



XII CONGRESSO BRASILEIRO  
de PONTES e ESTRUTURAS  
7 a 11 de junho de 2021 - Congresso Virtual

## **Avaliação do comportamento em serviço de lajes mistas**

Lucas Antônio Morais Oliveira<sup>1</sup>, Tainá Mascarenhas Borghi<sup>2</sup>, Ana Lúcia Homce de Cresce El Debs<sup>3</sup>

<sup>1,2</sup> **Doutorandos em Engenharia de Estruturas/ Departamento de Estruturas/ Escola de Engenharia de São Carlos/ Universidade de São Paulo/ São Carlos, Brasil/ lucasantonio12@usp.br/tainaborghi@usp.br**

<sup>3</sup> **Docente/ Departamento de Estruturas/ Escola de Engenharia de São Carlos/ Universidade de São Paulo/ São Carlos, Brasil/ analucia@sc.usp.br**

### **Resumo**

O presente trabalho tem como objetivo apresentar um estudo sobre o estado limite de serviço de lajes mistas de aço e concreto sob o ponto de vista de avaliação dos deslocamentos verticais (flechas), no qual a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 não indica qualquer consideração. As lajes mistas são formadas pelo concreto e fôrma de aço incorporada, esta funciona como plataforma de trabalho durante a construção e como ‘armadura’ de tração em serviço. Nesse sentido, dado o piso estar sujeito a flexão, destaca-se a importância das verificações das flechas excessivas. Existem relativamente poucas pesquisas sobre os efeitos diferidos no tempo em lajes mistas. A resposta não-linear do concreto e a possível interdependência dos efeitos da retração não-uniforme, fluência e fissuração do concreto são aspectos significativos para a consideração nas avaliações dos deslocamentos verticais. Devido à impermeabilidade da face inferior promovida pela telha-fôrma, a ocorrência da retração não-uniforme é um aspecto relevante, principalmente porque sua ocorrência independe da aplicação de carregamentos. Essas considerações já foram incorporadas nas recomendações de projeto das estruturas mistas do código australiano *AS/NZS 2327:2017*. Neste trabalho, duas abordagens de avaliação simplificadas das flechas em lajes mistas de aço concreto são apresentadas: abordagem do *Eurocode 4:2004* e a abordagem da *AS/NZS 2327:2017*. Observa-se que o método que leva em conta explicitamente a ocorrência da retração não-uniforme (*AS/NZS 2327:2017*) têm apresentado boa acurácia entre os valores previstos e experimentais conforme literatura técnica. O desenvolvimento de um exemplo proposto compara os resultados entre as duas abordagens para duas situações de carregamentos. O método do *Eurocode 4:2004* subestimou a previsão das flechas quando comparado com abordagem da *AS/NZS 2327:2017*. Dessa forma, com o avanço da eficiência da interação entre aço e concreto e, conseqüente obtenção de vãos e capacidade de suporte maiores, fica claro e adequado a adoção dos modelos de previsão mais robustos que levam em consideração a contribuição do concreto fissurado, a fluência e, principalmente, a retração não-uniforme na avaliação das flechas desses sistemas de pisos.

### **Palavras-chave**

Lajes mistas de aço e concreto, Fôrma de aço incorporada, Flechas imediatas e diferidas no tempo, Fluência, Retração não-uniforme, Fissuração do concreto.

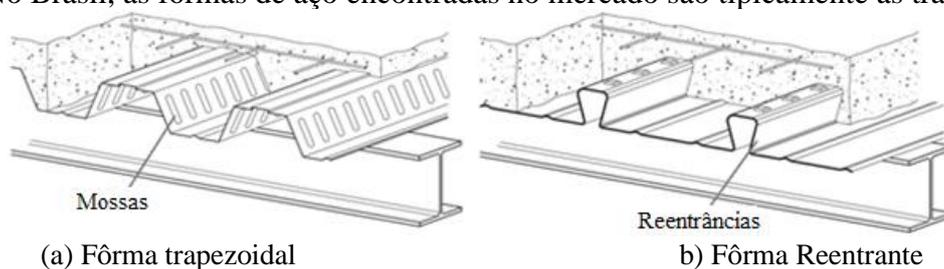
### **1. Introdução**

Lajes mistas de aço e concreto são formadas por uma telha-fôrma e por concreto. Valem-se do aproveitamento da leveza dos perfis do aço e sua resistência à tração, acrescentando-se a resistência à compressão do concreto, custo relativamente baixo, baixa manutenção, alta durabilidade e resistência ao fogo.

A construção favorece rapidez, flexibilidade, alta qualidade, sustentabilidade e estética agradável. O uso das fôrmas de aço, usualmente perfis formados a frio, possui destacadas funções: suportam os carregamentos durante a concretagem e funcionam como plataforma de trabalho, desempenham o papel de diafragma horizontal (contraventamento), distribuem as deformações por retração, evitam a fissuração excessiva do concreto. Dessa forma, tem vantagens como a leveza ao ser manuseado e instalado, possibilidade de dispensa do escoramento da laje, facilidade à passagem de dutos e instalações, maior rapidez construtiva

ao permitir um avanço considerável na obra e redução de gastos com desperdícios. Ainda a possibilidade de consideração com interação com as vigas, formando as vigas mistas.

O sistema misto é composto quando a fôrma de aço é capaz de transmitir o cisalhamento longitudinal na interface entre o aço e o concreto. A aderência natural existente entre o aço e o concreto não é suficiente para o comportamento misto e garante-se o mesmo com a adoção de ligação mecânica e por meio de atrito. A Figura 1 apresenta o esquema das lajes mistas em que a ligação mecânica é obtida por meio de mossas nas fôrmas de aço trapezoidais (a) e a ligação por atrito se dá pelo confinamento do concreto em fôrmas de aço reentrantes (b). No Brasil, as fôrmas de aço encontradas no mercado são tipicamente as trapezoidais.



(a) Fôrma trapezoidal

(b) Fôrma Reentrante

**Figura 1 – Lajes mistas de aço e concreto. ABNT NBR 8800 (2008).**

Diversos trabalhos nacionais se dedicaram ao estudo do sistema de lajes mistas, principalmente avaliação do cisalhamento longitudinal das fôrmas de aço incorporadas junto as lajes mistas, como os trabalhos de Calixto et al. (2009), Costa et al. (2017), Kataoka et al. (2019), Silva e Silva (2019) e Britto et al. (2020). Os estados limites últimos que devem ser verificados são baseados nos seguintes modos de colapso: flexão, cisalhamento longitudinal, cisalhamento vertical e punção. Enfatiza-se que o mecanismo de falha crítico comumente é o cisalhamento longitudinal, caracterizando a laje mista como de interação parcial.

Dessa forma, atendido todos os estados limites de ruptura, tanto a temperatura ambiente e em situação de incêndio, as lajes mistas devem juntamente atender aos deslocamentos máximos em serviço (flechas) e a ocorrência de fissuração e vibrações. Usualmente, os fabricantes fornecem em forma de tabelas, para cada tipo e espessura de fôrma de aço, o vão máximo sem escoramento nas situações de vãos simples, duplos, triplos e balanços, para cada altura total da laje mista. Para a laje mista, em geral apresentam para um dado vão, definido a espessura e altura total da laje, a sua capacidade de carga sobreposta máxima.

O presente trabalho não tem como foco central estudar o comportamento das lajes mistas no estado limite último, de colapso. No entanto, as lajes são, em sua maioria, definidas com base na verificação da capacidade resistente aos vários estados limites últimos e posteriormente, analisados os deslocamentos máximos verticais em serviço.

Dado a esbelteza das lajes, a flecha geralmente é a principal verificação no estado limite de serviço. O cálculo exato das flechas é muito complexo pela dependência de inúmeras variáveis. Usualmente são divididas em flechas imediatas e as flechas diferidas no tempo. As flechas ao longo do tempo são devidas principalmente pela propriedade do concreto, com os efeitos da fluência e retração. Importante ainda ressaltar a importância da consideração da influência da fissuração do concreto, que diminui a rigidez da peça.

Métodos simplificados de avaliação das flechas são apresentados pelos códigos normativos, ao qual se destacaram aqui a abordagem de avaliação apresentados no código europeu *Eurocode 4:2004* e do código australiano *AS/NZS 2327:2017 (Australian Standard/New Zealand Standard)*.

Pesquisas recentes estudaram esse assunto avaliando a evolução das flechas no tempo e parte das constatações foram incorporadas ao modelo de previsão da *AS/NZS 2327:2017*. Destacam-se as contribuições de Ranzi et al. (2012, 2013), Gholamhoseini (2014a, 2014b), Al-deen, Ranzi e Uy (2015).

Ponto importante é a ocorrência de retração não-uniforme do concreto devido à impermeabilidade da laje, com o deck de aço. Destacam-se nesse ponto, os trabalhos de Bradford et al. (2011), Gilbert et al. (2012); Ranzi, Leoni e Zandonini (2013); Gilbert (2013), Al-deen e Ranzi (2015); Al-deen, Ranzi e Uy (2015) e Gholamhoseini et al. (2014a, 2014b). Esse fenômeno da retração não-uniforme influencia significativamente a evolução das flechas diferidas no tempo e exige novos procedimentos de análise, conforme resalta Gholamhoseini (2014a, 2014b).

Ranzi (2017) propôs uma metodologia simplificada para a avaliação do comportamento em serviço das lajes mistas de aço-concreto, já incorporadas pela norma australiana *AS/NZS 2327:2017*. Morais Oliveira et al. (2021) avaliaram a validade da abordagem para laje mistas nacional e de resultados presentes na literatura internacional, como os trabalhos de Gholamhoseini (2014a, 2014b), Al-deen, Ranzi e Uy (2015).

Dessa forma, o presente artigo apresenta uma análise comparativa das abordagens de avaliação dos deslocamentos verticais (*Eurocode 4:2004* e *AS/NZS 2327:2017*) para lajes mistas de aço e concreto

simplesmente apoiadas sob condições usuais de carregamentos em serviço. Essas abordagens são comparadas com um exemplo proposto desenvolvido com base no ensaio experimental exploratório na laje mista apresentada no trabalho de Morais Oliveira et al. (2021).

## 2. Abordagens simplificadas de avaliação dos deslocamentos verticais

O comportamento das lajes mistas em serviço é usualmente calculado pelo método clássico, com adaptações das hipóteses da viga de Euler-Bernoulli e comportamento elástico-linear às peças de concreto. As equações consideram, em geral, o equilíbrio, compatibilidade de deformações e leis constitutivas dos materiais. Para a estrutura com a seção mista realiza-se o procedimento de homogeneização da seção.

Assume-se interação total da laje em serviço (não ocorrência de deslizamentos relativos entre aço e o concreto), situação comum apresentada pelas peças na condição em serviço como observado nos resultados dos ensaios experimentais da literatura. As seções seguintes apresentam de maneira sucinta os pontos principais de consideração dos modelos das normativas.

### 2.1 Abordagem de avaliação do Eurocode 4:2004

O método não explicita os efeitos da retração, sendo este o principal método encontrado na verificação das flechas em livros e manuais técnicos. Citam que as flechas devidas ao carregamento devem ser calculadas usando análise elástica e cinemática de *Euler-Bernoulli* com as seguintes hipóteses:

- Seções planas permanecem planas após a flexão, isto é, as deformações longitudinais do concreto e aço em qualquer seção transversal da fôrma de aço é proporcional à distância da fibra da linha neutra da seção mista;
- As tensões são proporcionais às deformações tanto no concreto como no aço em carregamento de serviço;
- Toda a seção transversal de aço deve ser utilizada, exceto quando reduzida por furos;
- Momento de inércia usado nos cálculos da flecha deve ser considerado como a média da seção não-fissurada e fissurada;
- Para a consideração da fluência usualmente utiliza-se um módulo de elasticidade reduzido.

O *Eurocode 4:2004*, apresenta a avaliação do efeito de deformação lenta, adotando o procedimento simplificado como apresentado para as vigas mistas, dividindo por 2 o módulo de elasticidade do concreto (Equação 1).

$$E'_{cm} = \frac{1}{2} \cdot E_{cm} \quad (1)$$

Sobre o momento de inércia da seção adota-se a média apresentada pela seção mista fissurada ( $I_{cr}$ ) e não-fissurada do concreto ( $I_{uncr}$ ); para levar em conta a ocorrência da fissuração do concreto, conforme Equação 2.

$$I_m = \frac{I_{uncr} + I_{cr}}{2} \quad (2)$$

### 2.2 Abordagem de avaliação simplificada da norma australiana AS/NZS 2327:2017

Proposto pela recente atualização da norma AS/NZS 2327:2017 e apresentado com mais detalhes em Al-deen e Ranzi (2015) e Ranzi (2017), leva em conta explicitamente os fatores que influem no comportamento ao longo do tempo. A flecha na fôrma de aço isolada é calculada na fase antes da cura, assim como as flechas imediatas após a cura e aplicação das sobrecargas. O modelo incorpora a contribuição da rigidez do concreto fissurado, as parcelas de flechas devidas à fluência e à retração não-uniforme.

A norma indica que o procedimento se aplica ao projeto de lajes mistas quando os efeitos dos deslizamentos são considerados insignificantes. Se não for atendido, ancoragens de extremidades devem ser providenciadas ou, alternativamente, as flechas devem incluir o efeito do deslizamento relativo.

A flecha total  $\delta_{tot}$  é dada pela soma das flechas imediatas e as diferidas no tempo causadas pelas cargas permanentes e parcela das variáveis, efeitos da fluência e da retração.

A flecha total é dada por (Equação 3):

$$\delta_{tot} = \delta_0 + \delta_{cc} + \delta_{sh} \quad (3)$$

Onde:  $\delta_0$  = flecha imediata;  $\delta_{cc}$  = flecha devido a fluência (*creep*);  $\delta_{sh}$  = flecha devido a retração (*shrinkage*)

### 2.2.1 Flechas imediatas

As parcelas de flechas imediatas  $\delta_0$  que ocorrem na aplicação dos carregamentos externos devem ser calculadas utilizando o valor de  $E_c$  (valor médio do módulo de elasticidade do concreto determinado no momento considerado) e o valor do momento de inércia ( $I_{ef}$ ). Cita que as propriedades do material para o concreto devem ser aquelas correspondentes à idade da laje mista quando as cargas externas são aplicadas pela primeira vez.

O valor de inércia efetiva  $I_{ef}$ , para a avaliação da seção arbitrada, se assemelha ao Modelo de Branson, que é dado pela Equação 4.

$$I_{ef} = I_{cr} + (I_{un-cr} - I_{cr})(M_{cr}/M_s)^3 \leq I_{ef,max} \quad (4)$$

Onde:

$I_{ef,max}$  = máximo momento de inércia efetivo e igual a  $I_{un-cr}$ ;

$I_{cr}$  = momento de inércia da seção da laje fissurada (desprezando contribuição do concreto tracionado) e com as armaduras de reforço e fôrma de aço transformadas em área de concreto equivalente;

$I_{un-cr}$  = momento de inércia da seção não-fissurada e com as armaduras de reforço e fôrma de aço transformadas em área de concreto equivalente;

$M_s$  = máximo momento em serviço na seção;  $M_{cr}$  = momento de fissuração, dado por (Equação 5).

A norma traz o processo simplificado para o cálculo do valor de  $I_{ef}$  que deve ser determinado a partir dos valores da posição das seções:

(a) Para um vão simplesmente apoiado, o valor no vão central.

(b) Em uma laje contínua:

(i) para vão interno, metade do valor intermédio mais um quarto do valor de cada apoio;

(ii) para vão de extremidade, metade do valor intermédio mais metade do valor no apoio contínuo.

(c) Para um balanço, o valor no engaste.

Com base nas propriedades da seção e apresentada na sua forma geral, o momento de fissuração por se estimado conforme Equação 5.

$$M_{cr} = \frac{1}{E_c \left( \frac{R_B}{R_0} - y \frac{R_A}{R_0} \right)} (f'_{ct,f} - \sigma_{cs}) \geq 0 \quad (5)$$

No qual, as parcelas  $R_{A,0}$ ,  $R_{B,0}$  e  $R_{I,0}$  representam as rigidezes axial, do momento estático e de flexão, sem considerar nenhum efeito diferido, num tempo  $t_0$ , dadas pelas Equações 6, 7 e 8, respectivamente.

$$R_{A,0} = \sum_{i=1}^{m_c} A_{c(i)} E_{c(i),0} + \sum_{i=1}^{m_s} A_{s(i)} E_{s(i)} + A_{sd} E_{sd} = R_{A,c} + R_{A,s} + R_{A,sd} \quad (6)$$

$$R_{B,0} = \sum_{i=1}^{m_c} B_{c(i)} E_{c(i),0} + \sum_{i=1}^{m_s} y_{s(i)} A_{s(i)} E_{s(i)} + B_{sd} E_{sd} = R_{B,c} + R_{B,s} + R_{B,sd} \quad (7)$$

$$R_{I,0} = \sum_{i=1}^{m_c} I_{c(i)} E_{c(i),0} + \sum_{i=1}^{m_s} y_{s(i)}^2 A_{s(i)} E_{s(i)} + I_{sd} E_{sd} = R_{I,c} + R_{I,s} + R_{I,sd} \quad (8)$$

Onde o valor de  $R_0 = R_I R_A - R_B^2$ , e

$R_A$  é a rigidez axial calculada no tempo  $t_0$  em condições não – fissuradas;

$R_B$  é a rigidez associada com primeiro momento de área no tempo  $t_0$  em condições não – fissuradas;

$R_I$  é a rigidez a flexão calculada no tempo  $t_0$  em condições não – fissuradas.

Os subscritos ‘c’, ‘sd’, ‘s’ e retrata aos componentes: concreto (*concrete*), perfil da fôrma de aço (*steel decking*) e armaduras (*steel*) respectivamente e:

$E$  é o módulo de elasticidade;  $A$  é a área da seção;  $B$  é o primeiro momento de área (momento estático de área);  $I$  é o segundo momento de área (momento de inércia);  $y_i$  é posição do eixo vertical das barras de aço.

A máxima tensão de tração induzida por retração ( $\sigma_{sh}$ ) na fibra mais externa na qual ocorre a fissura, pode ser calculada pela Equação 9 e 10.

$$\sigma_{sh} = \frac{E_{ef,cs}}{R_{I,cs} R_{A,cs} - R_{B,cs}^2} [(R_{I,cs} - y R_{B,cs}) f_{cs1} + (R_{B,cs} - y R_{A,cs}) f_{cs2}] - E_{ef,cs} (\varepsilon_{r,cs} - y \kappa_{cs}) \quad (9)$$

$$\begin{bmatrix} f_{cs1} \\ f_{cs2} \end{bmatrix} = E_{ef,cs} \begin{bmatrix} A_c \varepsilon_{r,cs} - B_c \kappa_{r,cs} \\ -B_c \varepsilon_{r,cs} + I_c \kappa_{r,cs} \end{bmatrix} \quad (10)$$

Onde:

$A_c$  é área da seção de concreto;  $B_c$  é o primeiro momento de área do concreto;

$I_c$  é o segundo momento de área (momento de inércia) do concreto;

$R_{A,cs}$  é a rigidez axial calculada no tempo  $t_0$  para seção não fissurada usando módulo efetivo  $E_{ef,cs}$ ;

$R_{B,cs}$  é a rigidez associada com primeiro momento de área calculado em  $t_0$  na condições não – fissurada usando  $E_{ef,cs}$ ;

$R_{I,cs}$  é a rigidez a flexão calculada no tempo  $t_0$  em condições não – fissuradas usando  $E_{ef,cs}$ ;

$\epsilon_{r,cs}$  é a deformação de retração no nível de referência que define o gradiente de retração;

$\kappa_{r,cs}$  é a curvatura que define a distribuição de retração não – uniforme.

### 2.2.2 Flechas devido à fluência

A componente de flecha devido à fluência  $\delta_{cc}$  é determinada pela multiplicação da flecha imediata produzida pelo carregamento  $\delta_{0,i}$  pelo multiplicador de fluência ( $\alpha_{cc}$ ), dado na Equação 1 e 12.

$$\delta_{cc} = \delta_{0,i} \cdot \alpha_{cc} \quad (11) \quad \rightarrow \quad \alpha_{cc} = (E_c I_{ef} / E_{ef,cc} I_{ef,cc}) - 1 \quad (12)$$

Onde  $E_c$  = valor médio do módulo de deformação no tempo do primeiro carregamento, usualmente calculado aos 28 dias. A parcela  $E_{ef,cc}$  é dada pela Equação 13.

$$E_{ef,cc} = E_c / (1 + \varphi_{cc}) \quad (13)$$

$\varphi_{cc}$  = coeficiente de fluência calculado para o concreto no tempo de interesse  $t$  para o primeiro carregamento no tempo  $t_0$ , considerando as seguintes condições no cálculo da espessura fictícia  $t_h = 2A_g/u_e$ ;

(a)  $A_g$  é igual a área da seção transversal da laje mista, portanto, usando a espessura real da laje composta no cálculo de  $A_g$ ; e,

(b)  $u_e$  é tomado igual à largura da laje (assumindo, portanto, que a secagem ocorre apenas a partir da superfície exposta da laje).

$I_{ef}$  = momento de inércia efetivo usando  $E_c$  para o módulo do concreto, para idade avaliada;

$I_{ef,cc}$  = momento de inércia usando  $E_{ef,cc}$  para o módulo do concreto para tempo  $t_0$ .

O momento de inércia associado com a seção fissurada  $I_{ef,cc}$  pode assumir que a seção de concreto fissurada corresponde à identificada no tempo  $t_0$  para cálculo de flecha imediata, conforme Gholamhoseini (2014) e Watts et al. (2021) na avaliação dos efeitos diferidos ao longo do tempo nas peças de concreto. Uma estratégia é também de usar o módulo de elasticidade igual a zero para a região fissurada (Gilbert et al., 2014).

### 2.2.3 Flechas devido à retração

A componente de flecha devido à retração  $\delta_{sh}$  deve ser determinada para uma análise de longa duração, considerando apenas os efeitos expressos pela curvatura induzida pela retração, calculados pelas Equações 14 e 15, respectivamente.

$$\kappa_{sh} = (1 - \gamma_{sh}) \cdot \kappa_{sh,cr} + \gamma_{sh} \cdot \kappa_{sh,unscr} \quad (14)$$

$$\gamma_{sh} = (M_{cr}/M_s)^2 \leq 1 \quad (15)$$

Onde:  $\kappa_{cs,unscr}$  = curvatura produzida por retração sobre uma seção não-fissurada com base em uma análise de longa duração e considerando o módulo elástico efetivo  $E_{ef,cs}$  para o concreto;

$\kappa_{cs,cr}$  = curvatura produzida por retração sobre uma seção fissurada com base em uma análise de longa duração e considerando o módulo elástico efetivo  $E_{ef,cs}$  para o concreto (Equação 16).

$$E_{ef,sh} = E_c / (1 + 0,55 \cdot \varphi_{cc}) \quad (16)$$

Para laje mista simplesmente apoiada, a parcela da flecha  $\delta_{cs}$  é dada por meio da curvatura e seu vão, que pode ser estimada pela Equação 17.

$$\delta_{sh} = (\kappa_{sh} \cdot L^2) / 8 \quad (17)$$

A curvatura  $\kappa_{cs}$  é determinada com base na ponderação dos efeitos da retração em uma seção fissurada ( $\kappa_{cs,cr}$ ) e não-fissurada ( $\kappa_{cs,unscr}$ ), dados pelas Equações 18 e 19, respectivamente.

$$\kappa_{sh,unscr} = \left[ \frac{R_{B,sh,unscr}}{R_{0,sh,unscr}} \quad \frac{R_{A,sh,unscr}}{R_{0,sh,unscr}} \right] E_{ef,sh} \left[ \begin{matrix} A_{c,unscr} \cdot \epsilon_{r,sh} - B_{c,unscr} \cdot \kappa_{r,sh} \\ -B_{c,unscr} \cdot \epsilon_{r,sh} + I_{c,unscr} \cdot \kappa_{r,sh} \end{matrix} \right] \quad (18)$$

$$\kappa_{cs,cr} = \left[ \frac{R_{B,sh,cr}}{R_{0,sh,cr}} \quad \frac{R_{A,sh,cr}}{R_{0,sh,cr}} \right] E_{ef,sh} \left[ \begin{matrix} A_{c,cr} \cdot \epsilon_{r,sh} - B_{c,cr} \cdot \kappa_{r,sh} \\ -B_{c,cr} \cdot \epsilon_{r,sh} + I_{c,cr} \cdot \kappa_{r,sh} \end{matrix} \right] \quad (19)$$

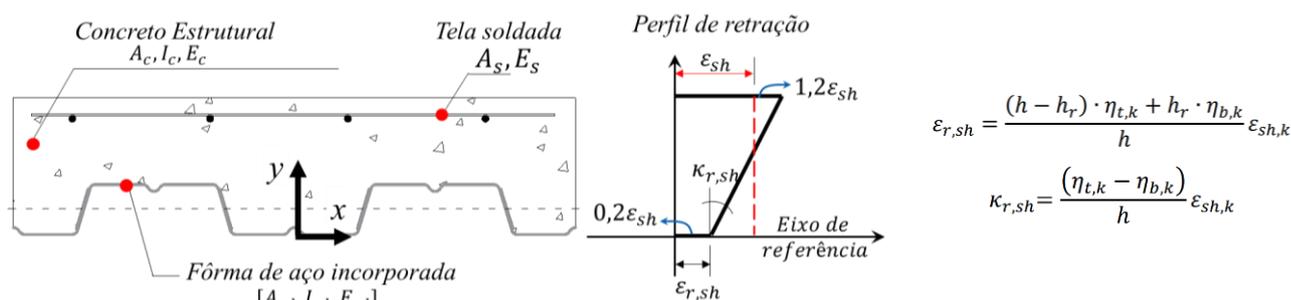
Onde:

$\kappa_{cs,unscr}$  é a curvatura induzida pela retração sobre a seção não-fissurada com o módulo efetivo do concreto

$\kappa_{cs,cr}$  é a curvatura induzida pela retração sobre a seção fissurada com o módulo efetivo  $E_{ef,cs}$ ;

### 2.2.3.1 Perfil de retração não-uniforme

No método simplificado, o perfil de retração utilizado no cálculo da flecha devido à retração e o momento de fissuração pode se basear em uma distribuição de retração linearmente variável com uma deformação de  $\eta_{b,k} = 0,2\varepsilon_{sh}$  na face inferior da laje e  $\eta_{t,k} = 1,2\varepsilon_{sh}$  na superfície exposta da laje, onde  $\varepsilon_{sh}$  é a deformação de retração de concreto. A deformação e curvatura de referência devido à retração são mostradas na Figura 2.



**Figura 2 – Gradiente de retração linear e sistema de eixo de referência.**

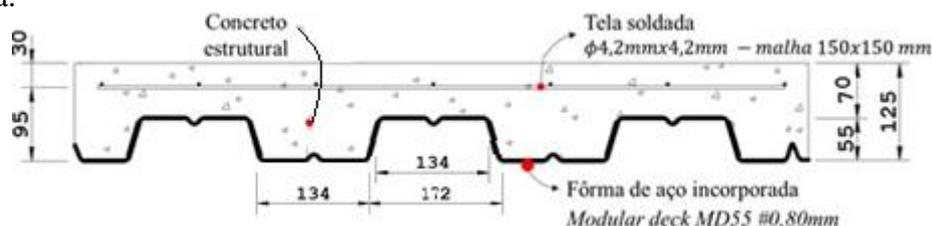
O valor da deformação de referência de  $\varepsilon_{sh}$  pode ser calculado de acordo com as normas de previsão para concreto estrutural, como o Anexo A da ABNT NBR 618:2014, e adota uma espessura fictícia igual à espessura da laje.

### 3. Exemplo Proposto: avaliação das flechas pelas abordagens Eurocode 4:2004 e AS/NZS 2327:2017

A partir do ensaio de longa duração realizado por Morais Oliveira et al. (2021) realiza-se a comparação entre os resultados da avaliação de previsão das flechas totais para a laje mista. Ela consiste de uma fôrma de aço incorporada MD55 (Modular, 2014), do tipo trapezoidal, com espessura nominal de 0,80 mm, desconsiderando o revestimento de 0,04 mm de zinco por superfície, uma espessura efetiva de 0,76 mm. Possui área de 975 mm<sup>2</sup>/m e inércia de 565.500 mm<sup>4</sup>/m. Pela simetria da fôrma, possui altura do centróide da seção de 27,5 mm. O aço do deck apresenta módulo elástico de  $E_{sd} = 204$  GPa e a tela soldada de  $E_s = 191$  GPa.

O concreto foi composto por agregados naturais de peso normal com composição do traço em massa foi: 1:2,47:2,83:0,56, utilizando brita 1 e areia de rio e cimento CPII-Z-32. A resistência a compressão foi de aproximadamente  $f_{cm} = 31$  MPa e, resistência à tração na flexão de  $f_{ct,f} = 3,50$  MPa aos 28 dias, com um módulo elástico avaliado em  $E_c = 30$  GPa. A laje mista passou por cura úmida por 7 dias. A tela de aço soldada usada foi de 4,2 mm com malha de 150 mm (92 mm<sup>2</sup>/m), disposta a 30 mm da face superior.

A Figura 3 apresenta a seção transversal da laje mista avaliada. O protótipo da laje mista tem altura total de 125 mm com vão total de 3.200 mm e vão efetivo de 3.000 mm, com sistema estrutural na condição simplesmente apoiada.



**Figura 3 – Dimensões da seção transversal da laje mista (largura unitária) e dimensões em mm.**

A Figura 4 apresenta em detalhes a instrumentação composta basicamente por relógios comparadores. O carregamento da laje foi composto por carga uniformemente distribuída por meio de prismas de concreto sobrepostos na laje mista, sobre peças de madeirite. Uma camada de argamassa impermeável foi aplicada nas faces laterais da laje, de modo, a simular um pano de laje adjacente, com objetivo de não permitir secagem por essas faces.

A temperatura e umidade relativa do ar do ensaio foram monitoradas, com médias de 21,5°C e 58,2%, respectivamente. Nenhum deslizamento relativo entre o aço e concreto foi verificado por meio dos relógios de extremidade.

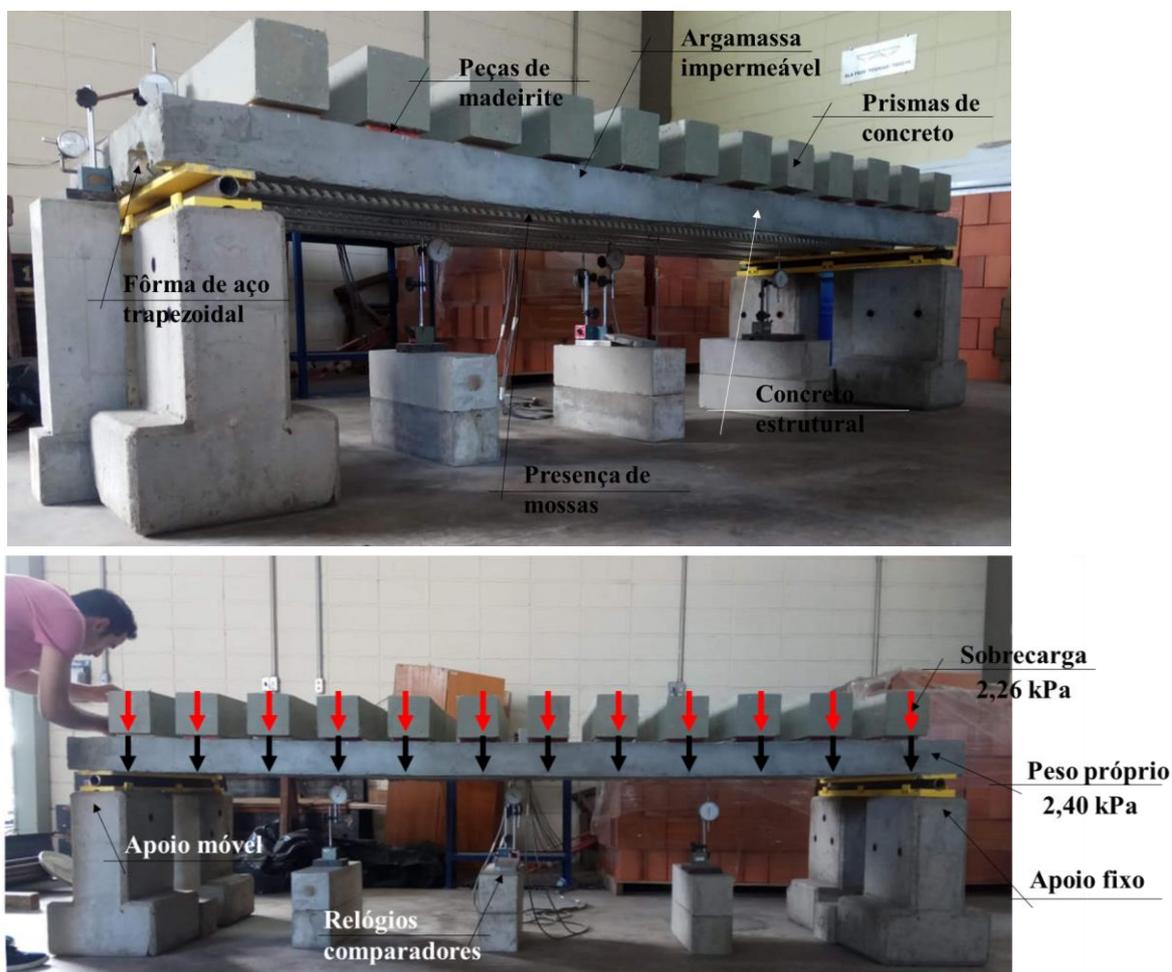


Figura 4 – Ensaio de longa duração da laje mista de Morais Oliveira et al (2021).

Os carregamentos da laje são constituídos das parcelas devidas ao peso próprio avaliadas em 2,40 kPa e de sobrecarga impostas (*simuladas pelos prismas de concreto*) de 2,26 kPa. Uma segunda adição de sobrecarga de 2,34 kPa é simulada, de modo a ter carregamento total de 7,00 kPa. A carga em serviço corresponde na ordem de 50 e 70% da capacidade última resistente estimada.

### 3.1 Abordagem do Eurocode 4:2004 na avaliação dos deslocamentos verticais

Com base nas características e propriedades da laje mista e usando o roteiro para determinação das propriedades geométricas relativas ao momento de inércia ( $I$ ) apresentado por Grossi (2016), a flecha da laje mista ( $\delta_{tot}$ ) é dada pela Equação 20 para laje mista simplesmente apoiada, tomada com propriedade de rigidez unidirecional. A primeira avaliação se dá com a carga em serviço devido ao peso próprio e a sobrecarga 01 e a segunda avaliação, considera adição da sobrecarga 02.

$$\delta_{tot} = \frac{5}{384} \cdot \frac{p_{serviço} \cdot l^4}{E_{sd} I_{cm}} = \frac{5}{384} \cdot \frac{4,66 \text{ N/mm} \cdot (3.000 \text{ mm})^4}{204.000 \text{ N/mm}^2 \cdot 7.846.800 \text{ mm}^4} = 3,07 \text{ mm} \quad (20)$$

$$= \frac{5}{384} \cdot \frac{7,00 \text{ N/mm} \cdot (3.000 \text{ mm})^4}{204.000 \text{ N/mm}^2 \cdot 7.846.800 \text{ mm}^4} = 4,61 \text{ mm}$$

Para a homogeneização, foi considerado a razão modular,  $n$ , considerando os efeitos de longa duração com módulo reduzido, conforme Eq. 1. Utiliza-se uma seção T equivalente, considerando largura unitária. A inércia da seção não-fissurada e fissurada, conforme procedimento é de 10.337.783 e 5.355.816  $\text{mm}^4/\text{m}$ , respectivamente, relativo ao módulo elástico do aço da fôrma incorporada. A inércia é tomada como a média dos valores acima.

O valor corresponde a razão flecha/vão de 4,61 mm / 3.000 mm = 1/650, para o carregamento total, bem inferior a L/250 usualmente adotado nas estruturas de concreto. Para a verificação das flechas devido à sobrecarga, a flecha é estimada proporcionalmente em 3.03 mm, corresponde a 1/990, valor bem inferior ao limite de L/350, disposto pela norma ABNT NBR 8800:2008.

### 3.2 Abordagem simplificada da AS/NZS 2327:2017 na avaliação dos deslocamentos verticais

Conforme indicação da abordagem, a laje mista apresenta as seguintes parcelas de flecha:

- Flechas imediatas: devido peso próprio ( $\delta_{0,8d}$ ) e sobrecargas 01 e 02 ( $\delta_{1,28d}$ );
- Flechas diferidas: parcela devido à fluência: sobrecarga 1 e 2 ( $\delta_{cc}$ ) e parcela devido à retração: ( $\delta_{sh}$ ).

Dessa forma, com base nos dados pressupostos o cálculo de cada parcela parte dos equacionamentos apresentados na seção 2.2. Um resumo dos dados de entrada é apresentado na Tabela 1.

**Tabela 1 – Dados para análise por meio das rigidezes da seção em ( $t_0$ ).**

	Unidade	Concreto (C) não-fissurado	Concreto (C) fissurado	Fôrma de aço (sd)	Tela soldada (s)
Área (A)	mm <sup>2</sup> /m	97.454,4	29.933	975,0	102,0
Momento estático de área (B)	mm <sup>3</sup> /m	7.163.690,7	3.293.668	26.812,5	9695,6
Momento de Inércia (I)	mm <sup>4</sup> /m	635.595.091	364.648.226	1.302.894	921.189
Módulo de elasticidade (E)	N/mm <sup>2</sup>	30.000	30.000	204.000	191.000
Seção não-fissurada: $R_{A,0,uncr} = 3.139 \times 10^6 \text{N}$ ; $R_{B,0} = 2.219 \times 10^8 \text{Nmm}$ ; $R_{I,0} = 1.948 \times 10^{10} \text{Nmm}^2$					
Seção fissurada: $R_{A,0,cr} = 1.113 \times 10^6 \text{N}$ ; $R_{B,0,cr} = 1.058 \times 10^8 \text{Nmm}$ ; $R_{I,0,cr} = 1.135 \times 10^{10} \text{Nmm}^2$					

O momento de fissuração para a seção mista sem levar em conta a retração é de  $M_{cr} = 8,3 \text{ kNm}$ . A tensão de tração induzida pela retração é obtida, conforme Equações 7, 11 e 12.

Na avaliação na idade  $t = 10.000 \text{ dias}$ , a retração possui valor de  $\varepsilon_{sh}(\infty, 7) = -550 \cdot 10^{-6} \mu\epsilon$  e coeficiente de fluência de  $\varphi(\infty, 28) = 2,50$ , ambos calculados conforme recomendações da norma brasileira ABNT NBR 6118:2014.

Para a idade de ocorrência de todos os efeitos diferidos na laje mista, a tensão de retração induzida pela retração obtida é estimada em  $\sigma_{cs} = 0,96 \text{ MPa}$  e o momento de fissuração de  $M_{cr,sh(\infty)} = 6,1 \text{ kNm}$ .

#### 3.2.1 Parcelas de flechas imediatas

O momento em serviço devido ao peso próprio  $p_{pp} = 2,40 \text{ kPa}$  é  $M_{s1} = 2,70 \text{ kNm} < M_{cr}$ . A flecha imediata devido ao peso próprio é de  $\delta_0 = 0,67 \text{ mm}$ .

Para o momento em serviço na idade considerada de 28 dias, com aumento de  $p_1 = 2,26 \text{ kPa}$  é  $M_{s2} = 5,24 \text{ kNm} < M_{cr}$ . A flecha imediata devido à sobrecarga 1 é de  $\delta_1 = 0,63 \text{ mm}$ . Com flecha imediata total de  $\delta_{0,tot} = 1,30 \text{ mm}$ .

Com adição da segunda sobrecarga  $p_2 = 2,34 \text{ kPa}$ , o momento em serviço total é  $M_{s2} = 7,88 \text{ kNm} > M_{cr}$ . A flecha imediata para é estimada em  $\delta_2 = 1,33 \text{ mm}$ . Nota-se que com a adição da segunda sobrecarga a laje é avaliada numa condição fissurada, empregando-se a Eq. 4 para a inércia efetiva da seção. A flecha imediata total para essa situação é de  $\delta_{0,tot} = 2,00 \text{ mm}$ .

#### 3.2.2 Parcela diferida de flecha devido à fluência

A parcela de flecha máxima devido à fluência para a sobrecarga imposta ( $\delta_{cc,sob1,\infty}$ ) é dada pelas Eqs 11-13. A inércia efetiva  $I_{ef}$  e  $I_{ef,cc}$  são calculadas com módulos  $E_c$  e  $E_{ef,cc}$ , respectivamente, levando em conta a possibilidade de fissuração e, conseqüente ponderação com o momento de fissuração.

Na consideração da atuação de uma carga sobreposta correspondente a apenas à da sobrecarga 1, tem-se as inércias efetivas estimadas em  $I_{ef} = 164,1 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{m}$  e  $I_{ef,cc} = 126,3 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{m}$ . Assim,  $\alpha_{cc,2(\infty)} = 1,69$  e  $\delta_{cc,\infty} = 0,63 \text{ mm} \cdot 1,68 = 1,07 \text{ mm}$ .

Com a adição da sobrecarga 2, a seção está fissurada, com inércias efetivas estimadas em  $I_{ef} = 71,5 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{m}$  e  $I_{ef,cc} = 84,4 \times 10^6 \text{ mm}^4/\text{m}$ . Assim,  $\alpha_{cc,2(\infty)} = 1,96$  e  $\delta_{cc,\infty} = 1,33 \text{ mm} \cdot 1,96 = 2,60 \text{ mm}$ .

Dessa forma, as flechas considerando as parcelas devidas à flecha imediata e à flecha devido a fluência são de:

- Sobrecarga (1):  $\delta_{(imediatea+fluencia)} = 1,33 + 1,07 = 2,40 \text{ mm}$
- Sobrecarga (1+2):  $\delta_{(imediatea+fluencia)} = 2,00 + 2,60 = 4,60 \text{ mm}$

Destaca-se que os valores, comparativamente aos obtidos pelo Eurocode 4 (2004), são relativamente próximos, levando em conta as parcelas de flechas imediatas e devido à fluência. No entanto, conforme visto na literatura, a parcela de retração merece atenção e consideração nos cálculos, a seguir.

### 3.2.3 Parcela diferida de flecha devido à retração

A parcela de flecha máxima devida à retração  $\delta_{sh,\infty}$  é determinado com base na curvatura induzida pela retração  $\kappa_{sh}$ , estimadas conforme descrição na seção 2.2.3. O módulo efetivo do concreto para a retração ( $E_{ef,sh}$ ) é calculado conforme Eq. 16. As deformações de retração de referência  $\varepsilon_{r,sh,\infty}$  e curvatura  $\kappa_{r,sh,\infty}$ , são tomadas conforme Figura 2:  $E_{ef,sh} = 12.687 \text{ MPa}$ ,  $\varepsilon_{r,sh,\infty} = -110 \cdot 10^{-6} \text{ mm/mm}$  e  $\kappa_{r,sh,\infty} = -4,38 \text{ mm}^{-1}$ .

Dado a ocorrência ou não de fissuração da seção, um resumo dos dados para a obtenção das curvaturas devido à retração não-uniforme é apresentado na Tabela 2, de modo a permitir sua reprodução, onde ‘*uncr*’ é não-fissurado e ‘*cr*’ é fissurado, dos termos em inglês *uncracked* e *cracked*, respectivamente.

**Tabela 2 – Resumo dos dados para cálculo da parcela de flecha devido à retração**

Seção não-fissurada:	$R_{A,cs,uncr} = 1.448,1 \times 10^6 \text{ N}$ ; $R_{B,cs,uncr} = -976,9 \times 10^8 \text{ Nmm}$ ; $R_{0,cs,uncr} = 2.706,1 \cdot 10^{18} \text{ N}^2 \text{ mm}^2$ ; $A_{c,uncr} = 97.454,4 \text{ mm}^2$ ; $B_{c,uncr} = -7.163.691 \text{ mm}^3$ ; $I_{c,uncr,r} = 635,6 \times 10^6 \text{ mm}^4$ .
Seção fissurada:	$R_{A,cs,cr} = 742,2 \times 10^6 \text{ N}$ ; $R_{B,cs,cr} = -619,2 \times 10^8 \text{ Nmm}$ ; $R_{0,cs,cr} = 773,7 \cdot 10^{18} \text{ N}^2 \text{ mm}^2$ ; $A_{c,cr} = 41.569,7 \text{ mm}^2$ ; $B_{c,cr} = -4.332,2 \text{ mm}^3$ ; $I_{c,cr,r} = 457,5 \times 10^6 \text{ mm}^4$

Como verificado, diante a ação de uma carga imposta correspondente a sobrecarga 1 a laje não apresenta concreto fissurado. Com a adição do nível de carregamento da sobrecarga 2, a laje deve ser analisada com seção de concreto fissurado. A curvatura da seção da laje mista com o concreto não-fissurado e fissurado, é obtida conforme Eqs. 18-19.

$$\kappa_{cs,uncr,\infty} = \left[ \frac{R_{B,cs,uncr}}{R_{0,cs,uncr}} \frac{R_{A,cs,uncr}}{R_{0,cs,uncr}} \right] E_{ef,cs} \left[ \frac{A_{c,uncr} \cdot \varepsilon_{r,cs} - B_{c,uncr} \cdot \kappa_{r,cs}}{-B_{c,uncr} \cdot \varepsilon_{r,cs} + I_{c,uncr} \cdot \kappa_{r,cs}} \right] = -4,96 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

$$\kappa_{cs,cr} = \left[ \frac{R_{B,sh,cr}}{R_{0,sh,cr}} \frac{R_{A,sh,cr}}{R_{0,sh,cr}} \right] E_{ef,sh} \left[ \frac{A_{c,cr} \cdot \varepsilon_{r,sh} - B_{c,cr} \cdot \kappa_{r,sh}}{-B_{c,cr} \cdot \varepsilon_{r,sh} + I_{c,cr} \cdot \kappa_{r,sh}} \right] = -6,27 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$$

Para o primeiro caso de carregamento (peso próprio + sobrecarga 1), com a seção não fissurada, o termo  $\gamma_{sh} = 1$  e  $\kappa_{cs} = \kappa_{cs,uncr}$ , e usa-se as rigidezes associadas a seção não-fissurada, e, portanto, a flecha independe do carregamento aplicado. Para o segundo caso de carregamento considerado,  $\gamma_{sh} = 0,63$  e a curvatura efetiva (Eqs. 14 e 15) é de  $\kappa_{cs} = -5,45 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$ , tendo influência indireta do nível de carregamento devido a ocorrência da fissuração.

Obtidas as curvaturas da seção (meio do vão), a parcela de flecha devido à retração é dada pela Eq. 17.

$$\delta_{sh(\infty),1} = (\kappa_{sh} \cdot L^2)/8 = (4,96 \cdot 10^{-6} \cdot 3000^2)/8 = 5,57 \text{ mm}$$

$$\delta_{sh(\infty),2} = (\kappa_{sh} \cdot L^2)/8 = (5,45 \cdot 10^{-6} \cdot 3000^2)/8 = 6,13 \text{ mm}$$

Dessa forma, para o primeiro nível de carregamento considerado a flecha prevista pela abordagem simplificada da AS/NZS 2327:2017 tem valor total de flechas imediatas de  $\delta_{0,tot} = 1,33 \text{ mm}$  e diferidas  $(\delta_{cc} + \delta_{sh}) = 1,07 + 5,57 = 6,64 \text{ mm}$ , totalizando 7,97 mm. Para o segundo caso de carregamento, tem-se:  $\delta_{0,tot} = 2,00 \text{ mm}$  e diferidas  $(\delta_{cc} + \delta_{sh}) = 2,60 + 6,13 = 8,73 \text{ mm}$ , totalizando 10,73 mm.

A parcela de flechas devido à retração não-uniforme representou o montante mais expressivo, com participação de 70% e 57% para os dois casos de carregamentos considerados, respectivamente.

## 4. Conclusões

As lajes mistas frequentemente apresentam como uma solução para pavimentos em edificações, pontes e viadutos. O presente trabalho discutiu sobre a avaliação do estado limite de serviço dos deslocamentos verticais das lajes mistas de aço e concreto. Algumas conclusões relevantes são apresentadas:

- A apresentação e a comparação das duas principais abordagens de avaliação do cálculo das flechas para laje mista, demonstra a diferença de complexidade e consideração das variáveis nos cálculos;
- A abordagem mais atual e recomendada AS/NZS 2327:2017, para o exemplo proposto, estimou uma flecha total de  $\delta_{tot} = 7,97 \text{ mm}$ , contra  $\delta_{tot} = 3,07 \text{ mm}$  do Eurocode 4:2004, ou seja, a primeira é 2,58 vezes maior para caso do primeiro carregamento considerado; para o segundo caso, a flecha total estimadas foram de 10,73 mm contra 4,61mm, com a abordagem australiana superando 2,33 vezes as previsões do modelo europeu.
- Conforme análise experimental de Morais Oliveira et al. (2021), os resultados se mostraram adequados diante a comparação dos modelos, dado boa concordância observado com o modelo da norma australiana AS/NZS 2327 (2017). Enquanto o modelo do Eurocode 4 (2004) subestimou as avaliações.
- Para os limites usuais de flechas de  $(L/250)$ , o segundo caso avaliado é mais crítico, no entanto, ainda atende o ELS ( $10,73 \text{ mm} < 12,00 \text{ mm}$  [ $3.000\text{mm}/250$ ]);
- A parcela de retração que independe diretamente do carregamento aplicado, representou para o exemplo, 70% da flecha total máxima decorrido todos os efeitos diferidos no tempo. Diante a

ocorrência de fissuração, representou 57%, no entanto essa flecha devido à retração foi 10% maior. Ao qual reforça sua importância na análise.

- Dessa maneira, dado o avanço de melhoria da interação aço e concreto das telhas-fôrmas como obtido por Simões e Pereira (2020), e de vãos e/ou carregamentos maiores, como nas lajes mista protendidas (Ranzi et al, 2013 e Ranzi e Ostinelli (2017), conclui-se que os projetistas devem avaliar a necessidade da consideração de modelos mais representativos na consideração dos efeitos diferidos no tempo (retração não-uniforme e fluência) e da fissuração do concreto na avaliação mais adequada do comportamento em serviço das laje mistas.

## Agradecimentos

Os autores agradecem o apoio financeiro fornecido pela CAPES (Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior) e pela Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP - 2019/03513-5).

## Referências

- ABDULLAH, R. Experimental evaluation and analytical modeling of shear bond in composite slabs. 208p. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) – Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, 2004.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118**: Projeto de estruturas de concreto - Procedimento. Rio de Janeiro, 2008.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.
- AL-DEEN, S.; RANZI, G. Effects of Non-uniform Shrinkage on the Long-term Behavior of Composite Steel-Concrete Slabs. *International Journal of Steel Structures*. v.15, n.2, p.415-162, 2015.
- AL-DEEN, S.; RANZI, G.; UY, B. Non-uniform shrinkage in simply-supported composite steel-concrete slabs. *Steel and Composite Structures: An International Journal*. v.18, n.2, p. 375 – 394, 2015.
- AUSTRALIAN STANDARD/NEW ZEALAND STANDARD. **AS/NZS 2327**: Composite Structures – Composite Steel-Concrete Construction Buildings. Wellington, 2017.
- BRADFORD, M.; GILBERT, R. I.; ZEUNER, R.; BROCK, G. Shrinkage Deformations of Composite Slabs with Open Trapezoidal Sheeting. *Procedia Engineering*. n. 14, p. 52-61, 2011.
- BRITTO, G. F. J.; SILVA, V. S.; GONÇALVES, J. P. Experimental analysis of longitudinal shear of composite slabs. *Ibracon Structures and Materials Journal*, n. 3, p.515-542, 2020.
- CALIXTO, J. M.; BRENOLAN, G.; PIMENTA, R. Comparative Study of Longitudinal Shear Design Criteria for Composite Slabs. *Ibracon Structures and Materials Journal*, n.2, p.124-141, 2009.
- COSTA, R. S.; LAVALL, A. C. C.; RODRIGUES, F. C. Experimental study of the influence of friction at the supports on longitudinal shear resistance of composite slabs. *Ibracon Structures and Materials Journal*, n. 5, p. 1075-1086, 2017.
- EN 1994-1-1:2004. **Eurocode 4** – Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General Rules for Buildings. Bruxelas, Bélgica, 2004.
- GHOLAMHOSEINI, A. Long-term deformation of composite concrete slabs. *Concrete in Australia*. v. 38, n.4, p.25-32, 2014a.
- GHOLAMHOSEINI, A. Time-dependent deflection of composite concrete slabs. *ACI Structural Journal*. v. 111, n.4, p.765-776, 2014b.
- GILBERT, R. I. Time-Dependent Stiffness of Cracked Reinforce and Composite Concrete Slabs. *Procedia Engineering*, n. 57, p. 19-34, 2013.
- GILBERT, R. I.; BRADFORD, M. A.; GHOLAMHOSEINI, A.; CHANG, Z. T. Effects of shrinkage on the long-term stress and deformations of composite concrete slabs. *Engineering Structures*. n. 40, p. 9-19, 2012.
- GILBERT, R. I.; RANZI, G. Time-Dependent Behaviour of Concrete Structures. Nova York: Spon Press, 2011.
- KATAOKA, M. N.; FRIEDRICH, J.; EL DEBS, A. L. H. C. Experimental investigation of longitudinal shear behavior for composite floor slab. *Steel and Composite Structures*. v. 23, p. 351-362, 2017.
- MODULAR. *Modular Sistemas Construtivos*: Modular Deck MD 55, 2014.
- MORAIS OLIVEIRA, L. A.; BORGHI, T. M.; RODRIGUES, Y. O.; EL DEBS, A. L. H. C. Assessment of design codes for the in-service behaviour of steel-concrete composite slabs. *Ibracon Structures and Materials Journal (Aceito para publicação)*, 2021.
- RANZI, G.; AL-DEEN, S.; AMBROGI, L.; UY, B. Long-term behaviour of simply-supported post-tensioned composite slabs. *Journal of Constructional Steel Research*. n.88, p. 172 – 180, 2013.
- RANZI, G. OSTINELLI, A. Ultimate behaviour and design of post-tensioned composite slabs. *Engineering Structures*, n. 150, p. 711-718, 2017.
- RANZI, G. Service design approach for composite steel-concrete floors. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*. v. 171, n.1, p. 38-49, 2017.
- RANZI G.; LEONI, G.; ZANDONINI R. State of the art on the time-dependent behaviour of composite steel-concrete structures. *Journal of Constructional Steel Research* 80: 252–263, 2013.
- SILVA, A. R.; SILVA, P. B. Nonlinear numerical analysis of composite slabs with steel decking. *Ibracon Structures and Materials Journal*, n.5, p. 972-997, 2019.
- SIMÕES, R. A. D.; PEREIRA, M. An innovative system to increase the longitudinal shear capacity of composite slabs. *Steel and Composite Structures*, v.35 (4), p. 509-525, 2020.