

MODELAGEM COMPUTACIONAL DO MÉTODO DE CISALHAMENTO DIRETO COM CONECTOR TIPO PINO COM CABEÇA

Marcel Willian Reis Sales¹
Wanderlei Malaquias Pereira Júnior²
Diego Borja Ferreira³
Adriana Mikulaschek⁴

RESUMO

Diversos tipos de lajes podem ser usados em estruturas mistas de aço concreto. Entretanto, a laje alveolar é uma boa solução, pois ela reduz a necessidade de escoras permitindo que a estrutura de concreto seja executada com velocidade compatível à estrutura metálica. Este trabalho apresenta uma discussão da ligação de cisalhamento promovida em vigas mistas de aço concreto, por conectores tipo pino com cabeça. A ligação é feita pelo conector e preenchida com concreto, podendo existir ou não armadura transversal. Os resultados da modelagem são comparados com os resultados obtidos em laboratórios, na forma de ensaios experimentais disponíveis na literatura. Observou-se que a ligação possui alta resistência e a análise computacional, desenvolvida com o programa DIANA®, encontrou dificuldades para representar o mecanismo de falha da ligação na região não linear devido à inexistência de um modelo no software que represente o confinamento do concreto.

Palavras-chave: Conector de cisalhamento; vigas mistas aço-concreto; modelagem computacional aço-concreto.

ABSTRACT

Various types of slabs can be used in composite steel concrete structures. However, alveolar slab is a good solution, because it reduces the need for anchors allowing the concrete structure is performed with a speed compatible to the metal structure. This paper presents a shear connection in composite beams promoted discussion of concrete steel, by type connectors with pin head. The connection is made by the connector and filled with concrete, which may or may not exist transverse reinforcement. The modeling results are compared with the results obtained in the laboratory in the form of Experimental tests available in the literature. It was observed that the connection has high strength and computational analysis, developed with the DIANA® program, found it difficult to represent the failure mechanism of the link in the nonlinear region in the absence of a model in software that represents the confinement of concrete.

Keywords: *Shear connector; steel-concrete composite beams; steel-concrete computational modeling*

¹ Engenheiro Civil da Universidade Federal de Goiás, Mestre em engenharia civil pelo PPG-GECON da EEC/UFG.

² Professor da Universidade Católica de Goiás, Mestre em engenharia civil pelo PPG-GECON da EEC/UFG.

³ Engenheiro Civil, Mestre em Engenharia Civil, CMEC – EEC/UFG.

⁴ Arquiteta Urbanista, Mestre em Arquitetura e Meio Ambiente - FARA

INTRODUÇÃO

Como sistema estrutural, as vigas mistas de aço e concreto são usadas desde 1920 na Europa e na América do norte [4]. As vigas mistas aço-concreto surgiram como consequência do uso de lajes de concreto armado apoiadas sobre vigas metálicas, onde cada componente resistia e se deformava de forma independente de acordo com a sua rigidez. Para melhorar a eficiência do sistema, foi necessário estabelecer uma ligação entre a viga de aço e a laje de concreto de tal forma que ambas trabalhassem em conjunto para resistir a flexão. Isso foi possível por meio da introdução de elementos mecânicos, denominados conectores de cisalhamento, soldados à mesa superior da viga de aço e imersos no concreto da laje.

A norma brasileira para projeto e execução de estruturas de aço em edifícios, [2], apresenta em sua recomendação para o cálculo da resistência dos conectores nas ligações mistas os seguintes tipos de conectores: pino com cabeça, perfil U laminado em lajes maciças, pino com cabeça em lajes com forma de aço incorporada, “steel deck”, e perfil U formado à frio (Figura 1).

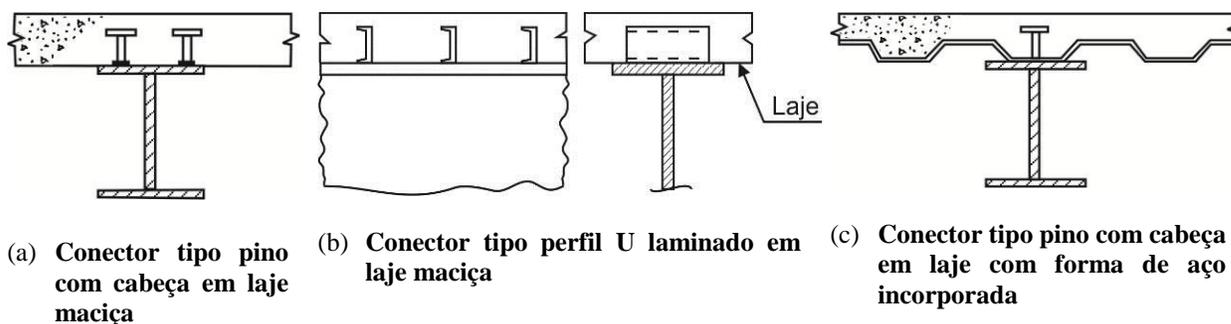


Figura 1 - Tipos de conectores em vigas mistas

Os códigos internacionais [3] e [1] apresentam somente os conectores tipo pino com cabeça e perfil U laminado para uso com lajes maciças e pino com cabeça para lajes “steel deck”.

Apesar de serem usadas desde 1940, as ligações das vigas mistas com lajes alveolares não fazem parte do escopo das recomendações da norma brasileira e dos códigos internacionais, provavelmente por falta de pesquisas científicas que definam com segurança a resistência e o comportamento da ligação existente entre o perfil de aço e a laje alveolar.

Viga mista com laje alveolar

São muitas as vantagens do uso de lajes alveolares nas vigas mistas, entre elas: a capacidade para resistir a grandes sobrecargas; a possibilidade em vencer vãos de até 20 m; redução do peso próprio da laje devido à presença dos alvéolos; não necessita de escoramento; incremento na velocidade da execução da estrutura, contribuindo para um retorno econômico mais rápido do empreendimento e compatibilizando com o processo construtivo das estruturas em aço.

Mesmo com as vantagens do uso das lajes alveolares em vigas mistas, as pesquisas de vigas mistas com lajes alveolares são escassas. A primeira pesquisa científica, conhecida, sobre esse assunto foi realizada na Universidade de Nottingham, Inglaterra, por [4]. Foram realizados doze ensaios de cisalhamento direto (“push off”) com perfil I de aço laminado, sendo dez com lajes alveolares e dois com lajes maciças. O esquema do ensaio está mostrado na Figura 2. As variáveis desses ensaios foram:

- Largura da laje alveolar: duas lajes de 600 mm em cada lado do perfil ou uma laje de 1200 mm com o objetivo de verificar a influência da junta transversal na resistência da ligação mista;
- Largura da junta longitudinal, “gap”, com valores de 40 mm, 65 mm e 120 mm;
- Diâmetro da armadura transversal, com bitolas de 8 mm, 16 mm e 25 mm.

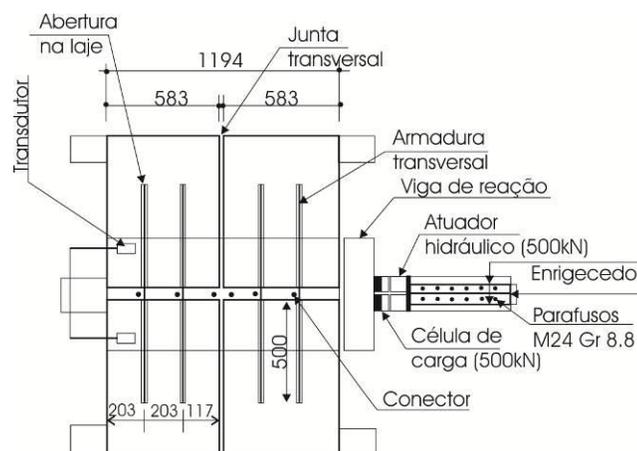


Figura 2 - Modelo para ensaio de “push off” [4]

As lajes alveolares usadas nos ensaios de vigas mistas realizados por [4] apresentavam uma geometria da seção transversal diferente das lajes fabricadas no Brasil. Elas possuíam um chanfrado de 235 mm na extremidade (Figura 3), aumentando assim o volume do concreto de preenchimento lançado na junta longitudinal.

Além dos ensaios experimentais, esse autor realizou estudos numéricos em dois modelos para simular o comportamento estrutural das vigas mistas com lajes alveolares: um modelo de cisalhamento direto apenas com a laje, modelada como uma placa horizontal sem a viga de aço para investigar a tensão última de compressão na laje, e outro modelo representando a viga mista completa para estudar o comportamento à flexão [6]

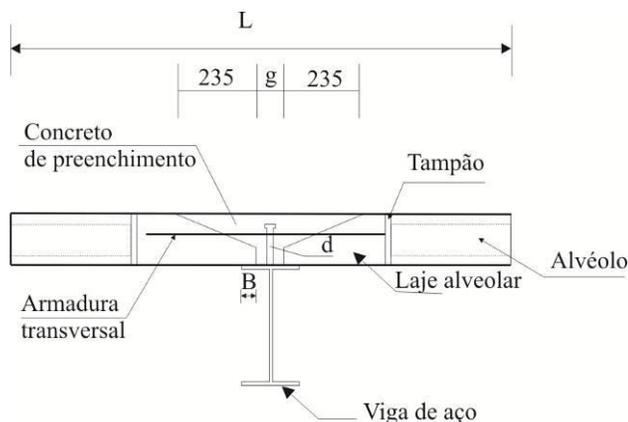


Figura 3 – Seção transversal do modelo de viga mista estudada por [4]

As principais conclusões obtidas pelo autor acerca do comportamento de vigas mistas com laje alveolar foram ([4], [5] e [6]):

- A resistência da viga mista foi entre 50% a 100% maior que a resistência da viga de aço e a rigidez à flexão foi mais de 300% maior que a rigidez da viga de aço;
- Os ensaios com modelos de viga mista, em escala real, provaram que existe um comportamento conjunto entre a viga de aço e a laje alveolar, desde que realizada uma junta longitudinal preenchida com concreto moldado no local com resistência mínima de 25 MPa;
- A armadura transversal à junta longitudinal é essencial para o bom funcionamento da ligação mista, mas deve-se ter uma taxa de armadura suficiente para combater o fendilhamento da laje, em torno de 0,11%, e caso a taxa de armadura seja muito alta pode provocar uma ruptura frágil da ligação.

Paulo [10] realizou testes em modelos de cisalhamento na Universidade Federal de Goiás, tendo como objetivo avaliar experimentalmente a resistência e o comportamento de ligações de cisalhamento com conectores tipo pino com cabeça para vigas mistas de aço com laje alveolar. O esquema de ensaio adotado foi o ensaio padrão do [3], conhecido como ensaio de “push off” ou de cisalhamento direto. As principais características dos modelos ensaiados são apresentadas na Tabela 1.

Tabela 1 – Modelos para ensaio de cisalhamento direto ensaiados

Modelo	Armadura transversal
M150-0	-
M150-10	3Ø 10
M150-16	3Ø 16

H_l = 150 mm (altura da laje)

H_{cs} = 112 mm (altura do conector de cisalhamento)

d_{cs} = 19 mm (diâmetro do conector de cisalhamento)

Junta longitudinal (“gap”) = 50 mm

F_{cm} do concreto de preenchimento de 50 MPa

F_{ctm} do concreto de preenchimento igual a 3,06 MPa

E do concreto de preenchimento 20 GPa

Os materiais usados nos modelos ensaiados tinham as seguintes características:

- O perfil de aço utilizado foi um perfil com seção transversal I laminado 360x51 em aço ASTM A-572 grau 50 com tensão de escoamento igual a 345 MPa.
- Os conectores de cisalhamento tinham limite de escoamento igual a 460 MPa e limite de resistência de 559 MPa.
- A laje alveolar tinha espessura de 150 mm, largura de 1200mm e comprimento de 500 mm, em concreto protendido com $f_{ck} = 50$ MPa.
- O aço da armadura transversal possuía tensão de escoamento superior a 500 MPa.

Os modelos ensaiados tinham a geometria mostrada na Figura 4. Os modelos foram concretados em duas etapas: na primeira foi feita a concretagem de um dos lados e após três dias o modelo foi virado, sendo realizada a concretagem do outro lado.

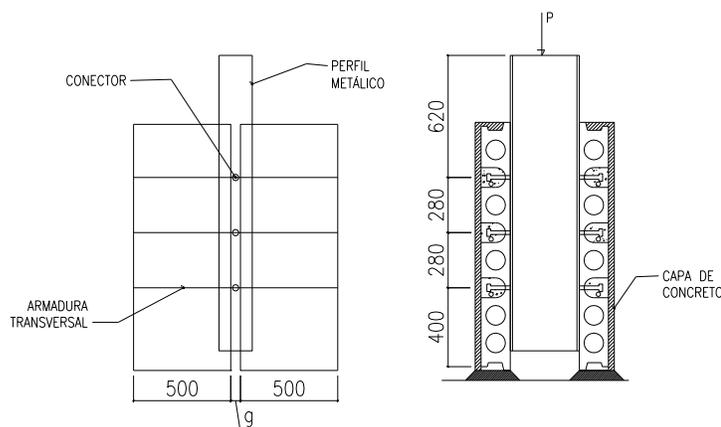


Figura 4 – Geometria dos modelos ensaiados por - dimensões em mm.

O autor concluiu que a armadura transversal não influencia na resistência da ligação. Porém, em termos de ductilidade foi observada uma significativa influência da armadura, pois quando foi colocada armadura de 10 mm no modelo houve um aumento de 44% no deslizamento relativo entre a laje e o perfil se comparado ao modelo sem armadura transversal. E quando foi colocada a armadura de 16 mm, observou-se que o deslizamento aumentou em 238%. Os valores experimentais de resistência foram próximos aos valores calculados pela equação 2, exposta no item a seguir, uma vez que a ruína do modelo se deu pelo corte dos conectores.

Resistência de conectores tipo pino com cabeça

Baseado nos resultados dos ensaios de cisalhamento direto (“push off”), [4] propôs uma modificação na equação do Eurocode 4 recomendada para estimar a resistência dos conectores da ligação mista com laje maciça. Novos parâmetros foram incluídos para considerar a influência da laje alveolar na ligação. Os novos parâmetros acrescentados foram: β , λ e ω para considerar os efeitos da junta longitudinal, da armadura transversal e da junta transversal (Equação 1 e Equação 2). Foi modificada apenas a equação para avaliação da resistência do conector devida à ruptura no concreto, Equação 1, porque na equação para resistência de corte do conector, Equação 2, não existem evidências da influência da laje alveolar.

Ruptura no concreto:

$$P_{RD} = \frac{0,29\alpha\beta\lambda d^2 \sqrt{\omega f_{ckm} E_{cm}}}{\gamma_v} . \quad (1)$$

Corte do conector:

$$P_{RD} = \frac{0,8 f_u A_c}{\gamma_v} . \quad (2)$$

Sendo:

$$\alpha = 0,2((h/d) + 1) \leq 1,0$$

$\beta = 0,5((g/70) + 1) \leq 1,0$ - coeficiente que leva em consideração a largura da junta longitudinal;

$\lambda = 0,5((\phi/20) + 1) \leq 1$ - coeficiente que leva em consideração a armadura transversal ($f_y \geq 460$ MPa), sendo a armadura transversal com diâmetro superior a 8 mm;

$\omega = 0,5((w/600) + 1) \leq 1,5$ - coeficiente que leva em consideração a altura da laje da laje alveolar;

ϕ = diâmetro da armadura transversal;

w = altura da laje alveolar;

f_{ckm} = média das resistências características à compressão do concreto de preenchimento e do concreto da laje alveolar, obtida em ensaios de corpos-de-prova cilíndricos (MPa);

E_{cm} = média dos módulos de elasticidade do concreto de preenchimento e do concreto da laje alveolar (MPa);

f_u = tensão última do material do conector de cisalhamento (450 MPa);

γ_v = Coeficiente de segurança igual a 1,25, o mesmo recomendado pelo Eurocode 4.

Em sua publicação, Lam apresenta uma comparação dos valores estimados pela Equação 1 semi-empírica com os valores dos resultados experimentais de seus ensaios [4]. Os valores estimados ficaram 6 % abaixo dos valores experimentais, o que sugere que esta equação estima com boa aproximação a resistência da ligação de cisalhamento com laje alveolar.

Modelagem Computacional da Ligação

Nesta seção é apresentada e discutida a modelagem computacional, por meio do programa de elementos finitos [11], do ensaio realizado por [10] em modelos de cisalhamento direto com conector tipo pino com cabeça e laje alveolar de concreto.

Materiais

As propriedades dos materiais utilizados na modelagem foram as informadas pelos autores e estão indicadas no item 1.1. O módulo de elasticidade do perfil de aço foi inicialmente admitido

igual a 205000 MPa, Foi adotado para a armadura transversal o diâmetro de 10 mm (modelo M-150-10, Tabela 1)

O elemento finito utilizado na modelagem é o tetraédrico TE12L, isoparamétrico, com 3 lados e 4 nós, e interpolação linear, conforme Figura 5.

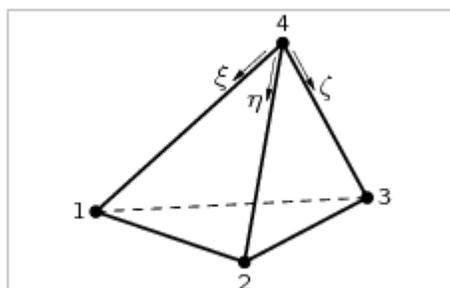


Figura 5 – Elemento finito sólido TE12L (TNO, 2011)

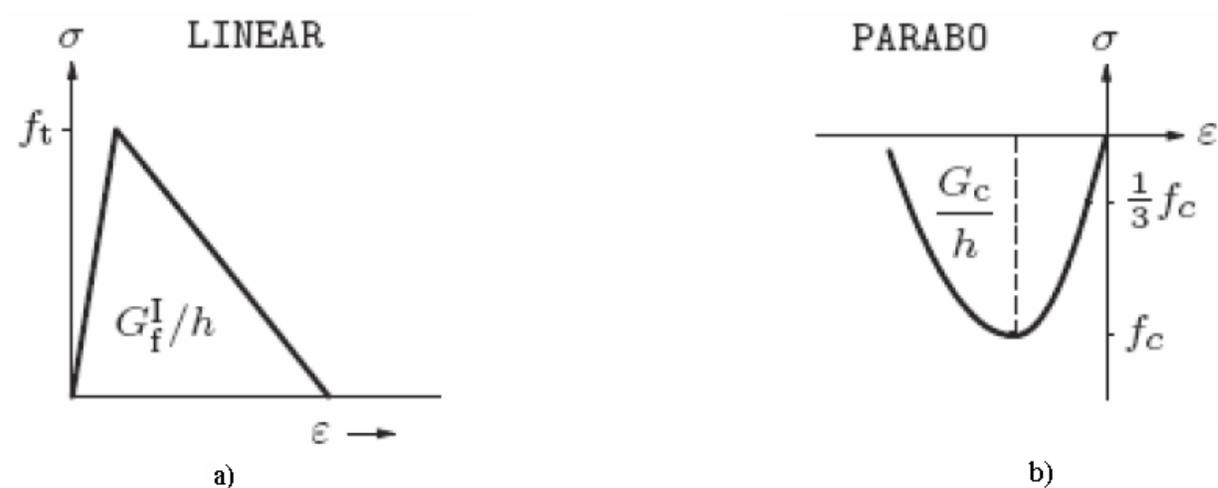


Figura 6 – (a) Modelo com amolecimento linear na tração e (b) modelo parabólico na compressão para representar o concreto (TNO, 2011)

Para representar o comportamento mecânico do concreto foram utilizados modelos constitutivos com amolecimento linear para representar o concreto na tração (Figura 6a) e modelos elastoplástico perfeito e parabólico para representar o concreto na compressão (Figuras 7b e 6b). As propriedades do concreto para aplicação desses modelos, isto é, a energia no modo I de fratura (G_f) e a energia de fratura na compressão (G_c) foram determinadas a partir de [1], bem como os

dados de entrada nas equações, excluindo o f_c que foi um dado retirado dos trabalhos experimentais ou escolhidos segundo o interesse, apresentados na Equação 3 e Equação 4, respectivamente. A Equação 4 representa uma curva tensão deformação teórica do concreto, de modo que a energia de fratura na compressão (G_c) é encontrada integrando a tensão pelos valores limites de deformação. Esses modelos foram utilizados para representar o concreto de preenchimento. Na laje alveolar adotou-se material com comportamento elástico linear, admitindo-se um módulo de elasticidade de 50 MPa.

$$G_f = 73 \cdot f_{ck}^{0.18}. \quad (3)$$

$$\sigma = \frac{f_{ck} \cdot (k \cdot \eta - \eta^2)}{1 + (k - 2) \cdot \eta}. \quad (4)$$

Para representar o conector foram utilizados os seguintes modelos constitutivos: elástico linear (com módulo de elasticidade admitido igual a 205 GPa), elastoplástico perfeito e elastoplástico com encruamento (Figura 7). Tanto o perfil quanto a armadura transversal foram admitidas com comportamento elástico linear e módulo de elasticidade igual a 205 GPa .

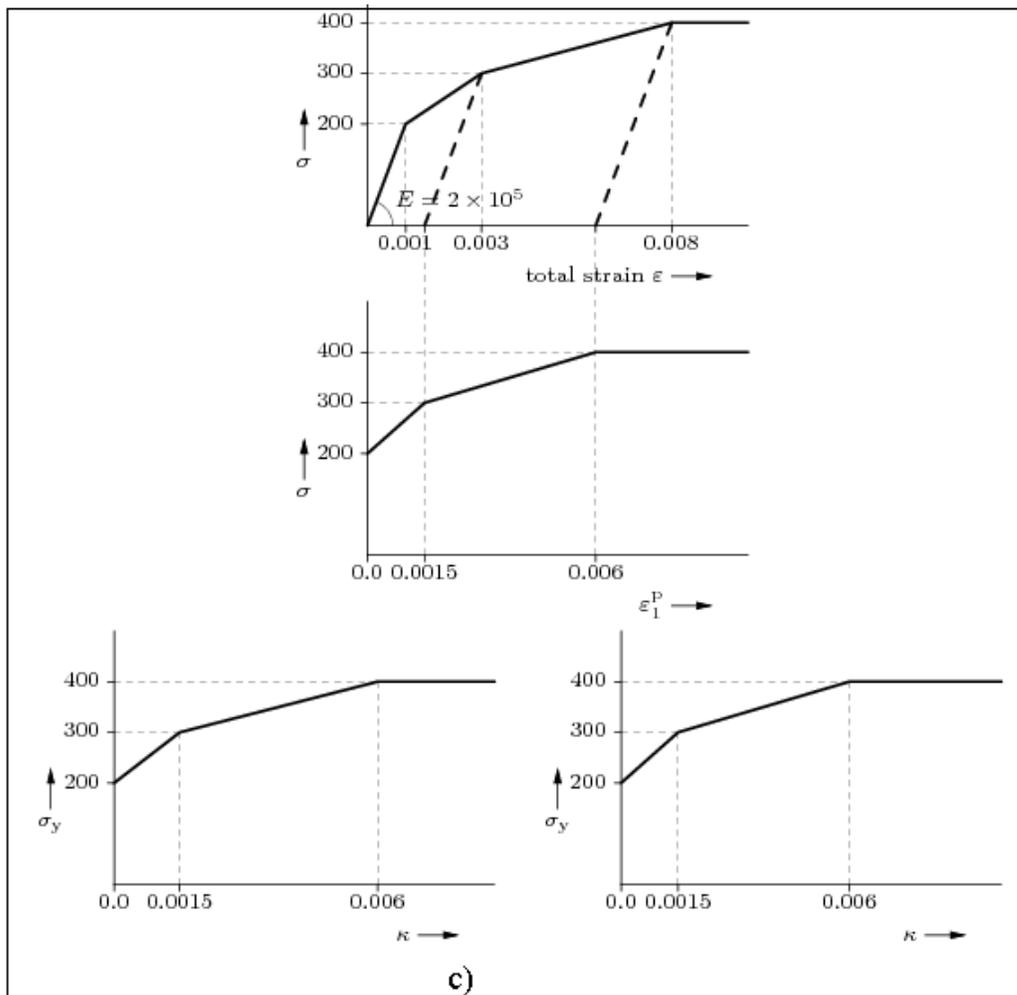
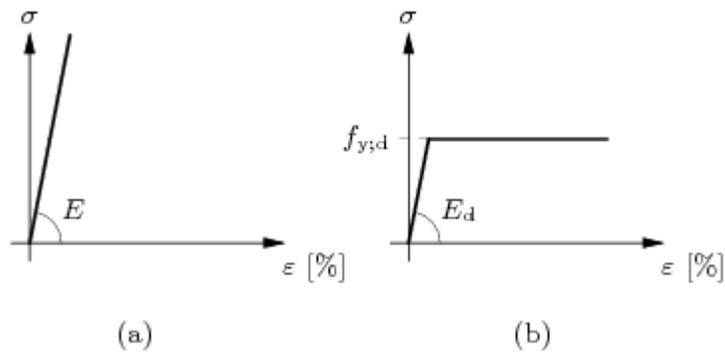


Figura 7 – (a) Modelo elástico linear, (b) modelo elastoplástico perfeito e (c) modelo elastoplástico com encruamento para representar o conector (TNO, 2011)

Geometria, malha e condições de contorno

Em virtude da simetria do modelo de cisalhamento direto (Figura 4), foi modelada apenas a metade do modelo utilizado no ensaio. A posição dos conectores é mostrada na figura 4. Na Figura 8 é mostrada a as dimensões utilizadas no modelo computacional do perfil, laje, junta longitudinal, “gap” e altura da laje. Também, tanto o perfil quanto a laje possuem 1200 mm de comprimento. Na Figura 9 é mostrada uma vista da malha de elementos finitos. Em função do diâmetro do conector (19 mm) os elementos finitos utilizados na malha apresentavam um tamanho padrão de 9,5 mm. Isso resultou em uma malha bastante refinada e com alto custo de processamento computacional (639304 nós e 3229579 elementos), sendo necessários 20 minutos, em média, para processamento de cada passo de carregamento em uma Workstation Precision T7600 com 2 processadores Intel® Xeon® de 2,00 GHz 2,00 GHz e 32 MB de memória RAM.

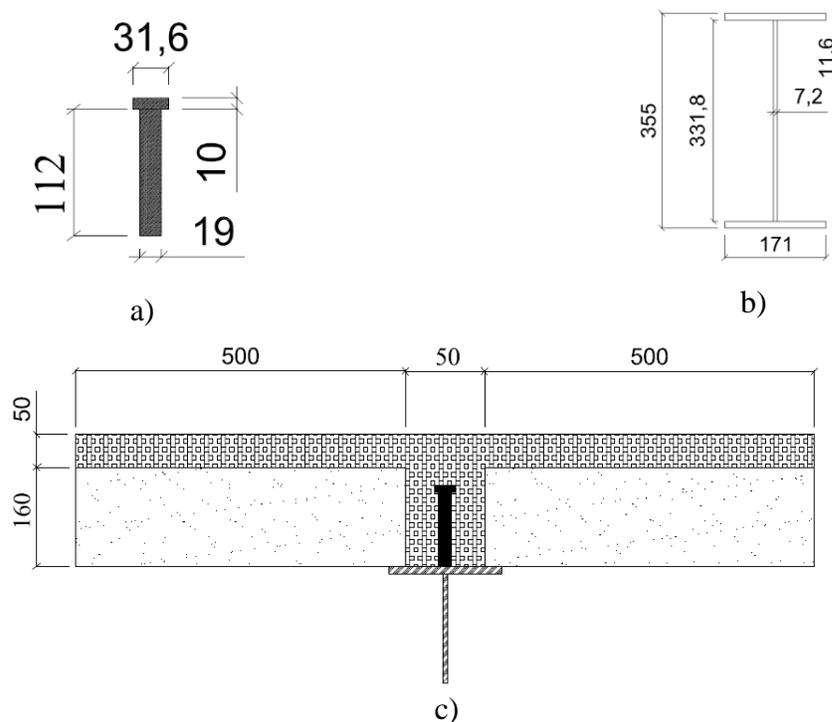


Figura 8 – a) Detalhe do conector tipo pino com cabeça; b) detalhe do perfil ; c) geometria modelada

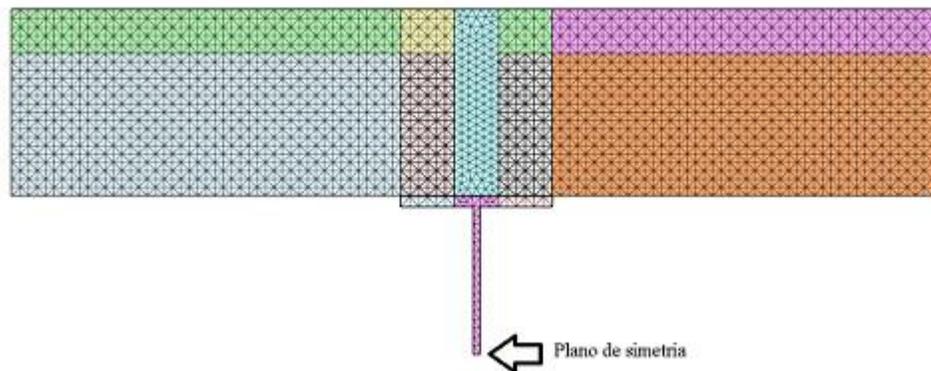


Figura 9 – Representação da metade do modelo a partir do plano de simetria.

O conector foi ligado ao perfil pelos pontos de cada elemento comuns a ambos, conforme Figura 10, para simular o fato de no ensaio o conector estar soldado ao perfil.



Figura 10 – Representação do perfil e do conector

A laje alveolar foi modelada com alvéolos circulares de 90 mm de diâmetro. Algumas alterações foram feitas com relação ao modelo ensaiado (Tabela 1), isto é, a laje alveolar foi admitida com altura de 160 mm e o conector com altura de 121 mm. Tais alterações são pequenas, de modo que o modelo computacional ainda pode ser validado por meio dos resultados experimentais relatados em [11]. A distância entre as lajes alveolares, que define a largura da ligação onde é lançado o concreto de preenchimento (“gap”), foi admitida igual à do ensaio, isto é, 50 mm. Na Figura 11 é mostrada a malha das lajes alveolares.



Figura 11 – Representação das lajes alveolares

O concreto de preenchimento foi modelado conforme o ensaio. Apenas os alvéolos situados na região do conector foram preenchidos, assim como a região entre as lajes alveolares (“gap”) e a capa estrutural com 50 mm de altura (Figura 12).

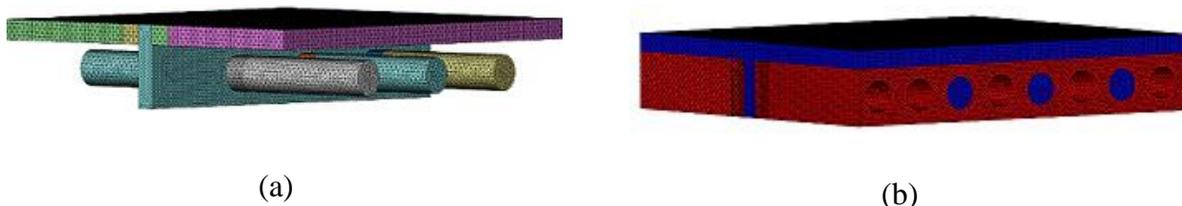


Figura 12 – Representação do (a) concreto de preenchimento e da (b) laje alveolar protendida mais concreto de preenchimento.

Um detalhe importante a considerar é que no ensaio foi eliminada a aderência entre o concreto de preenchimento e o perfil metálico por meio de uma camada de graxa que foi aplicada na mesa do perfil. Assim, os esforços na ligação foram transmitidos apenas pelos conectores tipo pino com cabeça. Para representar a interface entre o concreto de preenchimento e o perfil metálico no modelo computacional, foi deixada uma distância de 1 mm entre ambos, na qual foram incluídos elementos de interface do tipo BT9S3 [11]. A geometria desse elemento é mostrada nas Figuras 13a e 13b. Dessa forma, foi permitido o livre deslizamento entre o concreto e o perfil metálico, sendo impedida a penetração de um material no outro. Na Figura 13c é mostrada a malha da interface, na qual se percebem os furos para a passagem do conector.



Figura 13 – (a, b) topologia do elemento finito BT9S3 (TNO, 2011) e (c) vista superior da malha da interface.

A armadura transversal foi modelada como elemento de reinforcement in solid. Possui módulo de elasticidade de 205 GPa e foi dividida em 30 partes, cada armadura, com diâmetro de 10 mm. Em todos os modelos seu modelo constitutivo era o elástico linear. A Figura 14 mostra o modelo topológico do elemento de reinforcement.

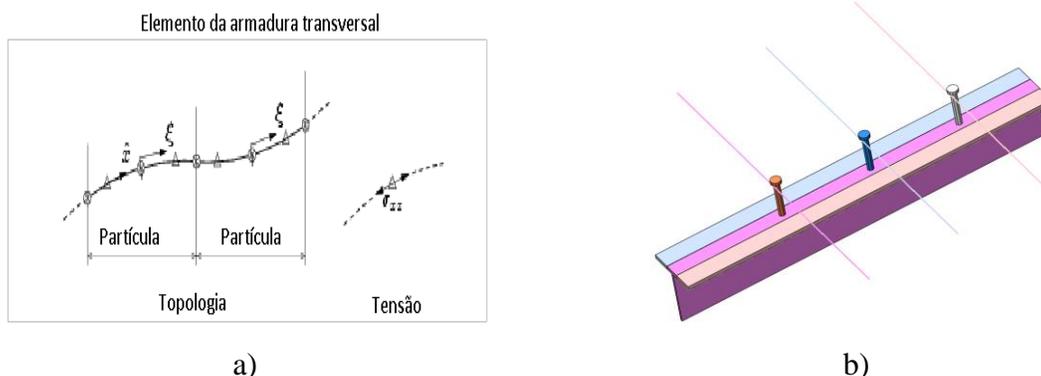


Figura 14 – a) Topologia do *reinforcement*, b) imagem da armadura modelada.

As condições de contorno empregadas no modelo são mostradas na Figura 15, da qual se nota a base da laje alveolar engastada e as condições de simetria ao longo da altura do perfil metálico. O carregamento foi aplicado no topo do perfil metálico por meio de pressão uniformemente distribuída em área.

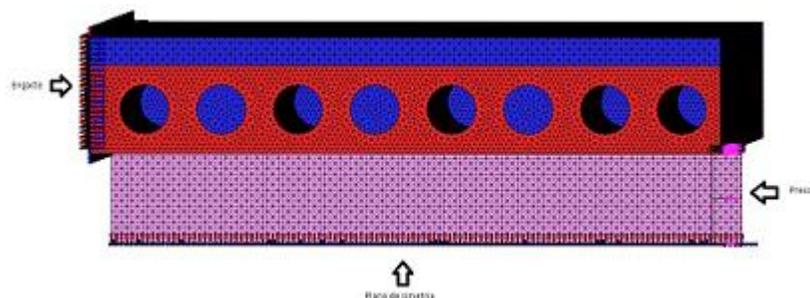


Figura 15 – Condições de contorno e força aplicada no modelo computacional.

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na tabela 2 são mostrados os doze modelos analisados neste trabalho. Na segunda coluna dessa tabela é indicado o modelo constitutivo escolhido para representar o conector tipo pino com cabeça e na terceira coluna é indicado o modelo constitutivo escolhido para representar o concreto de preenchimento. Os demais elementos foram modelados com comportamento elástico linear e propriedades informadas no item 2. Na quarta coluna da Tabela 2 é indicada a consideração na modelagem da influência do cordão de solda que se forma na base do conector (Figura 16). Para essa representação, o módulo de elasticidade dos elementos finitos na base do conector, com altura de 1 mm, foi aumentado em cerca de trinta vezes para simular o aumento da rigidez do conector nesta região devido à solda.



(a)



(b)

Figura 16 – (a) Processo de soldagem do conector por eletrofusão e (b) detalhe do cordão de solda após o corte do conector ao final do ensaio [11]

Na Tabela 3 são apresentados os resultados dos modelos computacionais analisados. Nessa tabela, a força última do modelo computacional foi obtida do último passo em que houve convergência do processo não linear, admitindo critérios de convergência em força e deslocamento com tolerância de 0,0001. Já nas Figuras 17, 18 e 19 são mostradas as comparações das curvas força por conector versus deslizamento na interface obtidas dos modelos computacionais com a curva experimental dos modelos M150-0 e M150-10. O deslizamento nos modelos computacionais foi obtido a partir do deslocamento do perfil na região do conector intermediário, isto é, na mesma posição em que foi fixado o transdutor no ensaio realizado por [11].

Na Figura 20 é mostrada a deformada típica dos conectores do modelo computacional no momento da força última. Observa-se que essa deformada é semelhante à observada ao final do ensaio, indicando que o modelo computacional foi eficiente na representação da deformada do conector. Assim, confirma-se que a concentração de tensões ocorre na base do conector, junto ao perfil, e que a altura do conector era suficiente para ancorá-lo, já que as tensões de tração na cabeça do conector são pequenas (Figura 21). Na Figura 21 é observa-se a região onde o conector sofre corte, que é semelhante a região de corte determinada no ensaio experimental.

De forma geral, os modelos computacionais subestimaram a resistência da ligação. Isso se deve ao modo de ruína do conector observado no ensaio, que se deu por corte. Esse modo de ruína é de difícil representação no modelo computacional.

Os modelos computacionais que apresentaram força última mais próxima do resultado experimental dos modelos M150-0 e M150-10 foram aqueles em que se considerou um modelo elastoplástico perfeito na compressão para o concreto de preenchimento (modelos 1, 5 e 6). Os modelos computacionais com modelo constitutivo parabólico para o concreto apresentaram força última sensivelmente inferior. Isso indica um confinamento do concreto de preenchimento na base do conector, que não foi representada no modelo computacional.

Os modelos 1, 5 e 6 apresentaram deslizamento último muito superior ao observado nos ensaios, mostrando que a consideração de um comportamento elastoplástico perfeito para o concreto de preenchimento permitiu o aumento da resistência da ligação, porém sob pena de um elevado deslizamento último da ligação que não ocorre no modelo físico. Para esses modelos, o aumento do módulo de elasticidade do concreto de preenchimento não afetou a força última do modelo computacional, reduzindo um pouco o deslizamento último. Já a consideração da solda na base do conector permitiu um aumento significativo da força última, que foi maior que a força última experimental. Entretanto, isso se deu com um aumento do deslizamento último da ligação que não se verifica no modelo físico.

Os modelos computacionais conseguem representar bem o comportamento da ligação até uma força de, aproximadamente, 70 kN (modelos 7 e 8). Neste caso, o deslizamento da ligação, em torno de 0,7 mm, é compatível com o valor observado no ensaio. Esta força representa, aproximadamente, o início do escoamento do conector e é 37% maior quando comparada à resistência estimada pela Eq. (1). Isso mostra que se a resistência da ligação de cisalhamento for definida pelo escoamento do conector, o modelo computacional se mostra adequado para representar tanto a força última quanto o deslizamento da ligação.

Tabela 2 – Modelos computacionais analisados

Modelo	Conector	Concreto de preenchimento	Presença da solda
1	Elastoplástico ⁽¹⁾	Elastoplástico perfeito na compressão e amolecimento linear na tração	Não
2	Elastoplástico com encruamento ⁽²⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	Não
3	Elastoplástico com encruamento ⁽²⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	Não

			$G_c = 118900 \text{ N/m}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 82000 \text{ N/m}$ $E_s = 205 \text{ GPa}$	
4	Elastoplástico com encruamento ⁽²⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 20 \text{ GPa}$ $G_c = 35670 \text{ N/m}^{(5)}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 205 \text{ GPa}$	Não
5	Elastoplástico ⁽¹⁾	Elastoplástico perfeito na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 32,440 \text{ GPa}^{(6)}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 205 \text{ GPa}$	Não
6	Elastoplástico ⁽¹⁾	Elastoplástico perfeito na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 32,440 \text{ GPa}^{(6)}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾
7	Elastoplástico ⁽¹⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 38,160 \text{ GPa}^{(7)}$ $G_c = 11890 \text{ N/m}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾
8	Elastoplástico com encruamento ⁽²⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 38,160 \text{ GPa}^{(7)}$ $G_c = 11890 \text{ N/m}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾
9	Elastoplástico com encruamento ⁽²⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 20 \text{ GPa}^{(6)}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾
10	Elastoplástico ⁽¹⁾	Elastoplástico perfeito na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 20 \text{ GPa}^{(6)}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 146 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾
11	Elastoplástico com encruamento ⁽²⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 46,45 \text{ MPa}$ $E_c = 20 \text{ GPa}$ $G_c = 118900 \text{ N/m}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 82000 \text{ N/m}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾
12	Elastoplástico ⁽¹⁾	Parabólico na compressão e amolecimento linear na tração	$f_c = 92,9 \text{ MPa}$ $E_c = 45,88 \text{ GPa}^{(7)}$ $G_c = 1689 \text{ N/m}$ $f_t = 3,06 \text{ MPa}$ $G_r = 145,6 \text{ N/m}^{(3)}$ $E_s = 615 \text{ GPa}$	Sim ⁽⁸⁾

1 Elastoplástico perfeito, $\sigma_u = 559 \text{ MPa}$.

2 $\sigma_y = 460 \text{ MPa}$, $\sigma_u = 559 \text{ MPa}$ e $E_s = 559 \text{ MPa}$.

3 calculado segundo a Eq. 3.

4 calculado multiplicando a área sob a curva da Eq. 4 pela base de medida do transdutor, estimado em 100 mm.

5 calculado multiplicando a área sob a curva da Eq. 4 pela base de medida do transdutor, estimado em 300 mm.

6 estimado pela [2]

7 Módulo de elasticidade tangente do concreto estimado pela [2]

8 $E_s = 6150 \text{ GPa}$.

Os modelos computacionais com modelo parabólico para o concreto de preenchimento apresentam força última inferior à observada no ensaio, independentemente do modelo constitutivo adotado para o conector. Isso mostra que a ruína do modelo físico é definida pelo comportamento do concreto comprimido.

Os modelos 7 e 8, com aumento do módulo de elasticidade do concreto e consideração simplificada da solda, apresentaram pequeno acréscimo de força última e de deslizamento com relação ao modelo 2. Isso mostra uma pequena influência desses parâmetros na resistência da ligação.

Tabela 3 – Resultados dos modelos computacionais analisados.

Modelo	Força última (kN)	Deslizamento último	Tensão de Von Mises Máxima no conector (kN/mm ²)	Relação entre força da modelagem e experimental	Relação entre deslizamento da modelagem e experimental
M150-0	134,26	2,4	-	-	-
M150-10	129,80	3,2	-	-	-
1	108,37	13,99	559 MPa	0,83*	4,37*
2	62,40	0,496	466 MPa	0,48*	0,16*
3	88,67	4,33	549 MPa	0,68*	1,35*
4	75,53	1,33	496 MPa	0,58*	0,42*
5	108,37	10,22	559 MPa	0,83*	3,19*
6	144,5	31,43	559 MPa	1,11*	9,82*
7	72,25	0,69	496 MPa	0,56*	0,22*
8	68,96	0,742	465 MPa	0,53*	0,23*
9	66,4	0,447	460 MPa	0,51*	0,14*
10	114,94	11,53	549 MPa	0,89*	3,60*
11	95,24	4,61	501 MPa	0,73*	1,44*
12	93,33	0,39	559 MPa	0,72*	0,12*

* Valor de referência M150-10 devido à armadura (ARAUJO *et. al.*, 2008)

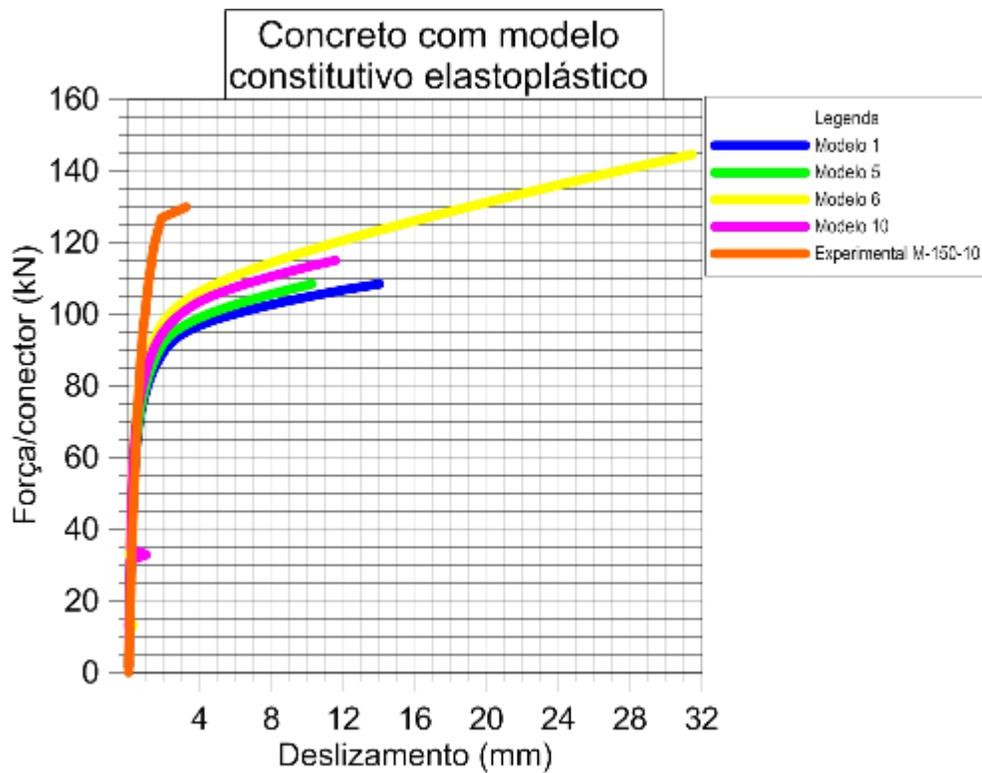


Figura 17 – Curvas força no conector versus deslizamento na interface obtidas do ensaio e da modelagem computacional para os modelos constitutivos elastoplásticos

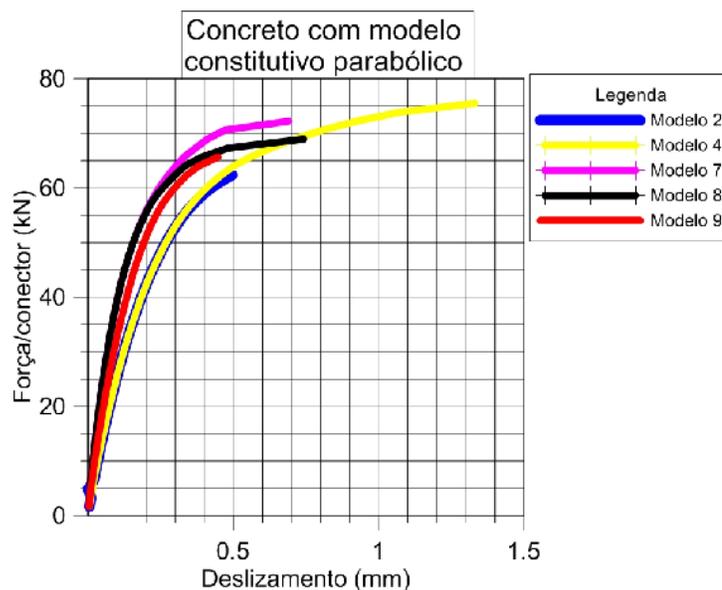


Figura 18 – Curvas força no conector versus deslizamento na interface obtidas do ensaio e da modelagem computacional para os modelos constitutivos parabólicos com resultados até 80 kN

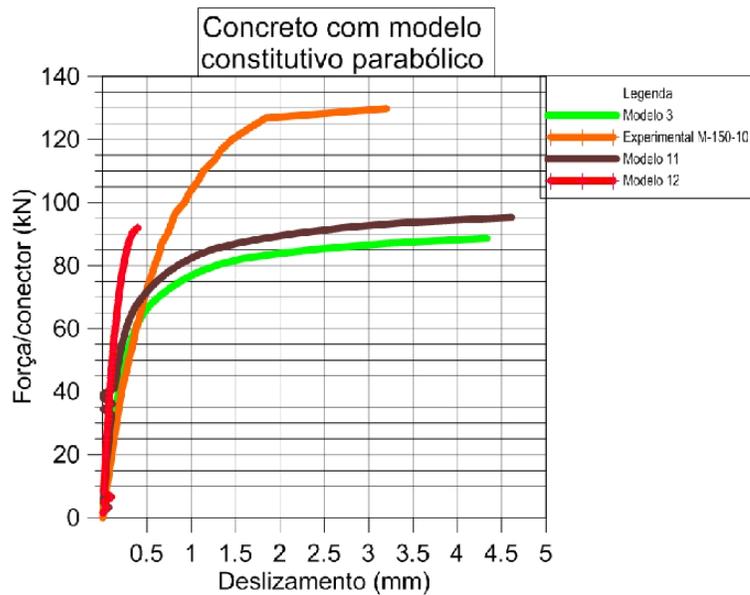


Figura 19 – Curvas força no conector versus deslizamento na interface obtidas do ensaio e da modelagem computacional para os modelos constitutivos parabólicos com resultados acima de 80 kN.

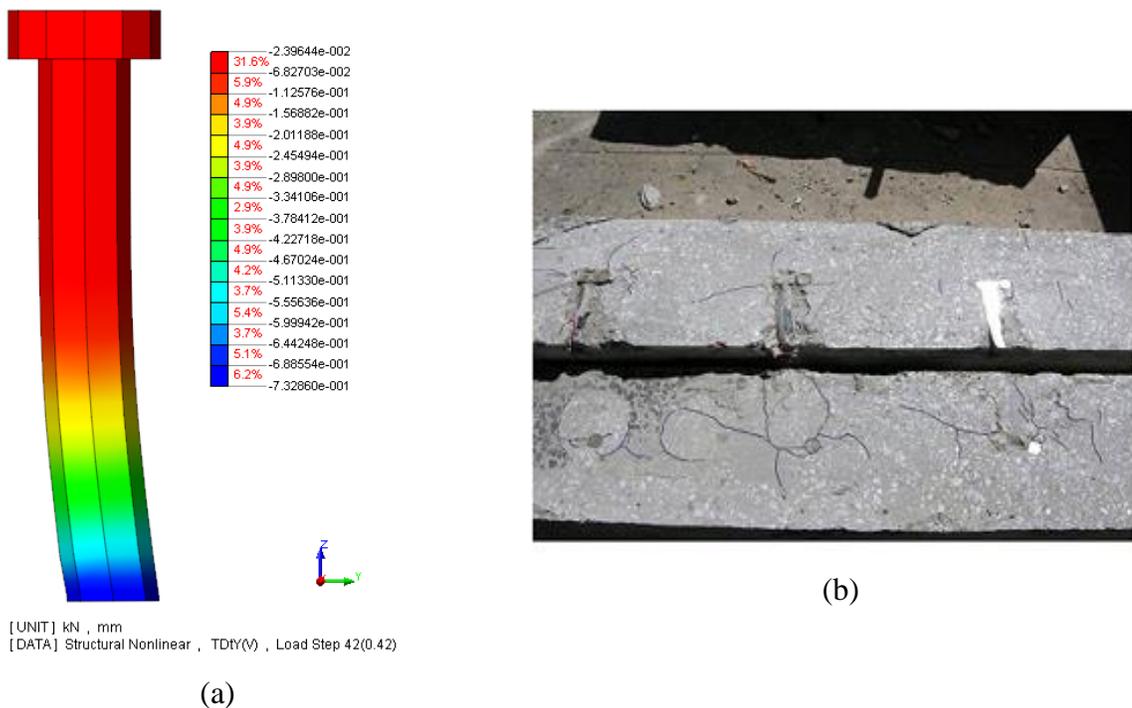


Figura 20 – Deformada típica do conector (a) no modelo computacional e (b) ao final do ensaio (PAULO, 2007).

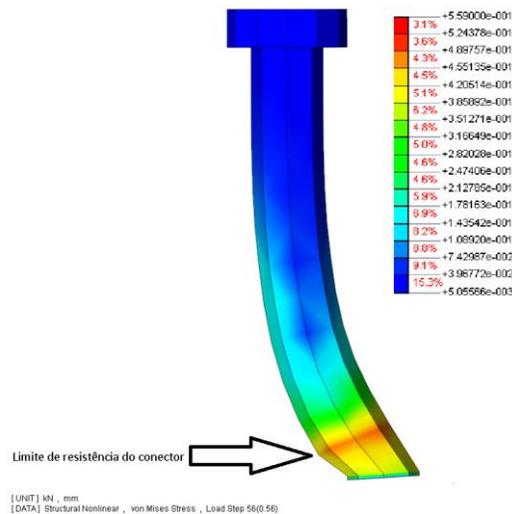


Figura 21 – Tensões de Von Misses na ruína do conector do modelo 12 (kN/mm²).

Nos ensaios realizados por [11] não foi determinada a curva tensão de compressão versus deformação do concreto de preenchimento. Por essa razão, neste trabalho foi adotada a curva recomendada pelo [1], a partir da qual foi determinado o valor de G_c . Nos modelos 3 e 4, o valor de G_c foi aumentado em três e trinta vezes, aproximadamente. Os resultados mostram que houve um pequeno aumento da força última, entretanto acompanhado de um grande aumento do deslizamento, que se distancia do resultado experimental. Por essa razão, pode-se concluir que o valor de G_c calculado pelo [1] parece estar adequado.

No modelo 12 foi adotado para o concreto de preenchimento uma resistência à compressão (f_c) de 92,9 MPa, e foram recalculados os valores de G_c e G_f segundo [1]. Esta modelagem foi uma tentativa de atribuir ao concreto uma resistência maior, proporcionada pelo confinamento do concreto na região do conector. Na Figura 21 é possível notar que o conector atingiu o limite de ruptura em uma pequena região próxima a base, aproximadamente na mesma posição que ocorreu a ruptura por corte no modelo experimental.

A deformação na base do conector na modelagem é semelhante à curva de deformação obtida do ensaio experimental [11] como mostrado na Figura 22. Isso indica que o modelo computacional representa bem a distribuição de deformações na base do conector tipo pino com cabeça mesmo após o início do escoamento.

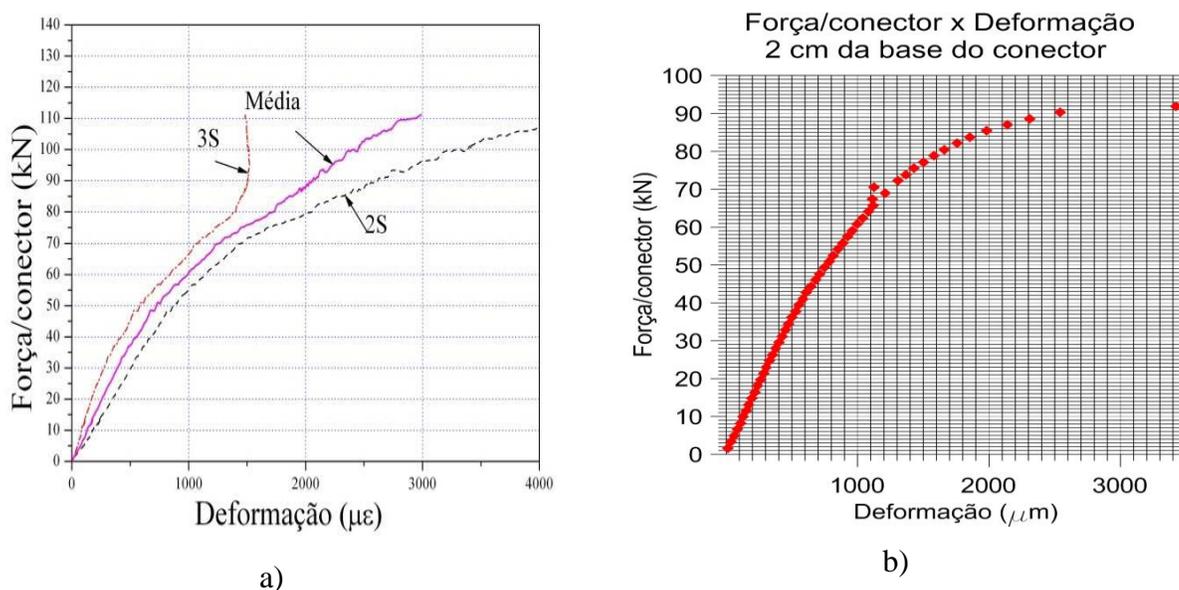


Figura 22 – a) Araujo Força versus deformação a 2 cm da base do conector (M-150-0), b) deformação a 2 cm da base do conector na modelagem (modelo 12)

CONCLUSÕES

Os modelos computacionais conseguem representar de forma coerente o comportamento da ligação até uma força de, aproximadamente, 70 kN, o que corresponde ao início do escoamento do conector. Neste caso, o deslizamento da ligação também é compatível com o valor observado no ensaio. Esta força também é próxima dos valores estimados por equações empíricas, disponíveis em literatura. Assim, o modelo computacional se mostra adequado para representar tanto a resistência quando a ruína da ligação quando a mesma se dá pelo escoamento do conector.

Os modelos constitutivos do concreto, parabólico e elastoplástico, não representam bem o confinamento do concreto de preenchimento na região do conector. Porém, até o início do escoamento os dois modelos representam de forma adequada a resistência da ligação.

A deformada dos conectores obtida dos modelos computacionais, em comparação ao ensaio experimental são semelhantes, indicando que no caso de concreto de preenchimento com resistência em torno de 40 MPa a concentração de tensões ocorre na base do conector, junto à solda.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] American Institute of Steel Construction (AISC). 1999. *Load and Resistance Factor Design (LRFD)*. AISC.
- [2] Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT). 2008. *NBR 8800 Projeto e execução de estruturas aço para edifícios*. Rio de Janeiro. ABNT.
- [3] Comité Européen de Normalisation (Cen). 2004. *Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures part 1-1: General rules and rules for buildings*. EUROCODE.
- [4] Lam, D. 1998. *Composite steel beams using precast concrete hollow core floor slabs*. PhD thesis, University of Nottingham/England.
- [5] Lam, D. Elliott, K. S. & Nethercot, D. A. 1998. Push-off tests on shear studs with hollow-cored floor slabs. *The Structural Engineer*, vol. 76, n. 9, pp.167–174.
- [6] Lam, D. Elliott, K. S. & Nethercot, D. A. May 2000a. Experiments on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. *In Inst. Civ. Engrs Structs & Bldgs*, n. 140, pp.127-138.
- [7] Lam, D. Elliott, K. S. & Nethercot, D. A. May 2000b. Designing composite steel beams with precast concrete hollow-core slabs. *Inst. Civ. Engrs Structs & Bldgs*, n. 140, pp.139-149.
- [8] Lam, D. Elliott, K. S. & Nethercot, D. A. 2000c. Parametric study on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. *Journal of Constructional Steel Research*, n. 54, pp.283-304.
- [9] Malite, M. 1990. *Sobre o Cálculo de Vigas Mistas Aço-Concreto: Ênfase em Edifícios. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas)*. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo São Carlos.
- [10] Paulo, S. M. 2007. *Conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça em ligações mistas aço-concreto com laje alveolar: Análise experimental*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal de Goiás.
- [11] TNO DIANA BV. 2011. *Diana User's Manual – Release 9.4.4*. TNO DIANA BV.

Recebido em 17 de abril de 2015.

Aprovado em 05 de maio de 2015