

AValiação Numérica da Influência do Tipo de Carregamento na Largura Efetiva de Pontes Mistas de Aço e Concreto em Seção Caixa

NUMERICAL ASSESSMENT OF THE LOAD TYPE INFLUENCE IN THE STEEL-CONCRETE COMPOSITE BOX GIRDER BRIDGES EFFECTIVE WIDTH

Renato Silva Nicoletti ¹

Alexandre Rossi ²

Alex Sander Clemente de Souza ³

Carlos Humberto Martins ⁴

Resumo: As vigas mistas de aço e concreto apresentam melhor rigidez, resistência e ductilidade comparadas às vigas de concreto armado e de aço. Entretanto, no que diz respeito à distribuição dos esforços, as tensões na laje de concreto não são uniformes, acarretando em seções não planas após o carregamento. Visto isso, para utilizar a hipótese das seções planas de Navier-Bernoulli, surge o conceito de largura efetiva. O trabalho em questão avaliou numericamente no *software* Abaqus® a influência do tipo de carregamento na largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em seção caixa. Mais especificamente, realizou-se uma análise paramétrica variando a geometria da seção mista e o vão longitudinal, para situações de carregamento distribuído uniformemente no tabuleiro e pontuais no meio do vão. A largura efetiva mostrou-se proporcional à altura da laje e ao comprimento de vão longitudinal. Quanto à forma de aplicação do carregamento, os modelos com carregamento distribuído apresentaram valores de largura efetiva superiores aos com carregamento pontual.

Palavras-chaves: Largura efetiva; Carregamento; Pontes mistas de aço e concreto; Seção caixa; Análise numérica.

Abstract: Steel-concrete composite girders have better rigidity, strength and ductility compared to reinforced concrete and steel girders. However, the stresses in the concrete slab are not uniform, resulting in non-flat sections after loading. Therefore, in order to use the Navier-Bernoulli flat sections hypothesis, the concept of effective width is used. This paper evaluated numerically in Abaqus® software the load type influence in the steel-concrete composite box girder bridges effective width. More specifically, a parametric analysis was performed, varying the geometry of the composite section and the longitudinal span, for distributed load on the slab and concentrated load in the middle of the span. The numerical effective width was proportional to the slab height and the length of the longitudinal span. In addition, the models with distributed load showed values of effective width higher than those with concentrated load.

Keywords: Effective width; Loading; Steel-concrete composite bridges; Box girder section; Numerical analysis.

¹ Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), email: renato_nicoletti@hotmail.com

² Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), email: alexandre-rossi@hotmail.com

³ Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), e-mail: alex@ufscar.br

⁴ Universidade Estadual de Maringá (UEM), e-mail: chmartins@uem.br

1 Introdução

Por definição, um elemento misto de aço e concreto é definido como a associação mecânica, por atrito ou por simples aderência e repartição de cargas, entre um perfil de aço com um elemento estrutural em concreto, resistindo em conjunto aos esforços solicitantes, numa situação em que se busca a predominância de esforços de tração no aço e de compressão no concreto. Em especial, as vigas mistas de aço e concreto possuem uma melhor rigidez, resistência e ductilidade comparadas às vigas de concreto armado e de aço, em decorrência da sinergia entre tais materiais.

As vantagens e aplicações de elementos mistos de aço e concreto têm sido defendidas e discutidas por diversos pesquisadores (BEZERRA *et al.*, 2018b, 2018a; LI; HE, 2018; QIANG; YAOZHUANG; KOLOZVARI, 2018; RANZI, 2018; XU; SUGIURA; SU, 2018; ZHOU *et al.*, 2018; CHEN *et al.*, 2019).

Nesse contexto, uma ponte mista de aço e concreto trata-se da associação entre o tabuleiro em concreto e uma ou mais vigas de aço, utilizando conectores de cisalhamento. Diversos pesquisadores têm investigado suas vantagens e desenvolvido procedimentos de projeto, construtivos e novas tecnologias (BROZZETTI, 2000; NAKAMURA *et al.*, 2002; DEMITZ; MERTZ; GILLESPIE, 2003; PINHO, F. O.; BELLEI, 2007; PEDRO *et al.*, 2017; XU; SUGIURA; SU, 2018; CHEN *et al.*, 2019; NICOLETTI; SOUZA, 2020).

Uma tipologia estrutural de pontes mistas de aço e concreto muito utilizada é a com vigas do tipo caixão, constituindo uma seção fechada, na qual as laterais (almas) e a parte inferior (mesa inferior) são em aço e a parte superior (mesa superior) é o tabuleiro em concreto, com os conectores de cisalhamento na interface. A seção caixão mista de aço e concreto apresenta diversas vantagens, como maior rigidez à torção, facilidades em termos de construção e manutenção, durabilidade e fatores estéticos. A Figura 1 exibe as configurações para pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão mais comuns, que são as trapezoidais em caixão simples e duplo caixão.

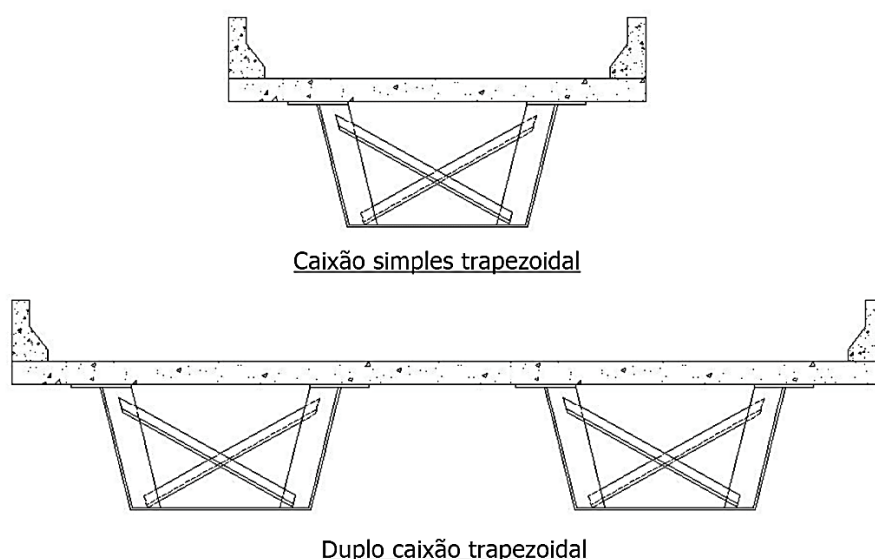


Figura 1. Principais seções transversais de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão.

Fonte: Adaptado de Pinho e Bellei (2007).

Todavia, no que diz respeito à distribuição dos esforços, nas vigas mistas de aço e concreto as tensões na laje de concreto não são uniformes, de forma que apresentam um pico de tensões na região em que a laje se apoia na viga, produzindo uma seção não plana após o

carregamento. Tal fenômeno é denominado de efeito *shear lag*. Para considerar este fenômeno, há o conceito de largura efetiva, em que apenas uma parcela da largura da laje é considerada efetiva na contribuição da capacidade resistente do elemento misto e, desta forma, a hipótese das seções planas de Navier-Bernoulli pode ser aplicada. Em outras palavras, apenas uma parcela da laje é considerada na contribuição da capacidade resistente do elemento misto. A Figura 2 apresenta o conceito de largura efetiva (b_{ef}), demonstrando que a mesma é determinada quando se iguala a área de distribuição de tensões $ABCEFG$ com a área $abcd$, delimitando uma largura na qual as tensões são máximas e uniformes.

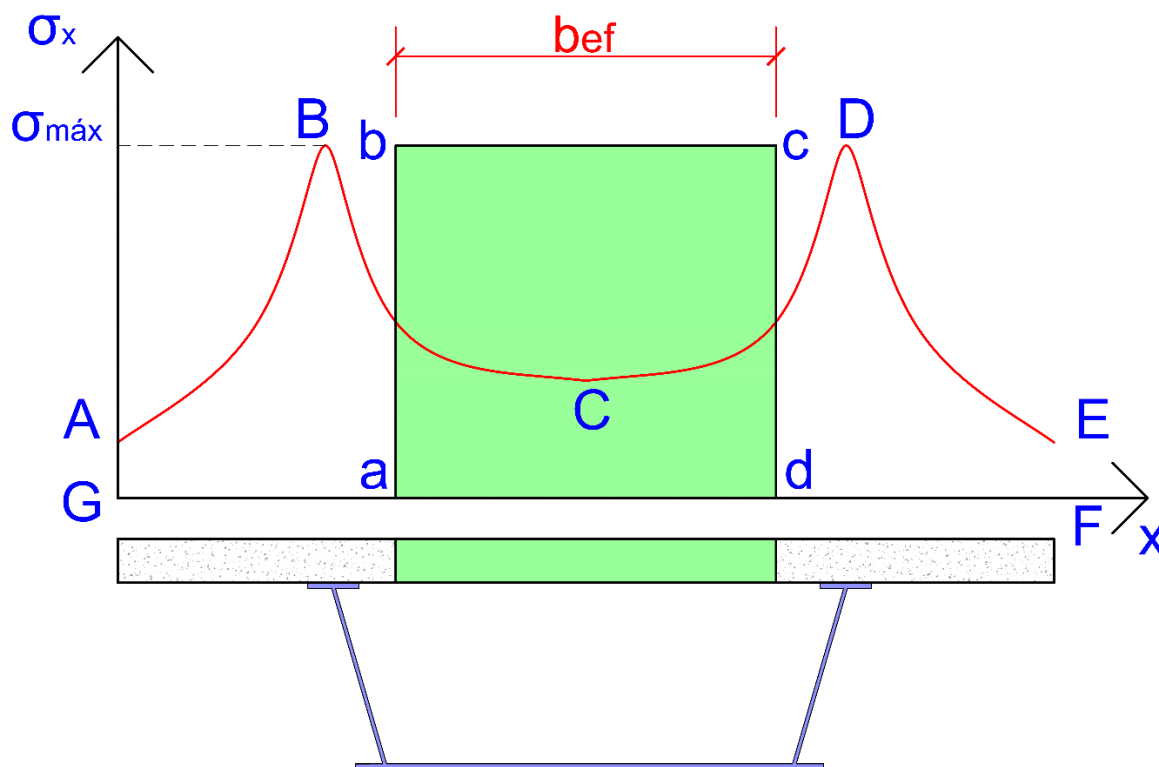


Figura 2. Definição da largura efetiva.

Fonte: Autoria própria (2020).

O efeito *shear lag* tem sido pesquisado por vários autores (DEZI; MENTRASTI, 1985; BROSNAN, D. P.; UANG, 1995; SERACINO; OEHLERS; YEO, 2001; DEZI *et al.*, 2001; AMADIO; FRAGIACOMO, 2002; CHEN; ZHANG, 2006; CASTRO; ELGHAZOU LI; IZZUDDIN, 2007; SALAMA; NASSIF, 2011; GARA, F.; RANZI, G.; LEONI, 2011; WANG; NIE, 2015; ZHU *et al.*, 2015; YUAN *et al.*, 2016; GALUPPI; ROYER-CARFAGNI, 2016; SILVA, A. R.; DIAS, 2018; LASHEEN; SHAAT; KHALIL, 2018; REGINATO; TAMAYO; MORSCH, 2018). Destes, vale salientar os trabalhos de Gara, Ranzi e Leoni (2011) e de Abbu, Ekmekyapar e Ozakça (2014) que investigaram o efeito *shear lag* em pontes mistas de aço e concreto em seção caixão; e as pesquisas de Zhu *et al.* (2015), que realizaram ensaios estáticos em pontes mistas de aço e concreto em seções compostas por dois perfis “I” e por uma seção caixão simples, sujeitas a cargas verticais de flexão e cargas de compressão por meio de protensão. Na sequência, diversas análises numéricas foram validadas com os ensaios realizados e o efeito *shear lag* foi estudado. Como resultado, foram formuladas equações para o cálculo da largura efetiva em função do tipo de carregamento e da região do vão longitudinal.

Nas normas técnicas e na literatura, não há nenhuma recomendação específica para o cálculo da largura efetiva em pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão. Como

alternativa, emprega-se as recomendações normativas existentes para pontes mistas de aço e concreto em perfis tipo “I”, sendo as principais a da norma americana AASHTO (2017) e da europeia EN 1994-2-2 (2005).

A determinação da largura efetiva influencia diretamente no dimensionamento das vigas, afetando o cálculo de momentos, esforços cisalhantes e de torção e deflexões de seções mistas, além de interferir nas dimensões do perfil de aço e no número de conectores de cisalhamentos necessários para garantir a interação entre os materiais. Portanto, caso a largura efetiva seja mal admitida, isso pode ocasionar em soluções custosas ou até mesmo inseguras para o uso.

A construção civil brasileira vem empregado cada vez mais as estruturas mistas de aço e concreto, contudo, o sistema tem um potencial muito maior de aproveitamento. Além de questões políticas e econômicas, as dificuldades em atender essa demanda também envolvem fatores técnicos. Nesse contexto, torna-se urgente o desenvolvimento de sistemas construtivos para pontes e viadutos que sejam capazes de atender à necessidade de infraestrutura com rapidez, economia e com o menor impacto ambiental possível.

Visto isso, o presente trabalho possui o objetivo de avaliar numericamente a influência do tipo de carregamento na largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão. Como objetivos específicos, pretende-se realizar um estudo paramétrico investigando a sensibilidade da largura efetiva frente a variação da altura da laje, do comprimento do vão longitudinal, da distância entre almas (configuração em caixão simples) e da distância de centro a centro entre vigas (configuração em caixão duplo).

2 Análise paramétrica

Com o intuito de estudar a largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão, foram simulados 36 modelos. Em todos, foi adotado uma seção transversal com largura de 12,80 m, laje maciça e vinculação biapojada. Previu-se ainda a disposição de diafragmas dispostos ao longo da seção transversal e longitudinal, com a finalidade de controlar a distorção provocada por carregamentos torcionais. Tais elementos foram pré-dimensionados de acordo com as recomendações da AASHTO (2017).

Utilizou-se como variáveis de estudo da análise paramétrica dos modelos:

- A configuração da seção transversal: caixão simples e duplo caixão.
- Altura da laje (h_{laje}): 100 mm, 200 mm e 300 mm;
- Comprimento do vão longitudinal (L): 10.000 mm, 30.000 mm e 50.000 mm;
- Distância entre almas na configuração em caixão simples ($D_{simples}$): 7.000 mm, 7.500 mm e 8.000 mm;
- Distância de centro a centro de caixões na configuração em caixão duplo ($D_{caixões}$): 6.700 mm, 7.200 mm e 7.900 mm.

Os valores das variáveis padrões (fixadas na análise paramétrica) de h_{laje} , L , D_{almas} e $D_{caixões}$ adotados foram, respectivamente, 200 mm, 30.000 mm, 7.500 mm e 7.200 mm. A Figura 3 e a Figura 4 esquematizam os modelos simulados na configuração em caixão simples e duplo caixão, respectivamente.

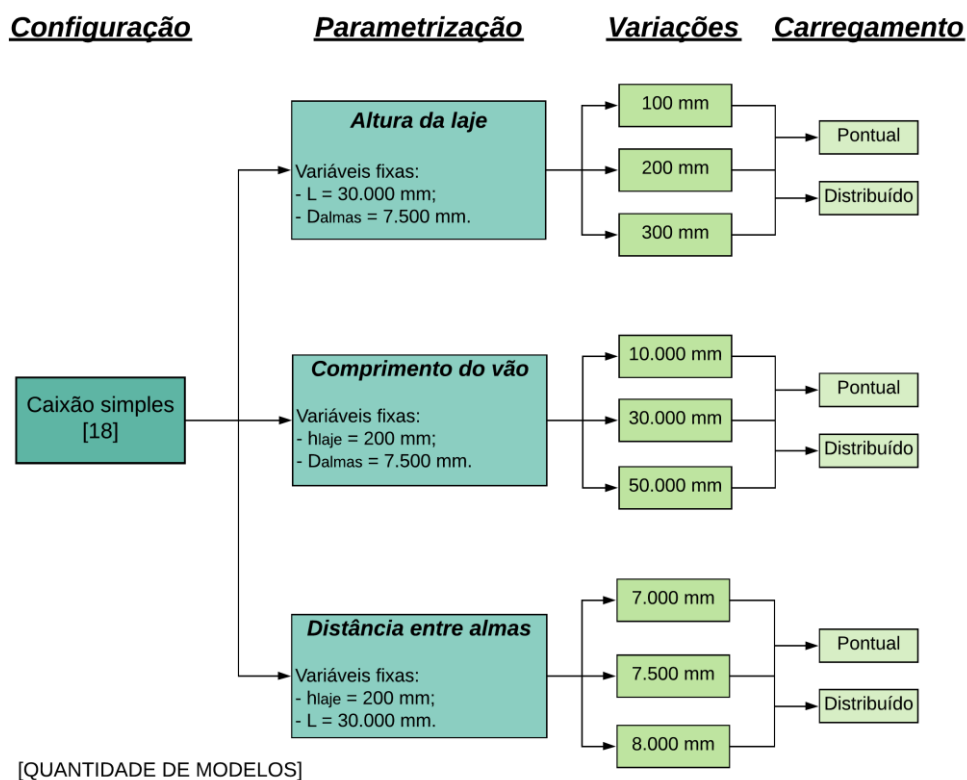


Figura 3. Modelos simulados na configuração em caixão simples.

Fonte: Autoria própria (2020).

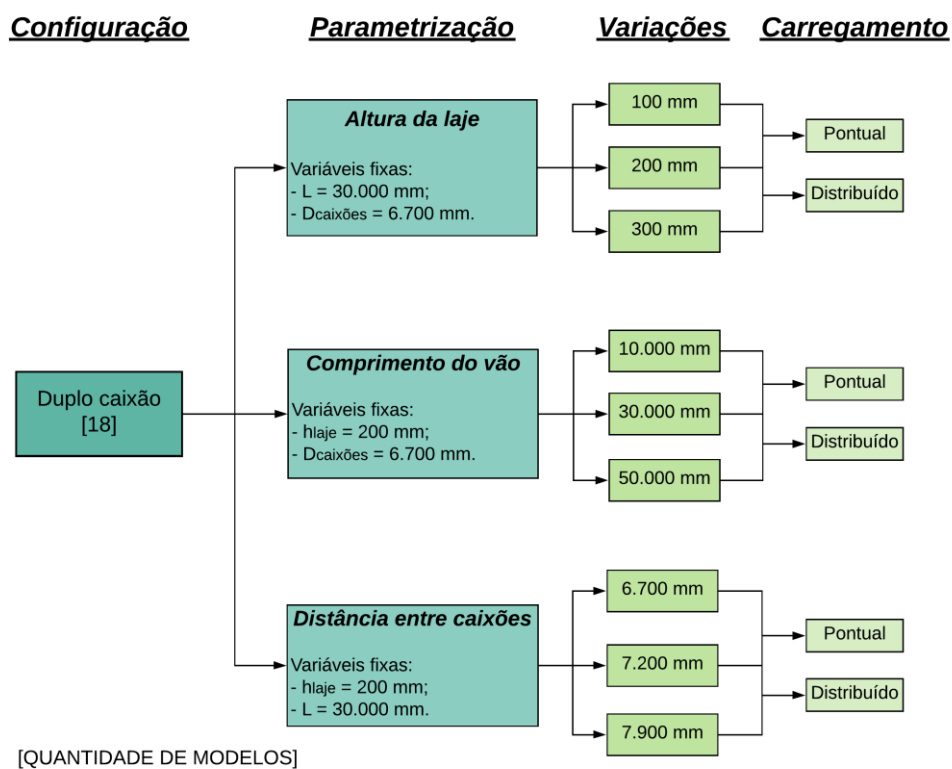


Figura 4. Modelos simulados na configuração em duplo caixão.

Fonte: Autoria própria (2020).

Todos os modelos apresentam interação total entre os materiais aço e concreto, imposta por meio da ferramenta *tie constraint* do *software* Abaqus®, que acopla os nós da interface aço-concreto e impede totalmente o escorregamento relativo entre as duas superfícies em contato.

3 Avaliação numérica da largura efetiva

Para o estudo da largura efetiva, as tensões normais na laje foram analisadas no início da plastificação da mesma, pelo fato de a largura efetiva não poder ser mensurada quando tal elemento está plastificado, já que isso causaria uma distribuição de tensões uniforme e não seria possível analisar o efeito *shear lag*.

Para determinar a largura efetiva numérica, os seguintes passos foram seguidos:

1. Coleta das tensões normais na laje na linha média da mesma, no meio do vão;
2. Criação da curva de distribuição de tensões ao longo da seção transversal;
3. Cálculo da área abaixo da curva por meio do método das somas finitas;
4. Cálculo da largura efetiva por meio da Equação (1), cujas variáveis estão ilustradas na Figura 5.

$$b_{ef,num} = \frac{\text{Área abaixo da curva}}{\sigma_{m\acute{a}x}} \quad (1)$$

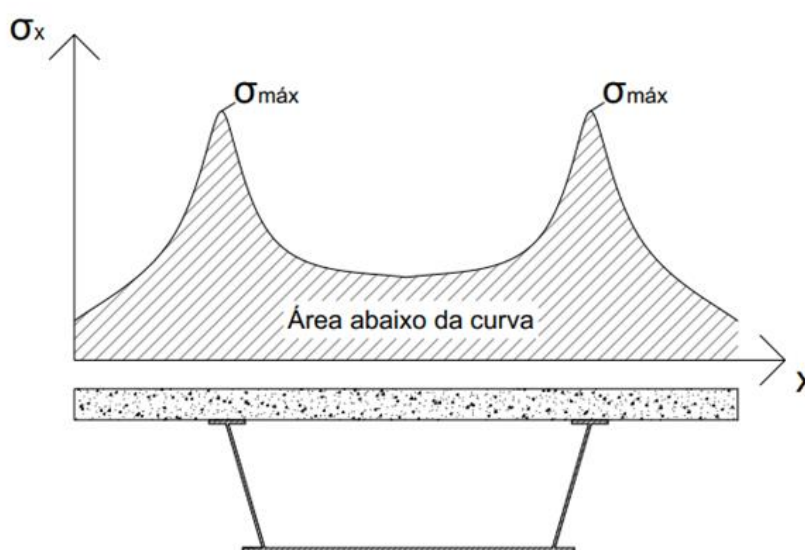


Figura 5. Variáveis da avaliação numérica da largura efetiva.

Fonte: Autoria própria (2020).

4 Modelo numérico

As análises numéricas foram desenvolvidas no *software* Abaqus®, fundamentado no Método dos Elementos Finitos.

4.1 Geometria, tipo de elemento e malha

O modelo numérico desenvolvido representa de forma fiel a geometria do problema. A Figura 6 e a Figura 7 apresentam, respectivamente, a geometria da seção transversal dos modelos analisados na configuração em caixão simples e duplo caixão. As dimensões foram obtidas com base no pré-dimensionamento recomendado pela AASHTO (2017) para pontes

mistas de aço e concreto com vigas caixão considerando o vão de 30.000 mm (valor central da análise paramétrica).

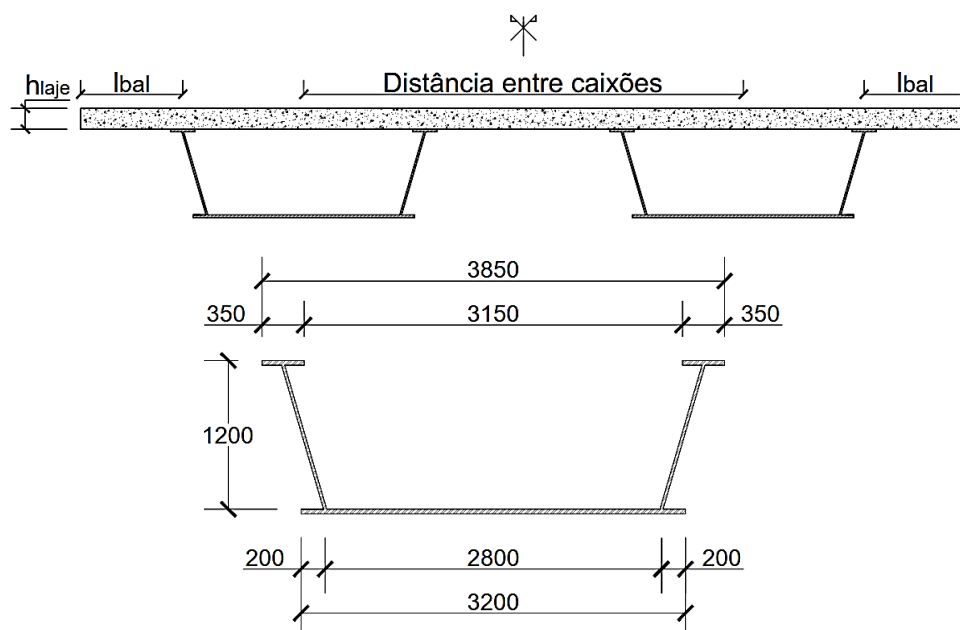


Figura 6. Variáveis da análise paramétrica para configuração em caixão simples e geometria do caixão de aço.

Fonte: Autoria própria (2020).

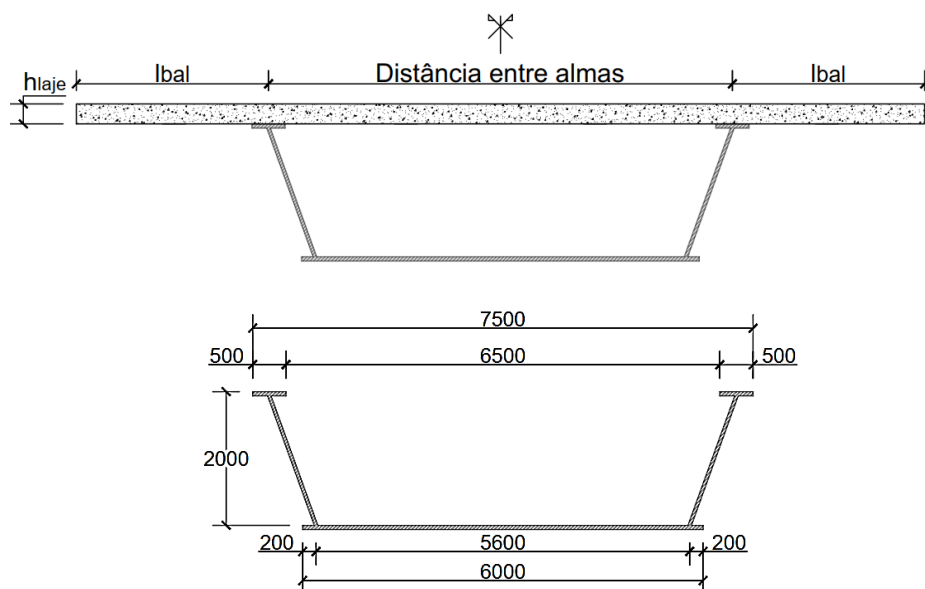


Figura 7. Variáveis da análise paramétrica para configuração em duplo caixão e geometria do caixão de aço.

Fonte: Autoria própria (2020).

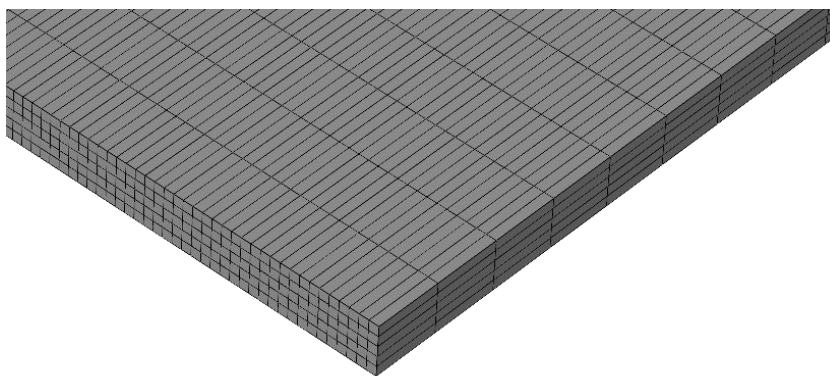
Para os elementos de laje e viga utilizou-se o elemento sólido C3D8R, que possui 8 nós com 3 graus de liberdades por nó (translações nas direções x, y e z), pois tal elemento suporta a análise plástica com elevadas deformações e deslocamentos. Elementos com integração reduzida foram adotados para reduzir o custo computacional de cálculo.

As dimensões da malha foram verificadas por meio de análises de sensibilidade, buscando alcançar bons resultados com tempos de processamento convenientes. As dimensões utilizadas na discretização de cada elemento são apresentadas na Tabela 1 podem ser visualizadas na Figura 8.

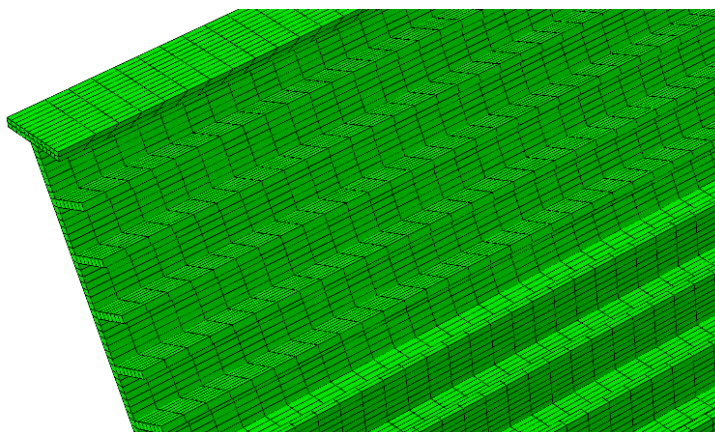
Tabela 1 - Tipo dos elementos e respectivos tamanhos de malha

Elemento	Tipo	Tamanho da malha (x, y, z) [mm]
Viga caixão de aço	C3D8R	(25, 25, 100)
Laje de concreto	C3D84	(25, 25, 100)

Fonte: Autoria própria (2020).



Malha da laje de concreto



Malha da viga caixão de aço

Figura 8. Modelo discretizado.

Fonte: Autoria própria (2020).

4.2 Contato entre os materiais

A modelagem dos conectores de cisalhamento foi desconsiderada e admitiu-se interação total entre os dois materiais por meio da ferramenta “*Tie constraint*” do software Abaqus®, que acopla os nós da interface aço-concreto e impede totalmente o escorregamento relativo entre as duas superfícies em contato. A Figura 9 apresenta um esquema das superfícies nas quais tal restrição foi aplicada.

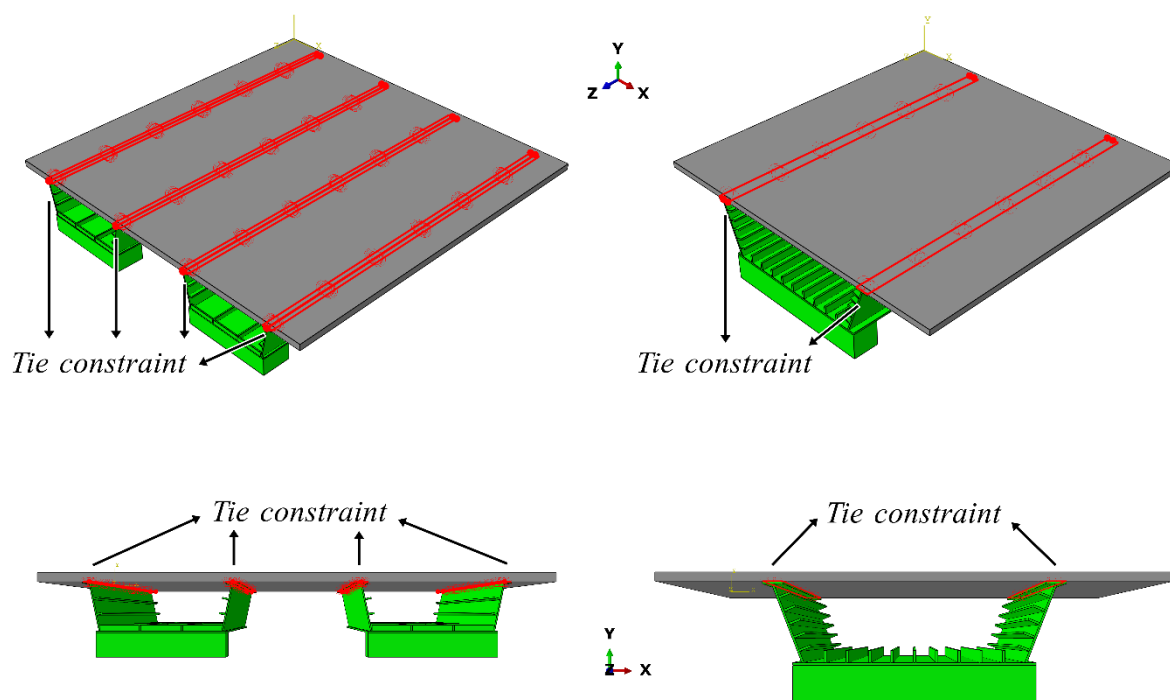


Figura 9. Superfícies de aplicação da ferramenta *Tie constraint*.

Fonte: Autoria própria (2020).

4.3 Condições de contorno

As pontes mistas foram consideradas biapoiadas, de modo que o movimento nas direções *y* e *z* foi restringido ao longo da mesa inferior em ambas as extremidades do caixão. Mais especificamente, modelou-se um apoio rígido com elementos sólidos no qual o perfil foi apoiado para evitar concentrações de tensões nas chapas finais do caixão. O apoio possui a largura da mesa inferior do caixão, 250 mm de comprimento e 250 mm de altura. No mesmo, foi imposto restrições de translação vertical e lateral, havendo permissão de deslocamento apenas no eixo axial.

O carregamento, foi dividido em dois casos:

1. Carregamento distribuído: aplicado como uma pressão distribuída ao longo de toda a superfície superior do tabuleiro;
2. Carregamento pontual: aplicado como uma pressão distribuída em um atuador de carga rígido, situado no ponto central do tabuleiro. O atuador tem formato cúbico, com arestas de 500 mm.

Em ambos os casos, foi superestimado para provocar a plastificação da seção e aplicado com passos de carga máximos de 1,0% da carga total.

A Figura 10 e a Figura 11 apresentam, respectivamente, a forma de aplicação de carga e as condições de contorno dos modelos com carregamento distribuído e pontual.

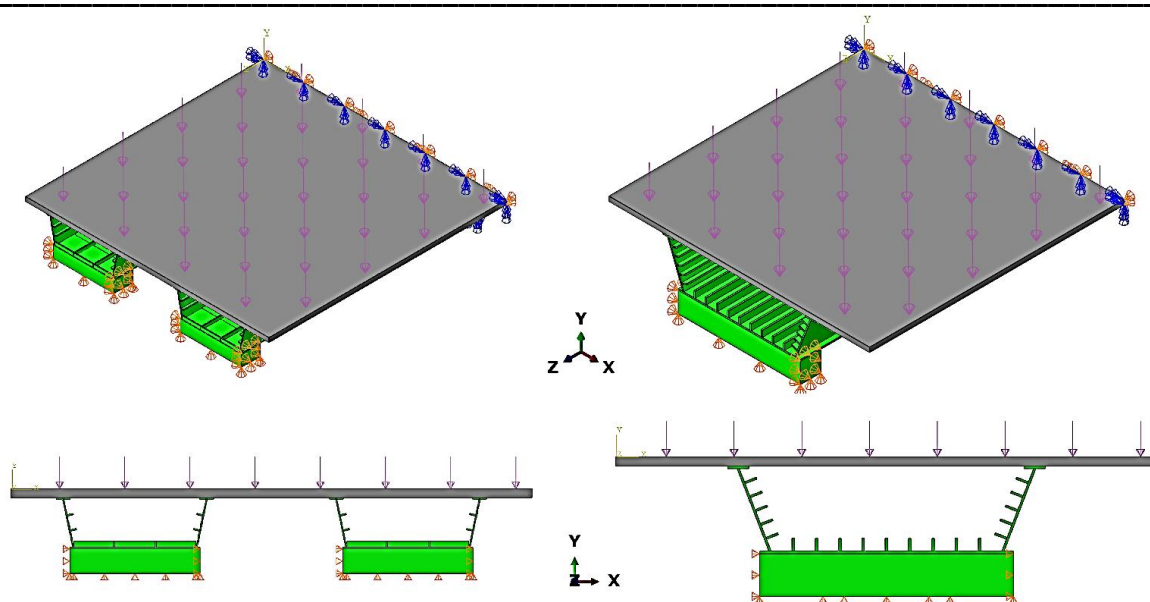


Figura 10. Restrições e forma de aplicação de carga nos modelos com carregamento distribuído.

Fonte: Autoria própria (2020).

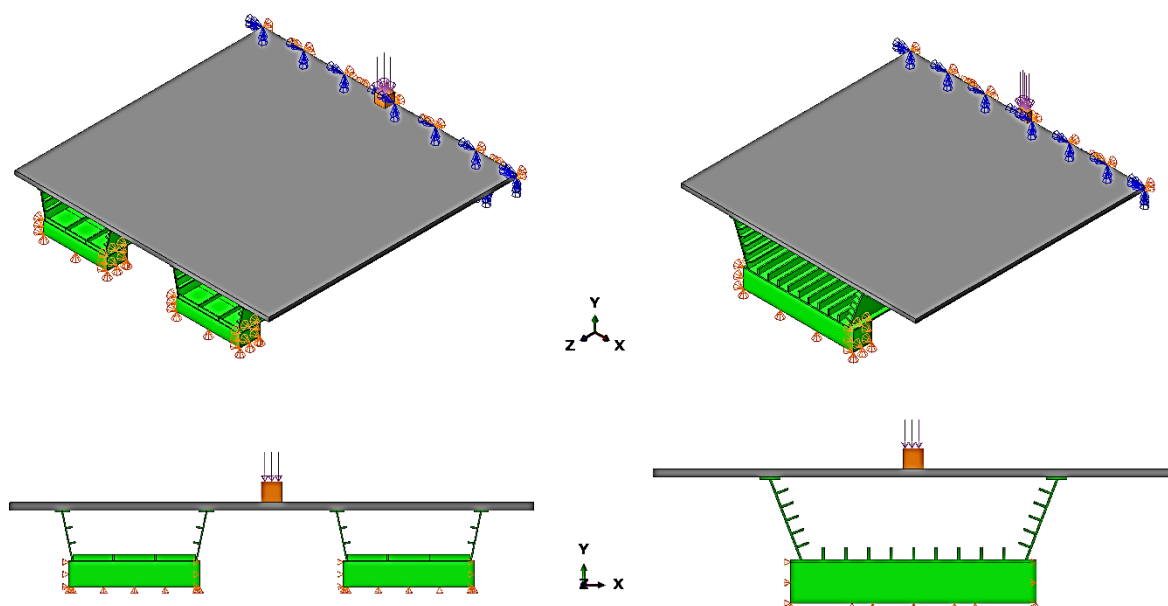


Figura 11. Restrições e forma de aplicação de carga nos modelos com carregamento pontual.

Fonte: Autoria própria (2020).

Além disso, para diminuição do tempo de processamento do modelo, as modelagens foram realizadas com condição de simetria na direção longitudinal e, conseqüentemente, apenas metade da viga foi processada.

4.4 Propriedades dos materiais

Os materiais aço e concreto foram satisfatoriamente descritos por uma relação constitutiva tensão-deformação linear. A Tabela 2 apresenta as propriedades dos materiais utilizados no estudo paramétrico.

Tabela 2 – Propriedades mecânicas dos materiais do estudo paramétrico

Elemento	E (MPa)	ν
Viga caixão de aço	200.000	0,3
Laje de concreto	30.589	0,2

Fonte: Autoria própria (2020).

5 Validação do modelo numérico

O modelo numérico foi validado comparando a deflexão vertical analítica e a numérica. Mais especificamente, foram analisados os modelos em caixão simples e duplo, tanto com carregamento distribuído quanto com carregamento concentrado. Admitiu-se a altura de laje de 200 mm, vão longitudinal de 30.000 mm, distância de centro a centro entre caixões de 7.200 mm (para a configuração em duplo caixão) e distância entre almas de 7.500 mm (para a configuração em caixão simples).

A deflexão vertical ($\delta_{analítica}$) analítica no meio do vão longitudinal, para carregamentos distribuídos (q) e concentrados (P), respectivamente, foi calculada por meio das Equações (2) e (3).

$$\delta = \frac{5qL^4}{384EI_{tr}} \quad (2)$$

$$\delta = \frac{PL^3}{48EI_{tr}} \quad (3)$$

Em que: L é o comprimento do vão; E o módulo de elasticidade longitudinal do aço; e I_{tr} a inércia calculada no centro geométrico da seção homogeneizada totalmente em aço.

Para a determinação da seção transversal homogeneizada, considerou-se as recomendações da AASHTO (2017) para o cálculo da largura efetiva da laje de concreto.

A Tabela 3 apresenta o resultado das comparações, em que δ_{MEF} representa a deflexão vertical encontrada nas análises numéricas.

Tabela 3 – Comparação entre a deflexão analítica e a numérica nos modelos

	CS_Distribuído	CD_Distribuído	CS_Pontual	CD_Pontual
$\delta_{analítica}$ [mm]	242	221 mm	39,1 mm	37,3 mm
δ_{MEF} [mm]	231	208 mm	48,4 mm	47,2 mm
Erro relativo	4,5%	5,9%	23,8%	26,5%

Fonte: Autoria própria (2020).

Como pode ser observado na Tabela 3, os modelos com carregamento pontual apresentaram erros relativos maiores quando comparados aos modelos com carregamento distribuído. Atribui-se tal fato às concentrações de tensões existentes na solução numérica quando o carregamento é pontual, ocasionando maiores valores de deflexões verticais e deformações. Entretanto, os erros encontram-se numa faixa adequada para considerar o comportamento físico dos modelos coerentes.

Portanto, considera-se que o modelo numérico é válido.

6 Resultados e discussões

A Figura 12 e a Figura 13 apresentam, respectivamente, a curva típica de distribuição de tensões normais para os modelos na configuração em caixão simples e duplo caixão.

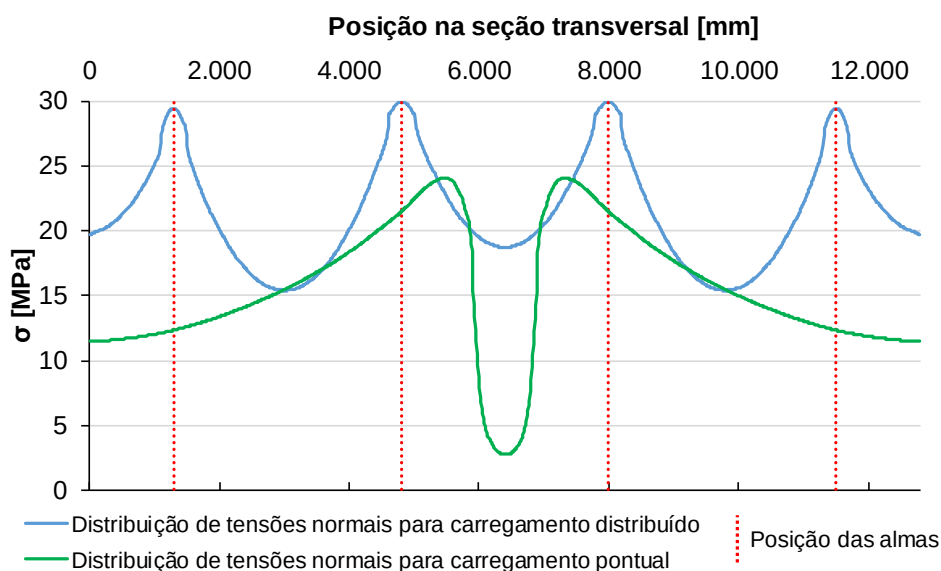


Figura 12. Curva típica de distribuição de tensões normais na laje de concreto para a configuração em duplo caixão.

Fonte: Autoria própria (2020).

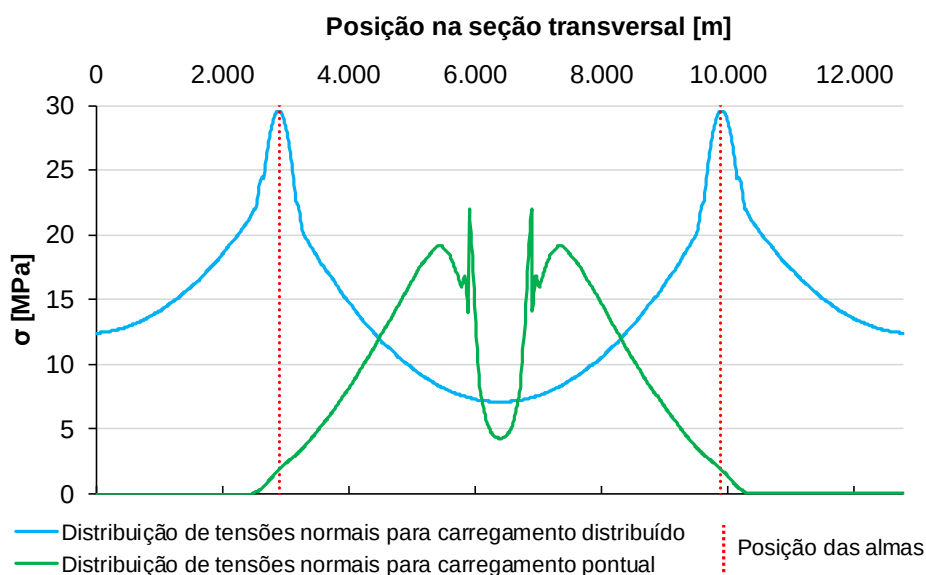


Figura 13. Curva típica de distribuição de tensões normais na laje de concreto para a configuração em caixão simples.

Fonte: Autoria própria (2020).

Com o objetivo de analisar a influência da altura da laje e do tipo de carregamento na largura efetiva, foram simulados 12 modelos numéricos, com valores de h_{laje} de 100 mm, 200 mm e 300 mm. Fixou-se o comprimento do vão em 30.000 mm, a distância entre caixões em

7.200 mm (seção em duplo caixão) e a distância entre almas em 7.000 mm (seção em caixão simples). Os resultados encontrados estão apresentados graficamente na Figura 14.

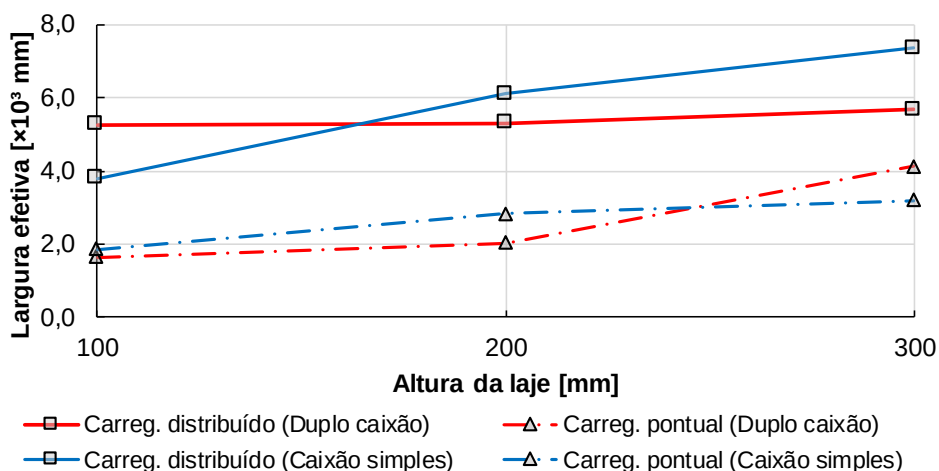


Figura 14. Largura efetiva x altura da laje.

Fonte: Autoria própria (2020).

Nota-se um crescimento da largura efetiva conforme aumenta-se a altura da laje. No mais, o carregamento distribuído apresentou valores de b_{ef} 109% e 118% superiores ao carregamento concentrado, em média, para a configuração em duplo caixão e caixão simples, respectivamente.

Por sua vez, visando investigar a influência do comprimento do vão e do tipo de carregamento na largura efetiva, foram simulados 12 modelos numéricos, com vãos de 10.000 mm, 30.000 mm e 50.000 mm. Para tanto, manteve-se fixo a altura da laje em 200 mm, a distância de centro a centro entre caixões em 7.200 mm (configuração em duplo caixão) e a distância entre almas em 7.000 mm (configuração em caixão simples). Os resultados encontrados estão apresentados graficamente na Figura 15.

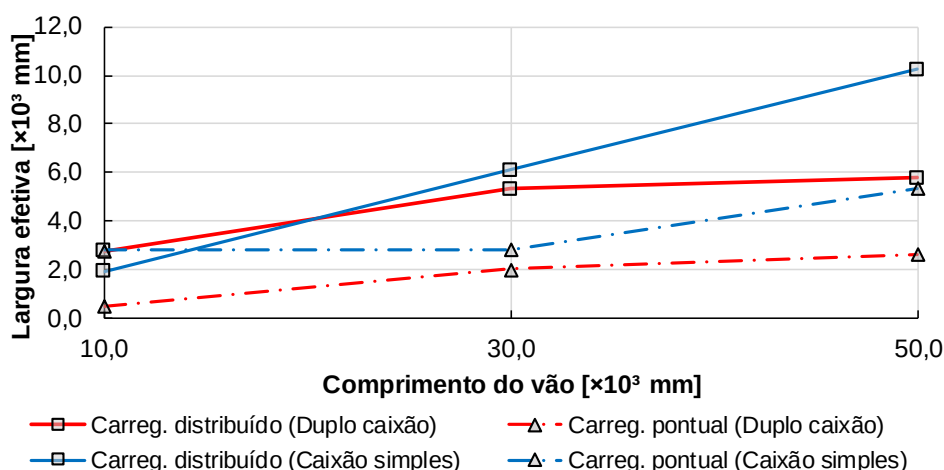


Figura 15. Largura efetiva x comprimento do vão.

Fonte: Autoria própria (2020).

De modo geral, um aumento no comprimento do vão longitudinal resultou em maiores larguras efetivas, sobretudo para os modelos em caixão simples, que se mostraram mais sensíveis à variação do vão. No mais, para uma mesma configuração de seção transversal, o

carregamento distribuído apresentou valores de b_{ef} 168% superiores ao carregamento pontual para a configuração em duplo caixão e 66% para a configuração em caixão simples.

Por fim, para analisar como a disposição de elementos na seção transversal afeta a largura efetiva, foram simulados 12 modelos numéricos, com distância entre almas de 7.000 mm, 7.500 mm e 8.000 mm (na configuração em caixão simples) e distância de centro a centro entre caixões de 6.700 mm, 7.200 mm e 7.900 mm. A altura da laje e o comprimento do vão longitudinal foram mantidos fixos em, respectivamente, 200 mm e 30.000 mm. Para tanto, manteve-se fixo a altura da laje em 200 mm, a distância de centro a centro entre caixões em 7.300 mm (configuração em duplo caixão) e a distância entre almas em 7.000 mm (configuração em caixão simples). Os resultados encontrados estão apresentados graficamente na Figura 16.

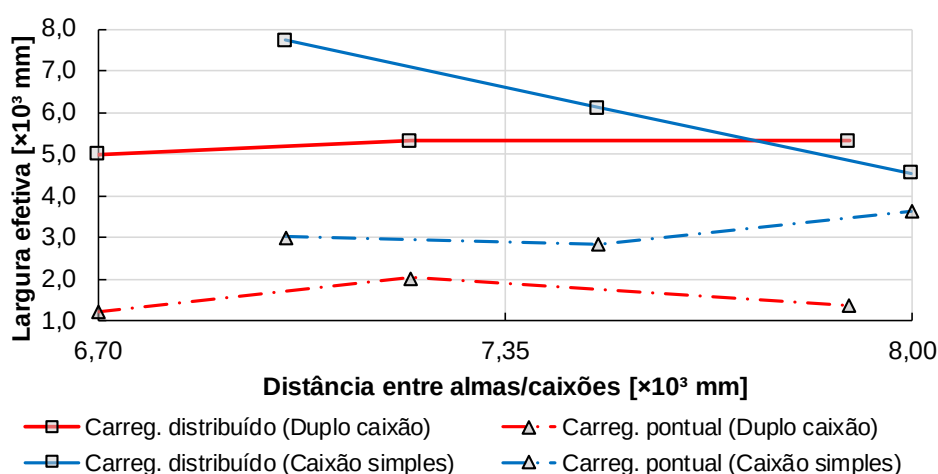


Figura 16. Largura efetiva x distância entre almas/caixões.

Fonte: Autoria própria (2020).

Nos modelos na configuração em caixão duplo, a largura efetiva apresentou pouca sensibilidade frente à variação da distância entre caixões. Para os modelos na configuração em caixão simples com carregamento distribuído, observa-se uma considerável redução da largura efetiva conforme as almas são afastadas. Já para carregamentos pontuais, o oposto aconteceu, isto é, um distanciamento das almas ocasionou um pequeno aumento da largura efetiva.

Quanto à influência do tipo de carregamento, os modelos com carregamento distribuído apresentaram valores de largura efetiva 238% superiores, em média, para os modelos na configuração em caixão duplo e 94% para os modelos na configuração em caixão simples.

7 Conclusão

Para as duas formas de carregamento estudadas, a largura efetiva mostrou-se proporcional à altura da laje e ao comprimento de vão longitudinal, de modo que maiores alturas e vãos resultaram numa maior contribuição da laje para a capacidade resistente da seção mista.

Quanto à disposição dos elementos na seção transversal, a largura efetiva praticamente não foi influenciada pela variação da distância entre caixões, independentemente do tipo de carregamento. Todavia, na variação da distância entre almas, notou-se uma grande redução da largura efetiva conforme afastava-se as mesmas para carregamentos distribuídos e um pequeno aumento da largura efetiva para carregamentos pontuais.

De modo geral, os modelos com carregamento distribuído – tanto na configuração em caixão simples quanto em duplo caixão – apresentaram maiores valores de b_{ef} comparados aos com carregamento pontual. Analisando a curva de distribuição de tensões normais, atribui-se tal fenômeno ao fato de as almas externas, na configuração em caixão duplo, e as almas do

caixão simples, possuem tensões máximas menos acentuadas em relação aos modelos com carregamento distribuído uniformemente.

Agradecimentos

Os autores agradecem à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa, processo 88882.426430/2019-01.

Referências

AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY OFFICIALS (AASHTO). **LRFD Bridge Design Specifications**, 8th Edition, American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, DC, 2017.

ABBU, M.; EKMEKYAPAR, T.; OZAKÇA, M. FE Analysis of Stresses in Composite Box Girder Bridges. **Conference: International Civil Engineering & Architecture Symposium for Academicians**, 2014.

AMADIO, C.; FRAGIACOMO, M. Effective width evaluation for steel–concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 58, n. 3, p. 373–388, mar. 2002. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X0100058X>>.

BEZERRA, L. M. *et al.* Truss-type shear connector for composite steel-concrete beams. **Construction and Building Materials**, v. 167, p. 757–767, abr. 2018a. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0950061818302071>>.

BEZERRA, L. M. *et al.* V-shaped shear connector for composite steel-concrete beam. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 150, p. 162–174, nov. 2018b. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X1830107X>>.

BROSNAN, D. P.; UANG, C. M. Effective Width of Composite L-Beams in Buildings. **Engineering Journal**, v. 32, n. 2, p. 73–80, 1995.

BROZZETTI, J. Design development of steel-concrete composite bridges in France. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 55, n. 1–3, p. 229–243, jul. 2000. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X99000875>>.

CASTRO, J. M.; ELGHAZOULI, A. Y.; IZZUDDIN, B. A. Assessment of effective slab widths in composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 63, n. 10, p. 1317–1327, out. 2007. Disponível em: <<https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X0600277X>>.

CHEN, J. *et al.* Behavior of an Advanced Bolted Shear Connector in Prefabricated Steel-Concrete Composite Beams. **Materials**, v. 12, n. 18, p. 2958, 12 set. 2019. Disponível em: <<https://www.mdpi.com/1996-1944/12/18/2958>>.

CHEN, S.; ZHANG, Z. Effective width of a concrete slab in steel–concrete composite beams prestressed with external tendons. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 5, p. 493–500, maio 2006. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X05001598>.

DASSAULT SISTÈMES SIMULIA. ABAQUS 6.18 2016.

DEMITZ, J. R.; MERTZ, D. R.; GILLESPIE, J. W. Deflection Requirements for Bridges Constructed with Advanced Composite Materials. **Journal of Bridge Engineering**, v. 8, n. 2, p. 73–83, mar. 2003. Disponível em: <http://ascelibrary.org/doi/10.1061/%28ASCE%291084-0702%282003%298%3A2%2873%29>.

DEZI, L. *et al.* Time-Dependent Analysis of Shear-Lag Effect in Composite Beams. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 127, n. 1, p. 71–79, jan. 2001. Disponível em: <http://ascelibrary.org/doi/10.1061/%28ASCE%290733-9399%282001%29127%3A1%2871%29>.

DEZI, L.; MENTRASTI, L. Nonuniform Bending-Stress Distribution (Shear Lag). **Journal of Structural Engineering**, v. 111, n. 12, p. 2675–2690, dez. 1985. Disponível em: <http://ascelibrary.org/doi/10.1061/%28ASCE%290733-9445%281985%29111%3A12%282675%29>.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (CEN). **Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 2: General rules and rules for bridges**. EN 1994-2-2. Brussels. 2005.

GALUPPI, L.; ROYER-CARFAGNI, G. Effective Width of the Slab in Composite Beams with Nonlinear Shear Connection. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 142, n. 4, p. 04016001, abr. 2016. Disponível em: <http://ascelibrary.org/doi/10.1061/%28ASCE%29EM.1943-7889.0001042>.

GARA, F.; RANZI, G.; LEONI, G. Partial interaction analysis with shear-lag effects of composite bridges: a finite element implementation for design applications. **Advanced Steel Construction**, v. 7, n. 1, p. 1–16, 2011.

LASHEEN, M.; SHAAT, A.; KHALIL, A. Numerical evaluation for the effective slab width of steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 148, p. 124–137, set. 2018. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X16306496>.

LI, Y.; HE, S. Research of Steel-Concrete Composite Bridge under Blasting Loads. **Advances in Civil Engineering**, v. 2018, p. 1–9, 12 set. 2018. Disponível em: <https://www.hindawi.com/journals/ace/2018/5748278/>.

NAKAMURA, S. *et al.* New technologies of steel/concrete composite bridges. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 58, n. 1, p. 99–130, jan. 2002. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X0100030X>.

NICOLETTI, R.; SOUZA, A. S. C. de. Influência dos estados limites último e de serviço no dimensionamento de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixa. **Revista Tecnológica**, v. 29, n. 1, p. 113–129, 7 jan. 2020. Disponível em: <http://www.periodicos.uem.br/ojs/index.php/RevTecnol/article/view/50531>.

PEDRO, R. L. *et al.* An efficient approach for the optimization of simply supported steel-concrete composite I-girder bridges. **Advances in Engineering Software**, v. 112, p. 31–45, out. 2017. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0965997816305105>.

PINHO, F. O.; BELLEI, I. H. **Pontes e viadutos em vigas mistas**. Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2007.

QIANG, Z.; YAOZHUANG, L.; KOLOZVARI, K. Numerical modeling of steel–concrete composite structures. **Structural Concrete**, v. 19, n. 6, p. 1727–1739, 6 dez. 2018. Disponível em: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1002/suco.201700094>.

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, jan. 2018. Disponível em: <http://www.icevirtuallibrary.com/doi/10.1680/jstbu.16.00196>.

REGINATO, L. H.; TAMAYO, J. L. P.; MORSCH, I. B. Finite element study of effective width in steel-concrete composite beams under long-term service loads. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 15, n. 8, 23 ago. 2018. Disponível em: http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1679-78252018000800508&lng=en&tlng=en.

SALAMA, T.; NASSIF, H. H. Effective Flange Width for Composite Steel Beams. **The Journal of Engineering Research [TJER]**, v. 7, n. 2, p. 28, 1 jun. 2011. Disponível em: <https://journals.squ.edu.om/index.php/tjer/article/view/90>.

SERACINO, R.; OEHLERS, D. ; YEO, M. . Partial-interaction flexural stresses in composite steel and concrete bridge beams. **Engineering Structures**, v. 23, n. 9, p. 1186–1193, set. 2001. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S014102960001218>.

SILVA, A. R.; DIAS, L. E. S. Numerical analysis of the effect of partial interaction in the evaluation of the effective width of composite beams. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 11, n. 4, p. 757–778, ago. 2018. Disponível em: http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1983-41952018000400757&lng=en&tlng=en.

WANG, Y.-H.; NIE, J.-G. Effective flange width of steel–concrete composite beam with partial openings in concrete slab. **Materials and Structures**, v. 48, n. 10, p. 3331–3342, 24 out. 2015. Disponível em: <http://link.springer.com/10.1617/s11527-014-0402-8>.

XU, C.; SUGIURA, K.; SU, Q. Fatigue Behavior of the Group Stud Shear Connectors in Steel-Concrete Composite Bridges. **Journal of Bridge Engineering**, v. 23, n. 8, p. 04018055, ago. 2018. Disponível em: <http://ascelibrary.org/doi/10.1061/%28ASCE%29BE.1943-5592.0001261>.

YUAN, H. *et al.* Element-based effective width for deflection calculation of steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 121, p. 163–172, jun. 2016. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X16300347>.

ZHOU, H. *et al.* Fire tests on composite steel-concrete beams prestressed with external tendons. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 143, p. 62–71, abr. 2018. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X17308908>.

ZHU, L. *et al.* Simplified analysis method accounting for shear-lag effect of steel-concrete composite decks. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 115, p. 62–80, dez. 2015. Disponível em: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X15300651>.