55
Figura 2.5 – Esquema de (a) ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes
alveolares em apoios flexíveis e (b) modelo de elementos finitos de uma seção do piso misto
de altura reduzida (com laje MV5/265). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 2.6 – Relação $v_{flex}/v_{rig}$ da laje MV5/265 para diferentes rigidezes à flexão. Fonte:
Adaptado de Hegger, Roggendorf e Teworte (2010)
Figura 2.7 – Seções transversais da laje alveolar e perfil metálico e dimensões do conector de
cisalhamento (dimensões em mm). Fonte: Adaptado de Souza, Kataoka e El Debs (2017)58
Figura 2.8 - Modelo computacional do ensaio de cisalhamento direto. Fonte: Adaptado de
Souza, Kataoka e El Debs (2017)59

Figura 2.9 – Modelo físico para ensaio de cisalhamento direto Fonte: Adaptado de Coldebella (2019)
Figura 2.10 – Componentes do sistema <i>slim floor</i> . Fonte: Adaptado de Mullett (1992) 61
Figura 2.11 – Seção transversal de lajes alveolares sobre apoios: (a) apoios rígidos e (b) vigas deformadas devido ao carregamento. Fonte: Hicks e Lawson (2003)
Figura 2.12 – Seção transversal de um piso misto de altura reduzida com (a) perfil SFB e (b) perspectiva do perfil ASB. Fonte: Hicks e Lawson (2003) e Rackham, Hicks e Newman (2006)
Figura 2.13 – Tipos de piso de altura reduzida abordados pela publicação 342 do SCI: (a) tipo 1, sem capa de concreto e (b) tipo 2, com capa de concreto. Fonte Adaptado de Rackham, Hicks e Newman (2006)
Figura 3.1 – Típica seção transversal considerando conexão total. Fonte: Adaptado de Mullett (1992)
Figura 3.2 – Geometria da viga mista revestida. Fonte: Adaptado de De Nardin e El Debs (2009)
Figura 3.3 – Seções das extremidades das lajes alveolares e posicionamento das barras transversais. Fonte: Adaptado de Rackham, Hicks e Newman (2006)
Figura 3.4 – Limitações geométricas e premissas da largura efetiva para o comportamento conjunto da construção do tipo 2 no estado limite de utilização. Fonte: Adaptado de Rackham, Hicks e Newman (2006)
Figura 3.5 – Vigas mistas: sem a mesa superior (à esquerda) e de construção <i>slim floor</i> (à direita). Fonte: Breuninger (2001)
Figura 3.6 – Força cortante longitudinal: (a) ao longo da superfície interna da viga metálica. Fonte: Adaptado de Barros (2011)
Figura 3.7 – Tipo de perfis IFB

Figura 3.8 – Tipos de seções transversais de pilares mistos: (a) totalmente revestido e (b) parcialmente revestido. Fonte: NBR 8800 (ABNT, 2008)
Figura 3.9 – Forças de atrito adicionais devido à conectores. Fonte: Adaptado de NBR 8800 (ABNT, 2008)
Figura 3.10 – Parâmetros geométricos da seção transversal da laje e da altura do ponto crítico. 
Figura 3.11 – Componentes de tensão na nervura de lajes alveolares sobre apoio flexível. Fonte: Adaptado de FIB (2000)
Figura 3.12 – Representação do (a) fluxo e tensão de cisalhamento na seção transversal de uma laje alveolar e (b) fissuração nas juntas entre lajes, concreto moldado no local e viga de apoio. Fonte: Adaptado de FIB (2000)
Figura 3.13 – Seção transversal crítica na laje sobre apoio flexível. Fonte: Adaptado de FIB (2000)
Figura 3.14 – Seção transversal composta usada no cálculo da tensão de cisalhamento horizontal τ <sub>2</sub> . Fonte: Adaptado de FIB (2000)
Figura 3.15 – Tensões nas interfaces de contato com a laje alveolar. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 3.16 – Solicitações e tensões na seção transversal da laje alveolar devido à resultante horizontal $R_c$ e ao carregamento variável V. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 3.17 – Viga Vierendeel com carga linear uniformemente distribuída. Fonte: Roggendorf (2010)
Figura 3.18 – Estruturas de barra para idealizar a seção transversal da laje. Fonte: Roggendorf (2010)
Figura 3.19 – Cálculo da rigidez equivalente <i>EI</i> <sub>sl,q</sub> das lajes alveolares. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)

Figura 4.1 – Geometria do (a) ensaio de cisalhamento segundo DIN EN 1168 (DIN, 2011) e
(b) seção transversal das lajes alveolares. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010) 100
Figura 4.2 - Malha das lajes isoladas sobre apoios rígidos modeladas no ABAQUS. Fonte:
Adaptado de Roggendorf (2010) 101
Figura 4.3 – Curva força cortante-deslocamento obtida dos ensaios e da modelagem
computational no ABAQUS para as lajes $MV5/265$ (a) e VMM-VSD 25 (b). Fonte: Adaptado
de Roggendorf (2010)
Figura 4.4 – Elemento sólido HX24L. Fonte: TNO (2016) 103
Figura 4.5 – Elemento de treliça L2TRU. Fonte: TNO (2016) 104
Figura 4.6 – Elemento de interface L12IF. Fonte: Adaptado de TNO (2016) 104
Figura 4.7 – Seção transversal de fábrica e modelada no DIANA da lajes MV5/265 e VMM-
VSD 25. Fontes: Roggendorf (2010) e Autor (2021) 104
Figura 4.8 – Malhas com (a) 300 mm, (b) 150 mm, (c) 100 mm, (d) 75 mm, (e) 50 mm, (f) 30
mm e (g) 25 mm de comprimento na direção longitudinal (eixo y) dos elementos na região
entre apoios
Figura 4.9 – Curva dimensão longitudinal dos elementos <i>versus</i> deslocamento vertical 107
Figura 4.10 – Malha das lajes isoladas sobre apoio rígido modeladas no DIANA: (a)
MV5/265 e (b) VMM-VSD 25
Figura 4.11 – Algumas curvas de funções de abrandamento. Fonte: Adaptado de TNO (2016).
Figura 4.12 – Função parabólica de compressão do concreto. Fonte: TNO (2016) 112
Figura 4.13 – Função constante de retenção do cisalhamento após fissuração. Fonte: TNO
(2016)
Figura 4.14 – Critério de resistência: (a) Tresca e (b) Von Mises. Fonte: TNO (2016) 114

Figura 4.15 – Curvas de resistência ao escorregamento em função do deslizamento relativo na interface. Fonte: TNO (2016)
Figura 4.16 – Função cúbica adaptada de Dörr (1980). Fonte: Adaptado de TNO (2016)118
Figura 4.17 – Sets da malha da laje MV5/265: aba lateral (cinza) e cordoalha inferior com interface associada (vermelho)
Figura 4.18 – Condições de apoio e carregamento em uma das extremidades do modelo da laje MV5/265
Figura 4.19 – Valores de $\beta$ determinado pelos modelos computacionais no DIANA
Figura 4.20 – Seções transversais das lajes alveolares avaliadas (valores em milímetros)122
Figura 4.21 – Curva força cortante-deslocamento das simulações no DIANA da laje MV5/265
Figura 4.22 – Curva força cortante-deslocamento das simulações no DIANA da laje VMM- VSD 25
Figura 4.23 – Padrões de ruína dos testes da laje MV5/265 (a) e da laje VMM-VSD 25 (b). Fonte: Roggendorf (2010)
Figura 4.24 – Padrão de fissuração na ruína do modelo computacional da laje MV5/265 (valores em milímetros)
Figura 4.25 – Padrão de fissuração na ruína do modelo computacional da laje VMM-VSD 25 (unidade de fissuras em milímetros)
Figura 5.1 – Esquema de ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes alveolares em apoios flexíveis (dimensões em mm). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010). 
Figura 5.2 – Dimensões dos perfis IFB: (a) perfil utilizado em conjunto com laies MV5/265 e

Figura 5.2 – Dimensões dos perfis IFB: (a) perfil utilizado em conjunto com lajes MV5/265 e (b) perfil utilizado com lajes VMM-VSD 25. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010). ...... 131

Figura 5.3 – Pontos de medição de deslocamentos e deformações do Piso 1 (cotas em centímetros). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.4 – Pontos de medição de deslocamentos e deformações do Piso 2 (cotas em centímetros). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.5 – Esquema de medição de expansão transversal das lajes alveolares. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.6 – Esquema de medição dos deslocamentos horizontais do perfil IFB e das lajes. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.7 – Medição dos deslocamentos nas juntas entre lajes alveolares. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.8 – Medição do deslocamento vertical relativo entre a laje alveolar e a mesa inferior do perfil IFB. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.9 – Medição das deformações do perfil IFB. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010). 
Figura 5.10 – Elemento de interface Q24IF. Fonte: TNO (2016) 136
Figura 5.11 – Perspectiva (a) do modelo completo e indicação de simetrias e (b) seções transversais de lajes e perfis metálicos (Piso 2 - VMM-VSD 25)
Figura 5.12 – Visão geral do concreto moldado no local no modelo do Piso 2 138
Figura 5.13 – Esquema indicativo de interfaces entre perfil IFB, concreto de preenchimento e lajes
Figura 5.14 – Representação das interfaces entre elementos sólidos no modelo do Piso 1 140
Figura 5.15 – Representação das interfaces entre elementos sólidos no modelo do Piso 2 140
Figura 5.16 – Critério de atrito de Coulomb. Fonte: TNO (2016) 143
Figura 5.17 – Carregamento e condições de contorno dos modelos computacionais do piso misto

Figura 5.18 – Deslocamento vertical D1 no perfil IFB do Piso 1
Figura 5.19 – Deslocamento vertical D5/D6 no perfil IFB do Piso 1
Figura 5.20 – Deformação transversal das lajes no Piso 1
Figura 5.21 – Deslocamentos horizontais H1 e H2 e deslizamentos relativos H3 e H4 no Piso 1
Figura 5.22 – Medição do deslocamento vertical relativo entre laje e mesa do perfil no Piso 1. 
Figura 5.23 – Medição da expansão longitudinal do perfil IFB do Piso 1 em 1/4 do vão (LI3/LI6) e no meio do vão (LI4/LI7)
Figura 5.24 – Medição da deformação transversal da mesa inferior do perfil IFB do Piso 1.152
Figura 5.25 – Panorama de fissuração da face inferior do modelo experimental do Piso 1. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.26 – Panorama de fissuração do modelo computacional do Piso 1
Figura 5.27 – Configuração deformada do modelo do Piso 1: (a) deslocamento vertical e (b) panorama de fissuração no último passo de convergência
Figura 5.28 – Deslocamento vertical D1 no perfil IFB do Piso 2
Figura 5.29 – Deslocamento vertical D5/D6 no perfil IFB do Piso 2
Figura 5.30 – Deslocamentos horizontais H1 e H2 e deslizamentos relativos H3 e H4 no Piso 2
Figura 5.31 – Deslocamento vertical relativo entre laje e mesa do perfil do Piso 2
Figura 5.32 – Deformação longitudinal do perfil IFB do Piso 2 em 1/4 do vão (LI3/LI6)158
Figura 5.33 – Deformação longitudinal do perfil IFB do Piso 2 no meio do vão (LI4/LI7). 159
Figura 5.34 – Deformação transversal da mesa de tração do perfil IFB do Piso 2

Figura 5.35 – Deslocamento horizontal nas juntas entre lajes do Piso 2 160
Figura 5.36 – Padrão de fissuração das vistas inferiores do modelo experimental. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010)
Figura 5.37 – Padrão de fissuração das vistas inferiores do modelo computacional do Piso 2.
Figura 5.38 – Apresentação da configuração deformada do modelo do Piso 2 para (a) deslocamento vertical e (b) fissuração no último passo de convergência
Figura 6.1 – Variáveis avaliadas na análise paramétrica dos modelos computacionais 169
Figura 6.2 – Curva força cortante-deslocamento vertical dos modelos M1, M1-Ia e M1-Ib. 171
Figura 6.3 – Curva força cortante-deslocamento vertical dos modelos M2, M2-Ia e M2-Ib. 172
Figura 6.4 – Comparação dos valores computacionais com as previsões analíticas em função do preenchimento dos alvéolos
Figura 6.5 – Padrões de fissuração nos modelos computacionais do Piso 1 (valores em milímetros)
Figura 6.6 – Padrões de fissuração nos modelos computacionais do Piso 2 (valores em milímetros)
Figura 6.7 – Curva força cortante-deslocamento vertical dos modelos M1 e M2 do grupo II. 
Figura 6.8 – Fissuração na nervura central da laje MV5/265 sobre apoio rígido (valores em milímetros)
Figura 6.9 – Fissuração na nervura central da laje VMM-VSD 25 sobre apoio rígido (valores em milímetros)
Figura 6.10 – Influência da taxa $S_{cp}/I_y$ na força cortante segundo o modelo de Yang (1994).

Figura 6.11 – Diagrama de tensão normal no perfil IFB para os modelos do Piso 1 e Piso 2.
Figura 6.12 – Curva força cortante-deslocamento vertical para os modelos do grupo III do
Piso 1
Figura 6.13 – Curva forca cortante-deslocamento vertical para os modelos do grupo III do
Piso 2
Figura 6.14 – Força cortante resistente <i>versus</i> rigidez do perfil IFB estimada da modelagem
computacional e pelo modelo da <i>fib</i> (FIB, 2000)
Figura 6.15– Forca cortante resistente <i>versus</i> rigidez do perfil IFB estimada da modelagem
computacional e pelo modelo de Roggendorf (2010)

## LISTA DE TABELAS

Гabela 3.1 – Resultantes na seção mista. Fonte: Souza (2016)	69
Γabela 3.2 – Módulo plástico da viga mista parcialmente revestida. Fonte: Souza (2016)	70
Tabela 3.3 – Largura efetiva $b_{eff,0}$ em mm, para vigas com vão $L_0 = 5$ m. Fonte: Adaptado	o de
FIB (2000)	85
Γabela 3.4 – Fator $\beta_f$ . Fonte: Adaptado de FIB (2000)	87
Tabela 4.1 – Compilação dos dados das lajes alveolares modeladas por Roggendorf (20	)10)
adaptado pelo autor)	102
Fabela 4.2 – Deslocamento no nó localizado na linha de ação da força aplicada	107
Fabela 4.3 – Parâmetros de modelagem dos elementos de concreto	113
Fabela 4.4 – Parâmetros de modelagem dos elementos de aço	115
Fabela 4.5 – Parâmetros de modelagem das interfaces.	119
Fabela 4.6 – Parâmetros para previsão analítica da força cortante resistente segundo equaç	ções
le Yang (1994)	123
Tabela 4.7 – Valores máximos, mínimos e médios da resistência à força cortante obtida	dos
ensaios, da previsão analítica e da modelagem computacional no DIANA	126
Fabela 5.1 – Compilação de dados dos sistemas slim floor ensaiados por Roggendorf (20	)10)
adaptado pelo autor)	130
Fabela 5.2 – Parâmetros de modelagem do concreto moldado no local.	141
Fabela 5.3 – Parâmetros de modelagem do aço do perfil IFB.	142
Tabela 5.4 – Parâmetros de modelagem dos elementos de interface entre sólidos no Piso	1 –
MV5/265	143

Tabela 5.5 – Parâmetros de modelagem dos elementos de interface entre sólidos no Piso 2 –
VMM-VSD 25
Tabela 5.6 - Valores de força cortante última da laje de extremidade e deslocamento no meio
do perfil IFB do Piso 1
Tabela 5.7 - Valores de força cortante última da laje de extremidade e deslocamento no meio
do perfil IFB do Piso 2
Tabela 5.8 - Comparação da resistência à força cortante da laje alveolar sobre apoio flexível
da modelagem computacional e da previsão analítica163
Tabela 5.9 - Resistência à força cortante da laje alveolar e deslocamento vertical do piso
obtidos dos ensaios de Roggendorf (2010) e da modelagem computacional no DIANA 165
Tabela 6.1 – Modelos computacionais da análise paramétrica
Tabela 6.2 – Valores da resistência à forca cortante dos modelos computacionais do grupo Le
de maximão polos modelos enelíticos
da previsão pelos modelos anámicos 1/3
Tabela 6.3 – Força cortante resistente dos modelos computacionais de piso misto ( $V_{model}$ ) e
forca cortante resistente decorrente da plastificação da viga parcialmente revestida $(V_{rl})$ 181
Tabela 6.4 – Força cortante resistente e deslocamento em função da rigidez da viga de apoio.
Tabela 6.5 - Comparação dos valores de força cortante resistente da laje alveolar obtidos da
modelagem e da previsão analítica

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Associação Brasileira de Normas Técnicas
Asymmetric Slimflor Beam
American Welding Society
British Standard
British Standard European Norm
Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
Concrete Damaged Plasticity
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing the European Committee for Standardization
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing the European Committee for Standardization Deutsches Institut für Normung European Norm
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing the European Committee for Standardization Deutsches Institut für Normung European Norm European code/standards
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing the European Committee for Standardization Deutsches Institut für Normung European Norm European code/standards Fédération internationale du béton ou International Federation for Structural
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing the European Committee for Standardization Deutsches Institut für Normung European Norm European code/standards Fédération internationale du béton ou International Federation for Structural the Japan Society of Civil Engineers
the Euro-International Committee for Concrete / the International Federation ing the European Committee for Standardization Deutsches Institut für Normung European Norm European code/standards Fédération internationale du béton ou International Federation for Structural the Japan Society of Civil Engineers Método dos Elementos Finitos

SCI The Steel Construction Institute

# LISTA DE SÍMBOLOS

### Símbolos romanos:

а	distância entre os conectores paralelos à força
$a_r$	distância entre os conectores e estribos verticais à força
A	área da seção transversal do perfil de aço
A	fator de modificação relacionado ao posicionamento da conexão
$A_{cs}$	área da seção transversal do conector
$A_{cp}$	área acima do ponto crítico
$A_p$	área da seção transversal da chapa
$A_p / A_c$	relação entre a área da seção transversal das cordoalhas pela área da seção
transversal da	laje alveolar
<i>A</i> <sub>sv</sub> / <i>S</i>	área da seção transversal da armadura da capa por comprimento de viga
b	largura da mesa do perfil de aço
$b_c$	largura da mesa inferior sem a alma
$b_{cr}$	comprimento crítico
$b_p$	largura da chapa soldada
$b_{\scriptscriptstyle e\!f\!f}$	largura efetiva na seção crítica
$b_{e\!f\!f,0}$	parâmetro empírico para cálculo da largura efetiva
$b_{sl}$	largura da laje

$b_{w}, b_{w.j}$	largura de uma alma da laje		
$b_{\scriptscriptstyle W,sl}$	soma das larguras das nervuras		
B <sub>e</sub>	largura efetiva da laje de concreto		
С	Parâmetro da curva de Dörr		
d	diâmetro do conector		
$d_{c}$	altura comprimida do elemento de concreto		
$dt^0$	valor deslizamento de referência da curva de Dörr		
dNp / dx	gradiente da força de protensão efetiva		
D <sub>11</sub>	módulo de rigidez normal da interface		
$D_{22}$	módulo de rigidez tangencial da interface		
e centroide da la	excentricidade do ponto de aplicação da força de protensão em relação ao ije		
<i>e</i> <sub>0</sub>	distância do eixo do centroide da seção transversal composta até a fibra		
inferior da viga sem considerar a capa de concreto			
<i>e</i> <sub>0+top</sub>	distância do eixo do centroide da seção transversal composta até a fibra		
inferior da viga considerando a capa de concreto			
$e_f$	distância do centroide da mesa superior ao centroide de toda a seção		
transversal composta com capa de concreto			
$e_{hc,t}$	distância do centroide da mesa superior da laje até o centroide da seção		

transversal composta de concreto, excluindo a capa

 $E, E_b$ módulo de elasticidade do aço

$E_{c}$ , $E_{hc}$	módulo de elasticidade da laje alveolar
$(E_{hc}A)_0$	rigidez axial da seção composta sem capa de concreto
$(E_{hc}A)_{0+top}$	rigidez axial da seção composta com capa de concreto
$(E_{hc}A)_f$	rigidez axial de toda a mesa superior, incluindo a capa de concreto
$(E_b I)_0$	rigidez à flexão da seção composta sem capa de concreto
$(E_b I)_{0+top}$	rigidez à flexão da seção composta com capa de concreto
$EI_b$	rigidez à flexão da seção transversal da viga
$EI_{sl,q}$	rigidez à flexão da seção transversal da laje
$(\mathbf{E},\mathbf{C})$	

 $(E_{hc}S)_{hc,t}$  momento estático da seção transversal composta relativa à mesa superior das lajes, sem capa de concreto

 $(E_{hc}S)_f$  momento estático da seção transversal composta relativa à mesa superior das lajes, com capa de concreto

f	fator de forma para lajes com espessura superior à 400 mm
$f_c$	resistência à compressão
$f_{ck}$	resistência característica do concreto à compressão
$f_{ck,top}$	resistência característica à compressão do concreto da capa
$f_{cm}$	resistência média à compressão
$f_{ct}$	resistência à tração do concreto
$f_{ctk}$	resistência característica à tração do concreto
$f_{ctm}$  resistência axial média à tração do concreto da laje alveolar

 $f_{sb}$  resistência média ao cisalhamento na interface aço-concreto em torno da mesa superior e da alma

$f_t$	resistência à tração
$f_{ucs}$	resistência à ruptura do aço do conector
$f_{_{yk}}$	resistência característica à tração da armadura da capa
$f_y$	tensão de escoamento do aço
F <sub>sb</sub>	força de cisalhamento longitudinal
$g_k$	peso próprio das lajes alveolares somado ao peso próprio das juntas
$G_{c}$	energia de fraturamento à compressão
$G_{_f}$	energia de fraturamento à tração
h	largura de banda da fissuração
$h_{cp}$	distância do ponto crítico à fibra inferior da laje
$h_{hc,t}$	espessura da mesa superior da laje alveolar
$h_{e\!f\!f}$	altura efetiva da seção de aço
$h_{sl,fl}$	espessura média das mesas das lajes tomada como $h_{sl,fl} = (h_{sl,top} + h_{sl,bot})/2$
$h_{top}$	espessura da capa de concreto na área de apoio
I <sub>sl</sub>	momento de inércia da seção transversal da laje alveolar
k <sub>n</sub>	constante linear elástica

$$k_v$$
 fator empírico dado por  $k_v = 1 + \beta_f \frac{L_b^3 E I_{sl,q}}{E I_b b_{sl}^3}$ 

$$k_{y,c} \qquad \text{fator dado por } k_{y,c} = \frac{1}{3} \frac{3b_{sl}b_{w,j}^{3} + 2nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3}}{n(2b_{sl}b_{w,j}^{3} + nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3})}$$

$$k_{z,c}$$
 fator dado por  $k_{z,c} = \frac{1}{2} \frac{h_{sl,eff}}{b_{sl}}$ 

- $l_f$  profundidade de preenchimento do alvéolo
- $l_{f,0}$  altura do alvéolo em milímetros
- *l*<sub>pt2</sub> comprimento de transmissão de protensão

$$l_x$$
 distância ao ponto crítico

$$L, L_b$$
 vão da viga de apoio

- $L_{cf}$  distância em metros entre dois pontos de momento nulo na viga
- $L_{mid-crit}$  distância entre o meio da laje e a seção transversal crítica
- $L_{supp,hc}$  comprimento do apoio da laje
- *m* número de nervuras na seção transversal da laje alveolar
- *M* momento fletor
- $M_{Rd,pl}$  momento de plastificação total
- *n* quantidade de alvéolos em uma seção transversal da laje
- $N_p$  força de protensão aplicada
- $P_{0.sup} / P_{0.inf}$  força de protensão superior e inferior

$q_k$	carregamento variável		
$Q_{\scriptscriptstyle Rd}$	força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento		
$Q_{\scriptscriptstyle Rd}$	capacidade resistente dos conectores soldados na alma		
$R_c$	força resistente do concreto comprimido		
$R_{g}$	coeficiente para consideração do efeito de atuação de grupos de conectores		
$R_p$	coeficiente para consideração da posição do conector		
$R_p$	força resistente da chapa de aço soldada		
$R_s$	força resistente do perfil		
S	distância entre estribos em mm		
$S_{cp}$	momento estático em relação ao ponto crítico		
S <sub>sl</sub>	momento estático da seção transversal da laje alveolar em relação ao eixo do		
centroide da la	ije		
t <sub>n</sub>	resistência normal da interface		
$t_s, t_t$	resistências ao cisalhamento da interface		
t <sub>w</sub>	espessura da alma		
u	vetor deslocamento da estrutura		
v	fluxo de cisalhamento		
V	carregamento variável		
$V_{comp}$	força cortante transversal assumida como distribuída uniformemente após a		
comportamento conjunto			

 $V_{d,g,slab}$  força cortante de cálculo na seção transversal crítica devido ao carregamento permanente na laje alveolar

 $V_{d,imp}$  força cortante de cálculo na seção transversal crítica devido ao carregamento imposto na laje alveolar

$V_{R,bw}$	força cortante resistente da laje alveolar sobre apoio flexível
$V_s$	força cortante resistente da laje alveolar
$V_{x,imp}$	força cortante de cálculo agindo na viga devido ao carregamento imposto
$V_{x,top}$ armado	força cortante agindo na viga devido ao peso próprio da capa de concreto
$V_z$	força cortante na equação de Yang (1994)
X <sub>cp</sub>	distância ao ponto crítico
у, У <sub>рп</sub>	linha neutra plástica
<i>Y</i> <sub>t</sub>	altura tracionada da viga
Z.	distância do centroide ao ponto crítico da laje

#### Símbolos gregos:

α fator que leva em consideração a transferência da força de protensão na seção transversal crítica

 $\alpha_l$  fator que leva em consideração um aumento linear na força de pré-tensão dentro do comprimento de transmissão  $l_{bpd}$ 

 $\alpha_{comp}$  fator iterativo de proporção entre a força cortante após  $V_{comp}$  e a força cortante resistente, dado por  $\alpha_{comp} = V_{comp} / V_{R,bw}$ 

$\alpha_{_p}$	coeficiente que leva em consideração o comportamento linear de $\tau_{cp}$ na área
comprimento	de transmissão: $\alpha_p = 2 \cdot (h_{sl} + 2a) / l_{bpd}$
β	ângulo da fissura crítica de cisalhamento nas equações de Yang (1994)
β	coeficiente de retenção ao cisalhamento
$oldsymbol{eta}_{f}$	fator de correção que considera o preenchimento dos alvéolos
$eta_{\scriptscriptstyle top}$	fator de correção que considera a presença de capa de concreto
$\gamma_{g}$	coeficiente de majoração do carregamento permanente
${\mathcal Y}_p$	fator de segurança para força de protensão
${\mathcal Y}_q$	coeficiente de majoração do carregamento variável
$\gamma_{cs}$ , $\gamma_{v}$	coeficiente de ponderação da resistência do conector
$\Delta u_n$	deslocamento relativo normal
$\Delta u_t$	deslocamento relativo ao cisalhamento
δ	fator que considera a posição da cordoalha em relação ao centroide da laje
μ	coeficiente de atrito
V	coeficiente de Poisson
$\sigma_1, \sigma_x$	tensão normal devida à força de protensão efetiva
$\sigma_{_p}$	tensão de protensão após perdas em 50 anos
$\sigma_{_{p0,sup}}$ / $\sigma_{_{p0,inf}}$	tensão de protensão superior e inferior
$\sigma_{_{p,cr}}$	tensão de protensão na seção transversal crítica

do

- $\sigma_{ps}$  tensão principal de tração
- $\tau_{zx}$  tensão de cisalhamento horizontal
- $\tau_1$  tensão devida à força de cisalhamento vertical

 $au_2$  tensão devida ao fluxo de cisalhamento na direção transversal causada pelo carregamento variável

 $au_{2,top}$  tensão de cisalhamento devido ao peso da capa de concreto

 $\tau_{2,imp}$  tensão de cisalhamento devido ao carregamento variável

 $au_{cp}$  tensão de cisalhamento da introdução da força de protensão calculada pelo comprimento de transmissão  $l_{bnd}$ 

 $\tau_{xz,c}$ ,  $\tau_{zy,c}$  tensões de cisalhamento transversais

## SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO45
1.1. JUSTIFICATIVA
1.2. OBJETIVOS
1.3. METODOLOGIA
CAPÍTULO 2 REVISÃO DA LITERATURA51
2.1. REVISÃO DA LITERATURA CIENTÍFICA51
2.2. REVISÃO DA LITERATURA TÉCNICA61
2.2.1. Indicações do SCI – The Steel Construction Institute
2.2.2. Considerações da <i>fib</i> (FIB, 2000) sobre lajes alveolares sobre apoios flexíveis
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO67
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO
<ul> <li>CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO</li></ul>
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE         ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE         ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO
CAPÍTULO 3 CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE         ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO

	3.3.2.1.	Avaliação da tensão de cisalhamento vertical $\tau_1$	3
	3.3.2.2.	Avaliação da tensão de cisalhamento horizontal $\tau_2$	4
3.3	6.3. Mo	delo analítico de Roggendorf (2010) 8	9
CAPÍT APOIO	ULO 4 1 RÍGID	MODELAGEM COMPUTACIONAL DE LAJE ALVEOLAR SOBRI )	E 9
4.1.	DESCH	RIÇÃO DO MODELO FÍSICO 10	0
4.2.	ELEM	ENTOS FINITOS 10	3
4.3.	MALH	A 10	4
4.4.	MODE	LOS CONSTITUTIVOS 10	9
4.4	.1. Co	ncreto	9
4.4	.2. Aç	)	4
4.4	.3. Int	erface	5
4.5.	CARR	EGAMENTO, ANÁLISE E MÉTODO DE SOLUÇÃO 11	9
4.6.	PREVI	SÃO ANALÍTICA 12	1
4.7.	ANÁLI	SE DOS RESULTADOS12	3
CAPÍT APOIO	ULO 5 I FLEXÍ	MODELAGEM COMPUTACIONAL DE LAJE ALVEOLAR SOBRI VEL12	E 9
5.1.	DESCH	LIÇÃO DO MODELO FÍSICO 12	9
5.2.	ELEM	ENTOS FINITOS E MALHA13	6
5.3.	MODE	LOS CONSTITUTIVOS14	1
5.4.	CARR	EGAMENTO, ANÁLISE E MÉTODO DE SOLUÇÃO 14	4
5.5.	ANÁLI	SE DE RESULTADOS 14	6

5.5.1. Piso 1 – Laje MV5/265146
5.5.2. Piso 2 – Laje VMM-VSD 25154
5.6. PREVISÃO ANALÍTICA163
5.7. CONCLUSÕES SOBRE A MODELAGEM164
CAPÍTULO 6 ANÁLISE PARAMÉTRICA167
6.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS167
6.2. DESCRIÇÃO DOS MODELOS169
6.3. ANÁLISE DE RESULTADOS171
6.3.1. Influência do preenchimento dos alvéolos171
6.3.2. Influência da variação da rigidez do perfil IFB180
6.4. CONCLUSÕES SOBRE A ANÁLISE PARAMÉTRICA190
CAPÍTULO 7 CONCLUSÕES193
REFERÊNCIAS195
APÊNDICE A REVISÃO SISTEMÁTICA199
APÊNDICE B DIMENSIONAMENTO À FORÇA CORTANTE DAS LAJES SOBRE
APOIO RÍGIDO
APÊNDICE C DIMENSIONAMENTO À FORÇA CORTANTE DAS LAJES SOBRE
APOIO FLEXÍVEL

# CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO

Estruturas compostas são caracterizadas pela união de elementos de materiais diferentes trabalhando em conjunto por meio de conexão mecânica, responsável pela transferência de esforços entre eles. Quando devidamente dimensionadas, elas fazem uso do melhor desempenho de cada material perante os esforços solicitantes além de promover soluções atrativas do ponto de vista estrutural e estético.

A NBR 8800 (ABNT, 2008) conceitua estruturas mistas de aço e concreto como sendo aquelas formadas por componentes de aço e de concreto, armado ou não, trabalhando em conjunto e aponta que os elementos estruturais mistos previstos são vigas, pilares e lajes. Os elementos de concreto, que apresentam vantagens como bom comportamento à compressão, facilidade de moldagem e resistência ao fogo, são combinados com elementos de aço, que apresentam elevada resistência mecânica, comportamento dúctil e alto grau de industrialização.

A associação de lajes de concreto apoiando-se em vigas de aço é amplamente chamada de piso misto na literatura. Os pisos mistos podem ser classificados como convencionais, nos quais a laje se apoia sobre a mesa superior do perfil, ou como pisos mistos de altura reduzida, nos quais a laje é apoiada sobre a mesa inferior do perfil. As seções transversais dos dois sistemas são mostradas na Figura 1.1.





Ao contrário dos pisos mistos convencionais, que contam com procedimentos já consolidados em normas e pesquisas, não há normatização nacional acerca de pisos mistos de altura reduzida. Comparada à solução convencional, os pisos mistos de altura reduzida apresentam vantagens como maior proteção ao fogo do perfil metálico e redução da altura final do piso, já que a laje fica embutida na altura da viga, além de facilitar em aspectos construtivos e estéticos, como instalação de sistemas complementares e forros.

Os pisos mistos de altura reduzida, também denominados como *slim floor*, podem ser compostos pela associação de diversos tipos de perfis de aço e de lajes. Os perfis metálicos podem ser laminados, soldados ou conformados a frio e contam com diversas seções transversais (simétricas e assimétricas) de alma cheia ou com aberturas (perfis alveolares). Já as lajes de concreto podem ser maciças, lajes mistas (com fôrma de aço incorporada), lajes alveolares pré-fabricadas de concreto protendido (Figura 1.2), entre outras.





Um tipo comum de construção *slim floor* consiste em lajes pré-fabricadas alveolares de concreto protendido apoiadas na mesa inferior das vigas de aço. Devido à rápida montagem de estruturas de aço e ao uso de elementos de concreto pré-fabricados, prazos de construção mais curtos e um alto nível de qualidade podem ser alcançados. Além disso, o emprego de lajes alveolares reduz a carga de peso próprio da estrutura, o que afeta positivamente o projeto dos pilares e fundações (HEGGER; ROGGENDORF; KERKENI, 2009).

Segundo Hicks e Lawson (2003), as lajes alveolares pré-fabricadas de concreto utilizadas com vigas de aço em pisos mistos de altura reduzida tem altura que varia de 150 a 260 milímetros, com alvéolos circulares ou alongados. Em se tratando de sistemas *slim floor*, deve-se garantir

o comportamento conjunto mediante concreto moldado no local e mecanismos de conexão mecânica nas interfaces entre os elementos. Para tanto, pode-se utilizar, além dos conectores de cisalhamento soldados nas mesas ou na alma do perfil, barras passantes no perfil de aço, pinos de concreto e, ainda, a aderência entre os materiais.

Uma observação importante é o fato de que a capacidade resistente à força cortante da laje alveolar sofrer influência pelos apoios serem considerados flexíveis (não rígidos, como é o caso de paredes estruturais), visto que as vigas de aço que suportam as lajes sofrem deflexões e surgem tensões de cisalhamento adicionais na direção transversal das lajes. Rackman, Hicks e Newman (2006) concluem que a resistência à força cortante de lajes alveolares pode ser melhorada pelo preenchimento dos alvéolos ou pela presença de capa de concreto armado moldado no local sobre as unidades. Na Figura 1.3 é mostrado, em escala aumentada, o efeito da deflexão das vigas de apoio nas lajes alveolares do sistema de piso misto de altura reduzida.

Figura 1.3 – Piso misto de altura reduzida deformado. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



Contudo, verifica-se que essa associação específica é pouco explorada cientificamente no cenário nacional e internacional, com quantidade bastante inferior de estudos quando comparada às pesquisas de pisos mistos com outros tipos de lajes, como lajes maciças e lajes com fôrma de aço incorporada. Há poucos trabalhos experimentais sobre o tema e, por demandar grande volume de recursos financeiros e humanos, estes não investigam todos os aspectos que abrangem seu comportamento em situações diversas de solicitação. Assim, modelagens computacionais surgem como opção para melhor compreender o comportamento

de um sistema, pois contam com uma liberdade maior para avaliação de parâmetros, uma vez que nem sempre é possível investigar todos os parâmetros em trabalhos experimentais.

#### 1.1. JUSTIFICATIVA

A associação de elementos pré-fabricados de concreto com perfis metálicos fornece uma solução construtiva eficiente em termos de garantia de qualidade, atendimento de grandes vãos, redução de peso da estrutura, dispensa de escoramentos, redução do tempo de execução e da mão de obra, aumento de produtividade, entre outros. Para melhor exploração do tema, que envolve o estudo sobre diversos parâmetros e materiais com relações constitutivas distintas, modelos físicos em escala real e ensaios diversos são fundamentais para agregar novas informações. Porém, essa alternativa se mostra onerosa, pois implica na montagem de modelos de grandes dimensões e grande monta de recursos financeiros, de tempo e mão de obra para a realização dos ensaios, além da dificuldade de avaliar todos os parâmetros que influenciam na pesquisa.

Em função disso, faz-se necessário o desenvolvimento e consolidação de modelos computacionais para o estudo dos pisos mistos de altura reduzida com lajes alveolares que possam expandir as contribuições das pesquisas feitas anteriormente. Assim, promove-se um complemento dos dados analisados experimentalmente (por vezes escassos), visando ampliar a abrangência dos modelos físicos. Portanto, a modelagem computacional é uma excelente alternativa para produzir resultados complementares e permitir novas avaliações de parâmetros não contemplados nos modelos físicos.

No Brasil, não há critérios de dimensionamento de pisos mistos de altura reduzida consolidados em normas, logo, a realização de pesquisas (computacionais, analíticas ou experimentais) sobre o assunto permite um incremento para ampliação do uso e consequente definição de critérios de projeto para pisos mistos de altura reduzida no Brasil. Assim, esta pesquisa tem como uma de suas finalidades contribuir para a caracterização do comportamento dos sistemas *slim floor*, especificamente composto por lajes alveolares protendidas, com ênfase na avaliação da capacidade resistente à força cortante dos painéis de lajes.

O presente trabalho tem como objetivo geral avaliar o comportamento mecânico de pisos mistos de altura reduzida compostos por perfil metálico de alma cheia e lajes alveolares protendidas, com ênfase no estudo da resistência à força cortante das lajes alveolares sobre apoio flexível.

Para se atingir o objetivo geral, foram traçados os seguintes objetivos específicos:

- Avaliar a influência do preenchimento dos alvéolos e sua profundidade na resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas;
- Avaliar a influência da flexibilização do apoio, isto é, da rigidez do perfil metálico, na resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas.

### **1.3. METODOLOGIA**

Para se atingir os objetivos propostos, a metodologia desta pesquisa é composta de três grandes etapas: revisão da literatura, construção e calibração dos modelos computacionais e investigação paramétrica e análise dos resultados.

A revisão da literatura científica e técnica, descrita no Capítulo 2, foi elaborada a partir de um mapeamento sistemático da literatura (Apêndice A) com vistas a obter o estado da arte do tema alvo da pesquisa e compreender o comportamento estrutural dos sistemas de pisos mistos de altura reduzida compostos por perfil de aço e lajes alveolares. No Capítulo 3, são mostrados critérios de dimensionamento de sistemas *slim floor* com laje alveolar de concreto protendido.

A construção e calibração dos modelos computacionais foi realizada por meio do pacote computacional DIANA<sup>®</sup> da empresa TNO *Buildingand Construction Research Company*, baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF) e, também, com o uso do pré e pósprocessador FX+ *for* DIANA, da empresa Midas. O intuito é simular o comportamento mecânico e avaliar a capacidade resistente dos pisos mistos de altura reduzida, iniciando-se pela modelagem de laje alveolar sobre apoio rígido (Capítulo 4) e, posteriormente, realizando a modelagem do sistema *slim floor* (Capítulo 5).

A investigação paramétrica e a análise de seus resultados compõe o Capítulo 6. A investigação paramétrica tem por objetivo confrontar dados de modelos analíticos disponíveis na literatura com os resultados obtidos da modelagem computacional, avaliando a influência do preenchimento de todos os alvéolos da laje e sua profundidade além da variação da rigidez à flexão da viga de apoio. As conclusões deste trabalho são apresentadas no Capítulo 7.

# CAPÍTULO 2 REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo objetiva apresentar as pesquisas, manuais e publicações técnicas sobre o tema deste trabalho. No primeiro tópico, são descritas, apenas, as pesquisas divulgadas em artigos de periódicos, teses e dissertações. No segundo tópico, manuais e publicações técnicas são resumidos.

## 2.1. REVISÃO DA LITERATURA CIENTÍFICA

Pajari (1997) realizou ensaios, em escala real, de dez modelos de pisos mistos de altura reduzida compostos por lajes alveolares protendidas com o objetivo de observar a interação destas com as vigas de apoio (i.e., vigas de aço, concreto armado ou vigas mistas). O chamado "efeito de interação do cisalhamento" pode causar falha por uma força cortante nas nervuras das lajes alveolares sobre apoios flexíveis consideravelmente menor que as observadas em lajes alveolares sobre apoios rígidos. Pajari e Koukkari (1998) conceituam apoios flexíveis e não flexíveis como vigas e paredes, respectivamente. Os autores conceituam, genericamente, que um apoio é dito flexível se, ao apoiar lajes alveolares, a resistência à força cortante é reduzida. Na Figura 2.1 é mostrado um esquema de um dos modelos ensaiados pelos autores, no qual a viga intermediária é do tipo viga Delta (um tipo comum utilizado nos sistemas *slim floor* em países como Finlândia, Suécia e Países Baixos) e as vigas de extremidade são perfis de aço em forma de I.

Figura 2.1 – Esquema de carregamento de piso misto de altura reduzida da pesquisa de Pajari e Koukkari. Fonte: Adaptado de Pajari e Koukkari (1998).



Os ensaios contavam com duas geometrias de lajes, uma com alvéolos circulares e altura de 265 mm e outra com alvéolos alongados e altura de 400 mm. Fenômenos como fissuração ao longo das juntas de concreto de preenchimento, distorção por cisalhamento e deslizamento das lajes foram observados. De acordo com os resultados dos testes, Pajari e Koukkari (1998)

destacam que a resistência à força cortante de lajes alveolares pode ser consideravelmente reduzida pela deflexão das vigas que as apoiam. As reduções típicas foram da ordem de 23 a 60% e depende da interação das lajes com as vigas utilizadas e o modo de falha se deu nas nervuras das lajes de extremidade.

Pajari e Koukkari (1998) trazem como uma de suas conclusões o fato de que mesmo pequenas deflexões das vigas (da ordem de L/1000 a L/300, onde L é o vão da viga) podem causar redução considerável da resistência à força cortante das lajes. Em adição à este fato, os autores concluem que a deflexão dos apoios não é o fator principal para a redução da capacidade resistente e portanto, não se elimina o problema limitando a curvatura da viga mas que tal fato não pode ser ignorado no dimensionamento das lajes alveolares sobre apoios flexíveis. Por fim, os autores validam que a resistência à força cortante das lajes alveolares pode ser melhorada preenchendo os seus alvéolos junto às extremidades, utilizando capa de concreto armado ou fazendo as vigas mais rígidas ou contínuas.

Pajari (1998) propõe um modelo analítico para previsão da força cortante resistente de lajes alveolares sobre em apoios flexíveis. O modelo de cálculo proposto é baseado no critério de falha da tensão principal de tração, comparando-a com a resistência à tração do concreto das lajes alveolares. O autor afirma que a intensidade do efeito de interação do cisalhamento depende da flexibilidade dos apoios e diante deste fato, gera-se tensões de cisalhamento adicionais na direção transversal das lajes.

O procedimento de cálculo de Pajari (1998) foi desenvolvido para prever a falha por cisalhamento na nervura mais externa da laje alveolar. O modelo é amparado em pesquisas anteriores e simulações via Método dos Elementos Finitos (MEF) realizadas pelo autor e conta com algumas simplificações, devido à não linearidade dos materiais e da complexibilidade da geometria do piso misto de altura reduzida. A determinação de tensão de cisalhamento na direção transversal devido à flexibilidade dos apoios é calculada conforme teoria elementar de vigas compostas. O modelo de Pajari foi base para as recomendações de cálculo da *fib* (FIB, 2000), que será descrito no próximo capítulo e, ainda, para o código finlandês *Code Card N*°18 (CODE CARD, 2007 *apud* ROGGENDORF, 2010<sup>1</sup>).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Code Card  $N^{\circ}$  18: Design of hollow core slabs supported on beams. English edition. 2007.

Hegger, Roggendorf e Kerkeni (2009) investigaram o comportamento de lajes alveolares quando apoiadas em vigas de aço de altura reduzida. Foram usadas duas lajes de alturas similares, mas com seções transversais distintas (MV5/265 e VMM-VSD 25) e dois perfis IFB (*Integrated Floor Beam*) com rigidezes à flexão diferentes. O perfil IFB tinha seção transversal composta por uma metade de um perfil laminado I ou H (seção T) e a mesa adicional era uma chapa soldada na alma, formando uma seção assimétrica com maior superfície de apoio para as lajes (Figura 2.2a). Os autores realizaram quatro testes em sistemas de pisos mistos de altura reduzida com dois vãos, cada um composto por cinco lajes alveolares, e utilizaram como referência testes em lajes isoladas sobre apoios rígidos (Figura 2.3).

Figura 2.2 – Tipos de (a) perfis IFB utilizados nos ensaios e (b) seções transversais das lajes alveolares: MV5/265 e VMM-VSD 25 (cotas em milímetros). Fonte: Adaptado de Hegger, Roggendorf e Kerkeni (2009).





Figura 2.3 – Esquema de ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes isoladas em apoios rígidos. Fonte: Adaptado de Hegger, Roggendorf e Kerkeni (2009).

Parâmetros como quantidade de alvéolos preenchidos das lajes e rigidez à flexão do perfil de aço foram avaliados nos ensaios realizados (esquema na Figura 2.4). Barras de aço de 10 mm de diâmetro foram passadas em furos nas almas dos perfis IFB em cada junta entre lajes, sendo esta uma ação construtiva de reforço comum na prática. Além disso, o alvéolo central de cada laje foi preenchido em 30 cm de profundidade, enquanto os demais foram preenchidos apenas em 5 cm de profundidade. Os autores concluem que: (i) a capacidade resistente ao cisalhamento em apoios flexíveis só pode ser considerada na faixa de 60-70% dos resultados dos ensaios das lajes isoladas em apoios rígidos (esquema de ensaio mostrado na Figura 2.3), (ii) há uma limitação para a influência da deflexão da viga de apoio; (iii) o preenchimento dos alvéolos não aumentou a capacidade resistente à força cortante das lajes, mas modifica o padrão de fissuração delas; (iv) a geometria da laje teve pouca influência na força cortante, visto que a resistência a tração governou a capacidade de carga.

Testes em escala real consomem muito tempo e são consideravelmente caros, por isso, Hegger, Roggendorf e Teworte (2010) deram sequência aos estudos da resistência à força cortante de lajes alveolares apoiadas em diferentes apoios. A investigação se deu meio de desenvolvimento e calibração de modelos tridimensionais não lineares de elementos finitos com o objetivo de determinar a influência do tipo de apoio e sua rigidez no comportamento do sistema *slim floor*. As simulações computacionais foram realizadas utilizando o *software* ABAQUS, via análise pelo MEF, e o modelo constitutivo utilizado para o concreto nos

modelos foi o CDP (*Concrete Damaged Plasticity*), baseado na mecânica da plasticidade e dano contínuo para representar o comportamento inelástico na tensão e compressão.





A Figura 2.5a mostra um dos modelos físicos ensaiado enquanto a Figura 2.5b representa o modelo tridimensional adotado por Hegger, Roggendorf e Teworte (2010). Os modelos computacionais fizeram uso de simetria para redução do tempo de processamento. Foram utilizados elementos sólidos de interpolação quadrática para reproduzir as lajes alveolares e o perfil metálico, enquanto as cordoalhas de aço foram modeladas por elementos de treliça. A não linearidade foi considerada somente na laje de extremidade, na região com malha mais refinada, entre aplicação da carga e apoio (Figura 2.5b).

O concreto de preenchimento entre as juntas das lajes e entre a laje o perfil não foi criado no modelo tridimensional devido ao grande acréscimo do custo computacional e à necessidade do conhecimento sobre seu comportamento não linear. Logo, como uma simplificação, os autores optaram pela ausência do concreto de preenchimento, representando-o por meio de elementos de superfície e contato na região de contato entre lajes alveolares e perfil IFB e nas juntas longitudinais entre lajes.

Figura 2.5 – Esquema de (a) ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes alveolares em apoios flexíveis e (b) modelo de elementos finitos de uma seção do piso misto de altura reduzida (com laje MV5/265). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



Os valores dos coeficientes de atrito entre as lajes alveolares e o perfil IFB foram determinados por meio de análise paramétrica feita pelos autores e o valor do coeficiente de atrito das juntas longitudinais entre lajes foi determinado por valores de referência da norma DIN 1045-1 (DIN, 2008). O estudo paramétrico de Hegger, Roggendorf e Teworte (2010) para investigação da influência da flexibilidade dos diferentes apoios (perfil IFB e viga de concreto em T invertido) foi executado sem modificação das dimensões das vigas, e sim, pela alteração do módulo de elasticidade.

Nos modelos computacionais de Hegger, Roggendorf e Teworte (2010), o módulo de elasticidade de cada viga foi alterado para seu dobro, triplo e quádruplo. Para a avaliação dos modelos, a relação entre força cortante última do modelo avaliado e o valor de referência da laje isolada sobre apoio rígido ( $v_{flex}/v_{rig}$ ) foi comparada com a rigidez da viga de apoio  $EI/L^3$ , considerando isotropia e anisotropia da interação dos elementos de contato na região entre viga e laje (Figura 2.6). Nos modelos com perfil IFB, inicialmente com relação no valor de 0,74, houve aumento para 1,0 ao quadruplicar o módulo de elasticidade do perfil.



Figura 2.6 – Relação *v<sub>flex</sub>/v<sub>rig</sub>* da laje MV5/265 para diferentes rigidezes à flexão. Fonte: Adaptado de Hegger, Roggendorf e Teworte (2010).

Hegger, Roggendorf e Teworte (2010) concluem que: (i) os modelos simulados confirmaram o modo de falha por cisalhamento nas nervuras das lajes alveolares de extremidade sobre apoios flexíveis, concordando com a pesquisa de Pajari e Koukkari (1998); (ii) as propriedades de interação entre lajes e o perfil governam as deformações por cisalhamento; (iii) um aumento na capacidade resistente à força cortante é observada ao se limitar a deflexão da viga, porém apenas atenua as tensões na direção transversal das lajes.

Em sua pesquisa, Roggendorf (2010) apresenta seu modelo analítico para determinação da força cortante resistente de lajes alveolares sobre apoios flexíveis que, em contraste com o modelo de Pajari (1998), leva em consideração a influência da formação de fissuras entre o apoio e as lajes observada nos testes. A descrição e os detalhes do modelo proposto por Roggendorf (2010) e do modelo da *fib* (FIB, 2000) se encontram no Capítulo 3.

No Brasil, Souza, Kataoka e El Debs (2017) desenvolveram um programa experimental para avaliar a resistência da ligação entre lajes alveolares de concreto e perfil de aço com seção I em sistemas de piso misto de altura reduzida. A interação entre os elementos se deu por conectores do tipo pino com cabeça soldados na alma do perfil da viga e posicionados nos alvéolos das lajes, que foram preenchidos com concreto moldado no local. Testes de cisalhamento direto (*push-out test*) com controle de deslocamento foram realizados para determinar a resistência à força cortante dos conectores e, adicionalmente, um estudo computacional foi conduzido para analisar o comportamento conjunto dos conectores com as lajes pré-fabricadas.

Os três modelos físicos propostos consistiram em lajes alveolares de concreto com resistência característica à compressão de 45 MPa e comprimento de 500 mm, perfil de aço W200x46,1 em aço A572 G50 com comprimento de 1500 mm. O conector tinha diâmetro do corpo de 19 mm, comprimento de 110 mm e diâmetro da cabeça de 31,5 mm com espessura de 10 mm (Figura 2.7).

Figura 2.7 – Seções transversais da laje alveolar e perfil metálico e dimensões do conector de cisalhamento (dimensões em mm). Fonte: Adaptado de Souza, Kataoka e El Debs (2017).



A análise estrutural não linear pelo MEF foi feita por intermédio de dois *softwares*: o pré e pós processador FX+ *for* DIANA da empresa Midas, para construção da geometria e visualização dos resultados e DIANA, para processar o modelo computacional tridimensional criado (Figura 2.8). O modelo computacional teve os conectores modelados com seção transversal quadrada e as cabeças destes não foram modeladas. Não foi considerado nenhum tipo de interface entre o perfil de aço e a laje de concreto, no entanto, entre os conectores e o concreto que os circunda foi considerada interação perfeita. O concreto foi representado por modelos de deformação total, disponíveis na biblioteca do DIANA, considerando fissuração distribuída. Já o perfil e os conectores foram representados por modelos elastoplástico perfeito com critério de plastificação de von Mises.



Figura 2.8 – Modelo computacional do ensaio de cisalhamento direto. Fonte: Adaptado de Souza, Kataoka e El Debs (2017).

Souza, Kataoka e El Debs (2017) concluem que a comparação entre os resultados experimentais e computacionais mostrou uma correlação satisfatória. Assim, as autoras realizaram um estudo paramétrico em relação aos conectores e a resistência à compressão do concreto de preenchimento dos alvéolos. As autoras ainda concluem que (i) os conectores soldados na alma do perfil aumentam a capacidade resistente da ligação quando combinado com o concreto moldado em torno dos conectores; (ii) o modo de falha foi causado pela transferência de forças dos conectores para o concreto das lajes; (iii) a resistência à compressão do concreto das lajes não só afeta a capacidade resistente mas também as forças atuantes nos conectores.

Coldebella (2019) estudou os mecanismos responsáveis pela transferência de forças de cisalhamento na interface aço-concreto em um modelo composto por perfil de aço celular e laje alveolar de concreto protendido para uso em sistemas de pisos mistos de altura reduzida. Parâmetros como barras de aço passantes pelos alvéolos do perfil e imersas nos alvéolos das lajes por meio de concreto moldado no local e a resistência à compressão do concreto foram avaliados. Seis modelos físicos (Figura 2.9) foram submetidos a ensaios de cisalhamento direto: um modelo piloto, dois modelos de referência (sem barra de aço), dois modelos com barra de 12,5 mm e concreto de diferentes resistências a compressão e um modelo com barra de 16 mm. Modelos analíticos para previsão da resistência da interface entre o perfil e o concreto moldado no local foram avaliados.



Figura 2.9 – Modelo físico para ensaio de cisalhamento direto Fonte: Adaptado de Coldebella (2019).

Dos resultados do programa experimental, Coldebella (2019) conclui que a presença de barra de aço passante na ligação aço-concreto que provocou grande influência tanto na capacidade resistente do modelo como no deslizamento correspondente à força máxima; a resistência característica à compressão do concreto moldado no local não se mostrou um fator determinante e a variação do diâmetro das barras indicou diferenças na capacidade resistente bem como no deslizamento. O autor ainda afirma que nenhum dos modelos analíticos conseguiu representar satisfatoriamente a capacidade resistente dos modelos físicos. Ressaltase que os modelos analíticos avaliados foram desenvolvidos para modelos com lajes maciças de concreto armado.

Uma relação distinta ocorre no que se diz respeito à influência das barras transversais ao perfil de aço nas pesquisas de Coldebella (2019) e da pesquisa de Hegger, Roggendorf e Kerkeni (2009). Na pesquisa de Coldebella (2019), as barras passantes em pinos de concreto no perfil de aço alveolar geram mecanismos distintos e desempenham papel diferente quando comparadas às barras passantes em pequenos orifícios do perfil IFB de alma cheia, como ocorre em Hegger, Roggendorf e Kerkeni (2009), visto que é uma ação construtiva executada para amarração do piso misto de altura reduzida.

## 2.2. REVISÃO DA LITERATURA TÉCNICA

#### 2.2.1. Indicações do SCI – The Steel Construction Institute

Mullett (1992) produziu a publicação P110 com o objetivo de apresentar método para o dimensionamento de sistemas *slim floor* compostos de vigas de aço e lajes de concreto apoiadas na mesa inferior dos perfis. A publicação retrata os anos iniciais desse tipo de construção, sendo o perfil pioneiro a viga tipo *hat*, ilustrada na Figura 2.10, e indica tendências do aprimoramento dos perfis utilizados, como a criação do perfil *Slimflor*® (marca registrada da empresa Corus). O perfil *Slimflor* é confeccionado soldando uma placa de aço abaixo da mesa inferior do perfil de seção I ou H.

Figura 2.10 - Componentes do sistema slim floor. Fonte: Adaptado de Mullett (1992).



As sistemas construtivos apresentados na P110 contam com lajes alveolares protendidas de 100 a 300 mm de altura e comprimento de 12 m. O procedimento de cálculo é baseado na teoria de vigas mistas com perfis compactos de aço e carregamento uniformemente distribuído. Um alerta para efeitos de torção durante a fase construtiva e de serviço é informado. Nos apêndices da publicação P110, Mullett (1992) apresenta procedimentos para a determinação da linha neutra da seção composta e cálculo do momento resistente (a ser descrito no Capítulo 3).

Hicks e Lawson (2003) produziram a publicação P287, que orienta sobre o dimensionamento de vigas mistas usando lajes de concreto pré-fabricadas. Nela são elencados alguns tópicos ao enfatizar que o uso conjunto de aço estrutural e concreto pré-moldado requer atenção especial na fase de dimensionamento. Entre os tópicos que devem ser considerados, estão:

• As diferentes indústrias em que os componentes são produzidos;

61

- As diferentes normas de dimensionamento (ou ausência dessas em algumas áreas) para o uso conjunto dos materiais;
- A estabilidade das vigas durante a instalação dos elementos pré-fabricados deve ser garantida por escoramento provisório ou permanente, adequadamente dimensionados;
- A interação entre as vigas de apoio e as lajes alveolares pode dar origem à tensões secundárias nas lajes.

Entre as questões particulares abordadas na P110 está o sistema *slim floor*, no qual as vigas servem de apoio para lajes pré-fabricadas em suas mesas inferiores. A influência da capa de concreto moldado no local e dos conectores de cisalhamento (tipo pino com cabeça) soldados na mesa superior também é considerada na publicação. A mesa inferior deve ser suficientemente larga, estendendo um mínimo de 100 mm de cada extremidade da projeção da mesa superior, de modo a permitir o apoio das lajes pré-fabricadas e um posicionamento efetivo do concreto que preenche as interfaces da seção composta.

Lajes alveolares não possuem armadura transversal além das armaduras protendidas. Para evitar a falha por ancoragem insuficiente da armadura protendida e a falha por tração diagonal do concreto, sua resistência à força cortante deve ser verificada, com adição de algumas verificações na região dos apoios. Essa falha ocorre quando a tensão principal de tração nas almas da laje alveolar alcança a resistência à tração do concreto. Ambas as verificações são fortemente afetadas pelo comprimento do apoio (HICKS E LAWSON, 2003).

Conforme Hicks e Lawson (2003), respeitados os limites recomendados da publicação, se uma capa estrutural for utilizada sobre a laje alveolar (lajes de 150 a 260 mm de altura de acordo com a referida publicação), o comportamento conjunto pode aumentar a resistência à força cortante entre 20 e 60%. A publicação técnica também ressalta que lajes alveolares são geralmente dimensionadas como elemento simplesmente apoiados sobre suportes rígidos, mas quando apoiadas sobre vigas que sofrem deflexão devido ao carregamento variável (Figura 2.11), tensões cisalhantes paralelas ao eixo longitudinal das vigas são criadas e aplicadas nas extremidades das lajes. Essa combinação de tensões derivadas dos apoios não rígidos deve ser levada em consideração na verificação ao cisalhamento das lajes.





Uma recomendação da P287 é que a resistência à força cortante das lajes sobre apoios flexíveis pode ser aumentada preenchendo o final dos alvéolos a uma distância igual à altura da laje (de 150 a 260 mm de comprimento, de acordo com a referida publicação) ou provendo uma capa de concreto armado acima dos painéis (HICKS E LAWSON, 2003).

A publicação P287 de Hicks e Lawson (2003) faz menção às construções *slim floor* com dois tipos de perfil: o SFB (*Slimflor*® *Fabricated Beam*) e o RHSFB (*Retangular Hollow Section Slimflor*® *Edge Beam*). Já a publicação P342 de Rackham, Hicks e Newman (2006) trata do dimensionamento de vigas assimétricas *Slimflor* (ASB – *Asymmetric Slimflor Beam*) com lajes pré-fabricadas.

Rackham, Hicks e Newman (2006) relatam que o perfil ASB não requer fabricação especial como os perfis SFB, visto que os perfis SFB são formados com a soldagem de uma chapa de aço adicional na mesa inferior. Relatam também que essa forma de construção (piso misto de altura reduzida) não é totalmente coberta por códigos normativos e que a publicação funciona como guia de dimensionamento e detalhamento prático para o uso seguro. Essa situação do piso misto de altura reduzida em códigos normativos se perdura até os dias atuais. Os perfis SFB e ASB são mostrados na Figura 2.12.

63





A publicação P342 de Rackham, Hicks e Newman (2006) apresenta dois tipos de pisos mistos de altura reduzida (Figura 2.13): tipo 1 – perfil ASB + lajes pré-fabricadas sem capa de concreto e tipo 2 – perfil ASB + lajes pré-fabricadas com capa de concreto.

As barras de reforço são colocadas em, aproximadamente, dois alvéolos por laje alveolar e passam por orifícios pré-perfurados na alma do perfil de aço para garantir que haja uma ação de amarração e evitar colapso progressivo. No tipo 2, o topo da mesa superior é coberto de concreto (Figura 2.13b), com um mínimo de 30 mm de cobrimento acima do perfil. Barras de reforço podem ser colocadas na capa acima da mesa superior ou através da alma do perfil, provendo continuidade do piso e habilitando o comportamento conjunto entre os elementos.



Figura 2.13 – Tipos de piso de altura reduzida abordados pela publicação 342 do SCI: (a) tipo 1, sem capa de concreto e (b) tipo 2, com capa de concreto. Fonte Adaptado de Rackham, Hicks e Newman (2006).

Rackham, Hicks e Newman (2006, p. 17) concluem que "devido à falta de dados de teste disponíveis sobre o desempenho de seções ASB com lajes pré-fabricadas, a resistência de cálculo do dimensionamento é baseada apenas na seção ASB de aço isolado". O dimensionamento das vigas de aço envolve a verificação da etapa de construção e da fase em serviço. Em todos os casos, o perfil de aço fica sujeito a torção e flexão. Lajes pré-fabricadas com comprimentos diferentes apoiadas no perfil de aço podem gerar torção significativa. Um resumo dos critérios de dimensionamento do perfil de aço ASB é descrito nos apêndices da publicação P342.

Acerca do dimensionamento das lajes alveolares, a publicação P342 reproduz as mesmas informações dispostas na publicação P287, alertando que, na maioria dos casos, o fabricante realizará o dimensionamento das lajes alveolares protendidas. A resistência à força cortante

das lajes alveolares é considerada como satisfatória desde que a força cortante solicitante seja inferior a 35% da força cortante resistente das lajes fornecidas pelo fabricante.

# 2.2.2. Considerações da *fib* (FIB, 2000) sobre lajes alveolares sobre apoios flexíveis

O *bulletin* 6 da *fib* (FIB, 2000) é um documento técnico que fornece diretrizes para o dimensionamento e verificação de pisos compostos por lajes alveolares protendidas. Conceitos sobre distribuição de tensão e transferência de protensão em lajes alveolares, uso de vigas contínuas e redução da capacidade resistente à força cortante devido à flexibilidade dos apoios são tratados no documento.

No capítulo 3 do boletim técnico, é dito que lajes alveolares sobre apoios não rígidos (vigas são ditas apoios não rígidos e paredes como apoios rígidos) estão sujeitas à novas solicitações decorrentes da deflexão das vigas de apoio e seu comportamento mecânico é alterado, introduzindo tensões transversais na direção da seção transversal das lajes. Assim, no dimensionamento de lajes sobre apoio flexível, em se tratando do modo de ruptura por tração diagonal das nervuras da laje alveolar, tais tensões na direção transversal das lajes também devem ser consideradas na determinação da resistência à força cortante. Além disso, o documento traz recomendações para verificação da fissuração longitudinal nas lajes e curvatura limite das vigas de apoio.

O procedimento de cálculo da *fib* (FIB, 2000) para a determinação da força cortante das lajes sobre apoio flexível é descrito no Capítulo 3.

## CAPÍTULO 3

# CRITÉRIOS DE DIMENSIONAMENTO DE PISOS MISTOS DE ALTURA REDUZIDA COM LAJE ALVEOLAR DE CONCRETO

Neste capítulo são abordados critérios de dimensionamento e recomendações de publicações relacionadas à pisos mistos de altura reduzida compostos por perfis de aço com seção transversal I de alma cheia e lajes alveolares de concreto. Também são descritos os modelos para avaliação da resistência da conexão mecânica nos pisos mistos de altura reduzida.

#### 3.1. MOMENTO FLETOR RESISTENTE

A capacidade resistente ao momento fletor da viga de aço que serve de apoio para as lajes em pisos mistos de altura reduzida depende do grau de conexão ao cisalhamento entre os elementos de concreto e aço. Essa conexão pode ser total ou parcial, onde total significa que os mecanismos de conexão mecânica são suficientes para resistir às forças de cisalhamento atuantes nas interfaces entre os elementos e parcial quando os mecanismos não são suficientes e permitem certo deslizamento. Com a consideração de digramas retangulares para a determinação das tensões atuantes, a publicação P110 do SCI (MULLETT, 1992) propõe expressões para o cálculo da linha neutra plástica (y) e do momento fletor resistente considerando a seção composta (Figura 3.1) com perfil SFB.



Figura 3.1 – Típica seção transversal considerando conexão total. Fonte: Adaptado de Mullett (1992).

A força resistida pelo concreto comprimido é dada pela Equação 3.1 para conexão total, enquanto as forças resistidas pelos elementos de aço são dadas pelas Equações 3.2 e 3.3, para força do perfil e da chapa de aço soldada, respectivamente. Geralmente, a força resistida pelo

concreto é de menor grandeza que a força resistida pelos elementos de aço nos sistemas *slim floor*.

$$R_{c} = 0,45f_{ck}B_{e}y$$
(3.1)

$$R_s = A f_y \tag{3.2}$$

$$R_p = A_p f_y \tag{3.3}$$

Nessas equações,  $f_{ck}$  é a resistência característica do concreto à compressão,  $B_e$  é a largura efetiva da laje de concreto, adotada como 1/4 do vão da viga, A é a área da seção transversal do perfil de aço,  $A_p$  é a área da seção transversal da chapa de aço soldada e  $f_y$  a tensão de escoamento do aço.

A única variável a ser definida é a linha neutra plástica (y) e a publicação fornece, em seu Apêndice B (MULLETT, 1992), expressões para o cálculo por tentativa e erro. Uma vez que a linha neutra é determinada,  $R_c$  pode ser calculado e, devido à consideração de conexão total, na maioria dos casos, a resistência da porção concreto comprimido é menor que a resistência dos membros de aço. Uma premissa conservadora é a de considerar a resistência à compressão do concreto como sendo aquela do concreto de preenchimento e não da laje préfabricada (esta geralmente de uma classe de resistência superior). A capacidade resistente da interface ao cisalhamento é tomada como a menor entre  $R_c$  e  $R_s + R_p$ . Já para conexão parcial ao cisalhamento, deve-se proceder conforme equações no Apêndice B da publicação P110 para determinação do momento resistente da seção mista.

Para vigas mistas parcialmente revestidas, De Nardin e El Debs (2009) apresentam expressões para o momento fletor resistente positivo que podem ser aplicadas para pisos mistos de altura reduzida. As seguintes premissas são adotadas: interação completa (não há deslizamento relativo entre os elementos de aço e concreto) e desconsideração do concreto tracionado. Na Figura 3.2 mostram-se os dados geométricos em vigas mistas parcialmente revestidas.



Figura 3.2 – Geometria da viga mista revestida. Fonte: Adaptado de De Nardin e El Debs (2009).

Para o centro de gravidade da seção mista revestida, adotam-se as variáveis auxiliares representadas pelas Equações 3.4 (largura da mesa inferior sem a alma), 3.5 (altura comprimida do elemento de concreto) e 3.6 (altura tracionada da viga).

$$b_c = b_{fl} - t_w \tag{3.4}$$

$$d_c = y_{pn} - t_{f^2} \tag{3.5}$$

$$y_t = d - y_{pn} \tag{3.6}$$

A posição da linha neutra  $y_{pn}$  (Equação 3.7) pode ser obtida por equilíbrio de forças e pela Tabela 3.1. As expressões para o cálculo do módulo de resistência plástico são mostradas na Tabela 3.2. Ambas as tabelas foram extraídas do trabalho de Souza (2016), que fez uso da mesma metodologia de cálculo.

$$y_{pn} = \frac{-A_{ms}f_{y} + t_{w}t_{f2}f_{y} + b_{c}t_{f2}f_{ck} + t_{w}df_{y} - t_{w}t_{f1}f_{y} + A_{mi}f_{y}}{2t_{w}f_{y} + b_{c}f_{ck}}$$
(3.7)

Tabela 3.1 - Resultantes na seção mista. Fonte: Souza (2016).

Área da mesa inferior	Área da mesa superior	Área da alma	Área do concreto	
$A_{mi} = b_{f1} t_{f1}$	$A_{ms} = b_{f2} t_{f2}$	$A_w = t_w h$	$A_c = b_c d_c$	
Resultante na mesa superior	Resultante na mesa inferior	Resultante na alma		
C = A f	$T_{fbs} = A_{mi}f_y$	$C_{ws} = t_{y}$	$_{w}(y_{pn}-t_{f2})f_{y}$	
$C_{tfs} - A_{ms}J_y$		$T_{ws} = t_w (d - y_{pn} - t_{f1}) f_y$		
Resultante de comp	ressão no concreto	$C_c = b_c$	$(y_{pn} - t_{f2})f_{ck}$	
Módulo plástico em x				
---	--	--	--	--
$Z_{x} = Z_{1} + Z_{2} + Z_{3} + Z_{4}$ $Z_{1} = A_{ms}(d_{c} + 0, 5t_{f2})$ $Z_{2} = A_{mi}(d_{i} + 0, 5t_{f1})$	$Z_3 = Z_{3c} + Z_{3t}$ $Z_{3t} = 0.5d_i^2 t_w$ $Z_{3c} = 0.5d_c^2 t_w$ $Z_4 = 0.5d_c^2 b_c$			
Módulo plástico da seção de aço	Módulo plástico da seção de concreto			
$Z_{xx} = Z_1 + Z_2 + Z_3$	$Z_{xc} = Z_4$			

Tabela 3.2 – Módulo plástico da viga mista parcialmente revestida. Fonte: Souza (2016).

O momento resistente considerando a plastificação total da seção e aderência perfeita entre o perfil metálico e o volume de concreto, é expresso por:

$$M_{Rd,pl} = f_y Z_{xs} + f_{ck} Z_{xc}$$
(3.8)

## 3.2. CONEXÃO MECÂNICA

Neste tópico são abordados os tipos de conexão mecânica para sistemas de piso misto de altura reduzida, apresentando recomendações e expressões de cálculo de publicações técnicas e normas.

A publicação P342 do SCI (RACKHAM; HICKS; NEWMAN, 2006) descreve, para a construção *slim floor* com perfis ASB e lajes alveolares pré-fabricadas, que barras transversais passantes em alguns alvéolos das lajes e em pequenos furos na alma do perfil são a forma de amarração do sistema de piso misto de altura reduzida do tipo 1. No tipo 2 (com capa de concreto), a publicação orienta que o uso de barras de amarração passantes ou outros meios de amarração podem ser utilizados na capa, por cima do perfil, ou passando por aberturas no perfil e ancorando em alguns alvéolos da laje como no tipo 1. Em ambos os casos, a amarração é essencial e é dito que ela promove continuidade do piso.

Sobre o posicionamento da armação, quando a opção são barras colocadas nos alvéolos (usualmente até quatro barras por laje, conforme Figura 3.3), estes devem ser abertos durante a fabricação da laje. Deve ser evitada a abertura de dois alvéolos adjacentes visando preservar a integridade da nervura que os divide. Na Figura 3.3 são mostrados detalhes das recomendações da publicação P342.



Figura 3.3 – Seções das extremidades das lajes alveolares e posicionamento das barras transversais. Fonte: Adaptado de Rackham, Hicks e Newman (2006).

A publicação P342 recomenda não assumir comportamento conjunto para construções do tipo 1 e vigas de extremidade e considera razoável assumir comportamento conjunto para cálculos no estado limite de utilização para vigas da construção tipo 2 quando as lajes são perpendiculares ao perfil ASB, desde que haja concreto suficiente ao redor da seção. Quando as lajes alveolares são paralelas ao perfil de aço, a publicação recomenda não considerar comportamento conjunto. O cobrimento mínimo requerido de concreto para considerar o comportamento conjunto é mostrado na Figura 3.4: quando a capa cobrir a mesa superior do perfil, a espessura mínima acima deste deve ser de 30 mm e a espessura mínima da capa acima das lajes deve ser de 50 mm. Também deve ser provida uma malha de reforço transversal ou tirantes para a robustez do sistema. A largura efetiva considerada é metade daquela definida para sistemas com *deep decking* (sistema com fôrmas de aço incorporadas de maior dimensão e a largura efetiva é tomada como o menor valor entre vão da viga dividido por 32 ou 0,5 m, para cada lado do eixo do perfil ASB).

Figura 3.4 – Limitações geométricas e premissas da largura efetiva para o comportamento conjunto da construção do tipo 2 no estado limite de utilização. Fonte: Adaptado de Rackham, Hicks e Newman (2006).



## 3.2.1. Conector tipo pino com cabeça

A NBR 8800 (ABNT, 2008), embora não tenha especificações próprias para pisos mistos de altura reduzida, recomenda dois tipos de conectores de cisalhamento para vigas mista de aço e concreto: conectores do tipo pino com cabeça e conectores U laminado ou formado a frio. Um conector comum para construções *slim floor* são os conectores do tipo pino com cabeça (*stud bolts*). Considerando pisos mistos convencionais, a norma brasileira recomenda um comprimento mínimo do conector igual à 4 vezes o seu diâmetro, após instalação, e atender rigorosamente ao disposto na AWS D1.1 (AWS, 2010).

Considerando a ductilidade pelas recomendações geométricas supracitadas, a força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento tipo pino com cabeça é dada pela seguinte expressão:

$$Q_{Rd} \leq \begin{cases} \frac{A_{cs}\sqrt{f_{ck}E_c}}{2\gamma_{cs}} \\ \frac{R_g R_p A_{cs} f_{ucs}}{\gamma_{cs}} \end{cases}$$
(3.9)

sendo  $A_{cs}$  é a área da seção transversal do conector;  $\gamma_{cs}$  é o coeficiente de ponderação da resistência do conector, igual a 1,25 para combinações últimas de ações normais, especiais ou de construção e igual a 1,10 para combinações excepcionais;  $R_{g}$  é um coeficiente para

consideração do efeito de atuação de grupos de conectores, considerando valor unitário;  $R_p$  é um coeficiente para consideração da posição do conector, considerando valor unitário e  $f_{ucs}$  é a resistência à ruptura do aço do conector.

Algumas limitações complementares relacionadas aos conectores são elencadas na norma. Entre elas: os conectores do tipo pino com cabeça não podem ter diâmetro maior que 2,5 vezes a espessura da mesa ao qual forem soldados, a menos que sejam colocados diretamente na posição correspondente à alma do perfil de aço e o cobrimento lateral de concreto seja de no mínimo 25 mm (ABNT, 2008).

Breuninger (2001) investigou o comportamento de conectores do tipo pino com cabeça soldados na alma do perfil de aço (Figura 3.5). Os modos de falha observados nos testes foram: fendilhamento do concreto, arrancamento dos conectores ou ambos os efeitos juntos. Uma equação de dimensionamento para a capacidade resistente dos conectores soldados na alma foi proposta após investigações experimentais e computacionais e é apresentada pela Equação 3.10.

Figura 3.5 – Vigas mistas: sem a mesa superior (à esquerda) e de construção *slim floor* (à direita). Fonte: Breuninger (2001).



Onde:

d é o diâmetro do conector (entre 19 e 25 mm);

 $a_r$  é a distância entre os conectores e estribos verticais à força (mínimo de 50 mm);

a é a distância entre conectores paralelos à força (entre 110 e 440 mm);

*S* é a distância entre estribos em mm;

*A* é um fator de modificação relacionado ao posicionamento da conexão (1,00 para extremidade da laje e 1,14 para meio da laje);

 $\gamma_{\nu}$  é o coeficiente de ponderação da resistência do conector, igual a 1,25.

## 3.2.2. Aderência aço-concreto

Em diversos sistemas, a conexão mecânica ao cisalhamento é garantida pela aderência entre o elemento de aço e o concreto que o circunda. Para casos com ou sem capa estrutural de concreto, Barros (2011) caracteriza sistemas de piso misto com conexão total por aderência. A verificação da posição da linha neutra plástica, considerando a conexão total, é realizada igualando a força de cisalhamento longitudinal  $F_{sb}$  com a resistência do concreto  $R_c$ .

Barros (2011), baseada em publicações do SCI para perfis IFB tipo A e tipo B, explica que a transferência dessa força longitudinal se dá por meio de tensões que se desenvolvem ao longo da mesa superior da seção metálica e de ambos os lados da alma, exemplificada na Figura 3.6. Para vigas carregadas uniformemente, a máxima força longitudinal que se pode transmitir entre a seção de momento fletor máximo e a seção de momento fletor nulo é obtida considerando a área do diagrama de fluxo de cisalhamento ao longo do eixo longitudinal entre essas duas seções.

A força  $F_{sb}$  fica definida, para seções IFB, por:

$$F_{sb} = (2b - t_w + 2h_{eff})L_{cr} \frac{f_{sb}}{2}$$

$$F_{sb} = (2b_p - t_w + 2h_{eff})L_{cr} \frac{f_{sb}}{2}$$
(3.11)



Figura 3.6 – Força cortante longitudinal: (a) ao longo da superfície interna da viga metálica. Fonte: Adaptado de Barros (2011).

A primeira equação da Eq. 3.11 se destina ao perfil IFB tipo A e a segunda ao perfil IFB tipo B, sendo que o esquema de confecção dos perfis IFB pode ser visto na Figura 3.7. As variáveis são:  $b_p$  é a largura da chapa soldada, b é a largura da mesa do perfil de aço,  $t_w$  é a espessura da alma,  $h_{eff}$  é a altura efetiva da seção de aço, isto é, a altura total da viga T sem considerar a espessura da mesa soldada e  $f_{sb}$  é a resistência média ao cisalhamento na interface aço-concreto em torno da mesa superior e da alma. Barros (2011) recomenda o valor de  $f_{sb}$  igual à 0,6 N/mm<sup>2</sup> para um sistema de piso misto com perfil ASB com ranhuras na mesa superior, ou seja, considerando aderência entre concreto e aço apenas na face da mesa superior.

Figura 3.7 – Tipo de perfis IFB.



A simplificação assumida nesse cálculo é a mesma assumida por Mullett (1992) na P110: a resistência à compressão do concreto da laje pré-fabricada é igual a resistência à compressão do concreto da capa ou de preenchimento. Em relação às lajes mistas (com fôrma incorporada), desconsidera-se a contribuição do concreto das nervuras; isto é, o concreto

abaixo da espessura maciça, mesmo que trabalhando à compressão, é desprezado. A mesma ideia pode ser aplicada para as nervuras das lajes alveolares, considerando somente a contribuição da espessura da mesa comprimida das lajes, ou ainda, a espessura conjunta da mesa comprimida com capa estrutural de concreto armado quando existente.

A NBR 8800 (ABNT, 2008) e o Eurocode 4 (CEN, 2004b) explicam, nas seções relacionadas a pilares mistos, que a resistência da interface entre o perfil de aço e o concreto varia entre regiões de introdução de cargas (aquelas que ocorrem variações localizadas dos esforços) e em trechos entre tais regiões. A tensão resistente por aderência ( $\tau_{Rd}$ ) na interface tem limites impostos pelas normas para os diversos tipos de pilares mistos, sendo que para seção totalmente revestida de concreto,  $\tau_{Rd}$  vale 0,30 MPa; para mesas de seção parcialmente revestidas,  $\tau_{Rd}$  vale 0,20 MPa e para almas com seção parcialmente revestida o valor de  $\tau_{Rd}$ vale 0 MPa.

Na Figura 3.8 tem-se exemplos de seção totalmente revestida e seção com a alma revestida. O fluxo de cisalhamento pode ser determinado considerando o concreto não fissurado com comportamento elástico, levando em conta as etapas de construção e também os efeitos de longa duração no concreto. O valor de  $\tau_{Rd}$  para seção totalmente revestida normalmente é determinado para seções com armação transversal e longitudinal, conforme mostrado na Figura 3.8a.





As normas ainda comentam que, ao colocar conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça ligados à alma de uma seção total ou parcialmente revestida com concreto, podem ser

levadas em conta as forças de atrito decorrentes do impedimento da expansão lateral do concreto pelas mesas adjacentes do perfil de aço (vide Figura 3.9). Essas forças proporcionam uma resistência adicional que deve ser somada à resistência original dos conectores. A resistência adicional pode ser considerada igual à  $\mu Q_{Rd}/2$  em cada mesa e cada linha diagonal de pinos, sendo  $\mu$  o coeficiente de atrito (tomado como 0,5 para seções sem pintura) e  $Q_{Rd}$  a resistência de um conector do tipo pino com cabeça.

Figura 3.9 - Forças de atrito adicionais devido à conectores. Fonte: Adaptado de NBR 8800 (ABNT, 2008).



# 3.3. RESISTÊNCIA À FORÇA CORTANTE DE LAJES ALVEOLARES SOBRE APOIO FLEXÍVEL

Neste item são apresentados modelos analíticos relatados na literatura para avaliação da resistência à força cortante de lajes alveolares. Primeiramente, as equações analíticas de Yang (1994) para a determinação da força cortante resistente de lajes sobre apoios rígidos são apresentadas. Em seguida, são descritos modelos para avaliação da força cortante resistente de lajes alveolares sobre apoios flexíveis: o modelo da *fib* (FIB, 2000), baseado na pesquisa de Pajari (1998) e que também serviu de base para o código Finlandês *Code Card* N°18 (CODE CARD, 2007 *apud* ROGGENDORF, 2010<sup>2</sup>), e o modelo de Roggendorf (2010) e sua abordagem para consideração da fissuração na resistência à força cortante das lajes alveolares nos sistemas *slim floor*.

 $<sup>^{2}</sup>$  Idem 1.

## 3.3.1. Equações de Yang (1994)

Yang (1994) desenvolveu um procedimento de cálculo para a previsão da falha à tração no cisalhamento das nervuras de lajes alveolares sobre apoios rígidos. As equações de Yang (1994) (Equações 3.12 a 3.14) são baseadas na tensão principal de tração como critério de falha e apresenta parâmetros relacionados ao ponto crítico da laje alveolar (Figura 3.10), parâmetro que pode diferir com os diferentes tipos de geometria de seções transversais de lajes existentes no mercado.

Yang (1994) afirma que o ponto crítico das lajes nem sempre está próximo do centroide da área da seção transversal das lajes, especialmente para lajes alveolares com alvéolos não circulares. Segundo o autor, no cálculo da distância  $x_{cp}$ , o ângulo  $\beta$  pode ser estimado no valor de 35°.

$$\sigma_x = \frac{-N_p}{A} + \frac{N_p ez}{I_y} - \frac{V_z x_{cp} z}{I_y}$$
(3.12)

$$\tau_{xz} = \frac{1}{b_w} \left[ \left( \frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp}e}{I_y} \right) \frac{dNp}{dx} + \frac{S_{cp}V_z}{I_y} \right]$$
(3.13)

$$f_{ct} = \sigma_1 = \frac{\sigma_x}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{\sigma_x^2 + 4\tau_{xz}^2}$$
(3.14)

Nessas equações  $\sigma_x$  é a tensão normal decorrente da protensão e flexão;  $N_p$  é a força de protensão aplicada; *e* representa a excentricidade das cordoalhas em relação ao centroide da laje alveolar; *z* representa a distância do centroide ao ponto crítico da laje;  $V_z$  é a força cortante atuante na seção transversal;  $x_{cp}$  é a distância ao ponto crítico, tomada como  $x_{cp} = l_s + h_{cp}/tan(\beta)$ . Os parâmetros  $l_s$  e  $h_{cp}$  representam o comprimento do apoio e a distância do ponto crítico à fibra inferior da laje (Figura 3.10). Os parâmetros A e  $I_y$  representam a área da seção transversal e o momento de inércia da laje calculada em relação ao centroide da seção transversal;  $b_w$  representa a soma das larguras das almas da laje;  $A_{cp}$  representa a área acima do ponto crítico e  $S_{cp}$  o momento de estático em relação ao ponto crítico;  $\frac{dNp}{dx}$  é o gradiente da força de protensão efetiva no ponto crítico, tomado como a força de protensão

após as perdas de protensão multiplicada pela relação entre a distância ao ponto crítico ( $x_{cp}$ ) e o comprimento de transmissão de protensão  $l_{pt2} = 1, 2l_{pt}$ , conforme Eurocode 2 (CEN, 2004a). A representação de alguns dados dessas equações é mostrada na Figura 3.10.



Figura 3.10 – Parâmetros geométricos da seção transversal da laje e da altura do ponto crítico.

## 3.3.2. Bulletin 6 da fib (FIB, 2000)

No *bulletin* 6 da *fib* (FIB, 2000) tem-se orientações técnicas que trata do decréscimo da resistência à força cortante em face da deflexão das vigas de apoio e um modelo de cálculo é proposto para considerar a influência da flexibilidade dos apoios na resistência à força cortante das lajes alveolares.

Quando as lajes alveolares são apoiadas em vigas, a deformação da viga influenciará nas tensões que surgem na extremidade da laje alveolar. Essa deformação do apoio introduz tensões adicionais na seção transversal da laje que devem ser consideradas no dimensionamento (FIB, 2000).

Como mostrado na Figura 3.11, nas nervuras das lajes alveolares agem três tensões: tensão normal  $\sigma_1$ , devida à força de protensão efetiva; tensão de cisalhamento $\tau_1$ , devida à força

cortante vertical e tensão de cisalhamento  $\tau_2$ , devida ao fluxo de cisalhamento na seção transversal causada pela distorção da laje alveolar. Essa distorção da seção transversal da laje surge pela deformação da viga de apoio e pelo carregamento atuante no pavimento após o concreto moldado entre as lajes alveolares e a viga atingir a resistência de projeto, além da capa de concreto, quando existente.





O fluxo de cisalhamento (*v*) introduzido nas nervuras da laje alveolar devido à distorção da seção transversal pode ser avaliado pelo efeito *Vierendeel* que ocorre nas lajes alveolares, no qual as nervuras servem como uma espécie de conector entre as forças que surgem nas mesas superior e inferior no plano da seção transversal da laje (Figura 3.12). Esse efeito deve ser considerado como adicional em relação àquele que atua nas lajes sobre apoios rígidos (FIB, 2000).

Figura 3.12 – Representação do (a) fluxo e tensão de cisalhamento na seção transversal de uma laje alveolar e (b) fissuração nas juntas entre lajes, concreto moldado no local e viga de apoio. Fonte: Adaptado de FIB (2000).



A falha na nervura ocorrerá quando a tensão principal de tração  $\sigma_{ps}$  se igualar à resistência característica à tração do concreto ( $f_{ctk}$ ). Logo, o critério de dimensionamento está relacionado à resistência de cálculo à tração do concreto, conforme Equação 3.15.

$$\sigma_{ps} \le f_{ctd} \tag{3.15}$$

De forma simplificada, a tensão principal  $\sigma_{ps}$  pode ser obtida por:

$$\sigma_{ps} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_1^2 + \tau_2^2}$$
(3.16)

O valor da tensão de cisalhamento  $\tau_2$  depende de certos fatores, tais como: tipo, continuidade e vão da viga de apoio; tipo e vão da laje; deformação da viga de apoio, armações de reforço, profundidade do concreto de preenchimento dentro dos alvéolos e presença de capa de concreto armado (FIB, 2000). A maior parte dos fatores determinantes foram estudados experimentalmente e computacionalmente, utilizando lajes de 265 e 400 mm de altura em pisos mistos com vigas de aço. O modelo descrito pelo *bulletin 6* da *fib* (FIB, 2000) é baseado no modelo analítico finlandês, que por suas vez foi calibrado pelos resultados obtidos na pesquisa de Pajari (1998).

As tensões de cisalhamento horizontais ( $\tau_2$ ) são combinadas com as tensões de cisalhamento verticais  $\tau_1$  e irão reduzir a capacidade ao cisalhamento da laje, comparada com a capacidade resistente das lajes alveolares sobre apoios rígidos.

O dimensionamento no estado limite último da laje alveolar, segundo *fib* (FIB, 2000), adota certos princípios, que são:

- O método básico de dimensionamento é desenvolvido para vigas e lajes simplesmente apoiadas. Outros casos são dimensionados modificando o método básico;
- As tensões de cisalhamento verticais das lajes alveolares (τ<sub>1</sub>) são calculadas considerando que as lajes são apoiadas em apoios rígidos;
- No caso de lajes em apoios flexíveis, como vigas com seção T invertida, o efeito da largura efetiva das lajes alveolares deve ser levado em consideração, assim como a capa

de concreto armado, quando presente. A largura efetiva para vigas contínuas é baseada na distância entre pontos de momentos nulos.

Na Equação 3.16, o valor da tensão de cisalhamento  $\tau_2$  pode ser modificado (resultando na Equação 3.17) para incluir explicitamente a influência: (i) do preenchimento dos alvéolos, usando um fator de correção  $\beta_f$  que depende da altura da laje e do comprimento preenchido (Tabela 3.4) e (ii) da presença de capa de concreto armado usando o fator de correção  $\beta_{top}$  (Equação 3.29) que pode ser determinado a partir de fatores como resistência média à tração do concreto e o próprio fator  $\beta_f$ .

$$\sigma_{ps} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_1^2 + \left[\beta_f \left(\tau_{2,top} + \beta_{top} \tau_{2,imp}\right)\right]^2}$$
(3.17)

Sendo que:

 $\tau_{\scriptscriptstyle 2, top}$  é calculado pelo fluxo de cisalhamento devido ao peso próprio da capa de concreto;

 $au_{2,imp}$  é calculado pelo fluxo de cisalhamento devido ao carregamento variável atuante no pavimento após a execução da capa de concreto.

A tensão de protensão nas cordoalhas na seção transversal crítica, apresentada na Figura 3.13, medida na direção longitudinal da laje alveolar, é calculada por:

$$\sigma_{p,cr} = \alpha \gamma_p \sigma_p \tag{3.18}$$

sendo que:

 $\alpha$  é o fator  $\alpha = \frac{l_s + 0.5b_{cr}}{l_{bpd}} \le 1$ , com  $l_s$  sendo o comprimento do apoio da laje,  $b_{cr}$  é o comprimento crítico, determinado experimentalmente como  $b_{cr} = h_{hc} - h_{ct}$  e  $l_{bpd}$  o valor de cálculo do comprimento total de transferência da força de protensão;

 $\gamma_p$  é o fator de segurança para força de protensão com valor de 0,9;

 $\sigma_p$  é a tensão de protensão após as perdas.

A tensão normal média  $\sigma_1$  na seção transversal crítica é determinada por:

$$\sigma_1 = -\sigma_{p,cr} \frac{A_p}{A_c} \tag{3.19}$$

sendo que  $\frac{A_p}{A_c}$  é a relação entre a área da seção transversal das cordoalhas pela área da seção transversal das lais elucidar

transversal da laje alveolar.

Figura 3.13 - Seção transversal crítica na laje sobre apoio flexível. Fonte: Adaptado de FIB (2000).



## 3.3.2.1. Avaliação da tensão de cisalhamento vertical $\tau_l$

A tensão de cisalhamento vertical  $\tau_1$  atuante na seção transversal crítica é determinada considerando a presença ou não da capa de concreto armado. Para pisos sem capa de concreto, o peso da laje alveolar somado ao peso do concreto nas juntas é indicado por  $g_k$ , enquanto o carregamento variável é referenciado por  $q_k$ . Os carregamentos de cálculo são calculados por  $q_{d,g,slab} = \gamma_g g_k$ , para peso próprio da laje, e  $q_{d,imp} = \gamma_k q_k$  para carregamento variável.

A distância entre a seção transversal crítica e o centro do apoio é igual a  $0.5L_{supp,hc} + 0.5b_{cr}$  conforme Figura 3.13, sendo  $L_{supp,hc}$  o comprimento do apoio da laje. A distância entre o meio do vão da laje e a seção transversal crítica fica definida por:

83

$$L_{mid-crit} = 0,5L_{sl} - (0,5L_{supp.hc} + 0,5b_{cr})$$
(3.20)

onde  $L_{sl}$  é o comprimento da laje alveolar.

A tensão de cisalhamento  $\tau_1$ , determinada no centroide da seção transversal crítica, fica definida por:

$$\tau_1 = \frac{(V_{d,g,slab} + V_{d,imp})S_{sl}}{b_{w,sl}I_{sl}}$$
(3.21)

sendo que  $V_{d,g,slab}$  e  $V_{d,imp}$  são as forças cortantes de cálculo decorrentes do peso próprio da laje e juntas de concreto e do carregamento variável, respectivamente;  $b_{sl}$  é a largura da laje;  $S_{sl}$  é o momento estático da seção transversal da laje alveolar em relação ao eixo que passa pelo centroide da laje;  $b_{w,sl}$  é a soma das larguras das nervuras e  $I_{sl}$  é o momento de inércia da seção transversal da laje alveolar.

Para o caso de pisos com capa de concreto armado, sendo esta concretada no mesmo momento que as juntas de concreto entre as lajes, o peso próprio da capa deve ser somado com o peso da laje alveolar, indicado por  $g_k$ , e considerado atuando apenas na laje alveolar (FIB, 2000). O carregamento variável atua na seção transversal composta com capa e a tensão de cisalhamento vertical  $\tau_1$  na seção crítica fica definida por:

$$\tau_{1} = \frac{V_{d,g,slab}S_{sl}}{b_{w,sl}I_{sl}} + \frac{V_{d,imp}S_{sl+top}}{b_{w,sl}I_{sl+top}}$$
(3.22)

sendo que  $S_{sl+top}$  é o momento estático da seção transversal da laje alveolar em relação ao eixo que passa pelo centroide da laje quando existir capa de concreto na seção e  $I_{sl+top}$  é o momento de inércia da seção transversal da laje alveolar quando existir capa de concreto na seção.

#### 3.3.2.2. Avaliação da tensão de cisalhamento horizontal $\tau_2$

Para a avaliação da tensão de cisalhamento horizontal resultante da distorção da seção transversal da laje, deve-se definir a seção transversal composta. Essa seção é formada pela

viga de apoio (como por exemplo, a viga de concreto com seção T invertida ilustrada na Figura 3.13) e as lajes alveolares, e deve-se proceder com o cálculo da largura efetiva pela Equação 3.23. O parâmetro  $b_{eff,0}$ , que foi determinado experimentalmente para diferentes espessuras de lajes alveolares, encontra-se na Tabela 3.3 e é baseado em um vão padrão da viga de apoio igual a 5 metros. O valor da largura efetiva é válido para viga biapoiada com vão *L*, ou então usa-se  $L = L_{cf}$  (distância, em metros, entre dois pontos de momento nulo) para vigas de apoio contínuas.

$$b_{eff} = b_{eff,0}(L/5)$$
 (3.23)

•	00 -			· · ·
Espessura da laje (mm)	Alvéolo oval/circular	Alvéolo não circular	Viga de concreto	Viga <i>hat</i> ou equivalente de aço
200	Х		150	80
265	Х		185	90
320		Х	270	100
400		Х	400	115

Tabela 3.3 – Largura efetiva  $b_{eff,0}$  em mm, para vigas com vão  $L_0 = 5$  m. Fonte: Adaptado de FIB (2000).

Na Tabela 3.3, a viga *hat* é um tipo de perfil utilizado no trabalho de Pajari (1998) e sua seção transversal é composta de uma viga caixão feita por chapas soldadas, sendo a base uma chapa de maior dimensão para apoiar as lajes. Os valores para lajes com espessura de 265 e 400 mm foram obtidos por meio de interpolação ou extrapolação.

Para o cálculo das rigidezes da seção composta com diferentes módulos de elasticidade, devese fazer homogeneização das dimensões de elementos distintos por meio da relação modular  $E_1/E_2$ , onde  $E_1$  é o menor e  $E_2$  o maior módulo de elasticidade dos materiais. Sendo assim, nas fórmulas seguintes, utiliza-se o módulo de elasticidade longitudinal de maior valor nos cálculos, levando em consideração que os materiais de menor módulo de elasticidade da seção composta estejam homogeneizados pela relação modular.

As rigidezes devem ser calculadas para a seção composta, sendo  $(E_{hc}A)_0$ ,  $e_0 \in (E_bI)_0$  para a seção composta sem capa de concreto e  $(E_{hc}A)_{0+top}$ ,  $e_{0+top} \in (E_bI)_{0+top}$  para a seção composta com capa de concreto armado, quando aplicada. As excentricidades  $e_0 \in e_{0+top}$  representam a

distância do eixo que passa pelo centroide da seção transversal composta até a fibra inferior da viga e *A* e *I* representam a área das regiões comprimidas da seção e o momento de inércia da seção composta, respectivamente.

O momento estático da seção transversal constituída apenas pela mesa superior das lajes, sem a presença de capa de concreto, é avaliado por:

$$(E_{hc}S)_{hc,t} = E_{hc}h_{hc,t}2b_{eff}e_{hc,t}$$
(3.24)

onde  $E_{hc}$  é o módulo de elasticidade da laje alveolar;  $h_{hc,t}$  é a espessura da mesa superior da laje alveolar (Figura 3.14) e  $e_{hc,t}$  é a distância do centroide da mesa superior da laje até o centroide da seção transversal composta.





O momento estático da seção transversal constituída pela mesa superior das lajes alveolares e capa de concreto armado é avaliado por:

$$(E_{hc}S)_f = (E_{hc}A)_f e_f$$
(3.25)

sendo  $(E_{hc}A)_f$  a rigidez axial de toda a seção comprimida (área hachurada na Figura 3.14), incluindo a mesa superior das lajes alveolares e a capa de concreto, e  $e_f$  a distância do centroide da região comprimida (capa + mesas comprimidas) ao centroide de toda a seção transversal composta.

O fluxo de cisalhamento horizontal atuante na seção composta, na ausência de capa estrutural, é calculado por:

$$v = \frac{(E_{hc}S)_{hc,t}V_{x,imp}}{(E_bI)_0}$$
(3.26)

onde  $V_{x,imp}$  representa a força cortante agindo na viga devido ao carregamento variável e  $E_b$  é o módulo de elasticidade da viga de apoio.

Para seção transversal composta com capa estrutural, lançada após o concreto moldado no local da junta vertical entre as lajes alveolares e a viga de apoio ter adquirido resistência de projeto, o fluxo de cisalhamento horizontal atuante na seção composta é determinado por:

$$v = \frac{(E_{hc}S)_{hc,t}V_{x,top}}{(E_bI)_0} + \frac{(E_{hc}S)_f V_{x,imp}}{(E_bI)_{0+top}}$$
(3.27)

onde  $V_{x,top}$  é a força cortante agindo na viga devido ao peso próprio da capa de concreto armado.

Por fim, a tensão de cisalhamento transversal  $\tau_2$  nas nervuras da laje alveolar é obtida pela Equação 3.28. A Eq. 3.28 considera a situação de uma viga intermediária apoiando lajes em ambos os lados.

$$\tau_2 = \frac{3vb_{sl}}{4b_{cr}b_{w,sl}} \tag{3.28}$$

O fator de correção  $\beta_f$ , aplicável na Equação 3.17, possui valor menor ou igual a 1 e deve ser utilizado no caso em que as extremidades dos alvéolos são preenchidas com concreto até certo comprimento, conforme Tabela 3.4.

Espessura da laje	200	265	320	400
Profundidade do preenchimento < 50 mm	1,0	1,0	1,0	1,0
Preenchimento com profundidade de pelo menos a altura do alvéolo (todos os alvéolos preenchidos)	0,7	0,7	0,5	0,5

Tabela 3.4 – Fator  $\beta_f$ . Fonte: Adaptado de FIB (2000).

O fator de correção  $\beta_{top}$ , também aplicável na Equação 3.17, é utilizado quando o piso possui capa de concreto armado e pode ser calculado pelas seguintes expressões:

$$\beta_{top} = \frac{F_{web}}{F_{top} + F_{web}}$$

$$F_{top} \leq \begin{cases} 0, 2f_{ck,top}h_{top}b_{sl} \\ 2b_{sl} \frac{A_{sv}f_{yk}}{S} \mu \end{cases}$$

$$F_{web} = \frac{4}{3}b_{w,sl}b_{cr}\sqrt{2}\frac{f_{ctm}}{\beta_{f}}$$

$$(3.29)$$

sendo:

 $\frac{A_{sv}}{S}$  a área da seção transversal da armadura longitudinal colocada na capa, por comprimento de viga;

 $f_{\scriptscriptstyle yk}$ é a resistência característica à tração da armadura da capa;

 $f_{\scriptscriptstyle ck, {\it top}}$ é a resistência característica à compressão do concreto da capa;

 $f_{\rm ctm}$  é a resistência axial média à tração do concreto da laje alveolar;

 $h_{top}$  é a espessura da capa de concreto sobre a viga de apoio;

 $\mu$  é o coeficiente de atrito, tomado como 2,0.

Vale informar que no modelo de cálculo de Pajari (1998), valores do coeficiente de atrito  $\mu$  na faixa de 0,5 a 1,66 são relatados de acordo com a interação laje-viga de apoio. Essa faixa difere do modelo da *fib* (FIB, 2000), que adota o valor superior de 2,0 (Eq. 3.26).

Por fim, calculadas todas as componentes de tensão e aplicados os fatores de correção, a Equação 3.17 pode ser determinada e o critério  $\sigma_{ps} \leq f_{ctd}$  deve ser verificado.

## **3.3.3.** Modelo analítico de Roggendorf (2010)

O modelo apresentado em Roggendorf (2010) é baseado no modelo detalhado de Pajari (1998) que, por sua vez, foi base para as recomendações da *fib* (FIB, 2000). Além dos ensaios em grande escala de sua pesquisa, o autor fundamentou seu modelo em um banco de dados de ensaios de lajes alveolares sobre apoio flexível, totalizando 31 modelos. Apesar de ter o mesmo critério de falha que as recomendações do *bulletin 6* (FIB, 2000), o modelo de Roggendorf (2010) leva em consideração os efeitos da fissuração na interface entre as lajes alveolares e a viga, assim como na interface entre as lajes alveolares e o concreto de preenchimento moldado no local. Ambos os efeitos são aumentados com a deflexão das vigas de apoio.

Dos 31 testes, 21 foram utilizados para aplicação do modelo de Pajari (1998) com base no conceito da norma finlandesa *Code Card* 18 (CODE CARD, 2007 *apud* ROGGENDORF, 2010<sup>3</sup>). Os cálculos visaram a determinação e posterior comparação da largura efetiva das lajes alveolares quando apoiadas sobre vigas com diversos tipos de seções transversais. Pela análise executada, Roggendorf (2010) concluiu que a altura das lajes alveolares e o tipo de viga de apoio são os fatores determinantes para a determinação da largura efetiva. Os valores foram calibrados com base nas dimensões nominais e reais (medidos) e são da mesma ordem de valor e mostraram mesmas tendências que aquelas do modelo de Pajari (1998), com módulo de elasticidade e resistência à tração do concreto da laje alveolar sendo os parâmetros mais influentes.

O critério de ruptura, a partir da tensão principal de tração, é escrito em função da tensão de cisalhamento oriunda da força cortante vertical ( $\tau_{xz}$ , equivalente a  $\tau_1$  no modelo da FIB, 2000) e da tensão de cisalhamento oriunda do fluxo de cisalhamento na seção transversal causada pela distorção da laje alveolar ( $\tau_{zy}$ , equivalente a  $\tau_2$  no modelo da FIB, 2000). O autor também considera a influência da tensão de cisalhamento devido à introdução da força de protensão  $\tau_{cp}$ . Portanto, o critério de ruptura é escrito como:

$$\sigma_{ps} = \frac{\sigma_{x}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{x}}{2}\right)^{2} + (\tau_{xz} + \tau_{cp})^{2} + \left(\sqrt{1 - \frac{\sigma_{x}}{f_{ct}}}\tau_{zy}\right)^{2}} \le f_{ct}$$
(3.30)

 $<sup>^{3}</sup>$  Idem 1.

O termo  $\sqrt{1-\sigma_x/f_{ct}}$  na Equação 3.30 é negligenciado no modelo analítico da *fib* (FIB, 2000) e, também, não é levado em consideração na norma finlandesa. Segundo Roggendorf (2010), baseando-se no cálculo dos modelos ensaiados e considerando  $\sigma_x < 0$ , esse termo fica entre 1,10 e 1,21. O modelo de Pajari (1998) tem o conceito de que a viga de apoio, o concreto moldado no local preenchendo o vazio entre as lajes alveolares e a viga, assim como as lajes, formam uma seção transversal composta elástica, com deformações iguais nas interfaces entre os elementos. No entanto, a condição descrita não retrata a realidade após a formação típica de fissuras na interface entre as vigas e os painéis de lajes. Roggendorf (2010) afirma que o ponto menos resistente está geralmente nas interfaces entre o concreto moldado no local e a viga ou entre o concreto moldado no local e a seção transversal da laje. Por observação dos ensaios experimentais de sua pesquisa, Roggendorf (2010) constatou que a fissuração entre o concreto moldado no local e a seção transversal da laje alveolar é a situação crítica. Assim, o autor admitiu a hipótese da aderência perfeita entre o concreto moldado no local e a alma do perfil de aço, isto é, sem fissuração nesta interface.

Roggendorf (2010) assume que as forças na interface com a laje alveolar são transferidas por meio das tensões de cisalhamento que surgem na junta horizontal entre a laje e a mesa do perfil de aço ( $\tau_{s,zy}$ ) e na junta vertical entre o concreto de preenchimento e a laje, porém, neste caso, apenas abaixo da linha neutra da seção composta ( $\tau_{s,xy}$ ), como destacado na Figura 3.15. A existência de deslizamentos nessas interfaces faz com que as lajes movam-se para fora dos apoios de modo que forças de aderência e de atrito são mobilizadas na ligação.



Figura 3.15 – Tensões nas interfaces de contato com a laje alveolar. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

As tensões mostradas na Figura 3.15 devem estar em equilíbrio. Adotando um modelo de atrito de Coulomb nas interfaces, deve-se determinar um coeficiente de atrito  $\mu$  para determinação da resultante de força nas interfaces, que deve estar equilibrada com a força normal que surge na interface de contato entre lajes adjacentes ( $R_c$ ). Assim, as tensões na seção transversal dos painéis de lajes alveolares sobre apoio flexível são devidas à resultante de força nas interfaces e ao fluxo de cisalhamento ( $\nu$ ) introduzido nas nervuras da laje alveolar devido à distorção da seção transversal avaliado pelo efeito *Vierendeel*. De acordo com as investigações experimentais e computacionais feitas pelo autor, o equilíbrio de forças na seção transversal da laje gera tensões nas nervuras (Figura 3.16), sendo a nervura de extremidade a mais solicitada.

Figura 3.16 – Solicitações e tensões na seção transversal da laje alveolar devido à resultante horizontal  $R_c$  e ao carregamento variável V. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



Roggendorf (2010) idealiza a seção transversal da laje alveolar como uma estrutura de barras horizontais rígidas, apoiadas em apoios rígidos nas extremidades, representando as nervuras externas, e em molas nos nós intermediários, representando as nervuras internas. A idealização é baseada no efeito *Vierendeel*, uma vez que a seção transversal da laje alveolar é análoga a uma viga *Vierendeel* – Figura 3.17 – para o carregamento atuando na direção vertical. Nesta idealização, as tensões normais devidas à flexão das barras horizontais rígidas diminuem das nervuras centrais para as nervuras de extremidade e se somam com as tensões devido ao fluxo de cisalhamento (v) proporcionado pelo comportamento conjunto do perfil de aço com o concreto moldado no local.





Com base no modelo detalhado de Pajari (1998), é assumido que a sobreposição das tensões de cisalhamento  $\tau_{xz}$  e  $\tau_{zy}$  atuantes na nervura externa, conforme Figura 3.16, é decisiva para a ruptura. Assim, é tomado o eixo central da nervura, em que  $\tau_{zy}$  é máximo e a tensão normal  $\sigma_z$  é nula. Como mencionado, as seções transversais das lajes são idealizadas como barras rígidas. A Figura 3.18 mostra um exemplo de uma laje alveolar de menor altura com muitas nervuras e uma laje mais alta com poucas nervuras, carregadas pelas forças mostradas na Figura 3.16.

Figura 3.18 - Estruturas de barra para idealizar a seção transversal da laje. Fonte: Roggendorf (2010).



As seguintes premissas foram adotadas pelo autor:

- As barras verticais individuais estão localizadas no eixo central de cada nervura (*j*) e as barras horizontais representam as mesas da laje;
- Todas as nervuras têm a mesma largura b<sub>w,j</sub> definida como: b<sub>w,j</sub> = b<sub>w</sub>/m (com b<sub>w</sub> sendo a soma das larguras das nervuras e m o número de nervuras);
- A largura de todos os alvéolos é a mesma (*n*: número de alvéolos);
- ◆ As espessuras das barras horizontais são calculadas a partir da média da espessura das mesas superior e inferior da laje: h<sub>sl,fl</sub> = (h<sub>sl,top</sub> + h<sub>sl,bot</sub>)/2;
- A distância h<sub>sl,eff</sub> entre entre a linha média que passa nas mesas superior e inferior é tomada como a espessura da laje e o valor nominal b<sub>sl</sub> (b<sub>sl</sub> = 1200 mm) como a largura da laje.

A força horizontal  $R_c$  depende do valor do coeficiente de atrito entre lajes alveolares, entre a laje alveolar e o perfil de aço e entre a laje e o concreto de preenchimento. Assim, o coeficiente de atrito  $\mu$  torna-se um dos principais parâmetros do modelo de Roggendorf (2010), o qual depende das características das interfaces e foi determinado empiricamente. As tensões de cisalhamento mostradas na Figura 3.16 ficam definidas pelas equações 3.31 e 3.32.

$$\tau_{xz,c} = \beta_f k_{z,c} m \mu \frac{V_{comp} S_{sl}}{I_{sl} b_w}$$
(3.31)

$$\tau_{zy,c} = \frac{3}{2} \beta_f k_{y,c} m \mu \frac{V_{comp}}{b_w l_x}$$
(3.32)

Sendo:

 $\beta_f$  um parâmetro tomado como  $\beta_f = 1 - 0, 3 \frac{l_f - 50}{l_{f0} - 50} \ge 0, 7$  ( $l_f$  é a profundidade de preenchimento do alvéolo e  $l_{f,0}$  é a altura do alvéolo, ambos em milímetros);

 $k_{z,c}$  é um fator que leva em consideração os dados da Figura 3.18 e vale  $k_{z,c} = \frac{1}{2} \frac{h_{sl,eff}}{b_{sl}}$ ;

 $h_{sl,fl}$  é a espessura média das mesas das lajes tomada como  $h_{sl,fl} = (h_{sl,top} + h_{sl,bot}) / 2$ ;

 $k_{y,c}$  é um fator que leva em consideração os dados da Figura 3.17 e vale  $k_{y,c} = \frac{1}{3} \frac{3b_{sl}b_{w,j}^{3} + 2nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3}}{n(2b_{sl}b_{w,j}^{3} + nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3})};$ 

*m* é o número de nervuras na seção transversal da laje alveolar;

 $\mu$  é o coeficiente de atrito na interface entre a laje alveolar e o perfil de aço;

 $V_{comp}$  é a força cortante na seção transversal da laje alveolar, assumida uniformemente distribuída, devido ao carregamento atuante no piso após a efetivação da ligação laje com o perfil de aço por meio do concreto moldado no local;

 $S_{sl}$  e  $I_{sl}$  são o momentos estático e o momento de inércia, respectivamente, da área da seção transversal da laje alveolar;

 $b_w$  é a largura de uma nervura da laje;

n é a quantidade de alvéolos em uma seção transversal da laje;

 $l_x$  é a distância da extremidade da laje até o ponto crítico, determinado de forma análoga ao modelo de Pajari (1998), isto é,  $l_s+h_{sl}/2$ .

Para levar em consideração a interação das tensões normais devidas à flexão que surgem no efeito *Vierendeel* (como mostrado na Figura 3.17) com as tensões de cisalhamento  $\tau_{zy,c}$ , o fator empírico  $k_v$  é introduzido e pode ser determinado por:

$$k_{v} = 1 + \beta_{f} \frac{L_{b}^{3} E I_{sl,q}}{E I_{b} b_{sl}^{3}}$$
(3.33)

onde  $L_b$  é o vão da viga onde as lajes se apoiam e  $EI_{sl,q}$  e  $EI_b$  são as rigidezes à flexão transversal da laje alveolar e da seção transversal da viga de aço, respectivamente.

A rigidez  $EI_{sl,q}$  pode ser determinada utilizando-se a estrutura de barras idealizada com apoio rígido nas nervuras de extremidade (Figura 3.19). Para isso, a flecha  $u_{sl}$  devido a uma carga uniformemente distribuída V ( $V \cong V_{comp}$ ) aplicada na estrutura de barras é determinada. Igualando essa flecha com a de uma viga simplesmente apoiada com carga distribuída, determina-se a rigidez equivalente  $EI_{sl,q}$ . No apêndice da tese de Roggendorf (2010), a rigidez equivalente  $EI_{sl,q}$  por milímetro de comprimento da laje são compilados para as seções transversais do banco de dados utilizado pelo autor (com base nas dimensões nominais).

Figura 3.19 – Cálculo da rigidez equivalente EI<sub>sl,q</sub> das lajes alveolares. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



Roggendorf (2010) afirma que o fator adimensional  $k_v$  obtido do banco de dados está na faixa de 1,2 - 2,5 (para  $\beta_f = 1,0$ ) e ele contribui para o aumento da tensão de cisalhamento  $\tau_{zy,c}$  na equação final. De acordo com as investigações computacionais feitas, a capacidade de carga é dependente da razão das rigidezes à flexão  $\alpha = EI_b/L_b{}^3 \cdot b_{sl}{}^3/EI_{sl,q}$ . Assim, o valor 1/ $\alpha$  é incluído no fator  $k_v$ . A rigidez à flexão transversal dos painéis  $EI_{sl,q}$  é determinada analogamente aos cálculos da Figura 3.19 para uma profundidade efetiva do painel  $l_x$  até a seção crítica. As Equações 3.31 a 3.33 foram introduzidas na Equação 3.34, baseada no critério de máxima resistência à tração. Assim, Roggendorf (2010) adaptou a formulação para a determinação da força cortante resistente em apoios rígidos para apoios flexíveis, resultando na seguinte expressão:

$$V_{R,bw} = f \frac{I_{sl} b_w}{S_{sl} (1 + \alpha_{comp} \beta_f \mathbf{k}_{z,c} m\mu)} \left( \sqrt{f_{ct}^2 - \alpha_1 \sigma_x f_{ct}} - \left( \sqrt{1 - \frac{\alpha_1 \sigma_x}{f_{ct}}} \mathbf{k}_v \tau_{zy,c} \right)^2 - \alpha_p \tau_{cp} \right)$$
(3.34)

sendo:

 $\alpha_{comp}$  um fator relativo à proporção entre a força cortante resistida pela seção composta,  $V_{comp}$ , e a força cortante resistente apenas pela laje alveolar, dado por  $\alpha_{comp} = \frac{V_{comp}}{V_{R,bw}}$ ;

 $f_{ct}$  é a resistência à tração do concreto;

 $\sigma_x$  é a tensão normal no concreto devido à protensão ( $\sigma_x = P / A_{sl} < 0$ );

 $\tau_{cp}$  é a tensão de cisalhamento devido à transferência gradual da força de protensão ao longo

do comprimento de transmissão  $l_{bpd}$ , dado por  $\tau_{cp} = \frac{1}{b_w} \sum_{i=1}^k \left[ \frac{dNP_{i(x)}}{dx} \left( \frac{A_0}{A_{sl}} - \frac{S_{sl}e_{pi}}{I_{sl}} - \delta_i \right) \right]$ , com k camadas de cabos de protensão;

 $A_0$  é a área da seção transversal acima da fibra avaliada;

 $S_{sl}$  é o momento estático da seção transversal da laje alveolar calculado em relação ao centroide da seção transversal;

 $e_{pi}$  é a excentricidade das cordoalhas de protensão em relação ao centroide da seção transversal;

 $\delta_i$  é um fator que vale 0 ( $z \ge e_{pi}$ ) ou 1 ( $z < e_{pi}$ ) para consideração da posição das cordoalhas em relação ao centroide da seção transversal;

 $\alpha_p$  é um coeficiente que leva em consideração o comportamento linear de  $\tau_{cp}$  ao longo do comprimento de transmissão:  $\alpha_p = 2 \cdot (h_{sl} + 2a) / l_{bpd}$  (sendo *a* o comprimento do apoio da laje alveolar e  $\alpha_p \tau_{cp} \ge 0$ ).

Os fatores  $f \in \alpha_1$  presentes na Equação 3.34 podem ser encontrados em Hegger e Roggendorf (2021) e foram incluídos posteriormente à pesquisa de Roggendorf (2010). O fator f tem valor igual a 1,0 para lajes alveolares com altura inferior à 400 mm e vale  $(400/h)^{0.25}$  para lajes com altura superior à 400 mm. Já o fator  $\alpha_1$  leva em consideração o aumento linear na força de pré-tensão ao longo do comprimento de transmissão  $l_{bpd}$ .

Roggendorf (2010) afirma que o apoio flexível tem influência nas tensões determinadas depois da efetivação do comportamento conjunto entre as lajes e o perfil de aço ( $V_{comp}$ ). Assim, ações que atuam antes da efetivação do comportamento conjunto são resistidas apenas pelas lajes alveolares. Para efeito de projeto, o autor sugere utilizar o valor de  $\alpha_{comp} = V_{comp}/V_{R,bw} = 0,4$ .

Por fim, utilizando-se do banco de dados da pesquisa, o valor do coeficiente de atrito  $\mu$  foi determinado empiricamente com base na relação entre a força cortante resistente da laje sobre apoio flexível e a força cortante resistente da laje sobre apoio rígido. Roggendorf (2010) apresenta equações correlacionando o coeficiente de atrito com a altura da laje alveolar e o tipo de viga de apoio, sendo que, para sistemas com perfil IFB, o coeficiente de atrito pode ser estimado por:

$$\mu = 0, 2 + 1, 1(10^{-3})h_{sl} \tag{3.35}$$

# CAPÍTULO 4 MODELAGEM COMPUTACIONAL DE LAJE ALVEOLAR SOBRE APOIO RÍGIDO

Para construção e calibração dos modelos numéricos, o pacote computacional DIANA<sup>®</sup> da empresa TNO, baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF), e também o pré e pósprocessador FX+ *for* DIANA, da empresa Midas, foram as ferramentas escolhidas para simular o comportamento e capacidade resistente dos sistemas de piso misto de altura reduzida estudados.

Os procedimentos de simulação computacional abrangem três etapas: 1) Pré-processamento pelo *software* FX+ *for* DIANA, onde ocorre a criação da geometria do modelo, definição da malha e respectiva seleção de elementos finitos elegíveis, atribuição de propriedades mecânicas dos materiais escolhidos, bem como definição de condições de contorno e carregamento aplicado; 2) Processamento pelo *software* DIANA, onde se define o tipo de análise (linear, não linear, por contato, etc.), métodos de solução, critérios de convergência e formato para geração dos resultados da análise; 3) Pós-processamento, pelo *software* FX+ *for* DIANA ou ainda no próprio DIANA, para visualização dos resultados na geometria e malha definida.

TNO (2016) descreve que a modelagem de uma estrutura pode ser dividida em três partes principais: 1) Discretização da geometria: definindo a malha dos elementos finitos; 2) Modelagem do comportamento físico dos materiais aplicados na estrutura (concreto e barras de aço, por exemplo); 3) Modelagem dos efeitos estruturais que influenciam o comportamento da estrutura (grandes deformações, comportamento dependente do tempo, etc.).

Para realizar a discretização da geometria, o usuário precisa ter conhecimento da mecânica aplicada e do MEF. Para a modelagem do comportamento físico do material, o usuário precisa conhecer os mecanismos de falhas que podem ocorrer na estrutura. Por exemplo, em concreto, o comportamento é influenciado principalmente pela fissuração e deslizamento das armaduras. Os efeitos estruturais são aqueles fenômenos que podem influenciar o

comportamento da estrutura, mas isso depende em grande parte das etapas de construção da estrutura (TNO, 2016).

O objetivo desse capítulo é realizar a simulação do ensaio de cisalhamento de dois tipos de lajes alveolares protendidas sobre apoio rígido: uma do tipo MV5/265 e outra do tipo VMM-VSD 25, ambas da pesquisa de Roggendorf (2010). Por meio das simulações, os modelos computacionais são validados de modo que, no Capítulo 5, seja possível investigar o comportamento destas lajes sobre apoio flexível.

# 4.1. DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO

Roggendorf (2010) executou o ensaio de resistência à força cortante de duas lajes alveolares protendidas isoladas sobre apoios rígidos. A geometria do ensaio é definida pela norma alemã DIN EN 1168 (DIN, 2011), e é apresentada na Figura 4.1. Os modelos ensaiados em laboratório tinham comprimento de 5090 mm e vão entre apoios de 4970 mm. Já os modelos computacionais foram criados com comprimento de 5100 mm e vão entre apoios de 5000 mm.



Figura 4.1 – Geometria do (a) ensaio de cisalhamento segundo DIN EN 1168 (DIN, 2011) e (b) seção transversal das lajes alveolares. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

A modelagem computacional desenvolvida por Roggendorf (2010) foi realizada no *software* ABAQUS com o modelo constitutivo CDP (*Concrete Damaged Plasticity*) para o concreto. Nos modelos computacionais de Roggendorf (2010), a região entre aplicação da força e o apoio mais próximo foi modelada por elementos menores considerando a não linearidade pelo CPD, enquanto no restante da laje, para redução do tempo de processamento, a modelagem se deu com elementos maiores e considerando o material como elástico linear. Além disso, foi representada apenas metade da largura do modelo físico, fazendo uso da simetria transversal (Figura 4.2).



Figura 4.2 – Malha das lajes isoladas sobre apoios rígidos modeladas no ABAQUS. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

A Tabela 4.1 apresenta um resumo dos dados referentes aos ensaios das lajes alveolares extraídos de Roggendorf (2010). Para levar em consideração as variações de resistência do concreto das lajes, Roggendorf (2010) adotou para a resistência à tração uniaxial do concreto na modelagem computacional um valor de 85% da resistência média observada nos ensaios, isto é, 3,5 MPa para a laje MV5/265 e 3,0 MPa para a laje VMM-VSD 25. Além disso, o autor utilizou 95% do valor médio obtido dos ensaios como resistência à compressão uniaxial do concreto na modelagem computacional, ou seja, 58,4 MPa para a laje MV5/265 e 53,9 MPa para a laje VMM-VSD 25.

Em relação à energia de fraturamento, Roggendorf (2010) justifica que a composição do concreto e o processo de moldagem das lajes alveolares pré-fabricadas protendidas diferem significativamente do concreto normal. O autor aponta que valores entre 0,095 e 0,180 N/mm são possíveis, baseado em resultados da pesquisa de Hordijk (1991). Assim, devido à alta energia de compressão durante a produção e baseando-se na pesquisa de Hordijk (1991), Roggendorf (2010) adotou o valor de 0,175 N/mm para energia de fraturamento da laje do tipo MV5/265 e 0,150 N/mm para a laje do tipo VMM-VSD 25.

Parâmetros	MV5/265	VMM-VSD 25	
Largura / altura (mm)	1200 / 265	1200 / 250	
Área da seção transversal (mm²)	168500	186900	
Soma das larguras das nervuras (mm)	320	490	
Armadura de protensão superior	2 cordoalhas 3/8"	2 fios Ø 5 mm	
Armadura de protensão inferior	12 cordoalhas 1/2"	12 cordoalhas 1/2"	
Tipo de aço	St 1570/1770		
Tensão de protensão $\sigma_{p0,sup}/\sigma_{p0,inf}$ (MPa)	900 / 900	250 / 1080	
Força de protensão total <i>P</i> <sub>0,sup</sub> / <i>P</i> <sub>0,inf</sub> (kN)	93 / 1004	10 / 1205	
Resistência média à tração do concreto f <sub>ctm</sub> (MPa)	4,0	3,5	
Resistência média à compressão do concreto $f_{cm}$ (MPa)	61,5	56,7	
Módulo de elasticidade médio do concreto (MPa)	43300	38700	
Energia de fraturamento à tração do concreto $G_f$ (N/mm)	0,175	0,150	
Força cortante resistente média da laje (kN/m)	229	266	

Tabela 4.1 - Compilação dos dados das lajes alveolares modeladas por Roggendorf (2010) (adaptado pelo autor).

A modelagem computacional desenvolvida por Roggendorf (2010) foi realizada sob controle de força com uso do método de Newton-Raphson. O autor aponta que diferentes tipos de elementos finitos e métodos de solução na análise não tiveram impacto significativo nos resultados. As simulações no ABAQUS forneceram valores para a força cortante resistente de 226 kN/m e 269 kN/m para as lajes MV5/265 e VMM-VSD 25, respectivamente. Já a resistência média a força cortante obtida dos ensaios foi de 239 kN/m e 266 kN/m, respectivamente. A curva entre força e deslocamento obtida por Roggendorf (2010) é

mostrada na Figura 4.3, da qual observa-se que as forças de ruptura obtidas computacionalmente estão dentro da faixa de dispersão obtida nos testes.





## 4.2. ELEMENTOS FINITOS

Elementos finitos sólidos são utilizados para aplicações diversas, porém, devido à sua tendência a produzir grandes sistemas de equações, esses elementos geralmente são aplicados somente quando outros elementos são inadequados ou produzem resultados imprecisos. Para a laje alveolar de concreto, utilizou-se o elemento finito sólido HX24L (Figura 4.4), que é um elemento sólido isoparamétrico de oito nós, baseado na interpolação linear e integração de Gauss (TNO, 2016).





Para as cordoalhas de protensão nas lajes, optou-se pelos elementos de treliça L2TRU (Figura 4.5) compostos por dois nós com integração direta, possível de ser utilizado em modelos de uma, duas ou três dimensões.

Figura 4.5 – Elemento de treliça L2TRU. Fonte: TNO (2016).



Na criação de interfaces entre os elementos sólidos e elementos lineares, optou-se pelo uso do elemento de interface L12IF (Figura 4.6). Tipicamente, esse elemento representa a ligação entre barras e o material que as envolve. O campo de deslocamento é baseado na interpolação linear.

Figura 4.6 - Elemento de interface L12IF. Fonte: Adaptado de TNO (2016).



## 4.3. MALHA

A malha de elementos finitos foi obtida a partir da análise de convergência realizada por meio da modelagem da laje MV5/265. Foi realizada uma análise linear elástica observando a convergência de valores do deslocamento no eixo z de um nó localizado na seção de aplicação do carregamento. Na Figura 4.7 mostra-se a seção transversal das lajes com dimensões de fábrica e a seção transversal modelada no DIANA.

Figura 4.7 – Seção transversal de fábrica e modelada no DIANA da lajes MV5/265 e VMM-VSD 25. Fontes: Roggendorf (2010) e Autor (2021).



O modelo base para refinamento da dimensão longitudinal não considera propriedades não lineares do concreto e, além disso, as cordoalhas e interfaces não foram utilizadas nessa etapa. A laje modelada tem comprimento de 5100 mm, e seus apoios estão distantes a 50 mm das extremidades, logo, a distância entre eixos dos apoios é de 5000 mm. O modelo constitutivo para o concreto foi linear elástico com módulo de elasticidade igual à 43300 MPa e coeficiente de Poisson igual à 0,2.

O ensaio tem aplicação da força a uma distância de 2,5 vezes a altura da laje (265 mm) em relação ao apoio do primeiro gênero, assim, a distância ao apoio foi definida como 650 mm. A força aplicada foi de 239 kN/m, distribuída uniformemente nos nós da linha ao longo de 1200 mm de largura da laje alveolar.

Na Figura 4.8a tem-se o primeiro modelo, com dimensão longitudinal (no eixo y) dos elementos de 300 mm. As extremidades da laje em todos os modelos têm o mesmo refinamento: duas linhas de elementos com 50 mm de comprimento para criação da chapa metálica de apoio, onde as condições de contorno do apoio foram aplicadas.

Observa-se na Figura 4.8 o refinamento da malha na direção longitudinal da laje. O refinamento da malha deu-se apenas na direção longitudinal (eixo y) com as seguintes dimensões: 300 mm, 150 mm, 100 mm, 75 mm, 50 mm, 30 mm e 25 mm. O refinamento da malha na seção transversal foi definido pela geometria da laje alveolar. A Tabela 4.2 apresenta os valores auferidos juntamente com a diferença em relação à malha mais refinada e, também, a quantidade de nós e elementos de cada modelo.
Figura 4.8 – Malhas com (a) 300 mm, (b) 150 mm, (c) 100 mm, (d) 75 mm, (e) 50 mm, (f) 30 mm e (g) 25 mm de comprimento na direção longitudinal (eixo y) dos elementos na região entre apoios.



(a)



(b)







		3	5 1
Dimensão longitudinal do elemento (mm)	Deslocamento do nó (mm)	Diferença em relação à malha mais refinada (%)	Quantidade de nós/elementos (unidades)
300	2,747322	1,33	10036/7680
150	2,784396	0,51	17012/13316
100	2,798695	0,31	23988/18944
75	2,807459	0,40	31400/24928
50	2,818645	0,48	45352/36192
30	2,832172	0,18	73692/59072
25	2,837212	-	88080/70688

Tabela 4.2 – Deslocamento no nó localizado na linha de ação da força aplicada.

A Figura 4.9 apresenta o gráfico de deslocamento vertical em função do refinamento da malha entre 300 e 30 mm de dimensão longitudinal. Infere-se pelo gráfico que, devido ao pequeno erro percentual, malhas de 100 mm ou mais refinadas (de menor dimensão) são adequadas para a modelagem do modelo físico em análise. Assim, os modelos das lajes sobre apoio rígido foram confeccionados no DIANA usando a malha com dimensão longitudinal (eixo y) dos elementos de 100 mm, conforme apresentado na Figura 4.10.

Figura 4.9 - Curva dimensão longitudinal dos elementos versus deslocamento vertical.





Figura 4.10 – Malha das lajes isoladas sobre apoio rígido modeladas no DIANA: (a) MV5/265 e (b) VMM-VSD 25.

### 4.4. MODELOS CONSTITUTIVOS

#### 4.4.1. Concreto

A definição de modelo constitutivo para o concreto é de elevada complexibilidade. Fatores como reduzida resistência à tração e sensibilidade à fissuração ressaltam a necessidade de considerar a não linearidade e não homogeneidade do material em uma modelagem computacional. Uma correta discretização da malha utilizada influencia fortemente na qualidade dos resultados.

Em estruturas de concreto (ou estruturas em geral feitas de materiais frágeis) o comportamento constitutivo do material frágil ou quase frágil é caracterizado por fissuração na tração e esmagamento na compressão além de efeitos de longo prazo, como retração e fluência. A fissuração pode ser modelada no DIANA por meio de dois diferentes métodos: fissuração distribuída (*smeared cracking*) e fissuração discreta (*discrete cracking*). No método de fissuração distribuída, as fissuras são consideradas como um efeito distribuído e o material é simulado como um meio contínuo com características anisotrópicas. Já no método de fissuração discreta, as fissuras são modeladas diretamente por uma descontinuidade que separa dois elementos (TNO, 2016).

Para a tração, são utilizados modelos de fissuração, que podem ser divididos basicamente em dois grupos: modelos de fissuração distribuída e modelos de fissuração discreta. Neste último, a fissura é tratada da maneira mais real possível, pois a cada incremento de carga é gerada uma nova malha de elementos finitos na região de propagação da fissura. Em contrapartida, a utilização deste modelo eleva substancialmente o tempo de processamento, principalmente em modelos tridimensionais. Já no modelo de fissuração distribuída, o material danificado pela abertura das fissuras é considerado como meio contínuo e as notações de tensão e deformação ainda podem ser aplicadas sem a necessidade de se construir uma nova malha enquanto as fissuras se propagam. (RAMOS, 2010, p. 67)

Exemplos de modelos disponíveis para fissuração distribuída no DIANA são: modelo de fissuração por deformação total (*total strain crack model*), modelo de fissuração fixa multidirecional (*multi-directional fixed crack model*), modelo *Maekawa-Fukuura* de concreto, modelo *teh Kotsovos* de concreto e o modelo de alvenaria de engenharia. Neste trabalho, adotou-se o modelo por deformação total para o concreto.

Em TNO (2016), é dito que o modelo constitutivo baseado na deformação total é desenvolvido a partir da Teoria do Campo de Compressão Modificada, proposta originalmente por Vecchio e Collins (1986). Assim como o modelo de fissuração fixa multidirecional, os modelos baseados em deformação total seguem uma abordagem embasada na energia de fraturamento. O *total strain crack model* pode ser de dois tipos: fixo e rotacional. Neste trabalho, é adotado o tipo fixo para a orientação das fissuras.

No modelo fixo a orientação tomada para a fissura é mantida constante durante toda a análise, admitindo que a mesma mude de direção apenas no caso em que a variação do ângulo da fissura for igual a 90° em relação ao ângulo inicial, enquanto que no modelo rotacional a orientação da fissura pode mudar e acompanhar as direções principais de tensões. Nestes modelos é preciso especificar os parâmetros básicos, como o módulo de elasticidade longitudinal e coeficiente de Poisson, e definir o comportamento do material na tração, na compressão e ao cisalhamento. (SOUZA, 2016, p. 94)

O comportamento à tração do concreto armado pode ser modelado fazendo uso de diferentes abordagens. Para o modelo de fissuração por deformação total, seis funções de abrandamento ou *softening* (efeito que ocorre quando ao alcançar certo patamar de solicitação, o concreto perde capacidade resistente com acréscimo no nível de deformações) baseadas na energia da fraturamento são implementadas: curva linear (Figura 4.11a), exponencial (Figura 4.11b), não linear de acordo com *Hordijk* (Figura 4.11c), tensão de abrandamento de acordo com CEB-FIP *Model Code* 1990, CEB-FIP *Model Code* 2010 e o abrandamento de acordo com a JSCE (*the Japan Society of Civil Engineers*). Todas as funções são relacionadas à largura de banda de fissuração (*h*), como é comum nos modelos de fissuração distribuída.



Figura 4.11 – Algumas curvas de funções de abrandamento. Fonte: Adaptado de TNO (2016).

Os parâmetros necessários para as funções baseadas na energia de fraturamento são: energia de fraturamento na tração e na compressão ( $G_f$  e  $G_c$ , respectivamente), resistências do material à tração e à compressão ( $f_t$  e  $f_c$ , respectivamente), largura de banda de fissuração (h) e o coeficiente de retenção do cisalhamento ( $\beta$ ). Segundo Barros (1995), a energia de fraturamento é a energia necessária para a formação de uma fissura de área unitária e pode ser quantificada por meio de ensaios de tração uniaxial ou de flexão, ambos sob controle de deformações. Conforme *fib* (FIB, 2010), para concretos normais a energia de fraturamento à tração ( $G_f$ ) pode ser estimada para concretos comuns pela expressão do *Model Code* 2010 (FIB, 2010):

$$G_f = 73 f_{cm}^{0.18} \tag{4.1}$$

Sendo  $f_{cm}$  a resistência à compressão média do concreto ( $f_{ck} + \Delta f$ , com  $\Delta f = 8$  MPa).

O valor da energia de fraturamento à compressão  $(G_c)$  é passível de ser estimada, por meio da pesquisa de Feenstra e Borst (1993), como sendo entre 50 e 100 vezes superior à energia de fraturamento à tração  $(G_f)$  do concreto adotado. Nesta pesquisa, adotou-se o valor de  $G_c = 100G_f$ . Contudo, os modelos ensaiados são controlados pela resistência à tração, logo, a energia de fraturamento à compressão não é parâmetro influente na resposta final.

A largura de banda da fissuração é diretamente relacionada com as dimensões dos elementos finitos utilizados no modelo e tem por objetivo retirar a dependência da malha. Esse parâmetro pode ser gerado pelo programa de acordo com os elementos utilizados ou ainda ser informado pelo usuário. Para elementos planos com interpolação linear, a largura de banda é determinada pela raiz quadrada da área do elemento. Já para elementos tridimensionais de interpolação linear, é calculada pela raiz cúbica do volume do elemento. Neste trabalho, por meio de estudo paramétrico prévio, definiu-se o valor de 37,5 mm para a largura de banda de fissuração de ambos os modelos dessa etapa da modelagem.

O comportamento à compressão no modelo de fissuração por deformação total é geralmente uma função não linear entre tensão e deformação e o DIANA oferece funções predefinidas para expressar esse comportamento. Neste trabalho, utiliza-se a função parabólica para o comportamento à compressão do concreto (Figura 4.12).





Em modelos de fissuração por deformação total do tipo fixo, é necessário informar o fator de retenção do cisalhamento ( $\beta$ ) que governa o efeito de redução do módulo de elasticidade transversal após o início da fissuração. Há diversas funções de retenção do cisalhamento disponível no DIANA, entre elas: constante, multilinear, baseado no dano, baseado no tamanho do agregado entre outros. Para a função constante (adotada nos modelos dessa pesquisa), o usuário deve informar um valor do fator de retenção entre 0 e 1, sendo o valor padrão do programa dado como 0,01 e sua curva mostrada na Figura 4.13. Valores de  $\beta$  próximos de 0 refletem que o modo de ruptura por cisalhamento é importante na análise, enquanto valores iguais a 1 indicam que a rigidez ao cisalhamento não é reduzida após a fissuração ocorrer.

Figura 4.13 - Função constante de retenção do cisalhamento após fissuração. Fonte: TNO (2016).



Os parâmetros do modelo constitutivo adotado para o concreto na modelagem computacional das lajes alveolares sobre apoio rígido são mostrados na Tabela 4.3. Destaca-se que os dados da Tabela 4.3 foram determinados a partir de uma análise paramétrica, na qual variou-se o

módulo de elasticidade do concreto, a resistência à tração do concreto, o valor da resistência da interface entre a cordoalha e o concreto e o valor da força de protensão aplicada nas lajes. Dessa análise, algumas considerações foram tomadas em relação aos dados da Tabela 4.1: (i) redução de 15% no módulo de elasticidade médio da laje MV5/265 e de 20% no módulo de elasticidade médio da laje MV5/265 e de 20% no módulo de elasticidade médio da laje MV5/265 e de 20% no módulo de elasticidade médio da laje VMM-VSD 25; (ii) a resistência à tração do concreto foi tomada como 90% do valor médio determinado nos ensaios; (iii) a perda de protensão foi adotada em 15% para a laje MV5/265 e em 20% para a laje VMM-VSD 25; (iv) resistência à compressão do concreto das lajes com 95%.

Parâmetros	MV5/265	VMM-VSD 25
Propriedades do regime elástico linear: E e v (MPa e adimensional)	36805 / 0,2	29025 / 0,2
Classe do elemento	Concrete and masonry	
Modelo constitutivo	Total strain based crack model	
Orientação das fissuras	Fixed	
Curva de comportamento à tração do concreto	Hordijk	
Resistência à tração $f_t$ (MPa)	3,6	3,15
Energia de fraturamento à tração <i>G<sub>f</sub></i> (N/mm)	0,175	0,150
Largura da banda de fissuração h (mm)	37,5	
Curva de comportamento à compressão do concreto	Parabólica	
Resistência à compressão f <sub>c</sub> (MPa)	58,4	53,9
Energia de fraturamento à compressão G <sub>c</sub> (N/mm)	17,5	15,0
Função de retenção ao cisalhamento	Constante	
Fator de retenção ao cisalhamento ( $\beta$ )		0,01

Tabela 4.3 – Parâmetros de modelagem dos elementos de concreto.

#### 4.4.2. Aço

No DIANA, os elementos de metal podem ser modelados por uma vasta gama de tipos de elementos disponíveis em sua biblioteca e, de um modo geral, o comportamento constitutivo dos metais é definido pelo escoamento e subsequente encruamento isotrópico. Especialmente, os modelos de plasticidade de Tresca e von Mises são aplicáveis à metais.

O modelo escolhido para os elementos de aço neste trabalho é o elastoplástico perfeito com plastificação de von Mises, excluindo-se as barras de aço para apoio das lajes, que foram modeladas com modelo elástico linear isotrópico. O critério de resistência de von Mises é uma suave aproximação do critério de Tresca (Figura 4.14) sem considerar o encruamento. O DIANA solicita a inserção de módulo de elasticidade longitudinal, coeficiente de Poisson e tensão de escoamento. A Tabela 4.4 apresenta os parâmetros do modelo constitutivo adotado para o aço.





	-
Parâmetros	Cordoalhas e fios
Classe do elemento	Steel
Modelo constitutivo	Von Mises and Tresca plasticity
Propriedades lineares: $E \in v$ (MPa e adimensional)	200000 / 0,3
Modelo de plasticidade	Von Mises plasticity
Função de encruamento ( <i>hardening</i> )	No hardening
Tensão de escoamento $f_y$ (MPa)	1770

Tabela 4.4 - Parâmetros de modelagem dos elementos de aço.

#### 4.4.3. Interface

O comportamento das interfaces no DIANA pode ser descrito por elementos de interface com relação linear ou não linear entre as tensões e deslocamentos. As chamadas "resistências" normal  $(t_n)$  e ao cisalhamento  $(t_s \ e \ t_l)$  são relacionadas com os deslocamentos relativos normal  $(\Delta u_n)$  e ao cisalhamento  $(\Delta u_l)$ . Para simular o comportamento da interface, vários modelos estão disponíveis na biblioteca do DIANA de acordo com o uso: modelos para interface entre nós, para interface bidimensional em linha, tridimensional em linha, interface para conexões linha-sólido(*3D line-solid*), entre outros.

Tendo em vista que o modelo da laje é tridimensional e que as cordoalhas são representadas por elementos lineares, o tipo de elemento de interface escolhido foi o de conexão linha-sólido. Para conexão linha-sólido, consta em TNO (2016) que somente três tipos de modelos constitutivos são aplicáveis: elasticidade linear, elasticidade não linear e *bond-slip*. Interfaces considerando a elasticidade linear solicitam a inserção das rigidezes lineares e são utilizadas em análises estruturais lineares.

Em concreto armado, a interação entre armaduras e o concreto é altamente complexa. A interação é governada por fissuras longitudinais e transversais na região da interface armadura-concreto. Esse comportamento pode ser modelado por um mecanismo *bond-slip* no qual o deslocamento relativo entre a armadura e o concreto é descrito em um sentido

fenomenológico. O comportamento mecânico da zona de deslizamento é descrito por um elemento de interface com espessura nula (TNO, 2016). Nesta pesquisa, o modelo escolhido para tais interfaces é o modelo *bond-slip*.

As leis constitutivas para *bond-slip* propostas são, em sua maioria, baseadas na Teoria da Deformação Total, que expressa as resistências como funções dos deslocamentos relativos totais. Em TNO (2016), as relações entre resistências e deslocamentos relativos para *bond-slip* são dadas por:

$$t_n = k_n \Delta u_n$$
  

$$t_t = f_t(dt)$$
(4.2)

A relação entre a resistência normal e o deslocamento relativo normal é assumido como linear elástico por meio da constante  $k_n$  e a relação entre a resistência ao escorregamento e o deslizamento é assumida como uma função não linear. A diferenciação das expressões na Equação 4.2 fornece os coeficientes das rigidezes normal e tangenciais ( $D_{11} = k_n$  e  $D_{22} = \partial f_t / \partial dt$ ). O DIANA oferece quatro funções pré-definidas para a relação entre a resistência ao escorregamento e o deslizamento relativo na interface (Figura 4.15): uma função cúbica de acordo com Dörr (1980), a relação *Power Law* proposta por Noakowski (1978), uma relação proposta por Shima, Chou e Okamura (1987) e uma função definida pelo usuário com diagrama multilinear. O programa ainda conta com a função do *Model Code* de 2010 (FIB, 2010).





Dörr (1980) propôs uma relação polinomial entre a resistência ao escorregamento e o deslizamento relativo que possui um limite se o deslizamento é maior que um certo valor  $dt^0$  e que depende da resistência à tração do concreto, conforme mostrado na Equação 4.3 e na Figura 4.16. A Eq. 4.3 foi adaptada da função original, pois o parâmetro *c* foi adotado como  $f_t/1,9$ .

$$t_{t} = \begin{cases} f_{t} \left( 5 \left( \frac{dt}{dt^{0}} \right) - 4, 5 \left( \frac{dt}{dt^{0}} \right)^{2} + 1, 4 \left( \frac{dt}{dt^{0}} \right)^{3} \right) \rightarrow 0 \le dt < dt^{0} \\ c \rightarrow dt \ge dt^{0} \end{cases}$$

$$(4.3)$$



Figura 4.16 – Função cúbica adaptada de Dörr (1980). Fonte: Adaptado de TNO (2016).

O valor do deslizamento  $dt^0$  adotado na modelagem realizada nesta pesquisa foi baseado nos estudos de Dang *et al.* (2014) que analisou o escorregamento de cordoalhas protendidas a partir do ensaio de dezoito espécimes. Esses autores observaram valores de deslizamento relativo no momento do arrancamento da cordoalha de cerca de 4 milímetros, valor que foi adotado para o parâmetro  $dt^0$  dos modelos de interface das simulações realizada nesta pesquisa. Além dos módulos das rigidezes e o valor do deslizamento  $dt^0$  (*shear slip at start plateau*), o DIANA solicita o valor do parâmetro *c* (Figura 4.16), tomado como a resistência à tração do concreto dividida por 1,9.

Na Figura 4.17 têm-se alguns *sets* da malha do modelo computacional da laje MV5/265 criado no DIANA com cordoalha e a interface na cor vermelha. Na Tabela 4.5 têm-se os parâmetros para o modelo constitutivo adotado para as interfaces linha-sólido dos modelos computacionais. As rigidezes normais (y e z) foram arbitradas com o valor de 100 N/mm<sup>3</sup> enquanto a rigidez ao cisalhamento (x) foi calculada pelo coeficiente indicado na Figura 4.16, isto é,  $5f_t/dt^0$ .

Figura 4.17 – Sets da malha da laje MV5/265: aba lateral (cinza) e cordoalha inferior com interface associada (vermelho).



Tabela 4.5 – Parâmetros de modelagem das interfaces.

Parâmetros	MV5/265	VMM-VSD 25
Classe do elemento	Interface elements	
Modelo constitutivo	Bond-slip	
Тіро	3D line interface (2 normal, 1 shear)	
Regime elástico linear: Módulos das rigidezes normal (y e z) e ao cisalhamento (x) (N/mm³)	100 / 100 / 4,50	100 / 100 / 3,94
Modelo de <i>bond-slip</i>	Cubic by Dörr	
Parâmetro c (MPa)	1,895	1,658
Deslizamento ao cisalhamento no início do patamar dt <sup>0</sup> (mm)	4,0	4,0

# 4.5. CARREGAMENTO, ANÁLISE E MÉTODO DE SOLUÇÃO

A simulação foi realizada por meio de análise estrutural não-linear por fases (ou faseada), isto é, o modelo computacional pode mudar de fase para fase. Por exemplo, em cada nova fase, elementos e reforços podem se tornar ativos ou inativos a pedido do usuário, ou os apoios podem ser removidos ou adicionados. Tal metodologia foi aplicada nos casos de carregamento, onde a protensão é aplicada na fase 1, gerando um campo de tensões que é levado para a fase 2, na qual o controle de deslocamento é iniciado. Na fase 2, foi aplicado um deslocamento prescrito no valor de 5 mm dividido em 100 passos. Foi adotado um limite de 50 iterações para o método de Quase Newton utilizado no processo iterativo e normas de convergência em força e deslocamento (independentes) com tolerância de 1%.

O deslocamento prescrito foi aplicado em um único nó e transferido para os demais nós da linha de ação ao longo da largura da laje por meio do recurso de amarração entre nós (*tying*), isto é, define-se um nó mestre e demais nós são escravos. Esse *link* entre os nós, definido ainda no pré-processamento, é criado com a condição da translação na direção do eixo z ser a mesma para todos os nós. Na Figura 4.18 é mostrada a extremidade da laje MV5/265, onde é ilustrada aplicação do carregamento e das condições de contorno.

Figura 4.18 - Condições de apoio e carregamento em uma das extremidades do modelo da laje MV5/265.



Em se tratando da solução do sistema de equações de equilíbrio do modelo de elementos finitos, o DIANA disponibiliza quatro métodos de solução distintos: a solução *Parallel Direct Sparse*, o método *Sparse Cholesky*, um método de solução direto *out-of-core* e um método interativo.

Os métodos diretos de solução fazem uso da decomposição LDU para matrizes e a solução do vetor **u** pode ser alcançada por sucessivas substituições para resolver os sistemas triangulares de equações. A solução *Parallel Direct Sparse* mostra um alto desempenho e uso eficiente de memória para resolver grandes sistemas lineares simétricos e assimétricos esparsos de equações por multiprocessadores compartilhados.

O método *Sparse Cholesky* é uma implementação da formulação do produto interno da fatoração de Cholesky e, antes da fatoração, o método reordena a matriz do sistema pelo algoritmo Metis. Conforme TNO (2016), essa reordenação minimiza o preenchimento da matriz durante a fatoração. O método *out-of-core* é um método direto baseado na decomposição de Gauss e o método interativo utiliza de recursão para gerar aproximações e solucionar **u**. Seu desempenho é determinado pela velocidade de convergência e faz uso de sub-rotinas de algoritmos para solução do sistema. Nesse trabalho optou-se pelo uso da solução *Parallel Direct Sparse* para os sistemas de equações dos modelos.

## 4.6. PREVISÃO ANALÍTICA

Para efeito de análise da resistência à força cortante obtida da modelagem, foi determinada a resistência à força cortante utilizando as equações analíticas de Yang (1994) para ruptura por *tension shear*, isto é, ruptura por cisalhamento à tração, por meio da Equações 3.12 a 3.14.

As seguintes simplificações foram adotadas: (i) as forças de protensão das cordoalhas superiores foram desconsideradas no cálculo da tensão de cisalhamento (Eq. 3.13) e, considerando um curso linear para a transferência da força de protensão, o valor do gradiente dNP/dx foi adotado como o quociente da força de protensão total inferior pelo  $l_{pt2}$ ; (ii) o valor do ângulo  $\beta$  para as lajes do presente trabalho foi medido diretamente dos modelos computacionais (Figura 4.19); (iii) considerou-se somente uma camada de cordoalhas inferiores na laje MV5/265, com excentricidade *e* no valor de 103 mm.



Figura 4.19 – Valores de  $\beta$  determinado pelos modelos computacionais no DIANA.

As seções transversais das lajes dos modelos computacionais avaliados nesse capítulo são apresentadas na Figura 4.20. Os valores utilizados na previsão da resistência à força cortante estão mostrados na Tabela 4.6 e a memória de cálculo da previsão analítica para as duas lajes é apresentada no Apêndice B.





<sup>(</sup>b) VMM-VSD 25

Parâmetro	Laje MV5/265	Laje VMM-VSD 25
β	21°	19°
$h_{cp}$ (mm)	65	57,5
ls (mm)	100	100
$l_x$ (mm)	271,05	269,11
$l_{pt2}$ (mm)	523,16	717,47
<i>e / z</i> (mm)	103 / 68	88,19 / 66,19
$I_{sl}$ (10 <sup>6</sup> mm <sup>4</sup> )	1356	1252
$S_{sl}$ (10 <sup>3</sup> mm <sup>3</sup> )	6627	6741
$b_w$ (mm)	325	500
$f_{ct}$ (MPa)	3,60	3,15

Tabela 4.6 - Parâmetros para previsão analítica da força cortante resistente segundo equações de Yang (1994).

### 4.7. ANÁLISE DOS RESULTADOS

Na Figura 4.21 e na Figura 4.22 apresenta-se a curva entre força cortante e deslocamento das lajes simuladas sobre apoio rígido obtidas da modelagem computacional no DIANA, as quais são comparadas com os resultados numéricos e experimentais relatados em Roggendorf (2010).

As simulações no DIANA forneceram uma resistência à força cortante de 251 kN/m e 283 kN/m para as lajes MV5/265 e VMM-VSD 25, respectivamente. Isso representa uma diferença de 5,02% e 6,39% em relação à resistência à força cortante média obtida do ensaio experimental das lajes, isto é, 239 kN/m e 266 kN/m.



Figura 4.21 – Curva força cortante-deslocamento das simulações no DIANA da laje MV5/265.

Figura 4.22 - Curva força cortante-deslocamento das simulações no DIANA da laje VMM-VSD 25.



O padrão de fissuração nas lajes alveolares ensaiadas é mostrado na Figura 4.23 enquanto na Figura 4.24 e na Figura 4.25 é mostrado o panorama de fissuração do concreto na força máxima de convergência obtida da modelagem no DIANA. Observa-se que o panorama de fissuração do modelo computacional concorda com a forma de ruína observada no ensaio, com a formação de uma fissura inclinada partindo do apoio, porém no modelo computacional

aparecerem, também, fissuras decorrentes de flexão abaixo do ponto de aplicação da força. Contudo, a força máxima de convergência foi atingida no passo no qual formou-se a fissura inclinada, concordando com a forma de ruína por tração diagonal observada no ensaio.

Figura 4.23 – Padrões de ruína dos testes da laje MV5/265 (a) e da laje VMM-VSD 25 (b). Fonte: Roggendorf (2010).



Figura 4.24 - Padrão de fissuração na ruína do modelo computacional da laje MV5/265 (valores em milímetros).





Figura 4.25 – Padrão de fissuração na ruína do modelo computacional da laje VMM-VSD 25 (unidade de fissuras em milímetros).

A curva força cortante resistente *versus* deslocamento obtida da modelagem computacional mostrou-se dentro da faixa das curvas experimentais obtidas por Roggendorf (2010). Na Tabela 4.7 mostram-se os valores máximos e mínimos da resistência à força cortante obtida dos ensaios, a previsão analítica pelas equações de Yang (1994) bem como os valores obtidos da modelagem computacional no DIANA. A diferença entre a previsão analítica e os valores médios obtidos dos ensaios foi de cerca de 8,5% para a laje MV5/265 e 14,5% para a laje VMM-VSD25.

Tabela 4.7 – Valores máximos, mínimos e médios da resistência à força cortante obtida dos ensaios, da previsão analítica e da modelagem computacional no DIANA.

Laje	Vexp,min / Vexp,máx (kN/m)	Vexp,méd (kN/m)	V <sub>Yang</sub> (kN/m)	V <sub>model</sub> ( <b>kN/m</b> )
MV5/265	234/272	239	218,54	251,7
VMM-VSD 25	268/326	266	227,46	283,4

Ressalta-se que os resultados apresentados na Figura 4.21 e na Figura 4.22 foram obtidos de uma análise paramétrica prévia, descrita no item 4.4.1. Dessa análise, observou-se pequena influência da perda da força de protensão, com uma variação menor que 13% na força máxima de convergência. Por outro lado, ela foi fortemente influenciada pelo valor da resistência à tração do concreto e pela resistência da interface cordoalha-concreto. Já o módulo de elasticidade do concreto apresentou influência significativa na rigidez inicial da

laje. Os valores apresentados na Tabela 4.7 já incorporam o resultado dessa análise paramétrica e forneceram valores de resistência à força cortante do modelo computacional mais próximos do valor médio observado nos ensaios.

Roggendorf (2010) adotou algumas simplificações na modelagem no ABAQUS, das quais destacam-se a consideração de aderência perfeita entre as cordoalhas e o concreto das lajes e o uso de malha refinada não linear somente na região entre o ponto de aplicação da força e o apoio. A modelagem realizada no DIANA mostrou-se satisfatória de uma maneira geral, representando a resistência à força cortante das duas lajes com uma diferença máxima de 6,5% com relação à resistência média obtida dos ensaios. Essa diferença é menor que a variabilidade da resistência à força cortante observada nos ensaios, que foi de 7,25%. Além disso, o modelo computacional incorpora parâmetros importantes que afetam a resistência à força cortante da laje alveolar. Por essa razão, o modelo computacional, com as propriedades definidas neste capítulo, será utilizado na modelagem computacional do piso formado por lajes alveolares apoiadas em perfil de aço do tipo IFB apresentada no Capítulo 5.

## CAPÍTULO 5

# MODELAGEM COMPUTACIONAL DE LAJE ALVEOLAR SOBRE APOIO FLEXÍVEL

A partir dos modelos computacionais das lajes isoladas sobre apoio rígido validados, prossegue-se com a modelagem de dois pisos mistos de altura reduzida, compostos por dez lajes em dois vãos e perfil IFB central, da pesquisa experimental-computacional de Roggendorf (2010). Ressalta-se que dos oito sistemas *slim floor* que o autor ensaiou, apenas os dois primeiros sistemas, sem a presença da faixa de elastômero sob as lajes de um dos vãos e sem a armadura transversal ao perfil de aço posicionada no concreto moldado no local, foram representados no DIANA. Esta delimitação foi devida às variáveis de pesquisa, sendo que os demais sistemas contavam com condições de contorno ou variáveis distintas dos objetivos desta pesquisa.

Nos modelos computacionais desenvolvidos no DIANA, a faixa de elastômero não foi representada pelo fato de Roggendorf (2010) afirmar, baseado nos testes experimentais, que não houve diferenças significativas nas tensões e da força cortante última resistente da laje de extremidade dos dois vãos. Já a armadura transversal não foi representada pelo fato de Roggendorf (2010) ter concluído que essas armaduras não contribuíram na resistência do sistema *slim floor*, mas apenas na ductilidade do sistema antes da ruína, isto é, que é uma medida construtiva de prática comum para amarração do sistema.

### 5.1. DESCRIÇÃO DO MODELO FÍSICO

Dois pisos mistos de altura reduzida compostos por lajes alveolares e perfis de aço com diferentes geometrias (conforme mostrado na Figura 2.2) da pesquisa de Roggendorf (2010) foram modelados no DIANA. O primeiro piso é composto por lajes alveolares do tipo MV5/265 (com alvéolos ovais) e perfil de menor rigidez quando comparado ao perfil do segundo piso, que é formado por lajes alveolares do tipo VMM-VSD 25 (com alvéolos alongados) e perfil de maior rigidez. Ambos os sistemas são compostos por dois vãos, cada um com cinco lajes, sendo que o lado "a" é aquele onde as lajes se apoiam diretamente no

perfil. Já o lado "b" é aquele onde as lajes são apoiadas em tiras de neoprene (não modelado nesta pesquisa).

Assim como no ensaio de lajes sobre apoio rígido, a aplicação da força foi feita a uma distância de 2,5 vezes a altura da laje em relação ao eixo central do apoio, isto é, o perfil IFB. Perfis de aço com rigidez similar ao perfil central foram utilizados nas extremidades do piso para prevenir torção nas lajes.

A ligação entre lajes alveolares e destas com o perfil IFB foi feito por meio de concreto moldado no local, não sendo executada capa de concreto estrutural. O topo de cada alvéolo central de cada laje foi aberto em uma profundidade de 300 mm a partir da extremidade da laje para permitir o seu preenchimento com o concreto moldado no local. Os demais alvéolos foram isolados com tampões plásticos posicionados a 35 (VMM-VSD 25) ou 50 milímetros (MV5/265) da extremidade da laje. A representação esquemática do ensaio é mostrada na Figura 5.1, as dimensões dos perfis IFB na Figura 5.2 e a Tabela 5.1 apresenta o resumo dos dados dos sistemas de pisos mistos de altura reduzida a serem utilizados na modelagem computacional.

	autor).	
Parâmetros	Piso 1 - MV5/265	Piso 2 - VMM-VSD 25
Concreto moldado no local		
Resistência à tração f <sub>ct</sub> (MPa) Resistência à compressão f <sub>c</sub> (MPa) Módulo de elasticidade E (MPa)	1,5 18,2 21100	1,7 20,1 22300
Perfil IFB		
Área $(A_s)$ do perfil (cm <sup>2</sup> ) Inércia $(I_y)$ do perfil (cm <sup>4</sup> ) Tipo de aço do perfil (tensão de escoamento, $f_{yk}$ )	228 35400 S 355 (355 MPa)	435 74200 P 460 NL (460 MPa)

Tabela 5.1 - Compilação de dados dos sistemas slim floor ensaiados por Roggendorf (2010) (adaptado pelo



Figura 5.1 – Esquema de ensaio para determinação da resistência à força cortante de lajes alveolares em apoios

flexíveis (dimensões em mm). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

Figura 5.2 – Dimensões dos perfis IFB: (a) perfil utilizado em conjunto com lajes MV5/265 e (b) perfil utilizado com lajes VMM-VSD 25. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



Nos modelos físicos, armaduras de reforço foram inseridas nas juntas longitudinais entre lajes alveolares, as quais foram passadas em orifícios pela alma do perfil IFB. Também foram colocadas armaduras no concreto de preenchimento, paralelamente ao perfil IFB. Nas extremidades dos modelos foram confeccionadas vigas de concreto. As armaduras não foram

representados nos modelos computacionais desta pesquisa, pois além de além do fato de serem medidas construtivas, não contribuíram significativamente na capacidade resistente do sistema. No caso das vigas de extremidade, a amarração provocada por elas foi representada por meio da consideração de aderência perfeita entre os nós coincidentes das lajes e a viga de extremidade.

No ensaio de laje sobre apoio rígido, somente a força última e o deslocamento na laje na região de aplicação do carregamento foram mensurados, já os ensaios de pisos mistos de altura reduzida possuíam vários pontos de medição. Roggendorf (2010) afirma que os deslocamentos e deformações foram registrados continuamente usando transdutores de deslocamento e extensômetros elétricos de resistência.

Na Figura 5.3 e Figura 5.4, são ilustrados os pontos de medição de deslocamento e deformações utilizados nesta pesquisa, para os sistemas do Piso 1 e do Piso 2, respectivamente. Em seguida, são feitos comentários sobre a nomenclatura da tecnologia de medição adotada em cada piso.

Figura 5.3 – Pontos de medição de deslocamentos e deformações do Piso 1 (cotas em centímetros). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).





Figura 5.4 – Pontos de medição de deslocamentos e deformações do Piso 2 (cotas em centímetros). Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

Os deslocamentos verticais (nomeados pela letra D) foram medidos no perfil IFB. Em cada um dos pisos, o deslocamento foi registrado no meio e nos quartos do vão. A expansão transversal das lajes alveolares foi medida por meio de transdutores de deslocamento (nomeados pela sigla QP) fixados na parte inferior das lajes no Piso 1. O comprimento da haste de medição era de 1150 mm, conforme mostrado na Figura 5.5. Esses transdutores de deslocamento estavam posicionados a uma distância de 35 cm da eixo do perfil IFB (detalhe na Figura 5.3).





O deslocamento horizontal da extremidade do perfil IFB foi medido por transdutores de deslocamento posicionados em suas extremidades, a uma distância de 1 cm do topo e da base do perfil (transdutores H1 e H2 na Figura 5.6). Nessa mesma figura são mostrados os transdutores utilizados para mediação do deslocamento horizontal relativo entre o perfil IFB e as lajes alveolares de extremidade (transdutores H3 a H6 na Figura 5.6).

Figura 5.6 – Esquema de medição dos deslocamentos horizontais do perfil IFB e das lajes. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



A abertura de fissuras nas juntas longitudinais entre lajes alveolares foi registrada no modelo do Piso 2 por meio do transdutor de deslocamento (nomeado por RL) entre as lajes 4-5. Esse transdutor estava posicionado a uma distância de 35 cm do eixo do perfil IFB (detalhe na Figura 5.7).





O deslocamento vertical relativo entre as lajes 3 e 5 e o perfil IFB foi registrado por meio de transdutores de deslocamento (nomeados por A) abaixo do alvéolo central dessas lajes (Figura 5.8). O deslocamento vertical será positivo se a laje apresentar um valor de curvatura menor que a da mesa inferior do perfil IFB criando uma abertura entre a mesa do perfil e a laje. Caso as lajes se desloquem para baixo com valor maior que o deslocamento vertical da mesa do perfil, o valor registrado será negativo.





As deformações longitudinal (nomeadas por LI) e transversal (nomeadas por QI) das mesas do perfil IFB foram medidas por meio de extensômetros. A posição dos extensômetros na seção transversal do perfil IFB é mostrada na Figura 5.9. Todos os extensômetros estavam colados nas faces externas das duas mesas e foram utilizados para verificar se o perfil IFB se mantinha em regime elástico linear até o final do ensaio.



Figura 5.9 - Medição das deformações do perfil IFB. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

#### 5.2. ELEMENTOS FINITOS E MALHA

Os elementos finitos utilizados para a construção dos modelos do piso misto de altura reduzida são os mesmos descritos no item 4.2, sendo os elementos de concreto (lajes alveolares e concreto de preenchimento) e os elementos de aço representados pelo elemento sólido HX24L, as cordoalhas de protensão por elementos de treliça L2TRU e a interface entre os elementos de concreto das lajes alveolares e as cordoalhas de protensão pelo elemento de interface L12IF, todos com interpolação linear.

Para o piso misto de altura reduzida, as interfaces entre o perfil IFB e o concreto moldado no local e entre este e as lajes alveolares foram representadas pelo elemento de interface Q24IF (Figura 5.10). Esse elemento é utilizado na interface entre dois planos em uma configuração tridimensional e possui interpolação linear.





A malha do modelo dos modelos computacionais do piso misto de altura reduzida foi baseada na geometria do modelo computacional validado no capítulo anterior. Na construção dos modelos, foi utilizado o recurso de dupla simetria do pavimento, de modo que apenas um quarto do pavimento foi representado, conforme mostrado na Figura 5.11.



Figura 5.11 – Perspectiva (a) do modelo completo e indicação de simetrias e (b) seções transversais de lajes e perfis metálicos (Piso 2 - VMM-VSD 25).



A geometria das vigas de extremidade foi baseada no perfil IFB de cada piso, porém foi feito um ajuste na mesa inferior de modo a se ter um perfil simétrico nos eixos principais. A nervura externa da laje de extremidade foi modelada com a geometria original, porém, como o concreto de preenchimento nas juntas longitudinais não foi modelado, ouve uma adaptação no encontro entre lajes internas (Figura 5.11). Assim, o concreto moldado nas juntas longitudinais não foi representado e sim simulado por meio de elementos de interface baseados na teoria de atrito de Coulomb.

Além do concreto moldado no local entre o perfil e as lajes alveolares, foi representado o concreto usado no preenchimento do alvéolo central, com 300 mm de profundidade, e dos demais alvéolos com 35 mm de profundidade. O concreto de preenchimento dos alvéolos foi modelado considerando a aderência perfeita com as paredes internas dos alvéolos das lajes alveolares. Uma visão geral do concreto moldado no local entre perfil e lajes e no preenchimento dos alvéolos do Piso 2 é mostrada na Figura 5.12.





Um esquema representativo das interfaces entre sólidos na seção transversal de metade dos modelos é mostrado na Figura 5.13. Nesta figura, (1) representa a interface entre a alma do perfil e o concreto de preenchimento; (2) representa a interface entre a mesa inferior do perfil com o concreto; (3) representa a interface entre lajes e a mesa inferior do perfil; (4) representa, no Piso 1, a interface entre concreto e seção transversal das lajes alveolares; (5), no Piso 2, representa a interface entre o concreto de preenchimento e a área da seção

transversal das lajes acima das mesas inferiores das lajes; (6), no Piso 2, representa a interface entre o concreto e a área da seção transversal das mesas inferiores das lajes alveolares.





As interfaces entre elementos sólidos são apresentadas na Figura 5.14 e na Figura 5.15. Observa-se que a interface entre a alma do perfil IFB e o concreto moldado no local (interface n° 1) tem discretização somente nas superfícies que se encontram com malha de mesma geometria. Devido à diferença de geometria da seção transversal da laje alveolar com a malha do perfil IFB, não foi possível colocar um elemento de interface em toda a superfície de contato do perfil IFB com o concreto moldado no local. Contudo, como não houve escorregamento significativo nessa interface no modelo físico, a representação de interface apenas na região mostrada na Figura 5.14 e Figura 5.15 com valores de rigidez relativamente altos mostrou-se suficiente para simular o comportamento observado no ensaio.

A divisão da interface entre lajes alveolares e concreto moldado no local em dois trechos no modelo do Piso 2 foi feita com o intuito de simular a tensão tangencial que surge na interface abaixo da linha neutra da seção mista conforme proposto no modelo analítico de Roggendorf (2010) e que foi mostrado na Figura 3.15. Como simplificação, foi definida uma região delimitada pela mesa inferior da laje alveolar e a rigidez ao cisalhamento da interface nessa região foi adotada baixa (5 N/mm<sup>3</sup>). Por outro lado, a interface no restante da seção transversal da laje foi admitida linear e com alto valor de rigidez tangencial (1250 N/mm<sup>3</sup>). Essa divisão não foi realizada no modelo do Piso 1 pois uma interface foi suficiente para representar o comportamento desejado. Uma justificativa para tal ação é o fato de que a área

de contato dessa região (interface de número 6 no Piso 2) é maior que aquela no Piso 1, devido ao maior número de nervuras da laje VMM-VSD 25.



Figura 5.14 - Representação das interfaces entre elementos sólidos no modelo do Piso 1.

Figura 5.15 - Representação das interfaces entre elementos sólidos no modelo do Piso 2.



#### 5.3. MODELOS CONSTITUTIVOS

Os modelos constitutivos utilizados para representar o concreto das lajes alveolares e o concreto moldado no local são os mesmos descritos no item 4.4.1, assim como o modelo utilizado para representar o aço das cordoalhas e do perfil IFB é o mesmo descrito no item 4.4.2. O modelo e os parâmetros da interface linear-sólido utilizado entre as cordoalhas e o concreto das lajes alveolares é o mesmo descrito no item 4.4.3.

Os parâmetros do modelo constitutivo do concreto moldado no local para os dois pisos mistos de altura reduzida estão apresentados na Tabela 5.2. Esses valores foram obtidos da Tabela 5.1 considerando uma redução de 15% no módulo de elasticidade e o uso de 90% do valor da resistência à tração do concreto, seguindo a mesma metodologia empregada no Capítulo 4 quando da modelagem da laje alveolar sobe apoio rígido. Para o aço do perfil IFB, os parâmetros do modelo constitutivo são mostrados na Tabela 5.3 com base na classe do perfil apresentada na Tabela 5.1.

Parâmetros	Piso 1 – MV5/265	Piso 2 – VMM-VSD 25
Classe do elemento	Concrete and masonry	
Modelo constitutivo	Total strain based crack model	
Orientação das fissuras	Fixed	
Largura da banda de fissuração h (mm)	37,5	37,5
Propriedades lineares: E e v (MPa e adimensional)	17935 / 0,2	18955 / 0,2
Curva de comportamento à tração do concreto	Hordijk	
Resistência à tração (MPa)	1,35 1,53	
Energia de fraturamento à tração $G_f(N/mm)$	0,13	0,13
Curva de comportamento à compressão do concreto	Parabólica	
Resistência à compressão (MPa)	18,2	20,1
Energia de fraturamento à compressão G <sub>c</sub> (N/mm)	13,0	13,0
Função de retenção ao cisalhamento	Constante	
Fator de retenção ao cisalhamento ( $meta$ )	0,01	

Tabela 5.2 – Parâmetros de modelagem do concreto moldado no local.
Parâmetros	Piso 1 – MV5/265	Piso 2 – VMM-VSD 25			
Classe do elemento	Steel				
Modelo constitutivo	Von Mises and Tresca plasticity				
Propriedades lineares: E e v (MPa e adimensional)	200	0000 / 0,3			
Modelo de plasticidade	Von M	ises plasticity			
Função de encruamento (hardening)	No	hardening			
Tensão de escoamento (MPa)	355	460			

Tabela 5.3 – Parâmetros de modelagem do aço do perfil IFB.

Em sua pesquisa, Roggendorf (2010) simulou o contato das lajes alveolares com a mesa inferior do perfil IFB por meio de elementos de contato usando a teoria de atrito de Coulomb e relata que as propriedades do contato na direção tangencial influenciaram a capacidade de carga nos modelos computacionais feitos no ABAQUS muito mais claramente que as propriedades da direção normal. Contudo, optou-se por utilizar elementos de interface disponíveis do DIANA para representar as interfaces, de modo que foi necessária a realização de um estudo paramétrico para a determinação das propriedades dessas interfaces.

O elemento escolhido (Q24IF) para representar as interfaces pode ser representado, segundo TNO (2016), pelos modelos constitutivos: Elasticidade Linear, Elasticidade Não Linear, *Discrete Cracking, Friction* e *Crack-Shear-Crush,* além de um modelo gerado pelo usuário. Baseando-se na pesquisa de Roggendorf (2010) e em simulações prévias, o modelo constitutivo escolhido para as interfaces entre perfil, concreto moldado no local e lajes foi o modelo *Friction*. Nesse modelo, o DIANA oferece duas opções: *Coulomb Friction* e *Nonlinear Elastic Friction*. A opção escolhida foi a *Coulomb Friction*, onde a interface entre dois elementos é governada por um comportamento de atrito determinado pelo modelo de atrito de Coulomb, que tem semelhança próxima com o modelo de plasticidade de *Mohr-Coulomb* para elementos contínuos. A premissa é que a taxa de deslocamento total relativa  $\Delta \dot{u}$  é decomposta em uma parte reversível  $\Delta \dot{u}^e$  e uma parte irreversível  $\Delta \dot{u}^p$ . A parte irreversível é determinada pela teoria da plasticidade, tendo como parâmetros o ângulo de atrito  $\phi$ , o ângulo de dilatância  $\psi$  e a coesão *c*. O critério de atrito de Coulomb é mostrado na Figura 5.16, onde as resistências normal  $(t_n)$  e ao cisalhamento  $(t_n)$  são relacionadas com os parâmetros de coesão e ângulo de atrito.

Figura 5.16 - Critério de atrito de Coulomb. Fonte: TNO (2016).



Vale destacar que um estudo paramétrico da influência dos ângulos de atrito na interface entre lajes (n° 0 nas Fig. 5.14 e 5.15) e na interface entre mesa inferior do perfil com as lajes (n° 3 na Fig. 5.14 e 5.15) foi conduzido e não se mostrou influente na força máxima de convergência dos modelos. A Tabela 5.4 apresenta os valores dos parâmetros do modelo constitutivo adotado para as interfaces do Piso 1 e, na Tabela 5.5, tem-se os valores referentes ao Piso 2.

Do môre o trao a	Número da interface (Figura 5.14)						
Parametros	(0)	(1)	(2)	(3)	(4)		
Classe do elemento	Interface elements						
Modelo constitutivo	Couloumb-Friction						
Тіро	3D surface interface						
Módulos das rigidezes normal (z) e ao cisalhamento (x) (N/mm <sup>3</sup> )	1250 / 1250	8000 / 8000	8000 / 5	8000 / 5	1250 / 5		
Coesão (MPa)	0	0,5	0,5	0	0		
Ângulo de atrito e ângulo de dilatância (rad)	0,36397	0,36397	0,700208	0,700208	0,36397		

Tabela 5.4 - Parâmetros de modelagem dos elementos de interface entre sólidos no Piso 1 - MV5/265.

	Número da interface (Figura 5.15)							
Parametros	(0)	(1)	(2)	(3)	(5)	(6)		
Classe do elemento	Interface elements							
Modelo constitutivo	Couloumb-Friction Li Ela							
Тіро	3D surface interface							
Módulos das rigidezes normal (z) e ao cisalhamento (x) (N/mm <sup>3</sup> )	1250 / 1250	8000 / 8000	8000 / 8000	8000 / 5	1250 / 5	1250 / 1250		
Coesão (MPa)	0	0,5	0,5	0	0	0		
Ângulo de fricção e ângulo de dilatância (rad)	0,36397	0,36397	0,700208	0,700208	0,36397	0,36397		

Tabela 5.5 - Parâmetros de modelagem dos elementos de interface entre sólidos no Piso 2 - VMM-VSD 25.

### 5.4. CARREGAMENTO, ANÁLISE E MÉTODO DE SOLUÇÃO

Para a modelagem computacional dos pisos mistos de altura reduzida, fez-se o uso de dois casos de carregamento, sendo eles: 1) aplicação da protensão em um passo e 2) aplicação de força nos nós das chapas em 100 passos, considerando no máximo 100 iterações e normas de convergência em deslocamento e força com tolerância de 1,5%, para ambos, no Piso 1 e com valores de 0,1% e 1% para o Piso 2, respectivamente. As diferenças nos valores das tolerâncias das normas nos Pisos 1 e 2 devem-se ao ajuste da força máxima obtida da modelagem computacional com os valores obtidos do ensaio dos pisos mistos.

Houve uma mudança do método de aplicação do carregamento entre os modelos computacionais com apoio rígido e apoio flexível, isto é, foi utilizado controle de deslocamento nos primeiros e controle de força nestes últimos. A mudança deve-se à flexão do perfil IFB que serve de apoio para as lajes alveolares, de modo que o deslocamento vertical das lajes na linha de aplicação do carregamento não é mais constante ao longo de sua largura. Assim, a aplicação de força permite a flexão na direção transversal das lajes alveolares. Na

Figura 5.17 são mostradas as condições de apoio e o carregamento dos modelos computacionais.



Figura 5.17 – Carregamento e condições de contorno dos modelos computacionais do piso misto.

A simulação das lajes alveolares sobre apoio flexível foi realizada por meio de análise estrutural não-linear por fases (ou faseada), onde a protensão é aplicada na fase 1, de forma idêntica ao descrito no Capítulo 4. Nessa fase, o piso com 2,5 lajes já possuía as interfaces nas juntas longitudinais entre lajes e os apoios do piso eram rotulados. A fase 1 gera um campo de tensões que é levado para a fase 2, onde o perfil IFB e a viga de extremidade são ativados, bem como a interface entre a mesa inferior do perfil e as lajes alveolares. Por fim, na fase 3, o concreto moldado no local é inserido no modelo com suas respectivas interfaces e dá-se início à simulação com controle de força.

O método de solução iterativa utilizado é o mesmo descrito no item 4.5, isto é, o método Quase-Newton (Secante), assim como também utilizou-se o *Parallel Direct Sparse* como solução do sistema de equações dos modelos.

## 5.5. ANÁLISE DE RESULTADOS

A seguir, apresenta-se uma visão geral do panorama de fissuração dos modelos e é feita a discussão dos resultados obtidos. Ressalta-se que alguns resultados experimentais foram específicos de cada modelo, ou seja, algumas medições (como deslocamento na junta longitudinal entre lajes) foram realizadas somente em um dos pisos avaliados.

### 5.5.1. Piso 1 – Laje MV5/265

Os valores dos ângulos de atrito e de dilatância obtidos paras as interfaces e mostrados na Tabela 5.4 foram inseridos de modo a concordar com os valores do coeficiente de atrito vertical  $\mu_V$  e longitudinal  $\mu_L$  nos modelos de Roggendorf (2010). O autor utilizou  $\mu_V = 0,5$ (obtido da norma DIN 1045-1 (DIN, 2008), para juntas muito lisas) e obteve  $\mu_L = 0,7$  a partir da retroanálise dos ensaios realizados. Da análise paramétrica realizada, o valor do ângulo de atrito das interfaces longitudinais entre lajes não mostrou influência na capacidade resistente do piso, assim como na simulação de Roggendorf (2010), o qual relata que o coeficiente de atrito  $\mu_V$  nas juntas longitudinais influencia principalmente na redistribuição de esforços entre lajes e tem pouca influência na resistência à força cortante. A interface entre as lajes e a mesa inferior do perfil, no entanto, mostrou influência significativa tanto no modelo desenvolvido no DIANA quanto no modelo de Roggendorf (2010) e que foi representado pelo coeficiente de atrito  $\mu_L$ . Nos modelos computacionais com interface no DIANA, a rigidez transversal apresentou maior influência que o ângulo de atrito do modelo de Coulomb.

O deslocamento vertical do perfil IFB (D1 e D5/D6) do modelo do Piso 1 é apresentado na Figura 5.18 e Figura 5.19. Na Figura 5.18, também é mostrada a curva obtida por Roggendorf (2010) para o deslocamento vertical D1. Os valores obtidos de força última e deslocamento são mostrados na Tabela 5.6. O modelo desenvolvido no DIANA concorda bem com a curva experimental até cerca de 85 kN/m, quando ocorre perda de rigidez do modelo computacional. Além disso, o modelo do Piso 1 no DIANA mostrou-se mais flexível que o modelo físico e o modelo computacional desenvolvido no ABAQUS.

Piso 1.							
Piso 1 – Laje MV5/265	Experimental médio	ABAQUS	ABAQUS/ Exp,méd	DIANA	DIANA/ Exp,méd		
Força cortante V (kN/m)	158	141	0,89	143,8	0,91		
Deslocamento no meio do perfil IFB (mm)	56,2	43	0,77	57,8	1,03		

Tabela 5.6 – Valores de força cortante última da laje de extremidade e deslocamento no meio do perfil IFB do

Figura 5.18 - Deslocamento vertical D1 no perfil IFB do Piso 1.





Figura 5.19 – Deslocamento vertical D5/D6 no perfil IFB do Piso 1.

A Figura 5.20 apresenta a medição da deformação transversal das lajes 1 e 2 (QP1 e QP2) do modelo computacional (primeiro gráfico) e a comparação das curvas de QP2 (laje 2) do modelo físico e computacional (segundo gráfico). A curva QP1 experimental não foi representada pois os valores registrados eram muito pequenos. Pode-se observar que a laje de extremidade (QP1) não registra valores expressivos até o patamar de força cortante no valor de 75 kN/m, mostrando que a laje de extremidade, mesmo acompanhando a curvatura da viga, só começa a se deformar após o processo de fissuração se iniciar.



Figura 5.20 – Deformação transversal das lajes no Piso 1.

Ao final da modelagem, a laje de extremidade (QP1) se expande mais que a laje intermediária 2 (QP2). Em QP1, quando a força cortante resistente alcança valores maiores que 112,5 kN/m, a curva se assemelha com a curva experimental da laje intermediária. A laje intermediária apresenta, em seu resultado computacional, um ganho de rigidez por volta de 62,5 kN/m mostrando que após tal nível de força a expansão transversal foi pequena comparada ao início do ensaio.

A Figura 5.21 mostra a medição dos deslocamentos horizontais no perfil IFB. Os modelos computacionais mostram boa relação com as curvas experimentais H1 e H2. Nos deslocamentos relativos H3 e H4, em 32,5 kN/m, dá-se início ao escorregamento da laje em relação ao perfil, enquanto que, nas curvas experimentais, tal escorregamento se inicia em cerca de 50 kN/m.



Figura 5.21 – Deslocamentos horizontais H1 e H2 e deslizamentos relativos H3 e H4 no Piso 1.

O deslocamento relativo entre a laje interna 3 e a mesa inferior do perfil, registrada no ensaio pelo transdutor A2, é mostrado na Figura 5.22 e registra uma divergência entre resultado experimental e computacional a partir da força de 50 kN/m. Tal fenômeno indica que, no

modelo computacional, as lajes alveolares se apresentam mais rígidas ou a mesa inferior do perfil de aço se mostrou mais flexível. Pode-se justificar por diferenças entre dimensões reais e nominais do perfil IFB ou ainda, pelo valor do módulo de elasticidade utilizado no aço do perfil.



Figura 5.22 – Medição do deslocamento vertical relativo entre laje e mesa do perfil no Piso 1.

As deformações longitudinais (LI) e transversal (QI) do perfil IFB são apresentadas na Figura 5.23 e Figura 5.24. Os resultados computacionais apresentam boa correspondência com os resultados experimentais, apresentando um comportamento levemente mais flexível que o modelo físico. Roggendorf (2010) relatou que o perfil IFB do Piso 1 iniciou o processo de plastificação na mesa comprimida pouco antes da força de ruptura, o que pode ser observado no modelo computacional por meio da curva força-deformação LI4 (em 135 kN/m, Fig. 5.23). Com os resultados de deslocamentos e deformações do perfil IFB, pode-se afirmar que o modelo constitutivo adotado para o perfil representa satisfatoriamente seu comportamento mecânico ensaio.



Figura 5.23 – Medição da expansão longitudinal do perfil IFB do Piso 1 em 1/4 do vão (LI3/LI6) e no meio do vão (LI4/LI7).

Figura 5.24 - Medição da deformação transversal da mesa inferior do perfil IFB do Piso 1.



A Figura 5.25 apresenta o panorama de fissuração do ensaio experimental do Piso 1. Roggendorf (2010) relata que as juntas longitudinais fissuraram ao longo do perfil IFB a 50-75 kN/m. Até 80 kN/m, o autor relata que formaram-se fissuras nas partes inferiores dos

painéis até o meio das placas. As fissuras de cisalhamento formaram-se na face externa da laje de extremidade em 95-155 kN/m, com ruptura em 158 kN/m. Na Figura 5.26 tem-se o panorama do modelo computacional extraído do DIANA. Observa-se que o padrão da fissura de ruptura na vista lateral (com início de fissuração em 60 kN/m) se assemelha com o padrão do lado 1b, onde a fissura vai de encontro ao ponto de aplicação da carga. Ainda na Figura 5.26, nota-se as juntas longitudinais entre lajes fissuradas e, além disso, fissuras devido à distorção nas lajes de extremidade e aquela adjacente à esta.

Figura 5.25 – Panorama de fissuração da face inferior do modelo experimental do Piso 1. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).



Figura 5.26 – Panorama de fissuração do modelo computacional do Piso 1. Laje de extremidade



A Figura 5.27 apresenta o modelo computacional em sua configuração deformada (em escala aumentada) no último passo de convergência para (a) deslocamento vertical e (b) modelo fissurado. Nota-se uma maior fissuração da laje de extremidade que o observado no ensaio, bem como a formação de fissuras na direção longitudinal da laje que não foram observadas no ensaio. Isso pode justificar o comportamento mais flexível do modelo computacional que o observado no ensaio.

Figura 5.27 – Configuração deformada do modelo do Piso 1: (a) deslocamento vertical e (b) panorama de fissuração no último passo de convergência.



## 5.5.2. Piso 2 – Laje VMM-VSD 25

Nesse item faz a comparação dos resultados experimentais de Roggendorf (2010) referentes ao Piso 2 com os resultados computacionais obtidos pelo modelagem computacional no DIANA. Os valores dos ângulos de atrito e dilatância das interfaces entre sólidos apresentados na Tabela 5.5 foram mantidos idênticos em ambos os modelos, com alteração somente na rigidez tangencial da interface entre concreto de preenchimento e a mesa inferior do perfil (interface de número 2 mostrada na Figura 5.15).

Os valores de força última e deslocamento são mostrados na Tabela 5.7. O deslocamento vertical no perfil IFB (D1 e D5/D6) do modelo do Piso 2 são apresentados na Figura 5.28 e Figura 5.29, respectivamente, junto aos valores experimental. Na

Figura 5.28 também é mostrada a curva obtida no ABAQUS.

Tabela 5.7 – Valores de força cortante última da laje de extremidade e deslocamento no meio do perfil IFB do

Piso 2.							
Piso 2 – Laje VMM-VSD 25	Experimental médio	ABAQUS	ABAQUS/ Exp,méd	DIANA	DIANA/ Exp,méd		
Força cortante V (kN/m)	162	158	0,98	151,4	0,93		
Deslocamento no meio do perfil IFB (mm)	31,4	30,5	0,97	28,7	0,94		

Figura 5.28 – Deslocamento vertical D1 no perfil IFB do Piso 2.





Figura 5.29 – Deslocamento vertical D5/D6 no perfil IFB do Piso 2.

O modelo desenvolvido no DIANA concorda com a curva experimental do transdutor D1 até cerca de 90 kN/m, região onde o modelo físico aparenta um patamar de ciclo de carga (

Figura 5.28). Além disso, o modelo do Piso 2 mostrou concordância com o deslocamento vertical obtido do modelo computacional feito no ABAQUS e o modelo físico próximo a 150 kN/m. A medição a um quarto do perfil representa com boa precisão a resposta dos transdutores D5 e D6 (Figura 5.29).

A Figura 5.30 mostra a medição dos deslocamentos horizontais no perfil IFB. Os modelos computacionais concordam bem com as curvas experimentais H1 e H2, indicando boa representação do comportamento do perfil IFB. No entanto, no deslizamento relativo H3, o escorregamento da laje na direção horizontal em relação ao perfil ocorre em um patamar menor que o experimental, da mesma forma que ocorreu no modelo do Piso 1. Já em relação ao transdutor H4, constata-se que no modelo computacional o deslizamento relativo foi menor ao final, possivelmente devido ao incremento de deslizamento observado no ensaio para o carregamento próximo de 90 kN/m que não foi capturado pelo modelo constitutivo usado para a interface de número 3 na Figura 5.15.



Figura 5.30 – Deslocamentos horizontais H1 e H2 e deslizamentos relativos H3 e H4 no Piso 2.

O deslocamento vertical relativo da laje de extremidade 1 e da laje interna 3 em relação à mesa inferior do perfil, registrado no ensaio pelos transdutores A1 e A2, respectivamente, são mostrados na Figura 5.31. O deslocamento vertical do modelo computacional na posição do transdutor A1 na laje de extremidade representou bem o deslocamento relativo entre laje e mesa inferior do perfil IFB. Já o deslocamento computacional A2 afastou-se do resultado experimental, indicando que as lajes alveolares se apresentam mais rígidas ou a mesa inferior do perfil de aço se mostrou mais flexível, assim como ocorreu no Piso 1.



Figura 5.31 – Deslocamento vertical relativo entre laje e mesa do perfil do Piso 2.

As deformações longitudinais (LI) e transversal (QI) do perfil IFB são apresentadas na Figura 5.32, Figura 5.33 e Figura 5.34 e apresentam boa correspondência com os resultados experimentais, com uma maior deformação na mesa tracionada do modelo computacional quando comparado ao modelo físico.



Figura 5.32 – Deformação longitudinal do perfil IFB do Piso 2 em 1/4 do vão (LI3/LI6).



Figura 5.33 – Deformação longitudinal do perfil IFB do Piso 2 no meio do vão (LI4/LI7).

Com os resultados de deslocamento e deformações do perfil IFB, pode-se afirmar que o modelo constitutivo adotado para o perfil atende satisfatoriamente a modelagem no ensaio.



Figura 5.34 – Deformação transversal da mesa de tração do perfil IFB do Piso 2.

No modelo do Piso 2, tem-se a medição das juntas longitudinais fissuradas (RL2, Figura 5.35) enquanto no modelo do Piso 1 a medição realizada foi a de expansão transversal das lajes

(QPs). Do lado "a", a medição de RL2 indica que o modelo computacional no DIANA apresenta um maior deslizamento relativo na junta da laje de extremidade com a laje subsequente, logo uma maior deformação por cisalhamento.



Figura 5.35 – Deslocamento horizontal nas juntas entre lajes do Piso 2.

No critério final de verificação do modelo computacional, procedeu-se com a comparação do panorama de fissuras. Roggendorf (2010) relata que durante os ciclos de carregamento e descarregamento, fissuras diagonais apareceram no lado inferior da borda das lajes internas (lajes 4, 7 e 9) e da laje de extremidade (laje 5); outras fissuras diagonais nas lajes internas (lajes 2-4, 7-9) e nas lajes de extremidade 1 e 10 foram relatadas na força de ruptura; fissuras longitudinais foram observadas somente na área central das lajes 7 e 9.

O panorama de fissuração da face inferior do modelo experimental é mostrado na Figura 5.36 enquanto a Figura 5.37 apresenta o panorama da face inferior do modelo computacional extraído do DIANA. O padrão da fissura de ruptura na vista lateral (com início em 65 kN/m no modelo do DIANA) começa no encontro laje-perfil e percorre a nervura em direção à mesa superior, onde ocorre uma fissura paralela à mesa superior da laje de extremidade. Fissuras longitudinais na laje intermediária e interna foram observadas no modelo computacional. Ao contrário do panorama de fissuração do Piso 1, fissuras nas juntas entre lajes não foram observadas na vista inferior do modelo computacional.



Figura 5.36 – Padrão de fissuração das vistas inferiores do modelo experimental. Fonte: Adaptado de Roggendorf (2010).

Figura 5.37 - Padrão de fissuração das vistas inferiores do modelo computacional do Piso 2.



Por fim, a Figura 5.38 apresenta o modelo computacional em sua configuração deformada (em escala aumentada) no último passo de convergência para (a) deslocamento vertical e (b)

modelo fissurado. Assim como no modelo computacional do Piso 1, nota-se uma maior fissuração da laje de extremidade que o observado no ensaio, uma vez que Roggendorf (2010) relata que no Piso 2, em sua face superior, ocorre fissurações apenas nas juntas entre lajes e concreto de preenchimento e nas juntas longitudinais entre lajes. Motivo este que pode justificar o comportamento mais flexível do modelo computacional que o observado no ensaio físico.

Figura 5.38 – Apresentação da configuração deformada do modelo do Piso 2 para (a) deslocamento vertical e (b) fissuração no último passo de convergência.



## 5.6. PREVISÃO ANALÍTICA

Para efeito de análise da resistência à força cortante obtida da modelagem dos pisos mistos de altura reduzida, foi determinada a resistência à força cortante das lajes alveolares utilizando os modelos analíticos da *fib* (FIB, 2000) e o modelo proposto por Roggendorf (2010).

Algumas premissas foram adotadas para correta comparação entre os resultados fazendo uso dos modelos analíticos, que são: (i) não consideração da redução do módulo de elasticidade informada na calibração dos modelos sobre apoio rígido, visto que a redução foi um ajuste para que o modelo computacional retratasse o ensaio experimental no regime elástico linear; (ii) utilização do valor nominal superior do comprimento de transmissão  $l_{pt2}$  com o curso linear da força de protensão onde se pede o valor de comprimento básico de transferência  $l_{bpd}$ ; (iii) para o modelo de Roggendorf (2010), o valor de  $l_x$  foi determinado com base nos modelos computacionais das lajes sobre apoio rígido conforme as equações de Yang (1994), com adequação do ângulo  $\beta$  da fissura crítica e (iv) o fator de redução  $\beta_f$  tem valor igual a 1,0 e o fator  $\beta_{top}$  foi desprezado, uma vez que os pisos não possuem capa de concreto armado.

A Tabela 5.8 apresenta a comparação dos valores de resistência à força cortante máxima das lajes dos pisos mistos simulados e da previsão pelo modelos analítico da *fib* (FIB, 2000) e pelo modelo de Roggendorf (2010). A memória de cálculo para ambas lajes e modelos se encontra no Apêndice C desta pesquisa.

Modelo	V <sub>model</sub> (kN/m)	V <sub>fib</sub> (kN/m)	V <sub>Roggen</sub> (kN/m)
Piso 1 – Laje MV5/265	143,8	73,2	155,1
Piso 2 – Laje VMM- VSD 25	151,4	162,1	146,7

Tabela 5.8 – Comparação da resistência à força cortante da laje alveolar sobre apoio flexível da modelagem computacional e da previsão analítica.

Houve diferença de resultado da resistência à força cortante prevista pelos modelos analíticos e obtida da modelagem computacional do piso ensaiado por Roggendorf (2010). No Piso 1, essa diferença é de 7,9%, a mais, para o modelo de Roggendorf (2010) e 49,1% a menos para o modelo da *fib* (FIB, 2000). No Piso 2, essa diferença é de 3,1%, a menos, para o modelo de Roggendorf (2010) e 7,1% a mais para o modelo da *fib* (FIB, 2000).

O modelo de Roggendorf (2010) apresentou melhor previsão da resistência à força cortante da laje sobre apoio flexível, independente da geometria da laje e rigidez do perfil de aço, mostrando a efetividade do fator empírico  $k_v$ , que relaciona a rigidez à flexão transversal da laje com a rigidez à flexão da viga de apoio. Já o modelo da *fib* (FIB, 2000) se mostrou conservador para o sistema do Piso 1, enquanto mostrou uma boa estimativa para o sistema do Piso 2. Isto indica que o modelo carece de ajustes para melhor consideração da geometria da laje alveolar na seção composta ou, ainda, um fator que relacione a interação do tipo de laje com a viga de apoio, como ocorre no modelo de Roggendorf (2010).

### 5.7. CONCLUSÕES SOBRE A MODELAGEM

Modelos tridimensionais pelo método dos elementos finitos foram criados para representar o comportamento de dois pisos mistos de altura reduzida com diferentes geometrias de laje alveolar e perfis de aço. Os deslocamentos e deformações observados nos ensaios dos pisos mistos sobre apoio flexível realizados por Roggendorf (2010) foram comparados com os valores obtidos da modelagem computacional no DIANA.

Tanto a curva força-deslocamento vertical do centro do piso como as deformações nos perfis IFB foram reproduzidas com precisão nos modelos. A fissuração pelo modelo de deformação total com orientação fixa de fissuras representou bem o panorama de ruína observado no modelo do Piso 1 e, com fissuras menos visíveis após limitação de abertura em 0,01 mm, no modelo do Piso 2. Além disso, a redução da resistência à força cortante das lajes alveolares proporcionada pelo apoio flexível obtida da modelagem computacional apresentou diferença máxima de 13,6%, para menos, em relação à redução obtida no ensaio, mostrada na Tabela 5.9 junto com o deslocamento vertical último no centro do piso, sob o perfil de aço IFB.

Modelo	Vexp,rígido (kN/m)	Vexp,flexível (kN/m)	Vexp,flexível /Vexp,rígido	Vmodel,rígido (kN/m)	Vmodel,flexível (kN/m)	Vmodel <sub>s</sub> flexível /Vmodel,rígido	Deslocamento no meio do perfil IFB (mm)
Piso 1 MV5/265	239	158	0,66	251,7	143,8	0,57	$u_{exp} = 56,2$ ( <i>l</i> /107) $u_{model} = 57,8$ ( <i>l</i> /104)
Piso 2 VMM- VSD 25	266	162	0,61	283,4	151,4	0,53	$u_{exp} = 31,4$ ( <i>l</i> /191) $u_{model} = 28,7$ ( <i>l</i> /209)

Tabela 5.9 – Resistência à força cortante da laje alveolar e deslocamento vertical do piso obtidos dos ensaios de Roggendorf (2010) e da modelagem computacional no DIANA.

Nos modelos computacionais, vários parâmetros foram investigados com o objetivo de entender melhor a capacidade resistente à força cortante nos sistemas *slim floor*. As conclusões das investigações computacionais de lajes alveolares sobre apoio flexível realizadas neste capítulo são:

- Os modelos físico e computacional indicaram uma redução da força cortante da laje sobre apoio flexível quando comparada à força cortante resistente da laje sobre apoio rígido. A diferença entre a redução observada no ensaio e no modelo computacional foi inferior a 10% em ambos os pisos. Esse valor é semelhante à diferença observada na modelagem da laje sobre apoio rígido e próximo à dispersão de 7,25% observada no ensaio das lajes sobre apoio rígido.
- Em todas as simulações no DIANA, as lajes alveolares falharam por tração diagonal (*tension shear*). Sobre o apoio rígido, a fissura de cisalhamento se formou para um carregamento equivalente a 95 % da força última, enquanto no piso misto houve uma maior deformação da laje antes da ruína. Assim, a fissura de cisalhamento no piso misto se formou para um carregamento equivalente a 54% da sua força última. As almas mais externas estão sujeitas a maiores tensões e iniciam a falha devido ao fluxo de cisalhamento na direção transversal.
- Os deslocamentos verticais no centro do piso misto obtidos da modelagem computacional apresentaram boa correlação com os valores experimentais, sendo que nos modelos computacionais os deslocamentos variaram entre *l*/105 e *l*/209 e nos modelos experimentais variaram entre *l*/107 e *l*/191, com *l* o vão do perfil de aço IFB.

- Foi necessário um ajuste na rigidez ao cisalhamento da interface entre o concreto moldado no local e a mesa inferior do perfil IFB (interface de número 2 na Figura 5.14) no modelo do Piso 1 de modo a permitir um melhor ajuste com a resposta do ensaio realizado por Roggendorf (2010). Assim, no Piso 1 essa rigidez tangencial ficou com valor muito baixo (5 N/mm<sup>3</sup>), para permitir uma maior deflexão do perfil de aço IFB, enquanto no modelo do Piso 2, para limitar a deflexão do perfil, foi adotado um valor mais alto (8000 N/mm<sup>3</sup>). Isso deve-se à maior rigidez do perfil IFB utilizado no Piso 2.
- No Piso 1, conforme relatado por Roggendorf (2010), ocorre o início da plastificação da mesa comprimida do perfil IFB e foi apontada na curva LI4 (Figura 5.23). Já o perfil do Piso 2 demonstrou comportamento elástico linear até a força última. Assim, os resultados das deformações dos perfis IFB em ambos os pisos obtidos da modelagem computacional apresentaram boa concordância com os valores experimentais.
- Os elementos de interface com o modelo constitutivo de atrito de Coulomb no DIANA foram calibrados com base na rigidez tangencial e, para o ângulo de atrito, foram adotados valores similares aos adotados por Roggendorf (2010), uma vez que esse parâmetro não se mostrou influente na determinação da força máxima de convergência do modelo computacional.
- O concreto de preenchimento nos alvéolos (padronizado em 35 mm em ambos os modelos e 300 mm no alvéolo central de cada laje) foi simulado considerando aderência perfeita com a superfície interna dos alvéolos, o que pode não ocorrer na prática devido ao efeito de retração do concreto moldado dentro dos alvéolos. Porém, um estudo aprofundado da influência dessa retração, e da consequente perda de aderência, não foi realizado.

Outras investigações computacionais sobre a influência do preenchimento dos alvéolos e da rigidez do perfil IFB na força cortante resistente das lajes do piso misto de altura reduzida são descritas no Capítulo 6, bem como uma comparação entre a força cortante resistente das lajes alveolares obtida dos modelos computacionais e estimativas pelos modelos analíticos descritos no Capítulo 3.

# CAPÍTULO 6 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Neste capítulo são realizadas análises paramétricas em ambos os modelos computacionais dos pisos mistos de altura reduzida descritos no Capítulos 5, com o intuito de ampliar o conhecimento acerca do comportamento e capacidade resistente à força cortante das lajes alveolares em sistemas *slim floor*. Os parâmetros avaliados foram o preenchimento de todos os alvéolos das lajes com profundidades de 300 e 800 mm e a variação da rigidez à flexão do perfil IFB.

## 6.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Foram desenvolvidos oito modelos computacionais para avaliação do Piso 1 (lajes MV5/265) e oito modelos para avaliação do Piso 2 (lajes VMM-VSD 25). Além disso, foram desenvolvidos outros seis modelos adicionais das lajes isoladas sobre apoio rígido.

O preenchimento com valor de profundidade de 300 mm foi escolhido de modo a investigar a influência do preenchimento em uma profundidade superior à altura do alvéolo e assim avaliar a condição inicial do fator de correção  $\beta_f$  pela *fib* (FIB, 2000). Já o valor de 800 mm foi escolhido visando estudar a influência do preenchimento em uma profundidade superior ao ponto de aplicação do carregamento do ensaio experimental, concordando também com o requisito da NBR 14861 (ABNT, 2011), que indica que o comprimento deve ser maior que o comprimento de transmissão da força de protensão.

Os modelos com alvéolos preenchidos foram criados considerando a aderência perfeita entre o concreto de preenchimento (inserido na fase 3 da análise) e as paredes internas dos alvéolos da laje. Tal premissa já havia sido adotada na modelagem do Capítulo 4 e reflete a ausência de retração do concreto usado no preenchimento dos alvéolos, excluindo assim, na presente análise, a situação de preenchimento de alvéolos na obra. No caso do preenchimento dos alvéolos ser realizado na obra, por meio do concreto moldado no local, a análise aqui realizada admite a existência de controle da retração do concreto de modo garantir a aderência perfeita desse concreto com a face interna dos alvéolos da laje.

A variação na rigidez do perfil IFB foi realizada com base em tabelas de propriedades de dimensionamento de perfis de aço do Eurocode 3 (CEN, 2005). Foram escolhidas bitolas utilizadas para os perfis HEA e HEM, que são tipos de perfil utilizados na confecção dos perfis IFB usados nos ensaios realizados por Roggendorf (2010).

A premissa adotada para ambos Piso 1 e Piso 2 foi a de manter a altura da alma igual à dos perfis usados na modelagem dos pisos descrita no Capítulo 5, restando assim a variação das espessuras das mesas (criando-se assim, novas alturas totais dos perfis), bem como uma pequena variação da espessura da alma em alguns modelos. Tal ação foi pensada para evitar modificações na altura e na seção transversal das lajes alveolares utilizados no ensaio realizado por Roggendorf (2010) e também utilizadas nas modelagens descritas no Capítulo 5. Portanto, foram mantidas todas as propriedades dos modelos constitutivos descritos nos Capítulos 4 e 5 para o concreto, aço e interfaces, bem como foram mantidas as dimensões das lajes alveolares.

Cabe ressaltar, também, que foram adotados valores mínimos de rigidez para o perfil IFB (com exceção do modelo com perfil mais flexível do Piso 1), de modo a evitar que o mesmo atingisse o Estado Limite Último por solicitações normais antes da ruína por força cortante da laje alveolar. Assim, garantiu-se que a força máxima de convergência era sempre menor que o carregamento solicitante que provocaria a ruína do perfil IFB por flexão.

Em relação ao desenvolvimento dos cálculos por meio do modelo analítico da *fib* (FIB, 2000) e do modelo proposto por Roggendorf (2010), as premissas foram adotadas para comparação entre os resultados são as mesmas descritas no item 5.6.

Os resultados avaliados da modelagem do piso misto foram: a curva força-deslocamento vertical no centro do piso, medido sob o perfil IFB (transdutor D1 apresentado na Figura 5.3 e Figura 5.4), panorama de fissuração dos elementos de concreto e força máxima de convergência do modelo computacional de modo a se determinar a força cortante resistente da laje alveolar. Essa força cortante resistente foi, então, comparada com valores estimados pelos modelos analíticos apresentados no Capítulo 3. Adicionalmente, a influência do preenchimento dos alvéolos na resistência à força cortante das lajes alveolares também foi analisada por meio de modelagem computacional e avaliação analítica das lajes sobre apoios rígidos. A Figura 6.1 apresenta um esquema das variáveis avaliadas no piso misto.



Figura 6.1 – Variáveis avaliadas na análise paramétrica dos modelos computacionais.

### 6.2. DESCRIÇÃO DOS MODELOS

Para os sistemas do Piso 1, com lajes alveolares do tipo MV5/265, foram desenvolvidos os modelos "1" com os sufixos de acordo com a análise paramétrica: I para preenchimento de alvéolos nas lajes alveolares no piso misto, II para preenchimento de alvéolos nas lajes alveolares isoladas e III, para variação na rigidez do perfil IFB. Da mesma forma, para o Piso 2, com lajes alveolares do tipo VMM-VSD 25, foram criados os modelos "2" com os mesmo sufixos (I, II ou III). Na Tabela 6.1 tem-se a relação dos modelos computacionais desenvolvidos nessa etapa. Cabe ressaltar que, com exceção das variáveis, as propriedades físicas e geométricas dos pisos não foram alteradas.

Análise	Piso 1	Variável	Piso 2	Variável
Ι	M1	Preenchimento dos alvéolos em 35 mm	M2	Preenchimento dos alvéolos em 35 mm
	M1-Ia Preenchimento alvéolos em 300		M2-Ia	Preenchimento dos alvéolos em 300 mm
	M1-Ib	Preenchimento dos alvéolos em 800 mm	M2-Ib	Preenchimento dos alvéolos em 800 mm
П	M1	Sem preenchimento	M2	Sem preenchimento
	M1-IIa Preencl alvéolo	Preenchimento dos alvéolos em 35 mm	M2-IIa	Preenchimento dos alvéolos em 300 mm
	M1-IIb Preenchimento dos alvéolos em 300 mi		M2-IIb	Preenchimento dos alvéolos em 300 mm
	M1-IIc	Preenchimento dos alvéolos em 800 mm	M2-IIc	Preenchimento dos alvéolos em 800 mm

Tabela 6.1 – Modelos computacionais da análise paramétrica.

Análise	Piso 1	Variável	Piso 2	Variável
III Eixo do momento de segunda ordem I	M1-IIIa	$\begin{array}{c} 300 \\ \hline \\ I = 18165 \text{ cm}^4 \\ -56,00\% \\ \hline \\ 12,5 \\ \hline \\ 500 \\ \hline \\ 13 \\ 13$	M2-IIIa	$\begin{array}{c c} 306 \\ 1=25139 \text{ cm}^4 \\ -66,13\% \\ 12,5 \\ 12,5 \\ 12,5 \\ 12,5 \\ 12,1 \\ $
	M1-IIIb	$I = 24642 \text{ cm}^{4} \\ -30,78\% \\ I = 24642 \text{ cm}^{4} \\ 0,32 \text{ MN/m} \\ 12,5 \\ 12,5 \\ 17,5 $	M2-IIIb	$\begin{array}{c c} 306 \\ I = 29828 \text{ cm}^4 \\ -59,82\% \\ 12,5 \\ 510 \\ 12,5 \\ 25 \\ 510 \\ 12,5 \\ 25 \\ 12,5 \\ 25 \\ 12,5 \\ 25 \\ 12,5 \\ 25 \\ 12,5 \\ 25 \\ 12,5 \\ 25 \\ 25 \\ 25 \\ 25 \\ 25 \\ 25 \\ 25 \\ 2$
	M1-IIIc	$\begin{array}{c} 300 \\ \hline \\ I=29611 \text{ cm}^4 \\ -16,43\% \\ \hline \\ 10 \\ \hline \\ 500 \\ \hline \\ 500 \\ \hline \\ \end{array}$	M2-IIIc	306 I=41099 cm <sup>4</sup> -44,63% EI/L <sup>3</sup> = 0,45 MN/m 12,5 32 32 32 32 32 32 32 32 32 32
	M1	$\begin{array}{c c} & 300 \\ \hline & 300 \\ \hline & & \\ Referência \\ I=35435 \text{ cm}^4 \\ & 12,5 \\ \hline & 500 \\ \hline & \\ & \\ & \\ & \\ & \\ & \\ & \\ & \\ & \\ & $	M2-IIId	$\begin{array}{c} 306 \\ \hline \\ I=55026 \text{ cm}^4 \\ -25,87\% \\ \hline \\ \hline \\ \\ \hline \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ \\ $
	M1-IIId	$\begin{array}{c c} 300 \\ \hline I=39872 \text{ cm}^4 \\ +12,52\% \\ \hline 500 \\ \hline 500 \\ \hline 27 \\ \hline 246 \\ \hline 27 \\ \hline $	M2	$\begin{array}{c c} 306 \\ \hline 807 \\$
	M1-IIIe	$\begin{array}{c c} 300 \\ \hline \\ I=46823 \text{ cm}^4 \\ +32,36\% \\ \hline \\ \hline \\ 500 \\ \hline \\ 500 \\ \hline \\ \end{bmatrix} \begin{array}{c} 31 \\ EI/L^3 = \\ 0,52 \text{ MN/m} \\ 31 \\ \hline \\ 31 \\ \hline \\ 31 \\ \hline \\ 31 \\ \hline \\ \end{array}$	M2-IIIe	$ \begin{array}{c} 306 \\ \hline I=95166 \text{ cm}^4 \\ +28,20\% \\ \hline 0,96 \text{ MN/m} \\ \hline 60 \\ 222 \\ 60 \\ \hline 60 \\ \hline 60 \\ 60 \\ \hline 60 \\ $
	M1-IIIf	$\begin{array}{c} 300 \\ \hline \\ I = 74939 \text{ cm}^4 \\ +110,48\% \\ \hline \\ 13,5 \\ \hline \\ 500 \\ \hline \\ 500 \\ \hline \end{array}$	M2-IIIf	$\begin{array}{c c} 306 \\ \hline 306 \\ \hline \\ I=107074 \text{ cm}^4 \\ +44,24\% \\ \hline \\ 1,07 \text{ MN/m} \\ 24 \\ \hline \\ 65 \\ \hline $

Tabela 6.1 - Modelos computacionais da análise paramétrica (cotas em milímetros). (Continuação)

## 6.3. ANÁLISE DE RESULTADOS

Neste item são apresentados os resultados da análise paramétrica dos grupos I, II e III. As relações força-deslocamento vertical foram medidas no meio do perfil IFB e o panorama de fissuração foi avaliado na laje de extremidade do piso.

#### 6.3.1. Influência do preenchimento dos alvéolos

Tomando os modelos validados no Capítulo 5 como base (denominados simplesmente por M1 ou M2), a Figura 6.2 e Figura 6.3 apresentam as curvas de força cortante na laje *versus* deslocamento vertical para os modelos apresentados na Tabela 6.1 para o sistema do Piso 1 (lajes MV5/265) e Piso 2 (lajes VMM-VSD 25), respectivamente.





Avaliando a Figura 6.2, observa-se que entre a curva do modelo M1 e as curvas dos dois modelos com alvéolos preenchidos ocorre uma pequena diferença de força cortante resistente e deslocamento associado. Houve um acréscimo na força cortante última de 4,74% (150,66 kN/m) para M1-Ia e 5,84% (152,24 kN/m) para M1-Ib e um acréscimo no deslocamento de 3,70% (59,96 mm ou *l*/100) para M1-Ia e 3,18% (59,66 mm ou *l*/100) para M1-Ib.



Figura 6.3 - Curva força cortante-deslocamento vertical dos modelos M2, M2-Ia e M2-Ib.

Na Figura 6.3 é possível notar que os modelos com preenchimento não apresentaram aumento na capacidade resistente à força cortante em relação ao modelo com alvéolos preenchidos com comprimento de 35 mm, mas apenas um ligeiro aumento de rigidez. As forças cortantes últimas foram de 142,96 kN/m para M2-Ia e 143,09 kN/m para M2-Ib, representando redução de 5,60% e 5,51%, respectivamente. Os deslocamentos medidos foram 24,82 mm (l/242) para M2-Ia e 24,31 mm (l/247) para M2-Ib, indicando reduções de 13,55% e 15,33%, respectivamente.

O preenchimento dos alvéolos é considerado nos modelos analíticos (apresentados no Capítulo 3) pelo fator de correção  $\beta_f$ . Esse fator é normatizado pela *fib* (FIB, 2000) e apresentado na Tabela 3.4. Além disso, ele também entra no cálculo de  $\beta_{top}$ , na Equação 3.29. No modelo analítico de Roggendorf (2010), esse fator é calculado pela Equação 3.31/3.32, que depende da profundidade de preenchimento do alvéolo e da sua altura.

Os valores do fator  $\beta_f$  valem 1,0 para os modelos baseados no ensaio experimental, com profundidade de preenchimento de 35 mm, e 0,7 para os modelos com profundidade de preenchimento de 300 e 800 mm. O gráfico comparando a resistência à força cortante prevista pelos modelos analíticos e pela modelagem computacional em função da profundidade de

preenchimento dos alvéolos é mostrado na Figura 6.4. Na Tabela 6.2 são mostrados os valores da força cortante resistente dos modelos computacionais e das previsões analíticas.





Tabela 6.2 – Valores da resistência à força cortante dos modelos computacionais do grupo I e da previsão pelos modelos analíticos.

Mo	odelo	V <sub>model</sub> (kN/m)	V <sub>fib</sub> (kN/m)	Vfib / Vmodel	V <sub>Roggen</sub> (kN/m)	VRoggen / Vmodel
	M1	143,84	73,18	0,51	155,13	1,08
Piso 1	M1 – Ia	150,66	96,65	0,64	206,86	1,37
-	M1 – Ib	152,24	96,65	0,63	206,86	1,36
	M2	151,44	162,07	1,07	146,68	0,97
Piso 2	M2 – Ia	142,96	198,96	1,39	186,30	1,30
	M2 - Ib	143,09	198,96	1,39	186,30	1,30

O fator de correção  $\beta_f$  é utilizado nos modelos analíticos para levar em consideração a redução das tensões de cisalhamento na direção transversal, quando os alvéolos são preenchidos. Com isso, observa-se um aumento de 32% na resistência à força cortante prevista pelo modelo da *fib* (FIB, 2000) e de 33% no modelo de Roggendorf (2010) quando a profundidade do preenchimento dos alvéolos do Piso 1 é aumentada para 300 mm. Já no Piso 2, esse aumento

foi de 23% e 27%, respectivamente. Contudo, o resultado da modelagem indica um aumento de resistência à força cortante no Piso 1 muito menor, de apenas 4,7%, e uma redução da resistência à força cortante no Piso 2 de até 5,5% quando o comprimento de preenchimento dos alvéolos é aumentado para 300 mm.

A análise do panorama de fissuração da laje de extremidade dos dois pisos, obtido da modelagem computacional, é mostrada na Figura 6.5 e na Figura 6.6 para a máxima força de convergência dos modelos e para uma força relativa a 75% da máxima força de convergência.



Figura 6.5 - Padrões de fissuração nos modelos computacionais do Piso 1 (valores em milímetros).

É notável a mudança no panorama de fissuração das lajes de extremidade dos modelos na Figura 6.5. Percebe-se fissuras características da distorção causada pelo fluxo de cisalhamento transversal no modelo M1, com maiores aberturas na região da mesa superior. Os modelos M1-Ia e M1-Ib apresentaram fissuras com menores aberturas mesmo quando a força máxima de convergência foi atingida. As fissuras de cisalhamento na nervura externa mostram um padrão similar entre os modelos M1 e M1-Ib, onde a fissura sai do apoio e vai ao encontro do ponto de aplicação da força, enquanto no modelo M1-Ia nota-se um trecho horizontal da fissura logo antes de ir ao encontro do ponto de aplicação da força. Portanto, esse panorama

indica uma menor fissuração com menores aberturas de fissuras da laje alveolar no Piso 1, com alvéolos mais circulares, quando a profundidade de preenchimento do alvéolo foi aumentada.

A Figura 6.6 apresenta o panorama de fissuração dos modelos do Piso 2. No carregamento relativo a 75% da força máxima de convergência, nota-se que a fissuração nos modelos M2-Ia e M2-Ib são localizadas nas três nervuras mais externas e com uma ordem de grandeza menor que no modelo M2, onde se nota fissuras nas nervuras externas e no encontro das nervuras com a mesa superior. Já na força máxima de convergência, observa-se da tendência de distorção do modelo M2, enquanto nos modelos com alvéolos preenchidos nota-se uma concentração de fissuras com maior abertura nas três nervuras externas da laje alveolar. Portanto, esse panorama indica que o preenchimento dos alvéolos no Piso 2, com laje alveolar de alvéolos oblongos e maior quantidade de nervuras, concentrou a fissuração nas nervuras mais externas, o que pode ter contribuído para a não influência do preenchimento dos alvéolos na resistência à força cortante da laje alveolar.



Figura 6.6 - Padrões de fissuração nos modelos computacionais do Piso 2 (valores em milímetros).

Para melhor compreender esse fenômeno, foram realizadas simulações das lajes alveolares com alvéolos preenchidos (grupo II), porém sobre apoio rígido, seguindo a metodologia

descrita no Capítulo 4. As curvas de forca cortante *versus* deslocamento vertical no ponto de aplicação do carregamento destas simulações são apresentadas na Figura 6.7.



Figura 6.7 - Curva força cortante-deslocamento vertical dos modelos M1 e M2 do grupo II.

Observou-se uma maior influência da profundidade do preenchimento na laje MV5/265 (aumento de 13% na resistência à força cortante nos modelos M1-IIb e M1-IIc) enquanto na laje VMM-VSD 25 não se observa influência significativa (aumento de 3% na resistência à força cortante no modelo M2-IIc). Esse resultado indica que a geometria da laje é fator determinante para a colaboração do preenchimento dos alvéolos e corrobora o observado no piso misto, no qual os modelos do Piso 1 apresentaram um ligeiro ganho de capacidade resistente ao passo que os modelos do Piso 2 apresentaram redução da resistência à força cortante da laje. A fissuração na nervura central dos modelos sobre apoio rígido é mostrada na Figura 6.8 e na Figura 6.9.



Figura 6.8 - Fissuração na nervura central da laje MV5/265 sobre apoio rígido (valores em milímetros).

Figura 6.9 - Fissuração na nervura central da laje VMM-VSD 25 sobre apoio rígido (valores em milímetros).



Nos modelos de lajes MV5/265 sem e com preenchimento de 35 mm, ocorre o mesmo caminho da fissura crítica, embora no modelo M1 a fissura foi ao encontro do ponto de aplicação de carga. Ao preencher com 300 e 800 mm os alvéolos, observa-se a mudança do modo de ruptura, sendo aparente o maior número de fissuras de flexão com maiores aberturas, caracterizando a ruptura por flexo-cortante ou *flexural shear*. Nos modelos de lajes VMM-VSD 25, o modo de ruptura se modifica já com o preenchimento em 35 mm, sendo evidente a mudança nos modelos com 300 e 800 mm de preenchimento, indicando ruptura por flexão.

No sentido de confirmar o resultado obtido da modelagem computacional, a capacidade resistente à força cortante das lajes alveolares com e sem preenchimento de alvéolos foi estimada pelas equações analíticas apresentadas por Yang (1994), apresentadas nas Equações
3.12, 3.13 e 3.14. O valor do ângulo  $\beta$  para as lajes do presente trabalho foi medido diretamente dos modelos computacionais sobre apoio rígido, sendo adotado o valor de 21° para a laje MV5/265 e 19° para a laje VMM-VSD 25 (Figura 4.19).

Para aplicação do modelo analítico de Yang (1994), é necessário destacar que os valores de  $I_y$  e  $S_{cp}$  nos primeiros termos das Equações 3.12 e 3.13 são constantes e se referem apenas às propriedades geométricas da laje alveolar, logo, apenas os últimos termos das equações citadas são modificados com o preenchimento dos alvéolos.

O preenchimento dos alvéolos nesta pesquisa parte do pressuposto de que foi realizado após o pré-tensionamento das cordoalhas das lajes e sua modelagem considera aderência perfeita entre o concreto de preenchimento e as paredes internas dos alvéolos. Sendo assim, apenas os últimos termos, relacionados à força cortante imposta, atuam na seção transversal das lajes com os alvéolos preenchidos. Dessa forma, as Equações 3.12 e 3.13 para lajes com alvéolos preenchidos são modificadas para as Equações 6.1 e 6.2.

$$\sigma_x = \frac{-N_p}{A} + \frac{N_p ez}{I_y} - \frac{V_z x_{cp} z}{I_{y,filled}}$$
(6.1)

$$\tau_{xz} = \frac{1}{b_w} \left[ \left( \frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp}e}{I_y} \right) \frac{dNp}{dx} \right] + \frac{1}{b_{w,filled}} \left( \frac{S_{cp,filled}V_z}{I_{y,filled}} \right)$$
(6.2)

Nessas equações,  $I_{y,filled}$  o momento de inércia da área da lajes considerando os alvéolos preenchidos;  $S_{cp,filled}$  o momento estático da área acima do ponto crítico e  $b_{w,filled}$  a largura efetiva das nervuras da laje, considerando a contribuição da largura dos alvéolos preenchidos. Essa contribuição da largura dos alvéolos preenchidos foi feita de acordo com NBR 14861 (ABNT, 2011), sendo  $b_{w,filled} = b_w + 0.5 \left( nb_{w,core} \frac{E_{core}}{E_{sl}} \right)$ , sendo n o número de alvéolos preenchidos,  $b_{w,core}$  a largura de um alvéolo e  $\frac{E_{core}}{E_{sl}}$  o quociente entre o módulo de elasticidade do concreto de preenchimento e o módulo de elasticidade do concreto laje. O fator 0,5 foi adotado levando em conta a recomendação da norma NBR 14861 (ABNT, 2011) para o caso de alvéolos contribuindo na resistência à força cortante de lajes alveolares que apresentam mecanismo de ruína do tipo flexo-cortante.

A determinação analítica da força cortante resistente dos modelos computacionais sobre apoio rígido com e sem preenchimento pelas equações de Yang (1994) considerou somente a influência das cordoalhas inferiores no cálculo da tensão normal de flexão, decorrente da excentricidade da força de protensão, e no primeiro termo da tensão de cisalhamento associada. O valor da força cortante resistente pode ser relacionado com a razão  $S_{cp}/I_y$  do último termo das Equações 3.12 e 6.2.

A Figura 6.10 mostra a correlação entre a força cortante resistente e a razão  $S_{cp}/I_y$  para as lajes MV5/265 e VMM-VSD 25. Observa-se uma tendência de redução da força cortante resistente de 29% quando os alvéolos da laje VMM-VSD 25 são preenchidos, o que justifica a pouca influência na capacidade resistente à força cortante observada nos modelos das lajes isoladas sobre apoio rígido com essa laje de alvéolos oblongos. Por outro lado, observa-se um aumento da capacidade resistente da laje MV5/265, com alvéolos mais circulares, de 15,5% quando os alvéolos são preenchidos. O percentual da laje MV5/265 é semelhante ao obtido da modelagem da laje alveolar sobre o apoio rígido, já o percentual da laje VMM-VSD 25 diferiu daquele obtido da modelagem sobre apoio rígido, onde obteve-se um aumento de 3%. Comportamento semelhante foi observado por Araújo *et al.* (2020) que ensaiaram lajes alveolares de altura de 160 mm, com alvéolos oblongos, com e sem preenchimento dos alvéolos, e concluíram que o preenchimento dos alvéolos não contribui para aumento da resistência à força cortante das lajes alveolares.



Figura 6.10 – Influência da taxa  $S_{cp}/I_y$  na força cortante segundo o modelo de Yang (1994).

Aplicando-se essas lajes em pisos mistos (*slim floor*), mesmo com resultados obtidos apenas de modelagem computacional, é possível concluir que esse fenômeno descrito pelo modelo analítico de Yang (1994) também se aplica quando os alvéolos são preenchidos em sistemas *slim floor*. Isso justifica o resultado obtido da modelagem do piso misto que mostra que o preenchimento dos alvéolos teve pouca influência na resistência à força cortante da laje sobre apoio flexível e, no caso de alvéolos oblongos, resultou inclusive em pequena redução da capacidade resistente da laje.

### 6.3.2. Influência da variação da rigidez do perfil IFB

A rigidez à flexão do elemento de apoio das lajes alveolares, isto é, o perfil IFB nos pisos mistos de altura reduzida desta pesquisa, é um fator importante que afeta a flexibilidade do apoio das lajes alveolares. Esse fator é considerado tanto no modelo da *fib* (FIB, 2000) quanto no modelo de Roggendorf (2010). Para investigar diferentes valores da rigidez do apoio, foram criados modelos com alteração da geometria da seção transversal do perfil IFB, mantendo constante a altura entre faces internas das mesas do perfil IFB.

A força cortante resistente nas lajes alveolares obtida dos modelos computacionais e a força cortante relativa à plastificação total da viga parcialmente revestida, determinada

analiticamente pela Equação 3.8 de De Nardin e El Debs (2009), é apresentada na Tabela 6.3. Nessa tabela,  $V_{pl,1}$  é a força cortante determinada com a contribuição apenas do concreto de preenchimento, já  $V_{pl,2}$  é a força cortante determinada com adição da contribuição das mesas comprimidas das lajes alveolares na largura efetiva estipulada pela *fib* (FIB, 2000).

Sistema Modelo		<i>EI/L<sup>3</sup></i> (MN/m)	Vmodel,flexível (kN/m)	$V_{pl,1}({ m kN/m})$	$V_{pl,2}(\mathrm{kN/m})$
	M1-IIIa	0,25	111,3	66,1	75,0
	M1-IIIb	0,32	126,5	85,2	96,0
	M1-IIIc	0,36	130,5	98,25	110,8
Piso 1 Laie MV5/265	M1	0,42	143,8	114,1	128,8
	M1-IIId	0,46	153,3	125,8	140,5
	M1-IIIe	0,52	177,7	143,5	158,9
	M1-IIIf	0,78	191,9	210,85	224,7
	M2-IIIa	0,30	100,4	115,43	127,4
	M2-IIIb	0,35	104,5	130,0	143,2
Piso 2	M2-IIIc	0,45	125,6	168,4	184,8
Laje VMM-	M2-IIId	0,58	142,7	215,4	232,7
VSD 25	M2	0,75	151,4	287,1	294,7
-	M2-IIIe	0,96	152,4	322,4	344,8
	M2-IIIf	1,07	161,3	355,9	378,4

Tabela 6.3 – Força cortante resistente dos modelos computacionais de piso misto ( $V_{model}$ ) e força cortante resistente decorrente da plastificação da viga parcialmente revestida ( $V_{pl}$ ).

Como pode-se observar na Tabela 6.3, para o Piso I, apenas o modelo M1-IIIf (com o perfil mais rígido) tem previsão de plastificação total da seção mista após a ruptura da laje de extremidade. Os demais modelos do Piso 1 teriam, conforme previsão, as seções das vigas mistas totalmente plastificadas antes da ruína das lajes alveolares por força cortante. Os modelos do Piso 2, mesmo aquele com o perfil mais esbelto (M2-IIIa) indica que a ruptura se daria na laje e não por plastificação total da viga mista.

O modelo de referência do Piso 1 (M1) teve, no ensaio experimental, a força cortante máxima de convergência definida pela resistência da laje e não da seção mista conforme indica a previsão. Isto pode ser devido ao fato da largura contribuinte das porções de concreto serem superiores à indica pela *fib* (FIB, 2000), utilizada na determinação de  $V_{pl,2}$ .

Para contestar tais previsões analíticas, foi estimada uma largura efetiva média dos modelos de referência no DIANA, determinada por meio da distribuição de tensões normais. O valor estimado de 600 mm (valor superior ao estipulado pela *fib*) foi utilizado para calcular  $V_{pl}$  dos modelos de referência M1 e M2. O novo valor de força cortante que causaria plastificação total da seção mista foi de 144,68 kN/m para o Piso 1 e 304,53 kN/m para o Piso 2. Portanto, essa nova estimativa teria boa correspondência com a situação relatada por Roggendorf (2010) no Piso 1, onde o autor informa que o perfil mais esbelto (no Piso 1) iniciou o processo de plastificação nas fibras mais comprimidas.

Para avaliar a plastificação dos perfis IFB em ambos os modelos de piso, foram elaborados os diagramas de tensão normal ao longo da altura do perfil IFB em cada modelo, como mostrado na Figura 6.11. Pelos diagramas, percebe-se que ocorreu plastificação nas mesas comprimidas no modelo M1 e nos modelos M1-IIIb ao M1-IIIe, onde a resistência ao escoamento do aço do perfil é de 355 MPa. O modelo M1-IIIf permaneceu em regime elástico linear. Os modelos do Piso 2 apresentaram comportamento linear elástico em todos os caso analisados, onde a resistência ao escoamento do aço do perfil é de 460 MPa.



Figura 6.11 – Diagrama de tensão normal no perfil IFB para os modelos do Piso 1 e Piso 2.

Da Figura 6.11, nota-se que apenas o modelo M1-IIIa apresentou tensão de plastificação em quase toda a região tracionada, o que caracteriza a plastificação total da seção do perfil IFB apenas para esse modelo e portanto, esse perfil não poderia ser utilizado na prática de projeto. Logo, conclui-se que o momento de plastificação total da seção foi subestimado pelo modelo de De Nardin e El Debs (2009), já que o modelo de cálculo considera somente a seção transversal do perfil de aço e a parcela do concreto de preenchimento comprimido. Ao considerar a parcela contribuinte da largura efetiva das lajes alveolares, a estimativa ficou mais próxima do resultado experimental e computacional do modelo de referência do Piso 1.

Os gráficos de força cortante *versus* deslocamento vertical dos modelos do grupo III são apresentados na Figura 6.12 e Figura 6.13 para os modelos do Piso 1 e Piso 2, respectivamente. Observa-se a plastificação total do perfil IFB no modelo M1-IIIa no valor da força cortante de 105 kN/m, seguido de aumento do deslocamento vertical com pouco acréscimo de carregamento. Nos demais modelos do Piso 1 não se nota a plastificação total do perfil IFB, indicando que nesses modelos a força máxima foi definida pela resistência à força cortante da laje alveolar.



Figura 6.12 – Curva força cortante-deslocamento vertical para os modelos do grupo III do Piso 1.



Figura 6.13 – Curva força cortante-deslocamento vertical para os modelos do grupo III do Piso 2.

Os valores de força máxima de convergência ( $V_{model,flextivel}$ ) dos modelos computacionais, a relação com a resistência à força cortante da laje sobre apoio rígido ( $V_{model,rígido}$ ) e o deslocamento no centro do piso, sob o perfil IFB, são mostrados na Tabela 6.4. Observa-se dessa tabela que o percentual de redução da força cortante resistente aumenta com a diminuição da rigidez do perfil IFB, explicitando a influência desse parâmetro na resistência à força cortante das lajes sobre apoio flexível. Além disso, para o mesmo valor de rigidez do perfil IFB, a redução da força cortante resistente é maior no Piso 2, com laje de alvéolos oblongos e maior largura de nervuras, que no Piso 1 com laje de alvéolos mais circulares e menor largura de nervuras. Isso mostra que além da rigidez do perfil IFB, a geometria dos alvéolos das lajes também influencia na tensão que surge no ponto crítico da laje sobre apoio flexível. Esta observação concorda com uma das conclusões de Roggendorf (2010), onde o autor conclui que a interação da laje com a viga de apoio é determinante para o fenômeno da redução da resistência à força cortante, porém de difícil quantificação e levada em conta pelo fator empírico  $k_v$  no seu modelo de cálculo.

Sistema	Modelo	<i>EI/L<sup>3</sup></i> (MN/m)	Vmodel_flexível(kN/m)	Vmodel,flexível / Vmodel,rígido	Deslocamento (mm)
	M1-IIIa	0,25	111,3	0,44	108,0 ( <i>l</i> /55)
_	M1-IIIb	0,32	126,5	0,50	68,5 ( <i>l</i> /87)
_	M1-IIIc	0,36	130,5	0,52	61,7 ( <i>l</i> /97)
Piso 1 - Laie MV5/265	M1	0,42	143,8	0,57	57,8 ( <i>l</i> /104)
Laje 111 / 5/205 –	M1-IIId	0,46	153,3	0,61	55,4 ( <i>l</i> /108)
_	M1-IIIe	0,52	177,7	0,71	68,0 ( <i>l</i> /88)
_	M1-IIIf	0,78	192,0	0,76	47,3 ( <i>l</i> /127)
	M2-IIIa	0,30	100,4	0,36	39,7 (l/151)
_	M2-IIIb	0,35	104,5	0,37	36,0 (l/151)
Piso 2	M2-IIIc	0,45	125,6	0,44	36,2 (l/166)
Laje VMM-	M2-IIId	0,58	142,7	0,50	33,0 (l/181)
VSD 25	M2	0,75	151,4	0,54	28,7 ( <i>l</i> /209)
_	M2-IIIe	0,96	152,4	0,53	21,8 (l/275)
	M2-IIIf	1,07	161,3	0,57	19,9 ( <i>l</i> /301)

Tabela 6.4 – Força cortante resistente e deslocamento em função da rigidez da viga de apoio.

De fato, a rigidez à flexão da viga de apoio das lajes é determinante no cálculo da tensão de cisalhamento transversal e é tratada de forma distinta de acordo com o modelo analítico usado na avaliação da resistência à força cortante das lajes alveolares sobre apoio flexível. A Tabela 6.5 compara os valores de força cortante das lajes alveolares dos modelos computacionais desta análise paramétrica em relação às previsões dos modelos analíticos.

Vale ressaltar que os valores estimados pelo modelo da *fib* (FIB, 2000) foram determinados na seção crítica apresentada na Figura 3.13 (onde a distância da extremidade da laje à seção crítica vale  $l_x = l_s+0.5b_{cr}$ ). Já o modelo de Roggendorf (2010) foi adaptado, com a seção crítica definida pela formulação de Yang (1994), isto é,  $l_x = l_s+h_{cp}/tan \beta$ , com ângulo da fissura crítica obtido dos modelos computacionais (Figura 4.19). Os resultados dos modelos analíticos consideram o fator  $\beta_f = 1,0$  e o comprimento de transmissão  $l_{pt2}$ .

Sistema	Modelo	<i>EI/L<sup>3</sup></i> (MN/m)	V <sub>model</sub> (kN/m)	V <sub>fib</sub> (kN/m)	Vfib / Vmodel	V <sub>Roggen</sub> (kN/m)	V <sub>Roggen /</sub> V <sub>model</sub>
	M1-IIIa	0,25	111,3	51,9	0,47	128,3	1,15
	M1-IIIb	0,32	126,5	60,4	0,48	140,9	1,11
	M1-IIIc	0,36	130,5	66,6	0,51	148,3	1,14
Piso 1 MV5/265	M1	0,42	143,8	73,2	0,51	155,1	1,08
1.1 / 0/200	M1-IIId	0,46	153,3	79,1	0,52	159,1	1,04
	M1-IIIe	0,52	177,7	87,0	0,49	164,5	0,93
	M1-IIIf	0,78	192,0	122,2	0,64	176,8	0,92
	M2-IIIa	0,30	100,4	75,1	0,75	117,7	1,17
	M2-IIIb	0,35	104,5	82,4	0,79	123,8	1,18
Piso 2	M2-IIIc	0,45	125,6	100,9	0,80	133,7	1,06
VMM-	M2-IIId	0,58	142,7	121,3	0,85	141,7	0,99
VSD 25	M2	0,75	151,4	162,0	1,07	146,7	0,97
	M2-IIIe	0,96	152,4	167,7	1,10	150,6	0,99
	M2-IIIf	1,07	161,3	178,7	1,11	152,0	0,94

Tabela 6.5 – Comparação dos valores de força cortante resistente da laje alveolar obtidos da modelagem e da previsão analítica.

De acordo com a Tabela 6.5, diferenças maiores que 10% entre as resistências obtidas pelo modelo de Roggendorf (2010) e pela modelagem computacional foram observados, em ambos os pisos, para a vigas de menor rigidez, isto é, com valores de  $EI/L^3$  menores que 0,36. Já na previsão analítica da *fib* (FIB, 2000), o modelo de viga de menor rigidez do Piso 1 apresentou redução de 53% em relação ao valor obtido da modelagem computacional.

No modelo da *fib* (FIB, 2000), a rigidez à flexão da viga é considerada no cálculo do fluxo de cisalhamento da seção transversal crítica (Equações 3.26 e 3.27), composta pela seção transversal da viga de apoio, pela mesa superior das lajes alveolares (tomada com sua largura efetiva  $b_{eff,0}$  de acordo com a Tabela 3.3) e pelo concreto de preenchimento entre perfil e lajes (Figura 3.13). A seção é considerada elástica e quanto maior a rigidez do perfil, menor o fluxo de cisalhamento pelo carregamento variável e menor a tensão transversal ( $\tau_2$ ) que surge pela distorção da seção transversal da laje. Assim, a força cortante resistente avaliada pela *fib* (FIB, 2000) aumenta com o aumento da rigidez do perfil IFB, como mostrado na Figura 6.14 para os sistemas do Piso 1 e Piso 2.



Figura 6.14 – Força cortante resistente *versus* rigidez do perfil IFB estimada da modelagem computacional e pelo modelo da *fib* (FIB, 2000).

Na Figura 6.14, nota-se uma resposta aproximadamente linear para as previsões analíticas do modelo da *fib* (FIB, 2000) para o Piso 1, enquanto o Piso 2 não apresentou o mesmo comportamento. A resposta aproximadamente linear se deu para modificações na geometria onde as mesas do perfil apresentam a mesma espessura ou espessuras semelhantes, como ocorre no modelos do Piso 1. A falta de linearidade da curva analítica dos modelos do Piso 2

se justifica pela previsão do modelo M2, onde as espessuras das mesas do perfil IFB diferem em 20 mm, alterando o valor do momento estático e da rigidez à flexão da seção mista (Equação 3.26) e assim, modificando a tendência de linearidade na previsão da força cortante resistente para os modelos do Piso 2.

Observa-se que, para um mesmo nível de rigidez da viga de apoio, a previsão pelo modelo analítico da *fib* (FIB, 2000) fornece valores superiores de força cortante para o Piso 2 em comparação ao Piso 1. Uma das razões para isto deve-se ao fato da laje VMM-VSD 25, no Piso 2, possuir maior valor do somatório de larguras das nervuras que a laje MV5/265, no Piso 1, implicando em um menor valor da tensão  $\tau_2$  dos modelos.

O modelo analítico da *fib* (FIB, 2000) se mostrou conservador para os modelos do Piso 1 e mostrou uma melhor aproximação para os resultados dos modelos do Piso 2. Um possível motivo é a determinação da largura efetiva (Tabela 3.3), que indica valores interpolados obtidos de ensaios para lajes com alvéolos ovais/circulares ou não circulares, podendo não ser eficaz para as diversas configurações de geometria de lajes com perfis mais ou menos rígidos. Exemplo disso são os modelos M2, M2-IIIe e M2-IIIf, onde a previsão superestima o valor da força cortante das lajes.

Roggendorf (2010) considera a fissuração na interface entre o concreto moldado no local e as lajes alveolares em seu modelo e afirma que as forças internas devido à flexão da viga de apoio das lajes são difíceis de serem determinadas analiticamente, variando de acordo com a combinação de diferentes vigas de apoio e lajes alveolares. O autor considera tais efeitos adicionais pelo fator empírico  $k_{\nu}$ . Esse fator foi proposto com o objetivo de considerar a influência da rigidez da viga de apoio na força cortante resistente da laje alveolar e é baseado na relação entre a rigidez à flexão da viga  $EI_b/L^3$  com a rigidez à flexão transversal das lajes  $EI_{sq,l}/b_{sl}^3$ .

Roggendorf (2010) aponta que o fator  $k_v$  foi inserido devido à constatação experimental de que quanto mais rígida a laje (no sentido transversal) em relação à viga (no sentido longitudinal), maior será a distorção na laje e, consequentemente, a concentração de tensões nas nervuras da laje. Por outro lado, uma laje mais flexível sobre um apoio mais rígido leva a uma menor distorção. Na Figura 6.15 é mostrada a curva força cortante resistente *versus* rigidez à flexão do perfil de apoio *EI/L<sup>3</sup>*, obtida do modelo computacional e do modelo de Roggendorf (2010) para as lajes alveolares dos sistemas do Piso 1 e Piso 2. Ressalta-se novamente que a determinação da seção crítica neste modelo difere daquela informada no item 3.3.3.

Figura 6.15– Força cortante resistente *versus* rigidez do perfil IFB estimada da modelagem computacional e pelo modelo de Roggendorf (2010).



Pela Figura 6.15, observa-se uma boa estimativa da previsão do modelo analítico proposto por Roggendorf (2010) para a grande maioria dos valores computacionais, o que mostra que o modelo é capaz de identificar a influência da geometria da laje e da rigidez da viga de apoio. Uma das razões pode ser devido à adaptação feita para a determinação da seção crítica, já que foi determinada distinguindo a geometria das lajes, ou ainda, devido à previsão da tensão oriunda da força cortante pelo modelo de Yang (1994) no modelo de Roggendorf (2010), que avalia a tensão no ponto crítico da laje.

Diferentemente do modelo da *fib* (FIB, 2000), o modelo de Roggendorf (2010) previu maior resistência à força cortante nas lajes do Piso 1 (modelos M1, M1-IIId, M1-IIIe e M1-IIIf), com lajes de alvéolos mais circulares. O modelo de Roggendorf (2010) apresenta comportamento não linear da resistência à força cortante com o aumento da rigidez da viga de apoio e indica a existência de um limite máximo para a força cortante, para as lajes modeladas nesta pesquisa, onde a resistência à força cortante das lajes sobre apoio flexível não atingem a resistência das lajes sobre apoio rígido.

Na variação na rigidez à flexão nos sistemas do Piso 1, os modelos com maior redução na rigidez à flexão (M1-IIIa e M1-IIIb) apresentaram diferença máxima em relação à previsão analítica de 15%, enquanto os modelos com maior aumento na rigidez apresentaram diferença máxima de 7%. Nos modelos do Piso 2, ocorre maior diferença nos modelos com perfis mais flexíveis (M2-IIIa e M2-IIIb), no qual a resistência à força cortante do modelo computacional é 18% menor que o valor previsto pelo modelo analítico de Roggendorf (2010).

### 6.4. CONCLUSÕES SOBRE A ANÁLISE PARAMÉTRICA

Um total de vinte e dois modelos foram criados para avaliação da influência do preenchimento de alvéolos e da flexibilidade da viga de apoio na resistência à força cortante de lajes alveolares. No grupo I e II de avaliação, quanto ao preenchimento dos alvéolos, foram criados e simulados quatro modelos de lajes sobre apoio flexível e seis sobre apoio rígido. No grupo II, quanto à variação da rigidez à flexão do perfil IFB dos sistemas, doze modelos foram desenvolvidos.

Os resultados obtidos foram confrontados com os modelos analíticos descritos no Capítulo 3 de forma a avaliar a influência dos parâmetros preenchimento de alvéolos e da flexibilidade da viga de apoio na força cortante resistente das lajes sobre apoio flexível. Pelas investigações computacionais deste capítulo, pode-se resumir as seguintes conclusões:

- Os modelos do grupo I desta análise apontam que o preenchimento dos alvéolos nas lajes alveolares avaliadas não influenciou de forma significativa na força cortante resistente das lajes alveolares sobre apoio flexível desta pesquisa. No caso dos pisos mistos de altura reduzida com lajes de alvéolos oblongos, o preenchimento dos alvéolos causou uma pequena redução da força cortante resistente.
- As simulações das lajes isoladas sobre apoio rígido (grupo II) com variação na profundidade do preenchimento dos alvéolos apontam que a geometria da laje alveolar é fator determinante no aumento da força cortante resistente, sendo que a laje MV5/265, com alvéolo mais circulares, apresentou ganho de resistência de até 13% enquanto a laje VMM-VSD 25, com alvéolos oblongos e maior largura total de nervuras, apresentou aumento de até 3% na força cortante resistente.
- A determinação analítica da força cortante resistente para lajes sobre apoio rígido pelas equações de Yang (1994) confirma que a laje VMM-VSD 25, com alvéolos oblongos, apresenta redução da capacidade resistente ao preencher os alvéolos, enquanto a laje MV5/265, com alvéolos mais circulares, mostra tendência de aumento da força cortante resistente. Isto reflete a influência da geometria da seção transversal preenchida no modelo analítico.
- Os resultados das simulações dos modelos do grupo III apontam que uma redução na rigidez à flexão da viga de apoio das lajes alveolares acarreta em redução da capacidade resistente à força cortante das lajes em ambos os pisos, independentemente do tipo de laje alveolar.
- Para o Piso 1, o modelo da *fib* (2000) apresentou caráter conservador, indicando que esse modelo subestimou a capacidade do piso com alvéolos mais circulares. Já para o Piso 2, com lajes com alvéolos oblongos, as estimativas foram mais próximas dos valores obtidos da modelagem, porém foram maiores que os valores da modelagem para apoios com rigidez superior a 0,75 MN/m.
- O modelo de Roggendorf (2010) captou de forma adequada a influência da variação da rigidez das vigas de apoio na resistência à força cortante das lajes alveolares em ambos os pisos. Além disso, concordou com o resultado da modelagem computacional que mostra um limite para o aumento da resistência à força cortante das lajes alveolares com o aumento da rigidez das vigas de apoio, quando biapoiadas. Assim, o fator empírico k<sub>v</sub> se

mostrou adequado para representar a influência da rigidez da viga de apoio na força cortante resistente das lajes alveolares sobre apoios flexíveis.

## CAPÍTULO 7 CONCLUSÕES

A resistência à força cortante de lajes alveolares é reduzida quando elas estão sobre apoio flexível em vez de apoio rígido. O aumento da deflexão das vigas de apoio, em sistemas de piso misto de altura reduzida, gera tensões adicionais na direção transversal das lajes, causando falha nas nervuras mais externas da laje de extremidade. Para investigação desse fenômeno, foram desenvolvidos modelos tridimensionais considerando a não linearidade via MEF de lajes sobre apoio rígido e lajes sobre apoio flexível.

Dois sistemas *slim floor* – um piso com lajes de alvéolos mais circulares apoiadas em um perfil de aço mais esbelto e um piso com lajes de alvéolos alongados apoiadas em um perfil mais rígido – ensaiados e modelados computacionalmente por Roggendorf (2010) foram utilizados como referência neste trabalho. Os objetivos deste trabalho foram, portanto, a avaliação da capacidade resistente à força cortante das lajes alveolares no sistema *slim floor* e a influência de dois parâmetros: preenchimento dos alvéolos das lajes e rigidez à flexão das vigas de aço de apoio (perfil IFB).

A calibração dos modelos das lajes isoladas – MV5/265 e VMM-VSD 25 – sobre apoio rígido foi baseada nos ensaios experimentais executados por Roggendorf (2010) e apresentaram boa concordância com a força cortante última e o respectivo deslocamento, dentro da variabilidade observada nos ensaios. Os valores de força cortante foram ligeiramente superiores aos valores médios de referência, com diferença máxima de 6,5%, e os modelos computacionais ainda tiveram boa relação com a previsão pelo modelo analítico de Yang (1994), com diferença máxima de 14,5%.

Os dois modelos computacionais de piso misto de altura reduzida apresentaram ótima concordância para a maioria dos resultados de transdutores e extensômetros instalados nos modelos ensaiados em laboratório. A relação obtida nos ensaios entre a capacidade resistente média com apoios flexíveis e com apoios rígidos foi de 0,66 para o Piso 1 e 0,61 para o Piso 2, com deslocamentos associados de *l*/107 e *l*/209, respectivamente. Nos modelos computacionais, simulados no DIANA, essa relação foi 0,57 para o Piso 1 e 0,53 para o Piso 2, com deslocamentos associados de *l*/104 e *l*/191, respectivamente.

A análise paramétrica desenvolvida para avaliar a influência do preenchimento dos alvéolos e a flexibilidade dos perfis IFB na força cortante resistente das lajes dos sistemas foi executada e os resultados confirmam que o preenchimento dos alvéolos tem pouca influência ou pode ainda reduzir a capacidade resistente das lajes nos sistemas *slim floor* com lajes de alvéolos oblongos. Para o modelo M1, com lajes de alvéolos mais circulares, houve um ganho de 4,7% na força cortante resistente e para o modelo M2, com lajes de alvéolos alongados, redução de 5,5 % na força cortante .

A rigidez à flexão do perfil IFB desempenha um papel determinante na força cortante máxima resistida pelas lajes, uma vez que a interação entre laje e apoio se mostra determinante na redução das tensões que surgem na direção transversal das lajes, que são sobrepostas com as tensões oriundas do cisalhamento vertical. Todavia, a análise também mostrou que há um limite no aumento da resistência à força cortante das lajes com o aumento da rigidez da viga de apoio.

As estimativas realizadas pelo modelo de Roggendorf (2010), que considera a relação entre a rigidez transversal das lajes alveolares e a rigidez à flexão da viga de apoio, além do atrito gerado entre lajes e superfície de apoio, concordam bem com os valores obtidos da modelagem computacional. A diferença máxima obtida da previsão do modelo de Roggendorf (2010) em relação aos modelos computacionais da análise paramétrica foi de 18%. Já o modelo da *fib* (FIB, 2000) apresentou redução de até 53% para os modelos com lajes de alvéolos mais circulares. Entende-se que o modelo da *fib* (FIB, 2000), que considera a seção transversal mista elástica, necessita de melhor ajuste para identificação da geometria da laje e sua interação com a rigidez do perfil de apoio. Portanto, sugere-se que modelo de Roggendorf (2010) é mais adequado para o uso em projeto de lajes sobre apoio flexível.

As análises computacionais forneceram conhecimento aprofundado da resistência à força cortante dos sistemas *slim floor* e do mecanismo de ruptura das lajes de extremidade no caso de apoio flexível, além da análise crítica dos modelos analíticos existentes, visto que no contexto nacional, não há normatização específica para esses sistemas. Sugere-se, para trabalhos futuros, investigação dos sistemas *slim floor* com diferentes geometrias e alturas de lajes alveolares, da influência do preenchimento dos alvéolos e presença de capa de concreto armado nesses sistemas e de restrições do piso, avaliando o efeito de continuidade.

### REFERÊNCIAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

ABNT\_\_\_\_\_. **NBR 14861**: Lajes alveolares pré-moldadas de concreto protendido – Requisitos e procedimentos. Rio de Janeiro, 2011.

ARAÚJO, D. L.; SALES, M. W. R.; SILVA, R. P. M.; ANTUNES, C. F. M.; FERREIRA, M. A. Shear strength of prestressed 160 mm deep hollow core slabs. **Engineering Structures**, v.218, n.1, p.110723, set. 2020.

AWS – American Welding Society. **AWS D1.1/D1.1M:2010**: Structural Welding Code Steel. Miami, EUA, 2010.

BARROS, J. A. O. **Comportamento de betão reforçado com fibras**: análise experimental e simulação numérica. Teste (Doutorado) – Faculdade de Engenharia da Universidade de Porto, Porto, Portugal, 1995.

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

BREUNINGER, U. Design of lying studs with longitudinal shear force. In: Proceedings of International Symposium on Connections Between Steel and Concrete, University of Stuttgart, p.1015-1024, 2001.

COLDEBELLA, G. Estudo experimental da transferência de forças de cisalhamento em pisos mistos de altura reduzida com perfil celular de aço e lajes alveolares préfabricadas de concreto. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2019.

CEN – Comité Européen de Normalisation. EN 1992-1-1:2004 - Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1.1: General rules and rules for buildings. Brussels, Belgium; 2004a.

CEN\_\_\_\_\_. EN 1994-1-1:2004 - Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels, Belgium; 2004b.

CEN\_\_\_\_\_. EN 1993-1-1:2005 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels, Belgium; 2005.

DANG, C. N., MURRAY, C. D., FLOYD, R. W., HALE, W. M., MARTÍ-VARGAS, J. R. Analysis of bond stress distribution for prestressing strand by Standard Test for Strand Bond. **Engineering Structures**, v.72, n.1, p.152–159, ago. 2014.

DE NARDIN, S.; EL DEBS, A.L.H.C. Study of partially encased composite beams with innovative position of stud bolts. **Journal of Constructional Steel Research**, v.62, n.2, p.342-350, fev. 2009.

DIN – Deutsches Institut für Normung. **DIN 1045-1**: Tragwerke aus Beton, Stahlbeton und Spannbeton. Teil 1: Bemessung und Konstruktion. Beuth Verlag, Berlin, 2008.

DIN\_\_\_\_\_. **DIN EN 1168**: Betonfertigteile - Hohlplatten, Deutsche Fassung EN 1168 2005+A3:2011. Beuth Verlag, Berlin, 2011.

DÖRR, K. Ein Beitrag zur Berechnung von Stahlbetonscheiben unter besonderer Berücksichtigung des Verbundverhaltens. PhD thesis – University of Darmstadt, Darmstadt, Germany, 1980.

FEENSTRA, P. H; BORST, R. DE. Aspects of robust computational modeling for plain and reinforced concrete. **HERON**. v.38, n.4, p.76, 1993.

FIB – Fédération internationale du béton. **Bulletin 6:** Special desing considerations for precast prestressed hollow core floors. Lausanne, Switzerland, 2000.

FIB\_\_\_\_\_. Model Code for Concrete Structures 2010. Lausanne, Switzerland, 2010.

HEGGER, J.; ROGGENDORF, T. Zur Querkrafttragfähigkeit von SpannbetonFertigdecken bei biegeweicher Lagerung – Teil 1: Modellentwicklung. **Bauen 2021 – Wiley Industry Days:WINDAYS**, p.531–539, 2021.

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, fev. 2009.

HEGGER, J.; ROGGENDORF, T.; TEWORTE, F. FE Analyses of shear-loaded hollow-core slabs on different supports. **Magazine of Concrete Research**, v.62, n.8, p.531–541, ago. 2010.

HICKS, S. J. ; LAWSON, R. M. **Design of composite beams using precast concrete slabs** (**P287**). The Steel Construction Institute, 2003.

HORDIJK, D. A. Local approach to fadigue of concrete. Doctoral thesis – Technische Universiteit Delft, Delft, The Netherlands, 1991.

NOAKOWSKI, P. Die Bewehrung von Stahlbetonscheiben bei Zwangsbeanspruchung infolge Temperatur. **Deutscher Ausschuß für Stahlbeton**, 296, 1978.

MULLETT, D. L. Slim floor design and construction (P110). The Steel Construction Institute, 1992.

PAJARI, M. Interaction between hollow core slabs and supporting beams. **Composite Construction - Conventional and Innovative**, v.999, p.953, 1997.

PAJARI, M.; KOUKKARI, H. Shear Resistance of PHC slabs supported on beams I: tests. **Journal of Structural Engineering**, v.124, n.9, p.1051-1061, 1998.

PAJARI, M. Shear Restistance of PHC Slabs supported on Beams II: Analysis. Journal of Structural Engineering, v.124, n.9, p.1062-1073, 1998.

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

ROGGENDORF, T. **Zum Tragverhalten von Spannbeton-Fertigdecken bei biegeweicher Lagerung**. PhD thesis – Institute of Sctructural Concrete, RWTH Aachen University, Aachen, Germany, 2010.

RACKMAN, J. W; HICKS, S. J.; NEWMAN, G. M. **Design of asymmetric slimflor beams** with precast concrete slabs (P342). The Steel Construction Institute. Silwood Park, 2006.

SHIMA, H.; CHOU, L.-L.; OKAMURA, H. Micro and macro models for bond in reinforced concrete. **J. of the Faculty of Engineering**, The University of Tokyo (B), v.39, n.22, p.133-194, 1987.

SOUZA, P.T. Análise teórica e experimental de pisos mistos de altura reduzida compostos por vigas metálicas e lajes alveolares de concreto. Dissertação (Mestrado) -Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016.

SOUZA, P. T. de; KATAOKA, M. N.; EL DEBS, A. L. H. C. Experimental and numerical Analysis of the Push-out Test on Shear Studs in Hollow Core Slabs. **Engineering Structures**, v.147, p.398 – 409, set. 2017.

TNO. **DIANA finite element analysis – User's manual release 10.2**. Delft, Netherland, 2016.

VECCHIO, F. J; COLLINS, M. P. The modified compression field theory for RC elements subject to shear. ACI JOURNAL, v.1, n.83-22, p.219 – 231, 1986.

YANG, L. design of prestressed hollow core slabs with reference to web shear failure. **ASCE** Journal of Structural Engineering, v.120, n.9, p.2675 – 2696, 1994.

## APÊNDICE A REVISÃO SISTEMÁTICA

Foi realizada uma revisão sistemática da literatura com o objetivo de quantificar os trabalhos publicados sobre os pisos mistos de altura reduzida, de forma geral e especificamente aqueles compostos por lajes alveolares. Para isso, foi utilizado o *software StArt – State of Art through Systematic Review* – disponibilizado pelo Laboratório de Pesquisa em Engenharia de Software (LaPES) da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar).

A pesquisa necessita de palavras-chave específicas para busca de documentos em bases de dados consolidadas. Para o mapeamento sistemático utilizou-se como palavra-chave principal a palavra "*slim floor*" em todas as bases de dados consultadas, embora também tenha sido empregada a palavra-chave "*composite slim floor*", inserida para verificação adicional pela combinação lógica *OR* dos mecanismos de busca. O processo foi realizado nos meses de janeiro e fevereiro em 2020. As bases de conhecimento para levantamento dos dados foram três: *Scopus, Web of Science*, e *Engineering Village*.

Incialmente, realizou-se a primeira pesquisa (denominada a seguir como Pesquisa A) sem restrição de período de tempo nas três bases citadas, com a limitação da linguagem dos documentos em inglês, utilizando a combinação lógica *slim floor OR composite slim floor*. Posteriormente, na segunda pesquisa (denominada a seguir como Pesquisa B) foram inseridas as palavras-chave restritivas da pesquisa, isto é, as palavras relacionadas com o termo "laje alveolar", tendo sido utilizada a combinação lógica *hollow core slabs OR HC slabs OR Precast hollow core slabs*.

A restrição do período de tempo, isto é, publicações a partir de 1992, foi tomada após avaliação inicial dos resultados gerados. A partir desse ano o tema *slim floor* teve seu início de indexação, sendo que três resultados obtidos com publicação em anos anteriores foram desconsiderados por se tratar de assuntos não correlatos. Artigos de periódicos, anais de congresso e teses e dissertações foram considerados nos resultados da pesquisa.

Gerou-se um levantamento numérico sobre ambas as pesquisas, por base de dados, que é mostrado na Figura A.1. O primeiro levantamento indica que o estudo da associação de sistemas *slim floor* com lajes alveolares é pequena comparada à pesquisa do sistema em geral.



Figura A.1 – Levantamento numérico das Pesquisas A e B da revisão sistemática.

Adicionalmente, uma pesquisa foi feita no Catálogo de Teses e Dissertações da CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) de modo a verificar o desenvolvimento da pesquisa sobre o tema em nível de programas de mestrado e doutorado no Brasil. As palavras-chaves usadas foram *slim floor*, "piso misto de altura reduzida" e "lajes alveolares". As teses e dissertações cadastradas na base da CAPES datam de 2001 até o ano de 2019.

A Figura A.2 mostra o quantitativo de resultados da pesquisa adicional feita sem restrição de ano de publicação, já considerando a exclusão dos trabalhos duplicados. Um total de dez trabalhos retornaram nas buscas e destes, somente dois são relacionados ao uso do sistema de piso misto com lajes alveolares (um trabalho no ano de 2016 e um no ano de 2019).



Figura A.2 – Levantamento numérico da pesquisa no Catálogo de Teses e Dissertações – CAPES.

Somando as pesquisas realizadas e seguindo o refinamento da revisão sistemática, em seguida houve a subtração dos documentos que constam em mais de uma base (chamados de duplicados) e rejeição de documentos não pertinentes, seja pela leitura do título e *abstract*, idioma do documento, impossibilidade de acesso. Neste passo, anais de congresso foram excluídos. A quantidade de documentos, após o refinamento, foi de 156 documentos para a Pesquisa A e 18 documentos para a Pesquisa B.

A Figura A.3 mostra o resultado da revisão sistemática, após o refinamento, destacando a quantidade de publicações, por ano, para cada uma das duas pesquisas realizadas. A Figura A.4 representa a frequência acumulada de publicações até o ano vigente.



Figura A.3 – Levantamento numérico das pesquisas A e B da revisão sistemática após refinamento.

Figura A.4 – Levantamento numérico das pesquisas A e B da revisão sistemática após refinamento (frequência acumulada).



Percebe-se, pelos gráficos apresentados, que há um número reduzido de pesquisas voltadas especificamente para pisos mistos de altura reduzida com lajes alveolares. Tal panorama torna necessário mais estudos sobre o tema escolhido, conforme dito no Capítulo 1.

# APÊNDICE B DIMENSIONAMENTO À FORÇA CORTANTE DAS LAJES SOBRE APOIO RÍGIDO

Neste apêndice é mostrada a memória de cálculo da força cortante resistente das lajes isoladas tratadas nessa pesquisa pelo modelo analítico de Yang (1994), utilizadas no Capítulo 5 e 6. O valor de  $\alpha_1$  foi determinado, assim como no corpo do trabalho, sendo o quociente entre a distância  $l_x$  ( $x_{cp}$  das equações de Yang) e o comprimento de transferência de protensão superior  $l_{pt2}$ .

### B.1 LAJE MV5/265

Considerando a força total de protensão aplicada no primeiro termo da tensão de flexão, e desprezando as cordoalhas superiores nos demais termos e equações, tem-se:

$$\sigma_{x} = \frac{-N_{p}}{A} + \frac{N_{p}ez}{I_{y}} - \frac{V_{z}x_{cp}z}{I_{y}} = \frac{-932,45(10^{3})}{154012,5} + \frac{853,4(10^{3})103(68)}{1356(10^{6})} - \frac{V_{z}(100+65/0,38)68}{1356(10^{6})}$$

$$\tau_{xz} = \frac{1}{b_{w}} \left[ \left( \frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp}e}{I_{y}} \right) \frac{dNp}{dx} + \frac{S_{cp}V_{z}}{I_{y}} \right] = \frac{1}{125} \left[ \left( \frac{99475}{154012,5} - \frac{1,265(10^{7})103}{1356(10^{6})} \right) \frac{853,4(10^{3})}{523,16} + \frac{1,265(10^{7})V_{z}}{1356(10^{6})} \right]$$

$$f_{ct} = 3,6 \Rightarrow f_{ct} = \sigma_{1} = \frac{\sigma_{x}}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{\sigma_{x}^{2} + 4\tau_{xz}^{2}}$$

$$Vz = 207,80 \text{ kN/m}$$

Somando a parcela decorrente do peso próprio de 10,74 kN/m, tem-se  $V_{Yang} = 218,54$  kN/m.

#### B.2 LAJE VMM-VSD 25

Considerando a força total de protensão aplicada no primeiro termo da tensão de flexão, e desprezando as cordoalhas superiores nos demais termos e equações, tem-se:

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{-N_p}{A} + \frac{N_p ez}{I_y} - \frac{V_z x_{cp} z}{I_y} = \\ \frac{-911, 25(10^3)}{178637, 5} + \frac{903, 75(10^3)88, 69(66, 19)}{1252(10^6)} - \frac{V_z(100 + 57, 5/0, 34)66, 19}{1252(10^6)} \\ \tau_{xz} &= \frac{1}{b_w} \Biggl[ \Biggl( \frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp} e}{I_y} \Biggr) \frac{dNp}{dx} + \frac{S_{cp} V_z}{I_y} \Biggr] = \\ \frac{1}{500} \Biggl[ \Biggl( \frac{121356, 25}{178637, 5} - \frac{1, 369(10^7)88, 69}{1252(10^6)} \Biggr) \frac{903, 75(10^3)}{717, 45} + \frac{1, 369(10^7)V_z}{1252(10^6)} \Biggr] \\ f_{ct} &= 3, 15 \Rightarrow f_{ct} = \sigma_1 = \frac{\sigma_x}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\sigma_x^2 + 4\tau_{xz}^2} \\ Vz &= 215, 55 \text{ kN/m} \end{aligned}$$

Somando a parcela decorrente do peso próprio de 11,91 kN/m, tem-se  $V_{Yang} = 227,46$  kN/m.

# APÊNDICE C DIMENSIONAMENTO À FORÇA CORTANTE DAS LAJES SOBRE APOIO FLEXÍVEL

Neste apêndice são aplicados os modelos analíticos para determinação da força cortante resistente de lajes alveolares em pisos mistos de altura reduzida. Para isso, foram utilizadas as geometrias das lajes dos modelos computacionais do Piso 1 e Piso 2 (Figura 4.20) bem como os parâmetros determinados na calibração dos modelos sobre apoio rígido (Capítulo 4) e dos modelos sobre apoio flexível (Capítulo 5).

Algumas premissas para o desenvolvimento da memória de cálculo foram adotadas, que são:

- Os cálculos foram feitos sem coeficientes de ponderação visando determinar a força cortante resistente nominal em cada caso.
- (ii) não consideração da redução do módulo de elasticidade informada na calibração dos modelos sobre apoio rígido, visto que a redução foi um ajuste para que o modelo computacional retratasse o ensaio experimental no regime elástico linear;
- (iii) utilização do valor nominal superior do comprimento de transmissão  $l_{pt2}$  com o curso linear da força de protensão onde se pede o valor de comprimento básico de transferência  $l_{bpd}$ ;
- (iv) No modelo de Roggendorf (2010), o valor de  $l_x$  foi determinado com base nos modelos computacionais das lajes sobre apoio rígido conforme as equações de Yang (1994) com adequação do ângulo  $\beta$  da fissura crítica. Já no modelo da *fib* (FIB, 2000) a seção crítica (Figura 3.13) é determinada por  $l_x=l_s+0.5b_{cr}$ .
- (v) o fator de redução  $\beta_f$  tem valor igual a 1,0 e o fator  $\beta_{top}$  foi desprezado, uma vez que os pisos não possuem capa de concreto armado.

### C.1 DIMENSIONAMENTO SEGUNDO MODELO DA FIB (2000)

Para a determinação da força cortante resistente de lajes alveolares sobre apoio flexível utilizou-se as geometrias apresentadas na Figura 4.20 e alguns dos parâmetros necessários para o cálculo pelo método da *fib* (FIB, 2000) são expostos na Figura C.1.



Figura C.1 – Alguns parâmetros para o cálculo da força cortante resistente pelo modelo da *fib* (FIB, 2000).

#### C.1.1. Piso 1 – Laje MV5/265 e perfil IFB com I=35435 cm<sup>4</sup>

A Figura C.2 mostra as informações pertinentes da laje MV5/265 e em seguida, o cálculo para determinação da força cortante resistente pela laje é desenvolvido. Além disso, foram adotados os seguintes dados para o cálculo: carga permanente  $g_k$  no valor de 10,74 kN/m; módulos de elasticidade longitudinal de 43300 N/mm<sup>2</sup>, 21100 N/mm<sup>2</sup> e 200000 N/mm<sup>2</sup> para a laje, concreto de preenchimento e perfil de aço, respectivamente; comprimento do apoio  $l_s$ =70 mm; medidas entre eixos dos apoios das lajes  $L_s$ =4,90 m; valor  $L_{supp}$ =430 mm; e resistência à tração do concreto de 3,6 N/mm<sup>2</sup>.

Figura C.2 – Dados da laje MV5/265 para cálculo segundo modelo da fib (FIB, 2000).



Área da seção transversal (mm <sup>2</sup> )	A_=154012
Distância do centroide à fibra inferior (m)	$y_{s1} = 133$
Momento de segunda ordem (10 <sup>-3</sup> m <sup>4</sup> )	I_1=1,356
Momento de primeira ordem em	$S_{s1} = 6,627$
relação ao centroide (10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup> )	51
Soma das larguras das almas (mm)	b <sub>w s1</sub> =325
Profundidade da altura do alvéolo constante (mm)	$h_{ct} = 135$
Área da seção transversal das cordoalhas (mm <sup>2</sup> )	A_=1219,2
Protensão após perdas (N/mm <sup>2</sup> )	σ <sup>°</sup> <sub>p</sub> =765
	Р

A tensão principal de tração e o critério de falha são dados, respectivamente, por:

$$\sigma_{ps} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_1^2 + \tau_2^2}$$

### $\sigma_{ps} \leq f_{ct}$

As tensões  $\sigma_1$ ,  $\tau_1$  e  $\tau_2$  são determinadas pela carga atuante na seção transversal crítica. Já o comprimento crítico  $b_{cr}$  é determinado pela subtração da espessura da laje com a altura constante do alvéolo. Logo:

$$b_{cr} = h_{hc} - h_{ct} = 130 \text{ mm}$$

O fator  $\alpha_l$  é dado pelo quociente  $(l_s+0.5b_{cr})/l_{pt2} = 0.26$ .

A tensão normal  $\sigma_1$ , considerando a protensão centrada, é dada por:

$$\sigma_1 = \frac{\alpha_1 \sigma_p A_p}{A_c} = -1,56 \text{ N/mm}^2$$

A tensão de cisalhamento vertical na laje alveolar  $\tau_1$  é calculada por:

$$\tau_1 = \frac{V_{sl}S_{sl}}{b_{w,sl}I_{sl}}$$

Em seguida, calcula-se o valor da força cortante na laje  $V_{sl}$ . Primeiro, determina-se a distância  $L_{mid,crit}$ , localizada entre a seção transversal crítica e o eixo do apoio. Assim, considerando a carga variável como aplicada no ensaio realizado, isto é, linearmente distribuída, tem-se:

$$q = g_{k} + q_{k} = 10,74 + q_{k} \text{ kN/m}$$
  

$$L_{mid,crit} = 0,5l_{s} + 0,5b_{cr} = 100 \text{ mm}$$
  

$$V_{sl} = b_{sl}q(l_{sl} - L_{mid,crit}) / l_{sl} = 12,63 + 1,18q_{k} \text{ kN}$$

Assim, a tensão  $\tau_1$ , em função da carga variável  $q_k$ , vale:

$$\tau_1 = \frac{V_{sl}S_{sl}}{b_{w,sl}I_{sl}} = 0,19 + 0,018q_k \text{ N/mm}^2$$

A largura efetiva colaborante das lajes é determinada pela Tabela 3.3. O valor de  $b_{eff,0}$  para a laje MV5/265 é de 90 mm, assim,  $b_{eff}=b_{eff,0}(L_b/5)=108$  mm. O momento estático da seção transversal mista relativa à mesa superior das lajes, com  $h_{hc,t}=35$  mm, para a laje em questão sem capa de concreto, é dado por:

$$(E_{hc}S)_{hc,t} = E_{hc}h_{hc,t}2b_{eff}e_{hc,t} = 3,27(10^8)$$
 N

A força cortante atuante na viga, decorrente da carga variável  $q_k$ , é calculada pela expressão:

$$V_{x,imp} = 2 \left[ q_k \frac{(l_s - L_{mid,crit})}{l_{sl}} \frac{L_b}{2} \right] = 5,88q_k \text{ kN}$$

Assim, considerando  $e_f$  a distância do centroide das mesas comprimidas em relação ao centroide da seção mista homogeneizada pelos diferentes módulos de elasticidade, e a rigidez à flexão da seção mista (Figura C.3), o fluxo de cisalhamento transversal atuante é dado por:

$$v = \frac{(E_{hc}S)_{hc,t}V_{x,imp}}{(E_bI)_0} = 3,07q_k \text{ kN/m}$$

Figura C.3 – Distâncias  $e_{hc,t}$  e  $e_0$  e rigidez à flexão da seção transversal mista do modelo do Piso 1.



Portanto, a tensão transversal  $\tau_2$  é determinada por:

$$\tau_2 = \frac{3vb_{sl}}{4b_{cr}b_{w,sl}} = 0,07q_k \text{ N/mm}^2$$

Igualando  $\sigma_{ps}$  à  $f_{ct}$  e, substituindo os valores no critério de falha, encontra-se o valor da carga variável  $q_k$ . Por consequência, determina-se o valor de  $V_{sl}$  e, dividindo  $V_{sl}$  pela largura da laje, tem-se o valor nominal da força cortante resistida pela laje:

$$f_{ct} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_1^2 + \tau_2^2} \Rightarrow$$
$$q_k = 63,97 \text{ kN/m} \Rightarrow V_{sl} = 73,18 \text{ kN/m}$$

### C.1.2. Piso 2 – laje VMM-VSD 25 e perfil IFB com I=74231 cm<sup>4</sup>

De forma análoga, o cálculo para determinação da força cortante resistente da laje VMM-VSD 25 é desenvolvido. Foram adotados os seguintes dados para o cálculo: carga permanente  $g_k$  no valor de 11,91 kN/m; módulos de elasticidade longitudinal de 38700 N/mm<sup>2</sup>, 22300 N/mm<sup>2</sup> e 200000 N/mm<sup>2</sup> para a laje, concreto de preenchimento e perfil de aço, respectivamente; comprimento do apoio  $l_s$ =70 mm; medidas entre eixos dos apoios das lajes  $l_s$ =4,90 m; valor  $l_{supp}$ =436 mm; e resistência à tração do concreto de 3,15 N/mm<sup>2</sup>. A Figura C.4 mostra as informações pertinentes da laje avaliada.

Figura C.4 – Dados da laje VMM-VSD 25 para cálculo segundo modelo da fib (FIB, 2000).



Área da seção transversal (mm <sup>2</sup> )	A_=178.637
Distância do centroide à fibra inferior (m)	y <sub>s1</sub> =124
Momento de segunda ordem (10 <sup>-3</sup> m <sup>4</sup> )	$I_{s1} = 1,252$
Momento de primeira ordem em	$S_{s1}^{3} = 6,741$
relação ao centroide (10 <sup>-3</sup> m <sup>3</sup> )	51
Soma das larguras das almas (mm)	b <sub>w s1</sub> =500
Profundidade da altura do alvéolo constante (mm)	$h_{ct}^{w,s1} = 135$
Área da seção transversal das cordoalhas (mm <sup>2</sup> )	Å_=39,6/1116
Protensão após perdas superior/inferior (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_{p}^{P} = 187, 5/810$
	•

As tensões  $\sigma_1$ ,  $\tau_1$  e  $\tau_2$  são determinadas pela carga atuante na seção transversal crítica. O comprimento crítico  $b_{cr}$  é determinado pela subtração da espessura da laje com a altura constante do alvéolo. Logo:

$$b_{cr} = h_{hc} - h_{ct} = 115 \text{ mm}$$

O fator  $\alpha_1$  é dado pelo quociente  $(l_s+0.5b_{cr})/l_{pt2} = 0.21$ .

A tensão normal  $\sigma_1$ , considerando a protensão centrada, é dada por:

$$\sigma_1 = \frac{\alpha_1 \sigma_p A_p}{A_c} = -1,09 \text{ N/mm}^2$$

Para o valor da força cortante na laje  $V_{sl}$ , determina-se a distância  $L_{mid,crit}$ , entre a seção transversal crítica e a reação do apoio. Assim, considerando a carga variável  $q_k$  como aplicada no ensaio simulado, isto é, linearmente distribuída, tem-se:

 $q = g_k + q_k = 11,91 + q_k \text{ kN/m}^2$   $L_{mid,crit} = 0,5l_s + 0,5b_{cr} = 92,5 \text{ mm}$  $V_{sl} = b_{sl}q(l_{sl} / 2 - L_{mid,crit}) = 14,02 + 1,18q_k \text{ kN}$ 

Assim, a tensão  $\tau_1$ , em função da carga variável  $q_k$ , vale:

$$\tau_1 = \frac{V_{sl}S_{sl}}{b_{w,sl}I_{sl}} = 0,15 + 0,01q_k \text{ N/mm}^2$$

A largura efetiva colaborante das lajes são determinadas pela Tabela 3.3. O valor de  $b_{eff,0}$  para a laje VMM-VSD 25 foi interpolado e vale 88 mm, assim,  $b_{eff}=b_{eff,0}(L_b/5)=105,6$  mm. O momento estático da seção transversal mista relativa à mesa superior das lajes, com  $h_{hc,t}=35$ mm, para a laje em questão sem capa de concreto, é dado por:

$$(E_{hc}S)_{hc,t} = E_{hc}h_{hc,t}2b_{eff}e_{hc,t} = 2,86(10^8)$$
 N

A força cortante atuante na viga, decorrente da carga imposta  $q_k$ , é calculada pela expressão:

$$V_{x,imp} = 2 \left[ q_k \frac{(l_s - L_{mid,crit})}{l_{sl}} \frac{L_b}{2} \right] = 5,89q_k \text{ kN}$$

Então, considerando  $e_f$  a distância do centroide das mesas comprimidas em relação ao centroide da seção mista homogeneizada pelos diferentes módulos de elasticidade, e a rigidez à flexão da seção mista (Figura C.5), o fluxo de cisalhamento transversal atuante é dado por:

$$v = \frac{(E_{hc}S)_{hc,i}V_{x,imp}}{(E_bI)_0} = 1,27q_k \text{ kN/m}$$

Figura C.5 – Distâncias  $e_{hc,t}$  e  $e_0$  e rigidez à flexão da seção transversal mista do modelo do Piso 2.



A tensão transversal  $\tau_2$  é determinada:

$$\tau_2 = \frac{3vb_{sl}}{4b_{cr}b_{w,sl}} = 0,02q_k \text{ N/mm}^2$$

Igualando  $\sigma_{ps}$  à  $f_{ct}$  e, substituindo os valores no critério de falha, encontra-se o valor da carga variável  $q_k$ . Por consequência, determina-se o valor de  $V_{sl}$  e, dividindo  $V_{sl}$  pela largura da laje, tem-se o valor nominal da força cortante resistida pela laje:

$$f_{ct} = \frac{\sigma_1}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_1}{2}\right)^2 + \tau_1^2 + \tau_2^2} \Rightarrow$$
  
$$q_k = 153,28 \text{ kN/m} \Rightarrow V_{sl} = 162,07 \text{ kN/m}$$

### C.2. DIMENSIONAMENTO SEGUNDO MODELO DE ROGGENDORF (2010)

O modelo de Roggendorf (2010) para a determinação da força cortante considera somente as ações atuantes após o comportamento conjunto no seu cálculo. Sendo assim, o valor da força cortante resistente  $V_R$  foi determinado apenas com base no valor  $V_{comp}$ , sem consideração de peso próprio do sistema. As idealizações da seção transversal das lajes em estruturas de barras rígidas foram feitas conforme idealização descrita no Capítulo 3 deste trabalho.

Destaca-se algumas premissas para o cálculo: (i) tomou-se  $EI_b$  no modelo como o valor de  $(E_bI)_{0+top}$  do modelo da *fib* (FIB, 2000) e (ii) a tensão de cisalhamento devido à introdução das forças de protensão  $\tau_{cp}$  é numericamente igual ao primeiro termo do valor da tensão de cisalhamento  $\tau_{xz}$  da equação de Yang (1994).

### C.2.1. Piso 1 – Laje MV5/265 e perfil IFB com I=35435 cm<sup>4</sup>

A Figura C.6 exibe os dados utilizados no cálculo pelo modelo de Roggendorf e também apresenta o modelo idealizado de barras da laje MV5/265 conforme premissas expostas no Capítulo 3.

T			Área da seção transversal (mm <sup>2</sup> )	A <sub>s1</sub> =154012
265			Momento geométrico relativo de inércia (mm4/m)	$i_{s1,q}^{s1} = 122600$
T			Momento de segunda ordem (10 <sup>6</sup> m <sup>4</sup> )	$I_{s1} = 1356$
	1200 mm		Momento de primeira ordem em	$S_{1} = 6627$
			relação ao centroide (10 <sup>3</sup> m <sup>3</sup> )	51
$\begin{bmatrix} h_{s1,eff} \\ = 265 \end{bmatrix}$	h <sub>s1 f</sub> =32,5		Soma das larguras das almas (mm)	b_=325
	$\begin{bmatrix} \mathbf{b}_{w,j} \\ \mathbf{b}_{w,j} \\ =54 \end{bmatrix}$		Área acima do ponto crítico (mm <sup>2</sup> )	A_=99475
			Momento estático de $A_{cn}$ (10 <sup>3</sup> mm <sup>3</sup> )	S=12646
			Força de protensão total após perdas (kN)	P=932,45
	b <sub>s1</sub> =1200 mm		Excentricidade das cordoalhas inferiores (mm)	e=103
	n=5	m=6		

Figura C.6 – Dados da laje MV5/265 para cálculo segundo modelo de Roggendorf (2010).

O coeficiente de atrito  $\mu$  é calculado:

$$\mu = 0, 2 + 1, 1(10^{-3})h_{sl} = 0, 49$$

Considerando  $\beta_f = 1,0, l_x = 241,05$  mm e os dados da Figura C.6, os parâmetros  $k_{z,c}$  e  $k_{y,c}$  são definidos. As componentes de tensões de cisalhamento decorrente da força de atrito e da carga variável são determinadas em função de  $V_{comp}$ :

$$k_{z,c} = \frac{1}{2} \frac{h_{sl,eff}}{b_{sl}} = 0,1104$$

$$k_{y,c} = \frac{1}{3} \frac{3b_{sl}b_{w,j}^{3} + 2nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3}}{n(2b_{sl}b_{w,j}^{3} + nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3})} = 0,1036$$

$$\tau_{xz,c} = \beta_{f}k_{z,c}m\mu \frac{V_{comp}S_{sl}}{I_{sl}b_{w}} = 4,882(10^{-6})V_{comp}$$

$$\tau_{zy,c} = \frac{3}{2}\beta_f k_{y,c} m\mu \frac{V_{comp}}{b_w l_x} = 5,831(10^{-6})V_{comp}$$

Calcula-se a rigidez transversal da laje pelo parâmetro  $i_{sl,q}$  (Figura C.6) e utilizando a rigidez à flexão da seção mista como aquela definida na Figura C.3, o parâmetro  $k_{\nu}$  é calculado:

$$k_{v} = 1 + \beta_{f} \frac{L_{b}^{3} EI_{sl,q}}{EI_{b} b_{sl}^{3}} = 1 + 1,0 \frac{6000^{3} \cdot (43300 \cdot 122600 \cdot 241,05)}{90370 \cdot 10^{9} \cdot 1200^{3}} = 2,77$$

Os coeficientes  $\alpha_1$  e  $\alpha_p$  foram determinados com base no valor nominal superior do comprimento de transmissão  $l_{pt2}$ , assim como o gradiente da força de protensão que consta na tensão  $\tau_{cp}$ , logo:

$$\alpha_{1} = \frac{l_{x}}{l_{pt2}} = 0,46$$

$$\alpha_{p} = 2 - \left(1 - \frac{l_{x}}{l_{pt2}}\right) = 1,08$$

$$\frac{dNp}{dx} = \frac{P_{inf}}{l_{pt2}} = \frac{853,4(10^{3})}{523,16} = 1631,25 \text{ N/m}$$

$$\tau_{cp} = \frac{1}{b_{w}} \left[ \left(\frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp}e}{I_{y}}\right) \frac{dNp}{dx} \right] = -1,579 \text{ N/mm}^{2}$$

A tensão normal  $\sigma_x$ , considerando a compressão no centroide da laje, é calculada:

$$\sigma_x = \frac{P}{A_{sl}} = -6,05 \text{ N/mm}^2$$

Por fim, ao considerar o fator  $\alpha_{comp} = \frac{V_{comp}}{0, 4V_{R,bw}}$  na determinação da força cortante resistente da

laje, a força cortante  $V_{R,bw}$ , dividida pela largura da laje, é calculada por:

$$V_{R,bw} = \frac{I_{sl}b_w}{S_{sl}(1 + \alpha_{comp}\beta_f \mathbf{k}_{z,c} m\mu)} \left( \sqrt{f_{ct}^2 - \alpha_1 \sigma_x f_{ct}} - \left(\sqrt{1 - \frac{\alpha_1 \sigma_x}{f_{ct}}} \mathbf{k}_v \tau_{zy,c}\right)^2} - \alpha_p \tau_{cp} \right) = 144,3 \text{ kN/m}$$

Somando o peso próprio, tem-se  $V_{R,bw} = 144, 3 + 10,74 = 155,1 \text{ kN/m}$ .

### C.2.2. Piso 2 – Laje VMM-VSD 25 e perfil IFB com I=74231 cm<sup>4</sup>

A Figura C.7 exibe os dados utilizados no cálculo pelo modelo de Roggendorf e também apresenta o modelo idealizado de barras da laje VMM-VSD 25 conforme premissas expostas no Capítulo 3.
250	0000000	0000	Área da seção transversal (mm <sup>2</sup> ) Momento geométrico relativo de inércia (mm <sup>4</sup> /m) Momento de segunda ordem (10 <sup>6</sup> m <sup>4</sup> )	$A_{sl} = 178637$ $i_{sl,q} = 245300$ $I_{sl} = 1252$
-	1200 mm		Momento de primeira ordem em	$S_{sl}^{s1} = 6741$
-	b <sub>w,j</sub> =44	h <sub>sl,f</sub> =35	Soma das larguras das almas (mm)	b <sub>w</sub> =500
$h_{sl,eff} = 250$			Area acima do ponto crítico (mm <sup>2</sup> ) Momento estático de A <sub>cp</sub> (10 <sup>3</sup> mm <sup>3</sup> )	$A_{cp} = 121356$ $S_{cp} = 13685$ P = 0.11, 25
	$\frac{b_{sl}=1200 \text{ m}}{n=11}$	<u>m</u> =12	Excentricidade das cordoalhas inferiores (mm)	e=88,69

Figura C.7 – Dados da laje VMM-VSD 25 para cálculo segundo modelo de Roggendorf (2010).

O coeficiente de atrito  $\mu$  é dado por:

 $\mu = 0, 2+1, 1(10^{-3})h_{sl} = 0,475$ 

Considerando  $\beta_f = 1,0, l_x = 239,12$  mm e os dados da Figura C.7, os parâmetros  $k_{z,c}$  e  $k_{y,c}$  são definidos. As tensões de cisalhamento decorrente da força de atrito e da carga variável são determinadas em função de  $V_{comp}$ :

$$k_{z,c} = \frac{1}{2} \frac{h_{sl,eff}}{b_{sl}} = 0,1042$$

$$k_{y,c} = \frac{1}{3} \frac{3b_{sl}b_{w,j}^{3} + 2nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3}}{n(2b_{sl}b_{w,j}^{3} + nh_{sl,eff}h_{sl,fl}^{3})} = 0,0510$$

$$\tau_{xz,c} = \beta_{f}k_{z,c}m\mu \frac{V_{comp}S_{sl}}{I_{sl}b_{w}} = 6,392(10^{-6})V_{comp}$$

$$\tau_{zy,c} = \frac{3}{2} \beta_f k_{y,c} m \mu \frac{V_{comp}}{b_w l_x} = 3,647(10^{-6}) V_{comp}$$

Calcula-se a rigidez transversal da laje pelo parâmetro  $i_{sl,q}$  (Figura C.7) e utilizando a rigidez à flexão da seção mista como aquela definida na Figura C.5, o parâmetro  $k_v$  é dado por:

$$k_{\nu} = 1 + \beta_f \frac{L_b^3 EI_{sl,q}}{EI_b b_{sl}^3} = 1 + 1,0 \frac{6000^3 \cdot (38700 \cdot 245300 \cdot 239, 12)}{162370 \cdot 10^9 \cdot 1200^3} = 2,75$$

Os coeficientes  $\alpha_1$ ,  $\alpha_p$  e a tensão de cisalhamento  $\tau_{cp}$  são determinados por:

$$\alpha_{1} = \frac{l_{x}}{l_{pt2}} = 0,33$$

$$\alpha_{p} = 2 - \left(1 - \frac{l_{x}}{l_{pt2}}\right) = 1,33$$

$$\frac{dNp}{dx} = \frac{P_{inf}}{l_{pt2}} = \frac{903,75(10^{3})}{717,47} = 1259,63 \text{ N/m}$$

$$\tau_{cp} = \frac{1}{b_{w}} \left[ \left(\frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp}e}{I_{y}}\right) \frac{dNp}{dx} \right] = -0,730 \text{ N/mm}^{2}$$

A tensão normal  $\sigma_x$ , considerando a compressão no centroide da laje, é calculada:

$$\sigma_x = \frac{P}{A_{sl}} = -5,10 \text{ N/mm}^2$$

Considerando o fator  $\alpha_{comp} = \frac{V_{comp}}{0, 4V_{R,bw}}$  na determinação da força cortante resistente da laje, a

força cortante  $V_{R,bw}$ , dividida pela largura da laje, é dada por:

$$V_{R,bw} = \frac{I_{sl}b_w}{S_{sl}(1 + \alpha_{comp}\beta_f \mathbf{k}_{z,c} m\mu)} \left( \sqrt{f_{ct}^2 - \alpha_1 \sigma_x f_{ct}} - \left(\sqrt{1 - \frac{\alpha_1 \sigma_x}{f_{ct}}} \mathbf{k}_v \tau_{zy,c}\right)^2 - \alpha_p \tau_{cp}} \right) = 134,8 \text{ kN/m}$$

Somando o peso próprio, tem-se  $V_{R,bw} = 134,8+11,91 = 146,7$  kN/m.