

SUBMETIDO 24/10/2025

APROVADO 09/12/2025

PUBLICADO ON-LINE 24/04/2026

VERSÃO FINAL DIAGRAMADA 26/08/2026

EDITOR ASSOCIADO

Prof. Dr. Andre Luis Christofo



<https://doi.org/10.18265/2447-9187a2026id9274>

ARTIGO ORIGINAL

Estudo da influência de parâmetros geométricos na capacidade resistente do conector treliçado isósceles

Jerfson Moura Lima ^[1] *

Jorge Bonilla ^[2]

Livia Cristina Lopes Sousa ^[3]

Nicolas Stênio Freire Dias ^[4]

[1] jerfson.lima@ufc.br
[3] liacristina2002@alu.ufc.br
[4] steniodias@alu.ufc.br
Universidade Federal do
Ceará (UFC Campus Russas), Russas,
Ceará, Brasil

[2] jbonillarocha@gmail.com
Universidade de Brasília (UnB),
Brasília, Distrito Federal, Brasil

* Autor para correspondência.

RESUMO: O conector de cisalhamento treliçado alinha eficiente comportamento estrutural, agilidade de execução e baixo custo de produção quando comparado aos conectores convencionais aplicados em estruturas mistas. Contudo, pelo pouco tempo de existência, ainda há carência a respeito do entendimento do seu comportamento mecânico. Por isso, este estudo tem como objetivo analisar a influência da variação de parâmetros geométricos sobre a capacidade resistente do conector treliçado isósceles. Para tal, um modelo numérico tridimensional capaz de simular ensaios *push-out* com conectores treliçados foi desenvolvido e validado com resultados experimentais. Um estudo paramétrico foi conduzido para avaliar a resistência do conector treliçado com a variação da altura e do ângulo de abertura entre hastes. Uma geometria ótima para o conector treliçado foi proposta.

Palavras-chave: conector de cisalhamento treliçado; estruturas mistas; modelagem numérica; parâmetros geométricos.

Study of the influence of geometric parameters on the shear resistance of the isosceles truss-type connector

ABSTRACT: The truss-type shear connector aligns efficient structural behavior, agility of execution and low cost of production when compared to conventional connectors applied in composite structures. However, due to its short existence, there is still a lack regarding the understanding of its mechanical behavior. Thus, this study aims to analyze the influence of the variation of geometric parameters on the shear resistance of the isosceles truss-type connector. In order to investigate those parameters, a three-dimensional numerical model, able to simulate push-out tests with truss-type connectors, was developed and validated with experimental results. A parametric study was conducted to evaluate the shear resistance of the truss-type connector with the variation in

height and angle between rods. In addition, an optimal geometry for the truss-type shear connector has been proposed.

Keywords: composite structures; geometric parameters; numerical modeling; truss-type shear connector.

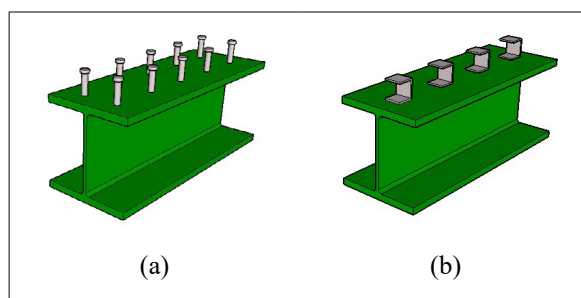
1 Introdução

A eficiência estrutural das estruturas mistas aço-concreto é proveniente do trabalho conjunto entre seus componentes. Essa ação conjunta é garantida pelos conectores de cisalhamento – dispositivos mecânicos responsáveis por realizar a transferência de esforços que ocorrem na interface aço-concreto dos elementos estruturais mistos. No caso das vigas mistas aço-concreto, os conectores de cisalhamento fazem a transferência dos esforços longitudinais e transversais que ocorrem na interface constituída pelo perfil de aço e pela laje de concreto.

O *stud bolt* (Figura 1a), em termos mundiais, é o conector de cisalhamento mais utilizado nas estruturas mistas aço-concreto (Cândido-Martins; Costa-Neves; Vellasco, 2010; Kim *et al.*, 2016). No Brasil, além do *stud bolt*, o conector “U” (Figura 1b) também é comumente aplicado. São os únicos que possuem metodologia de dimensionamento normatizada pela ABNT NBR 8800:2024 (ABNT, 2024).

Figura 1 ►

Conectores de cisalhamento prescritos na ABNT NBR 8800:2024. (a) *Stud bolt*. (b) Conector “U”.
Fonte: elaborada pelos autores



O *stud bolt* oferece alta produtividade de execução, permite a livre disposição das armaduras da laje e ainda pode ser aplicado em diversos processos construtivos de vigas mistas aço-concreto. Apesar dessas vantagens, alguns inconvenientes depreciam a sua aplicação. Entre eles estão: capacidade resistente relativamente baixa; necessidade de um gerador de grande potência (cerca de 225 kVA) para a execução da solda do *stud bolt* no perfil de aço; sistema de execução patenteado e importado. Essas desvantagens oneram ou até mesmo inviabilizam a execução de estruturas mistas (Barbosa, 2016; Cavalcante, 2010; Veríssimo, 2007).

O conector “U” apresenta a vantagem de ocasionar menor fissuração nas lajes, quando comparado ao *stud bolt*, devido à maior superfície de contato com a laje de concreto. No entanto, esse tipo de conector possui produtividade de instalação baixa e seu emprego é apropriado apenas para vigas mistas aço-concreto com laje maciça (Veríssimo, 2007).

Nos últimos anos, diversas pesquisas foram desenvolvidas com o objetivo de idealizar e propor conectores alternativos, que buscam atender necessidades estruturais, construtivas e econômicas não proporcionadas pelos conectores de cisalhamento convencionais.

Entre esses conectores, pode-se citar: Perfobond (Leonhardt *et al.*, 1987), Crestbond (Veríssimo, 2007), “V” (Cavalcante, 2010), “V” inclinado (Shariati *et al.*, 2016), Treliçado (Barbosa, 2016), entre outros.

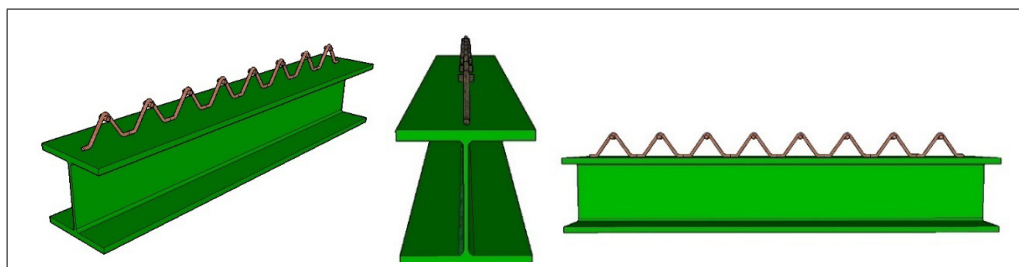
Com o intuito de oferecer um conector de cisalhamento fabricado com material de baixo custo, com redução da dependência de equipamentos específicos em sua aplicação e geometria com potencial de aplicação em diversos processos construtivos de estruturas mistas, Barbosa (2016) desenvolveu o “conector treliçado”. O conector de cisalhamento treliçado (Figura 2) é produzido com vergalhões de aço CA-50 – material de custo relativamente baixo e de grande disponibilidade no mercado da construção civil – dobrados formando a geometria de triângulo (reto ou isósceles). Do ponto de vista estrutural, o conector treliçado possui bom comportamento aos deslizamentos longitudinais e à separação transversal entre o perfil de aço e a laje de concreto, como também altos valores de capacidade resistente quando comparado com o *stud bolt*. Além do mais, não exige equipamentos específicos no processo de solda.

Figura 2 ►

Conector de

cisalhamento treliçado.

Fonte: elaborada pelos autores



Na idealização do conector treliçado, Barbosa (2016) ensaiou experimentalmente modelos *push-out* para investigar o comportamento desse novo tipo de conector. Para o conector treliçado com formato triangular isósceles, que foi objeto de estudo no presente trabalho, nove modelos foram ensaiados. A diferenciação entre os modelos deu-se apenas pelo diâmetro da barra que constitui o conector, permanecendo constantes as demais características geométricas do conector treliçado – altura e ângulo de abertura entre hastes. Outros estudos sobre o conector treliçado também foram desenvolvidos nos últimos anos. Lima *et al.* (2020), por meio de modelagem numérica, compararam as capacidades resistentes do conector treliçado isósceles e do conector *stud bolt*, ambos constituídos por aços com as mesmas propriedades mecânicas. Os resultados indicaram que o conector treliçado possui capacidade resistente 27% superior à do *stud bolt*. Lima *et al.* (2024a) compararam os custos da conexão aço-concreto de vigas mistas com conectores treliçados isósceles e conectores *stud bolt*. A conexão com o conector treliçado foi mais econômica, com um custo 51% inferior ao da conexão com *stud bolt*. No mesmo ano, Lima *et al.* (2024b) executaram ensaios de flexão experimentais em vigas mistas de aço-concreto com conexão constituída por conectores treliçados. Os resultados experimentais comprovaram a eficiência do conector na interface aço-concreto de elementos estruturais de escala real. Moura *et al.* (2024) desenvolveram um modelo de elementos finitos simplificado para simular o ensaio *push-out* com os conectores treliçados com ângulo reto.

Contudo, ainda é essencial o desenvolvimento de estudos que busquem avaliar o comportamento do conector de cisalhamento treliçado, visto que é um conector alternativo proposto recentemente e não normatizado pela ABNT NBR 8800:2024 (ABNT, 2024), sendo necessários mais estudos que investiguem o seu comportamento estrutural. Além disso, em termos econômicos, o conector treliçado se mostra como uma excelente opção quando comparado aos conectores convencionais aplicados na conexão de vigas mistas aço-concreto. Com isso, este trabalho tem como objetivo avaliar a influência da

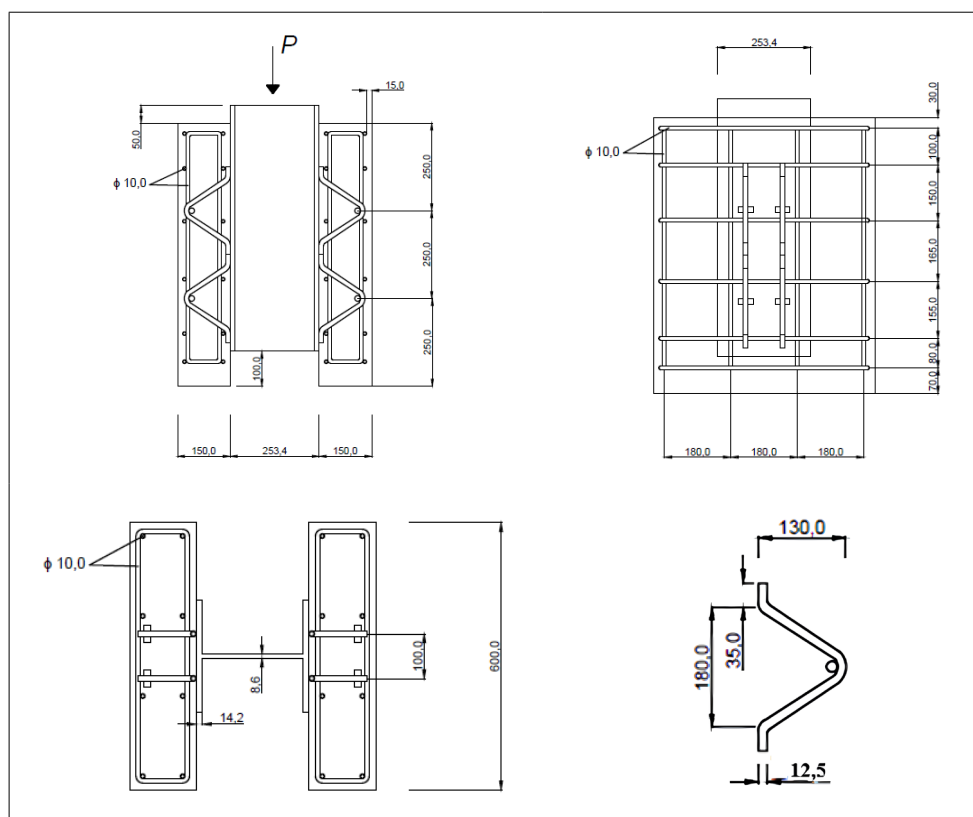
variação de parâmetros geométricos na capacidade resistente do conector treliçado isósceles. Para isso, foi desenvolvido um modelo de elementos finitos tridimensional não linear do ensaio *push-out* com conectores treliçados, usando o software Abaqus versão 6.14-4 (Dassault Systèmes, 2014). O modelo numérico foi calibrado e validado com resultados experimentais de Barbosa (2016).

A Seção 2 deste trabalho apresenta uma descrição detalhada do modelo numérico desenvolvido. Posteriormente, a Seção 3 aborda o procedimento de calibração e validação desse modelo a partir dos resultados experimentais de Barbosa (2016). Após a validação, o modelo numérico foi aplicado em um estudo paramétrico, descrito na Seção 4, para verificar a influência da altura e do ângulo de abertura entre hastes do conector treliçado em sua capacidade resistente. A partir desses resultados, propôs-se uma geometria ótima para o conector. Por fim, a Seção 5 expõe as considerações finais, destacando as principais conclusões e contribuições deste estudo.

2 Modelagem numérica

O modelo numérico é composto por conectores, laje de concreto, perfil de aço e reforço da laje, sendo que a interação entre esses componentes é de extrema importância para a simulação deste ensaio. Todas as fontes de não linearidade (materiais e contato) foram levadas em consideração na análise. A configuração geométrica do modelo numérico foi a mesma do modelo *push-out* com conectores de 12,5 mm ensaiados por Barbosa (2016) (Figura 3). Contudo, com o intuito de reduzir o custo computacional durante a análise numérica, fez-se proveito da geometria simétrica do ensaio *push-out* modelando apenas um quarto do modelo experimental. Para essa consideração, condições de contorno especiais foram aplicadas.

Figura 3 ►
Geometria detalhada do modelo experimental para ensaio dos conectores treliçados (mm).
Fonte: Barbosa (2016)



2.1 Malha e tipos de elementos finitos

Cada componente do modelo foi modelado separadamente, constituindo assim malhas independentes. No Quadro 1 indica-se o tipo de elemento finito aplicado em cada componente do modelo. Todos os elementos finitos empregados estão presentes na biblioteca de elementos do Abaqus. Por apresentarem complexa geometria, as regiões curvas dos conectores e a região da laje próxima aos conectores foram modeladas com dois tipos de elementos. Na Figura 4 pode-se visualizar a distribuição dos elementos e as malhas de elementos finitos empregadas. A malha do perfil foi refinada nas regiões de ligação com os conectores treliçados. Também foi refinada a malha da laje nas regiões próximas aos conectores, devido à alta concentração de tensões nessas regiões (Figura 5).

Quadro 1 ►
Elementos finitos aplicados no modelo.
Fonte: elaborado pelos autores

Elemento finito	Componente do modelo	Características
C3D8R	Perfil	Elemento tridimensional hexaédrico com 8 nós e integração reduzida
	Conector (regiões lineares)	
C3D4	Laje (região afastada dos conectores)	Elemento tridimensional tetraédrico com 4 nós
	Conector (regiões curvas)	
C3D4	Laje (regiões próximas ao conector)	Elemento tridimensional tetraédrico com 4 nós
	Conector (regiões lineares)	
T3D2	Armação da laje	Elemento de treliça com 2 nós e 3 graus de liberdade em cada nó

Figura 4 ►
Malha e tipos de elementos finitos.
Fonte: elaborado pelos autores

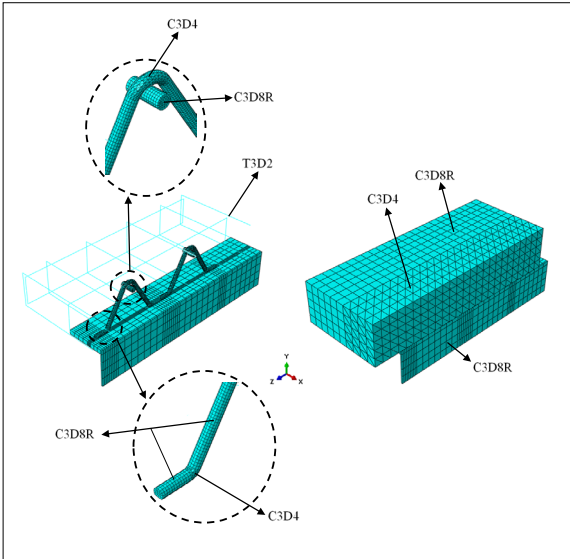
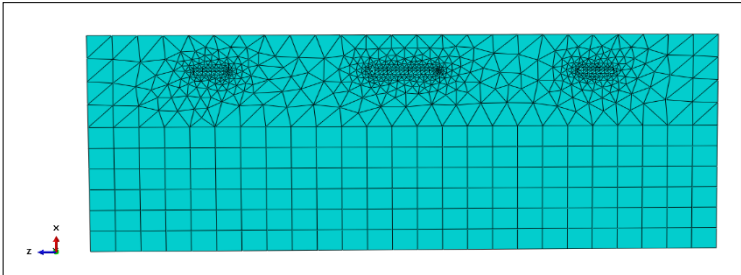


Figura 5 ►
Refinamento da malha de elementos finitos da laje na região próxima aos conectores.
Fonte: elaborado pelos autores



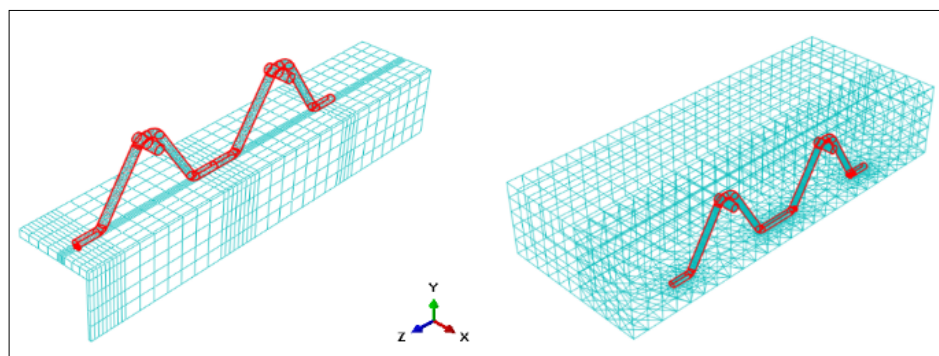
2.2 Interação de contato e restrições

Apropriadas restrições e interações de contato foram aplicadas para simular a interação entre os componentes do modelo. Barbosa (2016) constatou que, após a ruptura dos modelos *push-out* experimentais, a solda entre o conector e o perfil de aço permanecia intacta. Por esse motivo, uma restrição tipo *tie* foi aplicada entre a superfície inferior das pernas horizontais do conector e a superfície superior da mesa (flange) do perfil de aço. A restrição *tie* unifica os deslocamentos dos nós das superfícies envolvidas; dessa maneira, o deslizamento entre as superfícies é eliminado. Na interface conector-concreto, a restrição *tie* também foi aplicada (Figura 6). É evidente que, na interface conector-concreto, deslizamentos ocorrem, o que induz à utilização de interação de contato *surface-to-surface*. No entanto, Bonilla *et al.* (2015) e Nguyen e Kim (2009), em seus estudos com *stud bolt*, afirmam que o uso da ligação rígida (*tie*) nessa situação constitui uma adequada aproximação e evita problemas de convergência durante a análise. As barras do reforço da laje foram embutidas na laje de concreto, com a aplicação da restrição *embedded*. Essa restrição garante o funcionamento conjunto das barras com a laje de concreto, desprezando o deslizamento das barras em relação ao concreto.

Figura 6 ►

Restrição *tie* na interface conector-concreto.

Fonte: elaborado pelos autores

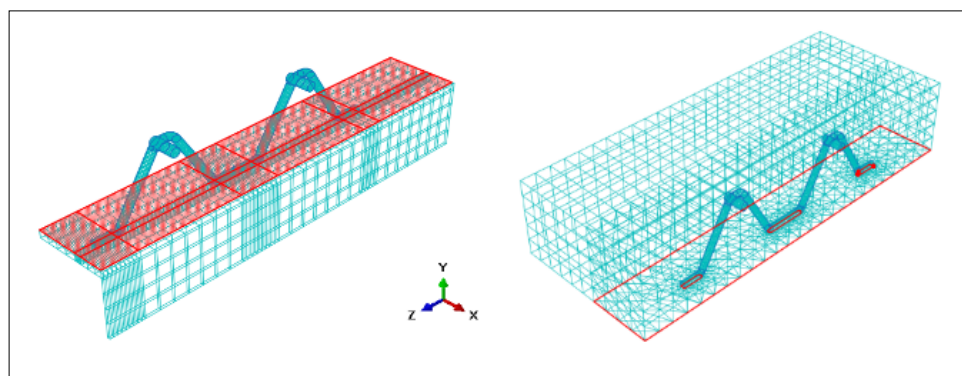


Nos ensaios *push-out* experimentais, é comum a aplicação de um lubrificante na superfície superior do flange do perfil de aço. Essa prática reduz as reações aderentes e o atrito entre o perfil e a laje de concreto, deixando os conectores como os principais responsáveis por resistir e transmitir os esforços nessa interface. No modelo numérico, uma interação de contato foi aplicada nas superfícies do flange do perfil de aço e da base da laje (Figura 7). As propriedades da interação de contato consistiram em comportamento tangencial *frictionless* (sem atrito) e comportamento normal *hard*. A propriedade tangencial *frictionless* permite o livre deslizamento entre as superfícies, e a propriedade normal *hard* impede a penetração de uma superfície sobre a outra.

Figura 7 ►

Interação de contato entre as superfícies do perfil de aço e da laje.

Fonte: elaborado pelos autores



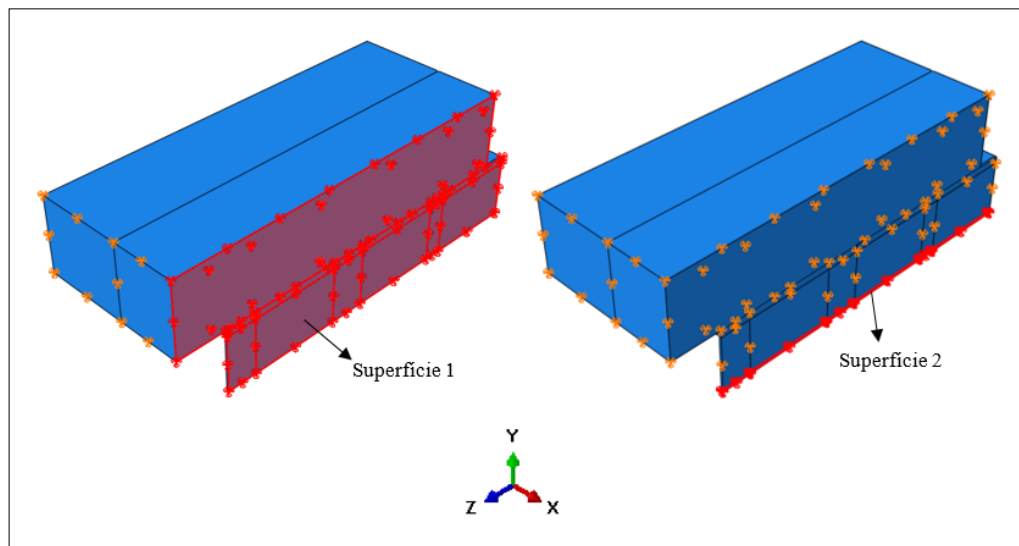
2.3 Condições de contorno e aplicação do carregamento

Para prevalecer a simplificação geométrica do modelo, foram aplicadas as condições de contorno da simetria (Figura 8). Na Superfície 1 foram restritos os deslocamentos de todos os nós na direção X. Na superfície da seção da alma do perfil de aço (Superfície 2), foram impedidos os deslocamentos de todos os nós na direção Y.

Figura 8 ►

Condições de contorno da simetria.

Fonte: elaborado pelos autores

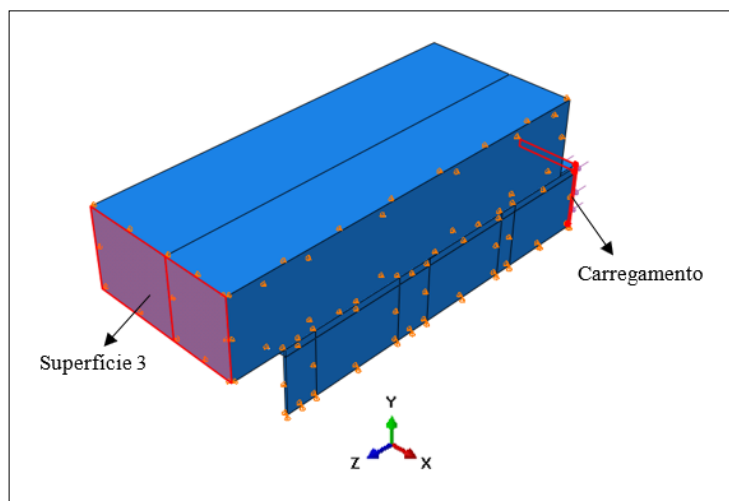


A condição de contorno referente ao ensaio *push-out* consistiu em restringir os deslocamentos dos nós da Superfície 3 na direção Z (Figura 9). Nesse modelo numérico, controle de velocidade foi aplicado. O carregamento foi aplicado uniformemente distribuído na seção transversal do perfil de aço, como pode ser visto na Figura 9.

Figura 9 ►

Carregamento e condição de contorno referentes aos ensaios *push-out*.

Fonte: elaborado pelos autores



2.4 Método de análise

Neste estudo, o método de análise dinâmico explícito foi aplicado. Apesar de ser um método dinâmico, pode ser aplicado em análises de modelos estáticos, desde que os efeitos de inércia sejam controlados com a lenta aplicação de carga. O método dinâmico explícito

é muito eficiente na análise de modelos complexos que envolvam dano do material, grandes deformações e interações de contato entre os componentes; assim, é apropriado para modelos *push-out*. Vários pesquisadores aplicaram esse método para simulação do *push-out* e obtiveram resultados satisfatórios (Bezerra *et al.*, 2018; Kim *et al.*, 2017; Nguyen; Kim, 2009; Pavlović *et al.*, 2013; Qureshi; Lam, 2012; Shariati *et al.*, 2016). Neste estudo, a taxa de aplicação de carga foi escolhida de modo que, durante a análise, os efeitos da inércia fossem mínimos. Para isso, foi aplicado um carregamento com velocidade constante de 0,25 mm/s.

2.5 Modelo constitutivo para o concreto

Na modelagem do concreto foi utilizado o *Concrete Damage Plasticity Model* (CDPM), presente na biblioteca de materiais do Abaqus. Esse modelo constitutivo é adequado para materiais que possuem distintas resistências à tração e à compressão; além do mais, vincula a teoria da plasticidade com a mecânica do dano, sendo capaz de simular numericamente a degradação da rigidez e a falha do concreto. Os mecanismos de falha considerados baseiam-se na fissuração por tração e no esmagamento por compressão. O CDPM assume uma regra de fluxo plástico não associativo, na qual é aplicada a função hiperbólica de Drucker-Prager para definir o fluxo potencial. Inúmeros pesquisadores que simularam numericamente o ensaio *push-out* adotaram o CDPM como modelo constitutivo para o concreto (Bezerra *et al.*, 2018; Bonilla *et al.*, 2015; Han *et al.*, 2017; Kim *et al.*, 2017; Nguyen; Kim, 2009; Pavlović *et al.*, 2013; Qureshi; Lam, 2012; Shariati *et al.*, 2016; Xu; Su; Sugiura, 2017).

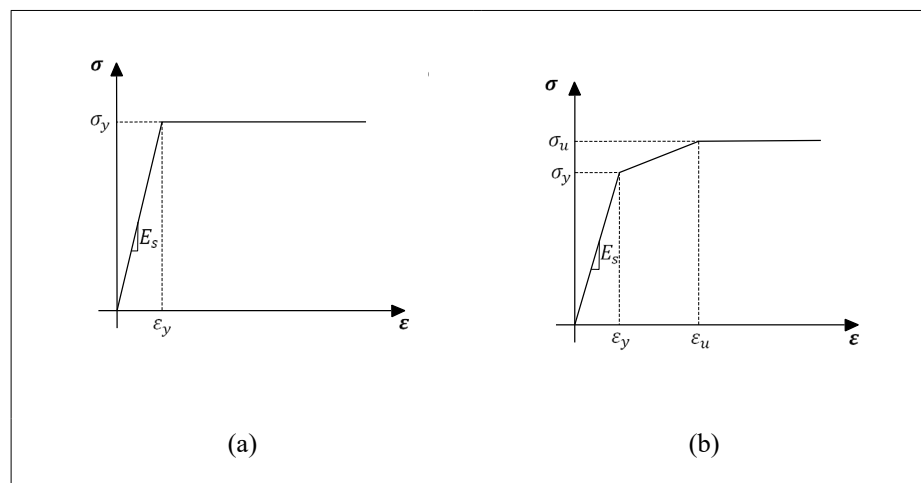
Para a modelagem do comportamento do concreto, o CDPM exige como dados de entrada os parâmetros plásticos do concreto, as curvas de evolução das variáveis de dano de tração e compressão e as curvas tensão-deformação de compressão e tração. Para a determinação desse conjunto de dados, seguiu-se a metodologia proposta por Alfarah, López-Almansa e Oller (2017). Todo o procedimento realizado pode ser visto com detalhes em Lima *et al.* (2020).

2.6 Modelo constitutivo para o aço

Neste estudo, um modelo constitutivo elástico-plástico foi utilizado para simular o conector treliçado, o perfil e o reforço da laje. Esse modelo constitutivo está presente na biblioteca de materiais do Abaqus com a denominação PLASTIC. O modelo PLASTIC adota o critério de escoamento de Von Mises, com regra de fluxo associativa, ideal para a modelagem de materiais dúcteis como o aço. O comportamento uniaxial implementado no modelo consistiu na relação tensão-deformação bilinear (Figura 10a) para o perfil de aço e para o reforço da laje; já para o conector treliçado, devido à maior importância no modelo, a relação trilinear (Figura 10b) foi utilizada. Na Figura 10, E_s é o módulo de elasticidade do material, σ_y e ϵ_y são a resistência ao escoamento e sua respectiva deformação, e σ_u e ϵ_u são a resistência à ruptura e sua respectiva deformação.

Figura 10 ►

Comportamento uniaxial do aço.
(a) Bilinear. (b) Trilinear.
Fonte: elaborado pelos autores



3 Validação do modelo

A validação do modelo em elementos finitos desenvolvido foi realizada com os ensaios *push-out* experimentais de Barbosa (2016). A capacidade resistente do conector treliçado (CT), a curva carga-deslizamento e os modos de falha foram verificados. A Tabela 1 apresenta a geometria do CT e a nomenclatura dos modelos experimentais. As propriedades do concreto e do aço são descritas nas Tabelas 2 e 3, respectivamente. O aço do pino horizontal de 16 mm de diâmetro no topo dos conectores possui as seguintes propriedades: $E_s = 192,0$ GPa e $\sigma_y = 558,3$ MPa.

Tabela 1 ►

Modelos *push-out* experimentais ensaiados por Barbosa (2016).
Fonte: adaptada de Barbosa (2016)

Nomenclatura do modelo	Detalhes do conector treliçado (CT)		
	Diâmetro (mm)	Altura (mm)	Abertura entre hastes
I12,5-1	12,5	130,0	60°
I12,5-2			
I12,5-3			

Tabela 2 ►

Propriedades do concreto dos modelos.
Fonte: adaptada de Barbosa (2016)

Módulo de elasticidade (GPa)	Resistência à compressão (MPa)	Resistência à tração (MPa)
26,0	34,0	3,6

Tabela 3 ►

Propriedades do aço dos conectores, do perfil metálico e do reforço da laje.
Fonte: adaptada de Barbosa (2016)

	E_s (GPa)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	ϵ_{ys} (‰)
CT	195,3	595,3	716,6	3,07
Perfil metálico	200	250	—	—
Reforço da laje	194,5	591,6	722,4	3,04

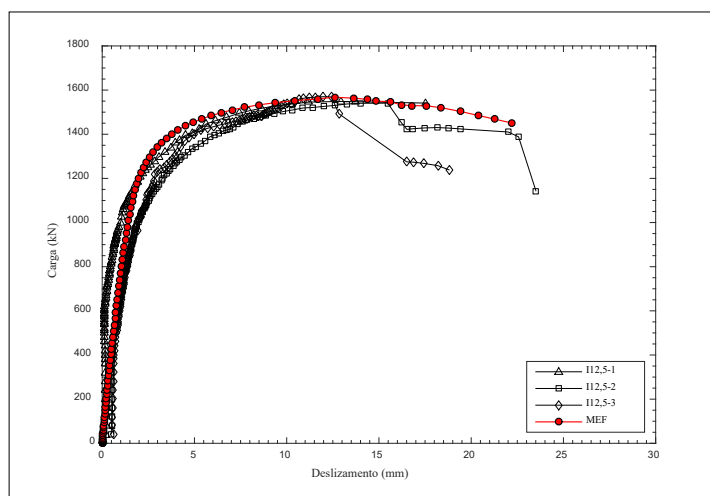
Para o CT com 12,5 mm de diâmetro, Barbosa (2016) ensaiou três modelos *push-out* idênticos. As curvas carga-deslizamento obtidas pelos ensaios experimentais foram comparadas com a curva numérica obtida pelo Método dos Elementos

Finitos (MEF), como pode ser observado na Figura 11. Observa-se um bom ajuste entre as curvas experimentais e numérica, comprovando a eficiência do modelo de elementos finitos proposto neste estudo.

Figura 11 ►

Curva carga-deslizamento para o modelo I12,5.

Fonte: elaborada pelos autores



A Figura 11 apresenta as curvas carga-deslizamento para os modelos experimentais e numérico com a carga total obtida para cada modelo avaliado, e a Tabela 4 apresenta detalhadamente as cargas últimas para um CT obtidas pelos *push-out* experimentais (P_{exp}) e pela análise de elementos finitos (P_{MEF}). A maior diferença entre os resultados experimentais e numéricos foi de 1,70%. O valor médio de P_{exp}/P_{MEF} foi de 0,991, com coeficiente de variação de 0,010. Esses resultados evidenciam a eficácia do modelo de elementos finitos proposto em simular a capacidade resistente dos CTs.

Tabela 4 ►

Comparação entre as cargas últimas para um CT obtidas pelos ensaios experimentais e pelo modelo numérico proposto.

Fonte: dados da pesquisa

Conector	Diâmetro (mm)	P_{exp} (kN)	P_{MEF} (kN)	P_{exp}/P_{MEF}
CT-12,5-1	12,5	193,58	195,96	0,988
CT-12,5-2		192,60		0,983
CT-12,5-3		196,25		1,002
Média				0,991
Coeficiente de variação (CV)				0,010

Com observações experimentais, Barbosa (2016) e Bezerra *et al.* (2018) constataram que o modo de ruptura dos modelos *push-out* com conectores treliçados consiste na combinação da ruptura por tração de uma das hastes do CT com o esmagamento do concreto nas regiões próximas à base do conector. Os modos de falha ocorridos nas simulações numéricas também foram comparados com os modelos experimentais.

A Figura 12 mostra a distribuição das tensões de Von Mises nos conectores no momento da carga última dos modelos. Pela deformada dos conectores, nota-se que o CT trabalha predominantemente sob esforços axiais. Uma das hastes é submetida à tração (T), enquanto a outra à compressão (C), assim como está indicado na Figura 12. Os maiores valores de tensão encontram-se na base dos conectores, valores esses superiores à tensão de escoamento. Observa-se ainda o início da estricção nas hastes sob tração, local da ruptura do CT. Nas Figuras 13 e 14 são mostrados a distribuição de tensões e o

dano de compressão nas lajes, respectivamente, podendo ser observado que as regiões com altos valores de tensão e dano estão localizadas próximo à base dos conectores. Pelos níveis de tensões e valores de dano, o concreto nessas regiões sofreu processo de esmagamento. Diante do exposto, confirma-se a equivalência entre os modos de ruptura visualizados nos resultados das simulações numéricas e as constatações de Barbosa (2016) e Bezerra *et al.* (2018).

Figura 12 ►

Distribuição de tensões (em Pa) e deformada do CT no momento de carga última do modelo I12,5.

Fonte: elaborada pelos autores

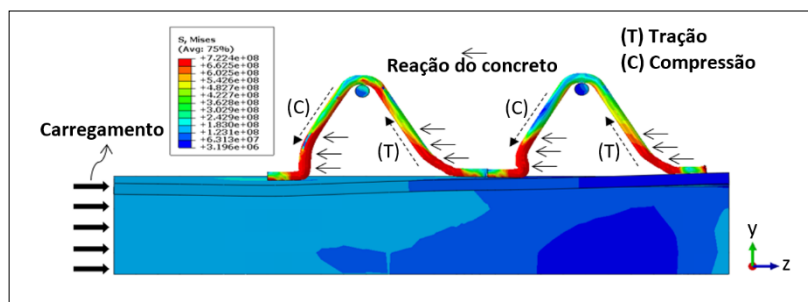


Figura 13 ►

Distribuição de tensões (em Pa) na laje no momento de carga última do modelo I12,5.

Fonte: elaborada pelos autores

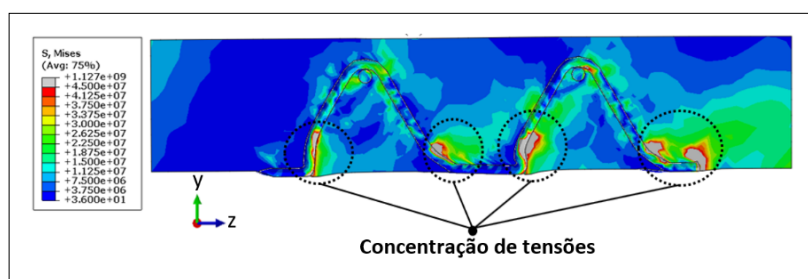


Figura 14 ►

Distribuição do dano de compressão na laje do modelo I12,5.

Fonte: elaborada pelos autores

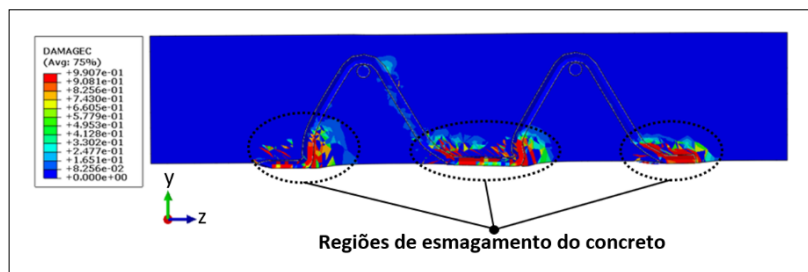
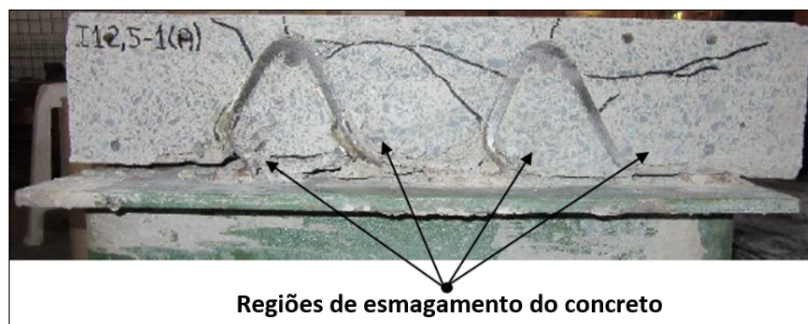


Figura 15 ►

Corte sobre o alinhamento dos conectores no modelo experimental I12,5.

Fonte: adaptada de Barbosa (2016)



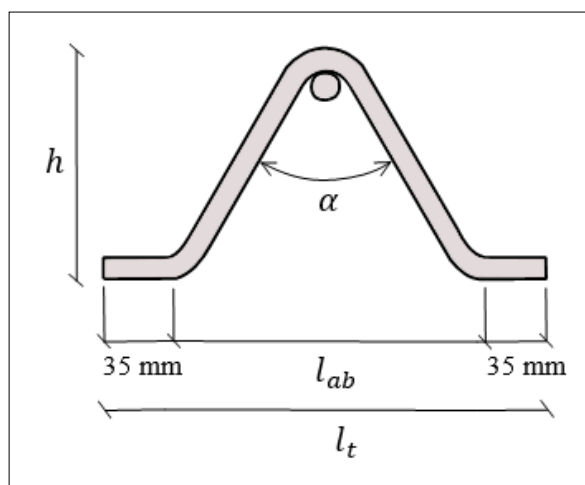
Ao comparar as Figuras 12, 13 e 14 com a Figura 15, evidencia-se a conformidade entre os modos de ruptura nos ensaios experimentais e nas simulações numéricas com o modelo proposto. Na Figura 15 mostra-se um corte sobre o alinhamento dos conectores no modelo *push-out* após o ensaio. Observa-se uma semelhança na deformada dos conectores e analogia na localização das regiões de esmagamento do concreto, para os resultados

numéricos e experimentais. Esses resultados demonstram a capacidade do modelo em elementos finitos proposto de simular numericamente o comportamento dos conectores de cisalhamento treliçados (CTs).

4 Estudo paramétrico

A geometria do CT é definida pela altura (h) e pelo ângulo de abertura entre as hastes do conector (α). O comprimento total (l_t) é dado pela soma da distância horizontal de abertura entre a base das hastes (l_{ab}) com o comprimento das pernas horizontais de fixação do conector no perfil metálico, para o qual, neste trabalho, foi considerado um valor fixo de 35 mm. Os parâmetros geométricos descritos podem ser visualizados na Figura 16.

Figura 16 ►
Parâmetros
geométricos do CT.
Fonte: elaborada
pelos autores



4.1 Influência da altura (h)

Para a verificação da influência da altura do conector em sua capacidade resistente, foram simulados, com o modelo de elementos finitos proposto, ensaios *push-out* em conectores treliçados com diâmetro de 12,5 mm (CT-12,5) e alturas de 150 mm, 130 mm, 110 mm e 90 mm. Esses valores foram definidos com o intuito de abranger alturas inferiores e superiores aos conectores ensaiados experimentalmente por Barbosa (2016), que possuíam altura de 130 mm. Para manter a curvatura no topo do conector igual para todas as alturas, foi admitida a relação constante $h / l_{ab} = 0,72$. Na Tabela 5 ilustram-se os CTs com diferentes alturas analisados numericamente e suas respectivas nomenclaturas.

Tabela 5 ►
Geometria dos conectores
com a variação da altura.
Fonte: dados da pesquisa

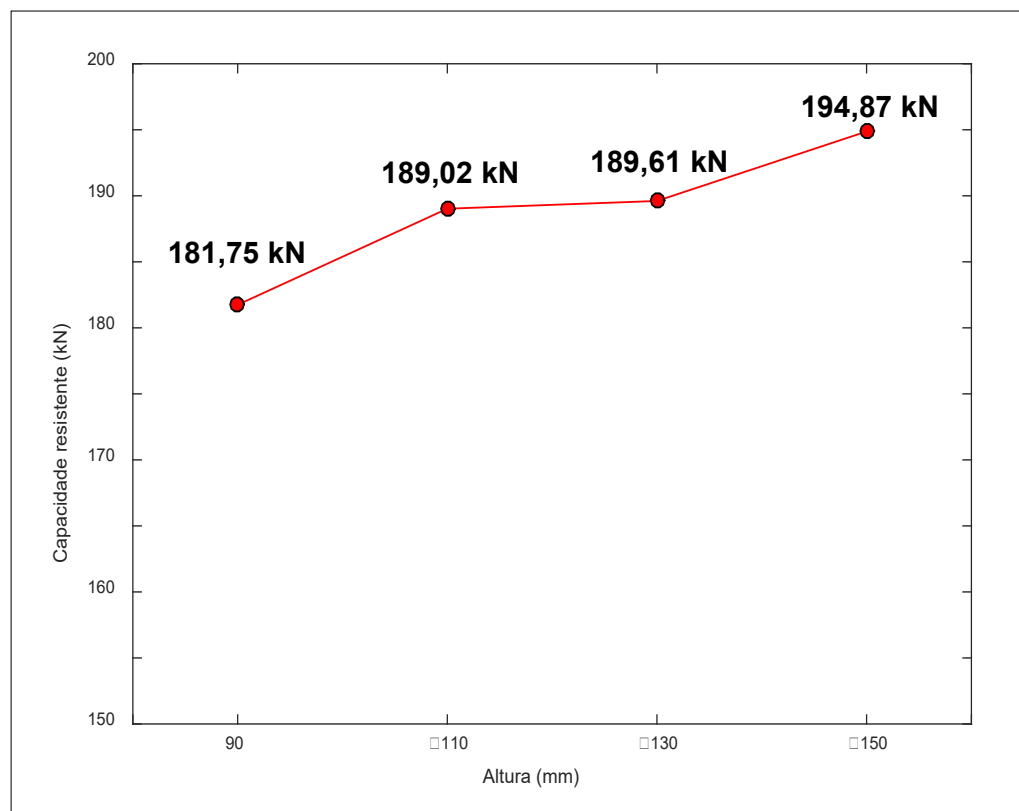
Conector	h (mm)	α	l_{ab} (mm)	l_t (mm)
CT-12,5-H90	90	60°	125	195
CT-12,5-H110	110		150	220
CT-12,5-H130	130		180	250
CT-12,5-H150	150		205	275

No modelo numérico *push-out* com conector de 150 mm, a altura da laje sofreu um incremento de 15 mm, para que fosse preservado o cobrimento do conector. Consequentemente, esse incremento foi aplicado nas barras de reforço da laje. As propriedades do aço e do concreto aplicadas nesta análise são as mesmas da validação do modelo de elementos finitos proposto, presentes nas Tabelas 2 e 3. Na Figura 17 apresentam-se os resultados de capacidade resistente dos CTs para as diferentes alturas.

Figura 17 ►

Relação altura do CT versus capacidade resistente.

Fonte: elaborada pelos autores



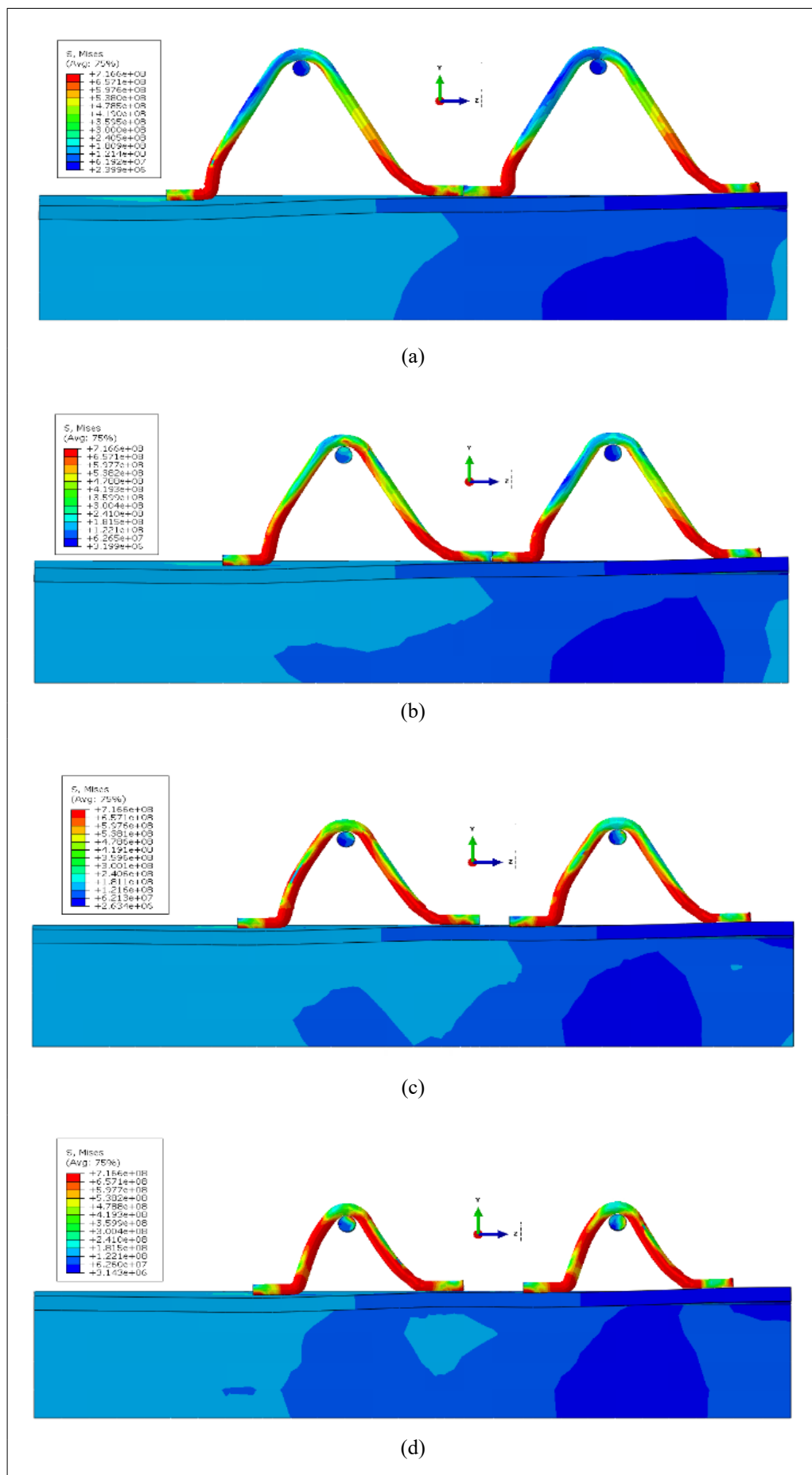
Na Figura 17, observa-se que quanto maior a altura do conector, maior sua capacidade resistente. Contudo, quantitativamente a capacidade resistente do CT é pouco influenciada com a variação de sua altura. Os conectores com alturas extremas CT-12,5-H150 e CT-12,5-H90 possuem capacidades resistentes estreitamente distintas do conector com altura de 130 mm. O CT-12,5-H130 apresentou capacidade resistente 4,3% superior ao CT-12,5-H90 e 2,7% inferior ao CT-12,5-H150.

Com a observação da distribuição de tensões, da deformada dos conectores e dos valores de dano na laje no momento de carga última do modelo, foi verificado que o modo de ruptura discutido na validação do modelo numérico prevaleceu sobre os modelos simulados para análise da variação da altura. Ou seja, a concentração de tensões e os altos valores de dano no concreto ocorrem nas regiões próximas aos conectores, e os maiores valores de tensão e escoamento dos conectores ocorreram em sua base. Na Figura 18 mostra-se a distribuição de tensões e a deformada dos conectores no instante de carga última dos modelos.

Figura 18 ►

Distribuição de tensões (em Pa) e deformada dos conectores no momento de carga última dos modelos: (a) CT-12,5-H150. (b) CT-12,5-H130. (c) CT-12,5-H110. (d) CT-12,5-H90.

Fonte: elaborada pelos autores



O escoamento na base das hastes do conector e o esmagamento do concreto nas regiões próximas à base do conector indicam que o ponto crítico da conexão dos modelos *push-out* com o CT é na base dos conectores. Esse fato explica a pequena alteração na capacidade resistente dos CTs com a variação de sua altura, já que, independentemente da altura do conector, a ruptura ocorrerá em sua base.

Como o CT com pequena altura apresenta alta capacidade resistente, tem-se que ele dispõe de um grande potencial para aplicação em vigas mistas com lajes de baixa altura (mínimo 120 mm, para conectores com 90 mm de altura), ou seja, em estruturas de pequeno porte. Com isso, selecionou-se o conector CT-12,5-H90 para continuidade do estudo paramétrico.

4.2 Influência do ângulo de abertura entre hastes (α)

A influência do ângulo de abertura entre as hastes do CT também foi avaliada com o modelo de elementos finitos proposto neste estudo para simulação numérica de ensaios *push-out* regulamentados pela EN 1994-1-1 (CEN, 2004). Verificou-se a capacidade resistente de conectores CT-12,5-H90 com α assumindo os seguintes valores: 40°, 50°, 60°, 70° e 80°. Os CTs ensaiados por Barbosa (2016) e o CT-12,5-H90 apresentam $\alpha = 60^\circ$. Os demais valores foram adotados para verificar a resposta do CT com o aumento e a redução do ângulo de abertura entre hastes. Com a variação de α , o l_t dos conectores foi alterado; no entanto, a altura (h) foi mantida constante. A Tabela 6 ilustra os CTs com diferentes ângulos de abertura entre hastes analisados numericamente e suas respectivas nomenclaturas.

Tabela 6 ►

Geometria dos conectores com a variação do ângulo de abertura entre hastes.

Fonte: dados da pesquisa

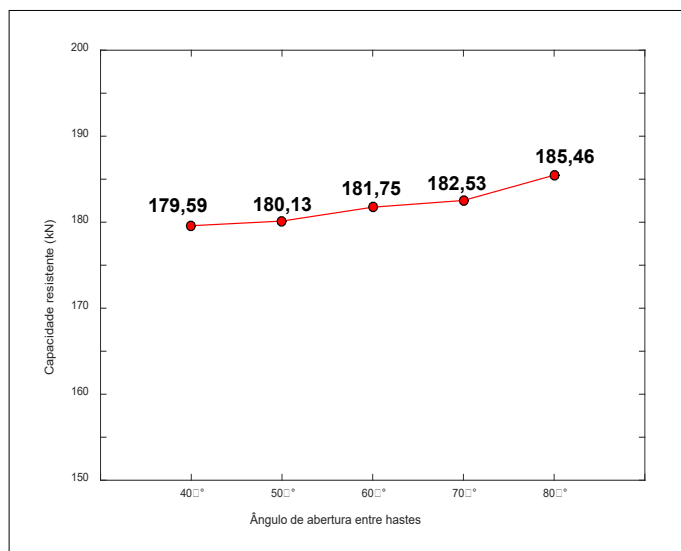
Conector	h (mm)	α	l_{ab} (mm)	l_t (mm)
CT-12,5-H90-ANG40	90	40°	95	165
CT-12,5-H90-ANG50		50°	110	180
CT-12,5-H90-ANG60		60°	125	195
CT-12,5-H90-ANG70		70°	140	210
CT-12,5-H90-ANG80		80°	155	225

Na Figura 19, nota-se que quanto maior a abertura entre hastes do conector, maior a sua capacidade resistente. Admitindo o CT-12,5-H90-ANG60 como referência, percebe-se que ele apresentou capacidade resistente 1,2% superior ao CT-12,5-H90-ANG40 e 2,0% inferior ao CT-12,5-H90-ANG80. Apesar da pequena variação, o conector CT-12,5-H90-ANG80 foi o que apresentou maior capacidade resistente entre os conectores analisados, com carga última de 185,46 kN.

Figura 19 ►

Relação altura do CT
versus ângulo de abertura
entre hastes.

Fonte: elaborada
pelos autores

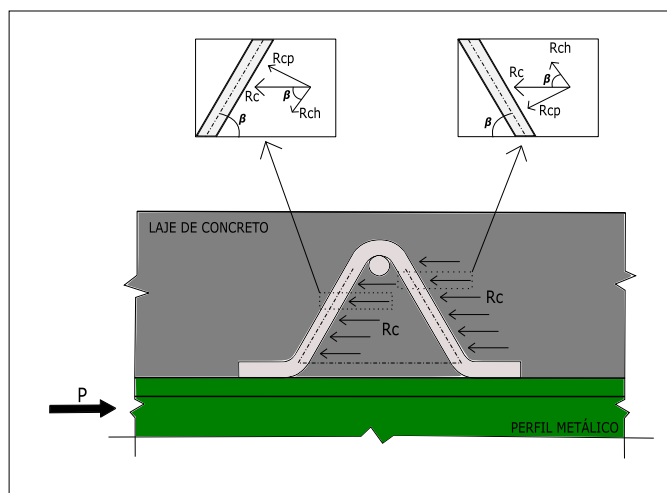


Durante o ensaio *push-out*, a laje de concreto exerce sobre o conector forças de reação (R_c) que tendem a equilibrar o carregamento P aplicado no perfil de aço. As forças R_c podem ser decompostas em componentes na direção das hastes do conector (R_{ch}) e outras perpendiculares às hastes (R_{cp}). As componentes R_{ch} provocam esforços axiais nas hastes do conector, enquanto as componentes R_{cp} efetuam flexão e esforço cortante. Na Figura 20 ilustram-se detalhadamente as componentes das forças de reação da laje de concreto sobre o CT.

Figura 20 ►

Reações da laje de
concreto no CT.

Fonte: elaborada
pelos autores



A configuração geométrica do CT permite que os esforços axiais sejam preponderantes em relação ao esforço cortante e à flexão para cargas próximas à de ruptura, diferentemente do *stud bolt*, no qual a flexão e o esforço cortante são dominantes. Esse é o principal motivo da superioridade da capacidade resistente dos CTs sobre o *stud bolt*. Maiores valores de α provocam maiores R_{ch} , concedendo assim condições em que a principal característica do CT é aproveitada. Com isso, pode-se inferir que quanto maior o ângulo de abertura entre hastes dos conectores treliçados, maior será a componente da reação da laje de concreto na direção da haste do conector, justificando-se assim os resultados obtidos nesta análise.

5 Conclusão

Este estudo foi realizado com o intuito de avaliar a influência de parâmetros geométricos na capacidade resistente do CT. Para isso, um modelo numérico não linear tridimensional de elementos finitos foi desenvolvido. O modelo considera a não linearidade do concreto e do aço do CT, o perfil de aço e o reforço da laje. O *Concrete Damage Plasticity Model* (CDPM) foi capaz de simular o complicado comportamento do concreto no modelo *push-out*. Na análise dos modelos, o método dinâmico explícito foi bastante eficaz, simulando a complexa não linearidade imposta pelas interações de contato existentes entre os componentes do modelo. Tanto as curvas carga-deslizamento obtidas quanto os modos de ruptura observados numericamente foram condizentes com resultados experimentais.

Após a validação do modelo numérico, um estudo paramétrico foi realizado com o objetivo de analisar a influência da altura e do ângulo de abertura entre hastes na capacidade resistente do CT. Com respeito à variação da altura, observou-se que quanto maior a altura do conector, maior sua capacidade resistente. No entanto, quantitativamente os valores de resistência do CT tiveram pequena variação, já que o ponto crítico dos modelos *push-out* com CT situa-se na base do conector e em regiões próximas. O CT-12,5-H130 apresentou capacidade resistente apenas 4,3% superior ao CT-12,5-H90 e 2,7% inferior ao CT-12,5-H150. Como a resistência do CT é pouco influenciada com a variação da altura, tem-se que ele apresenta grande potencial para aplicação em vigas mistas com lajes de pequena altura, ou seja, estruturas de pequeno porte.

Na análise do ângulo de abertura entre as hastes, o CT com ângulo de 80° foi o que apresentou maior capacidade resistente, com carga última de 185,46 kN. Pode-se concluir também que a ação de aumentar o ângulo de abertura entre as hastes do CT induz a ampliação das componentes de reação da laje na direção das hastes do conector, consequentemente reduzindo as componentes perpendiculares. Essa ação leva o CT a trabalhar preponderantemente sob esforços axiais, o que implica o aumento da sua capacidade resistente. Desse modo, em termos construtivos e de capacidade resistente, o estudo paramétrico indicou que a geometria ótima para o CT é composta por uma altura de 90 mm e ângulo de abertura entre hastes de 80°. Assim, os resultados deste estudo contribuem para um melhor entendimento do comportamento mecânico do CT.

Em termos de aplicação prática, o CT apresenta geometria adequada para ser utilizado em vigas mistas aço-concreto formadas por lajes maciças e pré-lajes de concreto pré-fabricado. No entanto, sua aplicação em lajes *steel deck* com nervuras perpendiculares à viga deve ser cuidadosamente avaliada, pois o comprimento (l_i) do CT é superior à espessura das nervuras normalmente empregadas. Além disso, o comprimento do CT limita a utilização de mais conectores na interface aço-concreto, o que, em certas situações, pode restringir o uso de vigas mistas de aço-concreto com grau de conexão total. Apesar das limitações, o CT apresenta-se como uma excelente alternativa ao uso de conectores de cisalhamento convencionais.

Agradecimentos

Os autores agradecem ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC) da Universidade Federal do Ceará – Campus Russas e à Universidade de Brasília pelo apoio no desenvolvimento desta pesquisa.

Financiamento

Os autores agradecem pelo apoio financeiro da Fundação Cearense de Apoio ao Desenvolvimento Científico e Tecnológico (FUNCAP) a partir do projeto BP5-0197-00212.01.00/22.

Conflito de interesses

Os autores declaram não haver conflito de interesses.

Nota

Este artigo é derivado de dissertação do primeiro autor para o curso de Mestrado em Estruturas e Construção Civil da Universidade de Brasília (UnB), disponível em: <https://repositorio.unb.br/handle/10482/33054>.

Contribuições ao artigo

LIMA, J. M.: concepção da pesquisa; análise e interpretação dos dados; revisão substantiva do manuscrito. **BONILLA, J.:** concepção da pesquisa; revisão crítica com contribuição intelectual relevante e supervisão geral. **SOUSA, L. C. L.:** coleta, análise, interpretação dos dados e redação inicial. **DIAS, N. S. F.:** coleta, análise, interpretação dos dados e redação inicial. Todos os autores participaram da escrita, discussão, leitura e aprovação da versão final do artigo.

Referências

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 8800:** Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações. Rio de Janeiro: ABNT, 2024.

ALFARAH, B.; LÓPEZ-ALMANSA, F.; OLLER, S. New methodology for calculating damage variables evolution in Plastic Damage Model for RC structures. **Engineering Structures**, v. 132, p. 70-86, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.11.022>.

BARBOSA, W. C. S. **Estudo de conectores de cisalhamento em barras de aço para vigas mistas de aço e concreto**. 2016. Tese (Doutorado em Estruturas e Construção Civil) – Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2016. Disponível em: <https://repositorio.unb.br/handle/10482/23188>. Acesso em: 22 abr. 2026.

BEZERRA, L. M.; BARBOSA, W. C. S.; BONILLA, J.; CAVALCANTE, O. R. O. Truss-type shear connector for composite steel-concrete beams. **Construction and Building Materials**, v. 167, p. 757-767, 2018. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.01.183>.

BONILLA, J.; BEZERRA, L. M.; LARRÚA, R.; RECAREY, C.; MIRAMBELL, E. Modelación numérica con validación experimental aplicada al estudio del comportamiento de conectores tipo perno de estructuras compuestas de hormigón y acero. **Revista Ingeniería de Construcción**, v. 30, n. 1, p. 53-68, 2015. DOI: <https://doi.org/10.4067/S0718-50732015000100005>.

CÂNDIDO-MARTINS, J. P. S.; COSTA-NEVES, L. F.; VELLASCO, P. C. G. S. Experimental evaluation of the structural response of Perfobond shear connectors. **Engineering Structures**, v. 32, n. 8, p. 1976-1985, 2010. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2010.02.031>.

CAVALCANTE, O. R. O. **Estudo de conectores de cisalhamento do tipo “V” em viga mista**. 2010. Tese (Doutorado em Estruturas e Construção Civil) – Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2010. Disponível em: <https://www.repositorio.unb.br/handle/10482/7890>. Acesso em: 22 abr. 2026.

CEN – EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels: CEN, 2004.

DASSAULT SYSTÈMES. **Abaqus User’s Manual: Version 6.14-4**. Providence: Dassault Systèmes, 2014. Disponível em: <http://62.108.178.35:2080/v6.14/index.html>. Acesso em: 22 abr. 2026.

HAN, Q.; WANG, Y.; XU, J.; XING, Y.; YANG, G. Numerical analysis on shear stud in push-out test with crumb rubber concrete. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 130, p. 148-158, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.12.008>.

KIM, S. H.; KIM, K. S.; PARK, S.; AHN, J. H.; LEE, M. K. Y-type perfobond rib shear connectors subjected to fatigue loading on highway bridges. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 122, p. 445-454, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.04.015>.

KIM, S. H.; PARK, S.; KIM, K. S.; JUNG, C. Y. Generalized formulation for shear resistance on Y-type perfobond rib shear connectors. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 128, p. 245-260, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.08.016>.

LEONHARDT, F.; ANDRÄ, W.; ANDRÄ, H. P.; HARRE, W. Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit. **Beton und Stahlbetonbau Heft**, v. 82, n. 12, p. 325-331, 1987. DOI: <https://doi.org/10.1002/best.198700500>.

LIMA, J. M.; BEZERRA, L. M.; BONILLA, J. Comparative analysis between the shear resistance of the Truss Type shear connector and stud bolt. In: IBERO-LATIN-AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING, 41., 2020, Foz do Iguaçu. **Proceedings [...]**. Foz do Iguaçu: ABMEC, 2020. Disponível em: <https://publicacoes.softaliza.com.br/cilamce2020/article/view/6187/5239>. Acesso em: 22 abr. 2026.

LIMA, J. M.; BEZERRA, L. M.; BONILLA, J.; MIRAMBELL, E. Experimental study on full scale steel-concrete composite beams using truss-type shear connectors. **Engineering Structures**, v. 303, 117490, 2024a. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2024.117490>.

LIMA, J. M.; ROCHA, M. A.; GUIMARÃES FILHO, M. B.; BEZERRA, E. M. F.; SILVA, R. S. Y. R. C.; BEZERRA, L. M. Estudo comparativo do custo de vigas mistas de aço-concreto com *stud bolt* e conector treliçado. **Revista Tecnológica (UEM)**, v. 33, n. 1, p. 160-168, 2024b. DOI: <https://doi.org/10.4025/revtecnol.v33i1.72870>.

MOURA, P. H. R.; SILVA, R.; LIMA, J. M.; BEZERRA, L. M.; RODRIGUES, G. H. S.; BEZERRA, E. M. F. Investigation of the resistance capacity of the right-angle truss-type shear connector using finite element method. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 21, n. 11, e569, 2024. DOI: <https://doi.org/10.1590/1679-78258266>.

NGUYEN, H. T.; KIM, S. E. Finite element modeling of push-out tests for large stud shear connectors. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 65, n. 10-11, p. 1909-1920, 2009. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2009.06.010>.

PAVLOVIĆ, M.; MARKOVIĆ, Z.; VELJKOVIĆ, M.; BUDEVAC, D. Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 88, p. 134-149, 2013. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.05.003>.

QURESHI, J.; LAM, D. Behaviour of Headed Shear Stud in Composite Beams with Profiled Metal Decking. **Advances in Structural Engineering**, v. 15, n. 9, p. 1547-1558, 2012. DOI: <https://doi.org/10.1260/1369-4332.15.9.1547>.

SHARIATI, M.; RAMLI SULONG, N. H.; SHARIATI, A.; KHANOUKI, M. A. Behavior of V-shaped angle shear connectors: experimental and parametric study. **Materials and Structures**, v. 49, n. 9, p. 3909-3926, 2016. DOI: <https://doi.org/10.1617/s11527-015-0762-8>.

VERÍSSIMO, G. S. **Desenvolvimento de um conector de cisalhamento em chapa dentada para estruturas mistas de aço e concreto e estudo do seu comportamento**. 2007. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007. Disponível em: <https://repositorio.ufmg.br/items/c1a3e77e-7bd1-40b0-8b74-cc3ecd49c3e>. Acesso em: 22 abr. 2026.

XU, C.; SU, Q.; SUGIURA, K. Mechanism study on the low cycle fatigue behavior of group studs shear connectors in steel-concrete composite bridges. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 138, p. 196-207, 2017. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.07.006>.