

# ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO LONGITUDINAL NA INTERFACE FÔRMA-CONCRETO EM LAJES MISTAS COM FÔRMA DE AÇO INCORPORADA: ENSAIOS DE *PUSH-OUT*

DANIEL MARCOS DE LIMA E SILVA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

FACULDADE DE TECNOLOGIA

**UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA** 

# UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA FACULDADE DE TECNOLOGIA DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

# ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO LONGITUDINAL NA INTERFACE FÔRMA-CONCRETO EM LAJES MISTAS COM FÔRMA DE AÇO INCORPORADA: ENSAIOS DE *PUSH-OUT*

# DANIEL MARCOS DE LIMA E SILVA

# ORIENTADOR: RODRIGO DE MELO LAMEIRAS COORIENTADOR: HERMANO DE SOUSA CARDOSO

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL

**BRASÍLIA/DF: OUTUBRO – 2024** 

# UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA FACULDADE DE TECNOLOGIA DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

# ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO LONGITUDINAL NA INTERFACE FÔRMA-CONCRETO EM LAJES MISTAS COM FÔRMA DE AÇO INCORPORADA: ENSAIOS DE *PUSH-OUT*

# DANIEL MARCOS DE LIMA E SILVA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA FACULDADE DE TECNOLOGIA DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA, COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ESTRUTURAS E CONSTRUÇÃO CIVIL.

### **APROVADO POR:**

Prof. Rodrigo de Melo Lameiras, DSc. (ENC-UnB) (Orientador)

Hermano de Sousa Cardoso, DSc. (ArcelorMittal) (Coorientador)

Prof. Raúl Darío Durand Farfan, DSc. (ENC-UnB) (Examinador Interno)

Prof<sup>a</sup>. Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani, DSc. (UFES) (Examinadora Externa)

BRASÍLIA/DF, 24 DE OUTUBRO DE 2024.

## FICHA CATALOGRÁFICA

SILVA, DANIEL MARCOS DE LIMA Estudo Experimental e Numérico da Resistência ao Cisalhamento Longitudinal na Interface					
Fôrma-Concreto em Lajes Mistas com Fôrm	Fôrma-Concreto em Lajes Mistas com Fôrma de Aço Incorporada: Ensaios de Push-out				
[Distrito Federal] 2024.					
(ENC/FT/UnB, Mestre, Estruturas e Construção Civil, 2024). Dissertação de Mestrado -					
Universidade de Brasília. Faculdade de Tecnologia.					
1. Laje mista	2. Steel-deck				
3. Cisalhamento longitudinal	4. Push-out				
5. Ensaios	6. Método dos elementos finitos				
I. ENC/FT/UnB	II. Título (Mestre)				

# **REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA**

SILVA, D. M. L. (2024). Estudo Experimental e Numérico da Resistência ao Cisalhamento Longitudinal na Interface Fôrma-Concreto em Lajes Mistas com Fôrma de Aço Incorporada: Ensaios de *Push-out*. Dissertação de Mestrado em Estruturas e Construção Civil, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 122 p.

### **CESSÃO DE DIREITOS**

AUTOR: Daniel Marcos de Lima e Silva.

TÍTULO: Estudo Experimental e Numérico da Resistência ao Cisalhamento Longitudinal na Interface Fôrma-Concreto em Lajes Mistas com Fôrma de Aço Incorporada: Ensaios de *Pushout*.

GRAU: Mestre ANO: 2024

É concedida à Universidade de Brasília permissão para reproduzir cópias desta dissertação de mestrado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta dissertação de mestrado pode ser reproduzida sem autorização por escrito do autor.

- Daniel Marcos de Lima e Silva
- Rua Juscelino Kubitschek, nº 550, Centro, CEP: 38880-000, Tiros MG Brasil
- E-mail: daniel\_m.eng@hotmail.com

Dedico este trabalho a Deus e a todos que acreditaram em mim.

#### AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus por tudo, pois sem suas bênçãos nada seria possível. Gratidão imensa à minha família, por sempre ter me incentivado e mostrado a importância do conhecimento. Meu pai, senhor Noraldino, esteve sempre firme e forte perante tantas adversidades. Minha mãe, senhora Fabiana, eterna educadora, deixou seu legado de amor, sabedoria, luta e perseverança. Sem dúvida não seria nada sem vocês. Agradeço também a Paula, minha companheira de muitos anos, pela paciência e apoio de sempre. Meu filho, Marcos, minha irmã Adriana, por todo apoio e palavras de esperança e fé. Tudo que faço é por vocês, espero que possam colher os frutos de minha luta. Agradeço também a todos familiares, amigos, colegas de trabalho e conhecidos que sempre me apoiaram.

Agradeço ao professor Dr. Rodrigo de Melo Lameiras por ter me acolhido como orientando, pela confiança e oportunidade, e também por toda paciência, muito obrigado por tudo. Agradeço imensamente ao professor Dr. Guilherme Santana Alencar, fundamental para conclusão deste trabalho, sem sua ajuda eu jamais teria conseguido, muito obrigado por toda dedicação, empenho e paciência. Muito obrigado também ao colega Maurício Prado por tudo, fundamental ao longo dos estudos. Obrigado aos colegas Diego Moreira e Augusto Górbi por toda dedicação e empenho. Obrigado aos colegas Matheus Galvão, Matheus Silva e Késsio Monteiro por toda força, principalmente no dia da concretagem. Agradeço também ao senhor Gilson e ao senhor Magno, sempre muito prestativos e com palavras de sabedoria.

Gostaria de manifestar minha gratidão à Universidade de Brasília (UnB), especialmente a todo PECC (Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil), onde tive a oportunidade de aprender muito e conhecer pessoas incríveis. Muito obrigado também à CAPES – Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior, ao CNPq – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, pelo apoio financeiro fornecido para esta pesquisa. Agradecimentos também à esquipe técnica do setor de Pesquisa & Desenvolvimento da ArcelorMittal Brasil-Perfilor, em especial ao meu coorientador Dr. Hermano de Sousa Cardoso, pela parceria, apoio e fornecimento das fôrmas para realização da pesquisa.

Este trabalho jamais seria possível sem vocês, gigantes. Parafraseando Newton, só cheguei até aqui pois sempre estive sobre seus ombros.

Muito obrigado.

#### **RESUMO**

# ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO DA RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO LONGITUDINAL NA INTERFACE FÔRMA-CONCRETO EM LAJES MISTAS COM FÔRMA DE AÇO INCORPORADA: ENSAIOS DE *PUSH-OUT*

### Autor: Daniel Marcos de Lima e Silva Orientador: Rodrigo de Melo Lameiras Coorientador: Hermano de Sousa Cardoso Programa de Pós-graduação em Estruturas e Construção Civil Brasília, 24 de outubro de 2024

Lajes de concreto com fôrma de aço incorporada constituem sistemas estruturais que aproveitam as propriedades do aço e do concreto. Estudos na literatura indicam que o modo de falha predominante nesses sistemas é o cisalhamento longitudinal na interface entre a fôrma e o concreto, caracterizado pela perda de adesão e do contato mecânico. Tradicionalmente, utiliza-se o método semiempírico *m-k* para determinar a resistência ao cisalhamento, o qual demanda a realização de ensaios de flexão de quatro pontos com diferentes vãos e espessuras de fôrmas. Contudo, ensaios de cisalhamento direto, como o ensaio push-out, oferecem uma alternativa mais prática, utilizando corpos de prova menores e fornecendo dados relevantes para o Método de Interação Parcial presente no Eurocode. Neste estudo, foi proposta uma nova configuração experimental para ensaios de push-out, com variação da espessura da fôrma metálica (0,80 mm, 0,95 mm e 1,25 mm). Foram também realizadas simulações numéricas pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) para validar os resultados experimentais e analisar o comportamento das lajes mistas sob cisalhamento. As simulações foram calibradas com base nos dados dos ensaios, aumentando a precisão do modelo numérico. Os resultados demonstram que a configuração proposta para o ensaio *push-out* é eficaz em capturar o comportamento ao cisalhamento das lajes mistas, mostrando que o aumento da espessura da fôrma contribui significativamente para a resistência ao cisalhamento e para a rigidez do sistema. Além disso, as simulações numéricas apresentaram boa concordância com os resultados experimentais, confirmando a confiabilidade do modelo e sugerindo que o ensaio push-out é uma metodologia viável para a avaliação da resistência ao cisalhamento longitudinal em sistemas de lajes mistas.

*Palavras-chave:* lajes mistas, *steel deck*, cisalhamento longitudinal, *push-out*, ensaios, método dos elementos finitos.

#### ABSTRACT

# EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDY OF LONGITUDINAL SHEAR STRENGTH AT THE FORMWORK-CONCRETE INTERFACE IN COMPOSITE SLABS WITH INCORPORATED STEEL FORMWORK: PUSH-OUT TESTS

Author: Daniel Marcos de Lima e Silva Supervisor: Rodrigo de Melo Lameiras Co-supervisor: Hermano de Sousa Cardoso Postgraduate Program in Structures and Civil Construction Brasília, September 24th, 2024

Concrete slabs with incorporated steel formwork constitute structural systems that take advantage of the main properties of steel and concrete. Studies in the literature indicate that the predominant failure mode in these systems is longitudinal shear at the interface between the formwork and the concrete, characterized by the loss of adhesion and mechanical contact. Traditionally, the semiempirical m-k method is used to determine the shear strength, which requires performing flexural tests of four points with different spans and formwork thicknesses. However, direct shear tests, such as the push-out test, offer a more practical alternative, using smaller specimens and providing relevant data for the Partial Interaction Method present in the Eurocode. In this study, a new experimental configuration for push-out tests was proposed, with variation in the thickness of the metal formwork (0.80 mm, 0.95 mm and 1.25 mm). Numerical simulations using the Finite Element Method (FEM) were also performed to validate the experimental results and analyze the behavior of the composite slabs under shear. The simulations were calibrated based on the test data, increasing the accuracy of the numerical model. The results demonstrate that the proposed configuration for the push-out test is effective in capturing the shear behavior of the composite slabs, showing that increasing the formwork thickness contributes significantly to the shear resistance and stiffness of the system. Furthermore, the numerical simulations showed good agreement with the experimental results, confirming the reliability of the model and suggesting that the push-out test is a viable methodology for evaluating the longitudinal shear resistance of composite slab systems.

Keywords: composite slabs, steel deck, longitudinal shear, push-out, tests, finite elements method.

# LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Representação de uma laje mista (ARCELORMITTAL, 2023)21
Figura 2.1 – Geometria das fôrmas <i>steel deck</i> (ABNT NBR 8800, 2008)27
Figura 2.2 - Tipos de lajes mistas de acordo com o Eurocode 4 1-1 (1994)28
Figura 2.3 – Dimensões da chapa e laje. Adaptado de Eurocode 4 1-1 (1994)
Figura 2.4 - Estados-limites últimos em razão de cargas uniformemente distribuídas (FAKURY; CASTRO E SILVA; CALDAS, 2016)
Figura 2.5 – Representação das seções críticas possíveis (FERRAZ, 1999)
Figura 2.6 – Ensaios de flexão em quatro pontos com a fôrma Polydeck 59s realizados no Laboratório de Estruturas da Universidade de Brasília. (Fonte: o autor)
Figura 2.7 - Diagrama de interação parcial. Adaptado de ECCS – Technical Committee 7 – Working Group 7.6: Composite Slabs (1998)
Figura 2.8 - Representação do ensaio de quatro pontos em laje mista, medidas em mm (EUROCODE 4, 1994)
Figura 2.9 - Dimensões da fôrma de aço e da laje de concreto (ABNT NBR 8800, 2008)39
Figura 2.10 – Determinação do grau de conexão de cisalhamento do <i>M<sub>test</sub></i> (EUROCODE 4 Draft, 2024)
Figura 2.11 – Representação de ensaio <i>pull-out</i> . Adaptado de Daniels e Crisinel (1993)43
Figura 2.12 - Gráfico típico Tensão de Cisalhamento versus Deslizamento horizontal. Adaptado de Daniels & Crisinel (1993)
Figura 2.13 - Ensaios em escala reduzida: (a) Daniel's test, <i>pull-out</i> ; (b) Stark's test, <i>push-out</i> ; (c) Slip block test; (d) Pull-out test. Adaptado de Chen <i>et al.</i> (2022)44
Figura 2.14 – Diagrama de tensões para momento positivo com linha neutra plástica acima da fôrma de aço (ABNT NBR 8800, 2008)
Figura 2.15 - Diagrama de tensões para momento positivo com linha neutra plástica na fôrma de aço (ABNT NBR 8800, 2008)
Figura 2.16 – Largura da seção de concreto transformada em uma seção equivalente em aço. Adaptado de Favarato (2021)
Figura 2.17 – Seção transversal homogeneizada com linha neutra elástica na capa de concreto. Adaptado de Favarato (2021)
Figura 2.18 - Seção transversal homogeneizada com linha neutra elástica abaixo da laje de concreto. Adaptado de Favarato (2021)
Figura 2.19 – Modelos em escala real (a) e em escala reduzida (b) (adaptado de SHOBAKI, 2000)62
Figura 2.20 – Modelo em elementos (adaptado de CHEN & SHI, 2011)63
Figura 2.21 – Modelo em escala real (adaptado de GHOLAMHOSEINI et al., 2014)64
Figura 2.22 – Protótipo em escala real (adaptado de SILVA & SILVA, 2019)65
Figura 2.23 – Modelo desenvolvido em escala real (adaptado de SANTOS & MALITE, 2019)66
Figura 2.24 – Modelo com representação real das mossas (adaptado de SOLTANALIPOUR <i>et al.</i> , 2022)
Figura 2.25 – Modelo com representação real das mossas (adaptado de MELLO et al., 2023)68
Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia experimental

Figura 3.2 – Vista isométrica.	72
Figura 3.3 – Vistas V-A e V-B, medidas em milímetros (mm).	72
Figura 3.4 – Configuração do ensaio e legenda de componentes.	73
Figura 3.5 – Concreto usinado: (a) caminhão betoneira e bomba, (b) medição do <i>slump</i>	74
Figura 3.6 – Especificações da fôrma Polydeck 59S, medidas em mm (adaptado de SILVA <i>et al.</i> , 2024)	74
Figura 3.7 – Moldagem dos corpos de prova: (a) antes da concretagem, (b) após a concretagem	75
Figura 3.8 – (a) Fôrma Polydeck 59S (CATÁLOGO POLYDECK 59S, 2023), (b) menor módulo repetível. Adaptado de Mello <i>et al.</i> (2023).	76
Figura 3.9 – Vista lateral do espécime (a), disposição do fundo da fôrma ao longo da largura do <i>de</i> (b).	ck 77
Figura 3.10 - Disposição das placas e dos tubos (medidas em mm).	77
Figura 3.11 – Ensaio de compressão no tubo (a) e tubos após ensaios (b).	78
Figura 3.12 – Calibração da carga horizontal: (a) vista lateral; (b) detalhe do torquímetro utilizado.	.79
Figura 3.13 – DAS Spider 8.	80
Figura 3.14 – Disposição dos dispositivos, vista superior.	81
Figura 3.15 – Corpos de prova para ensaios de determinação da resistência à compressão do concre (a) retificação de corpo de prova, (b) corpos de prova retificados	eto: 82
Figura 3.16 – Ensaio de compressão de corpo de prova de concreto	83
Figura 3.17 - Curva tensão-deformação do ensaio de tração no ZAR 280, (MELLO et al., 2023)	84
Figura 3.18 – Configuração do ensaio de <i>push-out</i> , montagem e nivelamento	85
Figura 4.1 – Fluxograma da simulação computacional	87
Figura 4.2 – Modelo: (a) modelo em elementos finitos, (b) elemento aço, (c) elemento concreto	88
Figura 4.3 – Medições das mossas espessuras das fôrmas. Adaptado de Mello (2023)	88
Figura 4.4 - Elemento de casca quadrático SHELL281 (ANSYS ELEMENT REFERENCE, 2013).	90
Figura 4.5 – Representação genérica da superfície de falha de Menétrey-Willam (ANSYS <i>ELEME REFERENCE</i> , 2021).	NT 92
Figura 4.6 – Elemento sólido tetraédrico quadrático de 10 nós (ANSYS ELEMENT REFERENCE 2021)	, 93
Figura 4.7 – Contato entre o aço e o concreto	94
Figura 4.8 – Lei de Coulomb para atrito (ANSYS THEORY REFERENCE, 2013).	95
Figura 4.9 – Condições de contorno	96
Figura 4.10 – Representação dos apoios e condições de simetria	97
Figura 4.11 – Representação do modelo com pressão lateral e deslocamentos prescritos, (a) vista isométrica e (b) vista lateral.	98
Figura 4.12 - Geometria do modelo em elementos finitos, (a) vista frontal, (b) vista isométrica, (c) vista das mossas. Adaptado de Mello <i>et al.</i> (2023)	98
Figura 5.1 – Espécime após execução do ensaio.	100
Figura 5.2 – Corpos de prova com LVDTs desalinhados.	102
Figura 5.3 – Separação entre o concreto e a fôrma após o deslizamento	104

Figura 5.4 – Gráfico da carga lateral em função do deslizamento do concreto em relação à fôrma para as três espessuras
Figura 5.5 - Estudo da variação do coeficiente de atrito ( $\mu = friction$ ) para a fôrmas de 0,95 mm de espessura
Figura 5.6 – Estudo da variação da pressão lateral para as três espessuras de fôrmas107
Figura 5.7 - Estudo da variação da tensão de escoamento do aço para as três espessuras de fôrmas. 107
Figura 5.8 – Dimensões das mossas nas simulações108
Figura 5.9 – Gráficos dos resultados dos ensaios em comparação com as simulações para as três espessuras de fôrma: (a) 0,80 mm, (b) 0,95 mm, (c) 1,25 mm e (d) simulações das três espessuras. 110
Figura 5.10 – Correlação linear entre a carga máxima e a espessura da fôrma (a) e entre a tensão de cisalhamento e a espessura da fôrma (b) para seis pontos
Figura 5.11 - Correlação linear entre a carga máxima e a espessura da fôrma (a) e entre a tensão de cisalhamento e a espessura da fôrma (b) para cinco pontos112

# LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1- Tipos de fôrmas metálicas comercializadas no Brasil (MELLO, 2023)	47
Tabela 3.1 – Lista dos corpos de prova construídos	75
Tabela 3.2 – Tabela da carga em função do torque na porca	79
Tabela 3.3 – Resultados dos ensaios a compressão no concreto	83
Tabela 4.1 - Parâmetros de entrada adotados no software para o aço	89
Tabela 4.2 - Parâmetros adotados para o concreto.	91
Tabela 5.1 – Resultados obtidos a partir dos ensaios de <i>push-out</i>	. 102
Tabela 5.2 – Resultados dos ensaios e das simulações: carga máxima (kN) e deslizame no pico (mm).	nto . 108
Tabela 5.3 – Parâmetros utilizados nos modelos finais calibrados para as três espessura fôrmas.	us de 109
Tabela 5.4 - $\tau u k$ e $\tau u$ para as três espessuras de fôrmas	. 112
Tabela 5.5 – Comparações de momentos resistentes entre os dois métodos: <i>m-k</i> e intera parcial.	ação 113

# LISTA DE ABREVIAÇÕES E SÍMBOLOS

Abreviações:	
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
APDL	ANSYS Programming Design Language
EN	Norma Europeia
IBRACON	Instituto Brasileiro do Concreto
Μ	Modelo estrutural
MEF	Método dos Elementos Finitos
NBR	Norma Brasileira
Símbolos:	
а	Altura do bloco de compressão do concreto
<i>a</i> ′	Distância entre enrijecedores transversais de alma da fôrma de aço
$A_{F,ef}$	Área da seção efetiva da fôrma
$A_s$	Área da armadura longitudinal de tração
$A_v$	Área resistente do concreto
$\alpha_E$	Razão modular entre o aço e concreto
b	Largura unitária da laje
$\boldsymbol{b_0}$	Largura média das nervuras
$\boldsymbol{b}_n$	Largura entre duas nervuras consecutivas
b <sub>tr</sub>	Largura da seção transformada
	Distância da face superior da laje de concreto ao centro da armadura
d	longitudinal de tração
	Distância da face superior da laje de concreto ao centro geométrico da
$d_F$	seção efetiva da fôrma
δ	Deslocamento vertical
$\delta_{max}$	Deslocamento vertical máximo
E ou E s	Módulo de elasticidade da fôrma de aço
E <sub>cc</sub>	Módulo de elasticidade secante do concreto
LS	Distância do centro geométrico da área efetiva da fôrma à sua face
е	inferior
	Distância da linha neutra plástica da seção efetiva da fôrma à sua face
$e_p$	inferior
f <sub>cd</sub>	Resistência de cálculo do concreto à compressão

$f_{ck}$	Resistência característica a compressão do concreto
f <sub>ctk,inf</sub>	Resistência à tração direta característica inferior do concreto
$f_{yFd}$	Resistência de cálculo ao escoamento do aço da fôrma
Υ <sub>c</sub>	Coeficiente de segurança do concreto
$\gamma_F$	Coeficiente de ponderação da fôrma de aço
γ <sub>sℓ</sub>	Coeficiente de ponderação de resistência
h ou h <sub>t</sub>	Altura total da laje
$h_c$ ou $t_c$	Altura da laje de concreto acima do topo da fôrma de aço
$h_p$	Altura da fôrma de aço
I <sub>s,min</sub>	Momento de inércia mínimo de um enrijecedor simples ou duplo
$I_{x,tr}$	Momento de inércia da seção homogeneizada
I <sub>x,fôrma</sub>	Momento de inércia da fôrma de aço
k	Constante empírica
$K_v$	Coeficiente de flambagem local por cisalhamento da fôrma de aço
$k_1$	Atrito dos apoios
<i>k</i> <sub>2</sub>	Constante de proporcionalidade
$\ell_{b,nec}$	Comprimento de ancoragem necessário
m	Constante empírica
L	Vão interno da laje
$L_F$	Vão teórico da laje
L <sub>s</sub>	Vão de cisalhamento da laje
Р	Forças concentradas de lajes biapoiadas
$q_{var}$	Valor da carga aplicada na laje
ρ	Densidade específica do concreto
$V_t$	Esforço cisalhante experimental
$W$ ou $W_t$ ou $V_t$ .	Valor medido na célula de carga central acrescido do peso próprio da laje
v l,u X	Posição da linha neutra elástica da seção homogeneizada
В	Matriz das derivadas parciais espaciais das funções de forma
D	Tensor de constantes elásticas ou tensor constitutivo
d	Vetor de deslocamento
E	Módulo de elasticidade
ε	Campo de deformações correspondente ao campo de deslocamentos
ε	Deformação

- **F** Força resultante
- $f_d$  Vetor de forças desequilibradas
- $f_r$  Vetor das forças internas resistentes
- $f_s$  Vetor das forças solicitantes
- *K* Matriz de rigidez
- $K_t$  Matriz de rigidez tangente
  - Função de forma do elemento finito, ou matriz de interpolação dos
- N deslocamentos
- **R**<sub>C</sub> Vetor de forças externas atuantes
- **σ** Tensão
- *r* Transposto(a)
- u Deslocamento local
- *U* Campo de deslocamentos resultante
- $\hat{\mathbf{U}}$  Vetor que armazena as componentes U<sub>i</sub>, V<sub>i</sub> e W<sub>i</sub> (três direções globais)
- v Coeficiente de Poisson
- --- Virtual
- **b** Coesão de contato inicial
- **D** Matriz constitutiva elástica
- *dε* Incrementos de deformação total
- E Módulo de elasticidade
- Ec Módulo de elasticidade do concreto
- $f_c$  Resistência à compressão uniaxial
- $f_{cm}$  Resistência a compressão media do concreto
- $f_{ck}$  Resistência a compressão característica do concreto
- $\mathbf{f}_{\mathbf{y}}$  Tensão de escoamento do aço
- $\mathbf{f}_{\mathbf{u}}$  Tensão última do aço
- h Altura da laje mista
- *L* Vão interno da laje
- $L_s$  Vão de cisalhamento
- $\lambda$  Multiplicador plástico não negativo
- $\mu$  Coeficiente de atrito
- **p** Pressão de contato
- $\Psi$  ou  $\varphi$  Ângulo de dilatância

Q	Função de potencial plástico
ρ	Tensão desviadora não variável
σ	Vetor de tensão
$\sigma_1, \sigma_2  \mathrm{e}  \sigma_3$	Vetor de tensão nas direções principais
t	Espessura da chapa de aço
τ	Tensão de cisalhamento equivalente
$ au_{lim}$	Tensão de cisalhamento limite
$ au_{max}$	Tensão de cisalhamento máxima
θ	Ângulo polar desviador
h	Altura da laje mista
$f_{cm}$	Resistência a compressão média do concreto
$\mathbf{f}_{\mathbf{y}}$	Tensão de escoamento do aço
L	Vão interno da laje
$L_s$	Vão de cisalhamento
t	Espessura da chapa de aço
V <sub>ℓ,u,MEF</sub>	Carga última encontrada nas simulações em elementos finitos

# SUMÁRIO

1.	IN	TRODUÇÃO	
1	.1.	JUSTIFICATIVA	
1	.2.	OBJETIVOS	
2.	LA	AJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO ( <i>STEEL DECK</i> )	25
2	.1.	NORMAS DE DIMENSIONAMENTO	
	2.1.	I. Normas Brasileiras	
	2.1.2	2. Normas Internacionais	
2	.2.	MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO	30
	2.2.1	1. Estados-Limites Últimos	30
	2.2.2	2. Método dos Estados Limites	
	2.2.3	3. Método <i>m-k</i>	
	2.2.4	<ol> <li>Método da Interação Parcial</li> </ol>	
2	.3.	ENSAIOS RELACIONADOS	
	2.3.	1. Ensaios de Flexão em Quatro Pontos	
	2.3.2	2. Ensaios de Cisalhamento Longitudinal	
	2.3.3	3. Ensaios Push-out e Push-out	
2	.4.	DESCRIÇÃO DOS MATERIAIS	45
	2.4.	I. Concreto	
	2.4.2	2. Fôrma de aço ( <i>steel deck</i> )	
2	.5.	INTERAÇÃO CONCRETO-AÇO	
	2.5.	I. Momento fletor	
	2.5.2	2. Fissuração do concreto	52
	2.5.3	3. Deslizamento horizontal	52
	2.5.4	4. Deslocamento vertical	53
2	.6.	LAJES MISTAS: ESTADO DA ARTE	56
	2.6.	1. Abas <i>et al.</i> (2013, 2016)	56
	2.6.2	2. Yi <i>et al.</i> (2021)	56
	2.6.3	3. Chen <i>et al.</i> (2022)	57
	2.6.4	4. Plans <i>et al.</i> (2023)	58
2	.7.	MEF E LAJES MISTAS	58
	2.7.	<ol> <li>Evolução e aplicação específica em lajes mistas</li> </ol>	59

2	.7.2.	Estado da arte para aplicação do Método dos Elementos Finitos no cálc	ulo de
la	ajes m	istas	60
2.8.	CC	NSIDERAÇÕES FINAIS	68
3.	MET	ODOLOGIA EXPERIMENTAL	70
3.1.	M	DDELO EXPERIMENTAL	70
3	.1.1.	Configuração do Push-out	71
3	.1.2.	Execução do Modelo – Produção dos Espécimes	73
3	.1.3.	Carga Axial (Vertical)	77
3	.1.4.	Carga Horizontal	78
3	.1.5.	Dispositivos Utilizados	80
3.2.	CA	RACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS	81
3	.2.1.	Caracterização do Concreto	82
3	.2.2.	Caracterização do Aço da Fôrma (deck)	84
3.3.	EX.	ECUÇÃO DOS ENSAIOS <i>PUSH-OUT</i>	84
4.	MOI	DELAGEM NUMÉRICA EM ELEMENTOS FINITOS	87
4.1.	PR	OPRIEDADES. MODELO CONSTITUTIVO e ELEMENTO FINITO	
AD	OTAI	DO PARA O AÇO DA FÔRMA	89
AD 4.2.	OTAI PR	OO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO	89
AD 4.2. AD	OTAI PR OTAI	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO	89
AD 4.2. AD 4	OTAI PR OTAI	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto	89 91 93
AD 4.2. AD 4 4.3.	OTAI PR OTAI 2.2. DE	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA	89 91 93 93
AD 4.2. AD 4 4.3. 4	OTAI PR OTAI 2.2. DE 3.1.	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto	91 93 93 93
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3.	OTAI PR OTAI 2.2. DE 3.1.	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear	91 93 93 93 93 95
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4	OTAI PR OTAI 2.2. DE 3.1. 3.2.	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio	91 93 93 93 93 95 96
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4 4 4 4	OTAI PR OTAI 2.2. DE 3.1. 3.2. 3.3.	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria	91 93 93 93 93 95 96 97
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4 4 4 4 4	OTAI PR OTAI 2.2. DE 3.1. 3.2. 3.3. 3.4. 3.5.	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria Menor módulo repetível	89 91 93 93 93 95 96 97 98
AD0 4.2. AD0 4 4.3. 4 4.3. 4 4 4 4 4 4 4 4.4.	OTAI PR OTAI 2.2. DE 3.1. 3.2. 3.3. 3.4. 3.5. CC	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria Menor módulo repetível	89 91 93 93 93 95 96 97 98 99
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4.4. 5.	OTAI PR OTAI .2.2. .3.1. .3.2. .3.3. .3.4. .3.5. CC <b>RES</b>	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria Menor módulo repetível DNSIDERAÇÕES FINAIS	89 91 93 93 93 93 93 93 95 96 97 98 99
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4.4. 5. 5.1.	OTAI OTAI	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria Menor módulo repetível DNSIDERAÇÕES FINAIS ULTADOS SULTADOS DOS ENSAIOS DE <i>PUSH-OUT</i>	89 91 93 93 93 93 93 93 93 95 95 96 97 98 99 100
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4.3. 4 4.3. 4 4.3. 5. 5.1. 5	OTAI OTAI	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria Menor módulo repetível NSIDERAÇÕES FINAIS ULTADOS SULTADOS DOS ENSAIOS DE <i>PUSH-OUT</i>	89 91 93 93 93 93 93 93 93 93 95 95 96 97 98 99 100 100
AD 4.2. AD 4 4.3. 4 4.3. 4 4.3. 4 4.4. 5. 5.1. 5 5	OTAI PR OTAI .2.2. .3.1. .3.2. .3.3. .3.4. .3.5. CC <b>RES</b> .1.1. .1.2.	DO PARA O AÇO DA FÔRMA OPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO DO PARA O CONCRETO Elemento finito adotado para o concreto TALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto Método computacional para análise não-linear Carregamento e apoio Condições de simetria Menor módulo repetível DNSIDERAÇÕES FINAIS ULTADOS SULTADOS DOS ENSAIOS DE <i>PUSH-OUT</i> Modos de ruptura Cargas máximas, deslizamentos correspondentes ao pico e tensões de	89 91 93 93 93 93 93 93 93 95 95 96 97 98 99 100 100

5.1	.3.	Comportamentos carga versus deslizamento do concreto em relação à fôrm	na
		103	
5.1	.4.	Carga lateral a partir dos strain gages (SG)	104
5.2.	RES	SULTADOS DAS SIMULAÇÕES	105
5.2	.1.	Estudos paramétricos	105
5.2	.2.	Calibração	109
5.3.	RES	SULTADOS DOS ENSAIOS DE <i>PUSH-OUT</i> E DAS SIMULAÇÕES	109
5.3	.1.	Comparação dos resultados numéricos e experimentais	109
5.3	.2.	Regressão linear dos resultados	111
5.4.	CO	MPARAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DE LAJES MISTAS	112
5.5.	CO	NSIDERAÇÕES FINAIS	114
6. (	CON	CLUSÕES	115
6.1.	TRA	ABALHOS FUTUROS	116
REFER	RÊNO	CIAS	117

# 1. INTRODUÇÃO

A economia na construção civil é um fator determinante para o sucesso e a viabilidade dos projetos, tanto do ponto de vista financeiro quanto ambiental. A eficiência no uso dos materiais reduz custos e desperdício, aumentando a competitividade no setor. Nesse contexto, a laje mista surge como uma solução atraente, alinhando-se aos princípios de economia e sustentabilidade.

Lajes mistas são sistemas estruturais compostos de concreto armado conectado a uma chapa de aço (*deck*), também chamados de laje com fôrma de aço incorporada. A combinação desses materiais potencializa as propriedades individuais do concreto (compressão) e do aço (tração), resultando em uma estrutura eficiente. Essa sinergia resulta em praticidade, se apresentando como alternativa econômica em comparação com sistemas tradicionais. Não obstante, também pode reduzir o volume de concreto e aço necessários, diminuindo o peso total da estrutura, proporcionando também economias adicionais em fundações e outros elementos estruturais (CRISINEL E MARINON, 2004).

Além da economia direta de materiais, as lajes mistas promovem a sustentabilidade na construção civil. O uso de perfis de aço reciclado e a possibilidade de empregar concretos com agregados reciclados ou concretos de alto desempenho (CAD) com fibras reforçadas ampliam os benefícios ambientais. A reciclagem do aço e o uso de materiais reciclados no concreto contribuem para a redução do consumo de recursos naturais e a diminuição das emissões de carbono da construção. Diante do cenário global desafiador, marcado por uma elevada densidade populacional, consumo excessivo, escassez crescente de matérias-primas e aumento significativo de resíduos provenientes das atividades humanas, além do alto índice de emissões de gases prejudiciais, a busca por soluções e alternativas sustentáveis torna-se indispensável (SILVA *et al.*, 2022).

As fôrmas de aço para lajes mistas geralmente possuem dobras, no caso das utilizadas neste trabalho, são trapezoidais, contendo outras dobras menores para maior rigidez e mossas para proporcionar maior resistência na interface entre o aço e o concreto. Este sistema estrutural misto pode ser visto na Figura 1.1.



Figura 1.1 – Representação de uma laje mista (ARCELORMITTAL, 2023).

A utilização desse tipo de laje pode ser vantajosa, inclusive pode dispensar escoramento, tanto nas fases de montagem quanto de concretagem. Isso se dá porque em suas fases iniciais, antes mesmo do concreto atingir 75% de sua resistência à compressão específica, a forma suporta isoladamente as ações atuantes na construção. Após a cura do concreto a fôrma trabalha como armadura positiva da laje, resultando na economia de aço para o dimensionamento da estrutura (FAKURY; CASTRO E SILVA; CALDAS, 2016).

Os modos de colapso das lajes mistas geralmente são advindos das solicitações que excedem as resistências por flexão (formação de rótula plástica), cisalhamento vertical e/ou punção, e cisalhamento longitudinal. Geralmente o cisalhamento longitudinal é o estado limite crítico das lajes (QUEIROZ *et al.*, 2012).

O dimensionamento proposto pelas normas pertinentes recomenda a utilização de duas metodologias de cálculo: o Método *m-k* e o Método da Interação Parcial. Para obtenção dos resultados previstos por esses cálculos, é necessário que sejam realizados ensaios experimentais de flexão em quatro pontos, conforme detalhado no Eurocode 4 (EN 1994-1-1, 2011), envolvendo variações na espessura de fôrma e no comprimento dos vãos. Contudo, a realização dos ensaios propostos pode tornar os estudos onerosos e complicados, o que leva ao surgimento de novas propostas.

Uma outra alternativa consiste na realização de ensaios de cisalhamento direto. No caso do presente estudo, foi proposto um ensaio do tipo *push-out*, utilizado para obtenção da Tensão de Cisalhamento Resistente de Cálculo, realizados com objetivo de aferir a resistência de cisalhamento na superfície de contato entre a fôrma (*deck*) e o concreto nas lajes mistas. Utilizando o modelo mencionado, foi realizado estudo numérico por meio do Método dos Elementos Finitos, em que os modelos foram calibrados com os resultados dos ensaios. Assim, o presente estudo consiste em uma parte experimental e outra parte de modelagem numérica em elementos finitos.

A partir dos ensaios e das simulações de *push-out* foram estabelecidas relações entre a tensão de cisalhamento e deslocamento/deslizamento, seus respectivos gráficos, estudos paramétricos, e estimadas as propriedades mecânicas entre o aço e o concreto, fatores essenciais para dimensionamentos e projetos de lajes mistas de concreto constituídas por fôrmas de aço incorporadas.

#### 1.1. JUSTIFICATIVA

Com o desenvolvimento de novas tecnologias e a busca por técnicas construtivas eficientes e sustentáveis, a laje mista se apresenta como opção interessante sob o ponto de vista econômico, recomendada para diversos tipos de edificações, podendo proporcionar muita praticidade, redução de custos e tempo de execução. Entretanto, a obtenção de dados para os estudos, análises e projetos pode ser complexa. Inclusive para o dimensionamento, otimização da fôrma e estudos sobre geometria e disposição das mossas se tornam tarefas difíceis, muitas vezes inviáveis.

O dimensionamento de lajes mistas utilizando o Método m-k, conforme a NBR 8800 (2008) e o Eurocode 4 (EN 1994-1-1, 2011), apresenta limitações significativas, principalmente devido à necessidade de realizar ensaios com lajes de grandes dimensões e vãos variados, o que gera elevado consumo de materiais e exige infraestrutura laboratorial robusta, aumentando os custos e a complexidade dos testes. Esses ensaios de flexão em quatro pontos, que fornecem coeficientes não padronizados devido à variação das fôrmas metálicas, são menos eficientes e estão gradualmente sendo substituídos pelo Método da Interação Parcial. Este último, que utiliza ensaios de cisalhamento direto como push-out e *pull-out*, é uma alternativa mais econômica e prática, pois requer corpos de prova menores, menor quantidade de material, além de ser mais acessível para laboratórios com recursos limitados. Embora o ensaio de cisalhamento direto exija cuidados adicionais, ele oferece resultados consistentes com menor custo. A atualização do Eurocode 4 (EN 1994-EP - Draft, 2024) já não menciona o Método *m-k*, reforçando essa transição. De acordo com o Eurocode 4 (EN-1994-EP – Draft, 2024), para cada variável a ser testada, deve ser realizado um grupo de no mínimo quatro testes em amostras de mesma espessura  $h_{cs}$  sem reforço adicional ou ancoragem final. Já a ANSI-SDI T-CD-2022 (2021) especifica a quantidade de ensaios de flexão em quatro pontos de no mínimo três ensaios idênticos. A norma também estabelece

que caso a variação de qualquer resultado de teste individual em relação à média dos três ensaios exceda  $\pm$  20%, mais ensaios devem ser realizados até que esta condição seja atendida.

Decerto, os ensaios tipo *push-out* em paralelo com simulações modeladas pelo Método dos Elementos Finitos se apresentam atraentes e eficientes para análises dos fatores influenciadores na resistência ao cisalhamento longitudinal na interface da fôrma de aço com o concreto. As simulações computacionais calibradas de acordo com os resultados dos ensaios são alternativas altamente eficientes para os estudos paramétricos das propriedades e até projetos de fôrmas otimizadas, variando parâmetros e fornecendo resultados práticos, objetivos, baratos e simples, em comparação com metodologias convencionais. Além disso, esses ensaios ajudam a identificar os parâmetros críticos que influenciam a performance das lajes mistas, como a qualidade da interface, espessura e geometria da fôrma metálica, geometria das mossas, e o tipo de concreto utilizado (ABAS *et al.*, 2013).

Outra justificativa para o uso de ensaios *push-out* é a capacidade de simular condições de carregamento e falha focando diretamente na interface entre os materiais, proporcionando melhor compreensão dos mecanismos de falha e dos fatores que afetam a durabilidade e resistência das lajes. Isso é particularmente importante em aplicações onde a segurança e a performance a longo prazo são cruciais, como em edifícios de múltiplos pavimentos e em estruturas sujeitas a cargas dinâmicas (SOLTANALIPOUR *et al.*, 2022).

Com a evolução nas tecnologias de processamento computacional e das técnicas de modelagem utilizando métodos numérico-computacionais, o Método dos Elementos Finitos (MEF, ou FEM, do inglês: *finite element method*) trouxe praticidade à realização de simulações da interação entre a fôrma metálica e o concreto. Essas simulações podem ser realizadas antes dos ensaios práticos, inclusive para projetos otimizados de lajes e fôrmas, permitindo uma análise aprofundada dos fatores que afetam a resistência das lajes mistas, podendo também serem calibradas adequadamente com os resultados dos ensaios.

Por fim, os estudos dos ensaios e simulações *push-out* também se justificam pela possibilidade de explorar novas combinações de materiais e técnicas de construção. Com a utilização de outros tipos de concreto e de fôrmas metálicas mais eficientes, há uma necessidade constante de atualizar e aprimorar os métodos de ensaios e análises. Assim, o contexto das lajes mistas se apresenta de forma promissora.

Portanto, o presente estudo apresenta abordagem inovadora, oferece metodologia eficaz para testar essas novas tecnologias e validar suas características em condições controladas, contribuindo para evolução contínua do campo da engenharia civil.

#### 1.2. OBJETIVOS

O presente trabalho teve como objetivo avaliar experimentalmente e numericamente o comportamento ao cisalhamento longitudinal do contato aço-concreto de lajes mistas compostas por telha-fôrma de aço e concreto.

Como objetivos específicos, destacam-se:

• Proposição de uma configuração experimental para ensaios de *push-out* de lajes mistas;

• Propor modelo em MEF de teste de *push-out* para analisar a resistência ao cisalhamento entre concreto e aço;

• Aferir os carregamentos limites do sistema calculado pelo modo de falha de cisalhamento longitudinal, e, a partir da obtenção de parâmetros característicos de resistência (tensão cisalhante última característica), demonstrar a sua aplicação no Método da Interação Parcial para obtenção da capacidade à flexão de lajes mistas;

• Estudo paramétrico dos fatores como o coeficiente de atrito entre a fôrma (*deck*) e o concreto, espessura da fôrma, para resistência ao cisalhamento da laje mista;

• Estudar o modo de ruptura por cisalhamento longitudinal em lajes mistas por meio da realização de análises numéricas baseadas no Método dos Elementos Finitos (MEF) com a consideração do comportamento não linear físico e geométrico dos materiais.

### 2. LAJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO (STEEL DECK)

As lajes mistas (*steel deck*), ou lajes com fôrma colaborante, tiveram sua origem na década de 1950 nos Estados Unidos, e desde então têm sido amplamente adotadas, principalmente em edificações de vários pavimentos. O conceito foi desenvolvido por engenheiros e fabricantes de aço para oferecer uma alternativa mais eficiente e econômica às lajes tradicionais de concreto armado (CICHINELLI, 2014). Neste capítulo serão abordados um breve histórico a respeito do tipo de laje em estudo, principais características, métodos de dimensionamentos, normas pertinentes, ensaios relacionados, caracterização dos materiais, interação entre o concreto e o aço e um breve estado da arte.

Durante as décadas de 1950 e 1960, várias empresas americanas começaram a fabricar perfis de aço especialmente projetados para serem utilizados como fôrmas (*steel deck*) em lajes mistas. Esses perfis foram aprimorados ao longo do tempo para melhorar o desempenho estrutural e a eficiência na construção. Portanto, os Estados Unidos foram o local inicial onde as lajes mistas começaram a ser usadas, com a pesquisa e o desenvolvimento inicial acontecendo no país durante meados do século XX. Essa tecnologia posteriormente se espalhou para outras partes do mundo, onde se tornou uma escolha popular para uma variedade de aplicações.

No cenário brasileiro, o *steel deck* começou a ganhar destaque na década de 1970, quando a empresa Robtec, fruto da parceria entre a americana Robertson e a brasileira Tekno, iniciou sua difusão. Cerca de dez anos mais tarde, tanto a Robtek quanto o próprio produto foram adquiridos pela Haironville do Brasil. Paralelamente, a empresa Tekno introduziu sua própria versão do *steel deck* por meio da divisão Perkrom, enquanto a Metform lançava sua laje colaborante. Esse período marcou o início de uma competição acirrada em um mercado ainda em fase inicial, porém promissor (CICHINELLI, 2014).

Para execução da laje mista é utilizada armadura de distribuição próxima da face superior, possuindo função de distribuição de cargas e para evitar fissurações provenientes de variações de temperatura e/ou retração do concreto. Essa armadura de distribuição pode ser tela soldada ou barras amarradas dispostas próximas da face superior da laje. Este tipo de laje possui várias características que a tornam uma alternativa interessante para construção de edifícios comerciais e industriais. O aço oferece resistência à tração, enquanto o concreto resistência à compressão, proporcionando praticidade e rapidez, pois o *deck* atua como uma fôrma permanente, permitindo que o concreto seja lançado diretamente, eliminando a necessidade de fôrmas temporárias. Esse tipo de laje também dispensa a

necessidade de materiais de enchimento como blocos EPS ou cerâmicos, e em alguns casos, escoramento. Fakury, Castro e Silva e Caldas (2016) ressaltam a necessidade de maior quantidade de vigas perpendiculares (vigas secundárias) às nervuras da forma para suporte da laje mista, e por questões estéticas, a necessidade de instalação de forros suspensos. Entretanto isso não seria problema, visto que a instalação de forros suspensos é uma prática comum para qualquer tipo de laje.

Há muito interesse em entender o comportamento das lajes mistas com suas características, como dobra da chapa ou geometria das mossas, entretanto, a obtenção de dados para dimensionamento exige ensaios de diversos corpos de prova, que pode tornar o estudo economicamente desvantajoso. Adicionalmente, os fabricantes expressam a necessidade de incluir testes ausentes nas normas, para analisar reforço positivo adicional e ancoragem (DANIELS & CRISINEL, 1993; GROSSI, 2016).

#### 2.1. NORMAS DE DIMENSIONAMENTO

#### 2.1.1. Normas Brasileiras

No Brasil, este sistema construtivo foi abordado normativamente pela primeira vez em 1986 pela ABNT NBR 8800, que determina os critérios para o dimensionamento de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto. Posteriormente essa norma passou por atualização, no ano de 2008, onde foram adicionados pilares mistos, ausentes na edição anterior.

Até o final de 2014 e metade de 2015 as lajes mistas não contavam com normas técnicas nacionais. As normas que serviam de referência para os projetistas eram as ABNT NBR 6118:2024 - Projeto de Estrutura de Concreto - Procedimento, ABNT NBR 8800:2008 - Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios e ABNT NBR 14323:2013 - Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios e ABNT NBR 14323:2013 - Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios em Situação de Incêndio, além de normas internacionais como a ASTM (*American Society for Testing and Materials*).

Laje mista de aço e concreto é aquela em que, na fase final, o concreto atua estruturalmente em conjunto com a fôrma de aço, funcionando como parte ou como toda a armadura de tração da laje. Na fase inicial, ou seja, antes de o concreto atingir 75 % da resistência à compressão especificada, a fôrma de aço suporta isoladamente as ações

permanentes e a sobrecarga de construção (ABNT NBR 8800, 2008). Na Figura 2.1 se pode ver as possíveis geometrias das fôrmas *steel deck*.



Figura 2.1 – Geometria das fôrmas steel deck (ABNT NBR 8800, 2008).

Em 27 de outubro de 2015, foi publicada a ABNT NBR 16421:2015 – Telhafôrma de aço colaborante para laje mista de aço e concreto – Requisitos e ensaios, norma até então inédita no Brasil, que estabeleceu os requisitos e ensaios necessários para as telhasfôrma de aço colaborante utilizadas em lajes mistas de aço e concreto. Em 2023, a norma foi atualizada, contemplando fôrmas conformadas a frio, com seções transversais trapezoidal, reentrante, retangular, ondulada, entre outras, com os seguintes tipos de revestimentos: zincado galvanizado por imersão a quente; zincado galvanizado por imersão a quente e revestido por um processo de pintura; zinco-alumínio-magnésio por imersão a quente.

#### 2.1.2. Normas Internacionais

O Eurocode 4 - Part 1, intitulado "Projeto de Estruturas Compostas de Aço e Concreto", é um conjunto de normas europeias que estabelece os requisitos para o projeto de estruturas mistas de aço e concreto. No contexto de lajes mistas, essa norma fornece orientações detalhadas sobre o dimensionamento e análise dessas estruturas, visando garantir sua segurança, durabilidade e desempenho adequado, e também estabelece métodos de cálculo para determinar a capacidade de carga, rigidez e comportamento estrutural, levando em consideração fatores como a resistência do concreto, propriedades do aço, conexões entre os elementos e as condições de carregamento esperadas.

Ainda de acordo com o Eurocode 4 1-1, a referida norma trata do tipo de lajes apoiadas apenas na direção das nervuras e para cargas predominantemente estáticas, e ainda para edificações industriais onde os pisos possam estar submetidos a cargas móveis. Também pode ser aplicada em outras situações, como cargas repetitivas ou bruscas, ou até em carregamentos sísmicos, desde que calculado adequadamente às condições do projeto específico. A chapa de aço perfilada deve ser capaz de transmitir cisalhamento horizontal na interface entre a chapa e o concreto; a ligação pura entre chapas de aço e concreto não é considerada eficaz para ação mista. O comportamento misto entre a chapa perfilada e o concreto deve ser assegurado por um ou mais dos seguintes meios, como se pode ver na Figura 2.2.



Figura 2.2 - Tipos de lajes mistas de acordo com o Eurocode 4 1-1 (1994).

Onde:

 Intertravamento mecânico proporcionado por deformações no perfil (recortes ou mossas);

2 - Intertravamento por fricção para perfis moldados em forma reentrante;

3 - Ancoragem final proporcionada por pinos soldados ou outro tipo de ligação local entre o concreto e a chapa de aço, somente em combinação com (1) ou (2);

4 - Ancoragem final por deformação das nervuras na extremidade da chapa, apenas em combinação com (2).

Outros tipos de formas não estão excluídos, mesmo não constando na referida norma.

O Eurocode 4, assim como a ABNT NBR 8800, também classifica a fôrma de acordo com o tipo de nervura, como perfil reentrante e aberto, como se pode ver na Figura 2.3.



Figura 2.3 – Dimensões da chapa e laje. Adaptado de Eurocode 4 1-1 (1994).

Onde: a profundidade total da laje mista h não deve ser inferior a 80 mm; a espessura do concreto  $h_c$  acima da superfície plana do topo das nervuras da cobertura não deve ser inferior a 40 mm; se a laje atuar em conjunto com o vão ou for utilizada como diafragma, a profundidade total não deve ser inferior a 90 mm e  $h_c$  não deve ser inferior a 50 mm; o reforço transversal e longitudinal deve ser realizado dentro da profundidade  $h_c$  do concreto; a quantidade de reforço em ambas as direções não deve ser inferior a 80 mm²/m; o espaçamento das barras de reforço não deverá ultrapassar 2h e 350 mm, o que for menor; o tamanho nominal do agregado depende da menor dimensão do elemento estrutural dentro do qual o concreto é vazado, e não deve exceder o mínimo de: 0,40  $h_c$ ;  $b_0/3$ , onde  $b_0$  é a largura das nervuras (largura mínima para perfis reentrantes); e 31,5 mm (peneira C 31,5).

O Eurocode 4 também aborda aspectos específicos relacionados à execução e construção de lajes mistas, incluindo requisitos para a soldagem de conectores de cisalhamento, técnicas de concretagem e pré-fabricação de elementos estruturais. Essas diretrizes visam garantir a qualidade da obra e a integridade estrutural das lajes mistas durante todas as fases do processo construtivo.

Outro ponto relevante é a consideração de situações de projeto específicas, como a análise de lajes mistas sujeitas a cargas de incêndio ou cargas dinâmicas, onde são estabelecidos critérios adicionais para garantir a segurança das estruturas em condições extremas. Essas disposições são essenciais para garantir que as lajes mistas atendam aos mais altos padrões de segurança e desempenho exigidos pela legislação europeia.

### 2.2. MÉTODOS DE DIMENSIONAMENTO

#### 2.2.1. Estados-Limites Últimos

Os estados limites de uma laje mista de aço e concreto referem-se aos critérios de segurança e desempenho que devem ser considerados durante o dimensionamento da estrutura. Esses estados limites incluem condições de ruptura, deformação excessiva e estabilidade global da estrutura. De acordo com o Eurocode 4 (1994), os valores das forças internas não devem exceder os valores de resistência de projeto para os estados-limite últimos.

As fôrmas devem ser capazes de suportar todas as ações em fase de construção, tais como: pesos próprios, sobrecarga de construção e efeito de empoçamento (FAKURY; CASTRO E SILVA; CALDAS, 2016). A verificação deve ser realizada a partir da norma ABNT NBR 14762 (2010), considerando todas as propriedades das fôrmas e efeito das mossas nos valores resistentes de cálculo (ABNT NBR 8800).

Após a cura do concreto, todos os esforços são suportados pelo elemento misto, onde eles resultam em uma ação uniformemente distribuída, e os seguintes estados-limites últimos são aplicáveis, como mostra na Figura 2.4, respectivamente: Plastificação da linha da laje na direção perpendicular às nervuras pela ação do momento fletor, também denominada charneira plástica (similar à formação de rótula plástica em vigas de aço); Colapso por cisalhamento vertical, causado pela força cortante; Colapso por cisalhamento longitudinal (longitudinalmente às nervuras) causado pela força cortante.



Figura 2.4 - Estados-limites últimos em razão de cargas uniformemente distribuídas (FAKURY; CASTRO E SILVA; CALDAS, 2016).

Em condições normais de projeto, as fôrmas fabricadas no Brasil geralmente chegam ao colapso por cisalhamento longitudinal (Figura 2.4), ou seja, estado-limite último quando ocorre a ruína da ligação entre a fôrma de aço e o concreto, levando ao deslizamento relativo entre esses dois materiais.

Via de regra, os fabricantes fornecem tabelas de dimensionamento que podem ser usadas com simplicidade e praticidade, com parâmetros como capacidade de carga para determinados vãos, ou mesmo vãos máximos admitidos para um determinado carregamento.

#### 2.2.2. Método dos Estados Limites

De acordo com a ABNT NBR 8800 (2008), para o dimensionamento de lajes mistas deve ser considerado que a espessura da camada de concreto acima da fôrma precisa apresentar o valor mínimo de 50 mm.

A dimensão máxima característica do agregado graúdo para o concreto não deve exceder os seguintes valores:

•  $0,4t_c$ , em que  $t_c$  é a altura da laje de concreto acima do topo da fôrma de aço;

•  $b_0/3$ , sendo  $b_0$  igual a largura média das nervuras para fôrmas trapezoidais e a largura mínima das nervuras para fôrmas reentrantes;

• 30 mm.

A armadura extra necessária para a resistência da laje aos momentos positivos e negativos deve ser projetada de acordo com os requisitos estabelecidos na ABNT NBR 6118 (2024) para concreto de densidade normal. Caso não haja uma norma brasileira específica aplicável, devem ser seguidas as diretrizes do Eurocode 4 (EN1994-1-1, 2011) para concreto de densidade baixa.

Para garantir a integridade estrutural e evitar problemas como o enrugamento da alma da fôrma de aço ou o esmagamento do apoio durante a fase de construção, é fundamental que o comprimento mínimo de apoio seja adequadamente dimensionado. Recomenda-se que este comprimento não seja menor que 75 mm para apoios em aço ou concreto e 100 mm para apoios em outros materiais, particularmente para apoios internos. Para apoios externos da fôrma, esses valores podem ser reduzidos para 50 mm e 70 mm, respectivamente.

O processo de dimensionamento de uma laje mista é dividido em duas fases distintas: a inicial e a final. A primeira aborda a análise da fôrma de aço enquanto o concreto ainda não atingiu a resistência completa, sendo esta etapa fundamentada na ABNT NBR 14762 (2010) e levando em consideração tanto os estados-limites últimos quanto os de serviço. Para detalhes sobre como realizar essa análise inicial, recomenda-se consultar o Anexo Q da ABNT NBR 8800 (2008), especialmente o item Q3. Esta dissertação de mestrado concentra-se exclusivamente na fase final do dimensionamento, conhecida como fase mista.

Na fase final, quando o concreto já alcançou resistência e a fôrma de aço está exercendo sua função, também são realizadas verificações dos estados-limites pertinentes. Este estudo foca exclusivamente nos parâmetros relacionados a essa etapa pós-cura do concreto, com o objetivo de analisar o comportamento misto das lajes. Em geral, as lajes mistas devem ser avaliadas quanto aos estados-limites relacionados ao momento fletor, cisalhamento longitudinal e cisalhamento vertical. Além disso, deve-se verificar os estados-limites de serviço, que incluem deslocamento vertical, fissuração do concreto e vibração excessiva do piso.

Para o dimensionamento na fase mista, ou seja, após a cura do concreto, as secções críticas da laje mista são apresentadas na Figura 2.5.



Figura 2.5 – Representação das seções críticas possíveis (FERRAZ, 1999).

Onde:

I – Relacionada à resistência à flexão. Sendo a seção crítica quando há interação completa entre a fôrma e o concreto;

II – Relacionada com o cisalhamento longitudinal. O maior valor de carga na laje é definido para resistir ao cisalhamento nessa seção. Caracteriza-se como conexão de cisalhamento parcial pelo fato de o momento resistente último não poder ser atingido na seção I;

 III – Relacionada com o cisalhamento vertical. Essa seção será crítica somente em casos especiais, como em lajes altas e curtas com cargas de grande magnitude.

#### 2.2.3. Método m-k

A determinação da força cortante resistente de cálculo para o estado-limite último de colapso por cisalhamento longitudinal pode ser feita de acordo com a ABNT NBR 8800 (2008), desde que se tenha conhecimento de duas constantes, "m" e "k", obtidas por ensaios experimentais, que são válidos apenas para a forma ensaiada (FAKURY; CASTRO E SILVA; CALDAS, 2016). A referida norma indica consulta ao Eurocode 4 Part 1-1, o qual determina que para obtenção dos parâmetros m e k devem ser feitos os testes de flexão em quatro pontos, como mostra a Figura 2.6.



Figura 2.6 – Ensaios de flexão em quatro pontos com a fôrma Polydeck 59s realizados no Laboratório de Estruturas da Universidade de Brasília. (Fonte: o autor).

De acordo com Johnson & Buckby (2004), o Método *m-k* possui várias limitações quando aplicado a formas metálicas, como: não é baseado em um modelo mecânico, portanto, mudanças nas dimensões, cargas e materiais dos ensaios exigem a aplicação de hipóteses conservadoras; para expandir a aplicação das lajes mistas, são necessários muitos ensaios adicionais, especialmente ao considerar ancoragens nas extremidades ou o uso de armaduras longitudinais extras; para analisar dos resultados dos ensaios é utilizada mesma metodologia, independentemente do comportamento dúctil ou frágil da laje. A norma Eurocode 4 (2011) aplica uma redução de 80% nos casos de

comportamento frágil, o que não representa adequadamente as vantagens de usar formas com projetos de mossas mais bem elaboradas.

Contudo, considerando pontos de fragilidade e limitações do Método *m-k*, ele vem se tornando obsoleto e caindo em desuso. Inclusive a atualização que está para entrar em vigor do Eurocode 4 - 2023/2024 (EN1994-1-1 Draft) não aborda mais esse método, que vem perdendo espaço para o Método da Interação Parcial.

#### 2.2.4. Método da Interação Parcial

O método da interação parcial é uma abordagem de cálculo que considera a contribuição parcial de cada material componente da laje mista. Nesse método, são consideradas as propriedades individuais do aço e do concreto, bem como a interação entre eles, para determinar o comportamento estrutural da laje. O aço é responsável por suportar as cargas principais de tração, enquanto o concreto suporta as cargas de compressão, e a interação entre esses materiais é levada em conta através de parâmetros como a rigidez relativa entre o aço e o concreto, as deformações diferenciais entre os materiais e a redistribuição de esforços ao longo da laje.

Grossi (2016) explica que o Método *m-k* determina a força cortante associada ao cisalhamento longitudinal limite último, enquanto o Método de Interação Parcial estima o momento fletor resistente da laje incorporada. Nas fôrmas utilizadas no presente trabalho ocorre a interação parcial na interface entre ela e o concreto, apresentando um deslizamento relativo entre estes elementos, o que consequentemente promove a geração de duas linhas neutras, uma na fôrma (*deck*) e outra no concreto. Inicialmente é admitida uma distribuição de tensões de plastificação no aço e no concreto com interação parcial (duas linhas neutras) e para todas as seções da laje.

ECCS – Technical Committee 7 – Working Group 7.6: Composite Slabs (1998) menciona que o método da interação parcial é semelhante à verificação da resistência ao cisalhamento longitudinal de vigas mistas com ligação parcial com conectores dúcteis. Assumindo blocos retangulares de tensão plástica no concreto e aço, o diagrama de interação parcial de projeto mostrado na Figura 2.7 é determinado.



Figura 2.7 - Diagrama de interação parcial. Adaptado de ECCS – Technical Committee 7 – Working Group 7.6: Composite Slabs (1998).

Nesse diagrama, a resistência à flexão  $M_{Rd}$  é representada graficamente em função da resistência ao corte longitudinal  $V_{I,Rd}$  disponível entre a secção considerada e o apoio. A força cortante longitudinal disponível é assumida como constante ao longo do comprimento e igual a  $b \tau_{u,Rd}$  por m. Portanto  $M_{Rd}$  pode ser plotado em função de  $L_x$ , como mostra a Figura 2.7.

De acordo com a versão mais recente do Eurocode 4 (EN-1994-EP – Draft, 2024), para obtenção do Momento Resistente para lajes mistas devem ser seguidos os seguintes passos:

Em uma forma de aço incorporada, a força axial na parte do concreto  $(N_c)$  de largura  $b_c$  é determinada por:

$$N_c = f_{cd} \cdot b_c \cdot z_c = N_s + N_p \tag{2.1}$$

Para:

$$N_p = \tau_{u,Rd}. b_c. L_x \le A_{pe}. f_{yp,d}$$

$$\tag{2.2}$$

$$N_s = A_s. f_{sd} \tag{2.3}$$

Onde:

 $N_c$ : é a força axial no concreto;

 $f_{cd}$ : é a Resistência de cálculo do concreto;

 $b_c$ : é a largura da mesa de concreto;

 $z_c$ : é a altura da zona de compressão do concreto;

 $N_s$ : é a força axial na armadura adicional;

 $N_p$ : é a força axial na fôrma (*steel deck*);

 $\tau_{u,Rd}$ : é a tensão resistente de cisalhamento de projeto, determina a partir de ensaios normativos (Tensão de Cisalhamento Última dividido por um fator de segurança de 1,25)

 $L_x$ : é a distância da metade do vão da laje para uma laje bi apoiada sujeita a momento positivo;

 $A_{pe}$ : é a área efetiva da fôrma de aço

 $f_{yp,d}$ : é a tensão de escoamento de cálculo da fôrma de aço;

 $A_s$ : é a área da armadura positiva adicional;

 $f_{sd}$ : é a tensão de escoamento de cálculo da armadura adicional

O valor da altura  $z_c$  da zona de compressão do concreto é limitada por  $h_c$ , portanto  $N_p$  é limitado pelo valor da seguinte fórmula:

$$N_p \le N_{c,f} - N_s \tag{2.4}$$

Onde:

 $N_{c,f}$ : é a força axial no concreto para o caso de interação total de cisalhamento; Para maiores simplificações,  $z_p$ ,  $z_s$  e  $M_{pr}$  podem ser determinadas utilizando as seguintes fórmulas:

$$z_p = h - 0.5z_c - e_p + (e_p - e)\frac{N_p}{A_{pe}f_{yp,d}}$$
(2.5)

Onde:

 $z_p$ : é a distância entre a força de compressão no concreto e a força de tração na fôrma de aço;

h: é a altura total da laje mista;
$e_p$ : é a distância entre a linha neutra plástica na fôrma de aço até o extremo inferior tracionado da laje mista;

*e*: é a distância entre a parte inferior da fôrma de aço até seu centro de gravidade. Assim:

$$z_s = d_s - 0.5 z_c \tag{2.6}$$

$$M_{pr} = 1,25.\,M_{pa}(1 - \frac{N_p}{A_{pe}f_{yp,d}}) \le M_{pa} \tag{2.7}$$

Onde:

 $d_s$ : é a distância entre a armação de reforço e o extremo da zona de compressão da laje mista;

 $z_s$ : é a distância entre a força de compressão na laje e a força de tração armadura adicional.

 $M_{pr}$ : é o momento plástico reduzido na telha de aço;

 $M_{pa}$ : é o momento plástico resistente na seção da telha de aço;

Por fim, tem-se o momento resistente da laje mista, dado pela fórmula:

$$M_{pl,Rd} = M_{pr} + N_p z_p + N_s z_s \tag{2.8}$$

Ressaltando que para o presente trabalho não foi utilizada armadura adicional.

# 2.3. ENSAIOS RELACIONADOS

## 2.3.1. Ensaios de Flexão em Quatro Pontos

Os ensaios de flexão quatro pontos são utilizados para determinar as propriedades mecânicas e o comportamento estrutural das lajes mistas de aço e concreto sob carga de flexão. Nesse ensaio, a laje bi apoiada é submetida a uma carga uniformemente distribuída em dois pontos, enquanto são registrados os deslocamentos e as deformações

Esses ensaios são realizados para obtenção dos parâmetros utilizados no Método m-k e no Método da Interação Parcial, e devem ser feitos como se pode ver na Figura 2.6 anteriormente e representado na Figura 2.8 a seguir.



Figura 2.8 - Representação do ensaio de quatro pontos em laje mista, medidas em mm (EUROCODE 4, 1994).

Onde:

1: apoio de Neoprene ou equivalente  $\leq 100 \text{ mm x } b$ ;

2: placa de rolamento de suporte com  $\leq 100 \text{ mm} \times b \times 10 \text{ mm}$ , típico para todas as placas de rolamento ou mancal.

Se o comportamento for dúctil, a força cortante experimental  $V_t$  deve ser considerada como 0,5 vezes maior o valor da carga de ruptura  $W_t$ . Se o comportamento for frágil, o valor será reduzido, utilizando fator 0,8.

De acordo com a NBR ABNT 8800, é necessário calcular a força cortante longitudinal resistente de cálculo de lajes com forma de aço incorporada,  $V_{l,Rd}$ , relativa a 1 metro de largura.

$$V_{l,Rd} = \frac{bd_F\left[\left(\frac{mA_{F,ef}}{bL_s}\right) + k\right]}{\gamma_{sl}}$$
(2.9)

 $V_{l,Rd}$  pode ser calculada pelo método semiempírico *m-k*, utilizando a Equação (2.9).

Onde:

 $d_F$  = distância da face superior da laje de concreto ao centro geométrico da seção efetiva da forma (mm);

b =largura unitária da laje (1000 mm);

 $L_s =$ vão de cisalhamento (mm);

m e k = constantes empíricas (MPa) obtidas por meio de ensaios realizados conforme o Eurocode 4 Part 1-1, ou CSSBI S2 ou ANSI/ASCE 3, devidamente adaptadas para assegurar o nível de segurança da referida norma (ABNT NBR 8800);

 $\gamma_{sl}$  = coeficiente de ponderação da resistência, igual ao determinado pela norma ou especificação utilizada nos ensaios;

 $A_{F,ef}$  = área da seção efetiva da forma (1000 mm);

As dimensões da fôrma de aço podem ser vistas na Figura 2.9.



Figura 2.9 - Dimensões da fôrma de aço e da laje de concreto (ABNT NBR 8800, 2008).

O vão de cisalhamento  $L_s$  deve ser tomado como:

•  $L_F/4 =$  cargas uniformemente distribuídas, onde  $L_F$  é o vão teórico da laje na direção das nervuras;

 Distância entre uma carga aplicada e o apoio mais próximo para duas cargas concentradas simétricas;

 Relação entre o máximo momento e a maior reação de apoio, para outras condições de carregamento, incluindo combinação de carga distribuída ou cargas concentradas assimétricas (pode-se também efetuar uma avaliação com base em resultados de ensaios).

No caso do método da interação parcial, necessita-se determinar a tensão cisalhante última de projeto ( $\tau_{u,Rd}$ ) a partir dos ensaios de flexão. Neste caso, o Eurocode 4 1-1 Draft (2024) menciona que o diagrama de interação parcial da Figura 2.10 deve ser determinado usando as dimensões e resistências medidas no concreto e na fôrma de aço. Para a resistência do concreto, o valor médio  $f_{cm,t}$  de um grupo de ensaios conforme disposições da referida norma pode ser usado (mínimo de quatro ensaios para cada parâmetro analisado).

Os pontos da curva de resistência na Figura 2.10 podem ser obtidos como se segue. Deve ser assumido um valor para o grau de interação  $\eta$ . A profundidade do bloco de tensão no concreto para  $\eta = 1$   $z_{pl,m}$  é determinada a partir de:

$$z_{pl,m} = \frac{N_{c,fm}}{b_c f_{cm,t}}$$
(2.10)

Em que:

 $M_{pl,Rm}$  = momento resistente plástico na laje mista com interação total, usando valores medidos;

 $N_{c,fm}$  = força normal de compressão no concreto para o momento M<sub>pl,Rm</sub>;  $N_{c,m}$  = força normal de compressão no concreto com interação parcial;

 $f_{ypm,t}$  = valor médio da resistência medida na fôrma de aço.

Onde  $b_c$  é a largura da laje de concreto no corpo de prova. E o braço de alavanca z é determinado por:

$$z = h_c - 0.5 z_{\rm pl,m} - e_p + (e_p - e)\eta$$
(2.11)

Onde:

 $e_p$  = distância da linha neutra plástica da fôrma de aço até a fibra extrema tracionada da laje mista;

e = distância da fibra inferior da cobertura até seu centro de gravidade.

A redução no momento plástico  $M_{pr,rm}$  é determinada por:

$$M_{pr,rm} = 1,25M_{pa,m}(1-\eta) \le M_{pr,m}$$
 (2.12)

Onde  $M_{pa,m}$  é o momento resistente plástico na área da seção transversal efetiva na fôrma de aço, de acordo com valores medidos. A resistência à flexão *M* é determinada por:

$$M = N_{c,fm} \eta z + M_{pr,m} \tag{2.13}$$

Em quem  $M_{pl,Rm}$  é o valor de M para  $\eta = 1$ .

A partir das cargas máximas aplicadas, o momento de flexão M na seção transversal sob a carga pontual devido à carga aplicada, peso próprio da laje e vigas de distribuição deve ser determinado. O caminho A $\rightarrow$ B $\rightarrow$ C na Figura 2.10 então fornece um valor  $\eta_{\text{test}}$  para cada teste, e um valor  $\tau_u$  determinado a partir de:

$$\tau_u = \frac{\eta_{test} N_{c,fm}}{b_c (L_s + L_o)} \tag{2.14}$$

Onde:

 $L_s =$ vão de cisalhamento definido pela Figura 2.10;

 $L_0$  = comprimento da saliência;

 $\eta_{test}$  = deve ser determinado a partir do caminho A-B-C na Figura 2.10 para cada teste;



Figura 2.10 – Determinação do grau de conexão de cisalhamento do  $M_{test}$  (EUROCODE 4 Draft, 2024).

# 2.3.2. Ensaios de Cisalhamento Longitudinal

O ensaio de cisalhamento longitudinal, também conhecido como ensaio de cisalhamento direto, consiste em aplicar uma força de cisalhamento ao longo da interface entre a laje de concreto e a viga de aço, simulando as condições de carregamento a que a estrutura estará sujeita em serviço. Este ensaio permite avaliar a resistência ao cisalhamento da interface entre os materiais, a redistribuição de esforços, e a capacidade de transferência

de cargas entre os elementos estruturais. Entretanto, atualmente as normas não permitem a obtenção da tensão cisalhante última a ser utilizada no método da interação parcial obtida a partir de ensaios de cisalhamento longitudinal de lajes mistas (esta deve ser obtida a partir de ensaios de flexão).

Além disso, os ensaios de cisalhamento longitudinal também são importantes para validar modelos de cálculo e simulação numérica utilizados no dimensionamento de lajes mistas. Através da comparação entre os resultados experimentais e os valores previstos pelos modelos teóricos, é possível verificar a precisão e a confiabilidade das metodologias de projeto utilizadas na prática.

## 2.3.3. Ensaios Push-out e Push-out

Os ensaios *push-out* têm sido amplamente utilizados para avaliar o comportamento estrutural de diferentes sistemas de ligação, fornecendo informações importantes sobre resistência, rigidez e capacidade de transferência de carga de conexões estruturais. Nesse contexto, são particularmente relevantes para fôrmas de lajes mistas, onde a conexão entre o concreto e o aço desempenha um papel fundamental na integridade estrutural e no desempenho global do sistema, proporcionando compreensão do desempenho desses sistemas em situações práticas. Os ensaios *push-out* têm como objetivo avaliar a resistência à aderência entre os elementos e/ou entre os materiais em lajes mistas, neste último, entre o concreto e a fôrma de aço (*deck*). A conexão de cisalhamento normalmente é proporcionada por relevos (mossas) ou pela forma das nervuras da fôrma (DANIELS & CRISINEL, 1993).

Os resultados obtidos são utilizados para validar modelos de cálculo e simulações numéricas empregados no projeto de lajes mistas. A comparação entre os resultados experimentais e os valores previstos pelos modelos teóricos permite verificar a precisão e a confiabilidade das metodologias de projeto utilizadas na prática. Os ensaios em questão envolvem a aplicação de uma carga axial em um dos elementos da ligação, enquanto os outros elementos são mantidos fixos. Isso simula as condições de carga e permite a medição direta da resistência e rigidez da conexão. Durante o ensaio, são registradas informações detalhadas, como cargas, deslocamentos, deformações, e padrões de falha, que são essenciais para a análise e interpretação dos resultados.

Os testes normalmente têm 40 cm de comprimento, incluindo 10 cm para extremidades não concretadas. Para simular a carga de peso próprio do concreto e outras cargas de uso e ocupação sobre a laje, uma força transversal pode ser aplicada à face do concreto, isto implica que a superfície a ser aplicada à carga deve ser regularizada e quaisquer movimentos longitudinais ou transversais devem ser impedidos (DANIELS & CRISINEL, 1993). Uma força axial é então aplicada lentamente ao perfil de aço, resistindo aos apoios locais. Um tipo de ensaio *pull-out* pode ser visto na Figura 2.11.



Figura 2.11 - Representação de ensaio pull-out. Adaptado de Daniels e Crisinel (1993).

A partir da carga última em função da área de contato entre o concreto e o aço da fôrma, se pode determinar a tensão de cisalhamento, utilizada para elaboração de gráfico Tensão de Cisalhamento (N/mm<sup>2</sup> = MPa) em função do Deslizamento (deslizamento do concreto em relação à fôrma em mm), como se pode ver na Figura 2.12.



Figura 2.12 - Gráfico típico Tensão de Cisalhamento versus Deslizamento horizontal. Adaptado de Daniels & Crisinel (1993).

Vários estudos sobre lajes mistas foram feitos ao longo do tempo, e vários tipos de ensaios de arrancamento foram realizados. Chen *et al.* (2022) citam alguns tipos de ensaios de cisalhamento direto, como se pode ver na Figura 2.13.



Figura 2.13 - Ensaios em escala reduzida: (a) Daniel's test, *pull-out*; (b) Stark's test, *push-out*; (c) Slip block test; (d) Pull-out test. Adaptado de Chen *et al.* (2022).

De acordo com Daniels e Crisinel (1993), a vantagem desse procedimento é sua versatilidade. O baixo custo dos testes de cisalhamento, e principalmente da modelagem numérica, permite que os efeitos de todas as variáveis sejam considerados individualmente. Além disso, a importância relativa de cada momento resistente interno em uma laje mista de construção pode ser examinada em função da carga aplicada. Para uma laje mista, três elementos de resistência ao momento interno são importantes: a fôrma, a laje de concreto (incluindo armadura adicional) e a interação entre a fôrma e a laje de concreto). Sendo esta última informação difícil e cara de obter em testes em escala real. Como mencionado anteriormente, os métodos tradicionais envolvendo flexão em quatro pontos exigem ensaios mais complexos em relação ao tipo *push-out*, fazendo com que este seja uma ótima alternativa.

Conforme os estudos de Chen *et al.* (2022), os ensaios *push-out* publicados na literatura podem ser categorizados como aqueles onde são aplicadas forças de restrição lateral para manter o equilíbrio da amostra, como nos ensaios de Daniels e Patrick (Figura 2.13a), e os que não são aplicadas, como no caso de Porter e de Stark (Figura 2.13b).

A resistência da conexão entre o aço da fôrma e o concreto é normalmente fornecida por mossas ou pela forma das próprias nervuras da fôrma. A fôrma está apenas parcialmente embutida na laje de concreto, por esta razão, as deformações fora do plano da fôrma são livres para ocorrer longe da laje de concreto. A separação geral entre a fôrma e a laje de concreto pode ocorrer para algumas geometrias de nervuras abertas (DANIELS & CRISINEL, 1993).

# 2.4. DESCRIÇÃO DOS MATERIAIS

# 2.4.1. Concreto

O concreto utilizado nesta estrutura é moldado no local, e para as lajes mistas, recomenda-se concreto usinado com resistência à compressão mínima de 20 MPa, conforme especificado na ABNT NBR 6118 (2024). É importante evitar o uso de aditivos à base de cloretos para proteger a camada de zinco da fôrma de aço. Além disso, é essencial utilizar armadura complementar no concreto, como uma malha antifissuração. Em situações que envolvem momentos fletores negativos, deve-se dimensionar adequadamente essa armadura superior caso a área de aço da malha antifissuração não seja suficiente para os esforços

exigidos. A malha antifissuração desempenha um papel essencial no controle das fissuras que podem surgir devido à retração e variações térmicas no concreto.

Para garantir a durabilidade e o desempenho da laje mista, é fundamental considerar os aspectos de execução e cura do concreto. A cura adequada é essencial para atingir a resistência desejada e minimizar a ocorrência de fissuras. Além disso, para concreto fabricado no local, o controle rigoroso da mistura, incluindo a proporção de água, cimento e agregados, contribui para a homogeneidade e qualidade final da estrutura. O uso de técnicas avançadas de concretagem, como a vibração e adensamento adequadas, também pode melhorar a aderência entre o concreto e a fôrma de aço, aumentando a eficiência do sistema composto.

# 2.4.2. Fôrma de aço (steel deck)

A chapa de aço nas lajes mistas, frequentemente chamada de *deck* metálico, também é conhecida como fôrma de aço perfilado ou telha-fôrma metálica. No meio técnicocientífico, o termo em inglês "*steel deck*" é amplamente utilizado. Existem dois formatos principais para essas fôrmas: trapezoidal e reentrante (Figura 2.1). A fôrma suporta os esforços de flexão durante a concretagem e, após a cura do concreto, facilita a função mista da laje ao promover a transferência de cisalhamento horizontal, conforme explicado por Queiroz *et al.* (2012).

Conforme Mello (2023), os tipos de fôrmas metálicas brasileiras comercializadas e suas respectivas geometrias podem ser vistos na Tabela 2.1.

Nome	Fabricante	Geometria (medidas em milímetros)
Polydeck 59s	ArcelorMittal	FACE INFERIOR FACE INFERIOR LARGURA ÚTIL
SD-100	Braaços	
Trapézio 75	Forte Ferro e Aço	
ISODECK- 75	ISOESTE Metálica	838mm 140mm 279mm 279mm 140mm 140mm 109mm
Kofar Deck	Kofar	LAJE FORMA KOFAR DECK CONCRETO ARMADURA
MF-50	Metform	$\begin{array}{c c} & 915 \\ \hline 152,5 \\$
MF-75	Metform	4         520 mm           4         137 mm           4         101 mm
MBP-SD- 50/915	MBP	
MBP-SD- 75/795	MBP	

Tabela 2.1- Tipos de fôrmas metálicas comercializadas no Brasil (MELLO, 2023).

Os perfis mais comuns no mercado brasileiro são do tipo trapezoidal, com chapas de aço de espessura fina variando entre 0,80 e 1,25 milímetros, podendo ter até 12 metros de comprimento e resultando em lajes com alturas médias entre 100 e 200 milímetros (Tabela 2.1). Essas fôrmas são fabricadas com chapas de aço estrutural, geralmente obtidas por perfilação a frio de uma chapa de aço zincada. Elas devem ter resistência suficiente para suportar as cargas permanentes e sobrecargas da construção (CORDEIRO, 2014; QUEIROZ *et al.*, 2012).

# 2.5. INTERAÇÃO CONCRETO-AÇO

A transmissão do cisalhamento longitudinal é alcançada pela interação na interface dos materiais aço e concreto, seja por ligação mecânica ou por atrito. A ligação mecânica se dá através das mossas presentes nas fôrmas trapezoidais, onde o perfil metálico se conecta com o concreto. Já a ligação por atrito ocorre devido ao confinamento do concreto nos cantos reentrantes das fôrmas projetadas com essa característica (QUEIROZ *et al.*, 2012).

Ainda de acordo com Queiroz *et al.* (2012), O comportamento misto resulta da combinação dos dois elementos interligados, formando um único elemento estrutural. Essa união acontece por meio da ligação mecânica ou por atrito na interface dos materiais, permitindo que eles se deformem conjuntamente. Embora a aderência química possa atingir valores elevados, ela não é considerada devido à sua baixa confiabilidade e ductilidade.

A conexão entre esses dois materiais, neste contexto, não se apresenta rígida ou resistente o bastante para garantir uma interação completa. Portanto, trata-se de uma interação parcial, onde o elemento possui duas linhas neutras que variam conforme o grau de interação entre os dois sistemas (QUEIROZ *et al.*, 2012). Isso resulta em um leve deslizamento entre as superfícies, caracterizando uma ação mista parcial.

# 2.5.1. Momento fletor

No dimensionamento das lajes mistas após a cura do concreto, é fundamental determinar o momento fletor positivo de cálculo para verificar o modo de colapso. De acordo com a ABNT NBR 8800 (2008), a fôrma de aço deve suportar os esforços de tração, caso não for suficiente, uma armadura adicional deve ser utilizada, sendo posicionada na face inferior da laje. A inclusão dessa armadura adicional é comum em aplicações onde a telha-

fôrma é utilizada apenas como fôrma perdida (sem função estrutural) ou para atender a requisitos de resistência ao fogo, que exigem a adição de vergalhões nessa região. Contudo, estas situações não são abordadas no presente trabalho por estarem fora dos objetivos.

Para o momento fletor negativo, onde tanto a fôrma metálica quanto o concreto abaixo da linha neutra estão sujeitos à compressão, a contribuição da fôrma metálica para a resistência é geralmente ignorada. O dimensionamento considera apenas a capacidade do concreto, tratando a seção como uma simples seção de concreto armado com armadura negativa, que é submetida à flexão.

Este trabalho concentra-se apenas no modo de falha de cisalhamento longitudinal. Portanto, o foco está exclusivamente no dimensionamento do momento fletor positivo, uma vez que este está mais diretamente relacionado à ocorrência do cisalhamento longitudinal (Figura 2.5). Para melhor compreensão a respeito do dimensionamento pelo momento fletor negativo recomenda-se o estudo de Johnson (2004).

De acordo com o Eurocode 4 (2011), para determinação do momento considerase que não há movimento relativo entre a fôrma de aço e o concreto, implicando em uma interação completa entre os materiais. A resistência do sistema é calculada até a formação de uma rótula plástica, representando uma análise rígido-plástica. A ruptura do sistema ocorre por falha de flexão, seja ao atingir a tensão de escoamento da fôrma de aço ou ao alcançar a tensão de esmagamento do concreto em compressão. A resistência da laje mista desconsidera a contribuição do concreto tracionado, considerando apenas a parcela de resistência fornecida pela fôrma de aço, ou seja, é levado em consideração apenas a parcela referente a contribuição da fôrma de aço, e por fim, desconsidera-se a influência do concreto confinado no interior das nervuras.

Para calcular o momento fletor resistente positivo, é necessário determinar a posição da linha neutra plástica. Para isso, deve-se calcular a força resistente de compressão da capa de concreto  $(N_{cf})$  e a força resistente de tração da chapa perfilada  $(N_{pa})$ . Se $N_{cf} \ge N_{pa}$  a linha neutra plástica estiver localizada na capa de concreto. Se  $N_{cf} < N_{pa}$ , a linha neutra plástica estará na fôrma de aço. As fórmulas para calcular esses parâmetros estão nas Equações (2.15) e (2.16):

$$N_{cf} = 0.85 b t_c f_{cd}$$
 (2.15)

$$N_{pa} = A_{F,ef} f_{yFd} \tag{2.16}$$

49

Onde:

- *b* é a largura unitária da laje, tomada igual a 1.000 mm;
- $t_c$  é a altura da laje de concreto acima do topo da fôrma de aço;
- $f_{cd}$  é a resistência de cálculo do concreto à compressão;
- $A_{F,ef}$  é a área da seção efetiva da fôrma (correspondente a 1.000 mm), determinada desprezando-se a largura das mossas na seção transversal, a menos que se demonstre por meio de ensaios que uma área maior possa ser utilizada;
- $f_{vFd}$  é a resistência de cálculo ao escoamento do aço da fôrma.

# 2.5.1.1. Linha neutra plástica acima da fôrma de aço

Quando a linha neutra plástica se encontra acima da fôrma de aço, o comportamento do diagrama de tensões na seção transversal da laje é ilustrado na Figura 2.14,. A altura do bloco de compressão do concreto, calculada conforme a Equação (2.18), resulta do equilíbrio das forças presentes na seção. O momento resistente de cálculo ( $M_{Rd}$ ) é derivado do equilíbrio dos momentos que atuam na seção transversal da laje mista, conforme a Equação (2.17), considerando a necessidade de reduzir a parcela de compressão do concreto para alcançar esse equilíbrio.



Figura 2.14 – Diagrama de tensões para momento positivo com linha neutra plástica acima da fôrma de aço (ABNT NBR 8800, 2008).

$$M_{Rd} = N_{pa}(d_F - 0.5a) \tag{2.17}$$

$$a = \frac{N_{pa}}{0.85 f_{cd} b} \tag{2.18}$$

Onde:

 $d_F$  é a distância da face superior da laje de concreto ao centro geométrico da seção efetiva da fôrma;

- *a* é a altura do bloco de compressão do concreto;
- *b* é a largura unitária da laje, tomada igual a 1 000 mm.

# 2.5.1.2. Linha neutra plástica na fôrma de aço

Quando a linha neutra plástica está contida na fôrma de aço, a complexidade da geometria da fôrma impede a utilização de uma metodologia simplificada para calcular o momento resistente e determinar a posição da linha neutra plástica. Para esses casos, o EN1994-1-1 (2011) propõe um método aproximado, validado por ensaios experimentais. Esse método é descrito pelas Equações de (2.19) a (2.20) e ilustrado no diagrama de tensões na Figura 2.15:



Figura 2.15 - Diagrama de tensões para momento positivo com linha neutra plástica na fôrma de aço (ABNT NBR 8800, 2008).

$$M_{Rd} = N_{cf}y + M_{pr} \tag{2.19}$$

$$y = h_t - 0.5t_c - e_p + (e_p - e)\frac{N_{cf}}{N_{pa}}$$
(2.20)

$$M_{pr} = 1,25M_{pa} \left(1 - \frac{N_{cf}}{N_{pa}}\right) \le M_{pa}$$

$$(2.21)$$

51

Onde:

- $M_{pr}$  é o momento de plastificação da fôrma de aço, reduzido pela presença da força axial;
- $M_{pa}$  é o momento de plastificação da fôrma de aço, considerando sua seção efetiva, dividido pelo coeficiente de ponderação da resistência ( $\gamma_{a1}=1,10$ );
- $h_t$  é a altura total da laje, incluindo a fôrma e o concreto;
- *e* é a distância do centro geométrico da área efetiva da fôrma à sua face inferior.
- $e_p$  é a distância da linha neutra plástica da seção efetiva da fôrma à sua face inferior.

## 2.5.2. Fissuração do concreto

Conforme a ABNT NBR 8800 (2008), para garantir a integridade do concreto em regiões sujeitas a momentos negativos em lajes contínuas, deve-se seguir as diretrizes da ABNT NBR 6118 (2024) para concreto de densidade convencional. Caso não haja uma norma brasileira aplicável, deve-se adotar o EN 1992-1-1, (2004) para concreto de baixa densidade. Para lajes tratadas como simplesmente apoiadas, deve-se incorporar uma armadura projetada para mitigar os efeitos de retração e variações térmicas, com uma área mínima de 0,1% da área do concreto acima da face superior da fôrma. Essa armadura deve ser idealmente posicionada a 20 mm abaixo da face superior da laje.

#### 2.5.3. Deslizamento horizontal

De acordo com o EN1994-1-1 (2011), o deslizamento relativo de extremidade ocorre no estado-limite de utilização e é definido pelo deslizamento horizontal relativo que resulta da aplicação de carga. Esse tipo de deslizamento é identificado quando a carga provoca um deslocamento de extremidade de 0,5 mm. Caso a carga aplicada seja menor do que 1,2 vezes o valor de cálculo da carga de serviço, considera-se que houve deslizamento de extremidade, o que requer a inclusão de armaduras específicas para extremidade. Como alternativa, é necessário calcular as flechas levando em consideração o efeito do deslizamento de extremidade.

# 2.5.4. Deslocamento vertical

Conforme a ABNT NBR 8800 (2008). o deslocamento vertical ( $\delta$ ) não deve ser maior que o vão teórico da laje ( $L_F$ ) na direção das nervuras dividido por 350, conforme a Equação (2.22) deve ser considerado exclusivamente o efeito das ações variáveis.

$$\delta < \frac{L_F}{350} \tag{2.22}$$

De antemão, deve ser realizada a homogeneização da seção transversal (2.23), considerando que nas lajes mistas essa seção é composta por dois materiais, aço e concreto.

$$\alpha_E = \frac{E_s}{E_{cs}} \tag{2.23}$$

Onde:

 $\alpha_E$  é a razão modular entre o aço e concreto;

 $E_s$  é o módulo de elasticidade do aço;

 $E_{cs}$  é o módulo de elasticidade secante do concreto.

Consequentemente, deve ser feita a transformação da largura da seção de concreto em uma seção equivalente em aço por meio da Equação (24), conforme apresentado na Figura 2.16.



Figura 2.16 – Largura da seção de concreto transformada em uma seção equivalente em aço. Adaptado de Favarato (2021).

$$b_{tr} = \frac{1000}{\alpha_E} \tag{24}$$

Onde:

 $b_{tr}$  é a largura da seção transformada.

# 2.5.4.1. Posição da linha neutra na capa de concreto

O cálculo da posição da linha neutra elástica da seção homogeneizada (x) é disposto na Equação (2.25), onde é desconsiderada a influência do concreto tracionado. Os parâmetros podem ser vistos na Figura 2.17.



Figura 2.17 – Seção transversal homogeneizada com linha neutra elástica na capa de concreto. Adaptado de Favarato (2021).

$$\frac{b_{tr}x^{2}}{2} = A_{F,ef}(d_{F} - x) \text{ para } x \le t_{c}$$
(2.25)

Onde:

 $A_{F,ef}$  é a área da seção efetiva da fôrma;

- $d_F$  é a distância da face superior da laje de concreto ao centro geométrico da seção efetiva da fôrma, expressa em milímetros;
- $t_c$  é a altura da laje de concreto acima do topo da fôrma de aço, expressa em milímetros (mm).

Por meio da Equação (2.26) pode ser calculado o momento de inércia da seção homogeneizada ( $I_{x,tr}$ ) quando a posição da linha neutra elástica se encontra na camada de concreto.

$$I_{x,tr} = I_{x,f\hat{o}rma} + A_{F,ef}(d_F - x)^2 + \frac{b_{tr}x^3}{3}$$
(2.26)

Onde:

 $I_{x,f\hat{o}rma}$  é o momento de inércia da fôrma metálica.

#### 2.5.4.2. Posição da linha neutra abaixo da capa de concreto

A posição da linha neutra elástica da seção homogeneizada (x) é calculada conforme Equação (27) para o caso em que se encontra abaixo da capa de concreto (Figura 2.18).



Figura 2.18 - Seção transversal homogeneizada com linha neutra elástica abaixo da laje de concreto. Adaptado de Favarato (2021).

$$b_{tr}t_c\left(x-\frac{t_c}{2}\right) = A_{F,ef}(d_F - x) \text{ para } x > t_c$$
(27)

Então, calcula-se o momento de inércia da seção homogeneizada  $(I_{x,tr})$  através da Equação (2.28).

$$I_{x,tr} = I_{x,f\hat{o}rma} + A_{F,ef}(d_F - x)^2 + \frac{b_{tr}t_c^3}{12} + b_{tr}t_c\left(x - \frac{t_c}{2}\right)^2$$
(2.28)

Finalmente, por meio da Equação (2.29) para lajes mistas do tipo biapoiadas pode ser calculado o valor do deslocamento vertical máximo ( $\delta_{max}$ ) quando submetidas a um carregamento distribuído.

$$\delta_{max} = \frac{5q_{var}L_F^{\ 4}}{384E_s I_{x,tr}}$$
(2.29)

Onde:

 $q_{var}$  é o valor da carga aplicada na laje;

 $L_F$  é o vão teórico da laje.

# 2.6. LAJES MISTAS: ESTADO DA ARTE

Uma revisão do estado da arte sobre lajes mistas revela uma série de estudos que exploram os ensaios de flexão e cisalhamento longitudinal. Esses estudos desempenham um papel fundamental no avanço do conhecimento sobre o comportamento estrutural desses sistemas compósitos e na otimização de sua aplicação na construção civil. Esta revisão teórica tem como objetivo explorar o estado da arte sobre lajes mistas relacionando com os ensaios de cisalhamento direto, fornecendo uma visão abrangente, destacando as vantagens, desafios e avanços relevantes. A análise das referências mais relevantes pode contribuir para um entendimento aprofundado das melhores práticas e tendências futuras no campo das estruturas mistas.

#### 2.6.1. Abas et al. (2013, 2016)

Abas *et al.* (2013, 2016) realizaram estudos pioneiros sobre a resistência e a capacidade de serviço de lajes mistas contínuas com perfis metálicos trapezoidais profundos e concreto reforçado com fibras de aço (SFRC, do inglês: *steel fiber reinforced concrete*). Em 2013, investigaram a performance estrutural de lajes mistas com perfis metálicos sob diferentes condições de carga e confinamento. O estudo focou na interação entre o concreto e a chapa metálica, destacando como a geometria das nervuras e o atrito influenciam a resistência ao cisalhamento longitudinal, e que a incorporação de fibras de aço melhora significativamente a resistência ao cisalhamento e a ductilidade do sistema composto. Este estudo destacou a importância das fibras de aço no controle da fissuração e na melhoria da rigidez da laje. Em 2016, Abas *et al.* ampliaram sua investigação para o comportamento de aderência ao cisalhamento, evidenciando que perfis metálicos mais profundos e a utilização de SFRC aumentam a resistência ao cisalhamento e a durabilidade das lajes mistas. Esses trabalhos são fundamentais para entender como diferentes parâmetros geométricos e materiais afetam a performance estrutural das lajes mistas.

# 2.6.2. Yi et al. (2021)

No trabalho de Yi *et al.* (2021), foram realizados testes de cisalhamento direto em pequenos espécimes compostos usando cargas de *push-off* e *pull-out* horizontais para investigar as propriedades de aderência entre a fôrma de aço reentrante de 0,75 mm de espessura (Bondek) e CRC/CC (CRC: Concreto Reforçado com Fibras, CC: Concreto Convencional) com resistência à compressão de 25 MPa. Os espécimes *push-off* foram testados com e sem força de fixação, enquanto os espécimes de *pull-out* foram testados contra diferentes lados do relevo da chapa.

Yi *et al.* (2021) então concluíram que o tipo de concreto e a resistência à compressão tiveram impacto negligenciável na aderência; a força de fixação melhorou a rigidez inicial; a forma do rebaixo influenciou a adesão química e intertravamento mecânico; e o CRC reduziu a deformação da nervura de aço, mitigando o escorregamento longitudinal. As deformações no aço foram distribuídas principalmente na nervura de aço e não no sofito, com uma tendência descendente nos espécimes de *push-off* e ascendente nos de *pull-out*. O CRC mostrou melhor aderência visualmente e, ao contrário da configuração de *push-off*, a de *pull-out* superestimou a tensão de aderência, não sendo recomendada para futuros estudos de aderência.

## 2.6.3. Chen et al. (2022)

A abordagem adotada por Chen *et al.* (2022) envolveu uma série de ensaios experimentais onde diferentes técnicas de preparação de superfície e métodos de ancoragem mecânica foram explorados para otimizar a aderência entre dois tipos de concreto: Concreto de Alto Desempenho (VH, do inglês: *Very-High*) e Concreto de Ultra-Alto Desempenho (UHPC, do inglês: *Ultra-High Performance Concrete*), e chapa (fôrma) perfilada de aço (PDS, do inglês: *Profiled Deck Sheeting*).

Como conclusões, Chen *et al.* (2022) concluíram que a comparação do concreto convencional com o concreto com fibras revela que, embora a resistência à compressão do concreto possa diminuir com a adição de fibras, há um aumento significativo na resistência à força cortante e na ductilidade, especialmente para chapas de aço perfiladas em formato de pino (DT). As fibras proporcionam maior confinamento após fissuração, duplicando a resistência média à força cortante da mistura com fibras em relação à sem fibras. Em contraste, para chapas trapezoidais (TR), o aumento na resistência é menos expressivo e as fibras não melhoram tanto a interface. A adição de fibras melhora a resistência e a ductilidade para chapas DT, mas tem impacto menor para chapas TR. A presença de agregado graúdo não afeta significativamente a relação  $q/\Delta$  para as chapas, mostrando que seu uso pode reduzir custos e impacto ambiental do concreto, especialmente em misturas sem fibras. Os testes demonstraram que o comportamento das lajes compostas de concreto e aço é controlado pela transferência de cisalhamento e que o teste de cisalhamento em sobreposição único pode ser aplicado para avaliar a aderência entre chapas de aço e concreto.

## 2.6.4. Plans et al. (2023)

O trabalho de Plans *et al.* (2023) apresenta uma nova metodologia de modelagem e simulação para entender a micromecânica entre fôrma de aço e a camada de concreto em testes de flexão e *pull-out* de lajes mistas. Modelos tridimensionais detalhados consideram a profundidade das mossas, espessura do aço e ângulo de inclinação, superando simplificações anteriores. A simulação via método Newton-Raphson, que incorpora não-linearidades dos materiais, mostrou-se consistente com os resultados laboratoriais. Outros modelos, que não consideram não-linearidades, foram parcialmente consistentes e podem ser combinados para reproduzir os testes.

A abordagem robusta permitiu analisar condições paramétricas e fenômenos micromecânicos não observáveis em laboratório. De acordo com Plans *et al.* (2023), essa metodologia permitiu modelar e otimizar o design de lajes mistas e fôrmas de aço sem a necessidade de testes dispendiosos e demorados.

# 2.7. MEF E LAJES MISTAS

O uso do Método dos Elementos Finitos (MEF) para o cálculo estrutural representou um dos avanços mais significativos na engenharia, permitindo análises mais precisas e eficientes para problemas complexos. Nesta seção é apresentado um breve histórico do desenvolvimento e aplicação do MEF no cálculo de lajes mistas.

O MEF começou a ganhar notoriedade na década de 1950, com os trabalhos pioneiros de Ray W. Clough, que introduziu o termo "Finite Element Method" em 1960 (CLOUGH, 1960). Inicialmente, o método foi aplicado principalmente em análises de problemas de engenharia aeroespacial e mecânica, devido à sua capacidade de lidar com geometrias complexas e materiais heterogêneos (ZIENKIEWICZ & TAYLOR, 1977).

As primeiras aplicações em estruturas civis começaram nos anos 1960 e 1970, quando o MEF começou a ser aplicado especialmente em análises de estruturas reticuladas e contínuas (ZIENKIEWICZ, 1967). As lajes mistas, que combinam concreto e aço para formar um sistema estrutural eficiente e econômico, representavam um desafio devido à interação entre materiais com diferentes propriedades mecânicas. O MEF oferecia uma maneira de modelar essa interação de forma precisa, capturando os efeitos de aderência e transferência de cargas entre o aço e o concreto (JOHNSON, 2018).

# 2.7.1. Evolução e aplicação específica em lajes mistas

Durante os anos 1980, o MEF começou a ser utilizado especificamente no cálculo de lajes mistas. Os estudos focavam em entender melhor a transferência de cisalhamento entre a laje de concreto e a chapa de aço perfilada. As primeiras modelagens eram simplificadas, muitas vezes limitadas por restrições computacionais. No entanto, esses estudos foram fundamentais para estabelecer as bases teóricas e práticas para a aplicação do MEF em lajes mistas (OEHLERS & BRADFORD, 2013).

Nos anos 1990, com o avanço das capacidades computacionais, o MEF começou a ser aplicado de maneira mais robusta e detalhada em lajes mistas. Pesquisas começaram a incluir efeitos não lineares, tanto físicos quanto geométricos, nas análises. Isso permitiu a modelagem mais precisa de comportamentos complexos, como a plastificação do aço e a fissuração do concreto (CHEN & ATSUTA, 2007). Além disso, estudos começaram a explorar a influência de diferentes tipos de conectores de cisalhamento, aspecto fundamental no desempenho das lajes mistas (BASKAR & SHANMUGAM, 2003).

Conforme os estudos de Dall'Asta & Zona (2002), a partir dos anos 2000, o MEF consolidou-se como a principal ferramenta para a análise de lajes mistas em projetos de engenharia. O foco das pesquisas se voltou para a validação dos modelos numéricos com base em resultados experimentais, permitindo uma calibração mais precisa dos modelos e aumentando a confiança nas previsões feitas pelo MEF. Modelos tridimensionais começaram a ser usados com mais frequência, permitindo uma análise mais detalhada das interações entre o concreto e o aço, bem como a inclusão de fenômenos como a redistribuição de esforços e o comportamento pós-fissuração.

Nos anos 2010, o uso do MEF em lajes mistas se tornou padrão na indústria, com *softwares* comerciais avançados incorporando funcionalidades específicas para esse tipo de análise (CHEN & SHI, 2011). O desenvolvimento de métodos híbridos, combinando o MEF com outras técnicas de simulação e otimização, permitiu análises mais rápidas e detalhadas. Estudos recentes continuam a explorar novas formas de modelagem, incluindo efeitos dinâmicos e de fadiga, além de investigar o desempenho de novos materiais e técnicas

construtivas, como o uso de concretos de ultra-alta performance (UHPC) e fibras (NIE & CAI, 2003).

Atualmente o MEF é essencial para a análise e design de lajes mistas, especialmente em projetos complexos como edifícios de grande altura e pontes. Pesquisas atuais continuam a expandir as capacidades do MEF, explorando o comportamento de lajes mistas sob diferentes condições de carga, ambientes extremos e impactos dinâmicos. A integração do MEF com técnicas de otimização estrutural e design paramétrico está abrindo novas possibilidades para o design inovador e eficiente de lajes mistas.

O histórico do uso do Método dos Elementos Finitos no cálculo de lajes mistas reflete o avanço contínuo da engenharia estrutural. Desde as primeiras aplicações simplificadas até as modelagens avançadas e precisas dos dias atuais, o MEF provou ser uma ferramenta indispensável para entender e prever o comportamento de lajes mistas, permitindo o desenvolvimento de soluções estruturais seguras, eficientes e inovadoras.

# 2.7.2. Estado da arte para aplicação do Método dos Elementos Finitos no cálculo de lajes mistas

O uso de lajes mistas com fôrmas de aço teve início em 1938, quando a empresa H.H. Robertson introduziu um sistema conhecido como "viga *keystone*". Este sistema era um pavimento celular utilizado principalmente em construções de edifícios de pequeno porte, onde a fôrma metálica não tinha a função estrutural. A ideia de transferir esforços longitudinais entre o concreto e a fôrma metálica surgiu com a Granco Steel Products, que desenvolveu uma solução ao combinar fôrmas de aço com arames soldados transversalmente às nervuras. Esse avanço permitiu a criação de uma ação composta entre o aço e o concreto. O produto resultante, chamado "Cofar", rapidamente se tornou popular, trazendo uma significativa redução de custos nos sistemas de pavimentação em concreto (YOUNG & EASTERLING, 1990).

No final dos anos 50 e início dos anos 60, as mossas e reentrâncias internas das fôrmas de aço começaram a ser utilizadas como substitutos dos arames soldados, que até então serviam como dispositivos para a transferência de cisalhamento horizontal. Para atender a essa demanda, diversos fabricantes passaram a desenvolver suas próprias versões de fôrmas de aço. Naquela época, não havia normas padronizadas para o projeto dessas fôrmas, o que obrigava os fabricantes a verificar de forma independente a adequação de suas

concepções. Essa verificação era frequentemente realizada por meio de extensivos testes laboratoriais, conforme descrito por Young & Easterling (1990).

Em 1967, o American Iron and Steel Institute deu início a um projeto de investigação abrangente na Iowa State University (ISU), cujo objetivo era estudar as características comportamentais e desenvolver uma norma de projeto para sistemas de pavimentos compostos de concreto armado com deck de aço. Paralelamente, a Universidade de West Virginia também conduziu estudos independentes com objetivos similares, conforme relatado por Luttrell & Prasannan (1984).

Com o passar do tempo, ficou evidente que a realização de ensaios laboratoriais se tornava cada vez mais onerosa, devido à necessidade de variar parâmetros e, consequentemente, à diversidade de protótipos necessários para alcançar resultados satisfatórios. Em vista disso, análises numéricas, quando baseadas em resultados experimentais devidamente calibrados e validados, surgiram como uma alternativa viável à realização de mais ensaios físicos (SHOBAKI, 2000). Com o avanço das tecnologias computacionais, alguns pesquisadores passaram a se concentrar na calibração de modelos numéricos em diferentes programas, tornando o método dos elementos finitos uma alternativa promissora para reduzir a necessidade de ensaios físicos adicionais.

Nesse contexto, Daniels e Crisinel (1993) relataram o uso pioneiro do método dos elementos finitos para a realização de estudos em lajes mistas. Os autores também realizaram estudos com ensaios de cisalhamento direto, como mencionado anteriormente. Em seu trabalho, utilizaram um elemento de viga onde as ligações entre o aço e o concreto foram modeladas utilizando mossas e ancoragens de extremidade, definidas com base em aproximações derivadas de dados experimentais de ensaios de carga-deslizamento. No entanto, essa abordagem apresentava limitações, como a falta de uma representação precisa das mossas, em grande parte devido às limitações dos recursos computacionais disponíveis na época.

Os estudos de Veljkovic (1996) exploraram extensivamente o comportamento e a resistência de lajes mistas por meio de experimentos e análises por elementos finitos. O estudo focou na interação entre o aço e o concreto, avaliando como as fissuras no concreto e as características dos conectores de cisalhamento afetam a capacidade de carga das lajes. A modelagem utilizada envolveu a criação de modelos numéricos complexos que representavam fielmente a geometria e as propriedades dos materiais das lajes mistas. O modelo foi desenvolvido para capturar com precisão os efeitos das fissuras no concreto e a interação entre as superfícies do aço e do concreto. Foram usados uma variedade de elementos finitos para representar diferentes componentes da estrutura, como elementos de viga para o aço e elementos de sólido para o concreto, integrando também as características dos conectores de cisalhamento.

O estudo incluiu a validação dos modelos numéricos através da comparação com dados experimentais obtidos de testes de laboratório. Esta validação foi relevante para garantir a precisão dos modelos e para ajustar os parâmetros de entrada, como as propriedades de aderência e atrito entre os materiais. Também foram introduzidos novos conceitos e técnicas de modelagem, como o uso de um novo dispositivo de teste para avaliar a resistência ao travamento mecânico e o impacto das fissuras nas propriedades de cisalhamento das lajes. Veljkovic (1996) conseguiu gerar dados experimentais detalhados que ajudaram a calibrar e ajustar os modelos numéricos, aprimorando a precisão das simulações e a confiabilidade das previsões sobre o desempenho das lajes mistas.

Em decorrência das limitações computacionais, Shobaki (2000) desenvolveu modelos de lajes mistas tanto em escala real, Figura 2.19 (a), quanto em escala reduzida, Figura 2.19 (b). No modelo em escala real, a geometria das mossas não foi incluída, sendo a resistência ao corte longitudinal modelada indiretamente através da calibração de um coeficiente de atrito utilizando o *software* ANSYS. No modelo em escala reduzida, foi possível modelar a geometria de uma única mossa, mas com um tipo de carregamento simplificado, diferente do carregamento obtido em ensaios de flexão em quatro pontos.



(a)

(b)

Figura 2.19 – Modelos em escala real (a) e em escala reduzida (b) (adaptado de SHOBAKI, 2000).

Chen e Shi (2011) aplicaram os elementos TARGET173 e CONTACT170 no ANSYS para suas simulações, como ilustrado na Figura 2.20. De forma semelhante ao estudo de Shobaki (2000), a modelagem das mossas foi omitida. Em vez disso, o impacto das mossas foi representado indiretamente por meio do contato e atrito das superfícies planas. Para validar e ajustar os modelos de elementos finitos, foram utilizados dados de ensaios de arrancamento e flexão.



Figura 2.20 – Modelo em elementos (adaptado de CHEN & SHI, 2011).

Gholamhoseini *et al.* (2014) utilizaram o *software* Atena 3D para realizar uma modelagem em escala real de uma laje mista com uma única nervura, como mostra a Figura 2.21. Neste estudo, as mossas da chapa de aço não foram modeladas diretamente. Para simular o contato entre a fôrma de aço e o concreto, foi implementado um material de interface que seguia o critério de Mohr-Coulomb com resistência ao cisalhamento. A relação constitutiva foi definida considerando as tensões atuantes nos planos da interface e os deslocamentos relativos de deslizamento e abertura entre as superfícies em contato, abordando o comportamento bidimensional da interação entre os materiais.



Figura 2.21 – Modelo em escala real (adaptado de GHOLAMHOSEINI et al., 2014).

Silva e Silva (2019) realizaram um estudo com protótipos em escala real, onde modelaram uma laje mista utilizando elementos de casca plana, viga e interface para a discretização. A interface aço-concreto foi representada por dois tipos de elementos de interface: um conectando dois elementos de casca plana e outro ligando o elemento de viga ao de casca. Para simular a ligação entre o aço e o concreto, aplicaram uma curva linear que representava uma conexão rígida, com alta rigidez para simular o contato nas direções transversal e vertical, garantindo uma ligação total entre os materiais, como mostra a Figura 2.22:



Figura 2.22 – Protótipo em escala real (adaptado de SILVA & SILVA, 2019).

Santos e Malite (2019) realizaram uma simulação detalhada utilizando o método dos elementos finitos no *software* ABAQUS para investigar o comportamento de lajes mistas em escala real, utilizando fôrma de aço brasileira, como ilustrado na Figura 2.23. Nesse modelo, embora a geometria das mossas não tenha sido representada, o estudo se destacou pela abordagem rigorosa adotada para simular o contato entre a fôrma e o concreto. Para garantir a precisão dos resultados, foi utilizado um coeficiente de atrito, que foi cuidadosamente calibrado com base em dados experimentais, permitindo uma representação fiel da interação entre os materiais. A escolha de não modelar as mossas diretamente, mas de simular o comportamento do contato através de parâmetros ajustados, mostra uma estratégia eficaz para lidar com as limitações computacionais, mantendo a confiabilidade do modelo em prever o desempenho estrutural da laje mista.



Figura 2.23 – Modelo desenvolvido em escala real (adaptado de SANTOS & MALITE, 2019).

Soltanalipour *et al.* (2022) conduziram uma análise detalhada de lajes mistas em escala real utilizando o *software* ANSYS, com uma atenção especial na modelagem explícita das mossas, essencial para capturar com precisão a interação entre o aço e o concreto. No estudo, foi empregada uma chapa de aço amplamente utilizada na construção civil espanhola, fabricada com o aço S320, em conformidade com as normas europeias. A modelagem envolveu não apenas a definição minuciosa da geometria das mossas, mas também o uso de elementos de contato e um coeficiente de atrito para simular a interação física entre os materiais. Para garantir a precisão dos resultados, os modelos numéricos foram calibrados rigorosamente com base em ensaios experimentais.

Os autores concentraram sua análise na comparação entre lajes mistas que utilizam fôrmas trapezoidais e reentrantes, explorando como essas diferentes geometrias influenciam o desempenho estrutural das lajes. Apesar de não focarem diretamente na resistência ao cisalhamento último, comumente associada ao método m-k, o estudo forneceu contribuições valiosas sobre as variações no comportamento estrutural resultantes das diferentes configurações de fôrma, contribuindo para um entendimento mais profundo do impacto dessas variáveis no projeto e na segurança das estruturas. Além disso, o trabalho de calibração com ensaios experimentais reforçou a robustez dos modelos numéricos desenvolvidos, garantindo que as simulações pudessem ser aplicadas de forma confiável em situações reais.



Figura 2.24 – Modelo com representação real das mossas (adaptado de SOLTANALIPOUR *et al.*, 2022).

O estudo de Mello *et al.* (2023) teve como objetivo o estudo do modo de ruptura por cisalhamento longitudinal em lajes mistas por meio do MEF considerando comportamento não linear físico e geométrico dos materiais. A metodologia utilizada por Soltanalipour *et al.* (2022) foi adaptada para as simulações de ensaios de flexão em quatro pontos em lajes mistas realizadas no *software* ANSYS, sendo o diferencial a modelagem explícita das mossas para se adequar aos modelos em aço ZAR280 disponíveis no Brasil. Também foi estimada a resistência última ao cisalhamento longitudinal para obtenção dos coeficientes *m-k*, e foi avaliada a influência dos parâmetros que afetam o modo de ruptura devido ao cisalhamento longitudinal de lajes mistas. O modelo realizado por Mello et al. (2023) pode ser visto na Figura 2.25.



Figura 2.25 – Modelo com representação real das mossas (adaptado de MELLO *et al.*, 2023).

O trabalho de Mello *et al.* (2023) mostrou que o uso de simetrias e módulos repetíveis reduz significativamente o custo computacional, permitindo variações na geometria da fôrma de aço para acomodar irregularidades. A comparação dos coeficientes *m-k* com a literatura para outras fôrmas trapezoidais foi satisfatória, com os pontos observados caindo dentro dos limites conhecidos. A análise de regressão mostrou um bom ajuste ( $R^2 = 0.94$ ), ressaltando que para resultados mais precisos devem ser feitas calibrações com resultados experimentais, este último estando fora do escopo do referido trabalho. Importante destacar que nas simulações realizadas não foi considerada aderência química, podendo ser desprezível em relação à carga última. Os parâmetros que mais influenciaram a carga última foram a altura da laje, o vão de cisalhamento, a espessura da chapa de aço e o coeficiente de atrito, enquanto a resistência do concreto e a tensão de escoamento do aço tiveram menor impacto.

## 2.8. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, foram abordadas as principais características de lajes mistas, bem como aspectos de dimensionamento, contemplando normas brasileiras e internacionais, métodos de cálculo, ensaios experimentais, características dos materiais, bem como as interações entre a fôrma de aço e o concreto, e finalizando com o estudo do estado da arte.

Os estudos realizados destacaram a importância da interação entre a fôrma de aço e o concreto nas lajes mistas, oferecendo valiosas contribuições para o presente trabalho.

A pesquisa evidenciou a influência de parâmetros geométricos e a aplicação de técnicas avançadas de modelagem computacional como elementos fundamentais para a otimização dos projetos de lajes mistas. Destaca-se também a praticidade e a objetividade dos ensaios de cisalhamento direto, oferecendo informações importantes para os cálculos e projetos de lajes mistas, podendo ser aplicados para projetos otimizados de fôrmas (*decks*).

Também foi possível uma melhor compreensão a respeito da utilização do método dos elementos finitos (MEF) para o cálculo e análise em lajes mistas, tratando de forma breve e objetiva o estado da arte. Os estudos de Soltanalipour *et al.* (2022) e Mello *et al.* (2023), por terem estudado previamente o tema e serem estudos recentes, forneceram contribuições essenciais para o presente trabalho, que propõe uma abordagem diferente e adaptada para o ensaio tipo *push-out* e para modelagem computacional.

Assim, este capítulo estabeleceu base sólida para o estudo aprofundado dos temas relacionados às lajes mista, preparando para as investigações subsequentes na dissertação. No próximo capítulo será detalhada a metodologia realizada, desde a idealização do modelo, execução dos ensaios e também as simulações numéricas pelo MEF, bem como todos os detalhes dos processos envolvidos.

# 3. METODOLOGIA EXPERIMENTAL

A metodologia do presente trabalho pode ser dividida em uma parte experimental, tratada no presente capítulo, que descreve como foram executados os espécimes, caracterização dos materiais e execução dos ensaios de *push-out*, e a parte de simulação numérica pelo método dos elementos finitos, tratada no próximo Capítulo (4). O fluxograma da metodologia experimental pode ser visto na Figura 3.1.



Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia experimental.

#### 3.1. MODELO EXPERIMENTAL

Utilizando como base os estudos realizados, iniciou-se o planejamento do ensaio, mais precisamente do modelo a ser realizado. Inspirado em modelos da literatura, como o de Daniels e Crisinel (1993), denominado por *pull-out*, onde uma carga axial de tração é aplicada nas placas de aço enquanto os blocos de concreto são apoiados. O modelo de Stark (1978) também serviu de inspiração para o presente trabalho, sendo chamado de *push-out*, o qual é apoiado enquanto uma carga axial de compressão é aplicada na superfície do concreto. Os modelos mencionados podem ser vistos na Figura 2.13.

Nos modelos citados, os autores aplicaram cargas transversais, sendo que no modelo de Daniels e Crisinel (1993), Figura 2.13 (a), a aplicação é mais simples, pois é feita

uma superfície plana de concreto, e no modelo de Stark (1978), Figura 2.13 (b), é mais complicado devido à geometria da fôrma.

Em relação à aplicação de cargas axiais, no modelo de Daniels e Crisinel (1993), Figura 2.13 (a), é um pouco complexo devido à geometria da fôrma, mas os apoios proporcionam maior rigidez, enquanto no modelo de Stark (1978), Figura 2.13 (b), a aplicação da carga axial é mais simples, pois é aplicada na superfície de concreto, porém nos apoios, as fôrmas podem sofrer deformações e não suportar as cargas. Os modelos dispostos horizontalmente, como mostrado na Figura 2.13 (c) e (d), têm as vantagens de serem mais simples, mas também apresentam desvantagens, como a possibilidade de tendência à rotação devido à excentricidade.

O modelo numérico idealizado por Silva *et al.* (2024) para os ensaios de *push-out* ofereceu importantes contribuições, indicando que as simulações reproduziram com razoável precisão o comportamento estrutural, fornecendo resultados dentro dos parâmetros encontrados na literatura, tanto para simulações como para ensaios, servindo como base fundamental para o presente estudo.

# 3.1.1. Configuração do Push-out

O modelo idealizado pode se apoiar em uma superfície horizontal sem a necessidade de aparato para estabilização, permitindo também facilidade na aplicação de cargas transversais devido à sua superfície plana de concreto. A carga axial que gera cisalhamento na interface entre a fôrma e o concreto é aplicada em uma superfície regular, embora com algumas imperfeições no concreto, que são compensadas por uma camada de Neoprene. O modelo foi projetado de forma que fosse mais simples e prático de ser executado, com a utilização de perfis do tipo "U" (150x50x17x2) enrijecidos no apoio e na parte superior, unidos pelas duas fôrmas, proporcionando maior rigidez no apoio, evitando deformações, onde as fôrmas se apoiam em uma superfície, e também uma área de apoio maior, para maior estabilidade vertical a escolha de um modelo simétrico ocorreu para evitar excentricidade. A vista isométrica do modelo e suas vistas laterais V-A e V-B são mostradas na Figura 3.2 e Figura 3.3.







Figura 3.3 – Vistas V-A e V-B, medidas em milímetros (mm).

O espécime consiste em dois módulos de lajes dispostos de forma espelhada, cada um representando uma laje, unindo os módulos, um perfil "U" enrijecido  $(150\times50\times17\times2mm)$ , fornecendo estabilidade e suporte para as lajes enquanto uma carga distribuída é aplicada aos blocos de concreto. As dimensões da área de concreto do espécime são 430 mm de largura por 400 mm de altura, resultando em uma área de 0,172 m<sup>2</sup>. A configuração experimental e a legenda dos componentes podem ser vistas na Figura 3.4.


Figura 3.4 – Configuração do ensaio e legenda de componentes.

## 3.1.2. Execução do Modelo – Produção dos Espécimes

Todas as atividades de produção e concretagem foram realizadas no Laboratório de Estruturas (LABEST) da UnB. O concreto utilizado nos espécimes foi tipo usinado com as seguintes especificações:  $f_{ck} = 35$  MPa, *slump*  $12 \pm 2$  cm. Para caracterização do concreto, foram moldados três corpos de prova cilíndricos conforme a ABNT NBR 5738 (ABNT, 2016). Na Figura 3.5 (a) se pode ver os caminhões betoneira e bomba, e na Figura 3.5 (b) a medição do *slump* antes de iniciar a concretagem dos espécimes.



Figura 3.5 – Concreto usinado: (a) caminhão betoneira e bomba, (b) medição do *slump*.

Os corpos de prova produzidos possuem armadura de distribuição com tela soldada 15 cm  $\times$  15 cm,  $\emptyset = 5$  mm, foram concretados com o concreto usinado mencionado e o adensamento realizado com auxílio de vibrador. Foram produzidas nove unidades, sendo três para cada espessura de fôrma (0,80 mm, 0,95 mm e 1,25 mm).

A fôrma utilizada neste trabalho foi a Polydeck 59S (CATÁLOGO TÉCNICO POLYDECK 59S, 2016), cujo fabricante informa em seu catálogo que o material constituinte é ZAR 280 ( $f_y$  = 280 MPa e  $f_u$  = 380 MPa), sendo disponibilizada nas espessuras: 0,80 mm, 0,95 mm e 1,25 mm. A geometria da fôrma utilizada pode ser vista na Figura 3.6:



Figura 3.6 – Especificações da fôrma Polydeck 59S, medidas em mm (adaptado de SILVA *et al.*, 2024).

Os espécimes foram construídos usando fôrmas de compensado de espessura 14 mm, projetadas para receber o concreto. Nas Figura 3.7 (a) e (b) se pode ver um espécime antes e depois da concretagem, respectivamente:





Figura 3.7 – Moldagem dos corpos de prova: (a) antes da concretagem, (b) após a concretagem.

Foram construídos três corpos de prova para cada espessura de fôrma: 0,80 mm, 0,95 mm e 1,25 mm, utilizando concreto convencional (RC), totalizando nove unidades. A relação dos corpos de prova construídos pode ser vista na Tabela 3.1.

Concreto convencional - RC				
e = 0,80  mm	<i>e</i> = 0,95 mm	<i>e</i> = 1,25 mm		
RC-080-01	RC-095-01	RC-125-01		
RC-080-02	RC-095-02	RC-125-02		
RC-080-03	RC-095-03	RC-125-03		

A primeira parte da nomenclatura dos corpos de prova indica tipo de concreto: RC: concreto convencional (do inglês: *Reinforced Concrete*). A segunda parte da nomenclatura se refere à espessura da fôrma, e a última parte, o número se refere ao número da amostra, de um a três, pois são três unidades de cada tipo.

Todos os processos de construção e concretagem dos corpos de prova *push-out* e dos corpos de prova cilíndricos para realização dos ensaios de caracterização do concreto à compressão, bem como os processos de calibração para cargas horizontais foram realizados no Laboratório de Estruturas da UnB (LABEST).

Durante a construção dos corpos de prova, as fôrmas de aço foram cortadas seguindo comprimento e largura definidos, conforme Figura 3.3, então foram cortadas sucessivamente ao longo do comprimento, Figura 3.8 (a), porém esta medida não foi compatível com a distribuição das mossas, que segue o padrão do menor módulo repetível, Figura 3.8 (b):



Figura 3.8 – (a) Fôrma Polydeck 59S (CATÁLOGO POLYDECK 59S, 2023), (b) menor módulo repetível. Adaptado de Mello *et al.* (2023).

Por essa razão os corpos de prova tiveram variações na posição do concreto em relação à forma na altura, conforme Figura 3.9 (a). Isso ocorreu porque a peça de fechamento do fundo da fôrma teve de ser instalada ao longo de uma linha sem mossas, conforme Figura 3.9 (b).



Figura 3.9 – Vista lateral do espécime (a), disposição do fundo da fôrma ao longo da largura do *deck* (b).

Para evitar essa variação, as fôrmas deveriam ter sido cortadas considerando sempre a mesma disposição das mossas, entretanto isso demandaria mais material, pois sempre haveria uma parte perdida.

# 3.1.3. Carga Axial (Vertical)

A carga axial é aplicada por meio de uma configuração rotulada (Figura 3.4 D) no ponto de contato com o atuador (Figura 3.4 A), onde uma célula de carga (Figura 3.4 C) é instalada. Logo abaixo, três perfis "I" (Figura 3.4 E) são posicionados, um transversalmente e dois ao longo da área de concreto acima de dois tubos de metal (Figura 3.4 H) soldados a uma placa de aço de 16 mm de espessura (Figura 3.4 I). Os tubos são dispostos e soldados de modo que seu centro se alinhe com a linha do centro de gravidade da área de concreto, conforme mostrado na Figura 3.10.



Figura 3.10 - Disposição das placas e dos tubos (medidas em mm).

Os tubos de aço com diâmetro de 75 mm e altura de 100 mm foram testados para determinar sua resistência à compressão, garantindo que não falhariam durante os testes e poderiam suportar as cargas de forma estável.

Os testes de compressão foram conduzidos em dois tubos, onde o primeiro resistiu a 94,59 kN e o segundo a 92,33 kN, com velocidade de aplicação de força de 19,98 kN/s, usando a máquina de testes EMIC DL 30000 no Laboratório de Ensaios de Materiais (LEM) da UnB. Na Figura 3.11 (a) se pode ver o ensaio de compressão no tubo, e na Figura 3.11 (b) os tubos após os testes.



**(a)** 

**(b)** 

Figura 3.11 – Ensaio de compressão no tubo (a) e tubos após ensaios (b).

Como a intenção era usar quatro tubos, e cada tubo suportou mais de 90 kN, os quatro tubos, dois para cada módulo de laje, certamente suportariam 360 kN, uma carga relativamente alta para os testes, em que a carga máxima foi estimada em 100 kN. Portanto, concluiu-se que os tubos suportariam os ensaios sem problemas.

# 3.1.4. Carga Horizontal

Para representar o peso próprio e cargas variáveis sobre as lajes em condições de uso e ocupação, foi projetado um sistema de aplicação de carga onde foi possível calibrar a carga aplicada com base no torque utilizado para apertar as porcas nas hastes roscadas.

Primeiramente, foi utilizada uma célula de carga no centro da camada de concreto, que foi pressionada pelo sistema de aplicação de carga horizontal. Em seguida, as porcas foram apertadas gradativamente, e a carga de compressão sobre a célula de carga foi

observada utilizando o sistema de aquisição. Assim, as porcas foram apertadas com controle de torque, calibrado utilizando uma chave dinamométrica digital modelo TQA2 – 030, com faixa de torque de 0,3 a 30 N·m. Todas as porcas de um lado foram soldadas aos seus respectivos tubos retangulares, então o torque foi aplicado do outro lado, como mostra a Figura 3.12 (a), e o torque calibrado na Figura 3.12 (b).



**(a)** 

**(b)** 

Figura 3.12 – Calibração da carga horizontal: (a) vista lateral; (b) detalhe do torquímetro utilizado.

Foram realizadas quatro repetições de aperto nas porcas (R01 a R04), todas seguindo a mesma sequência, e foi criada a seguinte tabela de carga horizontal em função do torque da porca, conforme mostrado na Tabela 3.2.

R-01	R-02	R-03	R-04	Média
Carga (kN)	Carga (kN)	Carga (kN)	Carga (kN)	Carga (kN)
0,53	0,53	0,56	0,48	0,52
0,67	0,70	0,73	0,59	0,67
0,79	0,95	0,98	0,81	0,88
1,01	1,07	1,07	1,07	1,06
1,20	1,32	1,49	1,15	1,29
1,40	1,68	1,54	1,40	1,50
	R-01 Carga (kN) 0,53 0,67 0,79 1,01 1,20 1,40	R-01R-02Carga (kN)Carga (kN)0,530,530,670,700,790,951,011,071,201,321,401,68	R-01R-02R-03Carga (kN)Carga (kN)Carga (kN)0,530,530,560,670,700,730,790,950,981,011,071,071,201,321,491,401,681,54	R-01R-02R-03R-04Carga (kN)Carga (kN)Carga (kN)Carga (kN)0,530,530,560,480,670,700,730,590,790,950,980,811,011,071,071,071,201,321,491,151,401,681,541,40

Tabela 3.2 – Tabela da carga em função do torque na porca.

Para as lajes em estudo, com espessura de 110 mm, o peso próprio é de: 1,94 kPa para o tabuleiro com espessura de 0,80 mm, 1,97 kPa para o tabuleiro com espessura de 0,95 mm e 1,99 kPa para o tabuleiro com espessura de 1,25 mm (ARCELORMITTAL, 2023). Considerando uma carga variável de 3,00 kPa, as cargas totais são: 4,94 kPa, 4,97 kPa e 4,99 kPa, respectivamente.

Multiplicando a carga por unidade de área pela área de concreto: 4,97 kPa ×  $0,172 \text{ m}^2 = 0,8548 \text{ kN}$ , ou aproximadamente 0,85 kN. Dessa forma, para atingir uma carga horizontal de 0,85 kN, foi definido um torque de 0,50 N·m, onde a carga média para esse torque é de 0,88 kN. Vale ressaltar que o aperto seguiu uma ordem específica, sempre alternando os lados, e o torque final foi atingido em duas etapas: a primeira com torque de 0,35 N·m em todas as porcas e a segunda com torque final de 0,50 N·m em todas as porcas. Esses procedimentos de calibração de torque foram realizados para todos os espécimes.

## 3.1.5. Dispositivos Utilizados

A aquisição de dados foi realizada utilizando o dispositivo DAS Spider 8 600 Hz, fabricado pela HBM Test and Measurement, mostrado na Figura 3.13. Os dados adquiridos foram processados e armazenados utilizando o *software* Catman 4.5 (Catman Data Acquisition), permitindo a leitura contínua da força aplicada e dos deslocamentos dos corpos de prova.



Figura 3.13 – DAS Spider 8.

O primeiro teste foi conduzido usando uma célula de carga, quatro LVDTs e dois mini LVDTs. No entanto, devido a uma falha no sistema de aplicação de carga, este teste foi descartado e a configuração do teste foi modificada. A partir do segundo teste, dois *strain gauges* foram adicionados, um em cada haste roscada central, e os minis LVDTs foram removidos. A instrumentação de teste incluiu LVDTs (transdutores de deslocamento) para medir o deslocamento da camada de concreto em relação à fôrma (*deck*). Foram utilizados quatro LVDTs, dois de cada lado de cada camada de concreto. Os LVDTs foram presos a braços magnéticos fixados no perfil metálico que conecta as duas fôrmas que constituem o espécime (ver Figura 3.4). Também foram instalados extensômetros elétricos unidirecionais do tipo KFGS-5-120-C1-11 (5 mm × 1,4 mm) para medir as deformações nas hastes roscadas centrais do sistema de aplicação de carga horizontal. Com as deformações medidas em duas hastes roscadas foi possível estimar a variação da força lateral ao longo do ensaio.

Para aferir a carga aplicada, foi utilizada uma célula de carga HBM com capacidade de carga de 500 kN. A célula de carga foi previamente calibrada na máquina de ensaios universal EMIC DL 30000, instalada no Laboratório de Ensaios de Materiais (LEM) da UnB.

A configuração do ensaio foi realizada conforme Figura 3.4, e a disposição dos dispositivos obedeceu ao exposto na Figura 3.14.



Figura 3.14 – Disposição dos dispositivos, vista superior.

Sendo os quatro LVDTs representados com números: LVDT-1, LVDT-2, LVDT-3 e LVDT-5; e os dois *strain gages* como norte e sul: SG-N e SG-S.

# 3.2. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

Esta parte do trabalho consiste na caracterização dos materiais constituintes utilizados: concreto e fôrma de aço.

# 3.2.1. Caracterização do Concreto

Para caracterizar o concreto, foram realizados ensaios de compressão conforme a ABNT NBR 5739:2018 – Concreto – Ensaio de Compressão de Corpos de Prova Cilíndricos (ABNT, 2018), que define o método de ensaio para determinação da resistência à compressão de corpos de prova cilíndricos de concreto moldados conforme a ABNT NBR 5738:2015 Versão Corrigida: 2016 - Concreto - Procedimento para Moldagem e Cura de Corpos de Prova (ABNT, 2016). Segundo a norma, a quantidade de amostras de concreto deve ser no mínimo três unidades para cada 25 m<sup>3</sup> de concreto. Foram utilizados três corpos de prova, portanto a quantidade de amostras é mais que suficiente para contemplar volume de 0,216 m utilizados nos corpos de prova para os ensaios de *push-out*.

A análise do concreto no estado endurecido foi realizada após vinte e oito dias concretagem, sendo a cura realizada de forma submersa em água e retirados aproximadamente cinco horas antes dos ensaios. Importante ressaltar que antes da realização dos ensaios de compressão os corpos de prova foram devidamente retificados, onde o processo de retificação e alguns corpos retificados podem ser vistos na Figura 3.15.



(a)



Figura 3.15 – Corpos de prova para ensaios de determinação da resistência à compressão do concreto: (a) retificação de corpo de prova, (b) corpos de prova retificados.

Os testes de compressão foram realizados no Laboratório de Ensaio de Materiais da UnB (LEM), como mostra a Figura 3.16.



Figura 3.16 – Ensaio de compressão de corpo de prova de concreto.

Para caracterização do concreto convencional foram feitos ensaios de compressão axial conforme descrito em 3.2.1. O modo de elasticidade foi calculado de acordo com a ABNT NBR 8522-1 (ABNT, 2021), a partir dos resultados dos ensaios de compressão. A falha à compressão no concreto convencional ocorreu com a desagregação de partículas ou partes e algumas fraturas em agregados graúdos, sendo os resultados dispostos de forma sucinta na Tabela 3.3.

	Corpo de prova	Carga(tf):	Média (tf):	f <sub>cm</sub> (MPa)	Desv. Padr. (MPa)	<i>f<sub>ck</sub></i> (MPa)	Ec (GPa)
Concroto	CP 01	31,86					
convencional	CP 02	36,33	34,45	41,81	2,32	37,99	34,52
	CP 03	35,16					

Tabela 3.3 – Resultados dos ensaios a compressão no concreto.

Os resultados das caracterizações do concreto e do aço da fôrma (mencionado em 3.2.2) foram utilizados para as simulações dos ensaios *push-out* modelados pelo método dos elementos finitos e comparados com os resultados dos ensaios realizados.

#### 3.2.2. Caracterização do Aço da Fôrma (deck)

A caracterização do aço da fôrma foi realizada por Mello *et al.* (2023) no Laboratório de Mecânica da Universidade de Brasília, sendo feita experimentalmente a partir de amostras de ensaio da mesa da fôrma de aço, evitando a região dos esforços longitudinais.

A Figura 3.17 mostra a curva de tensão versus deformação obtida a partir dos ensaios de tração. Observou-se que a tensão de escoamento das amostras ensaiadas ficou acima do valor nominal de 280 MPa, alcançando aproximadamente 320 MPa. Essa curva exibe um curto patamar plástico seguido por um padrão de encruamento, característico dos aços empregados em seções formadas a frio. Portanto, foi adotado o valor de 320 MPa com uma curva elástico-perfeitamente plástica nas simulações realizadas (MELLO *et al.*, 2023).



Figura 3.17 – Curva tensão-deformação do ensaio de tração no ZAR 280, (MELLO *et al.*, 2023).

# 3.3. EXECUÇÃO DOS ENSAIOS PUSH-OUT

A execução dos ensaios se deu com o deslocamento dos espécimes até o local, onde foram centralizados com o pistão do atuador hidráulico instalado no pórtico, com o auxílio de *laser*. O aparato de aplicação da carga horizontal era instalado. Dando continuidade à preparação do espécime, foram feitas as instalações dos dispositivos de medição, como os LVDTs e os *strain gages*, sendo estes últimos instalados nas duas barras roscáveis centrais para análises a respeito da carga horizontal.

A preparação envolveu a fixação de quatro bases magnéticas para sustentação dos LVDTs, sendo instaladas no perfil U superior, e sua fixação ainda contou com reforço

por meio de chapas de alumínio e sargentos. A configuração do ensaio está esquematizada na Figura 3.4, e uma imagem real pode ser vista na Figura 3.18.



Figura 3.18 – Configuração do ensaio de *push-out*, montagem e nivelamento.

Todos os ensaios *push-out* foram realizados com taxa de aplicação de carga vertical de 0,3 kN/s e a frequência de aquisição de dados foi de 1 Hz. Durante a montagem dos ensaios, alguns ajustes precisaram ser feitos devido à diferença nas alturas dos concretos dos módulos (3.1.2). Foi necessária utilização de chapas de aço para fazer o nivelamento da viga de apoio superior. Alguns corpos de prova apresentaram imperfeições ocasionadas pelos processos de construção e concretagem. A necessidade de mudar os corpos de prova de lugar no laboratório também ocasionou deformações, alguns descolamentos entre a fôrma e o concreto. Contudo mesmo com alguns problemas os resultados foram satisfatórios.

Neste capítulo foi tratada toda metodologia experimental e todos os detalhes envolvidos para execução dos ensaios. No próximo capítulo, será detalhada a modelagem numérica desenvolvida para este estudo. Serão apresentados os modelos constitutivos, os elementos finitos aplicados ao concreto, à chapa de aço e à interface de contato entre esses materiais. Além disso, serão descritos o modelo de carregamento, as condições de apoio, simetria, malha das mossas, o módulo de elementos finitos desenvolvido, as características dos primeiros modelos simulados.

# 4. MODELAGEM NUMÉRICA EM ELEMENTOS FINITOS

Neste capítulo, serão discutidos detalhadamente a modelagem numérica adotada no trabalho, as propriedades dos materiais utilizados, os modelos constitutivos aplicados, os tipos de elementos finitos escolhidos, a geometria do modelo, a definição da malha, as condições de contorno e de carregamento empregados nas simulações numéricas. O fluxograma da simulação computacional pode ser visto na Figura 4.1.



Figura 4.1 – Fluxograma da simulação computacional.

A modelagem computacional se deu início com a criação da simulação numérica utilizando o *software* de elementos finitos ANSYS, juntamente com a linguagem de programação APDL (ANSYS *Programming Design Language*), com a geometria da estrutura modelada diretamente no programa. A metodologia proposta neste estudo, incluindo todos os componentes (modelos constitutivos dos materiais, teoria de contato, elementos finitos, algoritmo de solução não linear, etc.), foi desenvolvida para simular computacionalmente um ensaio de cisalhamento direto tipo *push-out* de uma laje mista com telha-fôrma metálica incorporada com concreto convencional e concreto reforçado com fibras.

A modelagem computacional foi desenvolvida a partir dos estudos Mello *et al.* (2023), onde foi possível aproveitar a modelagem da fôrma, inclusive com a geometria precisa das mossas, como mostra a Figura 4.2. Este modelo foi adaptado para a modelagem dos ensaios de *push-out*.



Figura 4.2 – Modelo: (a) modelo em elementos finitos, (b) elemento aço, (c) elemento concreto.

A próxima etapa foi a escolha dos modelos constitutivos adequados dos materiais, com suas respectivas propriedades, posteriormente os elementos finitos utilizados.

Para melhor precisão dos resultados, foram feitas medições das mossas, sendo estes dados utilizados no modelo em elementos finitos, como mostra a Figura 4.3:



Figura 4.3 – Medições das mossas espessuras das fôrmas. Adaptado de Mello (2023).

Da mesma forma que o modelo experimental, o modelo em elementos finitos consiste em dois módulos pequenos de lajes mistas dispostos com faces opostas, então é aplicada uma carga vertical nas superfícies superiores dos módulos, proporcionando cisalhamento duplo (Figura 3.4). As simulações têm como objetivo determinar a tensão de cisalhamento final média, podendo ser utilizada para dimensionar sistemas de lajes mistas utilizando o método da interação parcial.

Importante destacar que a ABNT NBR 16421 (2023) determina que a tolerância na profundidade da mossa deve ser de mais ou menos 10% em relação ao valor informado pelo fabricante. Nas simulações esse limite foi respeitado.

# 4.1. PROPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO ADOTADO PARA O AÇO DA FÔRMA

Conforme mencionado anteriormente, a fôrma metálica utilizada no presente trabalho foi a Polydeck 59S (CATÁLOGO TÉCNICO POLYDECK 59S, 2016), disposta na Figura 3.6. Os parâmetros adotados para o aço da fôrma estão dispostos na Tabela 4.1.

l'ensao de escoamento nominal	320 MPa
Modelo constitutivo	Bilinear isotrópico
Elemento finito	SHELL281
Módulo de Young do aço	200 GPa
Coeficiente de Poisson	0,3
Densidade	78,5 kN/m <sup>3</sup>
Critério de plasticidade	von Mises
Tensão de ruptura	Não definida

Tabela 4.1 - Parâmetros de entrada adotados no *software* para o aço.

-

-

~ .

220 1 (D

As propriedades do aço da fôrma foram obtidas a partir dos estudos de Mello *et al.* (2023), conforme descrito anteriormente (3.2.2).

O modelo constitutivo adotado para o aço da chapa perfilada é do tipo bilinear isotrópico, inicialmente considerando um comportamento linear elástico e, posteriormente, um comportamento perfeitamente plástico, ou seja, um modelo elastoplástico perfeito tanto para tração quanto para compressão, conforme ilustrado na **Erro! Fonte de referência não encontrada.** O módulo de Young do aço foi fixado em 200 GPa, com um coeficiente de

Poisson de 0,3. A tensão de escoamento foi estabelecida em 280 MPa, e a densidade do material em 78,5 kN/m<sup>3</sup>. Não foi definida uma tensão de ruptura, pois dentro dos limites e condições do ensaio, não se espera que a chapa perfilada falhe, permitindo que o material deslize livremente. A plasticidade foi definida com base no critério de von Mises, e, para simplificação, o endurecimento observado no ensaio experimental do aço não foi considerado.

Utilizando o *software* ANSYS, o elemento finito SHELL281 foi utilizado para modelar a chapa perfilada (ANSYS *Element Reference*, 2013). Este elemento possui uma função quadrática e é caracterizado por ter 6 graus de liberdade por nó, permitindo translações e rotações nas três direções. Na região das mossas, específicas para a geometria Polydeck 59S, foi utilizado um formato triangular para o elemento, com 6 nós, enquanto nas áreas afastadas das mossas, o elemento foi configurado em um formato retangular com 8 nós.

No modelo, foi utilizada as mesmas espessuras da fôrma comercializada pela ArcelorMittal, descontando-se o revestimento galvanizado. Considerando que o revestimento Z275 possui aproximadamente 0,02 mm por face, as espessuras adotadas no modelo foram de 0,76 mm, 0,91 mm e 1,21 mm. A Figura 4.4 apresenta um esquema que ilustra a geometria triangular e retangular aplicada na modelagem para as diferentes regiões da fôrma.



Figura 4.4 - Elemento de casca quadrático SHELL281 (ANSYS *ELEMENT REFERENCE*, 2013).

# 4.2. PROPRIEDADES, MODELO CONSTITUTIVO E ELEMENTO FINITO ADOTADO PARA O CONCRETO

Para determinação das propriedades do concreto utilizado nos corpos de prova foram realizados os ensaios de caracterização mencionados anteriormente (3.2.1), de onde foram obtidas todas as informações necessárias dispostas na Tabela 4.2, sendo utilizadas juntamente com os outros parâmetros para o modelo constitutivo do concreto utilizados no presente trabalho.

Modelo constitutivo	Elastoplástico com critério de		
	ruptura de Menetrey-Willam		
Elemento finito	SOLID187		
Módulo de Young do concreto	34,52 GPa		
Coeficiente de Poisson	0,2		
Resistência a compressão média (fcm)	37,99 MPa		
Densidade	2400 kg/m <sup>3</sup>		
Resistência última à tração uniaxial $(f_t)$	$f_{ct,m} = 0.3 f_{ck}^{2/3}$		
Resistência à compressão biaxial	1,2 f <sub>cm</sub>		
Ângulo de dilatância	13°		
Funções de amolecimento	Desconsideradas		

Tabela 4.2 - Parâmetros adotados para o concreto.

O concreto é um material heterogêneo e complexo, e como o aço, também apresenta comportamento não linear. Fundamentado na teoria da plasticidade, um dos modelos mais eficazes para descrever o comportamento do concreto é o modelo de Menetrey-Willam (DMITRIEV *et al.*, 2020), que se baseia no modelo de Willam & Warnke (1975). Dado que esse é o modelo mais avançado atualmente disponível para a simulação do concreto no *software* ANSYS, ele foi adotado como modelo constitutivo para o concreto da laje mista neste trabalho. Os principais componentes do modelo, que segue a teoria da plasticidade, incluem a definição da superfície de escoamento, uma função de plasticidade potencial e a formulação para o comportamento de endurecimento e amolecimento. Com base nas pesquisas de Dmitriev *et al.* (2020), os conceitos de superfície de escoamento, função de plasticidade potencial e as funções que descrevem o comportamento de amolecimento e endurecimento do concreto para a modelagem em elementos finitos seguiu a mesma metodologia de Mello (2023).

#### 4.2.1.1. Critério de falha

O critério de falha de Menétrey-Willam caracteriza a resistência triaxial do concreto através de três invariantes independentes de tensão. Neste modelo, a superfície de falha não exibe arestas vivas, como ilustrado na Figura 4.5; ao contrário, ela assume uma forma mais arredondada à medida que o nível de confinamento aumenta. Isso reflete uma suavização da superfície de falha, indicando que o confinamento adicional tende a reduzir a influência das arestas vivas e melhorar a representação da resistência do concreto sob condições de alta pressão.



Figura 4.5 – Representação genérica da superfície de falha de Menétrey-Willam (ANSYS ELEMENT REFERENCE, 2021).

#### 4.2.1.2. Parâmetros básicos de entrada do modelo constitutivo

Os parâmetros fundamentais para o modelo constitutivo de Menétrey-Willam incluem o módulo de Young,  $f_{ck}$  e  $f_{cm}$ , coeficiente de Poisson, densidade, a resistência última à compressão uniaxial,  $f_c$  (neste caso adotado igual ao  $f_{cm}$ ), a resistência última à tração uniaxial,  $f_t$ , neste caso adotado igual a  $f_{ct,m} = 0,3 f_{ck}^{2/3}$  (ABNT NBR 6118, 2024), e a resistência à compressão biaxial, adotada igual a 1,2 de  $f_c$ , semelhante ao critério de Willam e Warnke (1975) (ANSYS MATERIAL REFERENCE, 2021).

$$\frac{f_t}{\sqrt{2}f_c} \le tan\varphi \le \frac{1}{\sqrt{2}} \tag{4.1}$$

O ângulo de dilatância, φ, foi adotado respeitando os limites da Equação (4.1) (ANSYS MATERIAL REFERENCE, 2021). Neste estudo, para simplificar a análise, as funções de amolecimento (*softening*) que descrevem o comportamento do concreto após o atingimento dos limites de compressão e tração foram desconsideradas. Essa abordagem foi adotada com base nas recomendações de Soltanalipour *et al.* (2022), que também encontraram dificuldades semelhantes ao considerar tais funções em suas análises.

#### 4.2.2. Elemento finito adotado para o concreto

Para a modelagem do concreto, foi utilizado o elemento finito sólido tetraédrico SOLID187, que possui 10 nós e três graus de liberdade por nó, correspondentes às translações nas três direções cartesianas, como exposto na Figura 4.6. Este tipo de elemento é particularmente adequado para a discretização de geometrias complexas e irregulares, o que é essencial devido à complexa geometria da interface entre a chapa metálica e o concreto, especialmente nas regiões das mossas.



Figura 4.6 – Elemento sólido tetraédrico quadrático de 10 nós (ANSYS ELEMENT REFERENCE, 2021).

# 4.3. DETALHAMENTO DA MODELAGEM NUMÉRICA

#### 4.3.1. Contato e atrito entre a fôrma metálica e o concreto

O modelo de contato entre o concreto e a laje foi desenvolvido com uma abordagem tridimensional detalhada, que reproduz fielmente a interação mecânica entre os materiais e as mossas. Essa metodologia tem se tornado cada vez mais viável devido aos avanços no poder computacional, como destacado por Soltanalipour *et al.* (2022). No *software* ANSYS, a interface entre o aço e o concreto foi simulada utilizando elementos de contato, uma prática comum para esse tipo de análise. No modelo, a superfície do concreto foi definida como "*target*" (alvo) utilizando o elemento TARGE170, que representa a borda de um corpo deformável. A superfície do aço, por sua vez, foi definida como "*contact*"

(contato) e modelada com os elementos CONTA174. O contato entre os elementos CONTA174 e os TARGE170 é estabelecido quando os elementos de contato penetram a superfície alvo, e a pressão normal é ajustada para zero se houver separação entre as superfícies, como mostra a Figura 4.7:



Figura 4.7 – Contato entre o aço e o concreto.

No presente estudo, a aderência química entre a chapa metálica e o concreto foi desconsiderada no modelo, assim como foi feito nos estudos de Jayme (2023), pois sua contribuição para a resistência final foi considerada insignificante, conforme evidenciado por experimentos com aços galvanizados (SOLTANALIPOUR *et al.*, 2022). Em muitos ensaios de lajes mistas, a lubrificação das chapas antes da concretagem é utilizada para obter uma estimativa mais conservadora da resistência ao cisalhamento longitudinal, focando apenas nas mossas (ECCS TC 7, 1998). O modelo de atrito entre as superfícies em contato é baseado na Lei de Coulomb, que descreve o comportamento das superfícies em relação às tensões de cisalhamento. Segundo essa lei, duas superfícies em contato podem suportar tensões de cisalhamento até um certo limite,  $\tau_{lim}$ . Enquanto a tensão de cisalhamento equivalente não excede esse limite, não há movimento relativo entre as superfícies, como mostra a Figura 4.8. A Lei de Coulomb é expressa pela fórmula:

$$\tau_{lim} = \mu P + b \tag{4.2}$$
$$|\tau| \le \tau_{lim}$$

Onde:

- *P* é a pressão de contato;
- $\mu$  é o coeficiente de atrito;
- *b* é a coesão de contato inicial.



Figura 4.8 – Lei de Coulomb para atrito (ANSYS THEORY REFERENCE, 2013).

Nas análises iniciais e com base nos estudos Mello *et al.* (2023), o coeficiente de atrito entre concreto e chapas de aço galvanizado pode ser considerado 0,2. Para ampliar o escopo dos estudos, esse coeficiente variou de 0 a 0,6, conforme apresentado na análise paramétrica. A lei de atrito de Coulomb foi aplicada para modelar o atrito na simulação. De acordo com essa lei, quando duas superfícies estão em contato, elas sofrem tensões de cisalhamento. No entanto, se a tensão de cisalhamento for menor que  $\tau_{lim}$ , não ocorre deslizamento entre as superfícies.

O coeficiente de atrito foi definido como isotrópico e estático, refletindo a baixa velocidade de aplicação do carregamento durante os ensaios das lajes mistas. Isso significa que a lei de Coulomb se aplica uniformemente independentemente da direção do deslizamento durante o contato. Embora o valor recomendado para o atrito entre chapas galvanizadas e concreto seja geralmente 0,5, ele pode variar entre 0,2 e 0,9, conforme indicado por Soltanalipour *et al.* (2022). Para garantir uma abordagem mais ampla, foram escolhidos três valores para o coeficiente de atrito: 0,05, 0,2 e 0,5. Essa escolha visou analisar a influência do coeficiente de atrito nos resultados obtidos.

#### 4.3.2. Método computacional para análise não-linear

Todos os ensaios de *push-out* foram simulados ANSYS por meio de análises estáticas incrementais (monotônica) em regime não-linear. Nesse trabalho, foi utilizado o

algoritmo de Newton-Raphson, descrito anteriormente (Erro! Fonte de referência não encontrada.).

#### 4.3.3. Carregamento e apoio

A restrição da fôrma de aço e o concreto foi modelada da seguinte forma: os nós nas bordas da fôrma de aço foram acoplados para garantir comportamento uniforme sob condições de teste para cada configuração. Para simular o teste de laboratório, um deslocamento prescrito foi aplicado a um nó primário localizado na borda do modelo. Os deslocamentos foram restringidos nos flanges inferiores da chapa de aço em todas as direções, exceto ao longo do eixo Z, permitindo o deslizamento, conforme condições de contorno mostradas na Figura 4.9 (a). Os deslocamentos no bloco de concreto foram restringidos em todas as direções, exceto ao longo do eixo Z para corresponder às condições de teste de laboratório Figura 4.9 (b). A fôrma de aço foi permitida deslizar ao longo do eixo Z, enquanto o bloco de concreto permaneceu estacionário ao longo dos eixos Y e X.



Figura 4.9 – Condições de contorno.

Nos modelos de elementos finitos, o carregamento foi aplicado de maneira controlada por deslocamento prescrito. As cargas últimas obtidas nas simulações foram então medidas nos apoios de reação, monitorando as forças totais em cada apoio a cada passo do processo de análise.

#### 4.3.4. Condições de simetria

Para simplificação das análises, o modelo foi criado com dois planos de condições de simetria transversais em ambas laterais, conforme pode ser visto na Figura 4.10. Os parâmetros e condições de simetria foram facilmente aplicados utilizando o comando "*mirror*" (espelhar) do ANSYS.



Figura 4.10 – Representação dos apoios e condições de simetria.

Para simular as condições de uso e ocupação da laje, bem como o peso próprio do concreto, o modelo em elementos finitos levou em conta a aplicação de uma pressão lateral constante de 0,50 MPa na superfície do concreto, conforme mostrado na Figura 4.11. Com esses dados, a etapa de carregamento inicial foi registrada, representando o estado do modelo com a pressão lateral aplicada.

Para obter a resposta estrutural, um caso de carga foi implementado no qual um deslocamento específico é imposto a uma parte específica da estrutura. Isso permite a verificação da magnitude da resposta estrutural sob movimento controlado, semelhante ao experimento. O procedimento envolve forçar o deslocamento de um nó específico na direção do eixo Z, enquanto o ANSYS calcula as tensões e deformações resultantes do deslocamento prescrito. Este processo é ilustrado na Figura 4.11.



Figura 4.11 – Representação do modelo com pressão lateral e deslocamentos prescritos, (a) vista isométrica e (b) vista lateral.

# 4.3.5. Menor módulo repetível

Um módulo de 89 milímetros foi projetado e repetido para alcançar o modelo real, conforme ilustrado na Figura 4.12 (b). Cada módulo inclui duas mossas, como mostrado na Figura 4.12 (c). Fora as mossas, o módulo é simétrico, apresentando a mesma geometria quando refletido em torno do eixo central. No entanto, as mossas são posicionadas de forma alternada ao longo da direção longitudinal entre as faces adjacentes. Essa configuração foi incorporada no modelo de elementos finitos deste estudo para aumentar o efeito de intertravamento e prevenir falhas longitudinais.



Figura 4.12 - Geometria do modelo em elementos finitos, (a) vista frontal, (b) vista isométrica, (c) vista das mossas. Adaptado de Mello *et al.* (2023).

# 4.4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este capítulo detalhou todas as definições adotadas para as análises estruturais realizadas neste trabalho. Um aspecto importante a destacar é a complexidade envolvida na importação da geometria da fôrma metálica para o *software*, especialmente devido à irregularidade na região das mossas. Inicialmente, a geometria foi desenvolvida em um sistema CAD, mas diversos problemas de convergência surgiram, levando à necessidade de buscar uma alternativa. Optou-se por desenvolver a geometria diretamente na linguagem APDL, o que, embora tenha demandado mais tempo, mostrou-se muito mais eficiente na etapa de verificação de convergência. Essa abordagem permitiu modificar apenas as linhas de código relacionadas à geometria dos protótipos, em vez de redesenhar cada modelo do zero.

No próximo capítulo são apresentados os resultados dos seis primeiros modelos estruturais encontrados por meio das ilustrações gráficas obtidas no *software*, diagramas de tensão versus deslocamento vertical e deslizamento horizontal, além de apresentar a reta de regressão linear das análises que resultam nos valores dos coeficientes *m-k* obtidos nesse trabalho.

# 5. **RESULTADOS**

# 5.1. RESULTADOS DOS ENSAIOS DE PUSH-OUT

## 5.1.1. Modos de ruptura

Durante os ensaios, observou-se um comportamento padrão nos espécimes. Inicialmente, a carga aplicada aumentava na razão determinada, 0,3 kN/s, enquanto os deslizamentos eram mínimos. Entretanto, em um dado momento, se ouviam ruídos e um aumento mais significativo no deslizamento era notado em uma das lajes, sugerindo uma redistribuição de esforços. Com o aumento da carga, observou-se que, após certo ponto, a carga se estabilizava mesmo com o crescimento dos deslizamentos, caracterizando a ruptura do espécime. Esse comportamento foi sistematicamente verificado, com uma das lajes apresentando ruptura antes da outra e com deslizamentos maiores sempre ocorrendo em um dos lados, como mostra a Figura 5.1, o que pode estar relacionado às imperfeições geométricas dos corpos de prova.



Figura 5.1 – Espécime após execução do ensaio.

Outro fator relevante foi a fixação das fôrmas aos perfis metálicos. Embora tenha sido especificado que os parafusos deveriam ser posicionados a uma distância de 30 mm da parte inferior da camada de concreto, verificou-se que, em alguns corpos de prova, essa distância foi ligeiramente inferior, devido aos fatores expostos em 3.1.2. Nessas situações, o ensaio foi interrompido assim que a camada de concreto tocava os parafusos. Entretanto, em todos os casos, a carga máxima de ruptura foi atingida antes que o concreto encostasse nos parafusos, indicando que o comportamento de ruptura não foi diretamente influenciado por esse detalhe de construção.

# 5.1.2. Cargas máximas, deslizamentos correspondentes ao pico e tensões de cisalhamento últimas

Os ensaios realizados forneceram dados como carga (kN) e deslizamento (mm) do concreto em relação à fôrma. Entretanto, alguns corpos de prova apresentaram problemas durante os ensaios, resultando em dados que precisaram ser descartados. As principais causas dos problemas foram imperfeições geométricas e as diferenças nas alturas relativas entre os módulos de laje.

Outro ponto a ser ressaltado é a questão das leituras dos LVDTs. Devido ao fato de alguns corpos de prova se desalinharem verticalmente durante os ensaios, muitas leituras não foram feitas ou apresentaram dados inconsistentes, sendo descartados. A Figura 5.2(a) e Figura 5.2(b) mostram casos onde o desalinhamento vertical do espécime fez com que um LVDT perdesse o contato com a chapa levando a uma leitura errada do deslizamento.



(a) (b) Figura 5.2 – Corpos de prova com LVDTs desalinhados.

Além disso, como descrito anteriormente, os resultados reforçam a assimetria observada nos ensaios. Em diversos casos, verificou-se a ruptura das lajes em momentos distintos, com deslizamentos significativamente diferentes entre as lajes de cada espécime. Esse comportamento assimétrico pode estar relacionado às variações geométricas ou de fixação das fôrmas, o que influenciou diretamente a resposta estrutural e a distribuição de esforços ao longo dos ensaios.

A partir dos resultados obtidos foi possível a elaboração dos gráficos da carga (kN) em função do deslizamento (mm) do concreto em relação à fôrma, que estão dispostos na Tabela 5.1.

	Carga máx. (kN):	Desloc. (mm):	Média (kN):	Desv. Pad.
RC-080-1	40,19	18,90		
RC-080-2	41,85	8,14	41,02	0,83
RC-080-3	79,19	6,44		

Tabela 5.1 – Resultados obtidos a partir dos ensaios de push-out.

RC-095-1	56,02	7,68		
RC-095-2	50,13	6,62	49,61	5,46
RC-095-3	42,68	6,73		
RC-125-1	94,05	8,49		
RC-125-2	68,49	4,26	84,26	11,26
RC-125-3	90,24	3,66		

Importante destacar que o espécime RC-080-3 foi o primeiro a ser ensaiado, resultado desconsiderado devido à falha no dispositivo hidráulico de aplicação de carga. O fato de a carga ter sido elevada foi devido ao contato do concreto com a superfície de apoio, consequentemente a carga não foi considerada para o cálculo da média e desvio padrão para a respectiva espessura de fôrma.

#### 5.1.3. Comportamentos carga versus deslizamento do concreto em relação à fôrma

O comportamento da carga em relação ao deslizamento foi monitorado ao longo dos ensaios, e verificou-se que, na maioria dos casos, a carga aumentava progressivamente enquanto o deslizamento era inicialmente pequeno. Entretanto, conforme a carga se aproximava da resistência máxima, o deslizamento aumentava de forma acentuada. Esse fenômeno foi observado em todos os ensaios, sendo comum que a ruptura das lajes ocorresse em instantes distintos, com deslizamentos significativamente diferentes entre as duas lajes de cada espécime. Esses resultados reforçam a presença de assimetria estrutural, conforme já descrito anteriormente (5.1.2), e indicam que as imperfeições geométricas ou variações na fixação das fôrmas podem ter influenciado diretamente o comportamento da carga versus deslizamento.

O critério adotado para o descarte foi qualquer espécime cujo desvio da carga máxima em relação à média excedesse um limite de 20%, o que não ocorreu. Dentre os corpos de prova analisados, o RC-080-3 foi descartado devido à falha no sistema hidráulico de aplicação de carga, o RC-095-3 e o RC-125-3 também foram descartados devido à complexidade da análise dos dados fornecidos pelos LVDTs.

Os gráficos foram elaborados a partir dos deslocamentos médios, que foram determinados a partir da média dos deslocamentos dos quatro LVDTs no ponto de carga máxima. Os LVDTs foram organizados por módulo de laje, leste e oeste, seguindo a disposição da Figura 3.4. Ressalta-se que em algumas situações os LVDTs podem ter leituras diferentes, pois na maioria das vezes um módulo deslizou muito mais do que o outro. A escolha dos dados para construção dos gráficos foi do lado mais mobilizado, utilizando a média da leitura dos dois LVDTs do mesmo módulo (ou lado). Também houve casos onde um dos LVDTs registrou informações muito confusas, sendo descartado e considerado apenas um LVDT para o módulo que deslizou.

## 5.1.4. Carga lateral a partir dos strain gages (SG)

Os ensaios forneceram várias informações relevantes, e a partir das medições dos *strain gages* (SG) foi possível monitorar a variação da carga lateral durante os ensaios. Ao longo dos deslizamentos foi possível observar o aumento da força de tração nas barras roscáveis, portanto, o aumento na carga lateral. O aumento da carga lateral já era esperado, visto que à medida que ocorreria o deslizamento do concreto em relação à fôrma, os materiais tenderiam a se separar por causa do avanço do concreto em relação às mossas, até que sejam finalmente ultrapassadas, como mostra a Figura 5.3.



Figura 5.3 – Separação entre o concreto e a fôrma após o deslizamento.

A partir dos dados fornecidos pelos *strain gages* SG-N e SG-S foi elaborado o gráfico com a média das cargas laterais em função do deslizamento do concreto em relação à fôrma, para as três espessuras de fôrmas. Como esperado, constata-se o aumento da carga lateral à medida que ocorre o deslizamento devido à separação do concreto em relação à fôrma, como se pode observar na Figura 5.4.



SG - Strain Gages

Figura 5.4 – Gráfico da carga lateral em função do deslizamento do concreto em relação à fôrma para as três espessuras.

Para analisar o efeito do aumento na carga lateral nos ensaios, foram feitas simulações computacionais com estudos paramétricos, e os resultados estão apresentados adiante.

## 5.2. RESULTADOS DAS SIMULAÇÕES

#### 5.2.1. Estudos paramétricos

Após a realização de várias simulações, foi constatado que a variação no coeficiente de atrito ( $\mu = friction$ ) impacta na carga final, sendo o coeficiente de atrito de 0,05 proporcionando uma queda desproporcional na resistência final e o coeficiente de atrito de 0,5 sendo muito exagerado, proporcionando uma carga máxima muito alta, como mostra a Figura 5.5. Sendo assim, o valor adotado de 0,2 o mais condizente com os resultados obtidos nos ensaios, inclusive é o coeficiente mais adotado na literatura.



Figura 5.5 - Estudo da variação do coeficiente de atrito ( $\mu = friction$ ) para a fôrmas de 0,95 mm de espessura.

Foram realizadas simulações com variações da pressão lateral a partir de 100 kg/m<sup>2</sup>, 500 kg/m<sup>2</sup>, 1000 kg/m<sup>2</sup>, e 5000 kg/m<sup>2</sup>. A questão da carga lateral foi levantada devido ao fato de que a tração nas barras de aplicação de carga lateral terem aumentado à medida que o ensaio foi ocorrendo, indicando aumento na carga lateral, o que levou ao questionar a relação desta com a carga máxima do ensaio. Ao realizar as simulações com a variação na carga lateral, são observadas variações nos valores das cargas finais e nos deslizamentos, como mostra a Figura 5.6. Para variação de carga lateral de 100 kg/m<sup>2</sup> (0,1 kPa) até 5000 kg/m<sup>2</sup> (50 kPa), a diferença foi de 4 kN, 12,19% da carga máxima, para espessura de 0,80 mm; diferença de 5 kN, 10,62% da carga máxima, para espessura de 0,95 mm; e diferença de 13 kN, 13,94% da carga máxima, para espessura de 1,25 mm. Considerando que a carga lateral aumentou em cinquenta vezes (de 100 kg/m<sup>2</sup> para 5000 kg/m<sup>2</sup>), a variação na carga máxima foi pequena.



Figura 5.6 – Estudo da variação da pressão lateral para as três espessuras de fôrmas.

As simulações variando a tensão de escoamento do aço foram feitas para as três espessuras de fôrmas, onde foram utilizados  $f_y = 280$  MPa,  $f_y = 345$  MPa,  $f_y = 400$  MPa e  $f_y = 550$  MPa, como mostra a Figura 5.7. Em relação à tensão de escoamento do aço, para espessura de 0,80 mm foi encontrada diferença na faixa de 14 kN, para espessura de 0,95 mm diferença de 24 kN, e para espessura de 1,25 mm diferença de 30 kN, todos para uma variação de tensão de escoamento do aço da fôrma de 280 MPa para 550 MPa. Nota-se que a variação na tensão de escoamento tem maior impacto à medida que aumenta a espessura da fôrma, mas não variando de forma proporcional, pois a variação na tensão de escoamento quase dobrou, e a variação na carga máxima foi de menor do que 30% na mais espessa (1,25 mm).



Figura 5.7 - Estudo da variação da tensão de escoamento do aço para as três espessuras de fôrmas.

O impacto mais significativo ficou por conta da geometria das mossas, onde sua variação pode impactar diretamente e significativamente na ductilidade e na carga final, inclusive foi a variável utilizada para calibração das simulações em relação aos ensaios. A geometria das mossas utilizadas nas simulações pode ser vista na Figura 5.8.



Figura 5.8 – Dimensões das mossas nas simulações.

A Tabela 5.2 mostra os resultados dos ensaios e das simulações, com as informações da carga máxima (kN), do deslizamento no pico (mm),  $\tau_u$  também no pico (MPa).

Tabela 5.2 – Resultados dos ensaios e das simulações: carga máxima (kN) e deslizamento

	Carga máxima	Desliz. no pico	$ au_u$	$ au_u$ (méd.)
	(kN):	( <b>mm</b> ):	(MPa):	(MPa):
RC-080-01	41,85	7,05	0,0887	0.0860
RC-080-02	40,19	8,14	0,0851	0,0809
FE-SIM-080	32,81	6,44	0,0695	-
RC-095-01	50,13	6,62	0,1062	0.1124
RC-095-02	56,02	7,68	0,1187	0,1124
FE-SIM-095	47,09	6,51	0,0998	-
RC-125-01	94,05	3,66	0,1993	0 1722
RC-125-02	68,49	4,26	0,1451	0,1722
FE-SIM-125	93,26	3,08	0,1976	-

no pico (mm).
#### 5.2.2. Calibração

Os parâmetros utilizados nos modelos finais calibrados para as três espessuras de fôrmas podem ser vistos na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 - Parâmetros utilizados nos modelos finais calibrados para as três espessuras de

Parâmetros:	0,80 mm	0,95 mm	1,25 mm
Altura da laje (mm):	110	110	110
Espessura nominal (mm):	0,76	0,91	1,21
Coeficiente de atrito (µ):	0,2	0,2	0,2
Altura das mossas - espessura da fôrma (mm):	5,0	5,0	3,5
Comprimento da rampa das mossas (mm):	12,5	12,5	5,0
Largura das mossas (mm):	15	15	15
Módulo de Young do aço (MPa):	$2.10^{5}$	$2.10^{5}$	$2.10^{5}$
Coeficiente de Poisson do aço:	0,3	0,3	0,3
Tensão de escoamento do aço (MPa):	320	320	320
Módulo de Young do concreto (MPa):	3,37.10 <sup>4</sup>	3,37.10 <sup>4</sup>	3,37.10 <sup>4</sup>
Coeficiente de Poisson do concreto:	0,2	0,2	0,2
Resistência média do concreto f <sub>cm</sub> (MPa):	41,8	41,8	41,8
F <sub>t</sub> :	3,29	3,29	3,29
F <sub>cb</sub> :	50,17	50,17	50,17
Ângulo de dilatância do concreto:	13°	13°	13°

fôrmas.

## 5.3. RESULTADOS DOS ENSAIOS DE *PUSH-OUT* E DAS SIMULAÇÕES

#### 5.3.1. Comparação dos resultados numéricos e experimentais

A partir dos resultados obtidos nos ensaios realizados no Laboratório de Estruturas da UnB (LABEST) e as simulações em elementos finitos, foi possível a elaboração de vários gráficos comparativos para as diferentes espessuras de fôrmas: 0,80 mm, 0,95 mm e 1,25 mm. A Figura 5.9 (a) mostra os resultados dos dois ensaios e a simulação para a fôrma de espessura de 0,80 mm, Figura 5.9 (b) mostra os resultados dos dois ensaios dois ensaios e a simulação para a fôrma de espessura de 0,95 mm, Figura 5.9 (c) mostra os



resultados dos dois ensaios e a simulação para a fôrma de espessura de 1,25 mm e a Figura 5.9 (d) mostra os resultados das três simulações para as três espessuras.



Figura 5.9 - Gráficos dos resultados dos ensaios em comparação com as simulações para as três espessuras de fôrma: (a) 0,80 mm, (b) 0,95 mm, (c) 1,25 mm e (d) simulações das três espessuras.

Ao analisar os resultados dos ensaios e compará-los com as simulações, foram encontradas variações de 20,02% nas resistências máximas para a fôrma de espessura 0,80 mm, 11,21% para 0,95 mm, e 14,75% para 1,25 mm. As simulações foram realizadas variando os coeficientes de atrito, a pressão lateral, valores de  $f_{ck}$  do concreto e alterações na geometria das mossas.

#### 5.3.2. Regressão linear dos resultados

A metodologia utilizada neste estudo se baseia em uma análise estatística dos resultados dos ensaios, seguida de uma regressão linear para ajuste dos dados experimentais.

A partir dos resultados foi possível analisar a correção linear entre:

• Carga máxima (kN) e a espessura da fôrma (mm) para seis pontos: Figura 5.10 (a);

• Tensão de cisalhamento (MPa) e a espessura da fôrma (mm) para seis pontos: Figura 5.10 (b);

• Carga máxima (kN) e a espessura da fôrma (mm) para cinco pontos: Figura 5.10 (c);

• Tensão de cisalhamento (MPa) e a espessura da fôrma (mm) para cinco pontos: Figura 5.10 (d);

As análises foram feitas para seis (Figura 5.10) e cinco pontos (Figura 5.11), que são os ensaios, sendo que para cinco pontos foi desconsiderado o ensaio de maior carga da fôrma de 1,25 mm, sendo a favor da segurança.



Figura 5.10 – Correlação linear entre a carga máxima e a espessura da fôrma (a) e entre a tensão de cisalhamento e a espessura da fôrma (b) para seis pontos.



Figura 5.11 - Correlação linear entre a carga máxima e a espessura da fôrma (a) e entre a tensão de cisalhamento e a espessura da fôrma (b) para cinco pontos.

## 5.4. COMPARAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA DE LAJES MISTAS

Os cálculos de  $\tau_{uk}$  e  $\tau_u$  médio para seis e cinco pontos podem ser vistos na Tabela 5.4.

Esp. útil da	Seis pontos		Cinco pontos	
fôrma (mm):	τ <sub>uk</sub> (MPa):	τ <sub>u</sub> (méd.) (MPa):	τ <sub>uk</sub> (MPa):	τ <sub>u</sub> (méd.) (MPa):
0,76	0,0442	0,0869	0,0756	0,0869
0,91	0,0728	0,1124	0,0938	0,1124
1,21	0,1301	0,1722	0,1301	0,1451

Tabela 5.4 -  $\tau_{uk} e \tau_u$  para as três espessuras de fôrmas.

A partir do  $\tau_{uk}$  e  $\tau_u$  se pode fazer o cálculo estrutural e projeto de lajes mistas pelo método da interação parcial, como mencionado em 2.2.4. Utilizando as equações e os valores de  $\tau_{uk}$  e  $\tau_u$  obtidos no presente trabalho, foi possível o cálculo e comparação dos resultados para o método da interação parcial deste trabalho e os resultados obtidos por Mello (2023), que obteve coeficientes *m-k* por meio de simulação numérica em elementos finitos (ensaio de flexão de 4 pontos) para a mesma fôrma Polydeck 59s.

Para fins de ilustração, selecionaram-se três exemplos de cálculo, variando-se espessura da fôrma, vão, e espessura da laje. Empregaram-se as Equações (9) e (8) para obtenção do momento resistente por ambos os métodos, m-k e interação parcial, e os resultados em termos de momento resistente são mostrados na Tabela 5.5. Os exemplos

adotaram  $f_{ck} = 30$  MPa,  $E_s = 200$  GPa, Ecs = 30 GPa, carregamento de longa duração,  $f_{yk} = 280$  MPa, vão teórico de 2,2 metros, altura total de laje de 15 cm. As resistências características de cisalhamento última utilizadas foram aquelas da regressão com 5 pontos. Os resultados dos momentos resistentes encontram-se na Tabela 5.5.

Tabela 5.5 – Com	parações de	momentos resistente	s entre os doi	is métodos:	<i>m-k</i> e interação
	1				

• 1	
parcial.	

M <sub>Rd</sub> (kNm)			
Espessura da fôrma (mm)	Método ' <i>m-k</i> ' - Coeficientes numéricos, Mello <i>et</i> <i>al.</i> (2023)	Método da Interação Parcial (t <sub>uk</sub> obtido por este trabalho)	Diferença
0,80	9,55	10,21	6,9 %
0,95	11,78	11,51	2,3 %
1,25	14,93	15,36	2,8 %

Na presente dissertação, foram realizados nove ensaios, três de cada espessura, entretanto foram descartados três, um de cada espessura, como mencionado e explicado anteriormente. Em trabalhos futuros, recomenda-se a realização de mais ensaios de *push-out* para obtenção de uma regressão característica mais robusta da resistência ao cisalhamento último para as diferentes espessuras, com mais pontos. Entretanto, esses cinco pontos demonstraram que os resultados foram promissores para utilização de um ensaio de *push-out* como base do parâmetro resistente utilizado no Método da Interação Parcial, ao compará-lo com outro método (*m-k*), mas obtendo-se os coeficientes por via numérica conforme publicado por Mello *et al.* (2023). Recomenda-se que mais estudos sejam realizados no futuro para embasar uma possível utilização, inclusive com a realização de mais ensaios e a variação de mais parâmetros durante os ensaios. Em trabalhos futuros recomenda-se também a comparação com coeficientes *m-k* experimentais para a mesma telha-fôrma, além de realizar uma comparação mais robusta, variando-se os vãos e as alturas de laje para um espectro maior, já que neste documento foram ilustrados apenas 3 exemplos (conforme mostrado na Tabela 5.4).

Ressalta-se que a norma brasileira ABNT NBR 8800 permite que sejam utilizados ambos os métodos para dimensionamento de lajes, embora descreva detalhadamente apenas o método *m-k*. Nesta norma (ABNT NBR 8800, 2024) o método da interação parcial, no qual se utiliza a resistência ao cisalhamento longitudinal aqui determinada, obriga o leitor a consultar mais detalhes no Eurocode 4 Part 1-1 (2011).

# 5.5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Nesse capítulo foram apresentados os resultados obtidos a partir dos ensaios de caracterização do concreto e do aço da fôrma. Também estão os resultados dos ensaios de *push-out* e das simulações numéricas, com estudos paramétricos e calibrações.

No próximo capítulo estão as conclusões e discussões a respeito do presente estudo.

# 6. CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos nos ensaios e nas simulações, conclui-se que o modelo em elementos finitos desenvolvido neste estudo proporcionou uma representação satisfatória dos parâmetros analisados. Apesar das limitações em comparação com os ensaios experimentais, o modelo se mostrou uma ferramenta valiosa para a investigação de lajes mistas com *steel deck*. Com base nisso, as seguintes conclusões podem ser tiradas deste trabalho:

 Os resultados experimentais mostraram uma relação direta entre a espessura da chapa de aço e a resistência ao cisalhamento, com R<sup>2</sup> = 0,94;

• O modelo avançado de elementos finitos desenvolvido foi capaz de reproduzir a rigidez do sistema e a capacidade de carga total, comprovando sua validade;

 Os parâmetros com maior influência na calibração dos modelos numéricos foram: o coeficiente de atrito, a geometria da mossa e a espessura da chapa de aço. O comprimento de transição da mossa foi fundamental na calibração do deslocamento máximo de deslizamento na carga de ruptura;

 A configuração experimental proposta provou ser eficaz na avaliação da tensão de cisalhamento longitudinal máxima, um parâmetro que é essencial para o método de interação parcial usado para projetar lajes mistas. Além disso, a configuração proposta é mais econômica do que o ensaio de flexão padrão;

 O sistema de carga transversal não apresenta um alto nível de dificuldade para ser controlado e utilizado durante os ensaios. A partir das simulações numéricas, foi encontrado que o valor da pressão de carga lateral é pouco relevante para o processo de calibração;

• As simulações de ensaios *push-out* são altamente eficazes e práticas, sendo uma excelente alternativa para avaliar a resistência ao cisalhamento longitudinal com menor esforço computacional, pois a simulação de *push-out* demora em média uma hora, e a de flexão demora cerca de trinta horas (para o maior vão que é 4 m, modelo em simetria com 2 m), conforme o trabalho de Mello *et al.* (2023);

As simulações computacionais calibradas de acordo com os resultados dos ensaios são alternativas altamente eficientes para os estudos paramétricos das propriedades e até projetos de fôrmas otimizadas, variando parâmetros e fornecendo resultados práticos, objetivos, baratos e simples, em comparação com metodologias convencionais.

### 6.1. TRABALHOS FUTUROS

Como recomendações para trabalhos futuros e/ou para preencher lacunas na compreensão do comportamento de lajes mistas, podem ser destacados:

• Realizar os ensaios de *push-out* utilizando três células de carga, sendo duas, uma para cada módulo de laje, e a terceira, para a carga total aplicada;

Realizar carregamentos cíclicos antes dos ensaios monotônicos até a falha.
Como a configuração experimental proposta é mais econômica do que o ensaio de flexão convencional, é mais vantajoso usá-la para avaliar a interação mecânica entre as mossas e o concreto sob carga de fadiga, um fenômeno importante para a adoção de lajes mistas com fôrma de aço em pontes;

• Realizar simulações com carregamentos cíclicos, para estudo da fadiga na interação aço-concreto, para aplicação em estruturas submetidas a carregamentos dinâmicos;

• Realizar ensaios de *push-out* em chapas de aço reentrantes;

• Em futuros ensaios de *push-out*, é recomendado que as bordas da chapa de aço sejam enrijecidas para aumentar a interação mecânica e a aderência entre o concreto e as chapas de aço nessas regiões, proporcionando maior resistência contra flambagem local em estágios avançados do ensaio.

Trabalhos futuros poderão explorar a variação de outros elementos estruturais e sua influência na resistência ao cisalhamento de lajes mistas. A análise por elementos finitos se destaca como uma ferramenta promissora para investigar e otimizar as mossas, visando maximizar a resistência ao cisalhamento longitudinal. Portanto, o presente estudo representa um avanço nessa direção.

# REFERÊNCIAS

ABAS, F.; BRADFORD, M. A.; FOSTER, S. J.; GILBERT, R. I. Shear-bond behaviour of steel-fibre reinforced concrete (SFRC) composite slabs with deep trapezoidal decking: Experimental study. In: Composite Construction in Steel and Concrete VII. Centre for Infrastructure Engineering & Safety, School of Civil & Environmental Engineering, Univ. of New South Wales, Sydney, NSW 2052, Australia. 2016.

ABAS, F. M.; GILBERT, R. I.; FOSTER, S. J.; BRADFORD, M. A. **Strength and serviceability of continuous composite slabs with deep trapezoidal steel decking and steel fibre reinforced concrete**. Journal of Constructional Steel Research, v. 82, p. 234-241, 2013.

ALVES; FILHO, AVELINO. Elementos Finitos: A Base da Tecnologia CAE. São Paulo, Érica, 2000.

\_\_\_\_\_. Elementos finitos: a base da tecnologia CAE: análise não linear. 1. ed. São Paulo: Érica, 2012.

ANSYS Element Reference. (2013). ANSYS Mechanical APDL Element Reference (p. 1424). ANSYS, Inc.

\_\_\_\_\_. (2021). ANSYS Mechanical APDL Element Reference.

ANSYS Material Reference. (2021). ANSYS Mechanical APDL Material Reference.

ANSYS Theory Reference. (2021). ANSYS Mechanical APDL Theory Reference.

ASTM E8. (2010). **ASTM E8/E8M standard test methods for tension testing of metallic materials 1**. Annual Book of ASTM Standards 4, C, 1–27. https://doi.org/10.1520/E0008

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 5738:2015 Versão Corrigida:2016. Concreto - Procedimento para moldagem e cura de corpos de prova. Rio de Janeiro: ABNT, 2015. \_\_\_\_\_. NBR 5739: Concreto - Ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos. Rio de Janeiro: ABNT, 2018.

\_\_\_\_\_. NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto – Procedimento. Versão Corrigida 2. Rio de Janeiro. 2024.

\_\_\_\_\_. NBR 8522-1: Concreto endurecido - Determinação dos módulos de elasticidade e de deformação. Parte 1: Módulos estáticos à compressão. Rio de Janeiro, 2021.

\_\_\_\_\_. NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro. 2024.

\_\_\_\_\_. NBR 14323: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio. Rio de Janeiro. 2013.

\_\_\_\_\_. NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro. 2010.

\_\_\_\_\_. NBR 16421: Telha-fôrma de aço revestido colaborante para laje mista de aço e concreto — Requisitos e ensaios. Rio de Janeiro. 2023.

ARCELORMITTAL PERFILOR. Catálogo Técnico Polydeck 598 – 12<sup>a</sup> Edição. Setembro 2016 (P. 3). (2016).

BASKAR, K., & SHANMUGAM, N. E. (2003). Steel-concrete composite elements: finite element modelling and comparative study. Journal of Constructional Steel Research, 59(3), 313-334.

BATHE, K.-J. (1996). Finite Element Procedures. In Prentice Hall (p. 1052). https://doi.org/10.1016/B978-0-12-384984-7.00010-5

BATHE, Klaus-Jurgen. **Finite Element Procedures. 2. ed**. Massachusetts: Klaus-Jurgen Bathe, 2014. ISBN 978-0-9790049-5-7.

CHEN, S., & SHI, X. (2011). Shear bond mechanism of composite slabs - A universal **FE approach.** Journal of Constructional Steel Research, 67(10), 1475–1484. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2011.03.021 CHEN, W. F., & ATSUTA, T. (2007). Theory of Beam-Columns, Volume 2: Space Behavior and Design. J. Ross Publishing.

CHEN, S.; VISINTIN, P.; OEHLERS, D. J. Bond between very-high and ultra-high performance fibre reinforced concrete and profiled deck sheeting. Journal of Building Engineering, v. 52, 104426, 2022.

CICHINELLI, Gisele. **Veja os procedimentos de execução de lajes em** *steel deck*. Revista Téchne, ed. 211, out. 2014. Disponível em: <a href="http://techne.pini.com.br/engenharia-civil/211/artigo327699-1.aspx">http://techne.pini.com.br/engenharia-civil/211/artigo327699-1.aspx</a>. Acesso em: 12 maio. 2024.

CLOUGH, R. W. (1960). The finite element method in plane stress analysis. Proceedings of the 2nd ASCE Conference on Electronic Computation.

Cordeiro, L. C. S. (2014). **Sobre as lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio**. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

CRISINEL, Michel; MARIMON, Frederic. A new simplified method for the design of composite slabs. Journal of Constructional Steel Research, v. 60, n. 4, p. 481-491, 2004. Elsevier.

DALL'ASTA, A., & ZONA, A. (2002). Non-linear analysis of composite beams by a displacement approach. Journal of Constructional Steel Research, 58(3), 373-388.

DANIELS, Byron J.; CRISINEL, Michel. Composite slab behavior and strength analysis. Part II: Comparisons with test results and parametric analysis. Journal of Structural Engineering, v. 119, p. 36-49, 1993.

DMITRIEV, A., NOVOZHILOV, Y., MIKHALYUK, D., & LALIN, V. (2020). Calibration and validation of the Menetrey-Willam constitutive model for concrete. Construction of Unique Buildings and Structures, 88(8804), 8804. https://doi.org/10.18720/CUBS.88.4

ECCS TC 7. (1998). Longitudinal Shear Resistance of Composite Slabs: Evaluation of Existing Tests. In European Convention for Constructional Steelwork (Vol. 106).

EN 1994-1-1. (2011). **Projeto de estruturas mista de aço-betão - Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios.** CEN. EN-1994-EP - Draft. Eurocódigo 4 - Projeto de estruturas mista de aço-betão. Parte 11: Regras gerais e regras para edifícios. Instituto Português da Qualidade.

FAKURY, Ricardo H.; CASTRO E SILVA, Ana Lydia R.; CALDAS, Rodrigo B. **Dimensionamento de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto**. 1. ed. São Paulo: Pearson, 2016.

FAVARATO, L. F. Notas de aula de Projeto e dimensionamento de estruturas mistas de aço e concreto – Lajes mistas de aço e concreto. Associação Brasileira da Construção Metálica – ABCEM. São Paulo, 2021.

FERRAZ, C. B. Análise do comportamento e da resistência do sistema de lajes mistas. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia - Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais. 1999.

GHOLAMHOSEINI, A., GILBERT, R. I., BRADFORD, M. A., & CHANG, Z. T. (2014). **Longitudinal shear stress and bond-slip relationships in composite concrete slabs**. Engineering Structures, 69, 37–48. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.03.008

GROSSI, L. G. F. Sobre o Comportamento Estrutural e o Dimensionamento de Lajes Mistas de Aço e Concreto com Armadura Adicional. Universidade de São Paulo. 2016.

JAYME, S.S.G. **Análise Teórica e Numérica de Lajes Mistas pelo Método da Interação Parcial**. Monografia de Projeto Final, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília. 2023.

JOHNSON, R. P. Composite Structures of Steel and Concrete: Beams, slabs, columns, and frames for buildings. 3. ed. Oxford: Blackwell Publishing, 2018.

JOHNSON, R. P., & BUCKBY, R. J. Composite structures of steel and concrete: beams, slabs, columns, and frames for buildings. Wiley Online Library. 2004.

LUTTRELL, L. D.; PRASANNAN, S. Proceedings of the 7th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. 1984.

MELLO, J. H. L. P. Avaliação da resistência de lajes mistas com fôrma de aço incorporada por modelagem em elementos finitos considerando a geometria das

**mossas,** Publicação E.DM –/, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília. 2023.

MELLO, J., DENNIS, P., MARTINS, M., CARDOSO, H., DE MELO LAMEIRAS, R., VELOSO, L. A., BRITO, J., DA SILVA, J. G., & ALENCAR, G. (2023). Longitudinal shear strength design of composite slabs by full-scale FE modelling considering the embossments. IBRACON Structures and Materials Journal. 2023.

Nie, J., & Cai, C. S. **Steel-concrete composite beams considering shear slip effects.** Journal of Structural Engineering, 129(4), 495-506. 2003.

Oehlers, D. J., & Bradford, M. A. Composite Steel and Concrete Structural Members: Fundamental Behaviour. Elsevier. 2013.

PLANS, A.; GRAU, D.; SOLTANALIPOUR, M.; FERRER-BALLESTER, M.; MARIMON, F.; ANDREU, A. Three-dimensional finite element modeling for bending and pull-out tests of composite slabs. Engineering Structures, v. 295, 116785, 2023.

QUEIROZ, G., PIMENTA, R. J., & MARTINS, A. G. (2012). Estruturas mistas. Volume I. (2a). Instituto Aço Brasil/CBCA.

SANTOS, C., & MALITE, M. (2019). **Análise numérica de lajes mistas de aço e concreto.** Construmetal Latinoamericano Da Construção Metálica, 1–28.

SDI - Steel Deck Institute. ANSI-SDI-T-CD-2022: Test Standard for Composite Steel Deck-Slabs. 1. ed. 2021.

SILVA, A. R., & SILVA, P. B. (2019). Nonlinear numerical analysis of composite slabs with steel decking. Revista IBRACON de Estruturas e Materiais, 12(5), 972–997. https://doi.org/10.1590/s1983-41952019000500002

SILVA, D. M. de L.; JAYMEB, S. S. G.; FONSECA, A. G. A.; CARDOSO, H. de S.; ALENCAR, G. S.; LAMEIRAS, R. de M. **Modelagem Computacional de Ensaios do Tipo** *Push-out* em Lajes Mistas com Fôrma Metálica Incorporada. 1º Congresso Brasileiro de Estruturas Mistas (CBEM24). Maringá. 2024. SILVA, T. E. P. da; LIMA e SILVA, D. M. de; CALDAS, L. R.; CARVALHO, M. T. M. **Análise da integração economia circular, digitalização e sustentabilidade**. Congresso de Construção Civil, 2022, Brasília. 2022.

SOLTANALIPOUR, M., FERRER, M., & MARIMON, F. (2022). Experimental and numerical study of the ductility of open-rib and reentrant composite slabs. Engineering Structures, 256 (March 2021), 113984. Disponível em: <a href="https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.113984">https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.113984</a>>. Acesso em: 14 jan 2024.

STARK, JAN W. B., **Design of Composite Floors with Profiled Steel Sheet (1978).** International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. 3. 1978.

Vaz, L. E. Método dos Elementos Finitos em Análise de Estruturas. Elsevier Editora Ltda. 2011.

WILLAM, K. J., & WARNKE, E. P. (1975). Constitutive model for the triaxial behaviour of concrete. Proc. Intl. Assoc. Bridge Structl. Engrs, 19, 1–30.

YI, O.; ZHUGE, Y.; MA, X.; GRAVINA, R. J.; MILLS, J. E.; YOUSSF, O. **Push-off and pull-out bond behaviour of CRC composite slabs** – **An experimental investigation**. Engineering Structures, v. 243, 111480. 2021.

YOUNG, C. S., & EASTERLING, W. S. (1990). Strength of composite slabs. International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, 65–80. Disponível em: <a href="https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(1992)118:9(2370)">https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9445(1992)118:9(2370)</a>. Acesso em: 22 fev 2024.