

**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS**

**ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DE
LIGAÇÕES POR ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO
APLICADA EM ESTRUTURAS MISTAS**

HIDELBRANDO JOSÉ FARKAT DIOGENES

São Carlos, 2013

HIDELBRANDO JOSÉ FARKAT DIOGENES

**ANÁLISE NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DE
LIGAÇÕES POR ADERÊNCIA AÇO-CONCRETO
APLICADA EM ESTRUTURAS MISTAS**

VERSÃO CORRIGIDA

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos.

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para a obtenção do Título de Doutor em Ciências, Programa de Engenharia Civil (Estruturas).

Orientadora: Prof.^a Associada Ana Lúcia
Homce de Cresce El Debs.

São Carlos, 2013

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

D591a Diógenes, Hidelbrando José Farkat
Análise Numérica e Experimental de Ligações por Aderência Aço-Concreto Aplicada em Estruturas Mistas / Hidelbrando José Farkat Diógenes; orientadora Ana Lúcia Homce de Cresce El Debs. São Carlos, 2013.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2013.

1. Estruturas mistas. 2. Ligações por aderência aço-concreto. 3. Ligação viga-laje. 4. Pré-fabricação.
I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **HIDELBRANDO JOSÉ FARKAT DIÓGENES**.

Título da tese: "Análise numérica e experimental de ligações por aderência aço-concreto aplicado em estruturas mistas".

Data da defesa: 12/08/2013

Comissão Julgadora:

Resultado:

Profa. Associada **Ana Lucia Homce de Cresce El Debs (Orientadora)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADO

Prof. Dr. **Vladimir Guilherme Haach**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADO

Profa. Dra. **Maria Isabel Brito Valente**
(Universidade do Minho/Portugal)

APROVADO

Prof. Dr. **Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco**
(Universidade do Estado do Rio de Janeiro/UERJ)

APROVADO

Prof. Dr. **João Alberto Venegas Requena**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

APROVADO

Coordenadora do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas):

Profa. Associada **Ana Lucia Homce de Cresce El Debs**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**

*Á minha esposa Alyne e aos filhos que
com ela ainda terei, isto tudo é por
vocês, para vocês!*

AGRADECIMENTOS

À Deus por me dar a dose certa de serenidade, paciência, amor, gratidão e as doses cavalares de perseverança, necessárias a trilhar o caminho que me trouxe até aqui.

À minha esposa Alyne, pelo amor incondicional, sem você não teria conseguido!

À minha família, meu pai Werton, minha mãe Miriam, meus irmãos Carol, Jamil, Napoleão e Paulo, minha linda sobrinha Bruna, meus avós “Dona Lila” e “Seu Zé Inharé” (*in memoriam*) e “Seu Jamil” e “Dona Adaltiva”, e todos os outros, primos(as), tias(os), sogra(o), cunhado(a), cachorro, papagaio, etc., muito obrigado pelo incentivo incondicional! Ainda que distante fisicamente, ando sempre com vocês em meu pensamento.

À professora Ana Lúcia Homce de Cresce El Debs, pela confiança depositada no desenvolvimento do trabalho, pelo carinho e atenção com que me tratou durante esses longos anos, o meu mais sincero obrigado!

À professora Maria Isabel Brito Valente, pela valiosa colaboração ao trabalho, por me receber tão prontamente na Universidade do Minho e pelo prazer de estabelecer uma nova amizade.

Mais uma vez, aos meus amigos (irmãos) Luciano Avelino Ribeiro Junior e David Allaby Mackenzie, amigos fiéis, para todas as horas. Cada conversa com vocês era uma injeção de ânimo que me permitia continuar.

Aos professores Vladimir Guilherme Haach e Pedro Colmar G. S. Vellasco pelas enriquecedoras colaborações ao trabalho na ocasião do Exame de Qualificação.

Aos professores Mounir Khali El Debs, Toshiaki Takeya, José Samuel Giongo, Ricardo Carrazedo, Rodrigo Paccola e Edson Leonel, com quem pude por muitas vezes sanar dúvidas e ter enriquecedores “bate-papos”.

Aos funcionários do LE-EESC: Amauri, Mauri Guinle, Mário, Romeu e Valdir pela colaboração e empenho durante os ensaios. Ao Eng^o Dr. Luiz Vicente Vareda pela amizade e valiosas contribuições ao trabalho.

Aos colegas de departamento pela atenção, colaboração, incentivo e por vivenciar os melhores e piores momentos ao meu lado: Ellen Kellen, Rodrigo Barros, Marcela Kataoka, Aref Kzam, Érica Kimura, Saulo Almeida, Ronaldo Rigobelo, Tatiana Fonseca, Sandra Almeida, Walter, Jesus Daniel, Jesus Sanchez, Bruno Higaki, Jefferson Lins, Caio Gorla, Wellinson Gomes, Higor Argôlo, Andreilton de Paula Santos, Marcela Filizola, Manuel Dênis, Marlos Mangini, Jonas Dorr, Francisco Quim, Calil Zurmele, Gabriela Mazureki, Carlos Marek, André Ramos, Luís Fernando,

Wanderson, Eunice, Matheus Fernandes, Margot e todos aqueles com tive o prazer de desfrutar esses anos de SET, o meu muito obrigado!

Aos amigos da Universidade do Minho, Leonardo Ávila, Thomas Sturm, Helder e em especial, Rodrigo de Melo Lameiras e Jocilene Otília da Costa, que me receberam tão prontamente e com quem tive o prazer de passar um período de intenso amadurecimento pessoal e profissional, muito obrigado mesmo, vocês são “XPTO”!

Ao amigo Raphael Mairal, que me permitiu conhecer pessoas sensacionais, Ariel, Thiago, Fernando, Mariana, Bruna, seus pais, Sr. Mariano e Dona Elza, fazendo com que me sentir-se como São-carlense tantas vezes, amenizando as saudades de minha terra Natal.

Aos amigos, Joice, Rodrigo, Gardênia e Rodolfo, meu muito obrigado, vocês moram no meu coração sem pagar aluguel!

À Mineração Jundu pelo fornecimento do pó de sílica para a confecção da argamassa de alto desempenho.

À MC-Bauchemie Brasil pelo fornecimento do graute epóxi EMCEKRETE EP, na pessoa do Sr. José Roberto Saleme.

Ao Departamento de Engenharia Civil da Universidade do Minho – Portugal, por me proporcionar a infraestrutura necessária ao desenvolvimento do estágio de doutoramento.

Ao Departamento de Engenharia de Estruturas (SET), da Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, o meu mais sincero obrigado pelos cinco anos de intenso aprendizado e por me disponibilizar uma infraestrutura impecável durante toda a minha estadia.

À CAPES pelo financiamento das primeiras bolsas de doutorado.

À FAPESP pelo financiamento do programa experimental, da bolsa de pesquisa no país e bolsa de estágio sanduíche.

“A simplicidade é a chave de toda arte superior, da vida e do judô.”

Jigoro Kano

RESUMO

DIÓGENES, H. J. F. *Análise Numérica e Experimental de Ligações por Aderência Aço – Concreto Aplicada em Estruturas Mistas*. 198 f. Tese (Doutorado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013.

Na construção de novas estruturas ou mesmo durante sua recuperação, a velocidade de construção influencia de maneira significativa, não apenas nos custos, mas também pelo potencial efeito nocivo (ruído, poluição, problemas no trânsito de veículos e pessoas, etc.) advindo da construção. Assim, para a construção, é desejável um período de construção tão breve quanto possível. As estruturas mistas de aço e concreto correspondem satisfatoriamente a essa necessidade, pois tanto os elementos de aço quanto os de concreto podem ser pré-fabricados industrialmente, ficando apenas as etapas de içamento e montagem a serem realizadas *in-loco*. Correntemente, entretanto, as ligações entre aço e concreto utilizadas em estruturas mistas, não estão bem adaptadas à utilização de lajes pré-fabricadas, pois tendem a diminuir a rapidez de montagem e a durabilidade do pavimento. Desta forma, a necessidade de desenvolvimento de novos tipos de ligações se evidencia. Ligações por aderência, na qual a resistência se dá pelo atrito entre várias interfaces, constitui-se de uma solução particularmente promissora. O conhecimento atual a respeito deste tipo de ligações é incompleto, e necessita ser complementado de maneira a possibilitar a utilização das ligações por aderência na prática. A presente pesquisa teve como objetivo analisar e discutir o comportamento das ligações por aderência aço – concreto, por meio da ligação entre lajes pré-fabricadas e vigas de aço de seção I através de ensaios estáticos. Em complemento, ensaios dinâmicos não destrutivos visando à observação do comportamento vibracional do protótipo provocado por impacto, foram realizados a fim de avaliar a influência do estado de danificação na frequência natural da viga mista, após o ensaio monotônico. Complementando a avaliação experimental, a simulação numérica dos protótipos experimentais foi realizada utilizando o pacote computacional Fx + Diana[®] e uma análise paramétrica desenvolvida. Os resultados obtidos na presente investigação para a ligação proposta se demonstraram promissores, para todos os conectores analisados, L, R e RP, especialmente no que se refere à resistência ao cisalhamento da ligação. Ressalta-se que o modelo numérico desenvolvido foi capaz de estimar satisfatoriamente a capacidade resistente dos protótipos experimentais e o deslizamento na carga máxima.

Palavras-chave: Estruturas mistas, ligações por aderência aço – concreto, ligação viga-laje, pré-fabricação.

ABSTRACT

DIÓGENES, H. J. F. *Experimental and Numerical Analysis of Connections by Adherence in the context of composite structures*. 198 f. Thesis (PhD) – School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2013.

For new structures, or even retrofitting old ones, the speed of construction has a significant impact not only on costs but also by potential harmful effects (noise, pollution, traffic of vehicles and people, etc.) provoked during the process. In this way, it is desirable a construction period as short as possible. Steel concrete composite structures respond satisfactorily to this need, since they have steel and concrete elements that can be industrially pre-fabricated, and only lifting and assembly are developed *in-loco*. Currently, however, the connections between steel and concrete used in composite structures are not well adapted to the use of precast concrete slabs, reducing the speed of assembling and also the durability of the produced floor. So, the need for the development of new types of connections becomes evident. Connections based on adherence, where the resistance comes from friction at interface, are a promising solution. Due to the lack of knowledge regarding this type of connections, additional studies must be conducted to make possible the use of connections by adherence. Present research aimed to analyze and discuss the behavior of connections by adherence between steel and concrete, through the combination of precast concrete slabs and steel beams with I cross sections. The connections are studied by means of experimental tests considering static loads. Additionally, dynamic tests are also carried out, aiming to observe the vibration produced by impact after static loads. The influence of damage provoked by static test on the natural frequencies of the beams was also investigated. The results obtained in the experimental program showed the good performance of the proposed connection and the feasibility of applying this solution to future composite structures. A nonlinear numerical analysis using commercially available software based on finite elements method was also performed, showing a good agreement with the experimental results.

Keywords: *Composite structures, Connections by Adherence, Beam-slab connection; precast concrete.*

LISTA DE SÍMBOLOS e ABREVIATURAS

c	–	Coesão
C	–	Constante referente ao modelo para interface <i>Bond-slip</i> (<i>Cubic-law</i>)
d_{t0}	–	Escorregamento relativo à resistência máxima
$d_{máx}$	–	Diâmetro máximo do agregado
f_c	–	Resistência à compressão do concreto
f_{ck}	–	Resistência à compressão característica do concreto
f_t	–	Resistência à tração do concreto
f_y	–	Tensão de escoamento do aço
E_c	–	Módulo de elasticidade do concreto
G_c	–	Energia de fratura à compressão
G_f	–	Energia de fratura à flexão
h	–	Largura de banda de fissuras
K_t	–	Rigidez tangencial
K_n	–	Rigidez normal
μ	–	Coefficiente de atrito
σ	–	Tensão normal
τ	–	Tensão de cisalhamento
β	–	Coefficiente de retenção ao cisalhamento
AAD	–	Argamassa de alto desempenho
ABNT	–	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	–	American Society for Testing and Materials
CEB	–	Comité Euro-International du Beton
EESC	–	Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo
FAPESP	–	Fundação de Apoio à Pesquisa do Estado de São Paulo
FLA	–	Flambagem Localizada da Alma
LE-EESC	–	Laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas
SET	–	Departamento de Engenharia de Estruturas
L	–	Conector proposto de superfície lisa
R	–	Conector proposto de superfície com ranhuras
RP	–	Conector proposto de superfície com ranhuras e furos

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 – (a) Pavimento típico do Edifício Petronas Towers (THORNTON, HUNGSPRUKE e JOSEPH 2001); (b) Edifício Petronas Towers (Fonte: Wikipédia).....	21
Figura 1-2 – (a) e (b) Fase construtiva (BEZERRA, 2011); (c) Aspecto final da edificação.....	23
Figura 2-1 – Representação gráfica da medida de rugosidade - Eurocode 2 (2004).....	29
Figura 2-2 – Requisitos geométricos à superfícies endentadas Eurocode 2 (2004).....	29
Figura 2-3 – Estacas encamisadas, adaptado de Lamport (1988).....	31
Figura 2-4 – Geometria das ranhuras da chapa BRI 8/10 (C5/05-SZS, 2005).....	32
Figura 2-5 – Ranhuras: (a) Paralelas (ribbed plates); (b) Oblíquas (chequered plates).....	33
Figura 2-6 – Vigas opensandwich. Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000): (a) Vista superior; (b) Vista lateral.....	34
Figura 2-7 – Seção transversal típica e detalhes da ranhura utilizada (adaptado de Leskelä et al.,1998).....	35
Figura 2-8 - Ideias promissoras para a ligação entre lajes pré-fabricadas e vigas de aço – (a) conector linear Perfobond e CR (VERRÍSSIMO, 2006), (b) nervura longitudinal (YAMANE et al., 1998).....	36
Figura 2-9 – Conector T-Perfobond (VIANNA, 2009).....	37
Figura 2-10 - Exemplo de uma ligação por aderência (THOMANN, 2005).....	38
Figura 2-11 – Geometria para a superfície da laje: (a) Thomann (2005); (b) e (c) Papastergiou (2012).....	39
Figura 2-12 – (a) Interfaces envolvidas na ligação proposta por Thomann (2005); (b) Comportamento das interfaces.....	40
Figura 2-13 – Posição deformada e associação com tensões internas e forças (THOMANN, 2005).....	40
Figura 2-14 – Relação força-escorregamento nos conectores (CHAVES, 2009).....	43
Figura 2-15 – Esquema padronizado de ensaio de conectores, Eurocode 4 (2004).....	44
Figura 2-16 – Determinação da capacidade de escorregamento, Eurocode 4 (2004).....	46
Figura 3-1 – Princípio do ensaio de Push-Out (adaptado de Thomann (2005)).....	50
Figura 3-2 – Fôrmas dos modelos Push-out.....	51
Figura 3-3 – Barras soldadas sobre a placa de reação: (a) Geometria; (b) Detalhe.....	51
Figura 3-4 – Fôrmas do conector L Push-out: a) Dimensões em mm; b) Conector L + Placa de reação.....	52
Figura 3-5 – Fôrmas do conector R Push-out: a) Dimensões em mm; b) Conector R + Placa de reação.....	52
Figura 3-6 – Detalhe das ranhuras: (a) Utilizadas por Thomann (2005); (b) Conector R; (c) Conector RP.....	53
Figura 3-7 – Fôrmas do conector RP Push-out: a) Dimensões em mm; b) Conector RP + Placa de reação.....	53
Figura 3-8 – Rugosidade utilizada nos blocos de concreto: (a) Fôrmas; (b) Detalhe da rugosidade.....	54
Figura 3-9 – Ensaio de compressão axial – Determinação da resistência do concreto.....	55
Figura 3-10 – Argamassa de alto desempenho – traço teste: (a) Mistura dos materiais secos; (b) Aspecto da consistência da argamassa; (c) Corpos de prova; (d) Misturador BP-20 C.....	59
Figura 3-11 – (a) moldagem dos blocos de concreto; (b) moldagem dos CP.....	60
Figura 3-12 – (a) Posicionamento do conector; (b) Vista geral dos modelos antes do grauteamento; (c) Consistência desejada à argamassa; (d) Grauteamento.....	61
Figura 3-13 – (a) Fôrma – base do protótipo; (b) Aspecto da base do protótipo após desfôrma do grauteamento.....	61

Figura 3-14 – Máquina de ensaios universal INSTRON, modelo 5595-300HVL.....	62
Figura 3-15 – Posicionamento dos transdutores: (a) Detalhe; (b) Visão geral.	62
Figura 3-16 – (a) e (b) – Instrumentação relativa ao arranjo 1; (c) e (d) Instrumentação relativa ao arranjo 2.	63
Figura 3-17 – Criação do padrão de contraste para instrumentação utilizando correlação de imagens.	65
Figura 3-18 – Visão geral do ensaio de Push-out piloto.	65
Figura 3-19 – Velocidade de carregamento – fluxograma.	66
Figura 3-20 – (a) Ensaio de tração por compressão diametral; (b) CP após ensaio.	67
Figura 3-21 – (a) Superfícies de ruptura; (b) Configuração deformada da seção transversal.	68
Figura 3-22 – Superfícies de ruptura. (a) Interface conector-AAD; (b) Interface flange-AAD e interface concreto-AAD; (c) Ruptura do concreto – direção da fissura; (d) Ruptura do concreto.....	69
Figura 3-23 – Força x escorregamento – Push-out pilotos: (a) Todo o ensaio; (b) Até a carga máxima.	70
Figura 3-24 – Resistências obtidas por Thomann (2005) para protótipos de geometria similar.	72
Figura 3-25 – Uplift x slip – curvas médias.....	73
Figura 3-26 – Modelo de ruptura Rowe (1962).....	73
Figura 4-1 – Secção Transversal (medidas em mm): (a) – Laje pré-moldada; (b) Laje moldada in-loc.....	78
Figura 4-2 – Secção transversal da viga metálica - nomenclatura.	79
Figura 4-3 – Detalhe do protótipo de Viga Mista.	79
Figura 4-4 – Dimensões dos corpos de prova conforme ASTM A370-97A (dimensões em mm).	81
Figura 4-5 – Ensaio de flexão por três pontos: (a) Detalhe do Clip-gage; (b) Visão geral do ensaio.	82
Figura 4-6 – Modos de fratura (Guetti, 2006).....	83
Figura 4-7 – Resultado do ensaio de flexão por três pontos: força x deslocamento vertical ao meio do vão.	84
Figura 4-8 – (a) Fôrma – base do modelo; (b) Aspecto final da fôrma.....	84
Figura 4-9 – Detalhe de armação dos blocos de concreto: (a) Corte; (b) Planta; (c) Posições – dimensões; (d) Aspecto final da armação.....	85
Figura 4-10 – Fôrmas Viga mista: (a) Laje pré-moldada; (b) Laje moldada in-loc.....	86
Figura 4-11 – Desforma da laje pré-moldada: (a) detalhe do EPS; (b) detalhe da rugosidade	87
Figura 4-12 – Detalhe – Tampo e sarrafos.....	87
Figura 4-13 – Etapas do grauteamento: (a) Preenchimento da nervura da laje com AAD; (b) Posicionamento da viga metálica; (c) Travamentos; (d) Posição final.	88
Figura 4-14 – Esquema de grauteamento e transporte da Viga Mista.....	89
Figura 4-15 – Enrijecimento da alma: (a) Antes; (b) Depois.....	90
Figura 4-16 – Instrumentação: (a) Transdutores – elevação; (b) Visão geral do ensaio; (c) Transdutores – seção transversal; (d) Transdutores – detalhe.	91
Figura 4-17 – (a) Excitação com martelo de impacto (b) Acelerômetro fixado na flange inferior da viga.	92
Figura 4-18 – Sistema ACE.	93
Figura 4-19 – Esquema longitudinal de ensaio – Viga Mista.	94
Figura 4-20 – Posicionamento dos transdutores – Viga Mista.	94
Figura 4-21 – Posicionamento dos extensômetros: (a) Protótipos VM-01 e VM-02; (b) Protótipos VM-03 à VM-05; (c) Extensimetria da armadura para todos os protótipos.	95
Figura 4-22 – Esquema de carregamento – Ensaio de Viga Mista.	96

Figura 4-23 – Fissuração apresentada pela AAD correspondente à carga máxima – Protótipo P07 à P12.	97
Figura 4-24 – Fissuração apresentada pela AAD correspondente ao final do ensaio – Protótipo P07 à P12.	98
Figura 4-25 – Configuração da fissuração da AAD: (a) Conector tipo L; (b) Conector tipo R e RP.	99
Figura 4-26 – Aspecto final do protótipo com interface do tipo L: (a) Bloco – seção transversal; (b) Conector; (c) Bloco – Elevação; (d) Bloco – visão geral.	99
Figura 4-27 – Aspecto final do protótipo com interface do tipo R: (a) Bloco – seção transversal; (b) Conector; (c) Visão geral.....	100
Figura 4-28 – Aspecto final do protótipo com interface do tipo RP: (a) Bloco – seção transversal; (b) Conector; (c) Visão geral.	100
Figura 4-29 – Força x Escorregamento – Push-out definitivos: (a) Todo o ensaio; (b) Zoom no trecho de resistência máxima.	102
Figura 4-30 – Resultados: Descolamento (uplift) x Escorregamento (slip) – Push-out definitivos: (a) Valores experimentais; (b) valores médios.	103
Figura 4-31 – Estudo numérico preliminar do grau de iteração da seção mista e resistência dos elementos isolados.	106
Figura 4-32 – Resultados Viga Mista: Força x Deslocamento ao meio do vão.	107
Figura 4-33 – Relação entre Força (aplicada a meio vão) e Escorregamento (medido no apoio)	107
Figura 4-34 – Configuração pós-pico dos elementos da seção mista: a) Fissuração da laje; (b) Destacamento do primer na flange inferior – indicativo de plastificação da seção metálica; (c) Ligação – Protótipo com laje pré-fabricada; (d) Ligação – Protótipo com laje moldada in-loco.	109
Figura 4-35 – Resultados Viga Mista: momento x rotação médio dos protótipos avaliados.	110
Figura 4-36 – Escorregamento x Deslocamento vertical – meio do vão.	111
Figura 4-37 – Resultados Viga Mista: uplift x slip dos protótipos VM-03, VM-05 e VM-06.	111
Figura 4-38 – Deformações nas armaduras: (a) VM-01; (b) VM-02; (c) VM-03; (d) VM-04; (e) VM-05; (f) VM-06.....	113
Figura 4-39 – Média das deformações nas mesas das vigas de aço captadas nos terços dos vãos em termos do deslocamento vertical no mesmo ponto.	114
Figura 4-40 – Espectros protótipo íntegro: (a) VM-01 e (b) VM-02.....	115
Figura 4-41 – Espectros protótipo íntegro: (a) VM-03; (b) VM-04; (c) VM-05; (d) VM-06.....	115
Figura 4-42 – 3º modo de vibrar flexional.....	116
Figura 4-43 – Espectros pós-ruptura: (a) VM-01 e (b) VM-02.	117
Figura 4-44 – Espectros protótipo pós-ruptura: (a) VM-03; (b) VM-05; (c) VM-06.	117
Figura 5-1 – (a): Elemento finito HX24L; (b) Função interpoladora (DIANA, 2012).	123
Figura 5-2 – Elemento finito de interface Q24IF: (a) Tipologia; (b) Deslocamentos (DIANA, 2012).	123
Figura 5-3 – Reinforcements em sólido (DIANA, 2012).	124
Figura 5-4 – Representação Gráfica: (a) Critério de Von Mises; (b) Modelo elasto-plástico perfeito.....	126
Figura 5-5 – Modelos de comportamento Bond-slip (adaptado de DIANA® (2012)).	127
Figura 5-6 – Cubic Law (DIANA, 2012).	128
Figura 5-7 – Componentes do modelo numérico: (a) Armadura; (b) Bloco de concreto; (c) Interface; (d) Conector.	130

Figura 5-8 – (a) Vista de topo; (b) Ponto de aplicação do deslocamento; (c) Condições de apoio e simetria.	130
Figura 5-9 – (a) Comportamento do concreto na compressão; (b) Comportamento do concreto na tração; (c) Efeito redutor da resistência à compressão devido à fissuração segundo Vecchio e Collins (1993).	131
Figura 5-10 – Modelo de interface do tipo Bond-slip: (a) Avaliação da influência da rigidez tangencial; (b) Avaliação da influência da rigidez normal.	133
Figura 5-11 – Modelo de interface do tipo Coulomb-friction: (a) Avaliação da influência da rigidez tangencial; (b) Avaliação da influência da rigidez normal.	134
Figura 5-12 – Comparação entre modelos constitutivos para interface: (a) Conector do tipo L; (b) Conector do tipo R; (c) Conector do tipo RP.	135
Figura 5-13 – Modelo do tipo Push-out: Curvas força versus escorregamento obtidas da calibração dos parâmetros C, dto.	135
Figura 5-14 – (a) Contorno da tensão principal S1 no bloco de concreto; (b) Região do bloco onde a tensão S1 excedeu a tensão de tração do concreto; (c) Fissuração no bloco referente à carga máxima.	136
Figura 5-15 – (a) Contorno da tensão principal S2 no bloco de concreto; (b) Região do bloco onde a tensão S2 excedeu a tensão de tração do concreto.	137
Figura 5-16 – (a) Contorno da tensão principal S2 no bloco de concreto; (b) Região do bloco onde a tensão S3 excedeu a tensão de compressão do concreto.	137
Figura 5-17 – Deformada do modelo numérico.	138
Figura 5-18 – Tensões na interface referente à carga máxima: (a) Conector do tipo L; (b) Conector do tipo R; (c) Conector do tipo RP.	139
Figura 5-19 – Configurações de armadura estudadas na análise paramétrica.	141
Figura 5-20 – Resultado do estudo paramétrico – relação entre a altura do bloco e do conector – Push-out: (a) Conector do tipo L; (b) Conector do tipo R; (c) Conector do tipo RP.	143
Figura 5-21 – Tensões nas armaduras (em N/mm ²) – estudo paramétrico – relação espessura do bloco/altura do conector.	144
Figura 5-22 – Estudo paramétrico modelos do tipo Push -out – Taxa de armadura posição N3: (a) conector tipo L; (b) conector tipo R; (c) conector tipo RP.	145
Figura 5-23 – Estudo paramétrico – modelos do tipo Push-out - Transpasse de armadura pelo conector.	146
Figura 5-25 – Modelo numérico de viga mista.	147
Figura 5-25 – Comparação entre modelos constitutivos para interface: modelo com laje pré-moldada.	150
Figura 5-26 – Avaliação do modelo linear para a interface: modelo com laje pré-moldada.	151
Figura 5-27 – Avaliação do modelo linear para a interface: modelo com laje moldada in-loco.	151
Figura 5-28 – (a) Calibração energia de fratura; (b) Início da fissuração para energia de fratura de acordo com CEB MODEL CODE 1990 (CEB 1990); (c) Início da fissuração para energia de fratura experimental.	152
Figura 5-29 – Evolução da fissuração – modelo com laje pré-fabricada.	153
Figura 5-30 – Evolução da fissuração – modelo com laje moldada in-loco.	154
Figura 5-31 – Tensões na interface: (a) Modelo com laje pré-fabricada; (b) Modelo com laje moldada in-loco.	155
Figura 5-32 – Comportamento Força x Escorregamento – modelo numérico com laje pré-fabricada.	157

Figura 5-33 – Deformação nas armaduras: (a) Modelo numérico para laje pré-fabricada; (b) Modelo numérico para laje moldada in-loco.	157
Figura 5-34 – Deformação na viga metálica: (a) Modelo numérico para laje pré-fabricada; (b) Modelo numérico para laje moldada in-loco.	158
Figura 5-35 – Análise paramétrica - Modelo de Viga Mista – Espessura da laje.	159
Figura 5-36 – Análise paramétrica - Modelo de Viga Mista – Taxa de armadura.....	160
Figura 5-37 – Seção transversal do modelo numérico: (a) Laje pré-fabricada; (b) Laje moldada in-loco	161
Figura 5-38 – Frequências e modos de vibrar de interesse – modelo com laje pré-moldada.	162
Figura 5-39 – Frequências e modos de vibrar de interesse – modelo com laje moldada in-loco.....	162
Figura 6-1 – (a) Princípio do ensaio de cisalhamento direto; (b) Princípio do ensaio de arrancamento. (adaptado de Thomann (2005)).	166
Figura A-1 – Geometria e concepção da ligação: a) altura máxima do conector; b) definição da geometria e posição das armaduras no entorno do conector.	188
Figura A-2 – (a) Orientação das ranhuras e camada adesiva; (b) rugosidade da laje de concreto (THOMANN, 2005).....	189
Figura A-3 – Critério para controle da posição da interface de ruptura e coeficiente u_{conn} (THOMANN,2005).	190

LISTA DE TABELAS

Tabela 2-1 – Modelos para avaliação da resistência ao cisalhamento de interfaces concreto-concreto	27
Tabela 2-2 – Notações e valores da Tabela 2-1	28
Tabela 2-3 – Classificação da rugosidade superficial do concreto segundo Eurocode 2 (2004)	29
Tabela 3-1 – Dados relativos à dosagem preliminar do concreto para os ensaios pilotos	55
Tabela 3-2 – Traço Emckrete EP.	57
Tabela 3-3 – Traço teste da argamassa de alto desempenho – 1º traço.	58
Tabela 3-4 – Características dos protótipos pilotos ensaiados.....	66
Tabela 3-5 – Valores médios da resistência à compressão, à tração e módulo de elasticidade da AAD	67
Tabela 3-6 – Valores médios da resistência à compressão, à tração e módulo de elasticidade do concreto.....	67
Tabela 3-7 – Força máxima e superfície de ruptura dos modelos.	70
Tabela 4-1 – Resumo das características mecânicas e geométricas dos modelos de Viga Mista.	78
Tabela 4-2 – Propriedades mecânicas da seção transversal do perfil W360x44.....	79
Tabela 4-3 – Resistência à compressão, à tração compressão diametral e módulo de elasticidade do concreto – Push-out.....	80
Tabela 4-4 – Resistência á compressão, à tração compressão diametral e módulo de elasticidade do concreto – VIGA MISTA.....	81
Tabela 4-5 – Resistência à tração direta do aço em chapa – VIGA MISTA.	81
Tabela 4-6 – Resumo das configurações de sistema ACE - Ensaios dinâmicos do modelo de viga.	93
Tabela 4-7 – Resistência máxima e superfície de ruptura dos modelos.	101
Tabela 4-8 – Comparação – Conectores usuais.	104
Tabela 4-9 – Resumo dos resultados protótipos de Viga Mista.....	109
Tabela 4-10 – Frequências naturais associadas ao terceiro modo de vibrar flexional.	116
Tabela 4-11 – Frequências naturais associadas ao terceiro modo de vibrar flexional viga mista íntegra e danificada.	118
Tabela 5-1 - Parâmetros de entrada no DIANA – Concreto – Push -out.....	131
Tabela 5-2 – Parâmetros da interface	132
Tabela 5-3 – Comparação – Força máxima – Experimental x Numérico.....	140
Tabela 5-4 – Comparação – Escorregamento máximo – Experimental x Numérico.....	140
Tabela 5-5 – Lista de modelos para a análise paramétrica – Push-out.	142
Tabela 5-6 – Comparação – Resistência do modelo numérico com ou sem transpasse da posição N3 da armadura	146
Tabela 5-7 - Parâmetros de entrada no DIANA – Concreto – Viga Mista.	148
Tabela 5-8 – Comparação – Força vertical máxima – Experimental x Numérico.....	156
Tabela 5-9 – Lista de modelos numéricos – análise paramétrica modelos de Viga Mista.	159

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	21
1.1	Contexto e motivação.....	21
1.2	Estruturas mistas aplicadas a pré-fabricação	22
1.3	Objetivos.....	25
1.4	Metodologia	25
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1	Resistência ao cisalhamento de interfaces	27
2.2	Alternativas para o incremento da rugosidade de chapas metálicas	32
2.3	A ligação entre vigas de aço e lajes pré-fabricadas.....	35
2.4	Comportamento da ligação por aderência	39
2.5	Exigências normativas.....	42
2.5.1	Condições específicas para o dimensionamento de ligações mistas.....	42
2.5.2	Classificação dos conectores	43
2.5.3	Procedimento de ensaio Push-out – Eurocode 4 (2004)	44
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL PILOTO.....	49
3.1	Descrição dos modelos.....	50
3.2	Ensaio de caracterização dos materiais.....	54
3.2.1	Aço	54
3.2.2	Concreto	54
3.2.3	Material de grauteamento	56
3.3	Protótipos pilotos do tipo <i>Push-out</i>	59
3.3.1	Confecção dos protótipos	59
3.3.2	Dispositivo de carregamento e instrumentação	62
3.3.3	Resultados – ensaios de caracterização	66
3.3.4	Resultados - Ensaio de Push-out.....	68
3.4	Conclusões	74
4	PROGRAMA EXPERIMENTAL	77
4.1	Descrição dos protótipos	77
4.1.1	Push-out.....	77
4.1.2	Viga Mista.....	78
4.2	Caracterização dos materiais.....	80
4.2.1	Push-out.....	80
4.2.2	Viga Mista.....	81

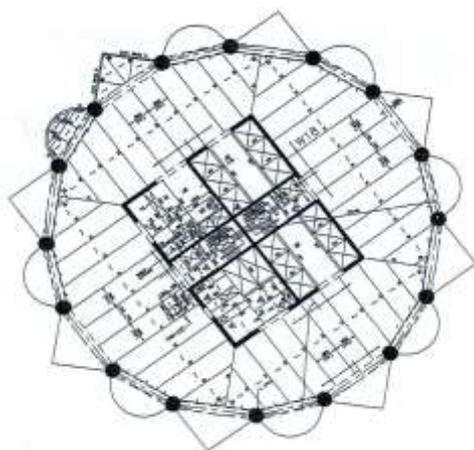
4.3	Confeção dos protótipos.....	84
4.3.1	Push-out.....	84
4.3.2	Viga Mista.....	85
4.4	Dispositivo de ensaio e instrumentação.....	90
4.4.1	Push-out.....	90
4.4.2	Viga Mista.....	92
4.5	Resultados e discussões.....	96
4.5.1	Push-out.....	96
4.5.2	Viga Mista.....	105
4.6	Conclusões.....	118
5	ANÁLISE NUMÉRICA.....	121
5.1	O programa: Fx + DIANA®.....	121
5.2	Aspectos da modelagem no Fx + DIANA®.....	122
5.2.1	Descrição dos Elementos Finitos utilizados.....	122
5.2.2	Modelos constitutivos.....	124
5.3	Modelos do tipo <i>Push-out</i>.....	129
5.3.1	Descrição dos modelos.....	129
5.4	Resultados – Calibração dos modelos do tipo <i>Push-out</i>.....	133
5.5	Estudo paramétrico dos modelos do tipo <i>Push-out</i>.....	140
5.6	Modelos do tipo <i>Viga Mista</i>.....	147
5.6.1	Descrição dos modelos.....	147
5.7	Resultados – Calibração dos modelos do tipo <i>Viga Mista</i>.....	149
5.8	Análise paramétrica modelos do tipo <i>Viga Mista</i>.....	158
5.9	Análise modal do modelo de <i>Viga Mista</i>.....	161
5.9.1	Frequências naturais e modos de vibrar.....	162
5.10	Conclusões.....	163
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	165
6.1	Recomendações para trabalhos futuros.....	166
	REFERÊNCIAS.....	169
	Apêndice A – Máquinas, sistemas e instrumentos.....	173
	Apêndice B – Desenhos dos protótipos experimentais.....	175
	Apêndice C – Estudo de caso.....	181
	ANEXO.....	187
	Método de cálculo simplificado (Thomann, 2005).....	187

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contexto e motivação

O intenso processo de industrialização sofrido pela construção civil nos últimos anos está associado à busca por sistemas estruturais e/ou construtivos que visem à racionalização da construção, entre os quais se destacam os sistemas mistos de aço e concreto. Como exemplo de construção mista de sucesso, pode-se citar a mundialmente conhecida *Petronas Towers* (Figura 1-1) na cidade de Kuala Lumpur (Malásia), de 95 pavimentos e 452m de altura.

De acordo com Thornton, Hungspruke e Joseph (2001) as torres foram projetadas como um sistema estrutural misto de aço e concreto, sendo as paredes do núcleo central de concreto moldado *in-loco* e os pilares de seção circular interligados por vigas, formando um anel no contorno da edificação. O núcleo e o anel circular foram interligados por vigas metálicas. O pavimento desta região, assim como das regiões em balanço – também compostas por vigas metálicas – foi construído com lajes tipo *steel deck*.



(a)



(b)

Figura 1-1 – (a) Pavimento típico do Edifício Petronas Towers (THORNTON, HUNGSPRUKE e JOSEPH 2001); (b) Edifício Petronas Towers (Fonte: Wikipédia¹).

Ainda segundo Thornton, Hungspruke e Joseph (2001), a escolha do concreto moldado no local se deu em virtude deste tipo de tecnologia ser muito comum e bem desenvolvida na região, aliado ao fato deste sistema apresentar grande vantagem econômica

¹ Link: http://upload.wikimedia.org/wikipedia/commons/8/85/Petronas_Panorama_II.jpg

quando usado para suportar cargas verticais. Outro fator que justificou o seu uso foi a necessidade de um sistema simples e monolítico de construção para confecção das ligações viga x pilar, potencialmente complicadas devido às características geométricas particulares da edificação. Somado a isso, foi considerada a capacidade inerente do concreto de absorver vibrações, o que garantiria o conforto dos ocupantes em dias de ventos fortes.

Quanto ao uso do aço, Thornton, Hungspruke e Joseph (2001), justificaram sua adoção argumentando que o mesmo permite rapidez e flexibilidade na montagem, dando liberdade para construção fora de sequência, sempre se adequando ao ciclo de construção dos elementos de concreto; é um processo de construção industrializado; permite mudanças a edificação pelos clientes; possui peso próprio reduzido; permite redução de flechas nos balanços e dá liberdade para construção de áreas especiais onde era exigida uma leveza estrutural (elementos esbeltos).

1.2 Estruturas mistas aplicadas a pré-fabricação

De acordo com o fib Model Code (2010), a construção em concreto moldado no local é na maioria das vezes a solução mais barata no contexto de obras convencionais, entretanto a pré-fabricação apresenta a vantagem da rápida execução e de fornecer elementos estruturais de elevada qualidade. Assim, a combinação das duas soluções, concreto pré-fabricado e estruturas mistas, pode resultar em uma estrutura com mais qualidade, executada com maior rapidez e economia.

Os sistemas mistos de aço e concreto são perfeitamente adaptáveis a um processo de pré-fabricação, por se tratarem de sistemas construtivos em que o todo, ou parte dele, pode ser fabricado fora de seu local de utilização definitivo.

O uso do concreto pré-fabricado em sistemas estruturais mistos é facilitado por sua aptidão em ser integrado a outros tipos de elementos. Como há a liberdade de se criar em uma peça de concreto pré-moldado uma infinidade de formas, é facilitada a geração de reentrâncias e saliências que ajudarão na solidarização com outros tipos de elementos estruturais. Ressalta-se que esta versatilidade de formas não implica obrigatoriamente no encarecimento da peça, principalmente se esta for inserida em um sistema de produção em série (BEZERRA, 2011).

Outro bom exemplo, agora aplicado ao concreto pré-fabricado, é o centro comercial “Iso Omena” (*Big Apple*) em Helsinki, Finlândia (Figura 1-2), com 160.000 m², construído em 2001. O “Iso Omena” trata-se de uma estrutura mista com pilares metálicos de seção circular preenchidos de concreto, vigas metálicas e lajes alveolares pré-moldadas. Nesta

edificação, além de ser aproveitado o melhor de cada elemento, a combinação dos sistemas possibilitou que a laje pré-moldada fosse embutida entre as mesas da viga metálica, reduzindo assim a altura total da construção.



(a)



(b)



(c)

Figura 1-2 – (a) e (b) Fase construtiva (BEZERRA, 2011); (c) Aspecto final da edificação².

Um sistema misto de aço e concreto visa extrair o máximo desempenho dos materiais. Para tanto, é necessário que se garanta a melhor interação possível entre os materiais. Uma ação composta pode ser obtida reduzindo o deslocamento relativo na interface entre o aço e o concreto por meio da utilização de conectores de cisalhamento. Nesse contexto, o comportamento das conexões entre os elementos de aço e concreto pré-fabricado, é um fator determinante na escolha do sistema construtivo. Há uma dificuldade de se garantir o comportamento monolítico, mas isto pode ser contornado com a elaboração de ligações eficientes.

² Extraído de: <http://www.arktom.fi/#/projects/iso-omena-shopping-centre/>.

De forma geral, as ligações são as partes mais importantes no projeto das estruturas de concreto pré-fabricado e mistas. Elas são de fundamental importância, tanto no que se refere à sua produção (execução de parte dos elementos adjacentes às ligações, montagem da estrutura e serviços complementares no local), como no comportamento da estrutura.

As ligações em estruturas mistas mais simples, normalmente articulações, implicam em estruturas mais solicitadas a momentos fletores positivos. Em contrapartida, as ligações que tendem a reproduzir o comportamento monolítico das estruturas de concreto moldado no local, pela transmissão de momentos fletores entre os elementos, requerem mais trabalho no canteiro, reduzindo em parte as vantagens da pré-moldagem.

As dificuldades associadas à execução deste último tipo de ligação se devem à complexidade de realizar a solidarização dos elementos envolvidos na ligação, o aço e o concreto, além de ter que acomodar tolerâncias que intervêm nas várias fases de confecção da estrutura.

Na perspectiva de uma solução prática, econômica e rápida, para as ligações em estruturas mistas de aço e concreto, as ligações por aderência se apresentam como uma solução inovadora e bastante promissora.

O estudo aprofundado do comportamento das ligações por aderência tem condições de proporcionar, a curto e médio prazo, o aperfeiçoamento de modelos de cálculo e técnicas construtivas. No âmbito deste estudo, pretende-se estabelecer procedimentos da análise experimental e modelagem numérica visando à avaliação de uma nova proposta para a ligação por aderência. Assim é relevante a importância científica de se dominar conhecimentos referentes a este tipo de ligação aplicado a estruturas mistas de aço e concreto, visando sua aplicação no mercado da construção civil.

Pretende-se que a presente investigação venha a contribuir de maneira significativa ao estudo das ligações por aderência entre aço e concreto, seja por utilizar novas tipologias para a interface aço – concreto ou por apresentar, pioneiramente, procedimentos de análise experimental dinâmica não destrutiva. Para esta análise, foram promovidas excitações aleatórias ou na forma de varredura de frequências, visando a avaliação do estado de danificação provocado pela ação do carregamento no contexto das ligações por aderência entre aço e concreto.

1.3 Objetivos

O objetivo geral desta pesquisa é caracterizar o comportamento e quantificar a resistência ao cisalhamento de ligações por aderência entre o aço e o concreto utilizando conectores lineares com diferentes tipos de ranhuras.

Para atingir este objetivo foram estabelecidas algumas metas específicas, e procedimentos que viabilizam o alcance das referidas metas.

- I. Compreender o comportamento e o funcionamento das ligações por aderência:
 - Estudar experimentalmente o comportamento de alguns tipos de interfaces aço – concreto visando sua utilização nas ligações por aderência, a partir de ensaios estáticos dinâmicos não destrutivos;
 - Identificar as características comportamentais destas ligações (cinemática de deformação, superfícies de ruptura e modos de ruptura).
- II. Avaliar o interesse prático das ligações por aderência:
 - Comparar qualitativamente as ligações por aderência com ligações mistas utilizando conectores usuais como, por exemplo, tipo Pino e U-laminado.
- III. Validar um modelo numérico em elementos finitos utilizando um pacote computacional de análise estrutural, baseado no método dos elementos finitos (MEF).
 - Estudar e desenvolver um modelo numérico por meio do pacote computacional Fx + DIANA[®], que represente satisfatoriamente os modelos experimentais propostos.
 - Realizar um estudo paramétrico para identificar e quantificar a influência da qualidade do concreto, espessura da laje/bloco de concreto e taxa de armadura no comportamento estrutural do modelo em análise.

1.4 Metodologia

A metodologia proposta neste estudo consiste de três etapas: revisão bibliográfica, experimentos em laboratório e análise numérica.

Na etapa de revisão bibliográfica foram selecionados trabalhos relevantes (artigos, livros e teses) sobre dois temas relacionados com as ligações por aderência: o estudo das interfaces de cisalhamento e os possíveis arranjos deste tipo de ligação.

A etapa experimental pode ser dividida em duas fases: a primeira fase do programa experimental, fase piloto, consistiu dos ensaios de *Push-out* e de caracterização dos materiais.

Esses tiveram como propósito determinar a dosagem dos materiais envolvidos na ligação e avaliar possíveis problemas no “*setup*” experimental, além de avaliar previamente se as interfaces propostas implicariam em uma resistência suficiente que justificasse prosseguir com o estudo.

Uma vez positiva a análise do programa piloto, deu-se início à segunda fase do programa experimental. Na segunda fase mais uma bateria de ensaios de *Push-out* foi realizada, visando analisar os mecanismos e superfícies de ruptura e determinar a resistência última da ligação. A segunda fase ainda correspondeu aos ensaios dos protótipos de *Viga Mista*. Esses foram submetidos a carregamentos estáticos e dinâmicos (não destrutivos), a fim de avaliar a ligação em condições simuladas de utilização. Esta etapa foi realizada integralmente no Laboratório de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos (LE-EESC).

Finalmente, a terceira e última etapa da metodologia proposta, o estudo numérico, foi realizado utilizando o pacote computacional Fx + DIANA[®], ferramenta baseada no Método dos Elementos Finitos versão 9.4.4. Esta etapa foi desenvolvida no período de doutoramento sanduíche realizado no Departamento de Engenharia Civil da Universidade do Minho, Portugal, sobre a supervisão da Prof.^a Dra. Maria Isabel Brito Valente.

Assim, pode-se resumir a metodologia adotada para investigação da seguinte forma:

1. Elaboração de síntese bibliográfica sobre os assuntos relacionados ao tema;
2. Realização do programa experimental piloto;
3. Modelagem numérica preliminar alimentada pelos resultados do programa experimental piloto.
4. Idealização, confecção e realização dos ensaios dos protótipos experimentais definitivos;
5. Modelagem numérica fomentada pelos resultados dos ensaios dos protótipos experimentais definitivos;
6. Análise dos resultados e elaboração de conclusões

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

O estudo das ligações por aderência pode ser dividido em duas principais vertentes de pesquisa. A primeira está associada ao estudo da resistência das interfaces sob cisalhamento e a segunda aos possíveis arranjos deste tipo de ligação por aderência, para a aplicação na ligação entre vigas de aço e lajes pré-fabricadas. A revisão bibliográfica destas duas vertentes de pesquisa é descrita no escopo deste capítulo.

2.1 Resistência ao cisalhamento de interfaces

Interface concreto-concreto

O comportamento da interface concreto-concreto vem sendo estudado há bastante tempo por autores como Walraven et al. (1987), Tassios et al. (1987), Loov, Robert e Patnaik (1994), Climaco e Regan (2001) e Júlio, Branco e Silva (2004). Alguns desses (Walraven et al., 1987; Tassios et al., 1987;), Loov, Robert e Patnaik, 1994; Climaco e Regan, 2001), inclusive chegaram a propor modelos para o referido comportamento. Modelos que consideram a resistência ao cisalhamento das interfaces concreto-concreto também são propostos em alguns códigos normativos, tais como, ACI-318 (2008), Eurocode 2 (2004) e fib Model Code (2010).

A Tabela 2-1 resume alguns modelos para o cálculo da resistência ao cisalhamento da interface concreto-concreto, enquanto que a Tabela 2-2 explica os termos das equações apresentadas e fornece maiores informações acerca dos referidos modelos.

Tabela 2-1 – Modelos para avaliação da resistência ao cisalhamento de interfaces concreto-concreto

Referência	Modelo - formulação
Walraven et al. (1987)	$V_n = C_1 \cdot (\rho_v \cdot f_y)^{C_2}$ (kN)
Tassios et al. (1987)	$V_n = \beta_D \cdot F_D + \beta_F \cdot F_U$ (kN)
Loov, Robert e Patnaik (1994)	$v_n = \lambda \cdot k \sqrt{(0.1 + \rho_v \cdot f_y) \cdot f_c'} \leq 0.25 \cdot f_c'$ (N/mm ²)
Climaco e Regan (2001)	$\tau = c + \mu \cdot \sigma$ (N/mm ²)
Eurocode 2 (2004)	$\tau_{Rdj} = c \cdot f_{ctd} + \mu \cdot \sigma_n + \rho \cdot f_{yd} \cdot (\mu \cdot \sin \alpha + \cos \alpha) \leq 0.5 \cdot v \cdot f_{cd}$ (N/mm ²)
ACI-318 (2008)	$V_n = 0.8 \cdot (\sin \alpha + \cos \alpha) \cdot A_{vf} f_y + A_c K_1 \sin^2 \alpha$ (kN)
fib Model Code (2010)	$\tau_u = \tau_c + (\sigma + k \cdot \rho \cdot f_y) + \alpha \cdot \rho \cdot \sqrt{f_y \cdot f_{cc}}$ (N/mm ²)

Tabela 2-2 – Notações e valores da Tabela 2-1

Walraven et al. (1987)

$C_1 = 0.878 \cdot f_c^{0.406}$; $C_2 = 0.167 \cdot f_c^{0.303}$; f_c = resistência à compressão do concreto.

Tassios et al. (1987)

$\beta_D = 0.6 \sim 0.7$; $\beta_F = 0.4 \sim 0.8$; $F_D = k_b \cdot 1.3 \cdot d_b^2 \cdot (f_c \cdot f_y)^{0.5}$; $F_U = 0.44 \cdot (f_c^2 \cdot \sigma_c)^{1/3} \cdot A_c \cdot f_c$

Loov (1994)

$k = 0.6$, limite inferior para superfícies rugosas; $\lambda = \begin{cases} 1.0 & \text{concreto de densidade normal} \\ 0.85 & \text{concreto leve (areia)} \\ 0.75 & \text{demais concretos leves} \end{cases}$;

f'_c = resistência à compressão do concreto.

Climaco e Regan (2001)

$c = \text{coesão} = \begin{cases} 0.25 \cdot f_{cc}^{\frac{2}{3}} & \text{interface média e rugosa} \\ 0.5 \text{ MPa} & \text{interface lisa} \end{cases}$ $\mu = \text{coef. de atrito} = \begin{cases} 1.4 & \text{interface rugosa} \\ 0.9 & \text{interface média} \\ 0.6 & \text{interface lisa} \end{cases}$

Eurocode 2 (2004)

τ_{Raj} = resistência ao cisalhamento de projeto da interface

$c = \begin{cases} 0.62 & \text{monolítica} \\ 0.50 & \text{superfície endentada} \\ 0.45 & \text{superfície rugosa} \\ 0.35 & \text{superfície lisa} \\ 0.25 & \text{superfície muito lisa} \end{cases}$ f_{ctd} = resistência à tração do concreto de projeto

$\mu = \text{coef. de atrito} = \begin{cases} 1.0 & \text{monolítica} \\ 0.9 & \text{superfície endentada} \\ 0.7 & \text{superfície rugosa} \\ 0.6 & \text{superfície lisa} \\ 0.5 & \text{superfície muito lisa} \end{cases}$ σ_n = tensão normal à interface $\leq 0.6 \cdot f_{cd}$

$v = 0.6 \left(1 - \frac{f_{ck}}{250}\right)$ fator de redução ao cisalhamento; $\rho = A_s/A_j$

A_s = área de armadura que cruza a interface em ângulo definido na Figura 2-2.

A_s = área da interface

ACI-318 (2008)

α = inclinação da armadura em relação ao plano de cisalhamento;

K_1 = depende da densidade do concreto (varia de 200Psi à 400Psi);

A_c = área de concreto; $A_{vf} f_y$ = parcela resistente da armadura.

$\mu = \text{coef. de atrito} = \begin{cases} 1.4 & \text{interface rugosa} \\ 1.0 & \text{interface intencionalmente rugosa} \\ 0.6 & \text{interface sem tratamento} \end{cases}$

fib Model Code (2010)

τ_u = resistência última ao cisalhamento; τ_c = tensão de adesão (ou interlocking);

k = fator de interação; α = fator para considerar o efeito pino na armadura

Os valores de τ_u e μ são idênticos ao Eurocode 2 (2004).

Alguns dos métodos de determinação da resistência ao cisalhamento apresentados na Tabela 2-1 demandam a determinação das características de rugosidade da superfície. Para este fim, várias metodologias podem ser citadas, ACI-318 (2008), Eurocode 2 (2004) e fib Model Code (2010) são bons exemplos. As metodologias para a determinação da rugosidade superficial vão desde as mais simples, por avaliação visual, até as mais sofisticadas, tais como, microscopia ótica e sensores topométricos avançados.

Na Tabela 2-3 é apresentada uma das metodologias descritas, segundo Eurocode 2 (2004). O mesmo sugere quatro categorias de rugosidade, relacionadas ao método executivo ou a inspeção visual. Geralmente uma superfície de concreto é considerada rugosa quando ela está limpa, livre da nata e com agregado saliente firmemente fixado à matriz.

Tabela 2-3 – Classificação da rugosidade superficial do concreto segundo Eurocode 2 (2004)

Categoria	Descrição
Muito lisa	Superfície moldada em fôrma metálica, plástica ou de madeira com tratamento especial
Lisa	Superfície obtida por extrusão ou superfície livre sem acabamento pós adensamento
Rugosa	Superfície com pelo menos 3 mm de altura média a partir da linha de base em uma amostra de 40mm (ver Figura 2-1), obtido por tratamento mecânico ou químico.
Endentada	Superfície endentada de acordo orientações da Figura 2-2

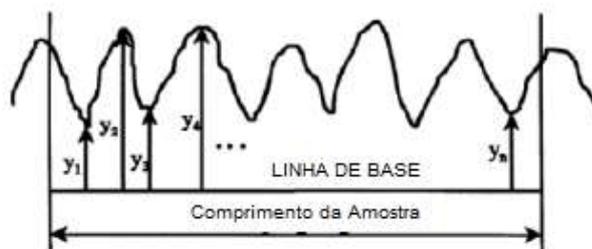


Figura 2-1 – Representação gráfica da medida de rugosidade - Eurocode 2 (2004).

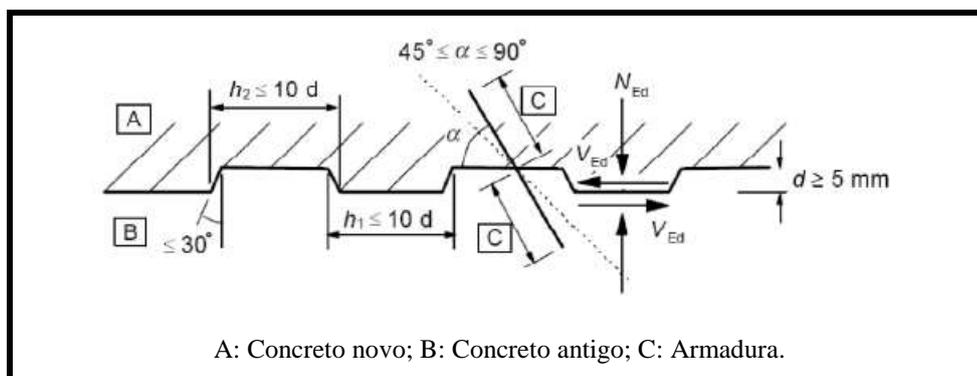


Figura 2-2 – Requisitos geométricos à superfícies endentadas Eurocode 2 (2004).

Os critérios de ruptura propostos pelos modelos apresentados na Tabela 2-3 podem ainda ser divididos em duas categorias, uma que considera apenas a resistência ao cisalhamento da armadura que atravessa a interface (Walraven et al., 1987) e por isto mais conservadora, e outra que leva em conta a resistência ao cisalhamento das interfaces de concreto. Basicamente, a última categoria considera a existência de um termo constante que computa o efeito da adesão e do *interlocking*, acrescido da parcela do atrito, definido como um produto do coeficiente de atrito pela tensão normal a interface.

Percebe-se a relevância do número de estudos acerca da interface concreto-concreto. No entanto, o conhecimento do comportamento da interface concreto – argamassa à base de cimento é relativamente incipiente. A diferença fundamental entre estas duas interfaces se concentra no fato de a interface com argamassa não desenvolver o mecanismo do *aggregate interlock* (engrenamento dos agregados). A respeito do *aggregate interlock* Nogueira (2010) apresenta o estado da arte e desenvolve um modelo baseado na mecânica do dano.

Interface concreto-argamassa à base de cimento

Thomann (2005), até então, representa a mais extensiva pesquisa a respeito de interfaces cisalhantes, considerando a influência da geometria e dos materiais, direcionadas à confecção de uma ligação entre vigas de aço e lajes pré-fabricadas de concreto, para a sua utilização em pontes mistas de aço – concreto.

Em relação à interface concreto – argamassa, o estudo de Thomann (2005) realizou um vasto programa experimental por meio de ensaios de cisalhamento direto, considerando tensões normais à interface concreto-argamassa entre 0,6 e 1,5 N/mm². Em seu trabalho, Thomann (2005) fez uso de retardadores de pega e jateamento d'água para aplicar uma rugosidade na superfície do concreto e utilizou uma argamassa típica para injeção em bainhas protendidas com resistência superior a 90 N/mm².

O resultado dos experimentos realizados por Thomann (2005) foi a proposição de uma relação do tipo *Coulomb* para descrever a resistência da referida interface, apresentada na equação (2-1).

$$\tau_{m\acute{a}x} = c + \mu \cdot \sigma \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (2-1)$$

onde a coesão é igual a 0,94 N/mm² e o coeficiente de atrito (μ) é igual a 2,28.

Papastergiou (2012) sugere para a coesão o valor de 1,84 N/mm² e 1,45 para o coeficiente de atrito, com base em ensaios do tipo *Push-out* a maiores níveis de confinamento,

entre 4 e 5 N/mm². Papastergiou (2012) afirma que maiores níveis de confinamento são desejáveis em ligações por aderência (ou ligações por adesão, *interlocking* e atrito).

Interface aço-argamassa a base de cimento

Inúmeras pesquisas foram realizadas no âmbito do comportamento ao cisalhamento de elementos de aço inseridos no concreto, mais expressivamente em relação a barras de aço. Tais pesquisas se limitam a uma geometria específica (barras lisas ou nervuradas) e ao material concreto. Entretanto, pesquisas direcionadas à interface aço-argamassa são poucas e na maioria das vezes limitadas.

Nesse contexto, a maioria dos estudos são relativos à interface aço – argamassa aplicada ao encamisamento de estacas em estruturas *off-shore* (Figura 2-3). Lamport (1988) investigou os diferentes parâmetros que influenciam na aderência. O referido estudo demonstrou que a aderência aumenta à medida que aumenta a resistência à compressão da argamassa, em virtude do aumento das tensões de confinamento. Lamport (1988) ainda indica que há uma relação ideal entre a altura do conector e seu espaçamento, de maneira a evitar altas tensões normais e de cisalhamento na argamassa, e com isso diminuir a resistência da ligação.

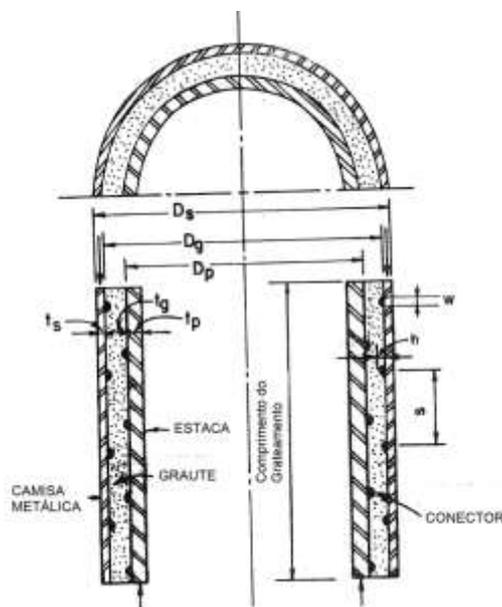


Figura 2-3 – Estacas encamisadas, adaptado de Lamport (1988).

Em geral, os modelos propostos atualmente no meio técnico-científico são empíricos e aplicáveis a uma geometria específica. O modelo que melhor se aproxima da temática do presente estudo é proposto por Thomann (2005).

Thomann (2005) também avaliou a interface entre placas de aço com introdução de rugosidade e argamassa à base de cimento. Assim como para a interface concreto-argamassa, o referido autor propôs uma relação do tipo *Coulomb*, equação (2-2), para a interface mencionada. A superfície rugosa de aço era composta por um perfil comercial de piso BRI 8/10 de aço S235 (C05/05-SZS, 2005) como ilustra a Figura 2-4. A relação proposta foi extraída dos ensaios de cisalhamento direto, com tensões normais na interface variando de 0,6 a 2 N/mm². A resistência da argamassa foi de 90 N/mm².

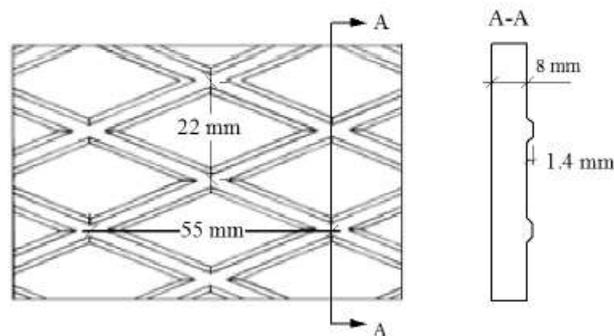


Figura 2-4 – Geometria das ranhuras da chapa BRI 8/10 (C5/05-SZS, 2005)

$$\tau_{m\acute{a}x} = c + \mu \cdot \sigma \text{ (N/mm}^2\text{)} \quad (2-2)$$

onde a coesão é igual a 0,94 N/mm² e o coeficiente de atrito (μ) é igual a 1,96.

De mesma forma, Papastergiou (2012) sugere para a coesão o valor de 1,28 N/mm² e 1,40 para o coeficiente de atrito.

Do exposto até aqui acerca da resistência ao cisalhamento de interfaces, pode-se concluir que, de maneira geral, a maioria dos modelos propostos apresenta apenas um critério de ruptura, não havendo apresentação de um modelo que descreva o comportamento pós-ruptura, ainda que alguns (Tassios, 1987; Thomann, 2005; fib Model Code, 2010), forneçam informações adicionais como uma lei constitutiva (diagrama tensão de cisalhamento x escorregamento) e uma lei cinemática (relação descolamento x escorregamento).

2.2 Alternativas para o incremento da rugosidade de chapas metálicas

Em geral, a investigação sobre o comportamento de interfaces cisalhantes tem estudado essencialmente interfaces com o concreto. Poucos estudos têm considerado a geometria da interface como um parâmetro. Uma compreensão mais detalhada do comportamento de interfaces cisalhantes, considerando explicitamente a geometria e os materiais (aço, concreto, argamassa e camada adesiva), portanto, é ainda insipiente.

Todavia, estudos relacionados à introdução de rugosidade em chapas metálicas, visando o aumento da resistência da interface do aço com outros materiais remontam à década de 60. Kriegh e Endebrock ³(1963) *apud* Thomann (2005) realizaram ensaios de *Push-out* a fim de observar a interação da interface aço – concreto, utilizando argamassa à base de epóxi. Os mesmos sugeriram a utilização de uma “camada adesiva”, que consistia de uma camada de agregado de pequeno diâmetro, aplicada sobre uma argamassa colante de base epóxi. Depois da solidificação da argamassa, o concreto seria despejado sobre esta superfície com a rugosidade incrementada. Este método de ligação, no entanto, apresentava a desvantagem de não ser compatível com o uso de pré-fabricados.

Nesse contexto, Beck e Heunisch (1972) estudaram o atrito entre placas de aço lisas e blocos pré-moldados de concreto. Na última década, Mangerig e Zapfe (2002) realizaram trabalho semelhante, tendo como foco o concreto moldado *in-loco*. Estudos relacionados à resistência da interface aço – concreto, quando a superfície do aço detinha alguma rugosidade, remontam ao final dos anos 90, embora a ideia de aplicar determinada rugosidade às interfaces fosse mais antiga.

Kitoh e Sonoda (1996) avaliaram a resistência ao cisalhamento da interface entre uma placa de aço com ranhuras perpendiculares à direção de cisalhamento (*ribbed plates* - Figura 2-5 – (a)) por meio de ensaios de *Pull-Out*. Os parâmetros avaliados por Kitoh e Sonoda (1996) estavam relacionados às dimensões e espaçamento das ranhuras.

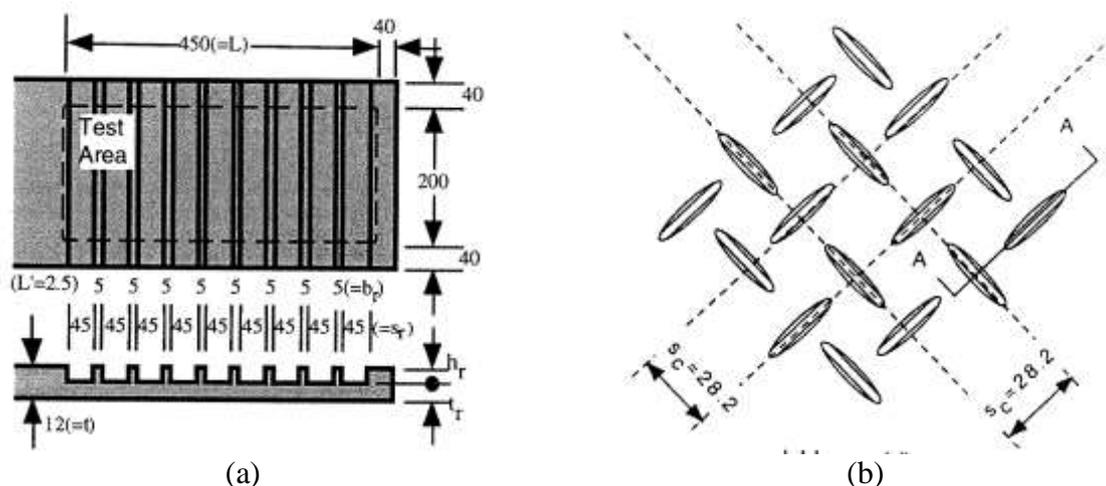


Figura 2-5 – Ranhuras: (a) Paralelas (*ribbed plates*); (b) Oblíquas (*chequered plates*).

³Kriegh, J.D., Endebrock, E.G., *The use of epoxy resins in reinforced concrete - Static load tests, Part II*, Engineering Research Laboratories, University of Arizona, 1963.

Dando continuidade ao trabalho de Kitoh e Sonoda (1996), Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000) realizaram estudo semelhante, aplicando a interface proposta *ribbed plates*, na base de vigas mistas do tipo *opensandwich* (Figura 2-6). Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000) utilizaram ainda outra tipologia para as ranhuras, denominada *checkered plates* (Figura 2-5 – (b)), que corresponde a ranhuras oblíquas e descontínuas a direção de cisalhamento.

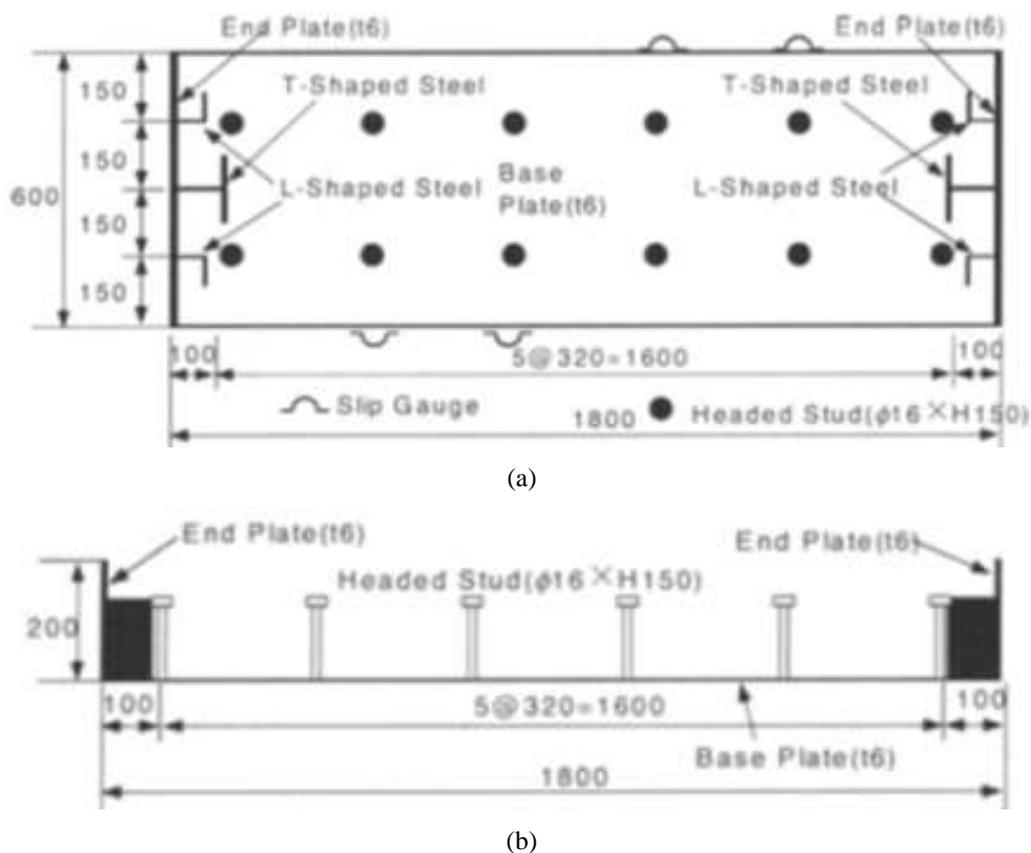


Figura 2-6 – Vigas *opensandwich*. Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000): (a) Vista superior; (b) Vista lateral.

Por fim, Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000) concluíram que a utilização de ranhuras é eficaz no sentido de melhorar a aderência aço – concreto, possibilitando uma diminuição na quantidade de conectores do tipo pino. Os autores não indicam qual a melhor tipologia para as ranhuras, todavia, a partir da avaliação de seus resultados, pode-se inferir que a utilização de ranhuras do tipo *checkered plates* implica em maior resistência última.

Cabe ressaltar ainda que os estudos realizados por Kitoh e Sonoda (1996) e Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000) foram de caráter experimental, com proposição apenas de modelos empíricos para a avaliação das interfaces aço – concreto ensaiadas pelos autores.

Assim como nos estudos de Kitoh e Sonoda (1996) e Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000), Leskelä, Mononen e Ålander (1998) utilizaram as ranhuras do tipo *checkered plates* em vigas

mistas formadas por perfis metálicos de seção U, para também melhorar a interface entre o aço e o concreto. Leskelä, Mononen e Ålander (1998), diferentemente de Sonoda, Kitoh e Uenaka (2000), não utilizaram conectores do tipo pino, portanto cabia apenas à interface aço – concreto garantir a interação da seção mista.

Os resultados de Leskelä, Mononen e Ålander (1998) demonstraram que a rugosidade adotada, *chekered plates*, aderiu efetivamente ao concreto, apesar da variabilidade nas resistências apresentadas. A Figura 2-7 ilustra a seção transversal do modelo de Leskelä, Mononen e Ålander (1998) e a geometria das ranhuras utilizadas.

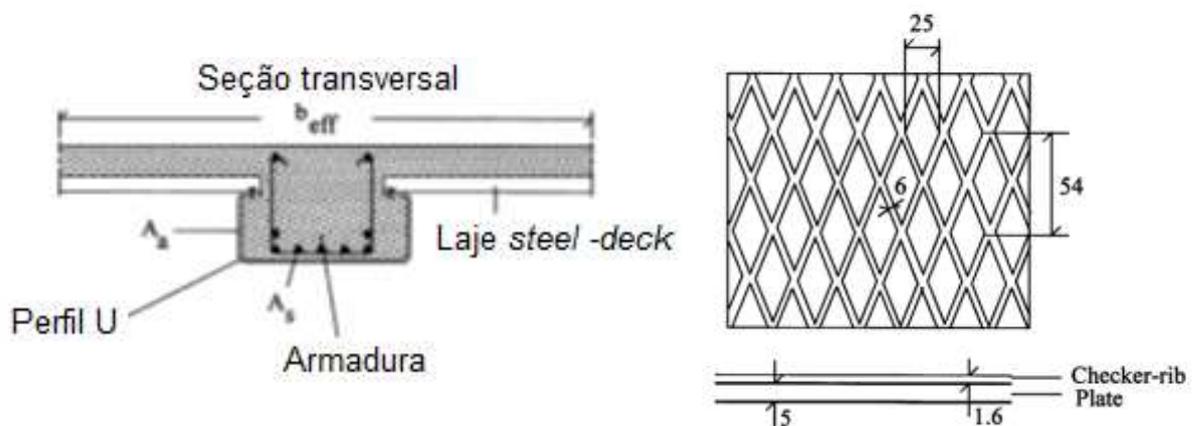


Figura 2-7 – Seção transversal típica e detalhes da ranhura utilizada (adaptado de Leskelä et al., 1998).

2.3 A ligação entre vigas de aço e lajes pré-fabricadas

Alternativas à ligação viga metálica – laje de concreto, sem a utilização dos usuais conectores do tipo Pino, têm sido objeto de estudo há algum tempo. As ligações viga metálica – laje pré-fabricada por meio de colagem (Figura 2-8 – (a)) ou por meio de lajes pré-fabricadas fornecidas com uma nervura longitudinal na parte inferior (Figura 2-8 – (c)) foram utilizadas para desenvolver sistemas de conexão diferentes dos usuais, Pino e U – laminado.

Pesquisas interessantes utilizando esses sistemas “alternativos” são as de Yamane et al. (1998), Shim, Lee e Chang (2001), Schmidt et al. (2004), Thomann (2005), Veríssimo (2004), Bouazoui et al. (2008), Hegger, Rauscher, and Gallwoszus (2010) e Papastergiou (2012). Cabe ressaltar que algumas das referências mencionadas utilizaram em seus estudos laje moldada *in-loco*, entretanto nada impede que sistemas de pré-laje de concreto pré-fabricado sejam aplicados.

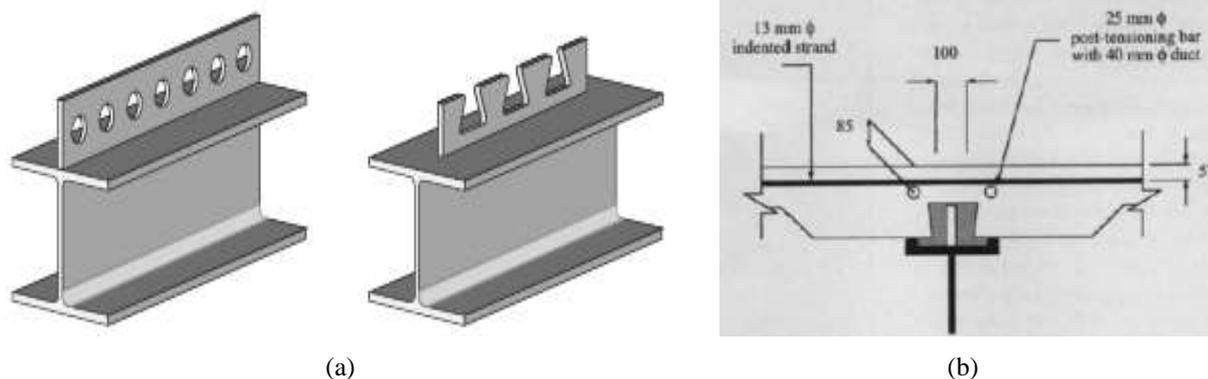


Figura 2-8 - Ideias promissoras para a ligação entre lajes pré-fabricadas e vigas de aço – (a) conector linear *Perfobond* e CR (VERRÍSSIMO, 2006), (b) nervura longitudinal (YAMANE et al., 1998).

O presente estudo se insere no âmbito das pesquisas que utilizam conectores lineares e lajes pré-fabricadas fornecidas com uma nervura longitudinal. As ligações por meio de conectores lineares são caracterizadas pela continuidade na distribuição dos esforços, minimizando assim as implicações da concentração de tensão na laje de concreto, diferentemente dos conectores do tipo Pino, por exemplo, que concentram tensões e originam intensa fissuração no seu entorno.

Por este motivo, ao final da década de 80, Leonhardt et al. (1987), desenvolveram um conector de cisalhamento chamado *Perfobond* (Figura 2-8 – (a)). O *Perfobond* consiste em uma chapa plana de aço, com furos circulares, soldada sobre a mesa superior da viga de aço, idealizado a partir da necessidade de ter um conector que não permitisse atrito entre o aço e o concreto, e ao mesmo tempo, só envolvesse deformações elásticas para cargas de serviço.

No tocante ao *Perfobond* vários estudos podem ser citados, desde aqueles que estudaram sua aplicação em concretos de peso normal, como Oguejiofor e Hosain (1997) e Studnika et al. (2002), a trabalhos que avaliaram a aplicação do *Perfobond* em concretos leves, como o de Valente e Cruz (2004).

No intuito de mitigar as desvantagens do conector do tipo *Perfobond*, Veríssimo (2004) propôs uma alternativa interessante ao *Perfobond*, o conector CR, formado por uma chapa endentada, que permite com facilidade a passagem das barras de armadura da laje. A Figura 2-8 – (a) ilustra esses dois tipos de conectores. Em seu trabalho, Veríssimo (2004) apresenta o detalhamento do conector proposto e os resultados de ensaios de *Push-out*.

O conector CR apresenta um corte simétrico, com saliências e reentrâncias trapezoidais que proporcionam resistência ao cisalhamento longitudinal e previnem a separação transversal entre o perfil metálico e a laje de concreto (*uplift*). Quando um elemento misto com esse tipo de conector é solicitado e a laje tende a deslizar em relação ao perfil de

aço, o concreto dentro das aberturas trabalha como um pino virtual no interior da laje, que proporciona resistência ao cisalhamento na direção longitudinal e evita que a laje de concreto se separe transversalmente do perfil metálico, caracterizando o chamado efeito de pino, em um comportamento bastante similar ao do *Perfobond*.

Os resultados dos ensaios dos conectores em chapa endentada (Veríssimo, 2004) demonstraram que sua capacidade de carga é menor que um conector *Perfobond* de dimensões similares. Tanto o *Perfobond* como o conector CR possibilitam aumentar a capacidade resistente da ligação mediante o aumento da taxa de armadura transversal. Em geral, os conectores em chapa contínua apresentam maior rigidez para cargas de serviço do que os do tipo Pino.

Ainda no contexto do conector *Perfobond*, Vianna (2009) realizou uma investigação numérica e experimental voltada para a avaliação do desempenho estrutural de conectores de cisalhamento tipo *T-Perfobond* (Figura 2-9) utilizado em vigas mistas. Segundo Vianna (2009) as vantagens da utilização destes tipos de conectores alternativos incluem: alta resistência, fácil fabricação e instalação, e um bom desempenho quanto ao comportamento à fadiga. A principal diferença entre o conector *Perfobond* já conhecido, e o conector *T-Perfobond* é a presença de uma mesa que proporciona uma ancoragem maior ao sistema. Este conector combina a alta resistência do conector tipo bloco com a ductilidade e a resistência dos furos do *Perfobond*.



Figura 2-9 – Conector *T-Perfobond* (VIANNA, 2009)

Desde sua concepção, no final da década de 80, os conectores lineares estiveram associados a ligações mistas com concreto moldado *in-loco* e somente por volta do ano 2000 passou a ser utilizado em ligações mistas com concreto pré-fabricado. Esse novo tipo de conexão foi denominado ligação por aderência aço – concreto.

O termo ligação por aderência faz referência a uma ligação por contato entre interfaces, cuja resistência não está associada à compressão do concreto contra um conector pontual, mas sim ao cisalhamento existente entre uma ou mais interfaces entre a laje pré-fabricada de concreto e a viga de aço. Este tipo de ligação, objeto de estudo da presente investigação, foi proposto inicialmente por Dauner e Antille (2002) e posteriormente estudada por Thomann (2005) e Papastergiou (2012).

Um exemplo de ligação por aderência é ilustrado na Figura 2-10. Ela representa uma condensação de diferentes ideias para este tipo de ligação, proposta por Thomann (2005). Corresponde a uma laje de concreto pré-fabricado, com sulco longitudinal de encaixe (nervura), apoiada sobre viga metálica. Esta viga, por sua vez, possui na mesa superior um conector linear com superfície rugosa. Ainda na mesa superior, aplica-se uma camada adesiva, similar à utilizada por Kriegh e Endebrock (1963) *apud* Thomann (2005), aumentando-se com isso o coeficiente de atrito, e conseqüentemente, a resistência da ligação.

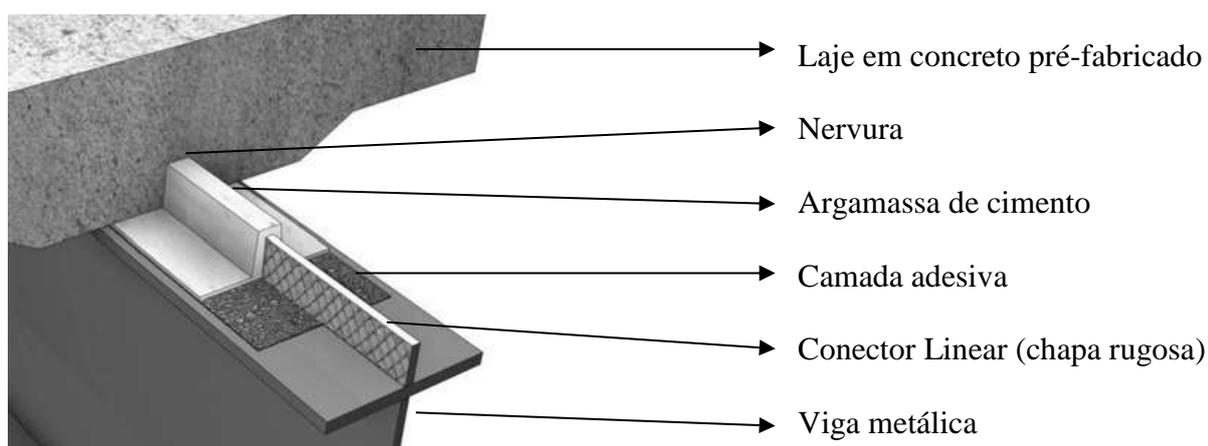


Figura 2-10 - Exemplo de uma ligação por aderência (THOMANN, 2005).

À superfície da nervura da laje em contato com a argamassa de cimento é aplicada certa rugosidade por meios químicos ou mecânicos, e após a protensão transversal do tabuleiro formado pelas lajes pré-fabricadas, é injetado a argamassa de cimento entre a laje pré-fabricada e a viga de aço.

Thomann (2005), como já delineado, fez uma vasta investigação experimental por meio de ensaios do tipo *Push-out*, cisalhamento direto, arrancamento e vigas mistas. Ele conseguiu demonstrar a viabilidade do novo sistema de ligação e propor requisitos para uma geometria específica das ranhuras do conector.

Cabe ressaltar que o trabalho de Thomann (2005) vislumbrava a utilização deste tipo de ligação em pontes mistas de concreto e aço, estruturas essas que estão obrigatoriamente

sujeitas à fadiga. O comportamento à fadiga das ligações por aderência foi objeto de estudo de Papastergiou (2012). A extensão do trabalho de Thomann (2005) e Papastergiou (2012) permitiu propor os requisitos necessários e demonstrar a viabilidade desse tipo de ligação.

Papastergiou (2012) além de avaliar o comportamento à fadiga da ligação proposta por Thomann (2005), avaliou a utilização de UHPFRC (*ultra high performance fiber reinforced concrete*) como material da laje. Papastergiou (2012), assim como na presente pesquisa, também avaliou a ligação para uma superfície do concreto com geometria conhecida. A Figura 2-11 apresenta a nova geometria proposta por Papastergiou (2012). Cabe ressaltar que essa nova geometria para a superfície da laje só foi utilizada no contexto do UHPFRC e apresentou resistências superiores quando comparada com aquelas obtidas por Thomann (2005).

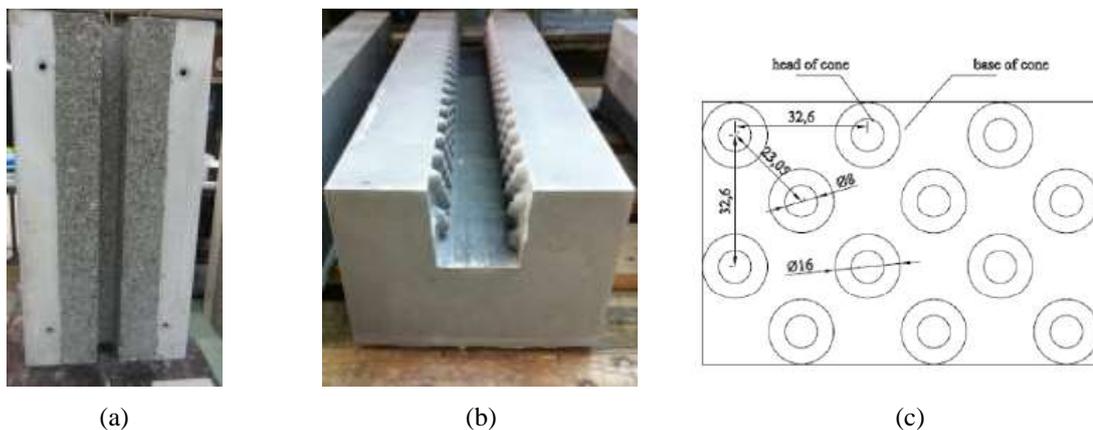


Figura 2-11 – Geometria para a superfície da laje: (a) Thomann (2005); (b) e (c) Papastergiou (2012).

2.4 Comportamento da ligação por aderência

Em geral, as normas não tratam dos conectores lineares, nem das ligações por aderência, mas apenas dos conectores do tipo Pino e U – laminado utilizados nas ligações mistas usuais, onde a transmissão de esforço se dá por meio da interação mecânica entre concreto, armadura e conector. Para esses conectores existem várias metodologias de cálculo presentes em normas nacionais e internacionais.

Uma vez que não se encontra metodologia disponível em norma nacional ou internacional para o cálculo deste tipo de ligação, apresenta-se no ANEXO um procedimento simplificado de cálculo proposto por Thomann (2005). Cabe ressaltar que a metodologia de cálculo apresentada está associada à geometria e aos materiais utilizados pelo referido autor.

A metodologia de cálculo proposta por Thomann (2005) considera que, quando a ligação está é solicitada ao cisalhamento, a deformação dos conectores gera tensões de

compressão nas interfaces cisalhadas (Figura 2-13). Quando o escorregamento s é aplicado longitudinalmente entre a mesa superior da viga de aço e a laje de concreto, o descolamento u_i (o índice i se aplica as interfaces descritas na Figura 2-12 – (a)) ocorre perpendicularmente às interfaces, como ilustrado na Figura 2-12 – (b).

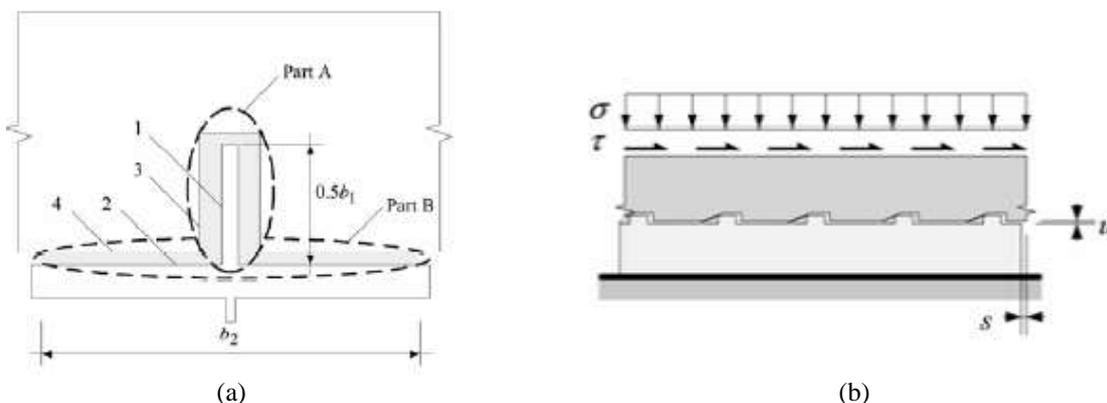


Figura 2-12 – (a) Interfaces envolvidas na ligação proposta por Thomann (2005); (b) Comportamento das interfaces.

A Figura 2-13 – (a) ilustra o descolamento u_1 que ocorre entre o conector e a argamassa de cimento (interface 1). O descolamento u_1 é parcialmente impedido, tanto pela laje de concreto envolta do conector, quanto pelas interfaces da parte B (Figura 2-2). Uma força normal N , por conseguinte, desenvolve-se na armadura inferior da laje gerando a tensão cisalhante $\tau_{imp,2}$ que se desenvolve na interface camada adesiva – argamassa (interface 2).

A tensão normal de compressão $\sigma_{con,1}$ se desenvolve a partir do equilíbrio de forças na interface do conector com a argamassa de cimento (interface 1). A equação (2-3) expressa este equilíbrio e o sinal positivo para o valor de tensão indica compressão.

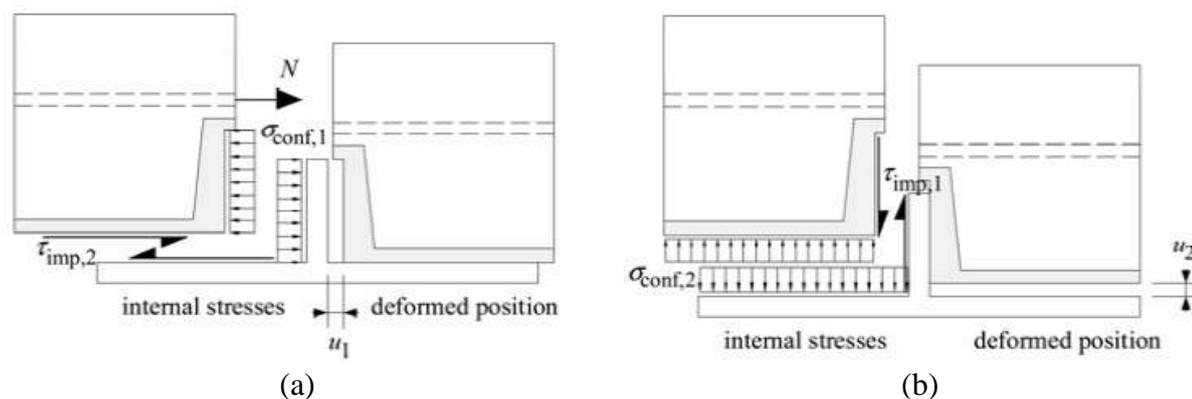


Figura 2-13 – Posição deformada e associação com tensões internas e forças (THOMANN, 2005).

A Figura 2-13 – (b) ilustra o descolamento u_2 que ocorre entre a camada adesiva e a argamassa de cimento (interface 2). As mesmas considerações feitas ao descolamento u_1 se aplicam ao descolamento u_2 , exceto o fato que a laje não restringe o deslocamento u_2 .

A tensão normal de compressão $\sigma_{conf,2}$ se desenvolve a partir do equilíbrio de forças na interface camada adesiva com a argamassa de cimento. A equação (2-4) expressa este equilíbrio.

A rigidez da laje em torno da parte A da ligação é denominada K_{slab} . Os resultados do estudo de Thomann (2005) foram utilizados para propor uma relação analítica simplificada (equação (2-5)) entre a K_{slab} e os parâmetros: módulo de elasticidade do concreto (E_c), a profundidade da nervura da laje (h), $h_1 = b_1/2$, h_2 e h_3 (ver Figura A-1 no ANEXO).

$$\sigma_{conf,1}(s) = \sigma_{conf,3}(s) = K_{slab}(u_1 + u_3) + \tau_{imp,2} \cdot \frac{b_2}{b_1} \quad (2-3)$$

$$\sigma_{conf,2}(s) = \sigma_{conf,4}(s) = \tau_{imp,1} \cdot \frac{b_1}{b_2} \quad (2-4)$$

$$K_{slab} = \frac{E_c h_3}{33 h h_1} \left(\frac{h_2 + h_3}{h_2} \right)^{0.3} \quad (2-5)$$

De acordo com o critério de falha proposto por Thomann (2005) para as interfaces, a resistência ao cisalhamento τ_{Ri} aumenta com o $\sigma_{conf,i}$. Embora não ilustrado na Figura 2-13, o descolamento u_i também ocorre nas outras interfaces (3 e 4). Esses descolamentos aumentam as tensões de confinamento ($\sigma_{conf,i}$), e conseqüentemente, implica no acréscimo da resistência ao cisalhamento τ_{Ri} . A resistência ao cisalhamento devido a u_3 e u_4 pode ser explicada de maneira análoga a u_1 e u_2 .

Além disso, tensões normais externas podem atuar nas interfaces e, por conseguinte, aumentar a resistência ao cisalhamento da ligação. Essas ações externas podem estar associadas, por exemplo, à protensão transversal ou a flexão transversal da laje. Estas ações externas devem ser computadas de acordo com a equação (2-6).

$$\sigma_i(s) = \sigma_{conf,i}(s) + \sigma_{ext,i} \quad (2-6)$$

Assim, os principais parâmetros que influenciam a resistência ao cisalhamento da ligação são:

- a. Relação *uplift versus slip* (descolamento *versus* escorregamento) das interfaces;

- b. Critério de ruptura das interfaces;
- c. Relação tensão de cisalhamento x escorregamento das interfaces;
- d. O efeito de confinamento na parte A;
- e. Geometria do conector;
- f. Ações externas.

No presente estudo, como as relações força *versus* escorregamento e descolamento *versus* escorregamento não são individualizadas, não foi possível propor um método de cálculo simplificado para a ligação. Todavia, no ANEXO, é apresentado o método de cálculo simplificado proposto por Thomann (2005) a fim de nortear os trabalhos futuros acerca de uma metodologia analítica para o cálculo da ligação proposta nesta pesquisa.

2.5 Exigências normativas

As ligações por aderência, assim como qualquer tipo de ligação, devem atender requisitos que visam à segurança da estrutura em serviço. Essas exigências quando obedecidas, produzem estruturas econômicas, confiáveis e duráveis. Neste item, apresentam-se sucintamente os principais aspectos das exigências relacionadas às ligações em estruturas mistas.

2.5.1 Condições específicas para o dimensionamento de ligações mistas

ABNT-NBR 8800:2008 – Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios, entende que uma ligação é denominada mista quando a laje de concreto participa da transmissão de momento fletor de uma *Viga Mista* para um pilar ou para outra *Viga Mista* no vão adjacente (quando o apoio das duas vigas mistas for um pilar este pode participar da distribuição de momentos no nó).

As ligações mistas podem ser usadas em vigas contínuas ou semicontínuas. Nas vigas mistas contínuas deve ser assegurada a continuidade total do componente de aço e da laje de concreto nos apoios. Nas vigas mistas semicontínuas a *Viga Mista* é obtida a partir de uma ligação metálica flexível ou semirrígida, aumentando substancialmente sua rigidez e sua resistência ao momento fletor.

De maneira geral, uma ligação mista tem grande rigidez inicial, todavia, não tem a mesma resistência à flexão da *Viga Mista* suportada por ela, sendo, portanto, uma ligação de resistência parcial. Ligações de resistência parcial devem ter capacidade de rotação suficiente para não sofrerem colapso antes que a viga atinja uma determinada situação caracterizada como estado-limite último.

Em uma ligação mista podem ser considerados três componentes: a armadura da laje de concreto, os conectores de cisalhamento e a ligação metálica (do perfil de aço). No caso da armadura, apenas as barras situadas na largura efetiva da laje de concreto na região de momento negativo participam da ligação mista. Já no caso das ligações por aderência, a armadura pode contribuir para a rigidez inicial, uma vez que a laje é – na maioria das vezes – pré-fabricada e o mecanismo de transferência de esforço se dá por meio do cisalhamento entre as interfaces. Nesses casos o confinamento proporcionado pela armadura pode contribuir para o aumento da resistência ao cisalhamento.

2.5.2 Classificação dos conectores

Os conectores de cisalhamento podem ser classificados como rígidos ou flexíveis, sendo esta classificação estabelecida de acordo com a resposta do conector à ação do fluxo de cisalhamento longitudinal, oriundo da ação mista entre o perfil de aço e a laje de concreto. Esta resposta pode ser traduzida por meio da relação entre a força no conector e o escorregamento relativo entre laje e viga, como ilustra a Figura 2-14.

Um critério comumente aceito para classificação de um conector de cisalhamento quanto à ductilidade é definido pela norma europeia para estruturas mistas, Eurocode 4 (2004), com base no conceito de escorregamento característico (ver definição no item 2.5.3). Segundo essa norma, um conector de cisalhamento é classificado como dúctil quando apresenta escorregamento característico (δ_{uk}) superior a 6,0 mm.

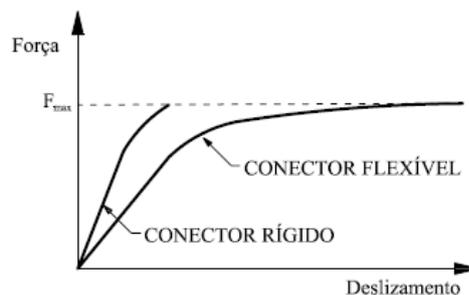


Figura 2-14 – Relação força-escorregamento nos conectores (CHAVES, 2009).

Isto significa que um conector flexível, sob carregamento crescente, pode continuar a deformar-se mesmo após atingir a sua resistência máxima, sem que haja ruptura, o que permite admitir, para o caso de conectores do tipo Pino, que os conectores vizinhos passem a receber maior força de corte e também atinjam a sua capacidade total. Este processo de uniformização possibilita o uso de conectores igualmente espaçados sem que ocorra perda na resistência máxima da conexão. Se os conectores são rígidos, a hipótese de redistribuição de

esforços não é válida e sua disposição deve se dar de acordo com o fluxo de cisalhamento atuante na interface entre o aço e o concreto.

Cabe ressaltar, que o processo de redistribuição dos esforços entre os conectores do tipo Pino ou U – laminado implica em nichos de concentração de tensão que, por conseguinte, acarreta fissuração intensa nessas regiões, comprometendo a durabilidade da estrutura. O mesmo não ocorre, por sua vez, nos conectores lineares, já que não há descontinuidade na redistribuição dos esforços, o que implica em um panorama de fissuração bem mais distribuído e menos intenso.

O conector de cisalhamento ideal é aquele cujo comportamento é caracterizado por escorregamento nulo (ou quase nulo) para cargas de serviço e ductilidade no estado limite último. Portanto, as características de um conector rígido são desejáveis em condições de serviço e as características de um conector flexível são desejáveis em estado limite último (VERÍSSIMO, 2004).

2.5.3 Procedimento de ensaio *Push-out* – Eurocode 4 (2004).

✓ Conectores usuais (Pino, Perfil U)

Quando se deseja determinar a resistência de um determinado tipo de conector que não esteja previsto nas normas, podem-se utilizar ensaios padronizados de cisalhamento do tipo *Push-out*. No ensaio recomendado pelo Eurocode 4 (2004), um perfil I laminado é conectado a duas lajes de concreto armado por meio dos conectores que se pretende analisar. As lajes são apoiadas na parte inferior e o carregamento é aplicado na extremidade superior do perfil de aço. O escorregamento relativo entre o perfil de aço e as duas lajes de concreto é medido em cada lado da laje. O esquema geral deste ensaio é mostrado na Figura 2-15.

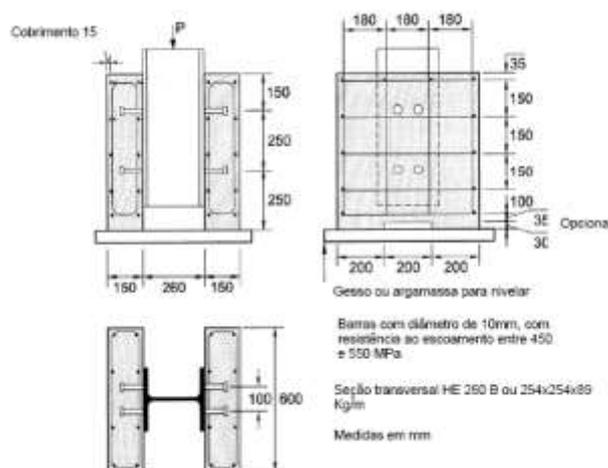


Figura 2-15 – Esquema padronizado de ensaio de conectores, Eurocode 4 (2004).

O procedimento de ensaio é:

1. Inicialmente, aplicam-se incrementos de força até atingir 40% da força máxima esperada;
2. Aplicam-se 25 ciclos de carregamento com força variando entre 5% e 40% da força máxima;
3. Os incrementos de força após a fase cíclica devem ser aplicados de modo a não provocar ruptura antes de um período de 15 minutos;
4. O deslocamento relativo entre a laje de concreto e viga de aço deve ser monitorado em todo o ensaio, desde o início do carregamento até que a força decresça em 20% do valor máximo;
5. Deve-se também monitorar, próximo de cada grupo de conectores, a separação transversal entre a mesa do perfil central e a laje.

Para análise dos resultados dos ensaios de três corpos de prova nominalmente idênticos, cujas diferenças entre o resultado individual de cada modelo com os resultados médios não excedam a 10%, a resistência de cálculo do conector (Q_{Rd}) pode ser determinada pela equação (2-7). A máxima capacidade de escorregamento de um modelo deve ser tomada como o valor medido no incremento de carregamento característico, conforme mostrado na Figura 2-16.

$$Q_{Rd} = (f_u/f_{ut}) \cdot (Q_{Rk}/\gamma_{cs}) \leq Q_{Rk}/\gamma_{cs} \quad (2-7)$$

sendo:

f_u o valor nominal da resistência à tração do aço;

f_{ut} o valor experimental da resistência à tração do aço;

Q_{Rk} o valor característico da resistência à tração do aço tomado como a menor resistência encontrada dos três ensaios reduzida em 10%;

γ_{cs} o coeficiente de ponderação da resistência, igual a 1,25.

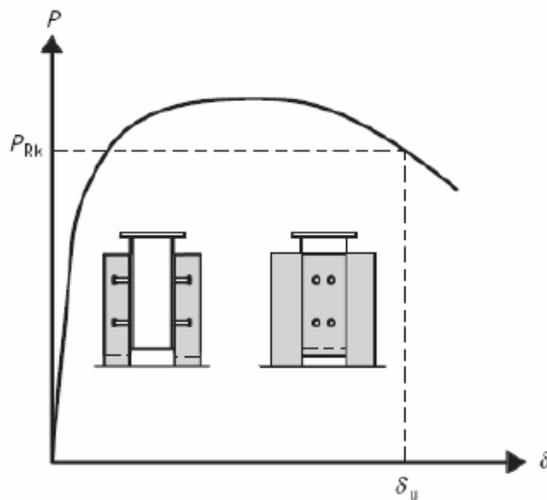


Figura 2-16 – Determinação da capacidade de escorregamento, Eurocode 4 (2004).

O parâmetro P_{Rk} apresentado na Figura 2-16 equivale ao Q_{Rk} . O valor característico do escorregamento máximo δ_{uk} é o menor dos valores de escorregamento máximo δ_u obtidos nos ensaios e reduzidos em 10%, conforme já delineado. O δ_u por sua vez é o escorregamento correspondente a P_{Rk} .

Cabe ressaltar que a preparação dos corpos de prova deve seguir rigorosamente o previsto pelas normas, como por exemplo:

- Para que os resultados não sejam afetados pela aderência química entre o perfil de aço e o concreto, a superfície em contato deve ser engraxada;
- O concreto dos modelos deve sofrer cura ao ar;
- A resistência ao escoamento do aço do conector deve ser determinada.

Mesmo seguindo todas as prescrições normativas, os resultados dos ensaios podem apresentar significativa variabilidade devido a diversos fatores. Cita-se, por exemplo, o número de conectores no modelo de ensaio, as tensões longitudinais médias na laje de concreto em torno dos conectores, o tamanho, o arranjo, e a resistência da armadura da laje na vizinhança dos conectores, a espessura do concreto junto aos conectores, a resistência à compressão do concreto, o adensamento do concreto e o arranjo das partículas do agregado junto aos conectores. Além disso, a vinculação lateral na base das lajes também influencia os resultados, pois deslocamentos laterais da laje podem provocar forças de arrancamento no conector.

- **Conectores não usuais**

De acordo com o Eurocode 4 (2004) os ensaios de cisalhamento direto podem ser conduzidos com características diferentes do corpo de prova padronizado, entretanto as seguintes prescrições devem se atendidas:

- Os corpos de prova de ensaio deverão ser similares ao apresentado na Figura 2-15;
- A laje e a armadura deverão ter dimensões compatíveis com as das vigas correspondentes;
- O comprimento da laje deverá ser tal que o espaçamento longitudinal mínimo entre os conectores seja mantido;
- A largura da laje será menor ou igual a largura efetiva da laje na *Viga Mista* e a espessura da laje não excederá a espessura da laje na *Viga Mista*.

Ainda segundo a EN 1994-1-1: 2004 é recomendado que as lajes de concreto dos corpos de prova sejam concretadas na posição horizontal, como na prática para vigas mistas. Entretanto, a fim de agilizar o processo de fabricação, é usual que a concretagem dos corpos de prova seja realizada na posição vertical. Existem boas indicações em Veríssimo (2006) de que o fato de se concretar as lajes na vertical não influencia diretamente os resultados, uma vez que as lajes nos modelos possuem dimensões reduzidas.

Alguns ensaios de *Push-out* não seguem as prescrições da norma europeia devido a particularidades construtivas em função dos parâmetros que se pretende analisar. Nesta pesquisa, as recomendações do Eurocode 4 (2004) não são respeitadas em sua integralidade. A descrição dos corpos de prova para os ensaios de *Push-out* está no item 3.1.

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL PILOTO

Seguindo a metodologia apresentada no item 1.4, o presente capítulo tem por finalidade apresentar os experimentos preliminares que permitiram o delineamento dos ensaios descritos no capítulo 4. Os objetivos dos ensaios pilotos estão detalhados nas alíneas abaixo:

- a. Determinar a dosagem dos materiais, concreto e graute (ou argamassa), para que atendam as resistências pretendidas e fluidez que possibilite uma possível injeção, no caso do graute.
- b. Identificar as dificuldades que poderão ocorrer na confecção dos protótipos de *Push-out*, no tocante às limitações do LE-EESC em termos de mão de obra, capacidade de betonagem, características dos agregados, armazenamento e logística, capacidade e precisão dos equipamentos de ensaio.
- c. Elaborar o melhor arranjo de ensaio *Push-out*, no tocante ao posicionamento de sensores, velocidade de carregamento e etc.
- d. Estudar em nível preliminar as interfaces envolvidas na ligação por aderência proposta, identificando a ordem de grandeza das resistências, as superfícies de ruptura e avaliar a necessidade da presença de armadura no bloco de concreto, uma vez que ocasião, não havia indicações de que os blocos eram de concreto armado no trabalho de Thomann (2005).

Para atingir os objetivos listados foram realizados ensaios de caracterização das propriedades mecânicas dos materiais e como anteriormente delineado, ensaios do tipo *Push-out*. Os ensaios de caracterização foram aplicados ao concreto e ao graute, por meio de:

- Compressão axial, a fim de determinar a resistência média à compressão em uma data conhecida, bem como o módulo de elasticidade estático.
- Tração por compressão diametral visando determinar a resistência média à tração.

Os resultados dos ensaios de caracterização permitiram atingir o objeto descrito na alínea (a).

De mesma forma, os ensaios de *Push-out* permitiram atingir os objetivos descritos nas alíneas (b), (c) e (d). O referido ensaio consiste em avaliar a resposta do protótipo experimental em termos do comportamento força x *slip* (escorregamento), que pode fornecer um critério de ruptura da ligação, e o comportamento *uplift x slip* (descolamento x

escorregamento), que pode ser traduzido em uma lei cinemática que descreva a deformada do protótipo. O princípio do ensaio de *Push-out* é, resumidamente, apresentado na Figura 3-1.

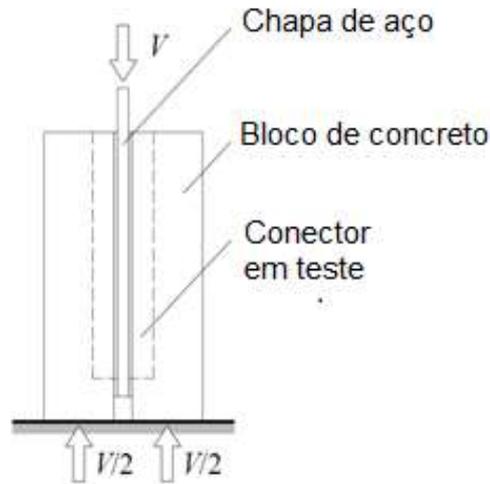


Figura 3-1 – Princípio do ensaio de *Push-Out* (adaptado de Thomann (2005)).

3.1 Descrição dos modelos

Para realização dos ensaios pilotos foram idealizados seis protótipos de *Push-out*. Esses modelos partiram de variações impostas ao modelo de ligação por aderência proposto por Thomann (2005). Nesta etapa, apenas foram realizados ensaios monotônicos com controle de deslocamento, no intuito de avaliar a resistência última da ligação e o comportamento *slip x upflit* (escorregamento x descolamento). A Figura 3-2 apresenta a geometria utilizada para os modelos de *Push-out*, e identifica as partes constituintes do protótipo.

O protótipo consiste de dois blocos de concreto simples, moldados com uma nervura longitudinal e sujeitos à impressão de uma rugosidade na face do bloco onde está a nervura. Estes blocos de concreto simples foram dispostos de maneira a receber entre suas nervuras um elemento metálico, composto de uma placa de reação e dois conectores lineares, soldados em faces opostas. A fusão entre os elementos foi feita a partir do grauteamento das partes. No decorrer deste capítulo é apresentado com maiores detalhes cada elemento/interface do protótipo.

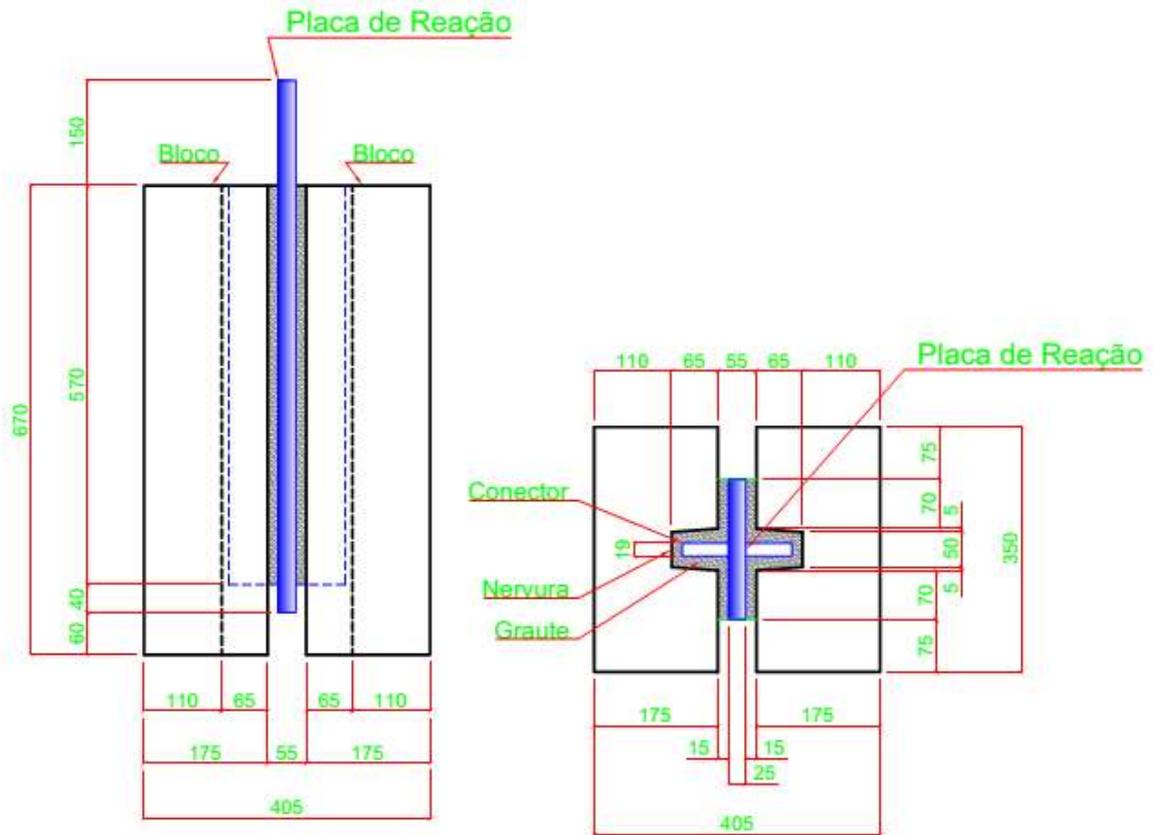
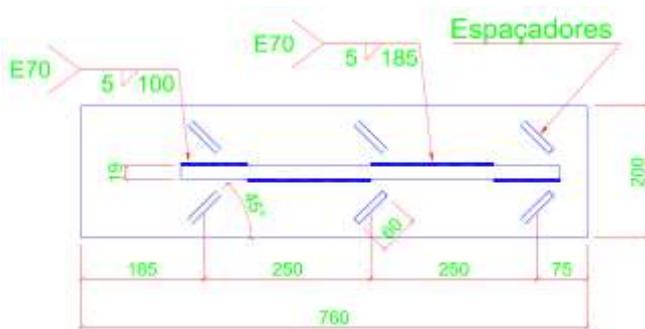


Figura 3-2 – Fôrmas dos modelos *Push-out*.

Em todos os conectores propostos foram soldadas barras de 12.5 mm sobre a superfície da placa de reação, visando simular chaves de cisalhamento e garantir o espaçamento entre a laje e a mesa do perfil (Figura 3-3).



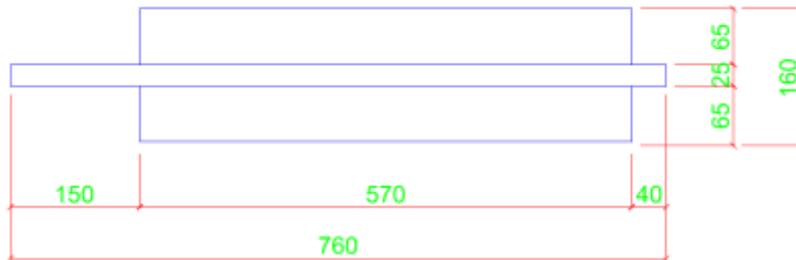
(a)



(b)

Figura 3-3 – Barras soldadas sobre a placa de reação: (a) Geometria; (b) Detalhe.

A diferenciação dos conectores é função de sua superfície. O conector tipo L corresponde àquele onde não foi realizado nenhum tipo de tratamento mecânico (usinagem), como se representa na Figura 3-4.



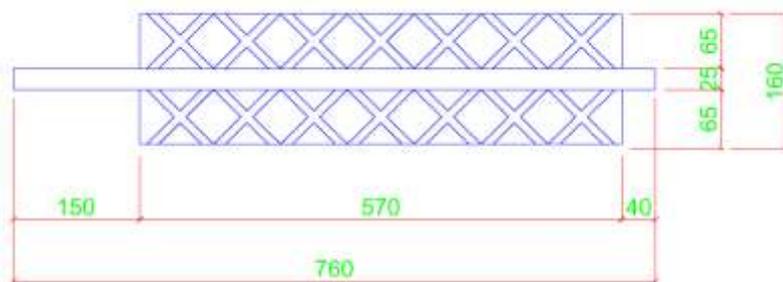
(a)



(b)

Figura 3-4 – Fôrmas do conector L *Push-out*: a) Dimensões em mm; b) Conector L + Placa de reação.

No conector tipo R, ao contrário do conector L, foi realizado um tratamento mecânico (usinagem), como demonstrado na Figura 3-5, visando melhorar o mecanismo de transferência de esforço de cisalhamento.



(a)



(b)

Figura 3-5 – Fôrmas do conector R *Push-out*: a) Dimensões em mm; b) Conector R + Placa de reação.

Inicialmente, tentou-se reproduzir a geometria das ranhuras considerada no estudo de Thomann (2005) (Figura 3-6 – (a)). Todavia, por inviabilidade de ordem econômica, isto não foi possível. O tratamento mecânico proposto por Thomann (2005) previa a criação de losangos rebaxados de 1.4 mm, enquanto que a presente investigação propôs canais rebaxados de 2.0 mm (Figura 3-6 – (b)).

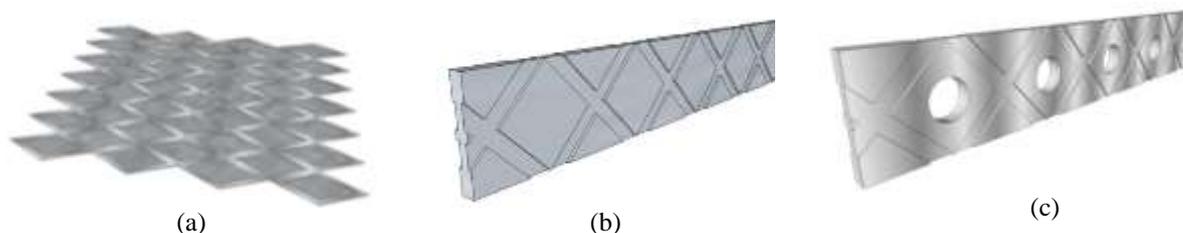


Figura 3-6 – Detalhe das ranhuras: (a) Utilizadas por Thomann (2005); (b) Conector R; (c) Conector RP

Não obstante, uma variação do conector tipo R foi proposta (Figura 3-6 – (c)). O conector do tipo RP (Figura 3-6 – (c)) é uma composição de dois outros, o *Perfobond* proposto por Leonhardt et al.(1987) e o conector do tipo R proposto neste estudo. A Figura 3-7 apresenta a geometria desse conector. Pretende-se que os furos possam gerar um efeito pino e melhorar a resistência da ligação.

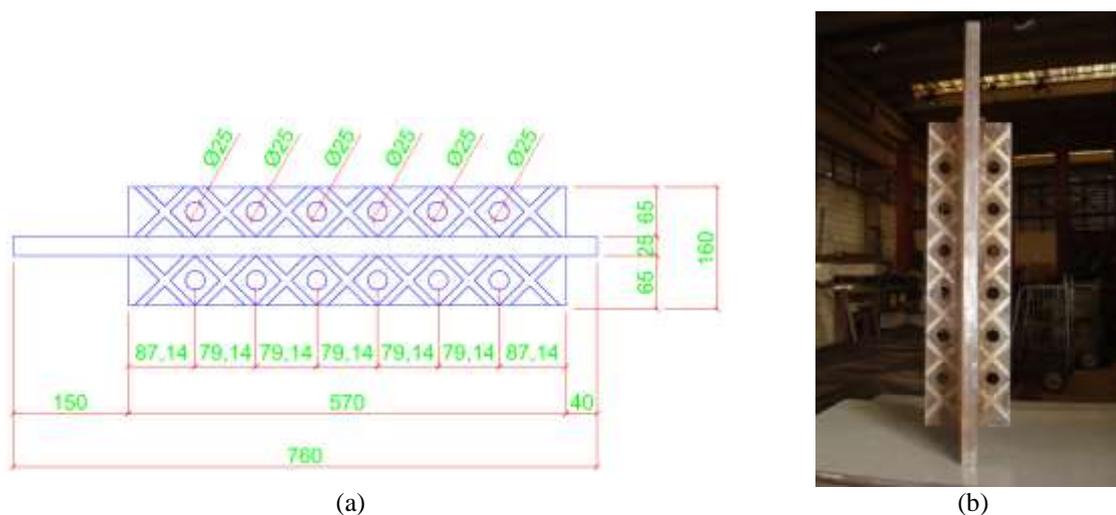


Figura 3-7 – Fôrmas do conector RP *Push-out*: a) Dimensões em mm; b) Conector RP + Placa de reação

Uma vez realizado tratamento mecânico na superfície do aço, também foi idealizada uma rugosidade nos blocos de concreto, de maneira a melhorar a transferência de esforço entre as interfaces, já que sem a criação de uma rugosidade nos blocos de concreto, a ruptura da ligação estaria fadada a acontecer na interface graute-concreto. Na Figura 3-8 – (a) pode-se observar a solução adotada para obter a rugosidade pretendida. A colagem de uma manta plástica rugosa no fundo da fôrma proporcionou a impressão da rugosidade. A Figura 3-8 – (b) apresenta o resultado obtido com a manta nesta investigação.



Figura 3-8 – Rugosidade utilizada nos blocos de concreto: (a) Fôrmas; (b) Detalhe da rugosidade.

A impressão de uma rugosidade visou proporcionar uma maior homogeneidade da superfície rugosa, pois a utilização de retardadores de pega não possibilitam uma superfície rugosa homogênea. A manta utilizada tem uma espessura nominal de 1,2 mm, o que caracteriza a superfície como uma “*smooth surface*” (superfície lisa), de acordo com a denominação do Eurocode 2 (2004).

3.2 Ensaios de caracterização dos materiais

Os ensaios de caracterização dos materiais foram realizados para determinar as propriedades dos materiais envolvidos na ligação proposta por este estudo. Fizeram parte desta etapa os estudos de dosagem do concreto e do material de grauteamento.

3.2.1 Aço

O aço adotado para a confecção dos protótipos de *Push-out* foi o ASTM – A36. Não foram realizados ensaios de caracterização visando determinar as propriedades do aço à tração. Para garantir o controle de qualidade do aço utilizado foi solicitada ao fornecedor do material a certificação do mesmo no tocante a sua composição química. Portanto, os valores nominais das características mecânicas fornecidos pelo catálogo do fabricante serão utilizados nas análises posteriores.

3.2.2 Concreto

Para a realização dos ensaios pilotos, foi avaliado um traço teste com o propósito de obter um concreto com resistência à compressão entre 50 e 60 MPa. Os corpos de prova (CPs) moldados foram cilíndricos com 150 mm de diâmetro e 300 mm de altura. As especificações

dos materiais utilizados, quantidade de corpos de prova e suas proporções são apresentadas na Tabela 3-1.

Tabela 3-1 – Dados relativos à dosagem preliminar do concreto para os ensaios pilotos

Volume de concreto:	40 Litros	Quantidades
Quantidade de CP:	6 unidades	(kg/m³)
Traço:	Cimento CP-V (ARI) - HOLCIM	482,75
	Areia média – Região de São Carlos	729,00
	Sílica Ativa - SILMIX	19,00
	Brita Nº 0 – Região de São Carlos	836,25
	Água – da rede de abastecimento	182,00
	Superplastificante – Powerflow 1130	1,25

✓ *Procedimento de ensaio e resultados*

Os ensaios para determinar a resistência à compressão do concreto (f_c) e o módulo de elasticidade estático (E_c) foram realizados na máquina de ensaio universal INSTRON, modelo 5595-300HVL. A instrumentação consistiu no posicionamento de dois extensômetros removíveis com base de 200 mm, fixados ao corpo de prova por meio de elásticos, em posições diametralmente opostas, como mostra a Figura 3-9. O sistema de aquisição utilizado foi o *System 5000* da *Vishay Instruments*.



Figura 3-9 – Ensaio de compressão axial – Determinação da resistência do concreto

Os corpos de prova foram ensaiados aos 35 dias de idade. Para obtenção do E_c , as recomendações da ABNT – NBR 8522: 2008 foram parcialmente atendidas, uma vez que o procedimento cíclico recomendado pela referida norma não foi realizado. A experiência adquirida com este tipo de ensaio no LE-EESC indica que tal procedimento não acarreta uma alteração significativa no valor do módulo de elasticidade estático.

Da ABNT – NBR 8522: 2008 foi utilizada a metodologia de cálculo A, descrita no item 6.2.3.1 para a determinação do E_c . Segundo a mesma, o módulo de elasticidade tangente inicial equivale ao coeficiente angular da reta secante à curva tensão *versus* deformação, passando entre os pontos com tensões iguais a 0,5 MPa e 30% da tensão de ruptura (em MPa).

O traço descrito na Tabela 3-1 resultou em um concreto com resistência à compressão média de $55,31 \pm 2,58$ MPa e E_c médio de $39,55 \pm 3,89$ GPa aos 35 dias de idade. Considerando que os resultados apresentados foram satisfatórios, o traço apresentado na Tabela 3-1 foi adotado para o concreto dos protótipos pilotos.

Em virtude de limitações físicas da betoneira do LE-EESC, optou-se por realizar três betonadas de 250 litros cada para confecção dos seis protótipos de *Push-out*. Cada betonada foi suficiente para a concretagem de dois protótipos e seis CPs cilíndricos de 100 mm de diâmetro por 200 mm de altura. O traço utilizado foi o mesmo apresentado na Tabela 3-1.

3.2.3 *Material de grauteamento*

A escolha do material de grauteamento foi realizada considerando principalmente as características de fluidez e resistência à compressão. A meta era obter um material de grauteamento com resistência superior a 60 MPa e fluidez que possibilitasse a injeção em aberturas entre 15 mm e 20 mm de espessura. Inicialmente, foi testado um graute comercial de base epóxi e, em seguida, alguns traços de Concreto de Pós Reativos (CPR).

✓ *Graute Epóxi*

O graute utilizado foi o Emckrete EP, fabricado pela empresa MC – Bauchemie. O Emckrete EP é um graute epóxi de alto desempenho, tri-componente. Sua escolha se deu em virtude dos seguintes aspectos elencados pelo fabricante, MC-Bauchemie (2010).

- a. Bom fluxo;
- b. Excelentes resistências iniciais e finais, superior a 80 MPa aos 28 dias;
- c. Excelente aderência;
- d. Permite a execução em locais de difícil acesso;
- e. Impermeável.

O traço utilizado para a confecção de 2 litros do produto, tomando por base o traço recomendado pelo fabricante, é apresentado na Tabela 3-2. Os corpos de prova moldados foram cilíndricos com 50 mm de diâmetro e 100 mm de altura.

Tabela 3-2 – Traço Emckrete EP.

Volume:	2 Litros	Massa
Quantidade de CP:	6 unidades	
Traço:	Componente A	0,479 kg
	Componente B	0,193 kg
	Componente C	3,528 kg

Não foi identificado um bom fluxo do graute como sugerido pelo fabricante, em contrapartida, observou-se um graute bastante coeso e aderente. Também não foi obtida a resistência prometida pelo mesmo no ensaio aos 35 dias de idade. Estes ensaios foram realizados de maneira análoga aos de compressão nos corpos de prova cilíndricos de concreto para o traço de concreto teste. Os traço descrito na Tabela 3-2 resultou em uma resistência à compressão média de $60,27 \pm 0,89$ MPa. Uma vez que não foi apresentado o desempenho desejado, a utilização do Emckrete EP foi descartada.

✓ *Argamassa de Alto Desempenho (AAD)*

A escolha do traço para argamassa de alto desempenho à compressão se baseou na pesquisa de Vanderlei (2004) voltada para o estudo do Concreto de Pós Reativos (CPR).

O CPR é composto basicamente de finos (areia de quartzo, cimento comum, pó de quartzo e sílica ativa), fibras de aço de pequenas dimensões, superplastificante e água, onde os sólidos possuem tamanhos inferiores a 2 mm. Os CPR são fabricados em condições semelhantes aos concretos convencionais, porém com baixíssima relação água/cimento (cerca de 0,15).

Por meio de pesquisas realizadas desde 1990 na França e no Canadá, o CPR foi desenvolvido como alternativa ao concreto de alto desempenho (CAD) e, até mesmo ao aço, tornando-se um material de alta tecnologia, projetado especificamente para atender às exigências de indústrias civis e militares. O concreto convencional pode resistir até 60 MPa; o CAD atinge resistências entre 60 MPa e 120 MPa e o CPR está numa faixa de resistência à compressão entre 200 MPa e 800 MPa (VANDERLEI, 2004)

Assim, com intuito de obter resistências à compressão da argamassa superiores a 80 MPa, foram testados alguns traços de CPR utilizando areia fina de quartzo, cimento *Portland*, superplastificante, pó de quartzo e sílica ativa, com fatores água/cimento variando de 0,3 a 0,5. Contudo, logo se observou que apenas a relação $a/c = 0,5$ proporcionava uma fluidez necessária a uma possível injeção. A esse traço foi dado o nome de argamassa de alto desempenho (AAD), uma vez que a relação água/cimento utilizada ($a/c=0,5$) não era compatível com a relação água/cimento de um CPR.

Cabe ressaltar que na confecção da AAD foram tomados alguns cuidados, semelhantes aos considerados no processo de fabricação do CPR efetuado por Vanderlei (2004). A água foi dosada com grande precisão, a fim de obedecer rigorosamente à relação água/cimento esperada, determinando a manutenção da reologia do concreto fresco (características físicas no estado plástico). Foi adotado ainda, um procedimento de mistura dos materiais, pois se observou uma influência relevante do mesmo na homogeneização da mistura, trabalhabilidade da argamassa e, conseqüentemente, nas suas propriedades. O procedimento de mistura que levou à obtenção da sua melhor homogeneidade foi:

1. Misturar todo o material seco até que os componentes fiquem bem dispersos, aparentando uma mistura homogênea;
2. Misturar a água com o superplastificante em solução única e adicionar em pequenas doses na mistura dos finos com o misturador na velocidade máxima;
3. Aguardar com o misturador em baixa velocidade durante 5 a 10 minutos até ser atingida a consistência esperada.

Ressalta-se que a consistência e fluidez apresentadas pelo traço de AAD adotado (Tabela 3-3) foram similares a uma nata de cimento, considerando o alto fator a/c. Na Figura 3-10 ilustra-se a homogeneização dos materiais secos, a consistência da argamassa (ver também Figura 3-12), os corpos de prova moldados e o misturador utilizado para confecção do traço.

Tabela 3-3 – Traço teste da argamassa de alto desempenho – 1º traço.

Volume de Argamassa:	3,0 Litros	
Traço (a/c = 0,5)	Cimento CP-V (ARI) - Holcim	873,3 kg/m ³
	Areia fina – Região de São Carlos	963,3 kg/m ³
	Sílica Ativa	216,6 kg/m ³
	Pó de quartzo	206,6 kg/m ³
	Água – da rede de abastecimento	436,6 kg/m ³
	Superplastificante – Powerflow 1130	26,7 kg/m ³

Cabe ainda comentar que o misturador BP-20C foi utilizado apenas no traço teste da AAD, pois o volume necessário ao grauteamento dos modelos pilotos excedia a sua capacidade. A Tabela 3-3 apresenta a dosagem teste avaliada para a AAD. Após sete dias foi realizado um novo traço com as mesmas proporções.



Figura 3-10 – Argamassa de alto desempenho – traço teste: (a) Mistura dos materiais secos; (b) Aspecto da consistência da argamassa; (c) Corpos de prova; (d) Misturador BP-20 C.

Os valores médios de resistência à compressão da argamassa (f_{ca}) para os traços realizados com a máquina de ensaios ELE *International*, modelo *Autotest 2000*, foram $68,5 \pm 0,61$ MPa aos 7 dias e $92,19 \pm 3,96$ MPa aos 21 dias para o primeiro traço, e $73,25 \pm 6,14$ MPa aos 16 dias para o segundo traço.

Assim, considerando que o traço para AAD, apresentado na Tabela 3-3, obteve resistência à compressão média superior a 90 MPa aos 21 dias, o mesmo foi adotado para o material de grauteamento nos protótipos piloto do tipo *Push-out* e nos protótipos definitivos de *Push-out* e *Viga Mista* que serão apresentados no capítulo 4 da presente investigação.

3.3 Protótipos pilotos do tipo *Push-out*

3.3.1 Confeção dos protótipos

Na confecção dos protótipos foram utilizados os materiais previamente dosados e testados, como apresentado no item 3.2. Neste item, são descritos sistematicamente os passos realizados para a confecção dos seis protótipos piloto do tipo *Push-out* ensaiados, com os devidos comentários acerca de cada tarefa.

I. *Moldagem dos blocos de concreto simples e de corpos de prova (Figura 3-11).*



(a)



(b)

Figura 3-11 – (a) moldagem dos blocos de concreto; (b) moldagem dos CP.

Foram realizadas três betonadas de 250 litros cada. Cada betonada preencheu quatro blocos, ou seja, para cada tipo de conector ensaiado (L, R ou RP) uma betonada de 250 litros. Seis corpos de prova cilíndricos de 100 mm x 200 mm foram moldados de cada betonada.

II. *Desfôrma dos blocos de concreto*

A tarefa de desfôrma foi dificultada pela presença da rugosidade na nervura central de madeira. Este problema foi previsto com antecedência e mitigado aplicando-se pouca cola sobre a manta rugosa no fundo da fôrma.

III. *Grauteamento*

A dificuldade de realização desta tarefa se concentrou no posicionamento dos elementos a serem grauteados (blocos de concreto + conector). Os cuidados com relação à estanqueidade das fôrmas para grauteamento, ao alinhamento do conector, ao esquadro do modelo e ao nivelamento da superfície foram prioritários. A Figura 3-12 de (a) a (d) ilustra cada etapa do grauteamento.

Foram realizadas duas betonadas de argamassa em betoneira comum, a mesma utilizada para a confecção do concreto, uma vez que não se sabia o quão difícil seria a realização desta tarefa. A primeira preencheu quatro protótipos e a segunda o restante.

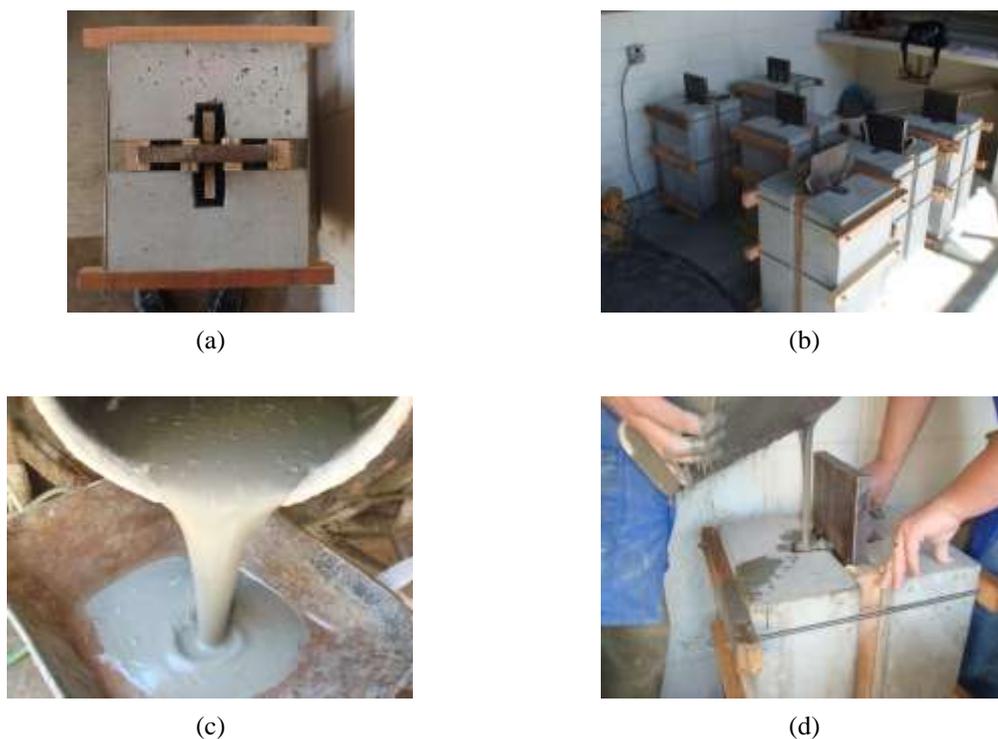


Figura 3-12 – (a) Posicionamento do conector; (b) Vista geral dos modelos antes do grauteamento; (c) Consistência desejada à argamassa; (d) Grauteamento.

IV. *Desfôrma do grauteamento*

Dentre as etapas de confecção dos protótipos pilotos esta foi a mais onerosa. A opção por fôrmas de madeira base do modelo, mesmo que totalmente isoladas com fitas não aderentes, não foi suficiente para facilitar a desfôrma. A Figura 3-13 demonstra a fôrma utilizada e o aspecto final do protótipo após desfôrma. Outro aspecto observado foi o “calço” de AAD formado pelo pequeno vão entre o fundo da fôrma da placa de reação e o fundo da fôrma do conector (Figura 3-13 – (a)).

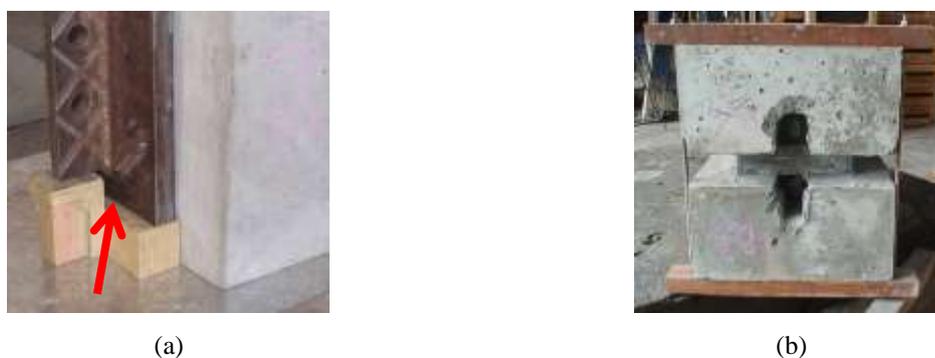


Figura 3-13 – (a) Fôrma – base do protótipo; (b) Aspecto da base do protótipo após desfôrma do grauteamento.

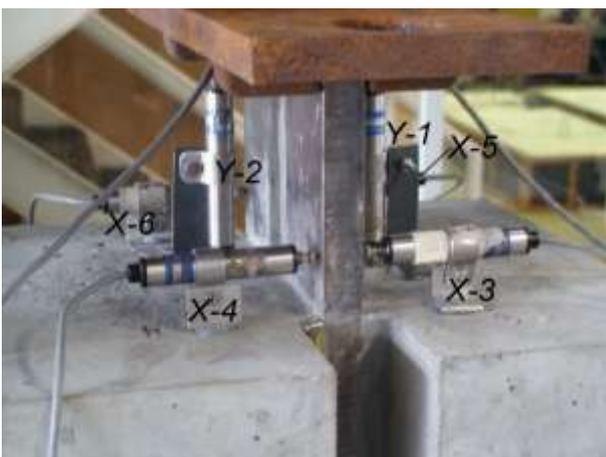
3.3.2 Dispositivo de carregamento e instrumentação

O atuador servo-controlado utilizado para os ensaios é apresentado na Figura 3-14. Trata-se da máquina de ensaios universal INSTRON, modelo 5595-300HVL, com capacidade para aplicação de força de até 1500 kN e altura útil de 1500 mm.



Figura 3-14 – Máquina de ensaios universal INSTRON, modelo 5595-300HVL.

No tocante à instrumentação, foram utilizados transdutores de deslocamento resistivos, com curso de 10 e 25 mm, para a determinação dos escorregamentos e descolamentos (Figura 3-15). Em complemento, foi utilizada a técnica de correlação de imagens digitais (*Digital Image Correlation Técnica* - DICT) na instrumentação do protótipo. O detalhamento da instrumentação utilizada nos protótipos piloto do tipo *Push-out* é apresentado na Figura 3-16.



(a)



(b)

Figura 3-15 – Posicionamento dos transdutores: (a) Detalhe; (b) Visão geral.

A instrumentação foi desenvolvida visando avaliar além dos escorregamentos e descolamentos, a distribuição de tensões nos blocos de concreto utilizando a *DICT*. Desta forma, foram desenvolvidos dois arranjos para a instrumentação. No arranjo 1 a câmera é posicionada de maneira a captar os deslocamentos e deformações nas interfaces. No arranjo 2 a câmera busca captar as tensões e deformações no bloco de concreto.

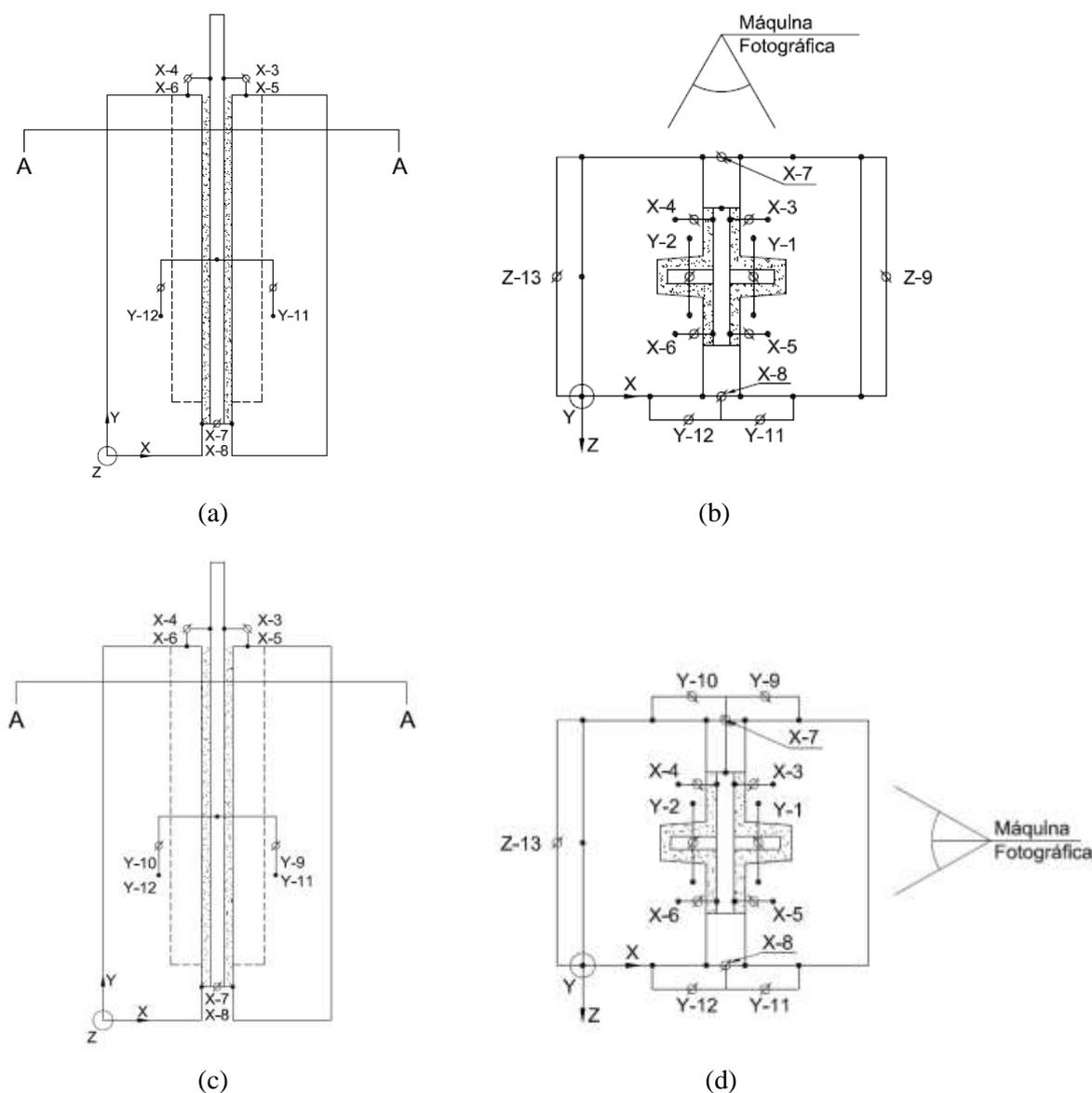


Figura 3-16 – (a) e (b) – Instrumentação relativa ao arranjo 1; (c) e (d) Instrumentação relativa ao arranjo 2.

Os transdutores Y-1 e Y-2, posicionados a meia altura do conector, eram responsáveis pela aquisição do escorregamento relativo entre o bloco e o conector, medido no topo do protótipo. Acerca dos transdutores Y-9, Y-10, Y-11 e Y-12, esses captavam o escorregamento relativo entre os blocos e a placa de reação a meia altura do protótipo. Ressalta-se que o

escorregamento medido a meia altura do protótipo era fruto da média dos transdutores Y-9 com Y-10 e Y-11 com Y-12 (Figura 3-15 – (b)).

Para a medida do descolamento foram posicionados os transdutores X-3 a X-6 no topo do modelo e na base foram colocados os transdutores X-7 e X-8. O transdutor Z-13 foi posicionado para o controle da abertura das fissuras no bloco de concreto.

No Apêndice A descreve-se com detalhes (fabricante, sensibilidade, curso, modelo, etc.) todos os equipamentos utilizados na presente investigação.

✓ *Digital Image Correlation Técnica - DICT*

A análise de imagens para ensaios mecânicos de sólidos tem se mostrado bastante promissora atualmente. Uma das grandes vantagens dessa técnica é que não há contato direto entre os instrumentos de medição e o modelo a ser analisado, uma vez que em vários casos, as instrumentações convencionalmente utilizadas para as medições podem interferir nos resultados ou até mesmo serem de instalação inviável.

A instalação de transdutores em ensaios que envolvem altas temperaturas ou ensaios onde se prevê a ruptura brusca do modelo pode, por exemplo, colocar em risco os equipamentos do laboratório. Logo, a técnica de análise via imagens é uma alternativa para ensaios mecânicos deste tipo, permitindo o exame do modelo sem o contato direto de instrumentos de medição.

Basicamente, a técnica utiliza pares de imagens digitais dos ensaios, obtidas através de uma câmera fotográfica. Estas imagens são relativas à configuração deformada e indeformada do modelo ensaiado. A partir da diferença entre as imagens, pode ser feita uma correlação entre os deslocamentos medidos em pixels no computador e pontos da superfície do corpo de prova. A técnica de correlação de imagem digital consiste em um mecanismo de análise do campo de deslocamentos de pontos do material. Neste estudo, a rotina computacional em MatlabTM *Correli Q4*, desenvolvida por HILD (2002), será o analisador das imagens captadas.

Desta forma, para a utilização da DICT no contexto deste trabalho, foi necessário criar um padrão de contraste na superfície da amostra. Para tal, aplica-se um spray de tinta branco cobrindo completamente a amostra e, em seguida, spray de tinta preta cobrindo-a parcialmente, para possibilitar a utilização da técnica da correlação de imagens como instrumento de medida de deslocamentos e deformações. A Figura 3-17 demonstra o processo de criação do padrão.



Figura 3-17 – Criação do padrão de contraste para instrumentação utilizando correlação de imagens.

Uma visão geral do ensaio é ilustrada na Figura 3-18.

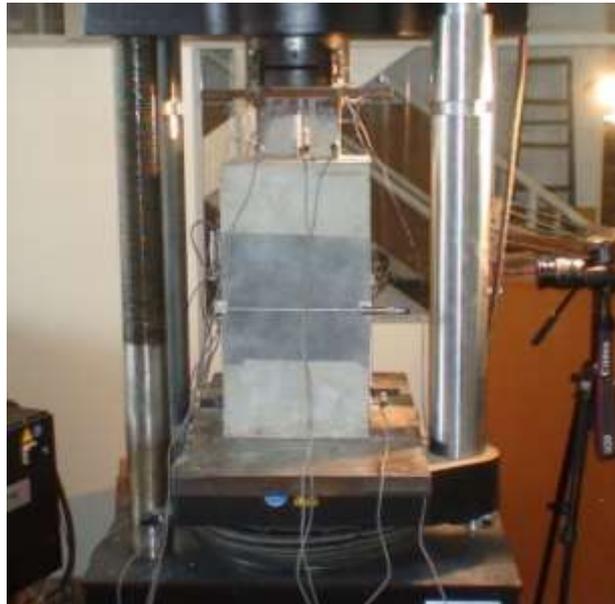


Figura 3-18 – Visão geral do ensaio de *Push-out* piloto.

✓ *Esquema de carregamento*

Tratando-se do esquema de carregamento dos protótipos pilotos de tipo *Push-out*, o mesmo foi realizado com controle de deslocamento. A velocidade de carregamento escolhida equivale à utilizada por Thomann (2005) em seus ensaios de *Push-out*. Desta maneira, o carregamento partiu de 0,004 mm/s ($\approx 0,25$ mm/min) até a carga máxima, passando para a velocidade de 0,007 mm/s ($\approx 0,4$ mm/min) até que o escorregamento vertical chegasse ao valor de 3 mm, e por fim, 0,016 mm/s ($\approx 1,0$ mm/min) até que o escorregamento vertical médio fosse de 10 mm ou que o protótipo não mais apresentasse capacidade resistente significativa, onde foi interrompido o ensaio. A Figura 3-19 sintetiza o exposto.

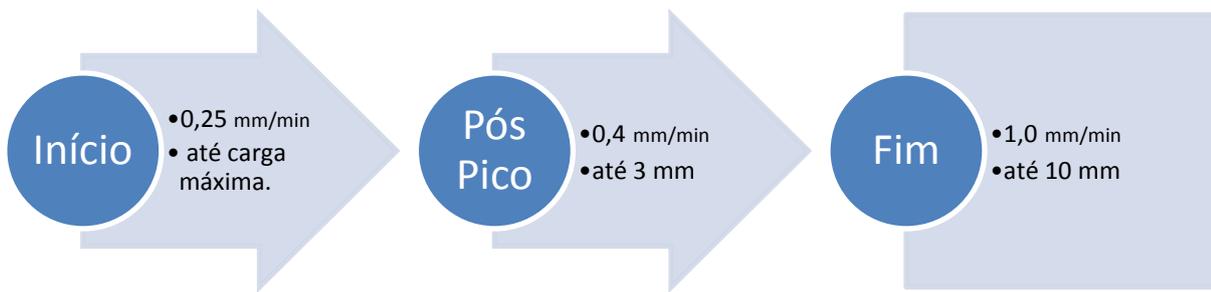


Figura 3-19 – Velocidade de carregamento – fluxograma.

Por fim, a Tabela 3-4 apresenta resumidamente as características de cada protótipo ensaiado.

Tabela 3-4 – Características dos protótipos pilotos ensaiados

Protótipo	Conector	Concreto	Argamassa	Aço	Instrumentação
01	L	(3ª betonada)	(1ª betonada)	ASTM-A36	1
02	L	(3ª betonada)	(1ª betonada)		2
03	R	(1ª betonada)	(1ª betonada)		1
04	R	(1ª betonada)	(1ª betonada)		2
05	RP	(2ª betonada)	(2ª betonada)		1
06	RP	(2ª betonada)	(2ª betonada)		2

3.3.3 Resultados – ensaios de caracterização

Para a caracterização dos materiais, cabe apenas acrescentar o ensaio de tração por compressão diametral, tanto do concreto quanto da argamassa (Figura 3-20), às considerações quanto ao esquema de ensaio e normas anteriormente descritas no item 3.2.

É importante ressaltar também que, diferentemente dos traços de teste para o concreto, onde o tamanho do CP foi de 150 mm de diâmetro por 300 mm de altura, os CPs moldados nesta etapa foram de 100 mm de diâmetro por 200 mm de altura. Neste caso, a resistência à compressão calculada deve ser multiplicada por um fator de redução de 0,95 para equivaler à resistência do CP de 150 mm de diâmetro por 300 mm de altura (segundo especificações do *Concrete Manual* (1975)⁴ apud Mehta e Monteiro (1994)

⁴ “Concrete Manual”, US Bureau of Reclamation, 1975, p. 574-75.

No que concerne ao cálculo da resistência à tração por compressão diametral ($f_{t,d}$), este é realizado de forma indireta, conforme a norma brasileira ABNT – NBR 7222: 2011, calculada segundo a equação (3-1).

$$f_{t,d} = 0.85 \cdot (2F/\pi dh) \quad (3-1)$$



(a)



(b)

Figura 3-20 – (a) Ensaio de tração por compressão diametral; (b) CP após ensaio.

Na Tabela 3-5 e Tabela 3-6 apresentam-se os resultados referentes aos ensaios de resistência à compressão axial, realizados conforme ABNT – NBR 5739:2007, e de resistência à tração por compressão diametral do concreto e da argamassa de alto desempenho. Os resultados são apresentados em termos de média, desvio-padrão (D.P) e coeficiente de variação (C.V).

Tabela 3-5 – Valores médios da resistência à compressão, à tração e módulo de elasticidade da AAD

Betonada	f_c (MPa)			E_c (GPa)			$f_{t,d}$ (MPa)			Idade (dias)
	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	
1 ^a	75,99	1,51	1,99%	24,88	0,19	0,77%	3,06	0,66	21,72%	18
2 ^a	87,17	2,80	3,22%	28,01	1,10	3,92%	2,96	0,09	2,95%	16

Tabela 3-6 – Valores médios da resistência à compressão, à tração e módulo de elasticidade do concreto

Betonada	f_c (MPa)			E_c (GPa)			f_t (MPa)			Idade (dias)
	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	
1 ^a	45,16	10,82	23,97%	42,95	8,55	19,91%	2,96	0,60	20,32%	41
2 ^a	47,13	4,46	9,47%	35,32	1,17	3,31%	2,99	1,14	38,07%	41
3 ^a	54,40	7,12	13,09%	45,99	1,24	2,70%	3,80	0,40	10,63%	38

Avaliando os resultados apresentados nas tabelas acima, verifica-se que para o concreto a resistência média ficou dentro da faixa pretendida, 50 a 60 MPa, ou pelo menos próximo da referida faixa. Todavia, merece ser destacada a variabilidade nos resultados das resistências, que possivelmente deve estar associada às condições desfavoráveis de acondicionamento dos agregados. Maior cuidado com relação à escolha dos agregados foi tomado na etapa de ensaios definitivos.

Acerca dos resultados apresentados pela AAD, estes foram considerados satisfatórios. Os valores médios das resistências à compressão ficaram bem próximos do pretendido, 80 MPa, e não apresentaram grande variabilidade.

3.3.4 Resultados - Ensaio de Push-out

✓ Superfícies de ruptura

Antes da apresentação dos resultados é importante perceber as superfícies de ruptura possíveis para o ensaio em questão. Essas superfícies dão origem aos modos de ruptura do protótipo. Como pode ser visto na Figura 3-21- (a) existem três interfaces envolvidas na ligação, concreto-AAD, conector-AAD e flange⁵-AAD. O mecanismo de ruptura dessas interfaces se dá basicamente pelo escorregamento relativo (ver Figura 2-12). O escorregamento gera tensões normais à superfície do conector que implicam em outros dois modos de ruptura, a do bloco de concreto (Figura 3-21- (b)) e a da AAD. É função ainda do escorregamento a separação transversal das interfaces, a esse fenômeno dá-se o nome descolamento (*uplift*), e do efeito combinado do escorregamento com descolamento resulta a deformada do protótipo. Em resumo, todos os modos de ruptura são desencadeados pelo escorregamento, mesmo que este seja bem pequeno.

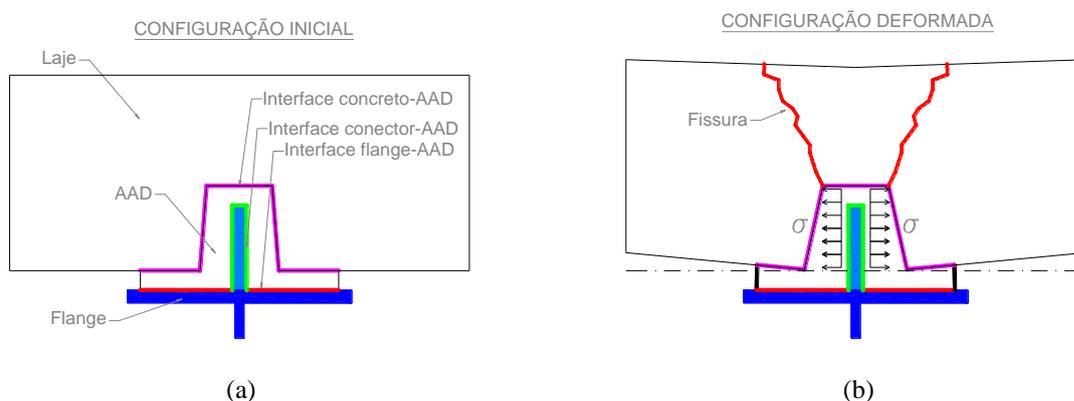


Figura 3-21 – (a) Superfícies de ruptura; (b) Configuração deformada da seção transversal.

⁵ No contexto dos ensaios do tipo *Push-out* a flange refere-se à placa de reação (ver Figura 3-2)

Na Figura 3-21 são apresentados os modos de rupturas descritos anteriormente no contexto dos ensaios pilotos realizados. Nos protótipos P03, P04, P05 e P06 a ruptura do bloco de concreto foi determinante para a resistência do modelo. A característica frágil da ruptura do concreto dificultou a determinação da sequência de ruptura das interfaces. Já para os protótipos P01 e P02, por apresentaram um escorregamento maior e mais “dúctil”, foi possível perceber a sequência de ocorrência dos modos de ruptura, demonstrada na Figura 3-22.



Figura 3-22 – Superfícies de ruptura. (a) Interface conector-AAD; (b) Interface flange-AAD e interface concreto-AAD; (c) Ruptura do concreto – direção da fissura; (d) Ruptura do concreto.

✓ *Resistência última*

A Tabela 3-7 apresenta os principais resultados dos ensaios de ruptura. A legenda utilizada na coluna “Superfície de Ruptura” corresponde a: (1) Ruptura da interface conector-

AAD; (2) Ruptura da interface concreto-AAD; (3) Ruptura do bloco de concreto; (4) Ruptura da AAD. A ordem de apresentação das legendas equivale à ordem de ocorrência.

Tabela 3-7 – Força máxima e superfície de ruptura dos modelos.

Protótipo	Conector	Força Máxima [kN]	Escorregamento referente à $F_{máx}$ [mm]	δ_u [mm]	δ_k [mm]	Superfície de Ruptura
01	L	356,55	0,31	0,41	0,37	(1) (2) (4)
02	L	680,14	0,70	1,32	1,18	(1) (2) (4)
03*	R	790,33	0,33	0,57	0,51	(3)
04*	R	566,96	0,07	0,16	0,14	(3)
05*	RP	637,01	0,62	0,77	0,69	(3)
06*	RP	911,20	0,65	1,28	1,11	(3)

* A ruptura do bloco de concreto não permitiu definir com clareza as superfícies de ruptura.

Como esperado, os conectores do tipo RP apresentaram o maior valor médio para a força última. A Figura 3-23 apresenta o gráfico força *versus* escorregamento, medidos na parte superior do protótipo por meio dos transdutores Y-1 e Y-2 para todos os protótipos. Este gráfico poderia fornecer um critério de ruptura para a ligação. Contudo, seria necessário saber o valor do coeficiente de atrito equivalente e a tensão normal atuante na ligação, o que no contexto desta investigação não foi possível.

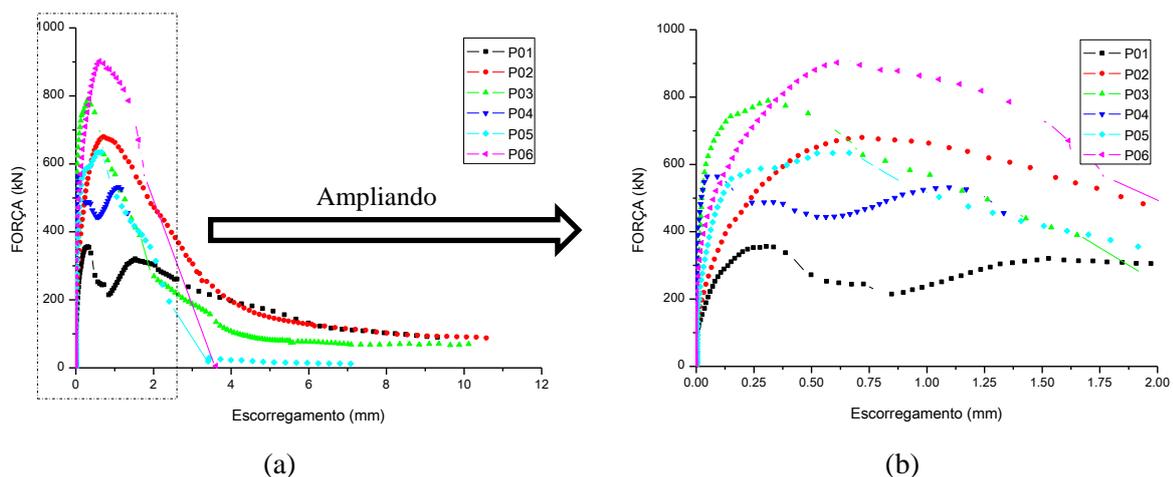


Figura 3-23 – Força x escorregamento – *Push-out* pilotos: (a) Todo o ensaio; (b) Até a carga máxima.

Aplicando-se o “zoom” na área de interesse do gráfico (Figura 3-23 – (b)), ou seja, até ser atingida a carga máxima, pode-se perceber que, coincidentemente, para os três tipos de conectores ensaiados, um dos protótipos apresentou comportamento assimétrico.

Ocorre que os protótipos P01, P04 e P05, em determinado momento do ensaio, foram acometidos por uma perda brusca de capacidade de carga, e em seguida, uma retomada da mesma. Essa perda brusca da capacidade de carga pode estar associada à ruptura de apenas um dos lados do protótipo, o que certamente comprometeu a resistência do modelo, praticamente reduzindo-a pela metade, quando comparados aos protótipos onde o comportamento assimétrico não ocorreu, P02, P03 e P06.

Fatores como, por exemplo, mau posicionamento do elemento metálico (conector + placa de reação) no momento do grauteamento, alguma excentricidade no ponto de aplicação da força, presença de vazios na região do graute e variabilidade dos materiais (concreto e argamassa), podem ter sido os responsáveis pelo comportamento assimétrico dos protótipos P01, P04 e P05.

Entretanto, acredita-se que dentre os fatores mencionados para justificar o comportamento assimétrico dos referidos protótipos, o mau posicionamento do elemento metálico é que gerou o problema. A excentricidade gerada com o mau posicionamento do elemento metálico implicou na introdução de momentos, o que no contexto do ensaio penalizou as tensões confinantes na região do conector e, por consequência, a resistência do protótipo.

✓ *Comparação com o trabalho de Thomann (2005)*

Ao final dos ensaios pilotos, a fim de estabelecer um patamar de referência, foi realizado a comparação dos resultados obtidos pelo conector do tipo RP (protótipos P05 e P06) com os protótipos de *Push-out* ensaiados por Thomann (2005).

Desta forma foi possível perceber que o conector RP foi capaz de atingir valores próximos do limite inferior de resistência obtido pelos protótipos de Thomann (2005). A comparação foi realizada para os protótipos da série PRH-33, os quais mais se assemelham aos desta investigação, pois apresentam mesma geometria e resistência semelhante dos materiais envolvidos na ligação. A Figura 3-24 apresenta as curvas experimentais força *versus* escorregamento (s) para os protótipos da série PRH-33.

A menor resistência obtida pelos protótipos da presente investigação deve estar associada: à ausência de armadura no bloco de concreto; e à menor rugosidade da superfície do concreto. No tocante à armadura, ainda que não existissem indicações de sua utilização no trabalho de Thomann (2005), ao associar a ruptura dos protótipos desta investigação e a ruptura dos protótipos de Thomann (2005), é possível agora inferir que havia armadura nos protótipos de *Push-out* do referido autor.

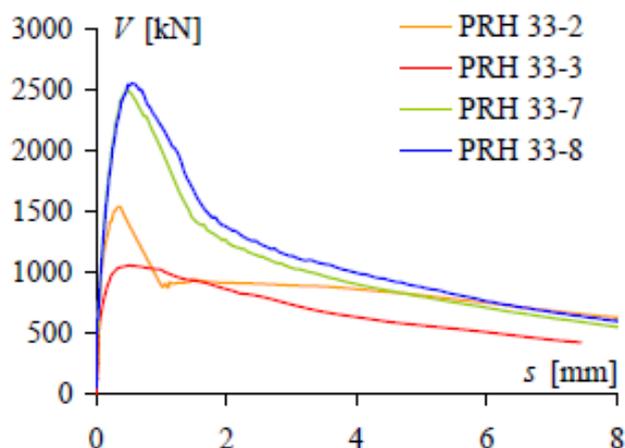


Figura 3-24 – Resistências obtidas por Thomann (2005) para protótipos de geometria similar.

Ainda com relação à Figura 3-24 percebe-se que as curvas apresentadas têm comportamento similar àquelas apresentadas na Figura 3-23 para os protótipos que tiveram comportamento simétrico. Isto denota similaridade de comportamento entre esta investigação e o trabalho de Thomann (2005).

✓ *Ductilidade*

A Tabela 3-7 ainda fornece informações acerca da ductilidade dos protótipos ensaiados. De acordo com o critério utilizado pelo Eurocode 4 (2004), nenhum dos conectores testados pode ser considerado como dúctil, uma vez que não atingiram 6 mm de escorregamento característico δ_k . O comportamento apresentado era previsto por tratar-se de uma ligação que utiliza a aderência como mecanismo de transferência de esforço. Comportamento semelhante foi obtido por Thomann (2005) em seus ensaios de *Push-out*.

Todavia, se fizermos a comparação entre os protótipos ensaiados, percebe-se que o conector do tipo RP (protótipos P05 e P06) apresentou valores de escorregamento característico maiores até que o conector do tipo L (protótipos P01 e P02), associado a um substancial acréscimo de resistência (da ordem de 49,27 % em média).

✓ *Comportamento uplift x slip*

A Figura 3-25 apresenta as curvas médias correspondentes ao comportamento *uplift x slip* para os protótipos P02, P03 e P06. Elas descrevem simplificada a deformada do modelo (*lei cinemática*), além de permitir mensurar, de forma simplificada, a “dilatância” dos protótipos P02, P03 e P06.

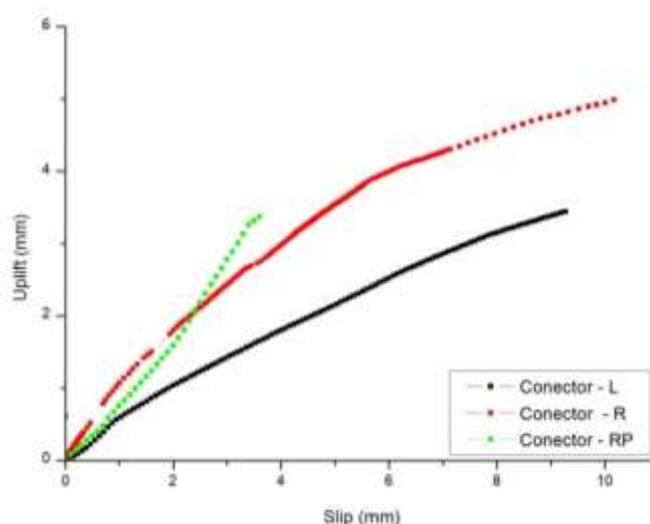


Figura 3-25 – *Uplift x slip* – curvas médias

Antes de adentrar na análise do referido resultado, faz-se necessário esclarecer o conceito de dilatância. Ressalta-se que o resultado *Uplift* aqui apresentado faz referência à separação transversal no topo do protótipo entre o bloco e a placa de reação e não apenas de uma interface específica.

A dilatância corresponde ao fenômeno de aumento de volume durante o cisalhamento. Seu efeito na resistência pode ser verificado na Figura 3-26, que faz analogia entre duas superfícies irregulares com forma de dentes de serra. Nota-se que para o bloco entrar em movimento, ele deve vencer, além da resistência ao atrito limite do material, a inclinação da rampa, ou seja, a parcela devido à dilatância. Essa analogia foi idealizada por Rowe (1962) e é conhecida como analogia “dente de serra”.

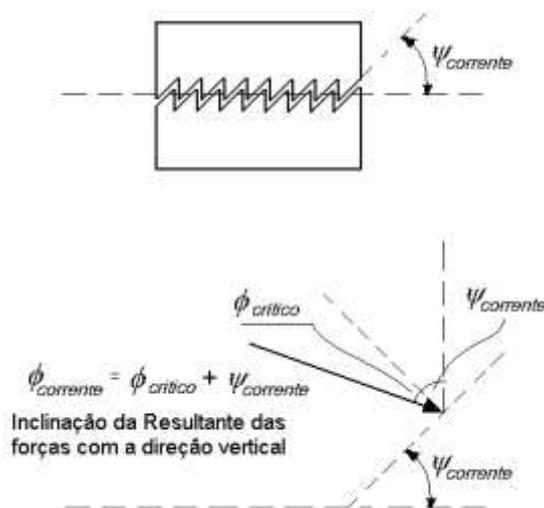


Figura 3-26 – Modelo de ruptura Rowe (1962)

A inclinação do dente ψ é a responsável pela variação de volume durante o processo de cisalhamento. Em um sistema onde $\psi = 0$, a resistência seria dada pelo ângulo de atrito básico, que corresponde ao ângulo de atrito para cisalhamento com volume constante. Esse ângulo é chamado de ângulo de atrito crítico. Havendo $\psi \neq 0$, durante o cisalhamento, haverá também um deslocamento na direção vertical, o qual será chamado de dilatância.

O fenômeno da dilatância ocorre principalmente nas areias, onde a resistência ao cisalhamento é influenciada pelo escorregamento e pelo rolamento entre os grãos. A ocorrência de escorregamento e de rolamento é influenciada pela rugosidade superficial e pela forma das partículas.

A partir da regressão polinomial das curvas apresentadas na Figura 3-25, obtém-se as equações (3-2), (3-3) e (3-4), que descrevem os comportamentos descolamento (*uplift*) versus escorregamento (*slip*) para os conectores do tipo L, R e RP, respectivamente.

$$Uplift = -0,0138 * Slip^2 + 0,4955 * Slip + 0,0559 \quad (3-2)$$

$$Uplift = -0,15834 * Slip^2 + 1,456 * Slip - 0,29136 \quad (3-3)$$

$$Uplift = 0,08642 * Slip^2 + 0,6641 * Slip - 0,02838 \quad (3-4)$$

Como se pode observar, tanto pela análise da Figura 3-25, quanto pelas equações (3-2), (3-3) e (3-4), há uma tendência aproximadamente linear de descolamento à medida que o escorregamento aumenta, entretanto, seu valor é muito pequeno antes da ruptura.

3.4 Conclusões

O programa experimental piloto deste trabalho permitiu esclarecer vários pontos da pesquisa na altura de sua realização. Os pontos que merecem destaque são:

- i. Os ensaios de caracterização permitiram definir o traço para o concreto, bem como escolher e definir o traço do material de grauteamento, de maneira a atender características de resistência e fluidez esperada para os referidos materiais;
- ii. Permitiu identificar os problemas que podem ocorrer na confecção dos protótipos e na realização dos ensaios pilotos do tipo *Push-out*, e encontrar formas de solucioná-los.
- iii. Identificar, mesmo que em nível preliminar, os mecanismos de ruptura e caracterizar o tipo de ligação como rígida, considerando os resultados apresentados pelo comportamento força x *slip* e *uplift* x *slip*. Nesse contexto, o conector RP apresentou a

maior capacidade de carga associado ao comportamento um pouco menos rígido do que o conector do tipo R.

- iv. Identificar a necessidade de armadura nos blocos de concreto, haja vista que a sua ausência influenciou de maneira significativa no modo de ruptura e na resistência da ligação. Cabe ressaltar que a opção de não utilizar armadura se deu em virtude da ausência de informações na bibliografia tomada como base para este trabalho (THOMANN, 2005), sobre a presença de armadura nos blocos de concreto, uma vez que a geometria utilizada não era a convencional pelo Eurocode 4 (2004).
- v. Avaliar a técnica de correlação de imagens no contexto do trabalho, com a qual não se obtiveram resultados satisfatórios, já que a geometria do protótipo impossibilitou imagens das interfaces envolvidas no mesmo plano. Cabe ainda comentar que o software utilizado, *Correlli Q4*, apresentou-se demasiadamente lento no tratamento das imagens. Por este motivo e por ter obtido apenas resultados de uma das interfaces envolvidas, optou-se por descartar estes resultados. Em relação à instrumentação 2, a taxa de aquisição das imagens pela câmera também não permitiu avaliar o desenvolvimento das tensões na laje, já que a ruptura da mesma foi brusca.

Neste sentido, entende-se que o programa experimental piloto foi de fundamental importância no contexto da investigação experimental deste estudo, na medida em que possibilitou esclarecer dúvidas acerca do ensaio e mitigar possíveis falhas, permitindo um melhor delineamento do restante do programa experimental. Também é importante ressaltar que a comparação realizada na etapa de ensaios pilotos foi em termos qualitativos, uma vez que os protótipos foram confeccionados com materiais de resistências diferentes, pelos motivos anteriormente descritos no item 3.3.

4 PROGRAMA EXPERIMENTAL

O programa experimental do presente estudo tem como propósito fornecer os parâmetros necessários à concretização dos objetivos definidos no item 1.3. Para tanto o programa experimental foi dividido em duas etapas:

I. Caracterização da interface

Nesta etapa foram realizados os ensaios dos protótipos do tipo *Push-out*, analogamente à etapa do programa experimental piloto, no que se refere a fôrmas e interfaces avaliadas. A diferença entre os ensaios de *Push-out* desenvolvidos na etapa piloto e os apresentados neste momento, está na utilização de blocos de concreto armado (ver Figura 4-9) e na padronização das resistências do concreto e da AAD. Os resultados desta etapa fomentaram o estudo numérico no tocante ao comportamento do referido protótipo.

II. Ensaio de Viga Mista

Ao final do programa experimental, foram confeccionados quatro protótipos de *Viga Mista*, utilizando os conectores do tipo R e RP e laje pré-fabricada. Em complemento, dois protótipos de *Viga Mista* empregando conectores lineares do tipo RP foram confeccionados com concreto moldado *in-loco*. O mesmo arranjo das armaduras empregado nas lajes pré-fabricadas foi utilizado nas lajes moldadas *in-loco*, ou seja, não houve transpasse de armadura através do conector. Nesta etapa foram realizados ensaios dinâmicos de caráter não destrutivo paralelamente aos ensaios de *Viga Mista*, a fim de se obter o comportamento vibracional do protótipo na situação íntegra e pós-carga máxima.

4.1 Descrição dos protótipos

4.1.1 *Push-out*

Para realização dos ensaios de *Push-out* definitivos, foram confeccionados seis protótipos, diferentes dos pilotos apenas em relação à presença de armadura no bloco. Os dados relacionados com a geometria dos protótipos analisados, bem como, os tratamentos dados às interfaces podem ser obtidos no item 3.1

Assim, como no programa piloto, apenas ensaios monotônicos utilizando controle de deslocamento foram realizados com o intuito de avaliar a resistência última da ligação e o comportamento descolamento *versus* escorregamento.

4.1.2 Viga Mista

Foram confeccionados três pares de protótipos totalizando seis espécimes de *Viga Mista*. Cada par de protótipos refere-se a uma seção transversal específica. Com relação à geometria da seção transversal dos protótipos de *Viga Mista*, a Figura 4-1 apresenta a diferenciação de acordo com o tipo de concreto empregado. A seção descrita na Figura 4-1 – (a) refere-se aos pares de protótipos que utilizaram laje pré-fabricada, um com conector do tipo R e o outro com o conector do tipo RP. Já na Figura 4-1 – (b) é apresentado o par de protótipos que utilizou laje moldada *in-loco*, associada com o conector RP.

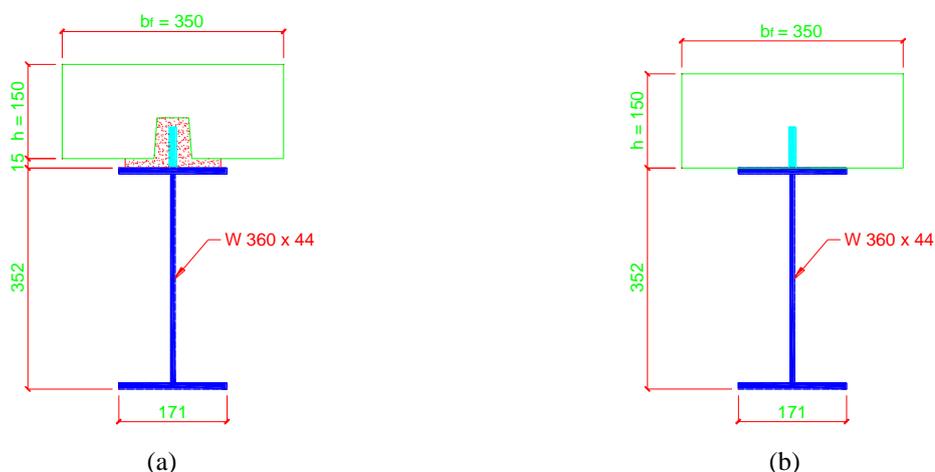


Figura 4-1 – Seção Transversal (medidas em mm): (a) – Laje pré-moldada; (b) Laje moldada *in-loco*.

Um resumo das características mecânicas e geométricas da seção transversal dos protótipos é descrita na Tabela 4-1.

Tabela 4-1 – Resumo das características mecânicas e geométricas dos modelos de *Viga Mista*.

Referência	Conector	Laje		Perfil ASTM–A572 grau 50	L (cm)	L _{ef} (cm)
		Tipo	h (cm)			
VM-01	RP	Moldada	150	350	350	330
VM-02	RP	<i>in-loco</i>				
VM-03	R	Pré-	150	350	350	330
VM-04	R	Moldada				
VM-05	RP	Moldada	150	350	350	330
VM-06	RP	Moldada				

Como mencionado, o perfil de aço ASTM-A572 grau 50 adotado é o W360 x 44. A escolha do referido perfil metálico se deu no intuito de garantir a ruptura da ligação viga-laje e maximizar os esforços cisalhantes na ligação. Cabe ressaltar que, a disponibilidade do perfil nas empresas fornecedoras de São Carlos e região também foi fator determinante para sua

escolha. As características mecânicas e geométricas desse perfil são descritas na Tabela 4-2 e Figura 4-2.

Tabela 4-2 – Propriedades mecânicas da seção transversal do perfil W360x44.

Peso (kg/m)	Área (cm ²)	d (mm)	b _f (mm)	t _w (mm)	t _f (mm)	I _x (cm ⁴)	W _x (cm ³)	r _x (cm)	Z _x (cm ³)
44	57,7	352	171	6,9	9,8	12258	696,5	14,58	784,3

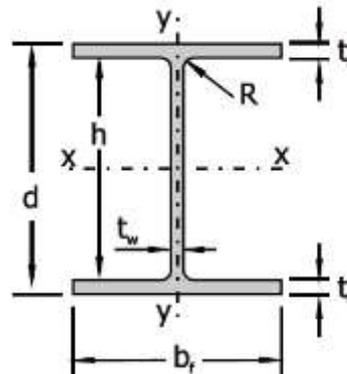


Figura 4-2 – Seção transversal da viga metálica - nomenclatura.

Em relação à especificação do conector utilizado nos protótipos de *Viga Mista*, as características geométricas dos conectores de cisalhamento do tipo RP, utilizados nos ensaios de *Push-out*, foram preservadas, exceto no que se refere à espessura da chapa. O uso de uma chapa mais espessa nos ensaios de *Push-out* visou garantir a reutilização dos conectores + placa de reação (Figura 3-3) nos ensaios definitivos. Desta forma, as características dos conectores para os protótipos de *Viga Mista* são descritos abaixo:

- Conector contínuo em aço ASTM – A36 com 3/8" de espessura e 63,5 mm (2 1/2") de altura.
- Ranhuras a 45° com 2 mm de profundidade e 10 mm de largura;
- Nos protótipos do tipo RP, os furos possuem 25 mm de diâmetro e estão espaçados de 79,14 mm (coincide com o baricentro dos losangos formados pelas ranhuras) (Figura 4-3)

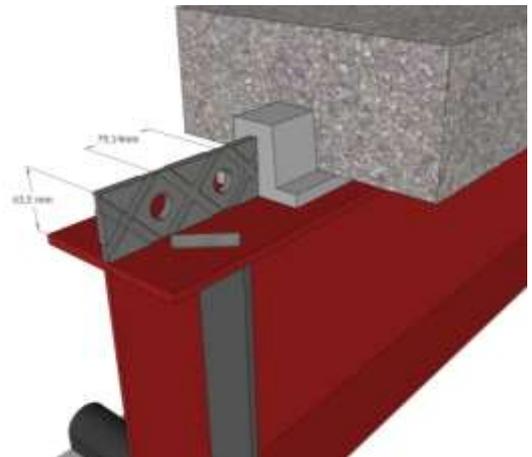


Figura 4-3 – Detalhe do protótipo de Viga Mista.

Sobre a mesa superior da viga foram soldadas barras de 12.5 mm de aço CA-50, de maneira análoga aos protótipos do tipo *Push-out*.

Ressalta-se que os protótipos foram desenvolvidos com o propósito de explorar ao máximo as aplicações do conector do tipo RP, desde sua aplicação em pré-fabricados de concreto a concreto moldado *in-loco*.

4.2 Caracterização dos materiais

A finalidade destes ensaios foi determinar as propriedades dos materiais envolvidos na ligação no contexto dos protótipos de *Push out* definitivos e *Viga Mista*. Os ensaios realizados foram:

- i. Determinação do módulo de elasticidade estático e resistência à compressão do concreto;
- ii. Determinação do módulo de elasticidade estático e resistência à compressão da AAD;
- iii. Determinação da resistência à tração por compressão diametral do concreto;
- iv. Determinação da resistência à tração por compressão diametral da AAD;
- v. Determinação da resistência à tração direta do aço das vigas metálicas e conectores;
- vi. Determinação da energia de fratura do concreto (flexão em três pontos).

4.2.1 *Push-out*

Nesta etapa são apresentados os resultados da caracterização dos materiais envolvidos nos ensaios do tipo *Push-out* definitivos. Na Tabela 4-3 apresenta-se a resistência à compressão, a resistência à tração por compressão diametral e o módulo de elasticidade (estático) à compressão, tanto do concreto quanto da AAD. De maneira análoga a etapa de ensaios pilotos, não foi realizada a caracterização do aço para os protótipos do tipo *Push out* agora apresentados.

Tabela 4-3 – Resistência à compressão, à tração compressão diametral e módulo de elasticidade do concreto – *Push-out*.

Material	f_c (MPa)			E_c (GPa)			$f_{t,d}$ (MPa)			Idade (dias)
	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	
Concreto	38,76	2,43	6,28%	34,02	3,39	9,96%	3,16	0,54	17,23%	27
AAD	76,37	6,66	8,72%	28,81	0,54	1,88%	2,57	0,74	28,67%	14

4.2.2 *Viga Mista*

Os ensaios de caracterização desenvolvidos nesta seção correspondem aos mencionados no item 4.2, acrescidos dos ensaios de fratura do concreto e da caracterização do aço em chapa, ou seja, viga metálica e conector. Na Tabela 4-4 apresentam-se os valores médios das propriedades mecânicas do concreto utilizado nas lajes dos protótipos de *Viga Mista*.

Tabela 4-4 – Resistência à compressão, à tração compressão diametral e módulo de elasticidade do concreto – *VIGA MISTA*.

Material	f_c (MPa)			E_c (GPa)			$f_{t,d}$ (MPa)			Idade (dias)
	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	
Concreto	37,58	4,37	11,65%	35,29	0,87	2,47%	3,19	0,74	23,33%	58
AAD	94,00	2,68	2,85%	29,53	1,19	4,03%	2,89	0,78	27,12%	35

Para a realização dos ensaios de caracterização do aço, a geometria do corpo de prova é descrita na Figura 4-4.

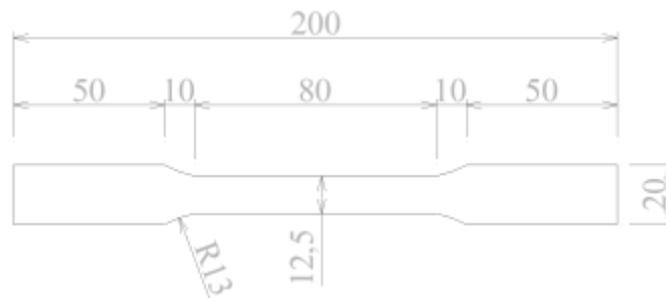


Figura 4-4 – Dimensões dos corpos de prova conforme ASTM A370-97A (dimensões em mm).

Os valores médios da tensão máxima à tração e tensão de escoamento das vigas e barras chatas, utilizadas na confecção dos protótipos de *Viga Mista*, são apresentados na Tabela 4-5.

Tabela 4-5 – Resistência à tração direta do aço em chapa – *VIGA MISTA*.

	Viga A			Viga B			Barra chata (conectores)		
	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V	Média	D.P	C.V
$f_{máx}$ (MPa)	502,6	6,48	1,29%	498,5	5,13	1,03%	475,7	5,04	1,06%
f_y (MPa)	392,0	14,9	3,80%	386,5	13,41	3,47%	329,6	8,80	2,67%
Aço	ASTM A575 – grau 50			ASTM A575 – grau 50			ASTM A36		
Utilizado na	VM-01, VM-02 e VM-03			VM-04, VM-05 e VM-06			VM-01 à VM-06		

Acerca dos ensaios de flexão dos prismas de concreto por três pontos, no intuito de determinar a energia de fraturamento do concreto, estes foram realizados com controle de deslocamento, em função do equipamento disponível no LE-EESC. Os prismas foram produzidos com 500 mm de comprimento, 150 mm de largura 150 mm de altura, uma vez que formas com as dimensões recomendadas pelo RILEM 50 FMC (RILEM, 1985) não estavam disponíveis, tendo sido escolhidas em virtude da limitação do vão do equipamento utilizado para o ensaio, o qual era de 450 mm. Após o desmolde dos prismas foi realizado um entalhe ao meio do vão com 25 mm de profundidade e espessura nominal de 1,5 mm.

O controle de deslocamento foi realizado utilizando a abertura do entalhe medida por um “*clip-gage*”. Nesses ensaios, o carregamento foi aplicado com uma velocidade constante e igual a 0,001 mm/s. O ensaio foi realizado em um pórtico de reação com o carregamento aplicado por atuador com capacidade máxima de 250 kN e sensibilidade de 0,01 kN. A Figura 4-5 ilustra o ensaio.



(a)



(b)

Figura 4-5 – Ensaio de flexão por três pontos: (a) Detalhe do *Clip-gage*; (b) Visão geral do ensaio.

A energia de fratura pode ser obtida calculando-se a área abaixo da curva força *versus* deslocamento vertical ao meio do vão, apenas no trecho pós-pico. A área sob essa curva no trecho pré-pico corresponde à energia dissipada elasticamente, que não deve ser considerada no cálculo da energia no modo I de fraturamento.

Os parâmetros utilizados na Mecânica da Fratura são, normalmente, relacionados com a forma de sollicitação da trinca em um corpo sólido, indicando as possibilidades de sua propagação. Existem três modos de sollicitação de uma trinca: modo I; modo II e modo III, conforme apresentados na Figura 4-6, considerando-se uma trinca passante numa chapa de espessura t .

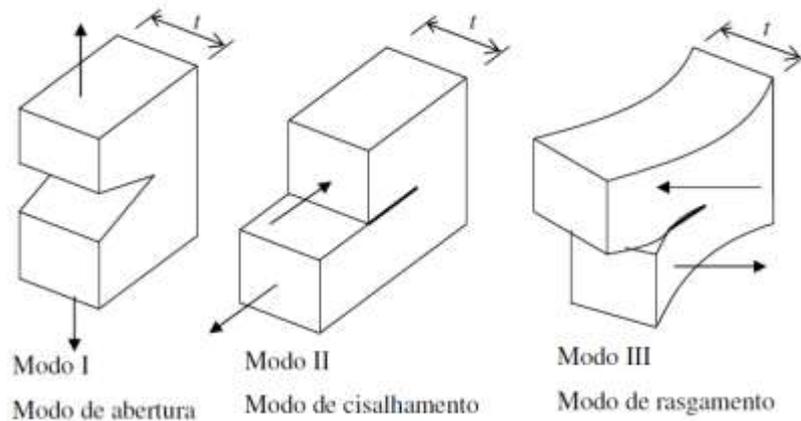


Figura 4-6 – Modos de fratura (Guetti, 2006).

Neste trabalho o deslocamento vertical ao meio do vão foi obtido a partir da equação 4-1, que relaciona o a abertura do entalhe (*CMOD - crack mouth opening displacement*), e o referido deslocamento. Essa relação é descrita por RILEM TC 162-TDF (2001).

$$CMOD = 1,18 \cdot \delta + \beta \quad (4-1)$$

onde: δ = deslocamento vertical ao meio do vão; $\beta = -0,0416 \text{ mm}$.

Desta forma, foi encontrado para o concreto uma energia de fratura média igual a $0,137 \text{ N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$ e coeficiente de variação de 19,7% (Figura 4-7).

Conforme recomendação do CEB MC 1990 (CEB, 1990), a energia de fratura calculada é igual a $0,0732 \text{ N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2$ considerando para a dimensão máxima do agregado gráudo de 19 mm. Esse valor corresponde a apenas 53,44 % do valor obtido experimentalmente.

Para o agregado gráudo utilizado neste estudo, cuja dimensão máxima era de 19 mm, as dimensões do corpo-de-prova, segundo recomendação do RILEM 50 FMC (RILEM, 1985) deveria ser 1190 mm de comprimento, 100 mm de largura e 200 mm de altura. O maior valor da energia de fraturamento pode ser explicado pela menor dimensão do entalhe em relação à recomendada pelo RILEM 50 FMC (RILEM, 1985), fato já constatado por outros pesquisadores (SHAH, SWARTZ, e OUYANG, 1995 e OLIVEIRA JUNIOR, 2012).

De qualquer forma a calibração da energia de fratura será objeto de análise no capítulo 5 do presente estudo, que trata da simulação numérica.

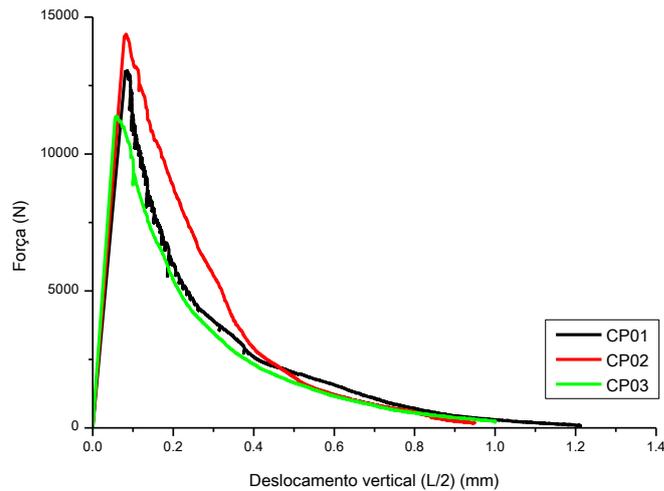


Figura 4-7 – Resultado do ensaio de flexão por três pontos: força x deslocamento vertical ao meio do vão.

4.3 Confeção dos protótipos

4.3.1 *Push-out*

A confeção dos protótipos de *Push-out* foi realizada de maneira análoga à dos ensaios pilotos, com exceção das tarefas descritas abaixo, onde se detalham as alterações introduzidas.

I. Desfôrma do grauteamento

Como delineado na etapa de ensaios de *Push-out* pilotos, foram identificadas dificuldades na desfôrma do fundo da fôrma para o grauteamento. Por este motivo foi adotado EPS de alta densidade para as fôrmas da base do modelo (Figura 4-8). Para a remoção do EPS foi utilizado solvente.

Pretende-se que o perfil metálico e o conector fiquem distanciados da base dos protótipos, pelo que é necessário colocar um elemento de moldagem que permita esta posição, mas possa ser depois removido, antes da realização do ensaio, de forma a permitir o escorregamento entre o perfil metálico e a laje de concreto.



(a)



(b)

Figura 4-8 – (a) Fôrma – base do modelo; (b) Aspecto final da fôrma.

II. Armação da laje

Diferentemente do programa experimental piloto, onde os blocos de concreto não possuíam armadura, nesta etapa optou-se por armar o bloco. A Figura 4-9 apresenta o detalhamento da armação do bloco.

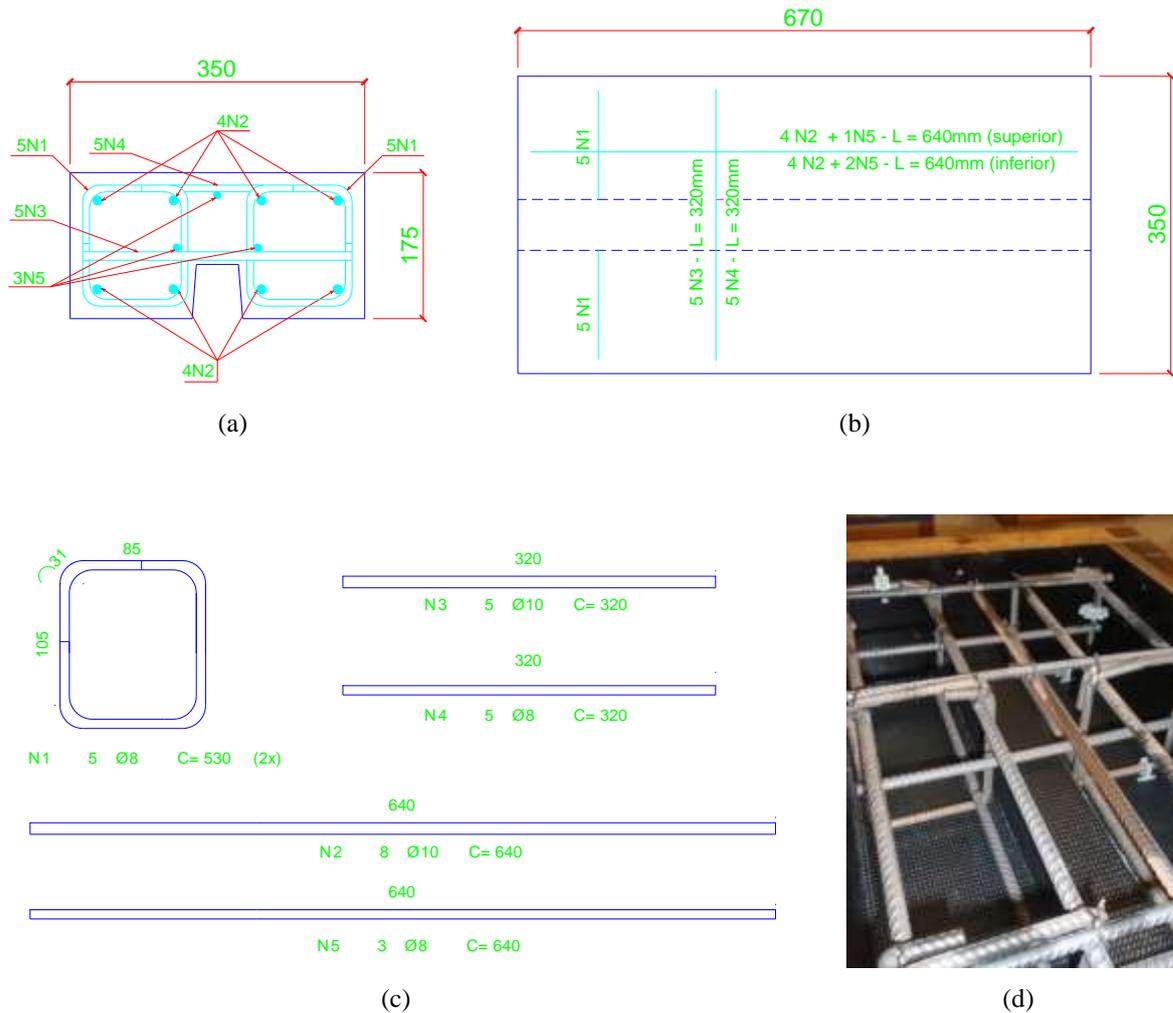


Figura 4-9 – Detalhe de armação dos blocos de concreto: (a) Corte; (b) Planta; (c) Posições – dimensões; (d) Aspecto final da armação.

4.3.2 Viga Mista

Os aspectos relacionados com a confecção dos protótipos de *Viga Mista* que merecem destaque são descritos em seguida.

I. Confecção das lajes pré-moldadas

A confecção das lajes pré-moldadas foi realizada em fôrmas de madeira (Figura 4-10), de maneira análoga a dos blocos de concreto executados para os ensaios de *Push-out*. As diferenças principais se concentraram na redução da altura da laje, agora 15 cm, e na adoção de estribo com bitola de 5.0 mm. A Figura 4-10 – (c) apresenta as dimensões da laje pré-

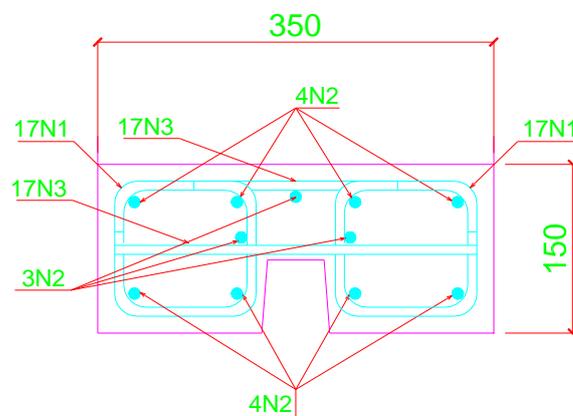
moldada e a disposição das armaduras. Ressalta-se que na fabricação da laje moldada *in-loco*, foi desenvolvida uma fôrma de madeira ajustável e foi mantido o mesmo arranjo de armadura utilizado nas lajes pré-fabricadas.



(a)



(b)



(c)

Figura 4-10 – Fôrmas *Viga mista*: (a) Laje pré-moldada; (b) Laje moldada *in-loco*; (c) Armação da laje.

II. Desfôrma e verificação rugosidade da laje pré-fabricada

Considerando a experiência anteriormente obtida nos ensaios pilotos de tipo *Push-out*, previu-se encontrar alguma dificuldade na desfôrma do sulco longitudinal da laje pré-moldada. Por esse motivo, fez-se novamente uso do EPS na composição da fôrma (Figura 4-11), de forma a evitar dificuldades na desfôrma. No tocante à conformação superficial da laje, a manta rugosa cumpriu seu papel satisfatoriamente.



Figura 4-11 – Desforma da laje pré-moldada: (a) detalhe do EPS; (b) detalhe da rugosidade

Cabe ainda reiterar que a adoção da manta teve por objetivo aumentar o atrito entre a superfície da laje e a AAD, de forma a incrementar a resistência da ligação. A escolha da manta se deu em virtude da praticidade de execução e baixo custo, além de fornecer uma superfície com rugosidade homogênea. O uso de tratamentos químico-mecânicos, como o utilizado por Thomann (2005), acarretaria em maior custo e forneceria uma superfície com rugosidade heterogênea, ainda que mais rugosa. Em resumo, o que se buscou foi utilizar materiais de fácil obtenção para a confecção da laje pré-fabricada.

III. Grauteamento

Devido a limitações do LE-EESC, o grauteamento dos modelos que possuíam lajes pré-fabricadas não foi realizado por injeção, tal como inicialmente se pretendia. A solução alternativa encontrada foi: 1) Desformar a laje pré-moldada; 2) Posicionar a nervura da laje para cima; 3) Aparafusar os tampos da fôrma de grauteamento e fixar os sarrafos de madeira (10 mm x 15 mm) com cola quente nos limites da mesa da viga, visando aplicar o espaçamento de 1,5 cm entre a superfície da laje e a mesa da viga (Figura 4-12);



Figura 4-12 – Detalhe – Tampos e sarrafos.

5) Despejar lentamente a AAD e posicionar a viga+conector, conferindo prumo e nível, de forma a evitar bolsões de ar; Colocar os travamentos necessários à movimentação e posicionamento do protótipo no local de ensaio (Figura 4-13 – (c)); 6) Após a cura do conjunto, a viga foi desvirada com auxílio da ponte rolante e empilhadeira e posicionada no pórtico de reação. A ilustração do procedimento de grauteamento é apresentada na Figura 4-13 de (a) à (d).



(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 4-13 – Etapas do grauteamento: (a) Preenchimento da nervura da laje com AAD; (b) Posicionamento da viga metálica; (c) Travamentos; (d) Posição final.

As etapas que foram realizadas no virar da *Viga Mista* são descritas na Figura 4-14. O primeiro passo é garantir a rigidez da fôrma, apertando os sargentos e posicionando as cunhas. Em seguida, utilizando a alça nº 2, tomba-se o modelo e o ascende verticalmente. Por fim, utilizando a alça nº 1, regulariza-se o posicionamento e coloca-se a viga no pórtico de reação.



(a)



(b)

Figura 4-15 – Enrijecimento da alma: (a) Antes; (b) Depois.

O enrijecimento proposto atingiu o seu objetivo, uma vez que nos demais protótipos o estado limite de FLA não foi observado.

4.4 Dispositivo de ensaio e instrumentação

4.4.1 *Push-out*

Diferentemente dos ensaios pilotos, nos ensaios de *Push-out* definitivos a utilização da máquina fotográfica foi dispensada, uma vez que, como já mencionado no item 3.4, a obtenção do campo de deslocamentos na região das interfaces foi prejudicada por não estarem no mesmo plano. Em geral, a instrumentação permaneceu a mesma, como pode ser observado na Figura 4-16.

Os transdutores Y-1 e Y-2 são responsáveis pela medição do escorregamento do conector no topo do protótipo, enquanto que os transdutores Y-9, Y-10, Y-11 e Y-12 captam o escorregamento a meia altura do protótipo. Para a medida do *uplift* (descolamento) são posicionados os transdutores X-3 a X-6 no topo do protótipo e na base são colocados os transdutores X-7 e X-8.

Em relação à caracterização dos materiais, o respectivo esquema de ensaio e as normas aplicáveis são descritos nos itens 3.2 e 4.2.

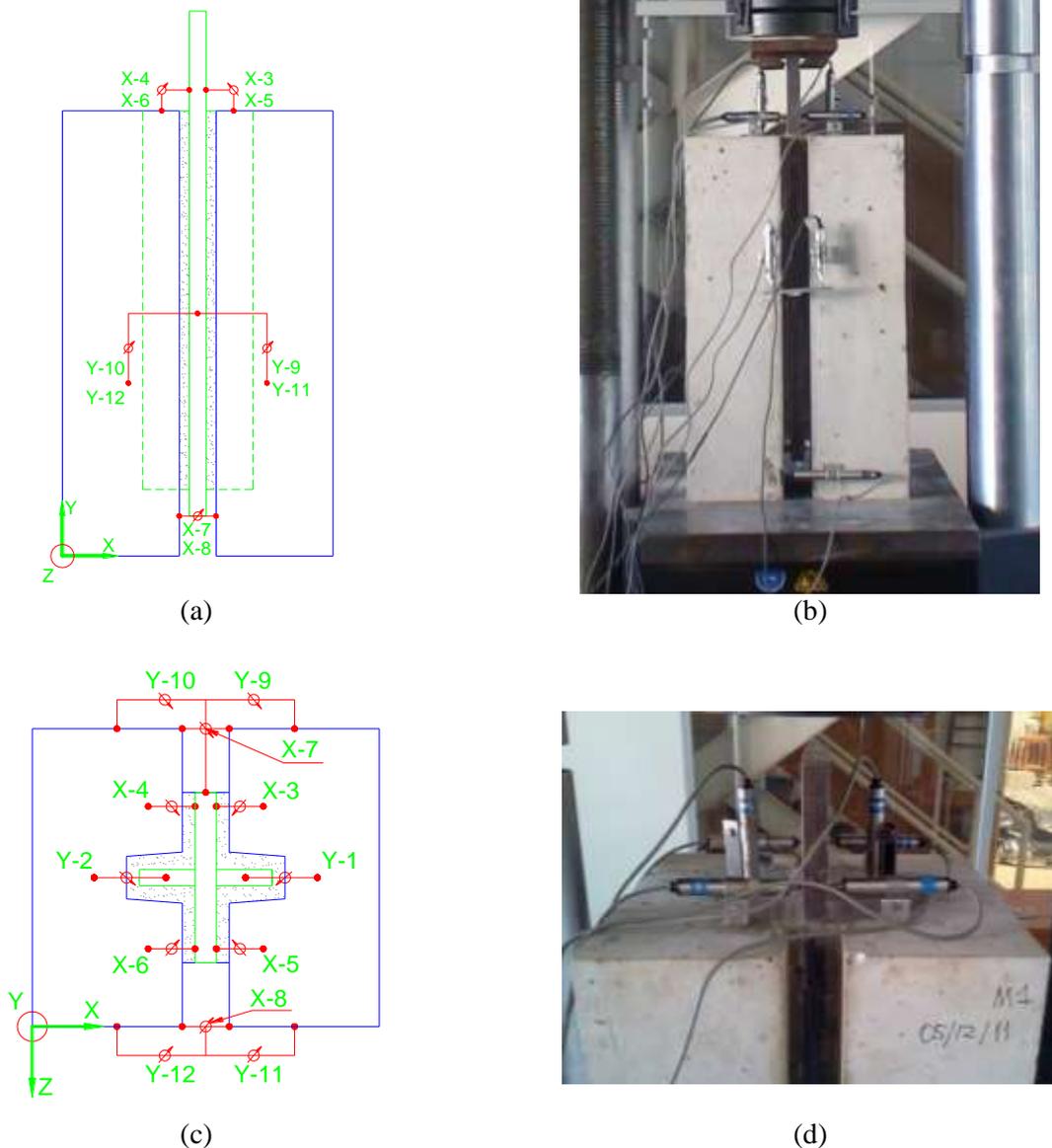


Figura 4-16 – Instrumentação: (a) Transdutores – elevação; (b) Visão geral do ensaio; (c) Transdutores – seção transversal; (d) Transdutores – detalhe.

✓ Esquema de carregamento

No ensaio dos protótipos de *Push-out*, o esquema de carregamento foi semelhante ao realizado nos ensaios piloto de *Push-out*. A velocidade de carregamento inicialmente aplicada foi de 0,004 mm/s (\approx 0,25 mm/min) até a que a carga máxima fosse atingida, passando para 0,016 mm/s (\approx 1,0 mm/min) até que o escorregamento vertical médio fosse superior a 6 mm, quando foi interrompido o ensaio. O ensaio piloto do tipo *Push-out* permitiu perceber que não havia necessidade de aplicar um trecho intermediário entre a carga máxima e 3 mm de escorregamento (ver Figura 3-19), e também que 6 mm de escorregamento era suficiente para descrever o comportamento força *versus* escorregamento do protótipo.

4.4.2 *Viga Mista*

A instrumentação desenvolvida nos ensaios de *Viga Mista* pode ser dividida em duas partes. A primeira relacionada aos ensaios dinâmicos não destrutivos e a segunda, aos ensaios estáticos. Os ensaios dinâmicos realizados no âmbito deste trabalho visaram avaliar a rigidez residual da *Viga Mista* quando submetida ao ensaio estático, que objetivou determinar a resistência máxima da ligação viga-laje proposta.

✓ *Ensaio dinâmico não-destrutivo*

Para tanto, foi introduzida uma vibração forçada, utilizando martelo de impacto, em conjunto com um acelerômetro piezoelétrico posicionado ao meio vão e ao quarto de vão da *Viga Mista*.

A aquisição no domínio do tempo e posterior tradução dos dados para o domínio da frequência foi feita com o uso do sistema de aquisição ACE da empresa Dataphysics, com o software SignalCalc[®]. A Figura 4-17 apresenta os equipamentos envolvidos na realização do ensaio com o detalhe do seu posicionamento. O resumo das configurações do sistema de aquisição e do procedimento de ensaio é apresentado na Tabela 4-6. Detalhes adicionais sobre os equipamentos podem ser encontrados no Apêndice A – Máquinas, sistemas e instrumentos.



Figura 4-17 – (a) Excitação com martelo de impacto (b) Acelerômetro fixado na flange inferior da viga.

O sistema ACE da *Dataphysics*, representado na Figura 4-18, é um sistema de aquisição de dados para acelerometria com quatro canais, sendo dois de entrada e dois de saída. O sistema é composto por uma placa condensadora de sinal, acoplada a um computador, juntamente com um acelerômetro piezoelétrico (entrada) e um excitador, que pode ser um martelo de impacto ou *shaker* (saída).



Figura 4-18 – Sistema ACE.

Uma vantagem deste sistema consiste na obtenção da Função de Resposta em Frequência (FRF) – que relaciona a entrada com a saída do sistema – a partir da FRF, possibilitando obter os parâmetros modais da estrutura. Cada pico de amplitude está associado a uma frequência natural (ou frequência ressonante) e a um modo de vibrar.

Tabela 4-6 – Resumo das configurações de sistema ACE - Ensaios dinâmicos do modelo de viga.

Sistema de aquisição:	Placa PCMCIA da <i>Dataphysics</i> Sistema ACE + Computador
Fonte de excitação:	Martelo de impacto Endveco.
Instrumentação:	Acelerômetro piezoelétrico Endveco sensibilidade 105,5 mV/g;
Condições de contorno:	Viga bi-apoada .
Pontos de aquisição:	0,5L e 0,25L, sendo L = 350cm.
Repetibilidade:	03 ensaios por ponto de aquisição, por situação avaliada.
Parâmetros do SignalCalc:	Janela “ <i>Exponential</i> ”; Fspan = 1000; lines = 1600; overlap = 50%; Average = 10.

✓ *Ensaio estático*

Na Figura 4-19 pode ser observado o esquema longitudinal de ensaio. Por meio de atuador servo-hidráulico foi aplicado o carregamento concentrado posicionado na metade do vão da *Viga Mista*. A princípio, pretendia-se aplicar o carregamento aos terços da *Viga Mista*, contudo, após teste com a VM-04, essa opção foi descartada devido à limitação do pórtico de reação, uma vez que o mesmo suporta no máximo um carregamento de 750 kN .

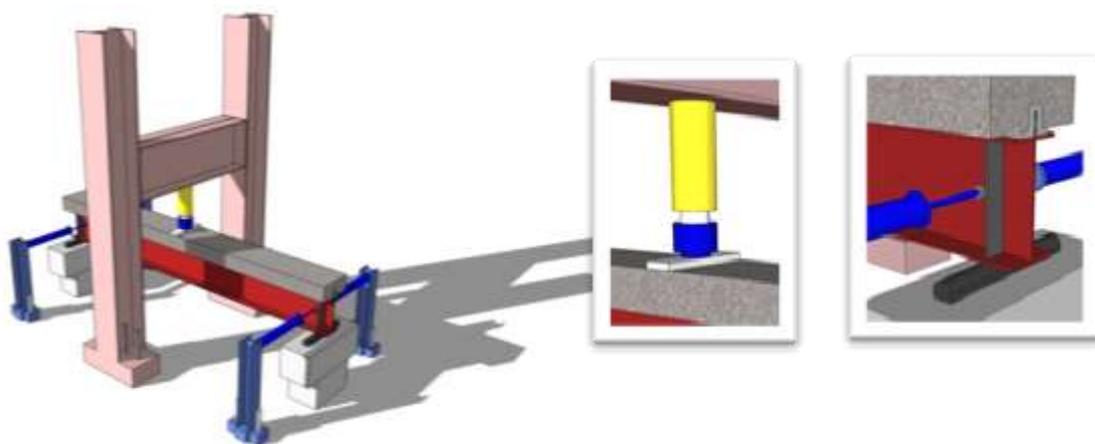


Figura 4-19 – Esquema longitudinal de ensaio – *Viga Mista*.

Cuidados adicionais relacionados à execução do ensaio podem ser percebidos ainda na Figura 4-19. O travamento lateral na posição do apoio foi realizado no intuito de evitar eventual instabilidade lateral do protótipo, já o posicionamento de uma placa metálica de grande espessura se deu em virtude da necessidade de uma melhor distribuição da carga concentrada sobre a laje.

No que se refere à instrumentação utilizada no ensaio estático, a mesma foi composta por onze transdutores de deslocamento resistivos (ver especificação no Apêndice A – Máquinas, sistemas e instrumentos), uma célula de carga e extensômetros posicionados nos terços das vigas. A Figura 4-20 apresenta a configuração dos transdutores.

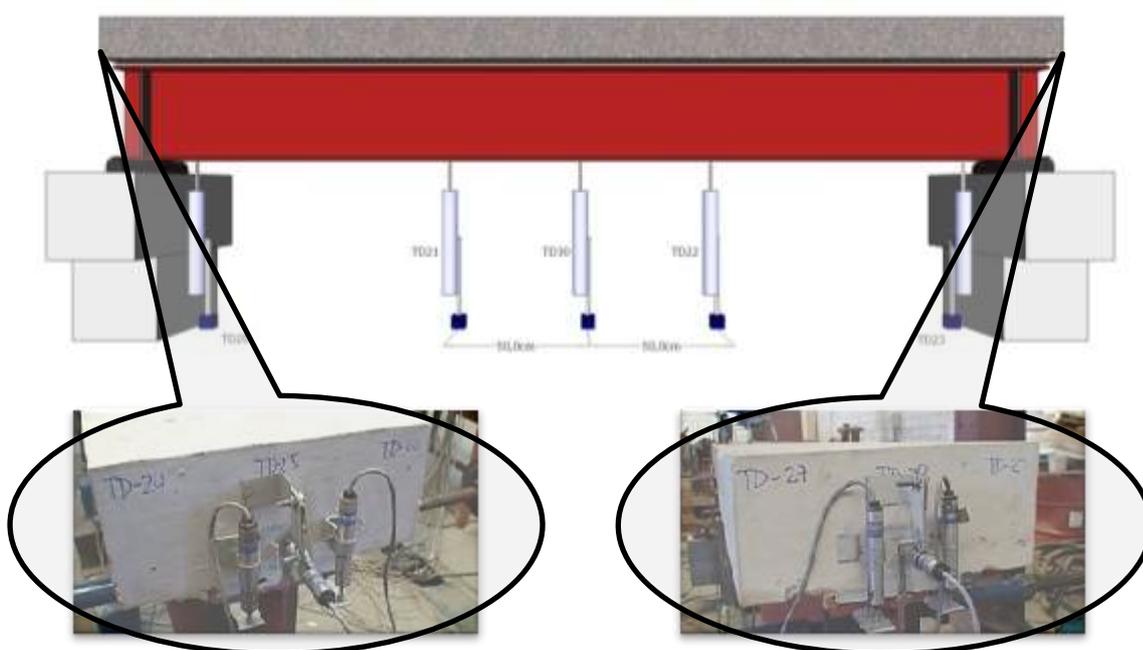


Figura 4-20 – Posicionamento dos transdutores – *Viga Mista*.

Os transdutores 20 e 23 realizavam o controle de deslocamento vertical da *Viga Mista* próximo dos apoios, enquanto que os transdutores 21 e 22 captavam os deslocamentos verticais aos terços do vão, e o transdutor 30, o deslocamento vertical ao meio do vão. Os transdutores 25 e 28 ficaram encarregados de captar o escorregamento entre a laje e o conector, os demais, 24, 26, 27 e 29 captaram o descolamento da laje.

No que concerne à extensometria presente nos protótipos, a Figura 4-21 apresenta resumidamente posicionamento e quantidades. Com relação aos extensômetros das armaduras, estes foram posicionados de acordo com a Figura 4-21, sendo todos uniaxiais e colados paralelamente à maior dimensão da barra.

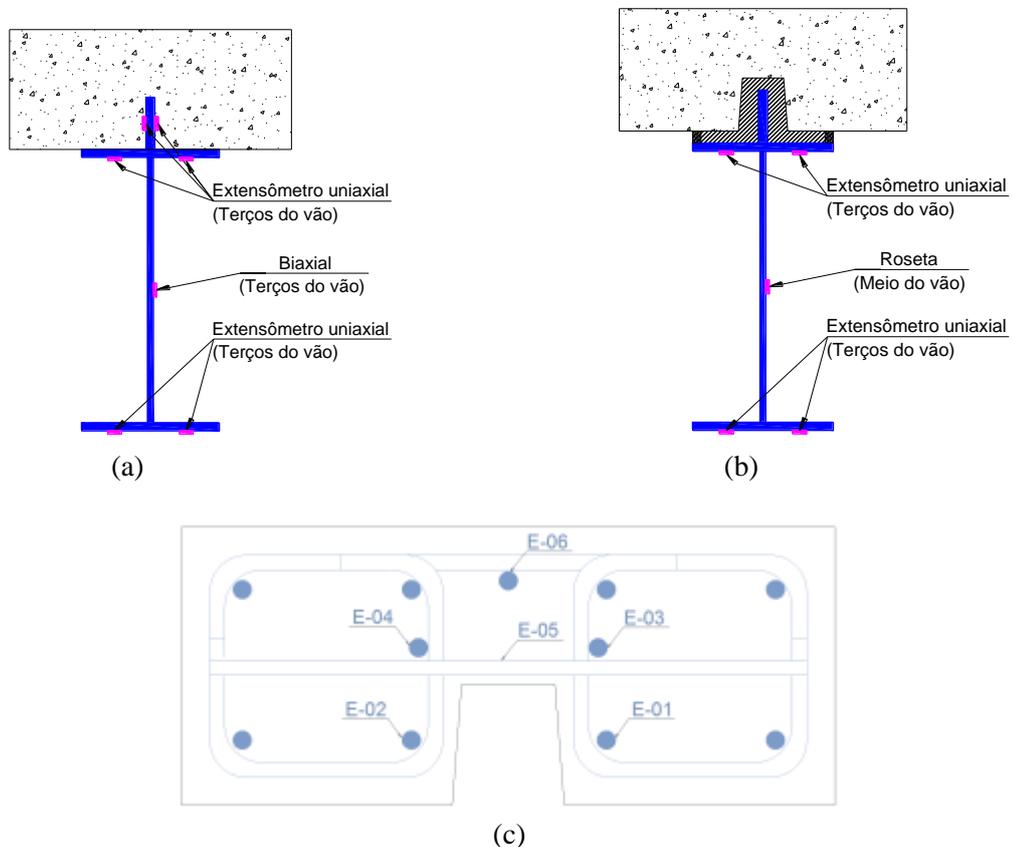


Figura 4-21 – Posicionamento dos extensômetros: (a) Protótipos VM-01 e VM-02; (b) Protótipos VM-03 à VM-05; (c) Extensimetria da armadura para todos os protótipos.

✓ *Esquema de carregamento – Ensaio de Viga Mista*

Em relação ao procedimento de ensaio em si, primeiramente foi realizado um pré-carregamento de 50 kN seguido de descarregamento, no intuito de minimizar as acomodações iniciais do protótipo. Após o pré-carregamento de 50 kN, aplicou-se paulatinamente incrementos manuais de 50 kN com intervalos de 60 segundos entre o final de

cada incremento e o início de um novo, até alcançar a plastificação da viga mista. A Figura 4-22 apresenta sinteticamente o esquema de carregamento adotado no ensaio de *Viga Mista*.

Por fim, para o registro dos dados medidos em cada ensaio foi feito o uso do sistema de aquisição 5000 da *VISHAY Instruments* a uma taxa de aquisição de 30 registros/min.



Figura 4-22 – Esquema de carregamento – Ensaio de *Viga Mista*.

4.5 Resultados e discussões

4.5.1 *Push-out*

✓ *Modos de ruptura*

A “autópsia” dos protótipos, realizada após a execução dos respectivos ensaios, consiste na observação das várias partes constituintes e no registro de imagens e vídeos dos experimentos, de forma a reunir informação que possa fornecer indicações sobre o comportamento ao longo do carregamento e os modos de ruptura associados a cada protótipo.

Diferentemente do apontado nos ensaios pilotos do tipo *Push-out*, a ruptura do bloco de concreto não foi observada. Apenas foram identificadas microfissuras no topo do bloco, o que no contexto do presente estudo se considera positivo, uma vez que se pretendia avaliar as interfaces. Nesse sentido, a presença de armadura foi fator determinante.

A Figura 4-23 apresenta o aspecto da fissuração no momento em que os protótipos atingem a carga máxima, para todos os protótipos, enquanto que na Figura 4-24 é apresentada a fissuração na AAD ao final do ensaio. Ressalta-se que a fissuração mais intensa da AAD se concentrou na região superior do modelo.



P07 (tipo L)



P08 (tipo L)



P09 (tipo R)



P10 (tipo R)



P11 (tipo RP)



P12 (tipo RP)

Figura 4-23 – Fissuração apresentada pela AAD correspondente à carga máxima – Protótipo P07 à P12.



Figura 4-24 – Fissuração apresentada pela AAD correspondente ao final do ensaio – Protótipo P07 à P12.

No geral, a fissuração foi mais distribuída e com menor abertura para o conector do tipo L em virtude do maior escorregamento, e mais concentrada para os conectores do tipo R e RP, como pode ser observado em detalhes na Figura 4-25.

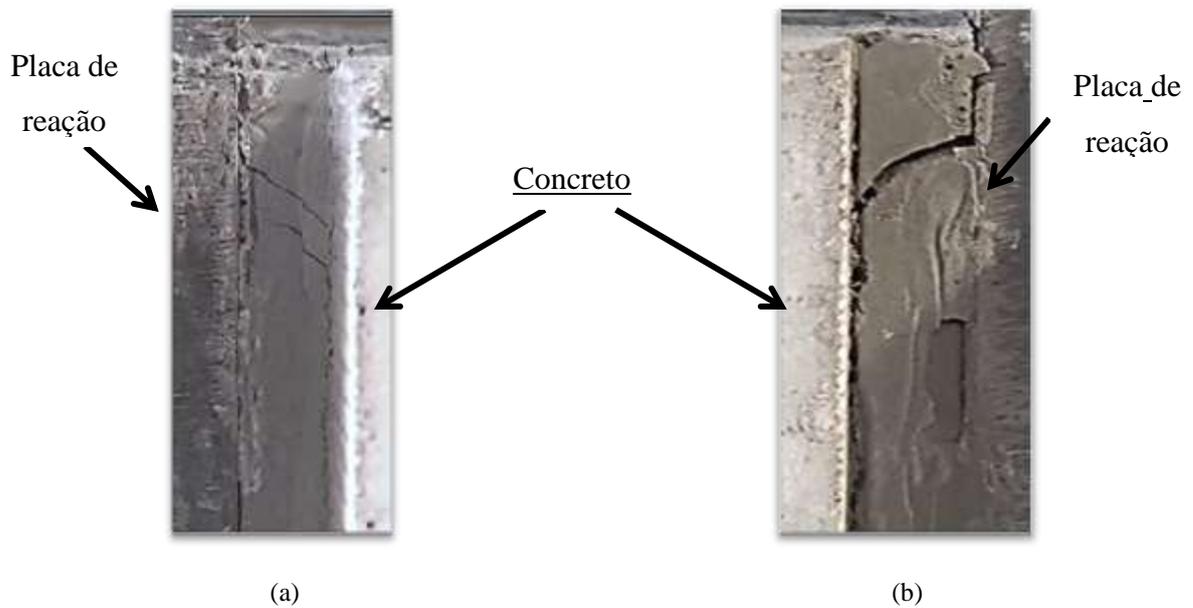


Figura 4-25 – Configuração da fissuração da AAD: (a) Conector tipo L; (b) Conector tipo R e RP.

Na Figura 4-26, Figura 4-27 e Figura 4-28, é possível observar o aspecto pós-ruptura dos protótipos. Essas figuras foram extraídas a partir da “autópsia” dos protótipos P07 (tipo L), P09 (tipo R) e P12 (tipo RP).

Como pode ser identificado na Figura 4-26, que representa os protótipos do tipo L, há uma grande concentração da AAD aderida à nervura do bloco, o que indica que a resistência da ligação se deu majoritariamente por meio das interfaces de flange-AAD e concreto-AAD na região da flange (ver Figura 3-21). A presença as barras soldadas na flange deve ter contribuído para o ocorrido.

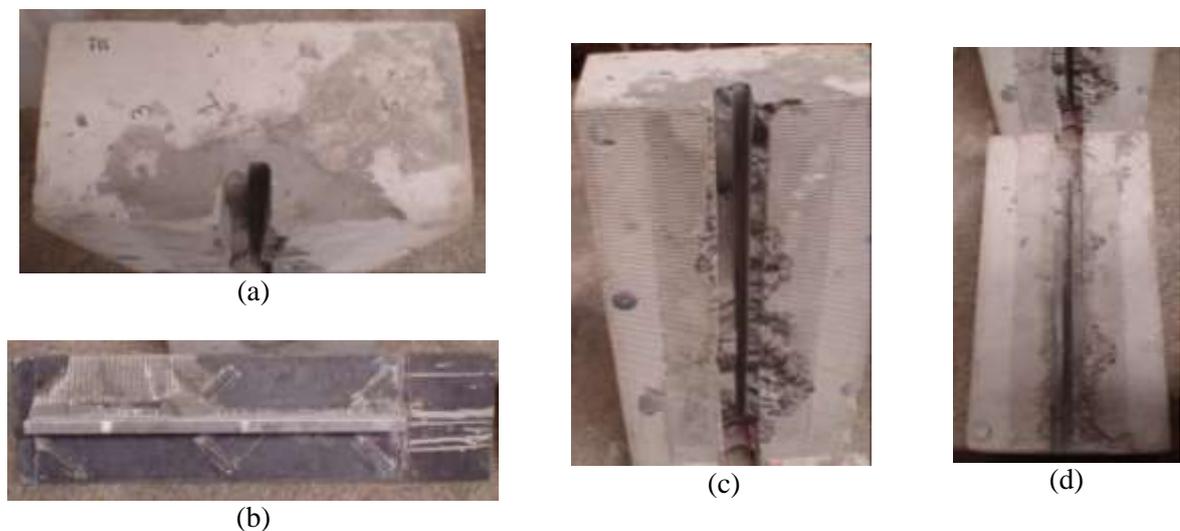


Figura 4-26 – Aspecto final do protótipo com interface do tipo L: (a) Bloco – seção transversal; (b) Conector; (c) Bloco – Elevação; (d) Bloco – visão geral.

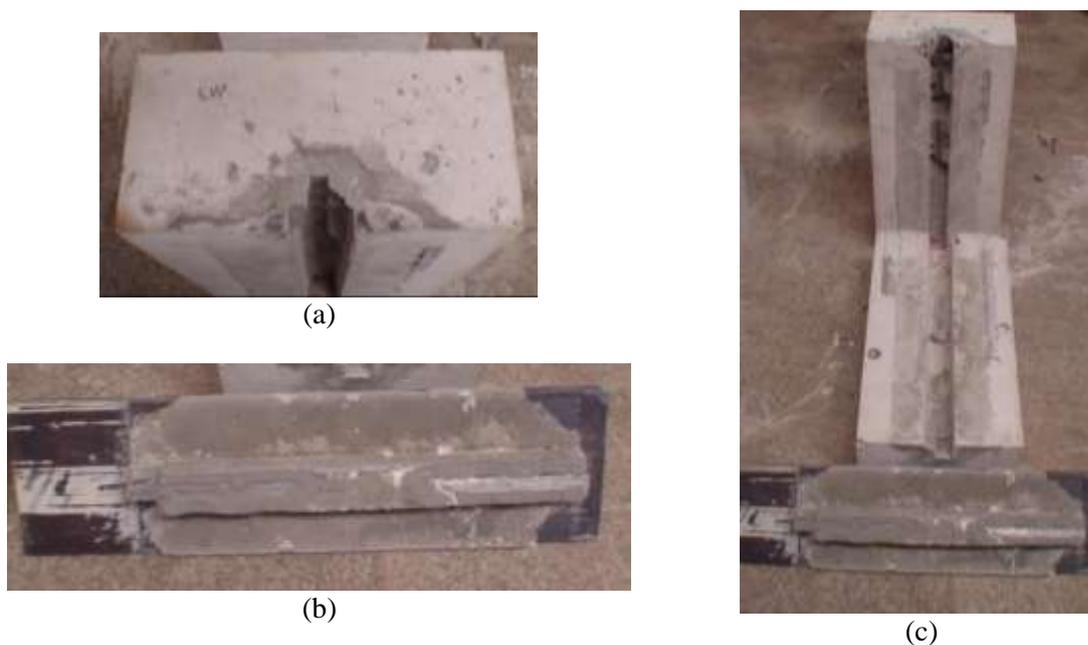


Figura 4-27 – Aspecto final do protótipo com interface do tipo R: (a) Bloco – seção transversal; (b) Conector; (c) Visão geral.

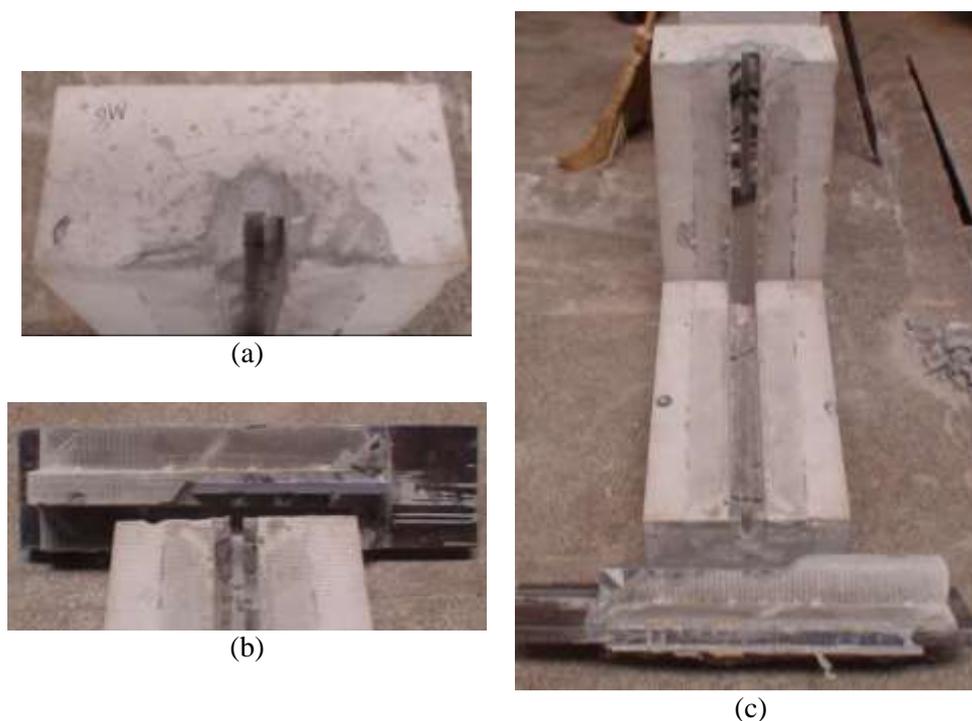


Figura 4-28 – Aspecto final do protótipo com interface do tipo RP: (a) Bloco – seção transversal; (b) Conector; (c) Visão geral.

Da análise da Figura 4-27 e da Figura 4-28, pode-se inferir que, ao contrário do observado para o conector do tipo L, a presença da AAD aderida ao conector e à placa de

reação indica que a interface concreto-AAD é o elo de menor resistência da ligação, tanto para o conector do tipo R quanto para o do tipo RP.

✓ *Resistência Última*

A Tabela 4-7 apresenta os principais resultados obtidos nos ensaios de *Push – Out* definitivos.

Tabela 4-7 – Resistência máxima e superfície de ruptura dos modelos.

Protótipo	Conector	Resistência Máxima [kN]	Escorregamento referente à $F_{máx}$ [mm]	δ_u [mm]	δ_k [mm]
07	L	536,70	0,60	1,09	
08	L	609,36	0,64	1,15	0,98
09	R	620,34	0,26	0,50	
10	R	685,21	0,34	0,67	0,45
11	RP	708,98	0,38	0,72	
12	RP	682,43	0,18	0,43	0,39

Comparando-se os protótipos que utilizaram conector do tipo R com aqueles que fizeram uso do tipo RP em termos do δ_k obtido, percebe-se que o custo do acréscimo de resistência no protótipo do tipo RP foi a redução de 13,33% no valor do δ_k .

Todavia, se fizermos essa comparação em termos de valores médios do escorregamento e da resistência máxima, pode-se perceber que os protótipos que utilizaram conector do tipo R apresentaram comportamento semelhante àqueles que utilizaram o conector do tipo RP.

Na carga máxima, o conector do tipo R apresentou 0,30 mm de escorregamento enquanto que o conector do tipo RP apresentou 0,28 mm. Contudo, o conector do tipo RP apresentou no limite, um deslocamento superior ao do tipo R associado a um ganho de resistência de 6,17 % em média. Na média, os conectores L, R e RP resistiram a uma solicitação de 573,02 kN, 652,78 kN e 695,71 kN, respectivamente.

Cabe ainda ressaltar a elevada resistência obtida pelos protótipos P07 e P08, onde o conector do tipo L estava presente. A resistência média obtida pelos referidos protótipos alcançou cerca de 80% da resistência média obtida para o conector do tipo RP, indicando que a parcela de resistência da ligação atribuída às ranhuras presentes na região do conector é da ordem de 20%.

Dando continuidade a análise dos resultados dos ensaios de *Push-out*, a Figura 4-29 apresenta o comportamento dos protótipos analisados em termos de força *versus* escorregamento.

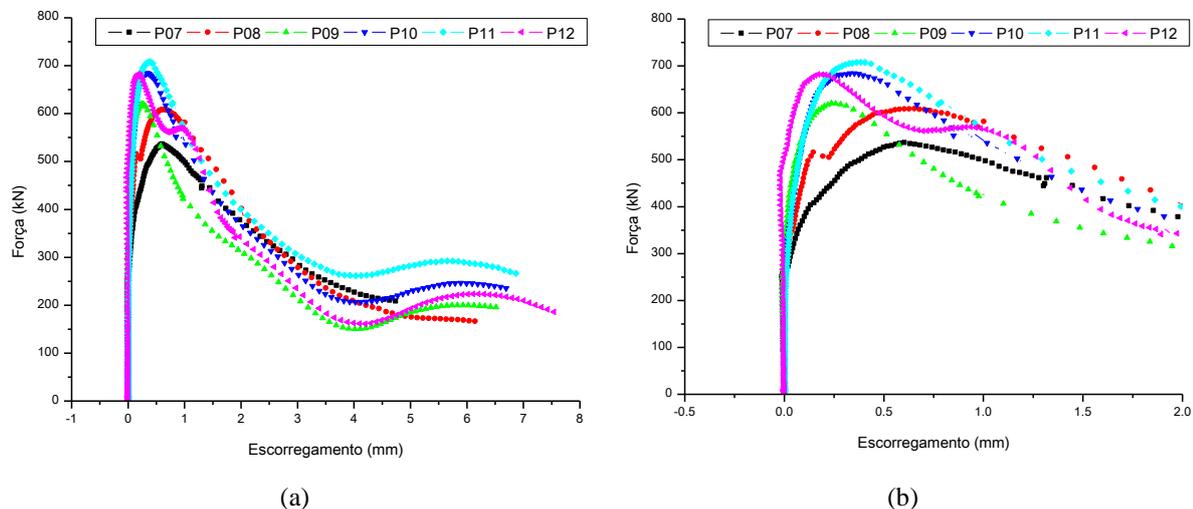


Figura 4-29 – Força x Escorregamento – *Push-out* definitivos: (a) Todo o ensaio; (b) Zoom no trecho de resistência máxima.

A partir da avaliação da Figura 4-29, identifica-se que há certa rigidez residual para alguns dos modelos. Após atingir a carga máxima, os protótipos do tipo R e RP passaram inesperadamente a readquirir capacidade de carga a partir de 4 mm de escorregamento. Isso provavelmente deve estar relacionado à ativação de mecanismos resistentes relacionados com a presença de armadura no bloco. A armadura no bloco incrementa as tensões de confinamento sobre o conector, o que de alguma forma pode ter contribuído para o ocorrido.

✓ *Ductilidade*

Com relação à ductilidade, como era de se esperar, o conector do tipo L apresentou o maior escorregamento característico (δ_k) 0,98 mm, seguido pelo conector do tipo R com 0,45 mm e pelo conector do tipo RP, que apresentou o menor dos valores, 0,39 mm. Este resultado contradiz o resultado apresentado no programa piloto, onde o conector do tipo RP teve comportamento bastante similar ao do tipo L no que se refere ao δ_k . Entretanto, considera-se que os resultados agora apresentados são mais representativos, uma vez que a comparação é feita entre protótipos com a mesma resistência do concreto e ADD. Por fim, os valores de δ_k presentes na Tabela 4-7 reafirmam a proposição de que a ligação em estudo nessa investigação não é dúctil. Ressalta-se que valor recomendado pela EN 1994-1-1: 2004 para a caracterização de um conector como sendo dúctil é $\delta_k = 6$ mm.

✓ *Comportamento uplift (uplift) x slip (slip)*

O resultado presente na Figura 4-30 é semelhante ao encontrado no programa experimental piloto. A partir da análise da referida figura pode-se inferir que até a ruptura, para todos os conectores avaliados, o comportamento é bastante semelhante, com valores de descolamento inferiores a 0,2 mm, denotando que o tipo de conector só interfere no comportamento descolamento *versus* escorregamento pós-pico.

Cabe destacar que, aos ensaios de *Push-out* desenvolvidos nesta investigação não foi aplicada nenhuma restrição normal ao plano de cisalhamento que visasse simular o efeito do peso próprio da laje sobre o conector. Papastergiou (2012) também indica o mesmo valor para o descolamento antes da ruptura, 0.2 mm. Ainda segundo este autor, o descolamento pós-ruptura cresce assintoticamente atingindo valores da ordem de 8.0 mm, de maneira como aconteceu na presente investigação.

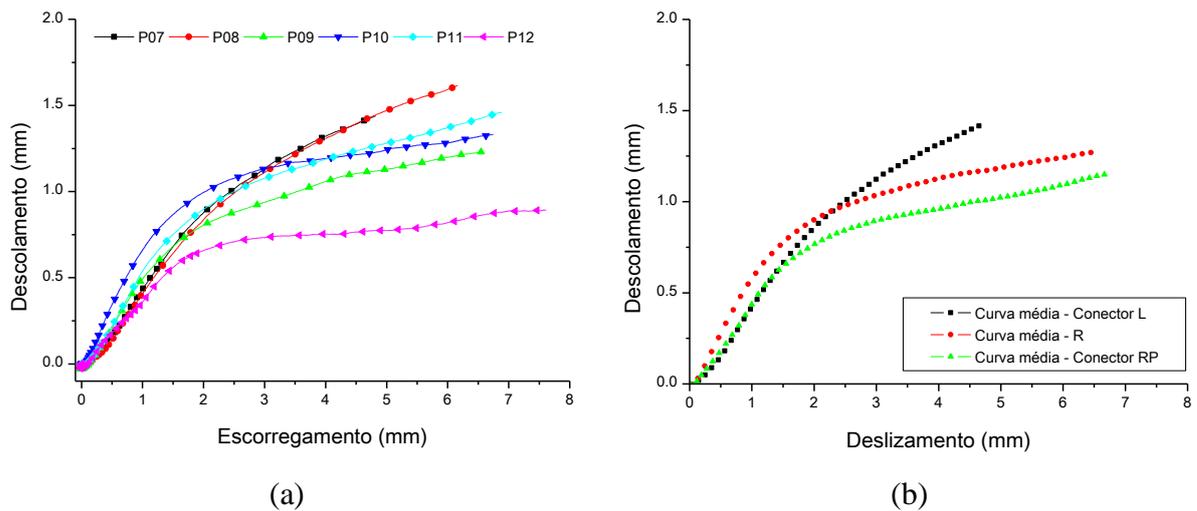


Figura 4-30 – Resultados: Descolamento (*uplift*) x Escorregamento (*slip*) – *Push-out* definitivos: (a) Valores experimentais; (b) valores médios.

A captação do comportamento *uplift x slip* global é importante para um estudo analítico futuro, pois como delineado no item 3.3.4, além fomentar a descrição da deformada do protótipo a curva *uplift x slip* é uma medida da dilatância do protótipo. Portanto, a curva média do comportamento *uplift x slip* para cada conector ensaiado é descrita por meio das equações (4-2), (4-3) e (4-4), que descrevem o referido comportamento para os conectores do tipo L, R e RP.

$$Uplift = -0,00212 \cdot Slip^3 - 0,0343 \cdot Slip^2 + 0,51374 \cdot Slip - 0,04391 \quad (4-2)$$

$$Uplift = 0,01123 \cdot Slip^3 - 0,15135 \cdot Slip^2 + 0,71457 \cdot Slip - 0,02407 \quad (4-3)$$

$$Uplift = 0,00893 \cdot Slip^3 - 0,12245 \cdot Slip^2 + 0,60057 \cdot Slip - 0,04007 \quad (4-4)$$

É importante notar que as equações acima descrevem o comportamento de uma geometria específica das ligações por aderência, e, portanto, sua aplicação a outras geometrias e materiais, ainda que semelhantes, deve se limitar a uma análise qualitativa.

✓ *Comparação com conectores usuais*

Não obstante, tendo em vista a contextualização dos conectores propostos com as práticas atuais de projeto, é apresentada na Tabela 4-8 uma comparação da capacidade de carga dos conectores ensaiados com conectores usuais.

Para determinar a resistência última dos conectores se fez uso das prescrições da ABNT - NBR 8880: 2008, considerando 45 MPa para resistência do concreto e 415 MPa para a resistência à tração do aço. A comparação é realizada em termos de valor médio da resistência última de cada conector por metro linear de interface, que pode ser obtida dividindo-se a resistência última média por duas vezes o comprimento da interface avaliada (2 x 0,57 m).

A Tabela 4-8 apresenta a resistência por metro linear de interface para cada conector e compara com as resistências obtidas analiticamente para conectores do tipo Pino e U-laminado.

Tabela 4-8 – Comparação – Conectores usuais.

Tipo	Diâmetro ou Espessura (mm)	Resistência (kN)	Quantidade de Conectores por metro		
			L (502,4 kN/m)	R (572,6 kN/m)	RP (610,3 kN/m)
Pino	16	96,4	6	6	7
Pino	19	135,9	4	5	5
Pino	22	182,3	3	4	4
U-laminado	2,66	177,9	3	4	4
U-laminado	4,76	318,4	2	2	2

Como pode ser visto a partir da Tabela 4-8, para se obter a resistência equivalente às apresentadas pelos conectores propostos, em geral se faz necessário, um elevado número de conectores usuais. A continuidade dos conectores e a significativa contribuição dos conectores lineares para o aumento da rigidez da viga metálica são aspectos que merecem destaque.

Comparando novamente a resistência obtida pelo conector do tipo RP em um contexto onde há padronização das resistências dos materiais envolvidos, diferentemente do programa experimental piloto, as resistências obtidas por Thomann (2005) são de duas a quatro vezes superiores às obtidas nesta etapa do programa experimental (ver Figura 3-24).

Acredita-se que essa diferença de resistência deve estar associada fundamentalmente à presença da “camada adesiva” sobre a superfície da flange e à maior rugosidade presente na superfície do bloco de concreto. A adoção de superfícies de menor rugosidade para a flange e para o bloco de concreto no presente trabalho é resultado da busca por um método de confecção mais rápido, prático, barato e fácil.

Contudo, é importante notar que o foco dos trabalhos anteriores era a utilização deste tipo de ligação em pontes mistas de aço – concreto, ou seja, com elevado nível de sollicitação. Nesta direção, entende-se que a resistência atingida pelo conector do tipo RP é suficiente no contexto de um edifício comercial usual.

O Apêndice C – Estudo de caso, do presente trabalho ratifica o exposto, uma vez que é analisada uma viga mista de um edifício com 18 metros de vão. Para a viga em questão se faz necessário uma resistência ao cisalhamento de 411,51 kN/m, ou seja, inferior à obtida pelos protótipos experimentais do tipo *Push-out*. Isso demonstra que a ligação proposta pode ser aplicada em edifícios se considerarmos apenas o aspecto da resistência.

4.5.2 *Viga Mista*

Os protótipos de *Viga Mista* foram submetidos a ensaios monotônicos e dinâmicos não destrutivos. Os ensaios monotônicos visaram obter a carga máxima da *Viga Mista* e caracterizar a plastificação da seção metálica. Já os ensaios dinâmicos de caráter não destrutivo foram realizados para todos os protótipos avaliados, previamente ao ensaio monotônico (situação íntegra) e ao final do referido ensaio (modelo danificado).

No que se segue, apresentam-se os resultados dos referidos experimentos. Cabe ressaltar que alguns dos resultados da VM-04 são apresentados, contudo não serão considerados na análise, por apresentarem o empenamento da alma, comprometendo assim a comparação com os demais protótipos.

Preliminarmente, a fim de fomentar a análise dos resultados experimentais, foi desenvolvida uma simulação numérica tridimensional, utilizando o pacote computacional Fx+Diana[®] v. 9.4.4. As parcelas de resistência dos elementos da seção mista separadamente foram estimadas visando definir os patamares de resistência que representa-se interação completa e a ausência de interação.

A situação de interação completa foi simulada considerando a perfeita aderência entre a laje de concreto e a viga metálica. Para a simulação de interação parcial foi considerado que entre a laje de concreto e a viga metálica+conector existia um elemento de interface com rigidezes tangencial e normal próximas de zero, o que simularia uma situação de simples apoio da laje de concreto sobre a viga.

O detalhamento do modelo numérico (geometria, modelos constitutivos, elementos finitos adotados, propriedades dos materiais e hipóteses adotadas) é realizado no Capítulo 5, que trata especialmente de todas as simulações numéricas realizadas no presente trabalho.

Na Figura 4-31 são apresentadas as curvas para as situações anteriormente mencionadas. A análise do gráfico permite definir limites de resistência e direcionar a análise dos resultados dos protótipos de *Viga Mista*.

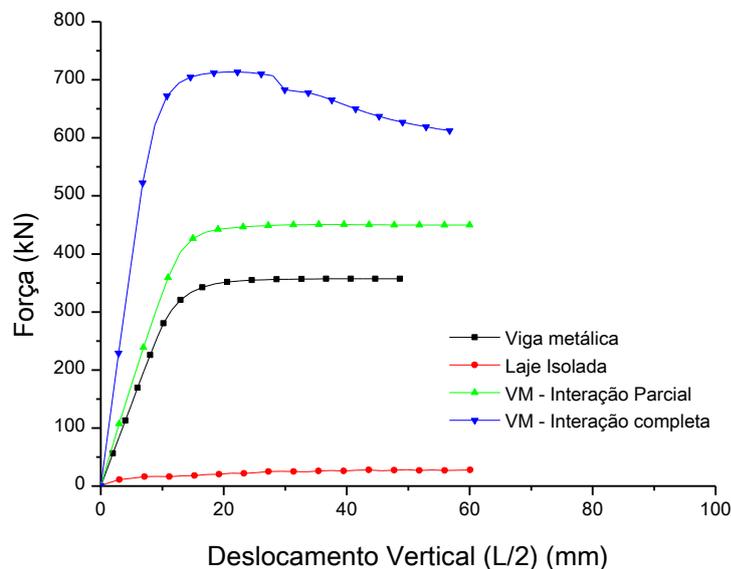


Figura 4-31 – Estudo numérico preliminar do grau de interação da seção mista e resistência dos elementos isolados.

✓ Ensaio estático – Modo de ruptura

Para os protótipos de *Viga Mista* onde foi utilizada laje pré-fabricada, o início da danificação da ligação se inicia por volta de 450 kN de carregamento vertical, atingindo um valor máximo da ordem de 590 kN em média, o que corresponde à plastificação da seção metálica. A plastificação da seção metálica pode ser percebida na Figura 4-32 e ratificado pela análise da Figura 4-31.

A plastificação da viga metálica não necessariamente significa que a ligação por aderência entre a laje de concreto e a viga metálica se extinguiu. Os resultados dos ensaios do tipo *Push-out* indicam que para um escorregamento equivalente ao ponto resistência máxima

dos referidos protótipos (VM-03, VM-05 e VM-06) ainda há resistência residual da ligação. Assim, por exemplo, para um escorregamento da ordem de 6 mm a ligação ainda apresenta resistência da ordem de 210 kN/m para o conector do tipo R e de 245 kN/m para o conector do tipo RP.

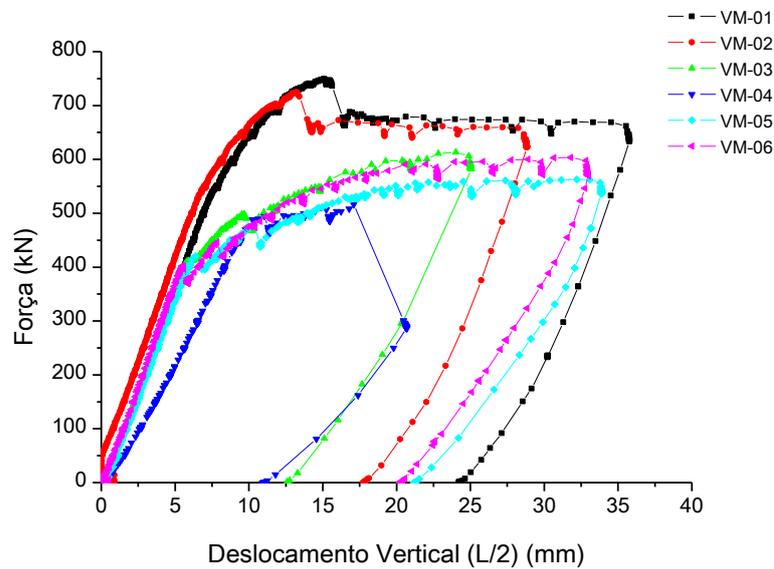


Figura 4-32 – Resultados *Viga Mista*: Força x Deslocamento ao meio do vão.

A Figura 4-33 apresenta a força em função dos escorregamentos apresentados pelos protótipos de *Viga Mista*, captados nos extremos dos protótipos. Para cada protótipo são apresentadas duas curvas, ou seja, uma curva para cada extremidade.

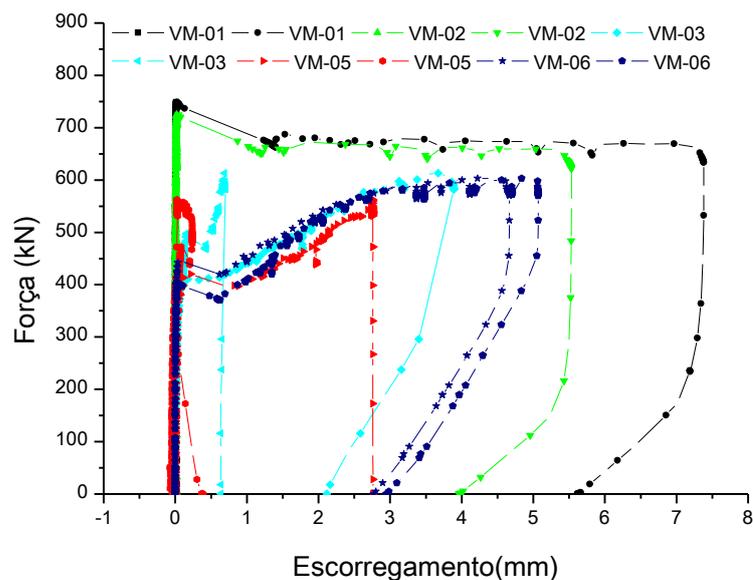


Figura 4-33 – Relação entre Força (aplicada a meio vão) e Escorregamento (medido no apoio)

O escorregamento relativo entre a laje de concreto e a viga metálica implica no aparecimento das primeiras fissuras por tração na laje de concreto, ocorridas por volta de 10 mm de deslocamento vertical ao meio do vão, no caso dos protótipos VM-01 e VM-02, e 5 mm para os protótipos VM-03 à VM-06. A presença de fissuração é possivelmente o limite no qual a interação da seção mista deixa de ser completa. No tocante à influência da superfície do conector, R ou RP, não foi possível detectar influência significativa no escorregamento.

Em geral, os protótipos apresentaram assimetria no escorregamento, ou seja, um dos lados do protótipo deslizou enquanto que o outro permaneceu inalterado. Destaca-se que o início do escorregamento, para os protótipos VM-01 e VM-02 (com laje moldada *in-loco*), se confunde com a ruptura da ligação viga-laje, seguida do início da fissuração da laje e plastificação da seção metálica.

Analisando agora os protótipos com laje moldada *in-loco*, VM-01 e VM-02 a ruptura da ligação só é percebida por volta de 700 kN (ver Figura 4-32), quando a viga metálica já atingiu o patamar de plastificação, indicando um elevado grau de interação da seção mista.

A simulação numérica preliminar indica que o grau de interação obtido nos protótipos VM-01 e VM-02 é completa até o ponto de carga máxima. A identificação da resistência residual da ligação não é possível, uma vez que não foram ensaiados protótipos do tipo *Push-out* com laje moldada *in-loco*, ainda que exista e seja provavelmente superior àquela obtida para os protótipos com laje pré-fabricada (VM-03, VM-05 e VM-06).

De maneira geral entende-se que todos os protótipos atingiram elevado grau de danificação da seção mista (Figura 4-34). A laje de concreto apresentou fissuração no ponto de aplicação da força, pouco distribuída, mas com abertura expressiva, contudo sem esmagamento da região comprimida. Já viga metálica plastificou sem apresentar modos localizados de ruptura. No tocante à ligação viga-laje proposta, ainda que notadamente deva existir resistência residual, entende-se que a mesma atingiu um grau de danificação elevado.

Os ensaios do tipo *Push-out* realizados no presente trabalho indicam que o início da ruptura da ligação por aderência é um processo frágil, irreversível e função direta do escorregamento, sendo a curva força *versus* escorregamento pós-pico, majoritariamente descendente. Desta forma, entende-se que o objetivo dos ensaios monotônicos foi alcançado, uma vez que conduziu a ligação proposta a um elevado grau de danificação.

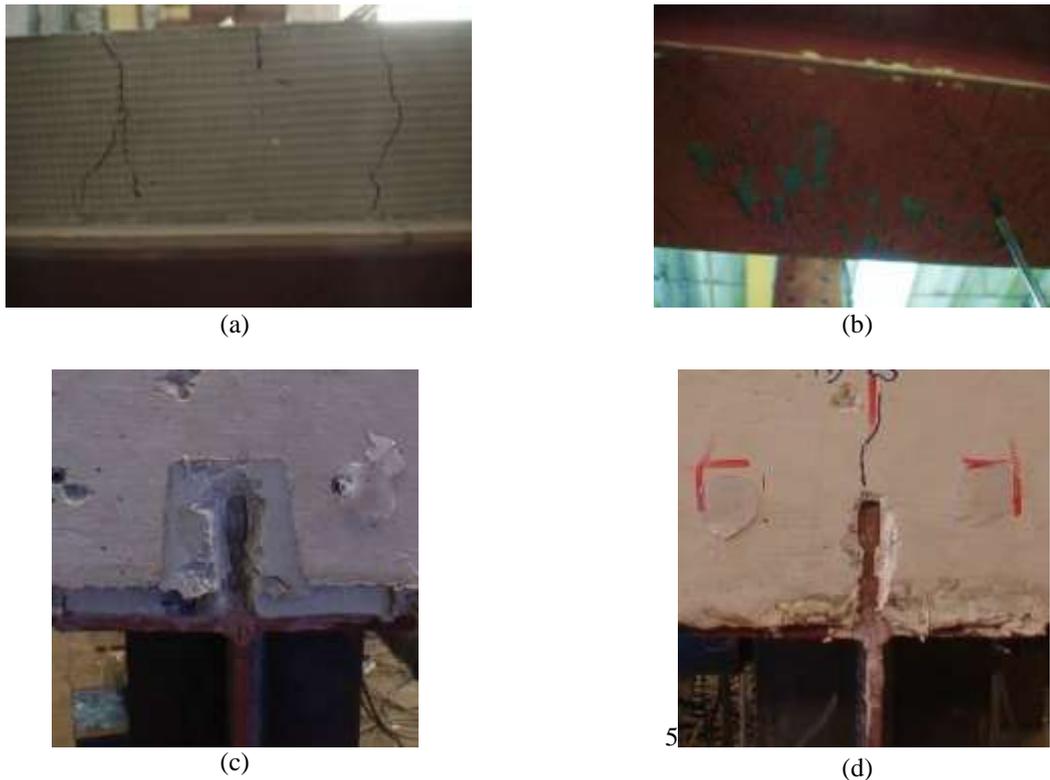


Figura 4-34 – Configuração pós-pico dos elementos da seção mista: a) Fissuração da laje; (b) Destacamento do primer na flange inferior – indicativo de plastificação da seção metálica; (c) Ligação – Protótipo com laje pré-fabricada; (d) Ligação – Protótipo com laje moldada *in-loco*.

✓ *Ensaio estático – Resistência máxima*

O valor numérico da força máxima e do momento de rigidez à flexão, obtidos nos ensaios de ruptura dos protótipos avaliados são apresentados na Tabela 4-9; todos os resultados referem-se à seção do meio do vão. A rotação é calculada a partir dos deslocamentos captados na seção do terço e meio do vão dos protótipos de *Viga Mista*.

Tabela 4-9 – Resumo dos resultados protótipos de Viga Mista

Protótipo	Conector	Força Máxima (kN)	Momento Máximo (kN.m)	Deslocamento Vertical para $F_{máx}$ (mm)	Tipo de laje	Rigidez média a flexão (kN.m/rad)
VM-01	RP	747,31	616,53	15,46	<i>In-loco</i>	426,78
VM-02	RP	724,73	597,90	13,15	<i>In-loco</i>	
VM-03	R	613,17	505,86	24,02	Pré	306,56
VM-04	R	516,35	425,90	17,09	Pré	
VM-05	RP	603,22	497,65	31,78	Pré	332,85
VM-06	RP	562,62	464,16	32,21	Pré	

Os protótipos que utilizaram a laje moldada *in-loco* apresentaram a maior capacidade de carga, VM-01 e VM-02. Em relação ao referido comportamento, para os modelos VM-03, VM-05 e VM-06, pode-se inferir que a presença do furo nos conectores do tipo RP não influenciou significativamente na rigidez à flexão nem na capacidade de carga dos protótipos, ainda que os protótipos do tipo RP tenham apresentado maiores deslocamentos verticais correspondentes à carga máxima. A Figura 4-35 que apresenta a curva média da relação Momento x Rotação da seção do meio do vão, ratifica o exposto.

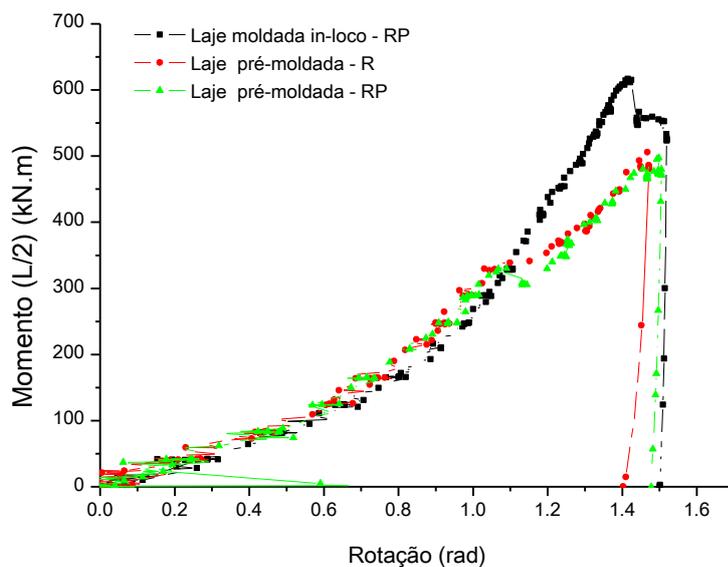


Figura 4-35 – Resultados *Viga Mista*: momento x rotação médio dos protótipos avaliados.

Com relação ao protótipo VM-04, como mencionado no item 4.3.2, o mesmo apresentou flambagem localizada da alma em virtude do não enrijecimento prévio da mesma na região dos apoios, pelos motivos descritos no referido item. Desta forma, ao fenômeno da flambagem localizada da alma imputa-se a responsabilidade pela menor resistência apresentada pelo protótipo, sendo que os resultados do protótipo VM-04, apesar de serem apresentados, não serão considerados na comparação com os demais.

✓ *Ensaio estático – slip (escorregamento) e uplift (descolamento)*

O escorregamento atingiu valores mais significativos a menores flechas nos protótipos VM-03, VM-05 e VM-06 (Figura 4-36). O comportamento mencionado é possivelmente fruto de um menor grau de interação entre a viga metálica e a laje de concreto armado.

Como anteriormente delineado, a simulação numérica preliminar associada aos resultados expostos até aqui indicam que os protótipos que apresentaram laje moldada *in-loco* apresentaram interação completa. Assim, se considerarmos que o grau de interação é uma

função direta da resistência máxima do protótipo, os protótipos com laje pré-fabricada apresentaram um grau de interação da ordem de 80%.

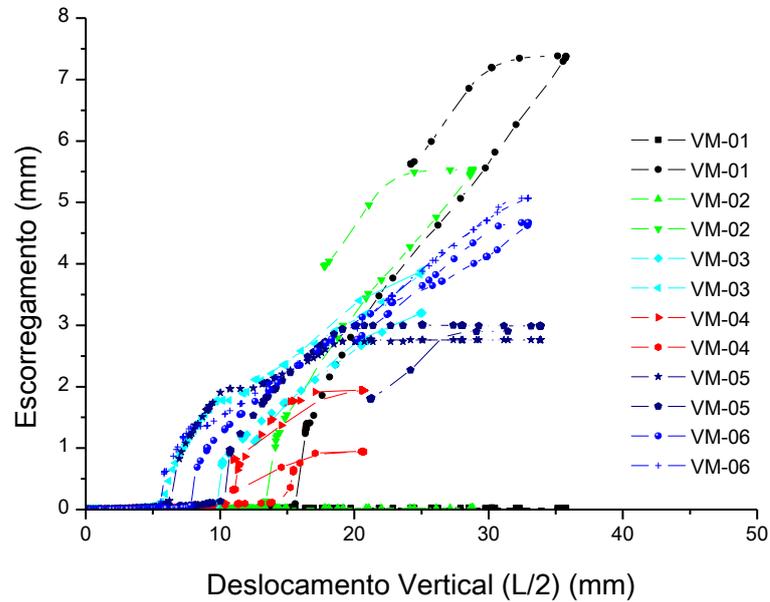


Figura 4-36 – Escorregamento x Deslocamento vertical – meio do vão.

No tocante ao comportamento *uplift x slip*, os protótipos VM-01 e VM-02 por apresentarem assimetria, ou seja, apenas um dos lados do protótipo escorregou, não foram capazes de fornecer uma curva *uplift x slip* média coerente, haja vista que praticamente não deslizaram antes da ruptura, indicando um alto grau de interação da seção mista. Já para os demais protótipos foi possível extrair a curva *uplift x slip* média.

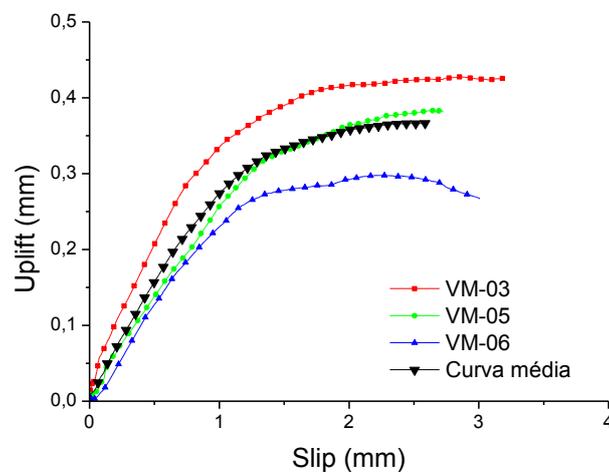


Figura 4-37 – Resultados *Viga Mista*: *uplift x slip* dos protótipos VM-03, VM-05 e VM-06.

A curva presente na Figura 4-37 fornece indicações acerca da “dilatância” dos protótipos de *Viga Mista*. Comparando-se o referido resultado aos ensaios do tipo *Push-out* percebe-se que o *uplift* (descolamento) é menor, não atingindo valores maiores que 0,5 mm, enquanto que nos ensaios do tipo *Push-out* os protótipos chegaram a alcançar valores superiores a 1,0 mm de *uplift* para um mesmo valor de *slip*. O menor *uplift* apresentado pelos protótipos de *Viga Mista* deve estar associado à ação do peso próprio da laje e da direção de aplicação do carregamento, que certamente contribuem para o aumento da rigidez normal da ligação/interfaces. Contudo, o valor de 0,5 mm ainda representa um nível elevado de danificação da ligação, como pode ser percebido por meio dos ensaios do tipo *Push-out*.

A equação (4-5) representa a curva média *uplift x slip* para os protótipos com laje moldada *in-loco*. Ressalta-se que a referida equação é apenas uma diretiva para a previsão do referido comportamento e atende apenas a geometria e materiais especificados nesta pesquisa.

$$Uplift = -0,01688 \cdot Slip^3 - 0,1451 \cdot Slip^2 + 0,4058 \cdot Slip - 0,0068 \quad (4-5)$$

✓ *Ensaio estático – Deformações*

No que se refere à deformação das armaduras, a Figura 4-38 apresenta a deformação das armaduras medidas nos pontos de aquisição mencionados no item 4.4.2, em função do deslocamento vertical do protótipo.

Como esperado, as barras mais próximas ao conector apresentaram as maiores deformações. Especial atenção deve ser dada à armadura transversal mais próxima do conector, posição N3 Figura 4-10 – (c), que apresentou, em geral, a maior deformação para menores níveis de deslocamento vertical. Ressalta-se que em todos os protótipos deformações superiores a 0,2% apenas foram identificadas após o protótipo atingir a resistência máxima.

Notadamente as barras da armadura inferior (extensômetros E1 e E2) apresentaram escoamento, entretanto a armadura superior da laje (extensômetros E6) não apresentou deformação significativa, indicando que de fato não ocorreu o esmagamento do concreto.

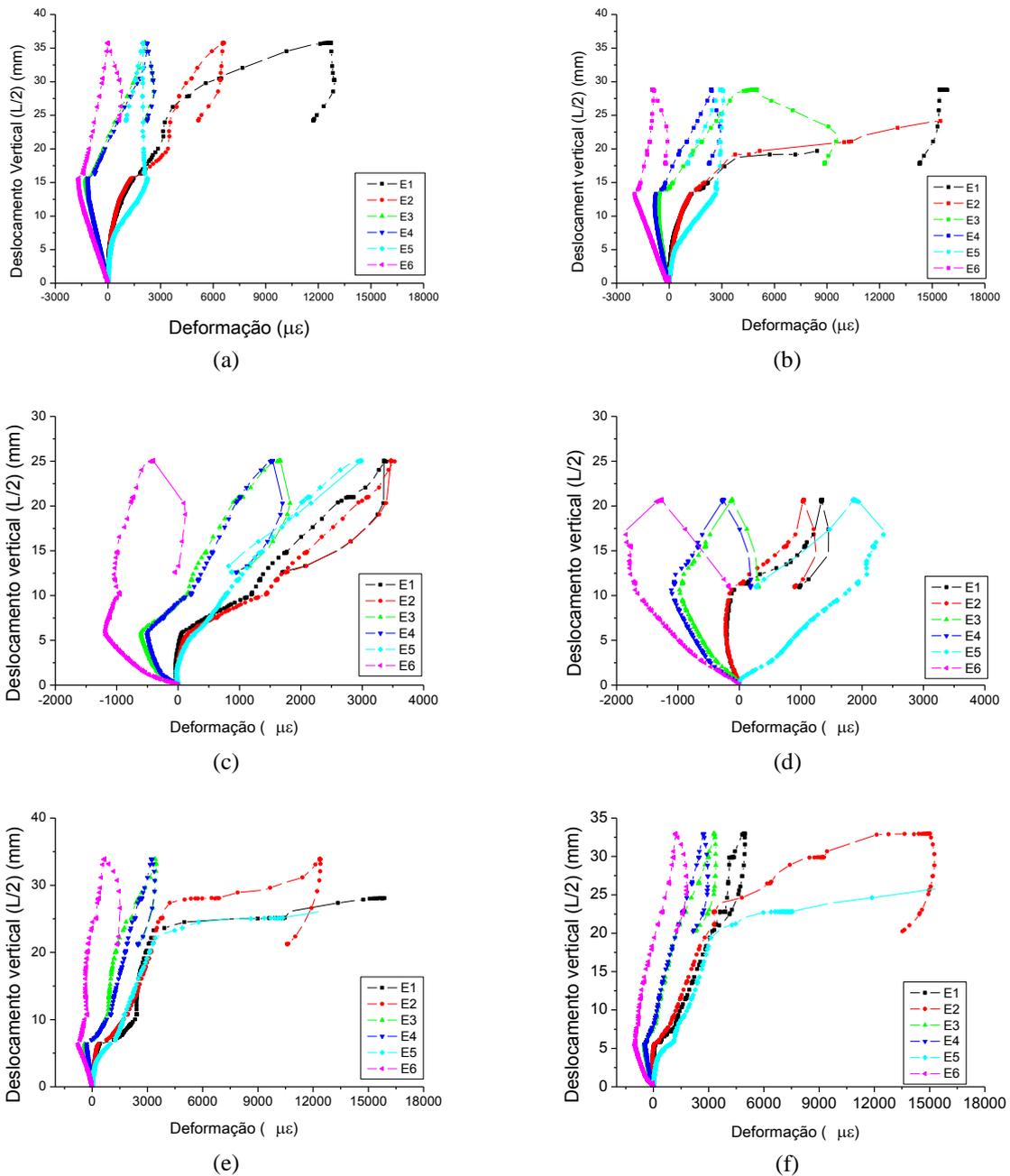


Figura 4-38 – Deformações nas armaduras: (a) VM-01; (b) VM-02; (c) VM-03; (d) VM-04; (e) VM-05; (f) VM-06

Encerrando os resultados do ensaio estático dos protótipos, apresentaram-se de maneira análoga às armaduras, as deformações da viga metálica – captadas nos terços – nas regiões da mesa inferior e superior, em função do deslocamento vertical do protótipo na Figura 4-39.

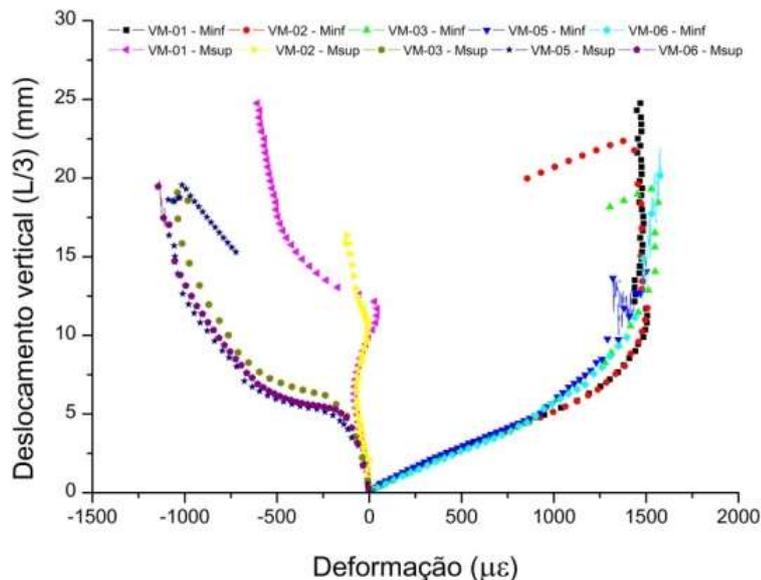


Figura 4-39 – Média das deformações nas mesas das vigas de aço captadas nos terços dos vãos em termos do deslocamento vertical no mesmo ponto.

Por meio da Figura 4-39, percebe-se que há uma clara plastificação da flange inferior nos protótipos de *Viga Mista* ensaiados, ainda que o resultado apresentado não seja referente à deformação medida a meio vão da viga.

Para a flange inferior a deformação tem aspecto uniforme, com trecho linear seguido de trecho parabólico até que seja criado um patamar de plastificação. Já para a flange superior, as deformações só passam a ser expressivas a partir de 5 mm de deslocamento vertical, para os protótipos com laje pré-fabricada, e 10 mm para lajes com laje moldada *in- loco*. Os referidos pontos da curva estão associados ao início do escorregamento, o que acarreta movimentação da linha neutra da seção e por sua vez aumento das tensões de compressão na viga metálica.

✓ *Ensaio dinâmico não destrutivo*

A seguir, são apresentados na Figura 4-40 e Figura 4-41, os espectros do acelerômetro (na posição $L/4$, pois possibilita identificar as quatro primeiras frequências naturais associadas aos quatro primeiros modos de vibrar à flexão) para cada protótipo de *Viga Mista* ensaiado na situação íntegra.

A não apresentação das funções de resposta em frequência (FRF) se deu em virtude da avaria no martelo de impacto, o que implicaria em uma FRF “suja”, não representativa. Todavia, o sinal do espectro resultante da aquisição do acelerômetro é suficiente para a determinação das frequências naturais dos protótipos avaliados.

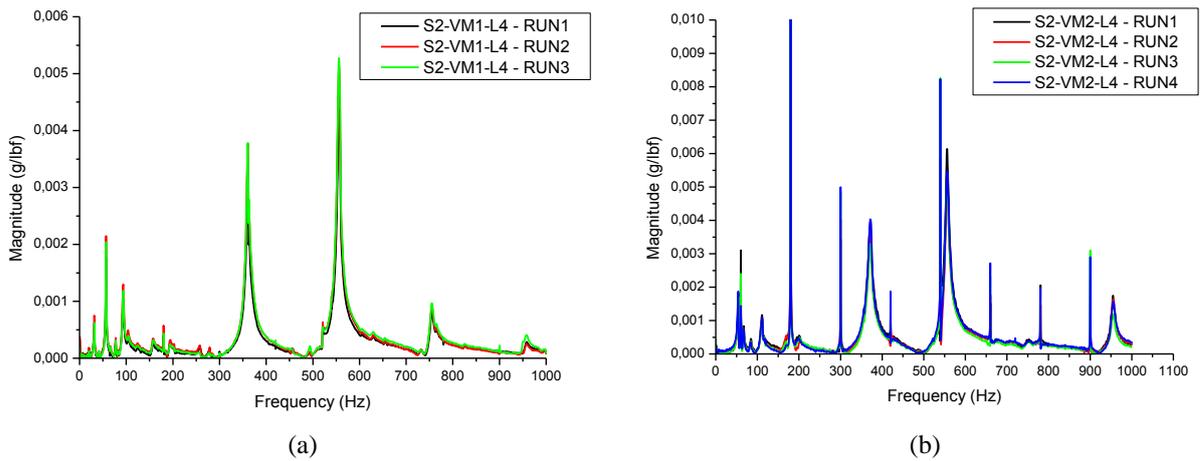


Figura 4-40 – Espectros protótipo íntegro: (a) VM-01 e (b) VM-02.

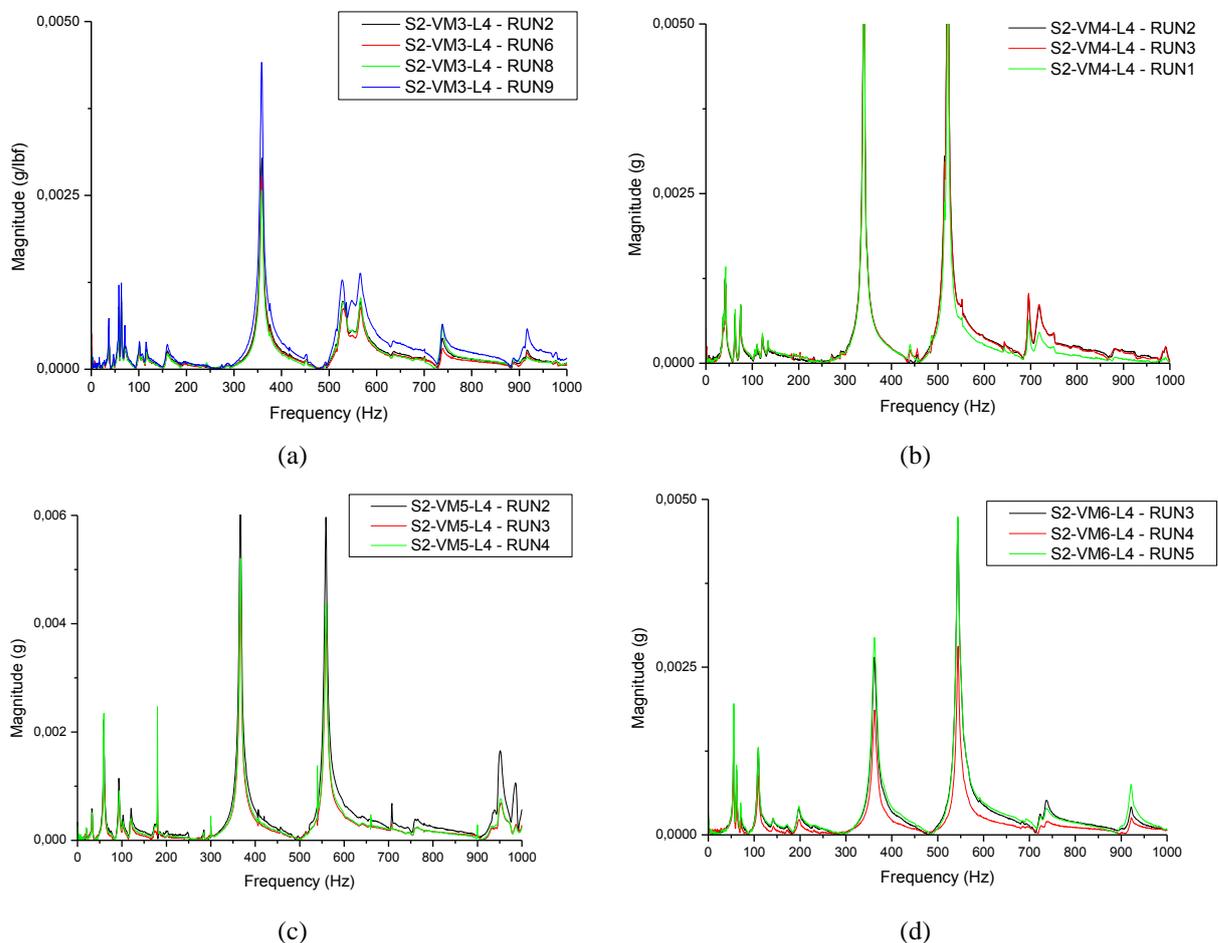


Figura 4-41 – Espectros protótipo íntegro: (a) VM-03; (b) VM-04; (c) VM-05; (d) VM-06.

A determinação das frequências naturais associadas à flexão no contexto desta investigação é algo relativamente difícil, considerando que se trata de uma seção mista que apresenta vários modos localizados de vibração com frequências muito próximas umas das

outras. Contudo, podem-se extrair a partir de uma análise modal numérica, indicações acerca das frequências naturais obtidas e os modos de vibrar associados a elas.

A partir da simulação numérica, o primeiro modo de vibrar flexional deve ser próximo dos 75 Hz, seja para os protótipos com laje pré-moldada ou não. Entretanto, como há demasiados modos de vibrar com valores entre 0 e 200 Hz, a análise do comportamento vibracional dos protótipos de viga mista se dará por meio da avaliação da frequência natural associada ao terceiro modo flexional de vibrar, que se apresentou de maneira mais representativa nos espectros.

A simulação numérica indica que este modo de vibrar deve ter seu valor próximo de 390 Hz para todos os protótipos avaliados. Maiores detalhes acerca da análise modal numérica são apresentados no item 5.9, que trata desse assunto.

Desta forma, as frequências naturais (f_n) associadas ao 3º modo de vibrar, obtidas experimentalmente, têm seus valores apresentados na Tabela 4-10. Na Figura 4-42 é apresentado o perfil vibracional do referido modo.

Tabela 4-10 – Frequências naturais associadas ao terceiro modo de vibrar flexional.

Protótipo	VM-01	VM-02	VM-03	VM-04	VM-05	VM-06
$f_{n\ 3^{\circ}\ modo}$ (Hz)	360,63	371,25	358,13	340,63	366,25	359,31

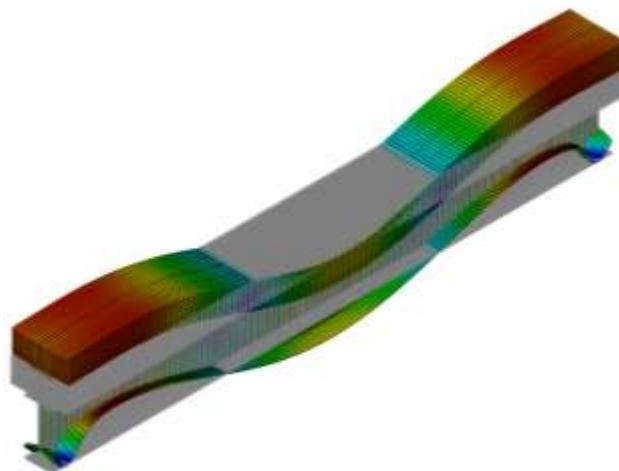


Figura 4-42 – 3º modo de vibrar flexional.

A fim de avaliar a rigidez residual após o ensaio de ruptura, apresenta-se na Figura 4-43 e Figura 4-44, os espectros dos protótipos para a situação danificada. De maneira

análoga a os protótipos íntegros, na situação com dano introduzido, o terceiro modo de vibrar à flexão se apresentou de maneira mais clara.

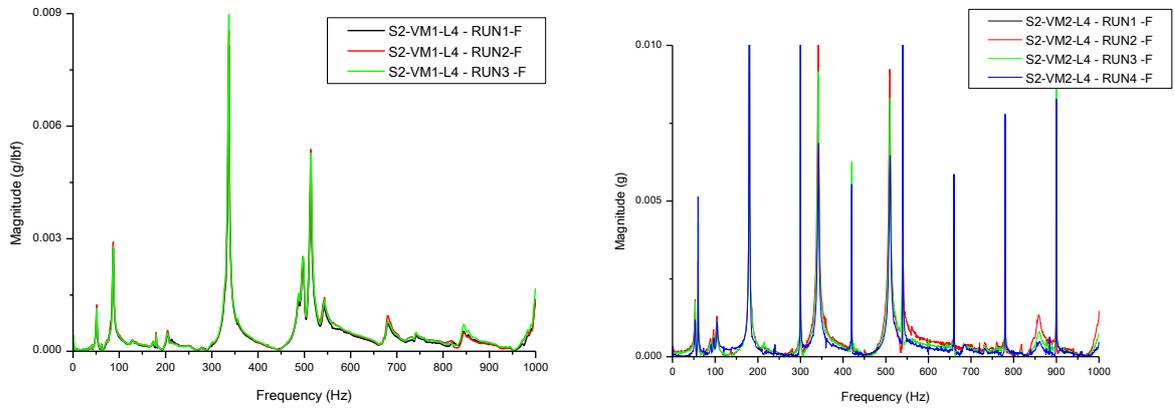
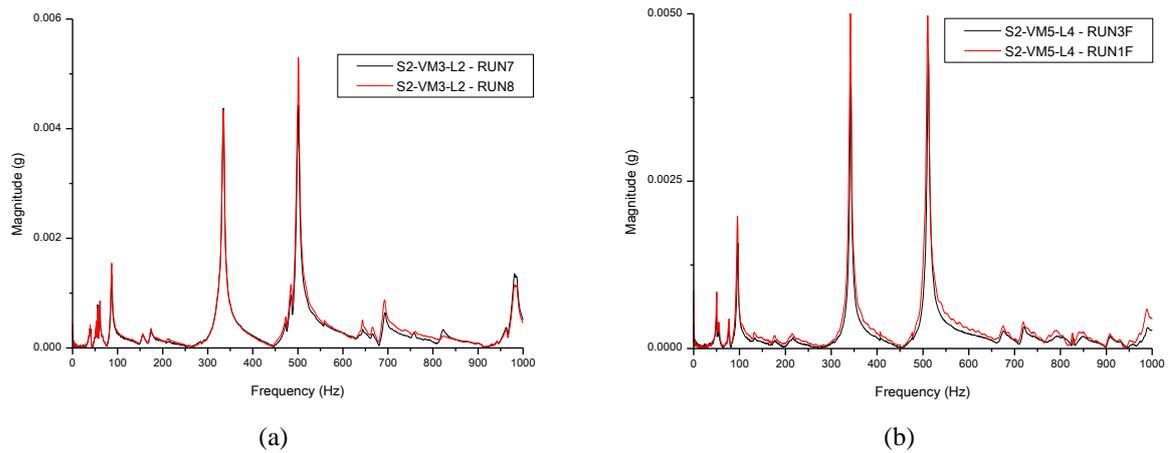
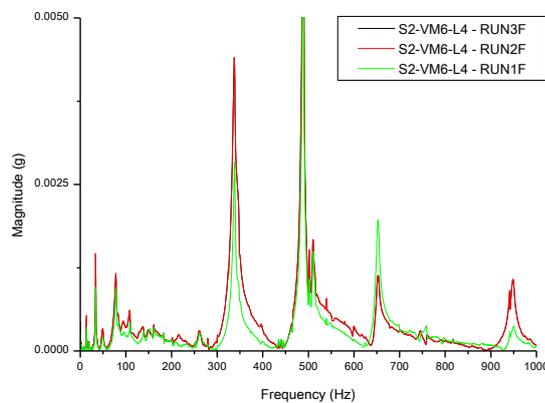


Figura 4-43 – Espectros pós-ruptura: (a) VM-01 e (b) VM-02.



(a)

(b)



(c)

Figura 4-44 – Espectros protótipo pós-ruptura: (a) VM-03; (b) VM-05; (c) VM-06.

Tabela 4-11 – Frequências naturais associadas ao terceiro modo de vibrar flexional viga mista íntegra e danificada.

Protótipo	VM-01	VM-02	VM-03	VM-04	VM-05	VM-06
$f_{n\ 3^{\text{º}}\ \text{modo}}$ (Hz) (íntegra)	360,63	371,25	358,13	340,63	366,25	359,31
$f_{n\ 3^{\text{º}}\ \text{modo}}$ (Hz) (danificada)	336,87	342,3	334,38	--	340,79	337,5

Ao calcular a variação média no valor da frequência para cada tipo de conector analisado, observa-se que houve uma redução na frequência do referido modo da ordem de 7,2% para os protótipos com laje moldada *in-loco*, 6,63% para protótipos com laje pré-moldada e conector do tipo R e 6,51% para protótipos com laje pré-fabricada e conector do tipo RP.

Esta redução no valor da frequência, em termos de rigidez (EI – produto do módulo de elasticidade pela inércia) corresponde a uma perda de rigidez de 51,84%, 43,95% e 42,38% para os protótipos do tipo RP com laje moldada *in-loco*, R e RP com laje pré-moldada, respectivamente. Ressalta-se que a rigidez (EI), no caso em estudo, é proporcional ao quadrado da frequência natural. A presença de rigidez residual detectada nos ensaios não destrutivos indica que ainda há interação na seção mista ao final do ensaio estático, contudo não se é capaz de quantificar.

4.6 Conclusões

Ensaio de Push-out

- As ligações por aderência apresentaram elevada resistência quando comparadas às ligações que utilizam conectores usuais;
- O início da ruptura coincide com o valor de resistência máxima da ligação. É um processo irreversível e seguido por uma drástica diminuição da resistência e contínuo aumento do escorregamento. Considerando o critério do Eurocode 4 (2004), todos os conectores avaliados são caracterizados como rígidos.
- O *Uplift* apresentado antes da carga máxima é inferior a 0.2 mm. Após o ponto de máxima resistência, seu valor aumenta assintoticamente.
- A rugosidade da laje de concreto foi fator limitador da resistência, provavelmente uma interface mais rugosa acarretaria em valores bem mais significativos para a resistência da ligação. Tal fato pode ter sido o responsável pela pequena diferença na resistência obtida na comparação entre conectores do tipo R e RP.

Ensaio de Viga Mista – Estático

- Todos os protótipos apresentaram alto grau de interação da seção mista. Aos protótipos confeccionados com laje moldada *in-loco*, pode-se dizer que houve interação completa entre a laje de concreto e a seção metálica até o ponto de máxima resistência. Considerando que esta hipótese é válida, e, simplificada, que o grau de interação é uma função direta da resistência última do protótipo, os protótipos com laje pré-fabricada apresentaram um grau de interação da ordem de 80%.
- Assim como nos ensaios do tipo *Push-out*, não foi possível perceber influência da presença dos furos nos conectores, seja na resistência do protótipo ou no comportamento estrutural, na comparação entre os modelos com laje pré-moldada (VM-03, VM-04, VM-05 e VM-06), exceto no tocante ao deslocamento vertical medido ao meio do vão.
- Em geral, previamente à ruptura da ligação, nenhuma das armaduras apresentou escoamento, exceto para os modelos VM-01 e VM-02.
- Ainda que deva existir rigidez residual da ligação por aderência, entende-se que o ensaio conduziu a mesma a uma condição de ruptura. Não foi identificado estado limite último da laje nem da viga metálica, contudo em ambos os elementos foi percebido um elevado grau de danificação.

Ensaio de Viga Mista – Dinâmico

- O ensaio dinâmico foi capaz de captar e quantificar a influência da danificação do protótipo na sua rigidez. Entretanto, foi necessário realizar uma análise modal numérica a fim de associar as frequências naturais experimentais aos modos de vibrar à flexão, haja vista a quantidade de modos localizados de vibração que se apresentaram nos espectros obtidos.
- Em relação à determinação do grau de interação, acredita-se que seja possível determiná-lo. Contudo, se faz necessário uma análise dinâmica experimental mais abrangente, com a determinação dos modos experimentais de vibrar, dos elementos isolados, viga e laje, e da seção mista, pode conduzir a resultados que forneçam indicativos do grau de interação inicial da seção mista.

5 ANÁLISE NUMÉRICA

Em geral nas pesquisas que envolvem a experimentação de estruturas (ou parte delas) em escala real, a quantidade de protótipos experimentais é reduzida, dado o seu elevado custo. Por este motivo, a análise numérica é uma ferramenta indispensável na extrapolação dos resultados obtidos experimentalmente, em termos da variação nas propriedades dos materiais envolvidos no protótipo experimental ou mesmo na sua geometria.

Cabe ressaltar que em alguns casos, é também finalidade da simulação numérica auxiliar no tratamento dos resultados experimentais, que por vezes apresentam certa complexidade na sua análise.

O que se pretende fundamentalmente é calibrar os parâmetros da ligação por aderência viga-laje proposta neste trabalho, a partir dos resultados dos ensaios do tipo *Push-out* e do tipo *Viga Mista*. Pretende-se ainda extrapolar, da alteração na taxa de armadura da laje e da relação entre a altura do conector e a altura da laje de concreto armado.

As simulações numéricas propostas no presente estudo foram realizadas utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) por meio do programa computacional Fx + DIANA[®] versão 9.4.4, registrada para o Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos. Os aspectos que justificam a escolha do referido pacote computacional serão descritos nos itens que se seguem.

Inicialmente, são apresentadas informações pertinentes ao programa Fx + DIANA[®] e aos modelos constitutivos disponíveis para simulações de estruturas de concreto armado. Em seguida, é feito um estudo paramétrico dos modelos de referência a fim de determinar a influência de alguns parâmetros do modelo numérico. Por fim, são apresentados os resultados das simulações numéricas.

5.1 O programa: Fx + DIANA[®]

O pacote computacional DIANA[®] é um programa de Elementos Finitos baseado no método dos deslocamentos. Desenvolvido na Holanda desde 1972 por engenheiros civis da *TNO Building and Construction Research Company*. O Fx, o pré e pós processador do DIANA[®], foi desenvolvido pela empresa coreana *Midas* e integrado a plataforma do DIANA[®] em 2010.

Destaca-se que a presente investigação se insere no grupo das primeiras simulações numéricas desenvolvidas com esta ferramenta, Fx, no Departamento de Engenharia de Estrutura – EESC-USP.

Na modelagem numérica, ao fazer uso dos pacotes computacionais disponíveis na atualidade, comerciais ou acadêmicos, quase que obrigatoriamente se segue uma cronologia de ações semelhante. Assim, as etapas de desenvolvimento da análise numérica executadas no presente estudo foram:

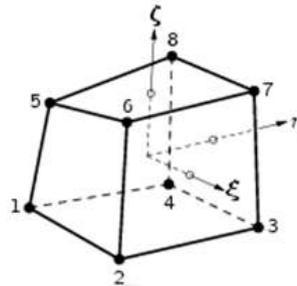
- i. Estudo das ferramentas básicas de pré e pós-processamento do Fx + DIANA[®] e familiarização com a interface do programa;
- ii. Representação dos modelos experimentais de *Push-out* e *Viga Mista*:
 - a. **Pré-Processamento:**
 - Criação da geometria;
 - Definição das propriedades físicas do aço, concreto e identificação do modelo da interface a ser utilizado;
 - Escolha dos elementos finitos a serem utilizados.
 - b. **Processamento:**
 - Estático linear, estático não-linear, modal, etc.
 - c. **Pós-Processamento:**
 - Extração e visualização dos resultados;
 - Comparação com os resultados experimentais.
- iii. Análise paramétrica visando à extrapolação dos resultados experimentais.

5.2 Aspectos da modelagem no Fx + DIANA[®]

5.2.1 Descrição dos Elementos Finitos utilizados

Os elementos finitos utilizados na simulação numérica estão disponíveis na biblioteca de elementos em DIANA (2012). Para a modelagem dos protótipos de *Push-out* e *Viga Mista* foram utilizados elementos sólidos na modelagem dos componentes de aço e concreto e elementos de superfície na modelagem da interface aço – concreto.

O elemento adotado foi o HX24L (Figura 5-1) para os sólidos, que é um elemento finito isoparamétrico com 8 nós e aproximação linear para os deslocamentos. Os graus de liberdade em cada nó desse elemento são os deslocamentos nas direções x, y e z.



(a)

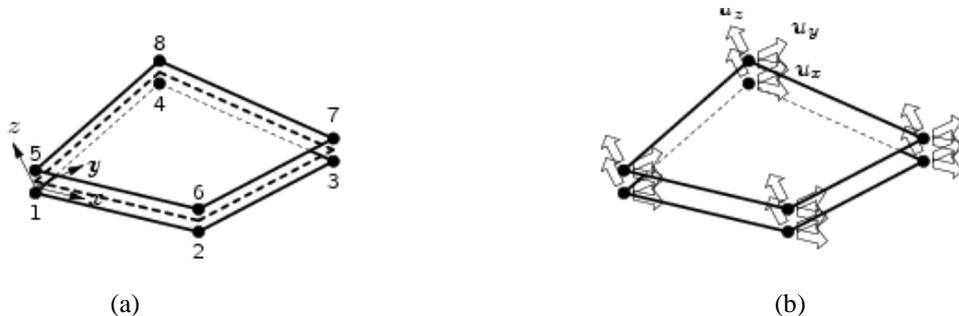
$$u_i(\xi, \eta, \zeta) = a_0 + a_1 \xi + a_2 \eta + a_3 \zeta + a_4 \xi \eta + a_5 \eta \zeta + a_6 \zeta \xi + a_7 \xi \eta \zeta$$

(b)

Figura 5-1 – (a): Elemento finito HX24L; (b) Função interpoladora (DIANA, 2012).

Por tratar-se de um elemento com aproximação linear para os deslocamentos, é necessária uma maior discretização da malha de elementos finitos. DIANA (2012) recomenda que, em análises não-lineares, sejam utilizados elementos com função aproximadora de segunda ordem (CHX60, por exemplo). Entretanto, o custo computacional inviabilizou o seu uso, haja vista a escala dos protótipos analisados, ainda que fosse possível utilizar uma malha menos refinada.

No tocante à modelagem da interface aço – concreto, foi utilizado o elemento finito de interface Q24IF (Figura 5-2). Este é um elemento de interface entre dois planos em uma configuração tridimensional que possui interpolação linear. Sua utilização se deve à necessidade de compatibilização do grau de interpolação dos elementos finitos utilizados, ou seja, não é possível, no DIANA, criar elementos de interface com grau de interpolação diferente do elemento finito adjacente.



(a)

(b)

Figura 5-2 – Elemento finito de interface Q24IF: (a) Tipologia; (b) Deslocamentos (DIANA, 2012).

Para a modelagem das barras de aço das armaduras foi feito o uso de elementos chamados *reinforcements*. Esses elementos não possuem nós e funcionam como enrijecedores

dos elementos finitos aos quais estão conectados, também conhecidos como *mother elements*. Os *reinforcements*, Figura 5-3, não possuem graus de liberdade, porém têm seu comportamento habilitado na direção axial da barra. Nessa situação, a aderência entre o aço e o concreto é considerada perfeita.

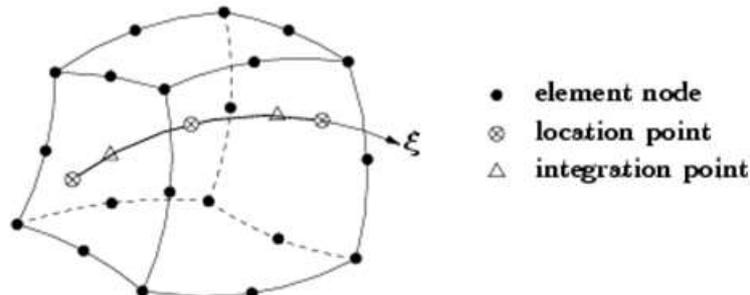


Figura 5-3 – *Reinforcements* em sólido (DIANA, 2012).

5.2.2 Modelos constitutivos

✓ Concreto

Ao sofrer certa intensidade de solitação, ocorre uma redução da capacidade resistente no concreto armado, com acréscimo significativo de deformação. Esse comportamento existe em virtude do denominado efeito “*strain softening*”, também conhecido como amolecimento do material e ocorre tanto no comportamento à tração como na compressão. O início do amolecimento do concreto corresponde ao início da fissuração.

Por este motivo, as deformações tendem a se apresentar de maneira mais acentuada em certas regiões da estrutura, de modo que a discretização da malha de elementos finitos nessas regiões passa a ter maior influência na qualidade dos resultados. Uma maior discretização dessas regiões implica em aumentar o custo computacional da análise em questão. A solução encontrada pelo DIANA[®] foi lançar mão de critérios da Mecânica da Fratura e da Mecânica do Dano.

Para a simulação do efeito de fraturamento nas estruturas de concreto armado foi feito uso do modelo de fissuração distribuída (*smearred cracking*) *Total Strain*. Os modelos “*Total Strain*” descrevem o comportamento do material na tração e na compressão, baseados apenas numa relação tensão-deformação. De acordo com DIANA (2012), esses modelos representam de maneira satisfatória o estado limite último e de serviço de estruturas de concreto armado.

O DIANA[®] ainda disponibiliza dois modelos do tipo *Total Strain*: “*Rotating Crack Model*” e “*Fixed Crack Model*”. O “*Rotating Crack Model*” permite que a abertura da fissura mude de direção, enquanto há a propagação da mesma. Já o “*Fixed Crack Model*” mantém o

mesmo ângulo da abertura da primeira fissura, permitindo que a mesma mude de direção apenas nos casos em que a variação do ângulo da fissura for igual a 90° , em relação ao ângulo inicial.

A entrada de dados nos modelos “*Total Strain*” compreende duas partes: na primeira são definidos parâmetros básicos, como o módulo de elasticidade longitudinal do material, coeficiente de *Poisson* e resistência à tração e à compressão; na segunda etapa é definido o comportamento do material na tração, na compressão e ao cisalhamento.

Para a descrição do comportamento dos materiais tanto à tração como à compressão, o DIANA[®] disponibiliza diversas leis constitutivas baseadas na energia de fraturamento.

Os parâmetros da mecânica da fratura necessários à representação desse modelo são: a energia de fraturamento na tração e na compressão (G_f e G_c), as resistências à tração e à compressão, o coeficiente de retenção ao cisalhamento β e o comprimento de banda de fissuras (“*crack band*”). Feenstra e Borst (1993) indicam que em ensaios experimentais a energia de fraturamento na compressão, G_c , apresenta valores entre 50 e 100 vezes superiores à energia de fraturamento na tração, G_f . Esses valores foram confirmados nos ensaios realizados por Farias (2008), entretanto devem ser encarados com certo cuidado, recomenda-se que os valores utilizados sejam ratificados por uma abordagem experimental.

Na ausência de resultados específicos do ensaio de fraturamento, o CEB-FIP *Model Code* (1990) permite calcular o valor de G_f . No DIANA[®] pode-se calcular automaticamente a energia de fratura segundo CEB-FIP *Model Code* (1990) utilizando comando MC1990. Ainda é necessário fornecer o diâmetro máximo do agregado graúdo ($d_{m\acute{a}x}$) do concreto e a resistência característica do concreto (*GRADE*).

O coeficiente de retenção ao cisalhamento β , por sua vez, é um parâmetro que permite reduzir o valor do módulo de elasticidade transversal do material, após iniciada a fissuração, sendo que essa redução se pode dar de maneira completa, constante ou variável. De acordo com Farias (2008), a influência desse parâmetro é maior em problemas cuja ruína está associada ao cisalhamento.

Na situação de retenção completa, o módulo de elasticidade transversal não sofre redução alguma. Tratando-se de retenção constante, o usuário define um valor para o parâmetro β , que deve estar no intervalo entre 0 e 1. Em problemas onde o cisalhamento é importante no modo de ruptura, o valor de β deve ser tomado próximo de 0, quando o cisalhamento não for relevante no modo de ruptura, próximo à 1.

Para a retenção variável, o DIANA[®] possibilita a utilização de modelos multilineares baseados na curva tensão de cisalhamento *versus* deformação por cisalhamento ou na curva

parâmetro de retenção *versus* deformação por cisalhamento. Em ambos os casos o usuário deve limitar a curva a no máximo 30 pontos.

Por fim, o comprimento de banda de fissuras (h) é utilizado para suprir a dependência de malha do modelo. Esse parâmetro pode ser fornecido pelo usuário, bem como calculado pelo programa, em função do tipo de elemento finito utilizado. Para elementos finitos sólidos a largura de banda de fissuras é tomada como a raiz cúbica do volume do elemento finito.

É importante ressaltar que o modelo *Total Strain* só pode ser ativado utilizando o programa *TNO-MeshEdit* ou alterando diretamente o arquivo *.DAT*, pois o pré e pós processador *Fx* ainda não está totalmente integrado ao *DIANA*[®].

✓ Aço

O modelo constitutivo adotado para o aço, barras e conectores foi o elasto-plástico perfeito com critério de ruptura de *Von Mises* conforme Figura 5-4. As curvas tensão *versus* deformação são normalmente obtidas de ensaios uniaxiais e o comportamento adotado é suposto igual, na tração e na compressão.

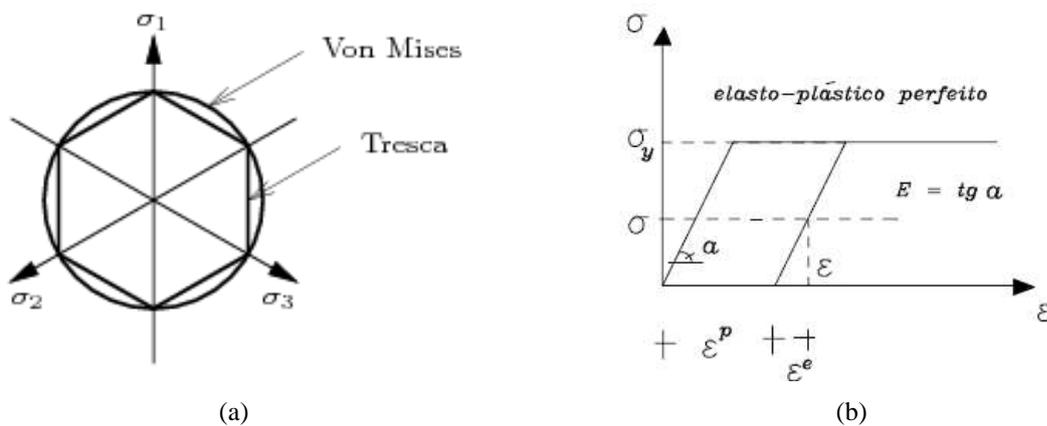


Figura 5-4 – Representação Gráfica: (a) Critério de *Von Mises*; (b) Modelo elasto-plástico perfeito (PROENÇA, 2010).

✓ Interface

Para a descrição do comportamento das interfaces, o *DIANA*[®] fornece alguns modelos para os vários tipos de elementos finitos planos de interface de sua biblioteca.

A partir da análise dos resultados experimentais dos ensaios de *Push-out*, foram testados, a priori, dois modelos constitutivos para a interface. O primeiro, *Bond-slip*, é o modelo recomendado para simulação de ensaios de aderência de barras de aço em concreto armado, enquanto que o segundo, *Coulomb-Friction*, é basicamente adaptado do clássico modelo de ruptura de *Mohr-coulomb* aplicado a interfaces.

De acordo com DIANA[®] (2012), as leis constitutivas para o *Bond-slip* são na sua maioria baseadas na teoria de deformação total, que expressa as trações em função dos deslocamentos relativos totais. No DIANA[®] a relação entre a tração normal e o deslocamento relativo normal é assumida como elástica e linear, enquanto que a relação entre a tensão de cisalhamento (*Shear traction*) e o escorregamento (*slip*) é assumida como não-linear.

Existem três curvas do tipo *Bond-slip*: a *Cubic*, a *Power Law* e a *Multilinear*. A Figura 5-5 descreve graficamente os três modelos.

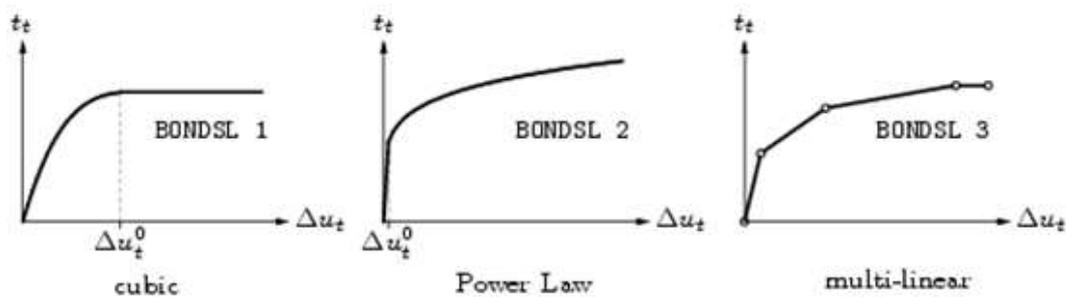


Figura 5-5 – Modelos de comportamento *Bond-slip* (adaptado de DIANA[®] (2012)).

A curva escolhida foi a *Cubic Law* como modelo de *Bond-slip* para o teste com o referido tipo de interface protótipos de *Push-out*. Este modelo descreve uma relação polinomial entre a tensão de cisalhamento (*shear traction* é o termo adotado pelo DIANA[®]) e o escorregamento (*slip*), que possui um patamar caso o escorregamento supere um valor limite pré-definido. Essa relação polinomial foi proposta por Dörr⁶ (1980) *apud* DIANA (2012) (Figura 5-6). Em termos matemáticos esta lei é expressa pela equação (5-1).

$$t_t = \begin{cases} f_t \left(5 \left(\frac{dt}{dt_0} \right) - 4.5 \left(\frac{dt}{dt_0} \right)^2 + 1.4 \left(\frac{dt}{dt_0} \right)^3 \right) & \text{se } 0 \leq dt < dt^0 \\ 1.9f_t & \text{se } dt \geq dt^0 \end{cases} \quad (5-1)$$

sendo:

t_t corresponde à tensão de cisalhamento na interface

f_t a resistência ao cisalhamento (valor a ser calibrado)

⁶ DÖRR, K. **Ein Beitrag zur Berechnung von Stahlbetonscheiben unter besonderer Berücksichtigung des Verbundverhaltens**. PhD thesis, University of Darmstadt, 1980.

dt_0 deslizamento no qual a curva atinge o patamar.

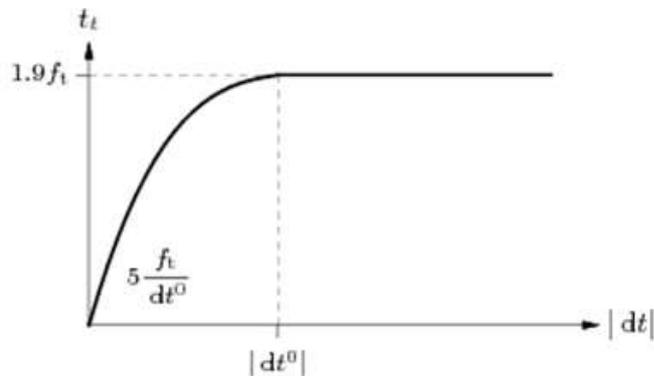


Figura 5-6 – *Cubic Law* (DIANA, 2012).

Para descrever o comportamento da interface segundo a referida Lei, é necessário estimar a constante C (ou f_t conforme Equação 5-1) e o parâmetro d_{t0} . Como estimativa inicial, DIANA (2012) recomenda adotar C igual ao valor da tensão de tração direta do concreto (f_t) e d_{t0} igual a 0,06 mm. A adoção desses valores no contexto da presente investigação não foi satisfatória, pois resultaram em uma superestimava da capacidade resistente dos modelos numéricos. Assim, a constante C foi calculada analiticamente utilizando a Equação 5-1, para cada tipo de protótipo *Push-out*, e o valor do escorregamento limite foi estimado a partir do gráfico experimental Tensão *versus* Escorregamento.

Cabe ressaltar que, no referido modelo ainda é necessário entrar com a rigidez tangencial (K_t) e normal (K_n) iniciais. O valor K_t foi obtido a partir da curva experimental tensão *versus* escorregamento, enquanto que para o K_n foi adotado empiricamente um valor baixo, uma vez que não houve contenção lateral no ensaio de *Push-out* apresentado no Capítulo 4. O valor K_t estimado corresponde ao coeficiente angular da reta entre a origem e o ponto de máxima tensão do gráfico que relaciona a tensão e o escorregamento experimental.

Acerca do segundo modelo de interface testado, *Coulomb-Friction*, o mesmo necessita informar, além das rigidezes iniciais, K_t e K_n , a coesão e o ângulo de atrito interno. Esse modelo parte da premissa de que o deslocamento resultante do esforço cisalhante pode ser decomposto em uma parcela reversível e outra irreversível.

O modelo de interface *Coulomb friction* é basicamente dado por duas superfícies, uma elástica e outra plástica, formadas a partir das equações (5-2) e (5-3) respectivamente.

$$f = \sqrt{t_t^2 + t_n \cdot \tan \phi(k)} - \bar{c}(k) = 0 \quad (5-2)$$

$$g = \sqrt{t_t^2 + t_n \cdot \tan \varphi} \quad (5-3)$$

A direção da parcela irreversível do descolamento é dada pela equação (5-3) onde o *uplift* é determinado a partir do ângulo de dilatância φ . Na atual versão do DIANA[®], v. 9.4.4, esse ângulo é assumido como constante.

Os valores adotados para os parâmetros de ambos os métodos avaliados para a interface são descritos nos itens seguintes. Aspectos adicionais dos referidos modelos podem ser facilmente encontrados em DIANA (2012).

5.3 Modelos do tipo *Push-out*

5.3.1 Descrição dos modelos

✓ *Hipótese adotada*

Para a representação numérica dos protótipos de *Push-out* realizados na etapa experimental deste trabalho, foi desenvolvido um modelo numérico utilizando simetria. Para tanto foi considerada a presença de apenas uma interface, sendo esta representativa do comportamento das demais presentes no modelo (ver Figura 3-21). Do contrário, apenas os resultados dos ensaios de *Push-out* não seriam suficientes para fomentar a avaliação numérica dos referidos protótipos.

Para a descrição detalhada dos materiais e interfaces envolvidas na ligação proposta era necessário realizar ensaios de cisalhamento direto entre as interfaces concreto-AAD, conector-AAD e flange-AAD, a fim de determinar modelos constitutivos para cada interface, contudo isto não foi possível no âmbito desta pesquisa. Portanto o modelo numérico que representou o protótipo experimental do tipo *Push-out* não apresentou a região da AAD, ou seja, a interface tem espessura nula e o bloco de concreto foi diretamente posicionado sobre o conector.

Na Figura 5-7 são demonstrados os componentes do modelo numérico separadamente, enquanto que na Figura 5-8 apresenta-se a vista de topo e uma perspectiva do modelo numérico.

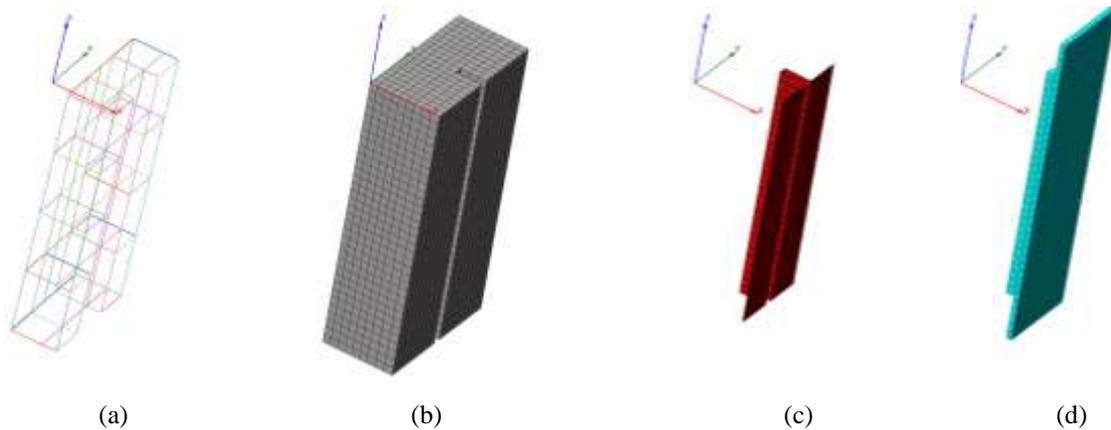


Figura 5-7 – Componentes do modelo numérico: (a) Armadura; (b) Bloco de concreto; (c) Interface; (d) Conector.

Cabe notar que as dimensões do modelo foram as mesmas do protótipo experimental, salvo as adaptações necessárias na geometria do bloco de concreto, implementadas para resolver a diferença de geometria resultante da não consideração da geometria real das interfaces.

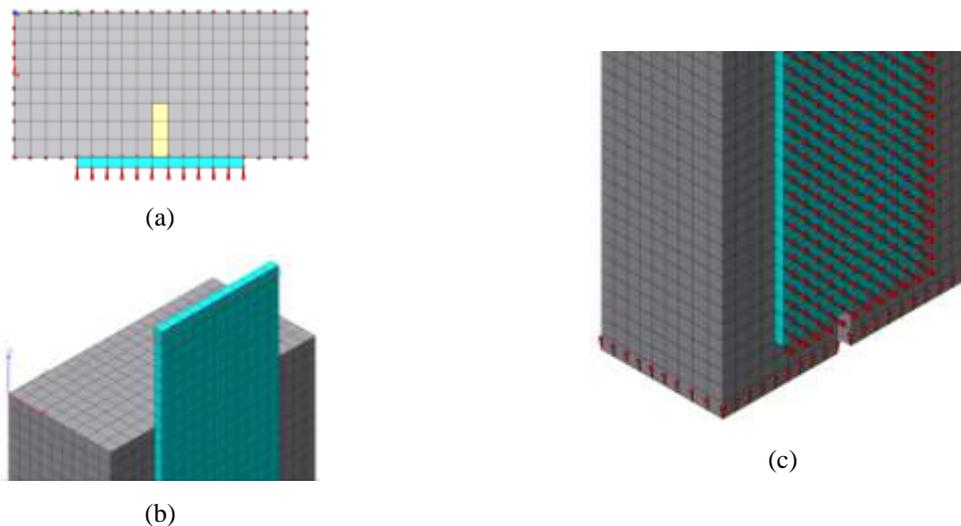


Figura 5-8 – (a) Vista de topo; (b) Ponto de aplicação do deslocamento; (c) Condições de apoio e simetria.

✓ *Condições de contorno*

Com relação às condições de apoio, os nós da base do bloco de concreto tiveram sua translação em Z restringidas. Para aplicar a condição de simetria, os nós da placa de reação foram restringidos na direção X.

Para a avaliação da resposta do modelo numérico, optou-se pela prescrição de deslocamentos na direção do eixo Z, aplicados nos nós do topo da placa de reação, assim como no experimento.

✓ *Propriedades mecânicas dos materiais utilizados*

Os valores utilizados do módulo de elasticidade, resistência à compressão e resistência à tração para o concreto, foram àqueles obtidos nos ensaios de caracterização do concreto (item 4.2). Na Tabela 5-1 estão os valores dos parâmetros necessários à implementação do modelo *Total Strain*.

PARABO, EXPONE, FIXED e VC1993 são comandos do DIANA, que definem o perfil da curva do concreto à compressão, à tração, o tipo de modelo *Total Strain* e a metodologia de cálculo para o coeficiente de redução da resistência à compressão devida à fissuração do concreto, respectivamente. As curvas PARABO e EXPONE (Figura 5-9 – (a) e (b)) são funções da energia de fratura à compressão e à tração, respectivamente enquanto que VC1993 define a metodologia proposta por Vecchio e Collins (1993) (Figura 5-9 – (c)), para a consideração redução da resistência a compressão devida à fissuração do concreto.

Tabela 5-1 - Parâmetros de entrada no DIANA – Concreto – *Push -out*.

Modelo <i>Total Strain</i>	FIXED
Módulo de elasticidade	32040 N/mm ²
Coefficiente de <i>Poisson</i>	0,2
Resistência à compressão	38,8 N/mm ²
Comportamento à compressão (curva)	PARABO
Resistência à tração	3,2 N/mm ²
Comportamento à tração (curva)	EXPONE
Energia de fratura à tração (G_f)	0.0775 N.mm/mm ² (CEB MODEL CODE 1990)
Energia de fratura à compressão (G_c)	7,75 N.mm/mm ² (100 x G_f)
Redução da resistência à compressão devido à fissuração	Vecchio e Collins (1993) VC1993
Retenção ao cisalhamento (curva)	CONSTA
β (coeficiente de retenção ao cisalhamento)	0,5

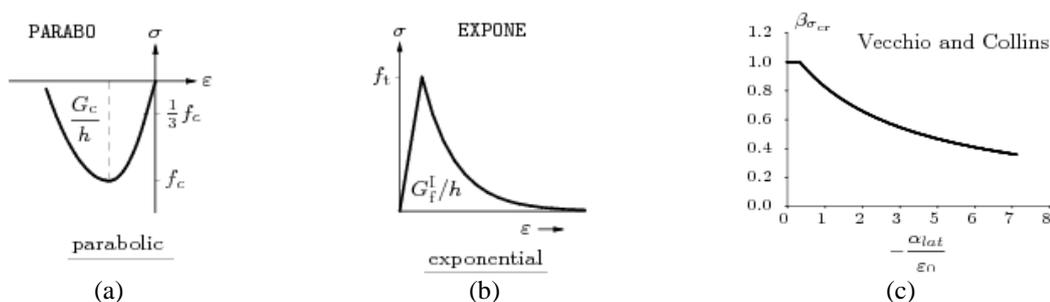


Figura 5-9 – (a) Comportamento do concreto na compressão; (b) Comportamento do concreto na tração; (c) Efeito redutor da resistência à compressão devida à fissuração segundo Vecchio e Collins (1993).

Os parâmetros utilizados na interface para ambos os modelos testados, *Bond-slip* e *Coulomb-Friction* são apresentados na Tabela 5-2. Desses valores apenas o K_t e a coesão foram estimados experimentalmente, a rigidez normal (K_n) e o ângulo de atrito interno foram obtidos empiricamente, enquanto que a estimativa inicial para os parâmetros C e d_{t0} do modelo para interface tipo *Bond-slip* foi realizada utilizando a formulação presente em DIANA (2012).

Tabela 5-2 – Parâmetros da interface

Conector	K_t MPa/mm	K_n MPa/mm	Coulomb - Friction		Bond-slip	
			Coesão (MPa)	Ângulo de atrito interno (°)	C	d_{t0}
L	2,16		1,42		0,75	0,55
R	7,96	0,0001	1,69	0,1	0,85	0,30
RP	9,76		1,79		0,90	0,25

O valor da rigidez tangencial (K_t) foi obtido a partir da curva experimental tensão de cisalhamento *versus* escorregamento, sendo o K_t definido como o coeficiente angular da reta que passa entre a origem da referida curva e seu ponto de máxima tensão de cisalhamento. A coesão apresentada na Tabela 5-2, refere-se à razão entre a força resistente máxima e a área total de interface.

A utilização de uma rigidez normal muito próxima de zero, bem como o ângulo de atrito também pequeno, se deu visando desconsiderar a parcela da rigidez normal à superfície, ainda que notadamente ela exista; há claramente um efeito confinante na região do conector, originado pela presença de armadura no bloco limitando por sua vez a abertura de fissuras nessa região.

No estudo paramétrico preliminar presente no item 5.4 são apresentadas as análises preliminares que justificam a adoção dos parâmetros da interface presentes na Tabela 5-2.

Em relação ao aço, foi feito uso dos valores nominais das propriedades mecânicas de cada tipo utilizado, ASTM – A36 e CA-50, de acordo com os catálogos dos fabricantes, uma vez que nesta etapa não foram realizados ensaios de caracterização do referido material.

✓ *Estratégia de solução, critérios de convergência e tamanho da malha.*

A estratégia de solução adotada foi a de *Newton Rapshon*, com critério de convergência em energia. A tolerância adotada foi de 10^{-3} . Para diminuir o tempo de processamento foi utilizado o algoritmo *Line Search*, que tem como função corrigir a solução

encontrada nos métodos de solução tradicionais, de maneira a acelerar a taxa de convergência. No tocante ao incremento de deslocamento, esse foi dividido igualmente em 200 passos de 0,005 mm para a etapa de calibração dos modelos, a fim de se obter uma curva com um número maior de pontos. Já na etapa de análise paramétrica, o passo de carga foi dividido igualmente em 100 passos de 0,01mm.

Em relação à malha, esta foi mapeada, sendo 20 mm o tamanho máximo para o elemento finito. Cabe ressaltar que o estudo prévio do tamanho da malha e a avaliação de sua influência na resposta do modelo foram realizados, contudo não foram incluídos no corpo desta tese.

5.4 Resultados – Calibração dos modelos do tipo *Push-out*

✓ *Escolha do modelo para interface*

Como mencionado anteriormente, é necessário fornecer além dos parâmetros do modelo de interface não-linear, seja para o *Bond-slip* ou *Coulomb-friction*, os valores da rigidez tangencial (K_t) e da rigidez normal (K_n), ambos no regime linear.

A análise da influência dos referidos parâmetros no contexto do modelo de *Bond-slip*, demonstra que é indiferente usar o valor de K_t igual a 1, 10 ou 100 MPa/mm, conforme a Figura 5-10 – (a), por meio da superposição das curvas. Analogamente, utilizar para o K_n um valor próximo de zero, ou um valor igual ao K_t não altera significativamente o resultado do modelo numérico (Figura 5-10 – (b)). Disto pode-se concluir que o comportamento da interface, neste caso, é governado pelos parâmetros C e d_{to} .

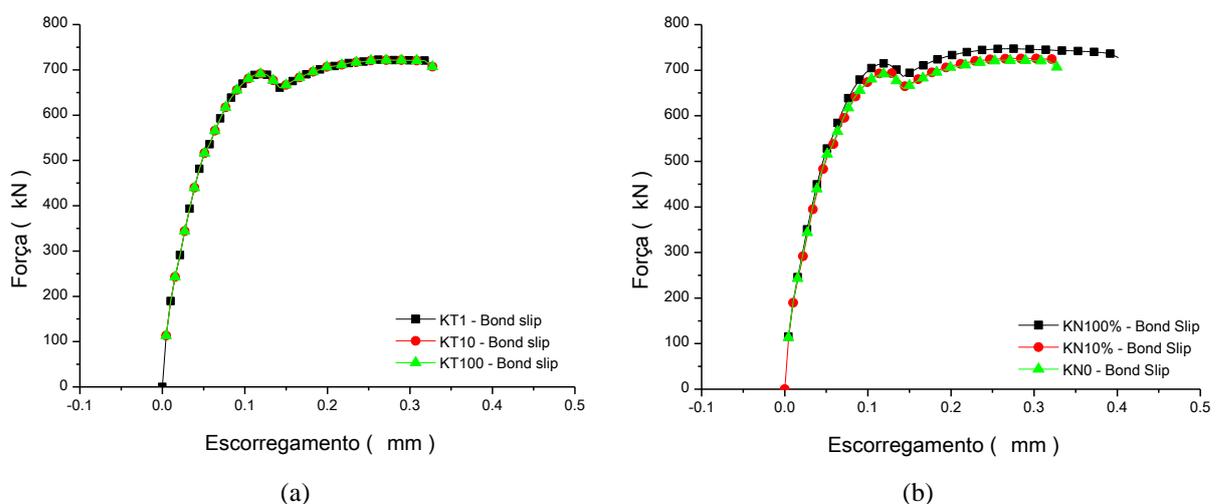


Figura 5-10 – Modelo de interface do tipo *Bond-slip*: (a) Avaliação da influência da rigidez tangencial; (b) Avaliação da influência da rigidez normal.

Para o caso do modelo de interface do tipo *Coulomb-Friction*, o observado no modelo do tipo *Bond-slip* para a rigidez normal se aplica ao *Coulomb-Friction*. Ou seja, ainda que se varie a rigidez normal de um valor próximo de zero até o exato valor adotado para a rigidez tangencial, o comportamento do modelo numérico não se altera significativamente (Figura 5-11 – (b)). Contudo na análise do K_t para o modelo de *Coulomb-Friction*, verificou-se que a alteração deste parâmetro influenciava significativamente o comportamento global do modelo numérico de *Push-out*, como pode ser observado na (Figura 5-11 – (a)).

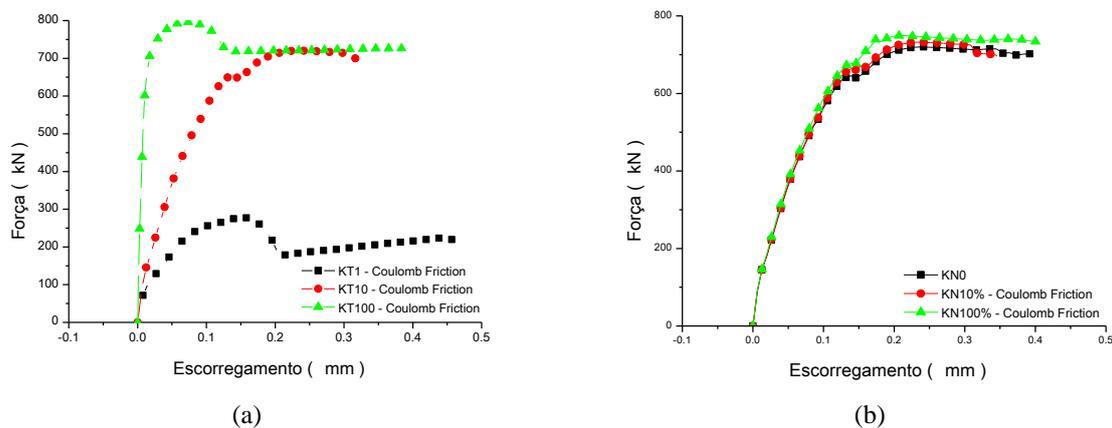


Figura 5-11 – Modelo de interface do tipo *Coulomb-friction*: (a) Avaliação da influência da rigidez tangencial; (b) Avaliação da influência da rigidez normal.

Ressalta-se que as análises da influência da rigidez tangencial (K_t) e da rigidez normal (K_n) acima foram realizadas apenas no contexto do conector do tipo RP.

A Figura 5-12 apresenta o resultado da calibração dos modelos referente aos protótipos do tipo L, R e RP, considerando tanto o modelo de *Bond-slip* quanto o *Coulomb-friction*, para os parâmetros apresentados na Tabela 5-2.

Comparativamente, os modelos de interface avaliados apresentaram comportamento bastante semelhante, contudo o *Bond-slip* apresentou-se mais adaptável às situações avaliadas, uma vez que o modelo de *Coulomb-Friction* não teve uma aproximação satisfatória para o conector do tipo L em termos de força *versus* escorregamento. Destaca-se ainda que os modelos utilizados são de ruptura, e sendo assim não conseguem reproduzir o trecho pós-pico da curva experimental.

Portanto, tendo em vista que o modelo para interface do tipo *Bond-slip* se demonstrou dependente de uma quantidade menor de parâmetros, parâmetros estes passíveis de uma estimativa analítica, além de uma melhor aproximação, o modelo de *Bond-slip*, *Cubic Law*, foi adotado para a simulação numérica dos protótipos do tipo *Push-out*.

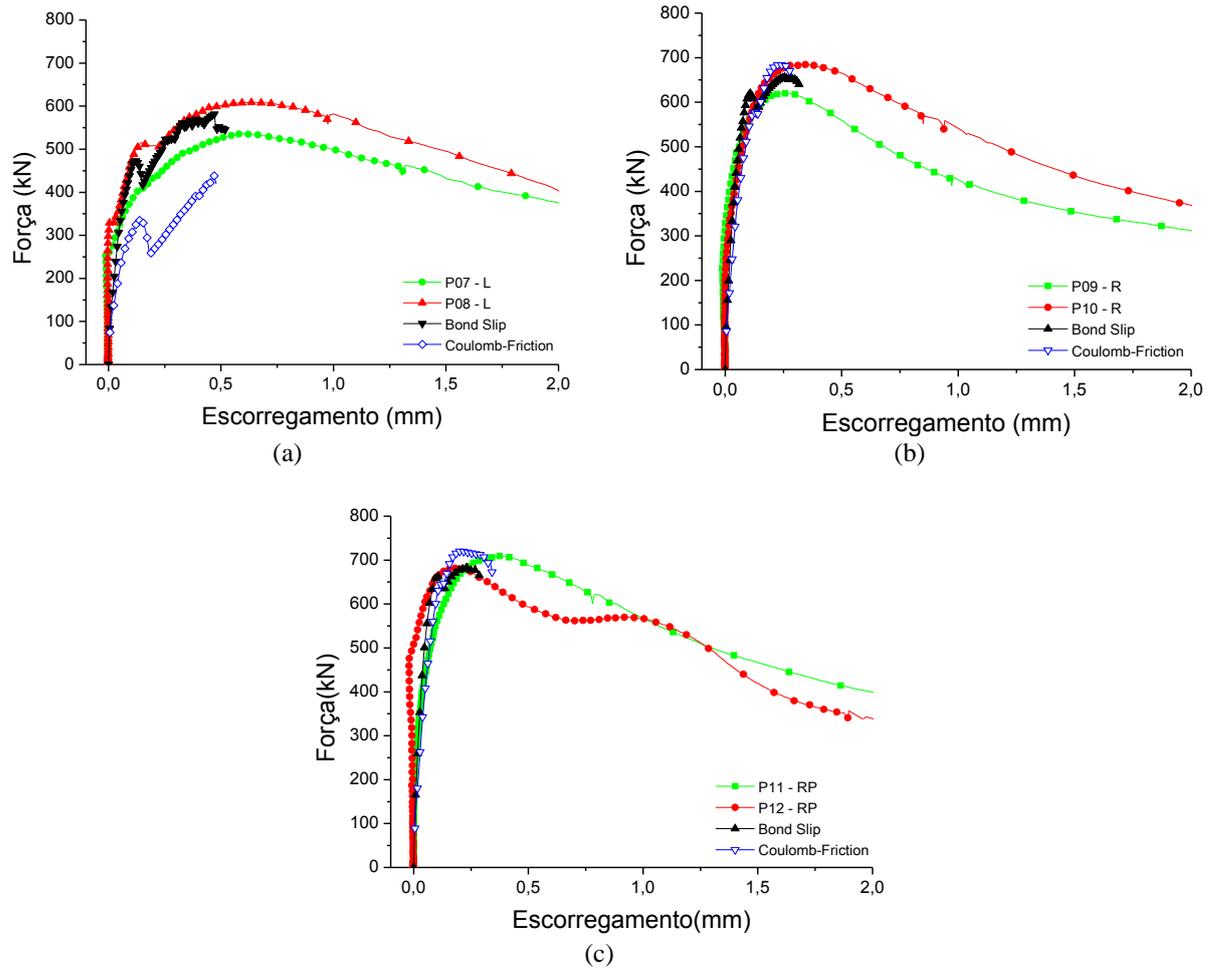


Figura 5-12 – Comparação entre modelos constitutivos para interface: (a) Conector do tipo L; (b) Conector do tipo R; (c) Conector do tipo RP.

Sendo o comportamento da interface do tipo *Bond-slip* governado pelo par de parâmetros (C , d_{to}) são apresentadas, em separado, na Figura 5-13, as curvas força *versus* escorregamento resultantes da calibração realizada para os modelos numéricos do tipo L (PUSH 01), R (PUSH 02) e RP (PUSH 03).

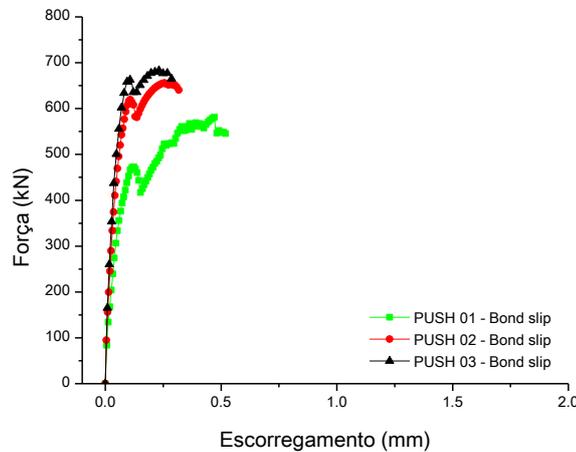


Figura 5-13 – Modelo do tipo *Push-out*: Curvas força *versus* escorregamento obtidas da calibração dos parâmetros C , d_{to}

Como se pode notar, há uma primeira queda por volta de 0,1 mm de escorregamento para todas as curvas. Vale lembrar que essa mesma queda ocorreu quando da utilização do modelo de *Coulomb-Friction* para a interface. Esta queda indica que há uma acomodação do modelo previamente à ruptura. Em relação à variação dos parâmetros, C e d_{to} , há claramente uma influência da resposta do modelo, contudo a “forma” da curva não muda.

✓ *Modo de ruptura*

As tensões principais referentes ao passo de carga correspondente à carga máxima do modelo, no bloco de concreto, para modelo numérico do tipo RP, são apresentadas nas Figura 5-14, Figura 5-15, Figura 5-16. Nessas figuras, as tensões principais são demonstradas por meio do gradiente das tensões no bloco, indexadas com (a), como também pelo desenho da região do bloco de concreto onde as tensões excederam a tensão de tração (ou compressão) do concreto, indexadas com (b). Ainda é demonstrado na Figura 5-14 o aspecto da fissuração no bloco.

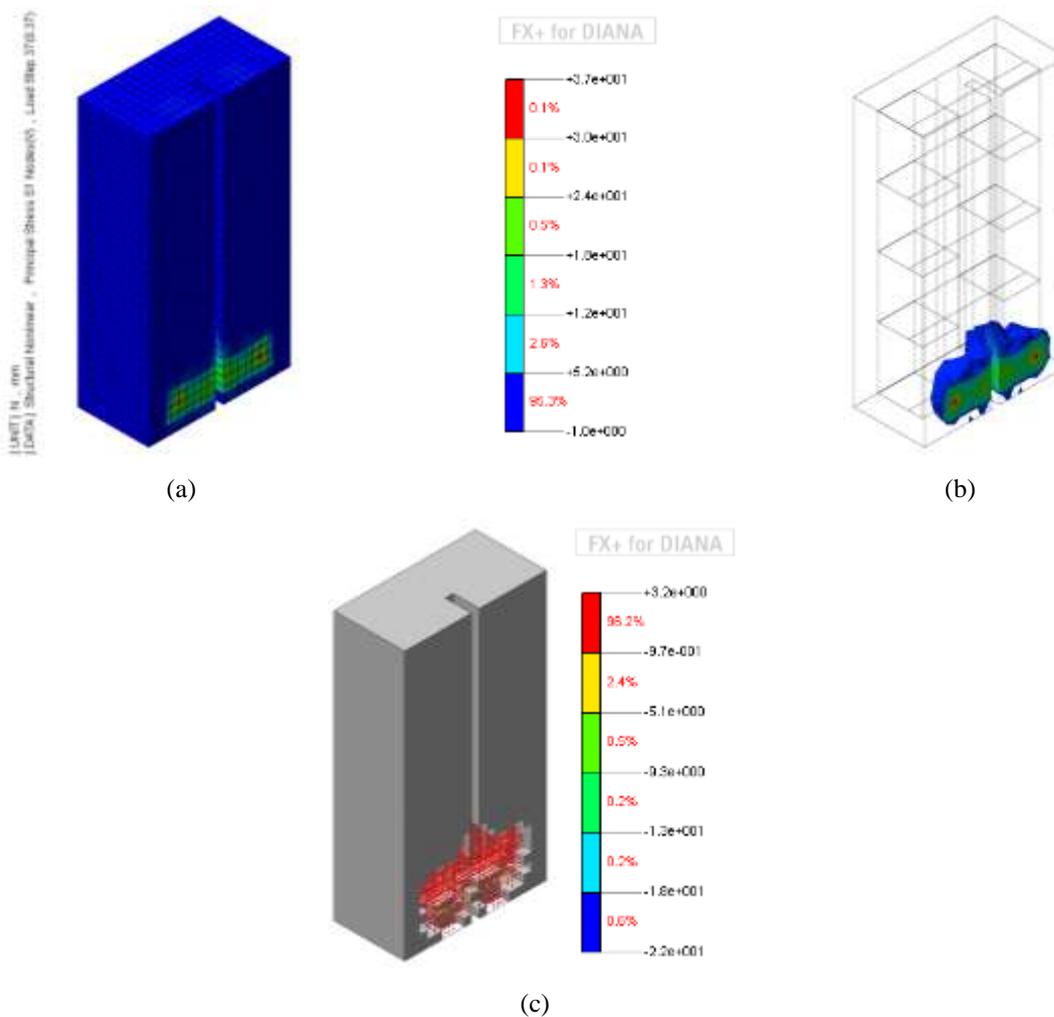


Figura 5-14 – (a) Contorno da tensão principal S1 no bloco de concreto; (b) Região do bloco onde a tensão S1 excedeu a tensão de tração do concreto; (c) Fissuração no bloco referente à carga máxima.

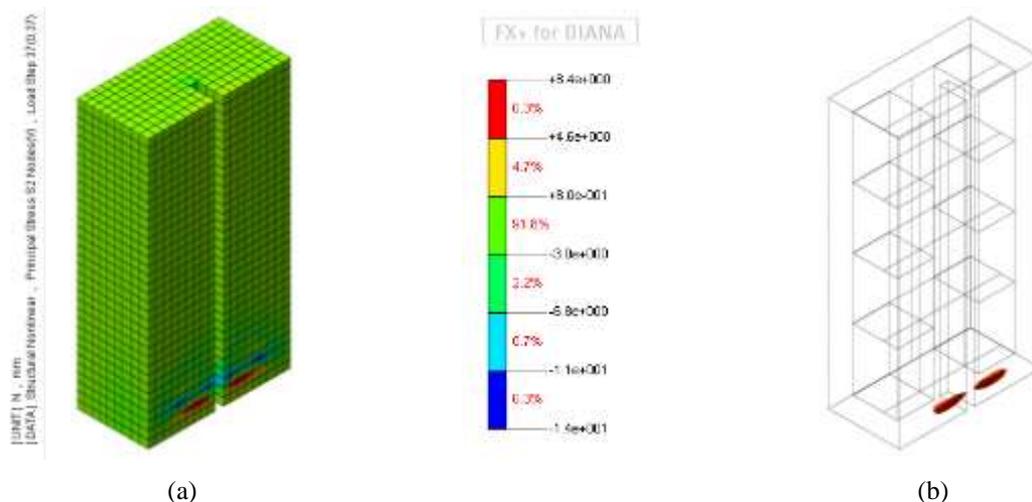


Figura 5-15 – (a) Contorno da tensão principal S2 no bloco de concreto; (b) Região do bloco onde a tensão S2 excedeu a tensão de tração do concreto.

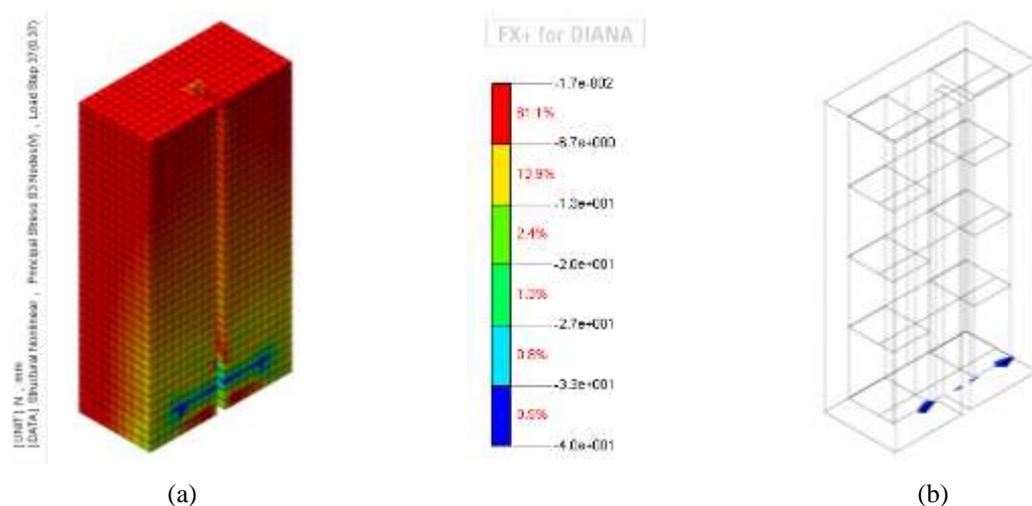


Figura 5-16 – (a) Contorno da tensão principal S2 no bloco de concreto; (b) Região do bloco onde a tensão S3 excedeu a tensão de compressão do concreto.

A concentração de elevadas tensões de tração/compressão na base do modelo, apresentada na Figura 5-14, Figura 5-15 e Figura 5-16, é coerente com a deformada numérica do mesmo e com o aspecto da fissuração apresentada. Contudo, seus valores devem ser considerados com certo cuidado, por representarem uma pequena porção do modelo (ver porcentagem na escala de valores das figuras) e não se propagar consideravelmente para o seu interior.

Cabe ressaltar que nos protótipos experimentais não foi possível observar a fissuração mostrada na Figura 5-14 – (c), seja durante a realização do ensaio ou mesmo na etapa de “autópsia” dos protótipos do tipo *Push-out* (ver Figura 4-28).

Todavia, se avaliarmos as tensões principais apresentadas nas Figura 5-14, Figura 5-15, Figura 5-16, desconsiderando esses pontos de concentração de tensão, pode-se inferir que o bloco de concreto não rompe, pois a ordem de grandeza das tensões principais é inferior às resistências à tração e compressão do concreto apresentadas na Tabela 5-1.

Com relação à deformada, a Figura 5-17 a apresenta. Assim como no experimento, no trecho antes da ruptura, a base do modelo tende a abrir e o topo a fechar, associado a um escorregamento relativo entre o bloco de concreto e o conector. A deformada numérica apresentada é coerente dentro das limitações do modelo numérico, pois após a ruptura, o modelo tende a abrir no topo do protótipo atingindo valores de *uplift* da mesma ordem da base.

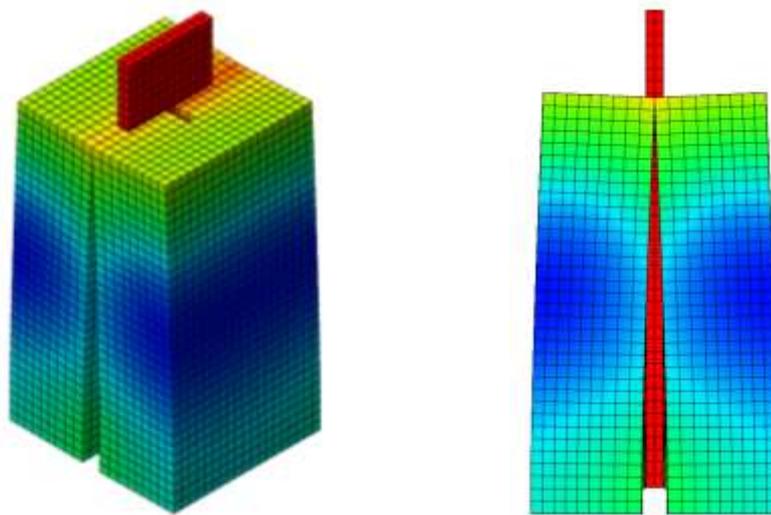


Figura 5-17 – Deformada do modelo numérico.

A Figura 5-18 apresenta as tensões de cisalhamento na interface, referente ao ponto de máxima resistência da curva força *versus* escorregamento obtida pela simulação numérica. Como se pode notar, os valores se aproximam daqueles apresentados para a coesão na Tabela 5-2. Ressaltasse que os valores apresentados na

Figura 5-18, foram obtidos a partir da simulação da interface utilizando o modelo *Cubic Law*, do tipo *Bond-slip*, no qual não é fornecido o valor da coesão, como no caso do *Coulomb-friction*.

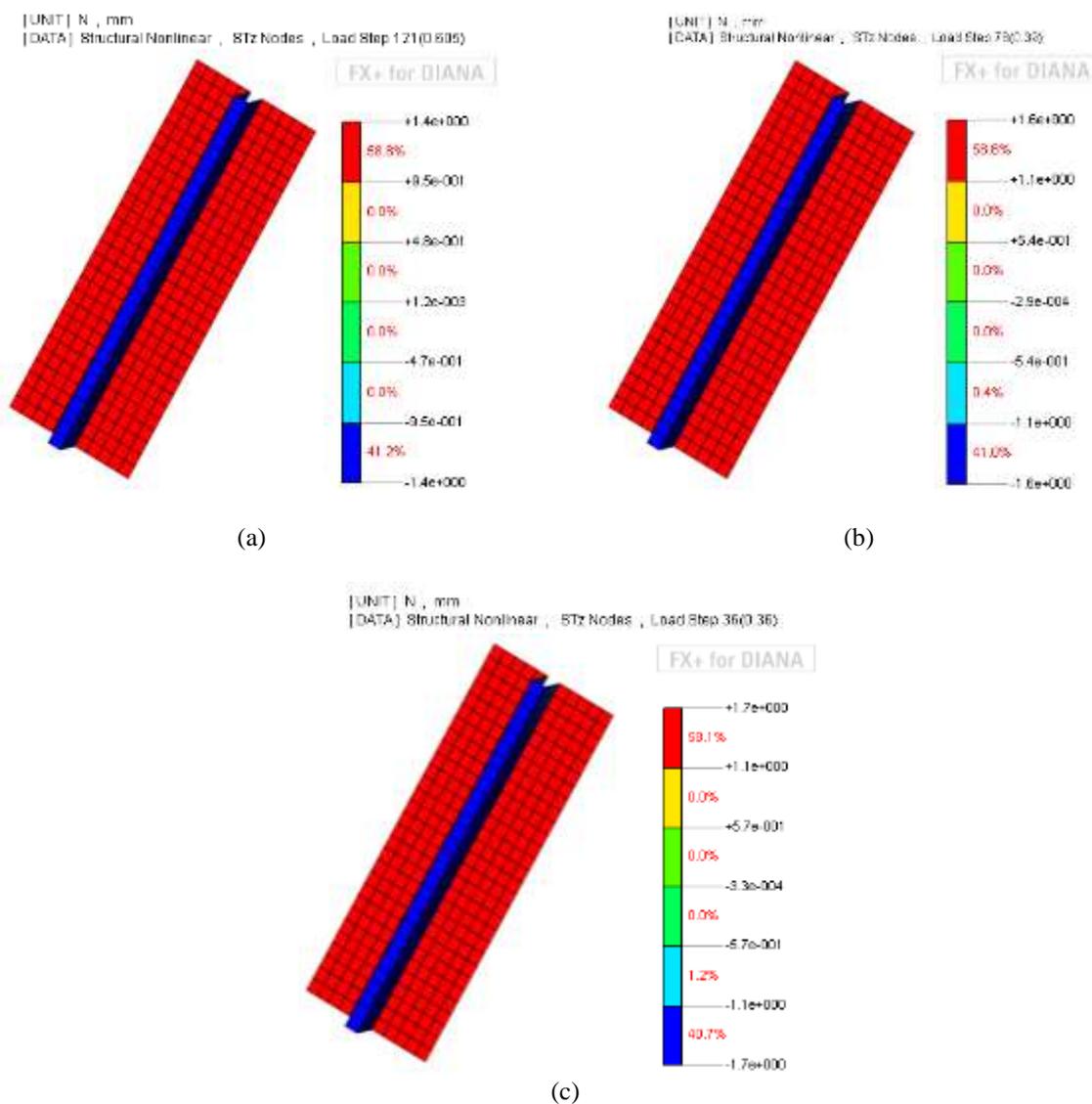


Figura 5-18 – Tensões na interface referente à carga máxima: (a) Conector do tipo L; (b) Conector do tipo R; (c) Conector do tipo RP.

Assim, como o modelo numérico do tipo *Push-out* para de convergir logo após atingir a carga máxima, correspondente a uma coesão próxima da experimental, entende-se que a interface comandou a ruptura do modelo numérico, de maneira análoga aos protótipos experimentais do tipo *Push-out*, onde a ação composta das diversas interfaces envolvidas foi o limitador da resistência. É importante comentar que a partir do modelo numérico aqui apresentado, não se é capaz de inferir qual das interfaces, descritas na Figura 3-22, está associada à ruptura do modelo numérico.

✓ *Resistência máxima e escorregamento (slip)*

Na Tabela 5-3 e Tabela 5-4 são apresentados os valores experimentais médios, obtidos para força máxima e escorregamento correspondente, respectivamente. Esses valores são

comparados aos obtidos na simulação numérica, utilizando tanto o modelo de *Bond-slip* quanto o de *Coulomb-Friction* para a interface, ainda que o *Bond-slip* já tenha sido escolhido para utilização no estudo paramétrico apresentado no item 5.5.

Tabela 5-3 – Comparação – Força máxima – Experimental x Numérico.

Modelo	Experimental* (kN)	Numérico (kN)		Variação**	
		<i>Bond-slip</i>	<i>Coulomb-Friction</i>	<i>Bond-slip</i>	<i>Coulomb-Friction</i>
L	573,02	581,24	438,01	1,43%	30,82%
R	652,78	656,87	684,02	0,63%	4,57%
RP	695,71	682,95	719,97	1,83%	3,37%

*Valor médio **Em relação ao valor experimental.

Tabela 5-4 – Comparação – Escorregamento máximo – Experimental x Numérico.

Modelo	Experimental* (mm)	Numérico (mm)		Variação**	
		<i>Bond-slip</i>	<i>Coulomb-Friction</i>	<i>Bond-slip</i>	<i>Coulomb-Friction</i>
L	0,62	0,47	0,47	24,19%	31,91%
R	0,30	0,26	0,23	13,33%	30,43%
RP	0,28	0,23	0,20	17,86%	40,00%

*Valor médio **Em relação ao valor experimental.

A análise da Tabela 5-3 e Tabela 5-4 ratifica a adoção do modelo de *Bond-Slip* no contexto dos ensaios de *Push-out*, uma vez que demonstraram uma melhor aproximação tanto em termos de resistência quanto em escorregamento.

✓ *Comportamento uplift x slip*

O modelo numérico não é capaz de descrever o comportamento pós-carga máxima. Assim, também não foi possível delinear a parte da curva experimental *uplift x slip* de interesse, pós-pico, uma vez que o *uplift* prévio a ruptura é muito pequeno.

5.5 Estudo paramétrico dos modelos do tipo *Push-out*

A fim de avaliar a influência de alguns parâmetros do protótipo experimental do tipo *Push-out* no seu comportamento estrutural, apresenta-se no que se segue um estudo paramétrico acerca da influência da relação entre a espessura do bloco e do conector, da taxa de armadura transversal (N3) e da presença de uma nova configuração para a armadura transversal. A nova configuração proposta para a armadura transpassa o conector, conforme

demonstrado na Figura 5-19. Ressalta-se que não foram realizados experimentos com a armadura transversal (N3), portanto os resultados aqui apresentados são de caráter exploratório.

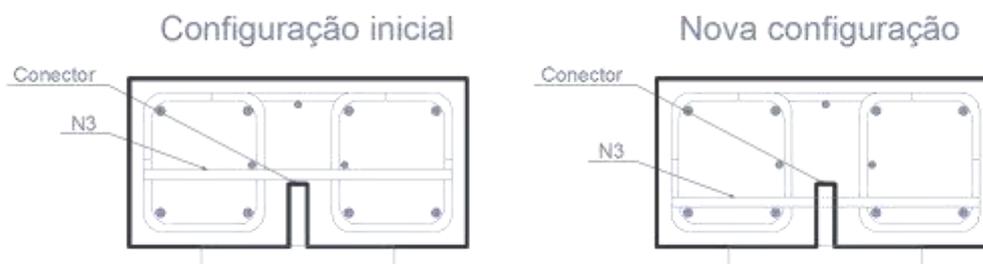


Figura 5-19 – Configurações de armadura estudadas na análise paramétrica

A Tabela 5-5 apresentada à listagem dos modelos avaliados, bem como os principais parâmetros de análise. Os modelos PUSH 01, PUSH 02 e PUSH 03, são os modelos de referência, calibrados a partir dos protótipos experimentais do tipo L, R e RP, respectivamente.

Ressalta-se que o estudo paramétrico se limitou a avaliar referidos parâmetros expostos na Tabela 5-5, em termos do comportamento resistente expresso na forma da curva força *versus* escorregamento.

Em relação à taxa de armadura, N3 corresponde à armadura transversal logo acima do conector (ver Figura 5-19). Além da taxa de armadura presente no protótipo experimental para a referida posição, foi avaliada a ausência de armadura, utilização do equivalente ao dobro da taxa presente no protótipo experimental e por fim a mudança no posicionamento desta armadura, de forma a transpassar o conector.

Tabela 5-5 – Lista de modelos para a análise paramétrica – *Push-out*.

MODELO	f_{ck} (MPa)	f_{cm} (MPa)	F_{ct} (MPa)	E_{ci} (GPa)	G_f (N/mm)	G_c (N/mm)	H laje (mm)	H conector (mm)	A_{st} (N3) (mm ²)	C	d_{t0} (mm)
PUSH 01	38,8	38,8	3,20	32,04	0,0775	7,7500	175	63,5	100%	0,75	0,55
PUSH 02										0,85	0,30
PUSH 03							100		0,9	0,250	
PUSH 04											
PUSH 05							250		0%	0,85	0,3
PUSH 06											
PUSH 07							175		200%		
PUSH 08*							100%				
PUSH 09							100		100%	0,75	0,55
PUSH 10							250				
PUSH 11							175		0%	0,85	0,3
PUSH 12									200%		
PUSH 13*							100		100%	0,75	0,55
PUSH 14											
PUSH 15							250		0%		
PUSH 16							175		200%		
PUSH 17									100%		
PUSH 18*											

* Corresponde ao modelo com a nova configuração para armadura transversal do bloco

Para o cálculo dos parâmetros do concreto descritos na Tabela 5-5, foram utilizadas as recomendações do CEB MODEL CODE 1990 (CEB 1990).

✓ *Espessura do bloco de concreto armado x altura do conector*

A influência da relação entre espessura do bloco e a altura do conector foi avaliada por meio da variação da espessura do bloco de concreto. Acerca desse parâmetro considera-se que este não influenciou significativamente na resistência do modelo numérico do tipo *Push-out*, para todos os conectores utilizados, L, R e RP.

Nos modelos que utilizaram a espessura da laje igual a 250 mm, houve um leve acréscimo, contudo naqueles onde a espessura da laje foi de 100 mm, ocorreu uma situação adversa, estes modelos obtiveram resistências levemente superiores àqueles calibrados para o bloco de espessura igual a 175 mm. O exposto pode ser percebido da análise da Figura 5-20, de (a) a (c), onde é apresentado o referido resultado.

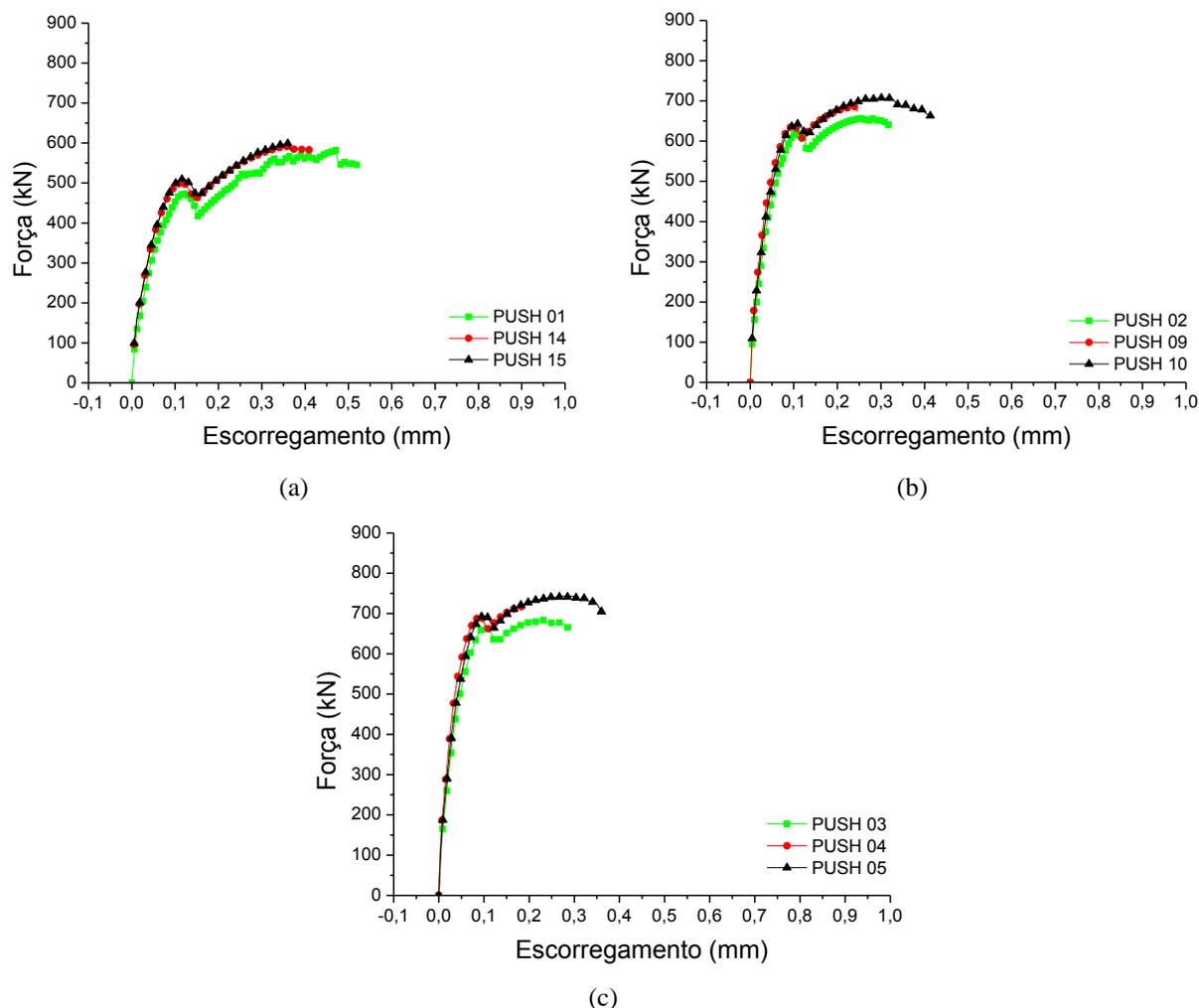
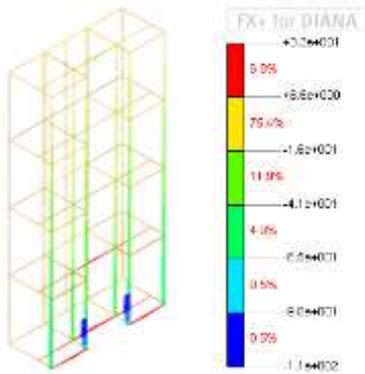


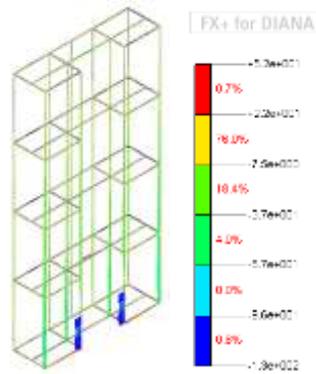
Figura 5-20 – Resultado do estudo paramétrico – relação entre a altura do bloco e do conector – *Push-out*: (a) Conector do tipo L; (b) Conector do tipo R; (c) Conector do tipo RP.

Para o comportamento ocorrido, o acréscimo de resistência com a diminuição da espessura, acredita-se que a resposta está numa maior solicitação da armadura, o que acabou por compensar a perda de rigidez do bloco (ver Figura 5-21). Outra hipótese para o ocorrido refere-se à alteração no tamanho dos elementos finitos, influência da malha, à medida que a espessura do bloco foi alterada, ainda que o tamanho máximo do elemento finito tenha sido o mesmo utilizado na etapa de calibração.

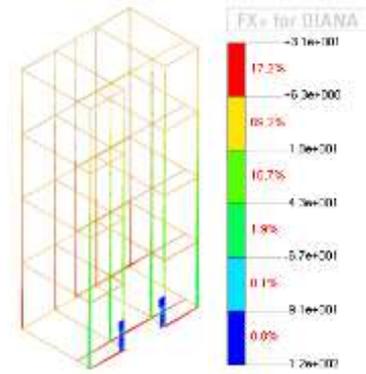
Portanto, a respeito da influência da relação entre a espessura do bloco de concreto e a altura do conector, pode-se inferir que para as relações avaliadas no contexto deste estudo é de pouca relevância a espessura do bloco na resposta do modelo.

Conector tipo L

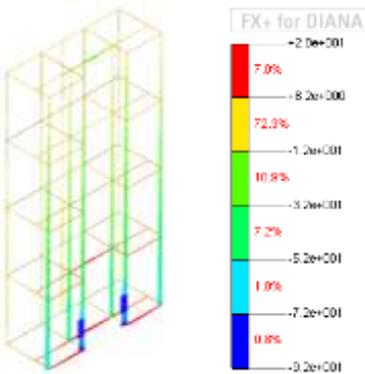
PUSH 01



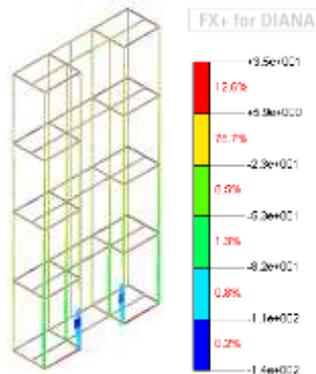
PUSH 14



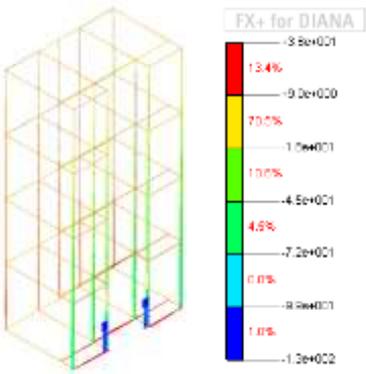
PUSH 15

Conector tipo R

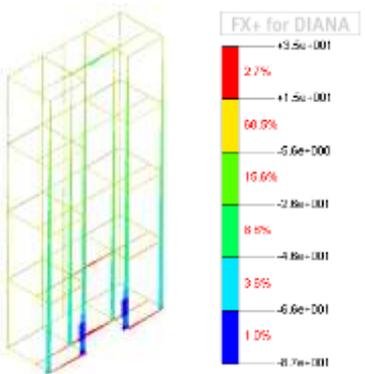
PUSH 02



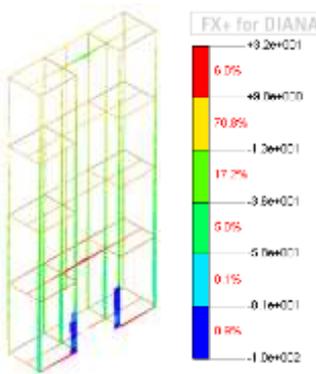
PUSH 09



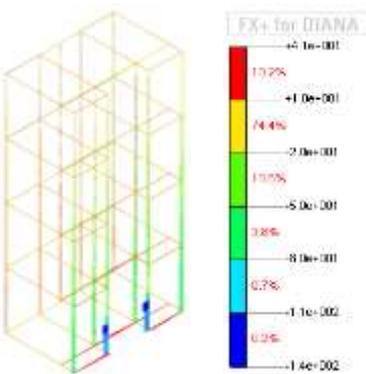
PUSH 10

Conector tipo RP

PUSH 03



PUSH 04



PUSH 05

Figura 5-21 – Tensões nas armaduras (em N/mm²) – estudo paramétrico – relação espessura do bloco/altura do conector

✓ *Taxa de armadura transversal (N3)*

Tendo em vista a ordem de grandeza das tensões nas armaduras apresentadas na Figura 5-21, para as taxas de armaduras imputadas à posição N3 (0% e 200%), não foi

identificado influência significativa, como pode ser demonstrado na Figura 5-22 a partir da sobreposição das curvas em todos os casos avaliados, conectores do tipo L e R e RP.

✓ *Transpasse da posição N3 pelo conector*

O transpasse de armadura no conector de cisalhamento é algo usual na prática, ainda que no contexto deste estudo não se tenha avaliado experimentalmente esta possibilidade, especialmente no caso do conector RP; apresenta-se na Figura 5-23 o resultado dos modelos numéricos que simularam o efeito provocado pelo transpasse de armadura.

Cabe ressaltar que para a simulação da armadura foi feito mais uma vez dos *reinforcements*, com o devido cuidado para ativar o comando *reinforcements in interfaces elements*, no DIANA, pois do contrário ocorreria superestimava da rigidez dos elementos de interface.

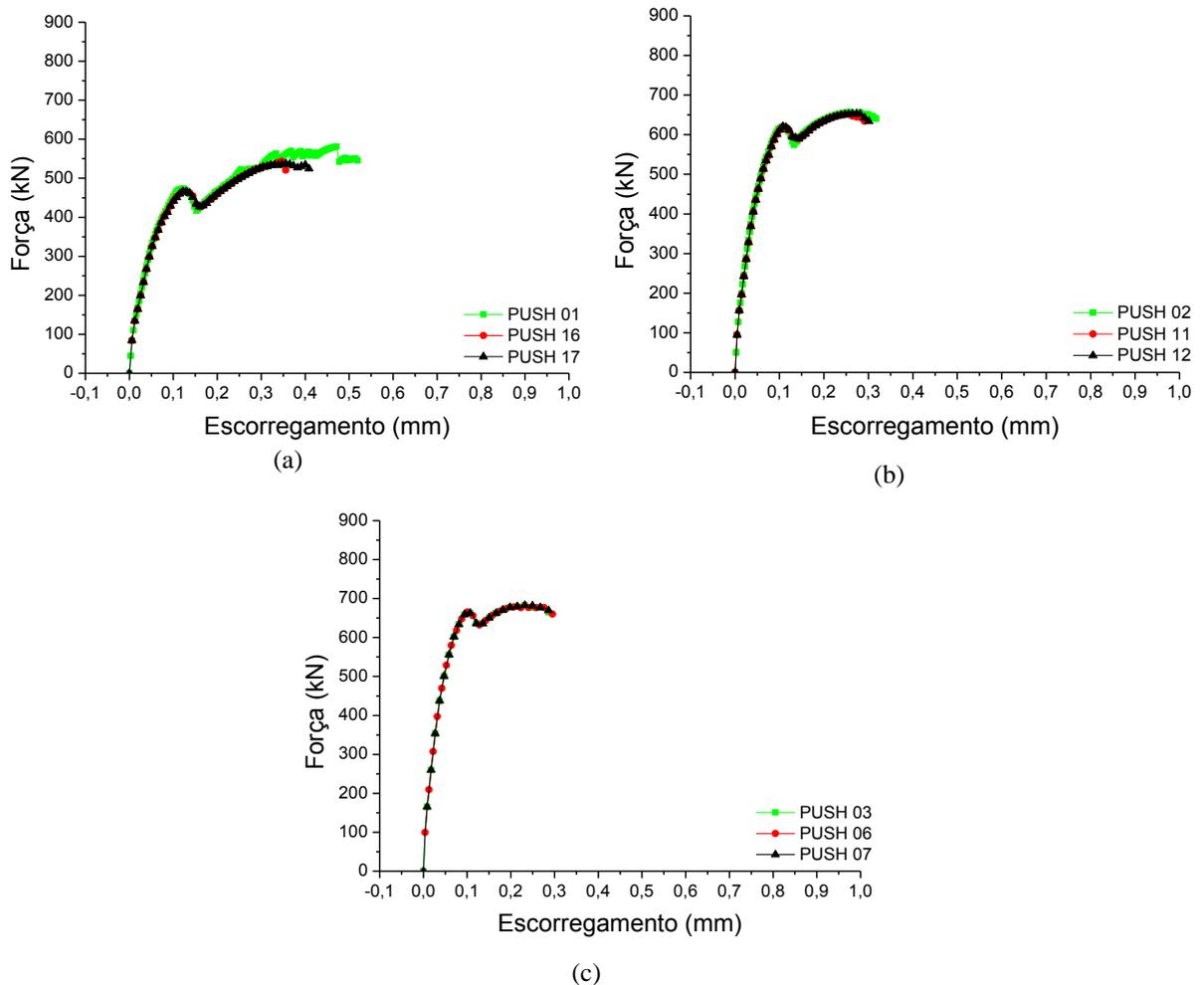


Figura 5-22 – Estudo paramétrico modelos do tipo *Push -out* – Taxa de armadura posição N3: (a) conector tipo L; (b) conector tipo R; (c) conector tipo RP.

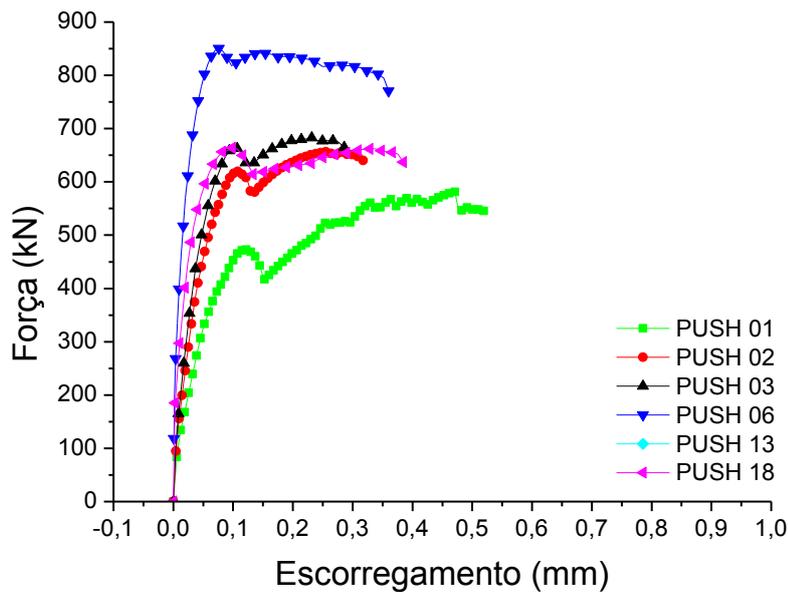


Figura 5-23 – Estudo paramétrico – modelos do tipo *Push-out* - Transpasse de armadura pelo conector.

A partir da análise da Figura 5-23, pode-se perceber que há um expressivo acréscimo da resistência quando do transpasse de armadura pelo conector, o que era de se esperar, pois se introduziu na ligação mais uma parcela resistente.

É curioso perceber ainda que para alcançarmos resistências da ordem do conector do tipo R e RP na sua condição original, sem transpasse de armadura (PUSH 02 e PUSH 03 respectivamente), foi necessário ao conector do tipo L (PUSH 01) transpassar a armadura transversal N3 pelo conector, resultando no modelo PUSH 18. Na Tabela 5-6 são apresentados e comparados os valores de resistência obtidos da avaliação do transpasse da posição N3 da armadura pelo conector.

Tabela 5-6 – Comparação – Resistência do modelo numérico com ou sem transpasse da posição N3 da armadura

Conector	Resistência máxima (kN)		Variação
	<i>Sem transpasse</i>	<i>Com transpasse</i>	
L	581,24	663,71	14,19%
R	656,87	850,53	29,48%
RP	682,95	850,53	24,54%

Comparando o resultado obtido pelo conector do tipo L com o conector do tipo RP, pode-se sugerir que a presença das ranhuras propostas neste estudo, incrementaria a resistência de um conector do tipo *perfobond* de características geométricas semelhantes na ordem de 28%.

5.6 Modelos do tipo *Viga Mista*

5.6.1 Descrição dos modelos

✓ *Hipótese adotada*

A representação numérica dos protótipos de *Viga Mista*, desenvolvidos na etapa experimental deste trabalho, foi executada de maneira análoga aos modelos do tipo *Push-out*, com a presença de uma única interface representando o comportamento das demais presentes no modelo. Esta hipótese foi adotada tanto para a simulação dos protótipos que utilizaram laje pré-fabricada quanto para os que utilizaram laje moldada *in-loco*.

A Figura 5-24 apresenta a perspectiva do modelo numérico de *Viga Mista* e identifica os componentes do modelo. Tendo em vista o tamanho do modelo, optou-se por aplicar simetria no eixo longitudinal do numérico.

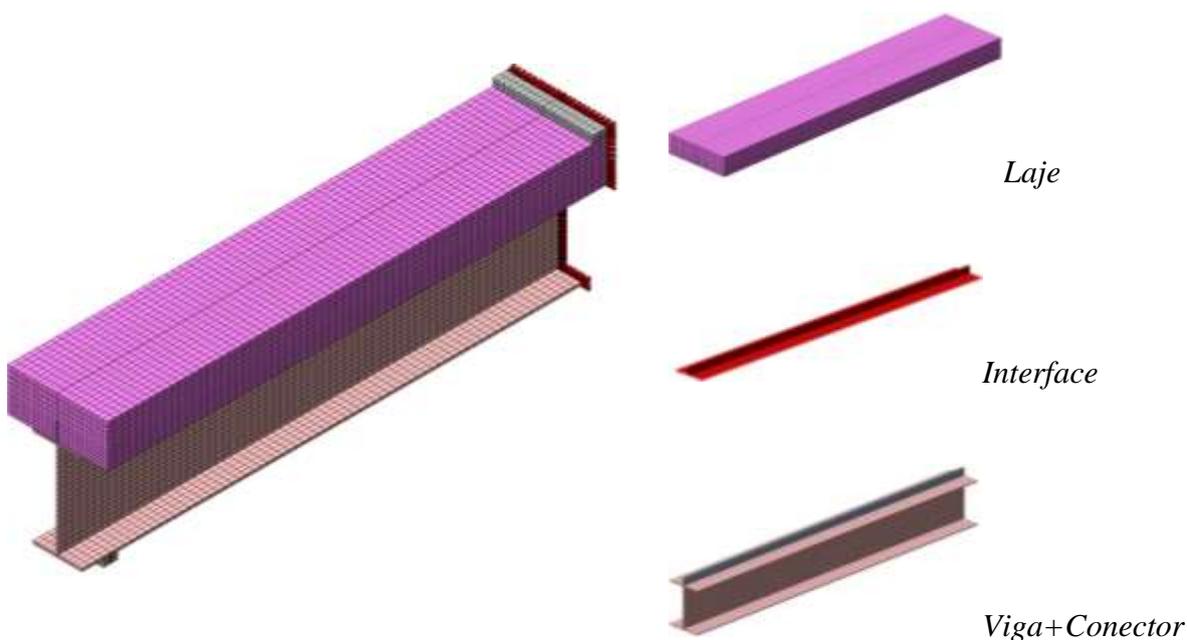


Figura 5-24 – Modelo numérico de viga mista.

✓ *Condições de contorno*

Em relação às condições de apoio, o modelo de *VIGA MISTA* foi suposto bi-apoiado sobre placas metálicas de rigidez infinita.

Seguindo a mesma linha de raciocínio, para a avaliação da resposta do modelo numérico, optou-se pela prescrição de deslocamentos na direção do eixo Z, aplicados nos nós do topo de uma placa metálica de posicionada ao meio vão da viga, de maneira análoga ao experimento.

✓ *Propriedades mecânicas dos materiais utilizados*

De mesma forma, o modelo *Total Strain Fixed Crack* foi adotado na modelagem dos protótipos de *Viga Mista*. Os valores utilizados para o módulo de elasticidade, resistência à compressão e resistência à tração do concreto, foram aqueles obtidos nos ensaios de caracterização do concreto (item 4.2).

Na Tabela 5-7 estão descritos os valores dos parâmetros necessários à implementação do modelo *Total Strain* no contexto dos modelos de *Viga Mista*. Em relação aos modelos do tipo Push-out só foi realizada a alteração do perfil da curva a tração do concreto e do parâmetro β . Adotar próximo de zero significa dizer que o cisalhamento tem efeito secundário no modo de ruína.

Tabela 5-7 - Parâmetros de entrada no DIANA – Concreto – *Viga Mista*.

Modelo <i>Total Strain</i>	FIXED
Módulo de elasticidade	35580 N/mm ²
<i>Poisson</i>	0,2
Resistência à compressão	37,58 N/mm ²
Comportamento à compressão (curva)	PARABO
Resistência à tração	3,19 N/mm ²
Comportamento à tração (curva)	HORDYK
Energia de fratura à tração (G_f)	0,0732 N.mm/mm ² (CEB MODEL CODE, 1990)
Energia de fratura à compressão (G_c)	7,32 N.mm/mm ² (100 x G_f)
Redução da resistência à compressão devido à fissuração	Vecchio e Collins (1993) VC1993
Retenção ao cisalhamento (curva)	CONSTA
β (coeficiente de retenção ao cisalhamento)	0,5

Para o aço das vigas e conectores, foi feito uso dos valores experimentais das propriedades mecânicas, apresentados na Tabela 4-5, de cada tipo utilizado, ASTM – A36 e ASTM – A572 G50. Já para o aço em barras, CA-50, foi adotado os valores nominais de acordo com o catálogo do fabricante, uma vez que não foram realizados ensaios de caracterização do referido material.

✓ *Estratégia de solução e critérios de convergência e parada*

A estratégia de solução adotada foi a *Quasi-Newton* (ou Secante), com critério de convergência em energia. A tolerância adotada foi de 10^{-2} . Para diminuir o tempo de processamento fez-se uso do algoritmo *Line Search*.

O critério de parada adotado nos modelos foi estabelecido em termos de tensão de escoamento do aço presente na viga metálica, ou seja, quando o modelo numérico atinge a tensão de escoamento e caracterizava o patamar de escoamento, cessava-se a aplicação do carregamento. Em todos os modelos analisados foi suficiente aplicar 30 mm de deslocamento vertical ao meio do vão, em passos igualmente fracionados de 1 mm, para caracterizar a plastificação da viga metálica.

5.7 Resultados – Calibração dos modelos do tipo *Viga Mista*

A calibração dos modelos foi realizada tanto para os protótipos que utilizaram laje moldada *in-loco* quanto para os que utilizaram laje pré-fabricada. Nos protótipos onde a laje pré-fabricada estava presente, VM-03 à VM-06, o tipo de conector utilizado não implicou em mudança significativa do comportamento estrutural ou resistência. Portanto a calibração se deu apenas diferenciando modelos com laje moldada *in-loco* e para modelos com laje pré-fabricada.

✓ *Modelo para interface*

A Figura 5-25 apresenta o resultado da calibração dos modelos, referente aos protótipos com laje pré-fabricada, considerando tanto o modelo de *Bond-slip* quanto o *Coulomb-friction*, utilizados no item anterior para a simulação numérica dos protótipos do tipo *Push-out*. Cabe ressaltar que os parâmetros utilizados para a interface dos modelos numéricos de *Viga Mista*, que consideraram laje pré-fabricada, são os mesmos calibrados para o modelo de *Push-out* que utilizou o conector do tipo RP (ver Tabela 5-2).

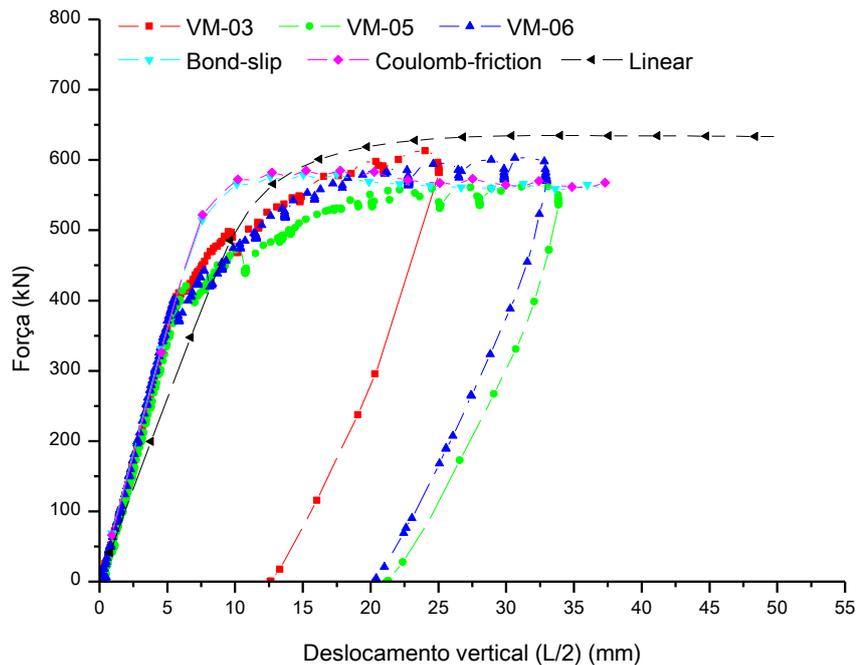


Figura 5-25 – Comparação entre modelos constitutivos para interface: modelo com laje pré-moldada.

A Figura 5-25 ainda apresenta o comportamento do protótipo considerando uma interface linear, ou seja, fornecendo apenas as rigidezes tangencial e normal. Contudo, para se obter a curva apresentada, foi necessário uma nova calibração do valor de K_t . O valor calibrado foi de 1 MPa/mm.

Comparativamente, os modelos de interface avaliados apresentaram comportamento semelhante, especialmente o *Bond-slip* e o *Coulomb-friction*. Todavia, o modelo de *Bond-slip* foi novamente adotado em coerência com a calibração realizada nos modelos de *Push-out*.

A não adoção do modelo *Linear* para interface se justifica em virtude da necessidade de calibrar um par de valores aleatórios para as rigidezes normal e tangencial que represente a interface, uma vez que a utilização do valor experimental do K_t (9,76 MPa/mm) não resultaria em um resultado coerente, como pode ser observado na Figura 5-26.

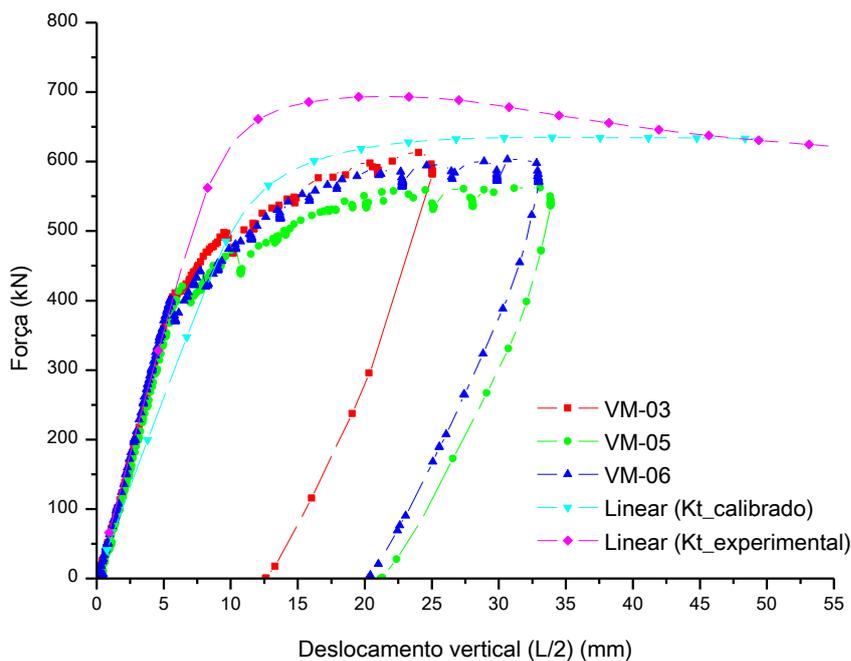


Figura 5-26 – Avaliação do modelo linear para a interface: modelo com laje pré-moldada.

Na análise para os protótipos com laje moldada *in-loco*, VM-01 e VM02, pode-se observar (Figura 5-27) que o modelo *Linear* para a interface é suficiente para representar o comportamento força *versus* deslocamento ao meio do vão.

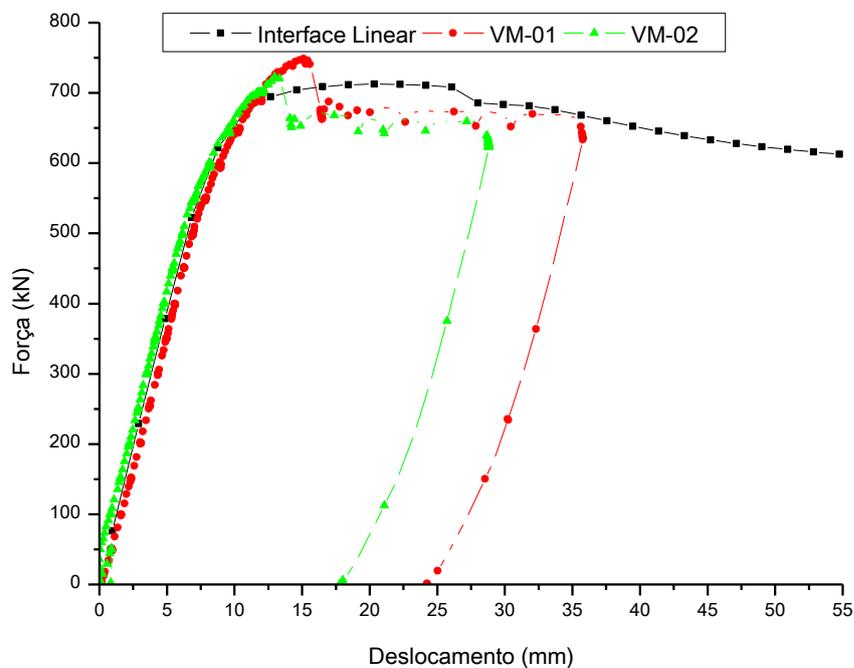


Figura 5-27 – Avaliação do modelo linear para a interface: modelo com laje moldada *in-loco*.

Inicialmente, a escolha do modelo *Linear* se deu pelo fato do mesmo descrever a interface necessitando calibrar apenas dois parâmetros, rigidez tangencial (K_t) e rigidez normal (K_n), visto que não foram realizados ensaios do tipo *Push-out* no contexto dos protótipos com lajes moldadas *in-loco*. Assim, não se tinha parâmetros experimentais como no caso anterior, laje pré-fabricada, de maneira que adotar $K_t = 10^5$ MPa/mm e $K_n = 10$ MPa/mm foi suficiente.

✓ Energia de fratura x fissuração

A calibração dos modelos realizada até aqui, considerou a energia de fratura calculada segundo o CEB MODEL CODE 1990 (CEB 1990). Entretanto, a diferença apresentada entre esse valor e a mensurada experimentalmente demandou avaliação específica deste parâmetro. A Figura 5-28 – (a) demonstra a comparação realizada em termos do comportamento força *versus* deslocamento vertical ao meio do vão, para os modelos com laje pré-fabricada.

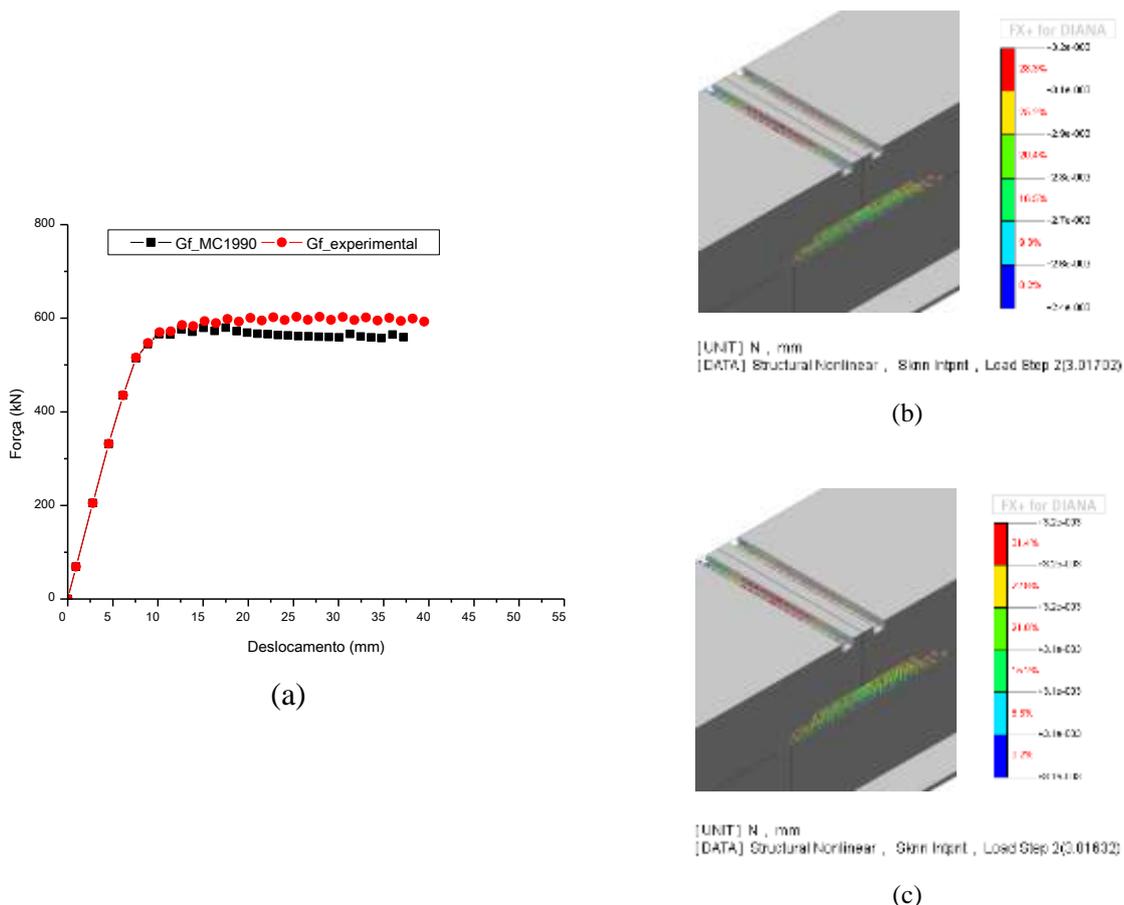


Figura 5-28 – (a) Calibração energia de fratura; (b) Início da fissuração para energia de fratura de acordo com CEB MODEL CODE 1990 (CEB 1990); (c) Início da fissuração para energia de fratura experimental.

Como pode ser identificado, há uma pequena influência da energia de fratura no comportamento força *versus* deslocamento vertical ao meio do vão apresentado. Realizando a

mesma avaliação, agora em termos de fissuração, a Figura 5-28- (b) e (c) apresenta e compara o início da fissuração nos modelos numéricos para a seção do meio do vão. Ainda que ela se inicie um pouco antes do observado nos protótipos experimentais, por volta de 3 mm de deslocamento vertical, percebe-se que não há diferenças significativas na adoção do modelo proposto pelo CEB MODEL CODE 1990 (CEB 1990) ou do valor obtido experimentalmente para o caso em estudo.

Desta forma, feito as devidas considerações a respeito do valor para a energia de fratura, as demais simulações numéricas realizadas no presente estudo consideraram as recomendações do CEB MODEL CODE 1990 (CEB 1990) para o cálculo da energia de fratura. Tem-se na Figura 5-29 e Figura 5-30 a evolução da fissuração obtida a partir da simulação numérica, até que o modelo caracterizasse a sua resistência máxima, por volta de 10 mm de deslocamento vertical ao meio do vão, tanto para os modelos onde foi considerada laje pré-fabricada quanto para os que utilizaram laje moldada *in- loco*.

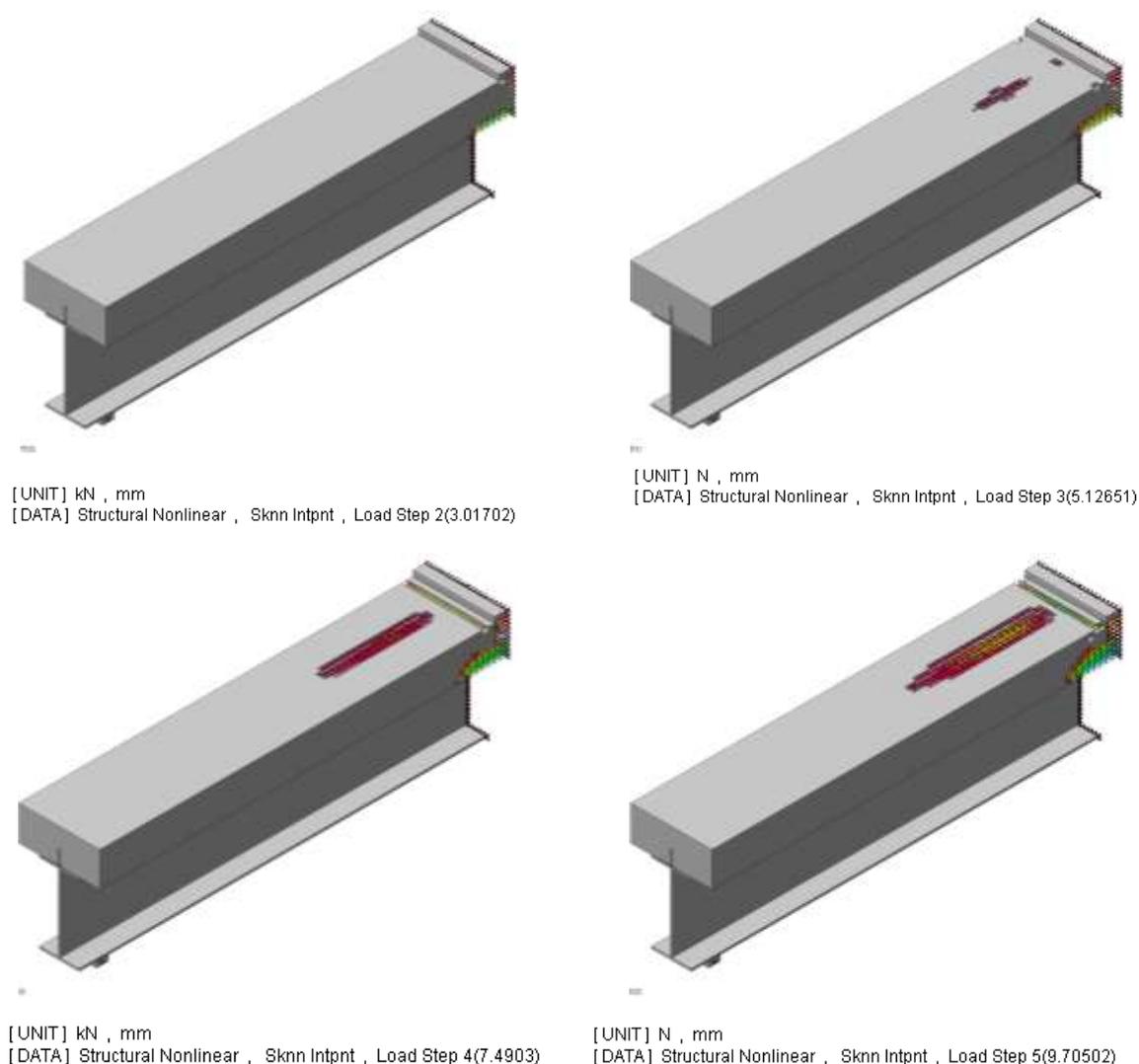


Figura 5-29 – Evolução da fissuração – modelo com laje pré-fabricada.

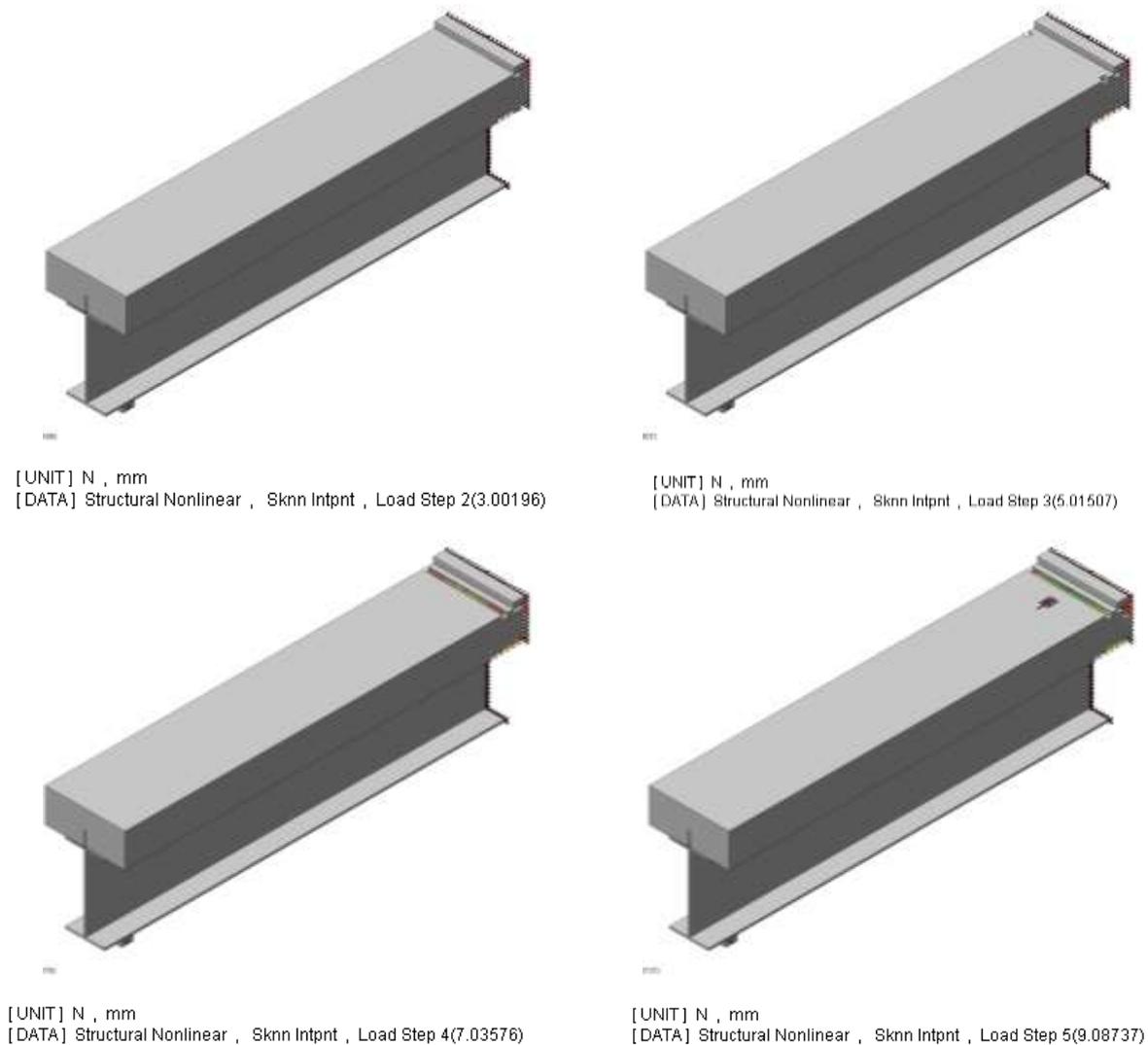


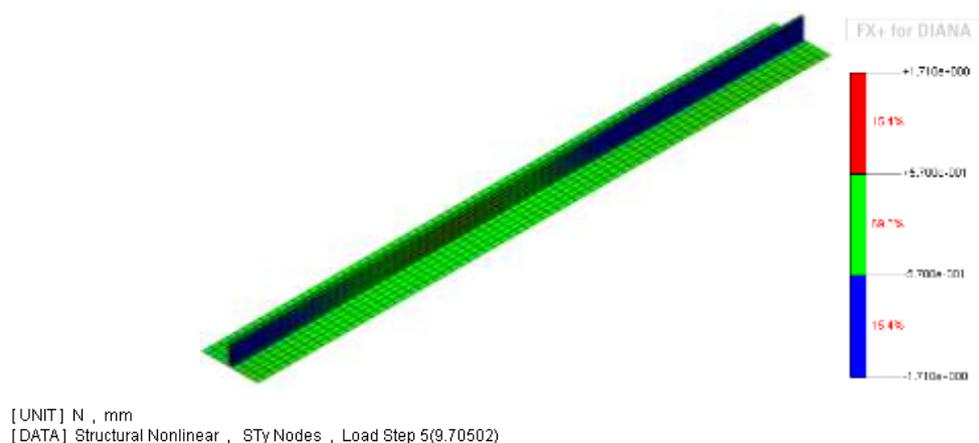
Figura 5-30 – Evolução da fissuração – modelo com laje moldada *in-loco*.

A fissuração apresentada pelos modelos numéricos é coerente em termos de intensidade, haja vista que foi mais intensa nos modelos com laje pré-fabricada quando comparada aos modelos com laje moldada *in-loco*, mesmo que não tenha sido identificada fissuração tão proeminente na face superior da laje nos protótipos experimentais (VM-03 a VM-06).

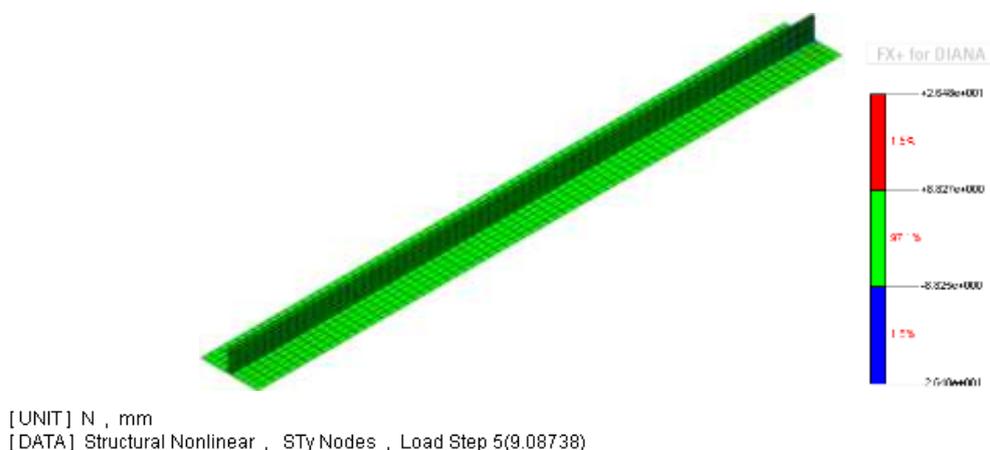
Ainda no tocante a fissuração, é importante destacar que o modelo numérico, nas duas situações avaliadas, apresenta fissuras a partir do segundo passo de deslocamento. Isso significa dizer que o modelo numérico passa a fissurar por volta de 200 kN de carregamento concentrado ao meio do vão, enquanto que nos protótipos experimentais isto só foi perceptível por volta de 450 kN e 700 kN nos protótipo com laje pré-fabricada e moldada *in-loco*, respectivamente.

✓ *Tensões na interface*

Os valores apresentados na Figura 5-31 - (a), que apresenta as tensões na interface para o modelo numérico acerca da laje como pré-fabricada, estão próximos daqueles obtidos para a coesão nos ensaios dos protótipos do tipo *Push-out*, considerando o conector do tipo RP (ver Tabela 5-2). A diferença apresentada foi de apenas -4,46 %, indicando que os parâmetros do modelo de *Bond-slip* calibrados para os modelos do tipo *Push-out*, podem ser extrapolados para os modelos de *Viga Mista* sem que isto implique em diferenças significativas no comportamento do modelo numérico.



(a)



(b)

Figura 5-31 – Tensões na interface: (a) Modelo com laje pré-fabricada; (b) Modelo com laje moldada *in-loco*.

Avaliando também o contorno das tensões na interface, percebe-se que na região do conector se concentra os maiores valores de tensão e que sua distribuição não é uniforme ao longo do mesmo.

O resultado presente na Figura 5-31 - (b) refere-se ao modelo numérico onde foi considerada a laje moldada *in-loco*. Devido à alta interação da seção mista nos protótipos de

Viga Mista (VM-01 e VM-02), o modelo numérico demonstrou uma alta coesão, atingindo valores da ordem de 8,8 MPa/mm, ou seja, quase cinco vezes superior à coesão obtida para os modelos que utilizaram laje pré-fabricada. Destaca-se ainda, o contorno uniforme das tensões na interface, devido a alta aderência entre a viga metálica e a laje de concreto, proporcionada pelos tratamentos nas superfícies do conector e da flange superior da viga.

✓ *Resistência máxima*

Considerando que os protótipos de *Viga Mista*, VM-03, VM-05 e VM-06, representam um único tipo de protótipo, o com laje pré-fabricada, não foi verificada alteração significativa no comportamento estrutural em função do furo nos conectores. Apresenta-se na Tabela 5-8 a comparação entre os valores médios do carregamento vertical concentrado máximo, obtidos pela simulação numérica, com aqueles alcançados pelos protótipos experimentais. A pequena variação apresentada indica que os modelos numéricos são capazes de descrever satisfatoriamente os protótipos experimentais acerca do referido parâmetro.

Tabela 5-8 – Comparação – Força vertical máxima – Experimental x Numérico.

Tipo de Laje	Experimental* (kN)	Numérico (kN)	Varição** (%)
Pré-moldada	592,75	579,32	-2,26
Moldada <i>in-loco</i>	737,16	708,22	-3,92

*Valor médio **Em relação ao valor experimental.

✓ *Força x escorregamento*

No tocante à evolução do escorregamento, à medida que o carregamento era incrementado, o modelo numérico foi capaz de perceber o escorregamento relativo entre a laje pré-fabricada e a viga metálica, porém não apresentou boa aproximação (Figura 5-32). Isto deve estar associado à hipótese inicial adotada na simulação – a ausência da AAD como componente da ligação – deve ter contribuído para isto.

Com relação à simulação deste comportamento no contexto da laje moldada *in-loco*, o modelo numérico não apresentou escorregamento entre a laje de concreto e a viga metálica, o que é coerente com o resultado observado nos protótipos experimentais VM-01 e VM-02 (Figura 4-36).

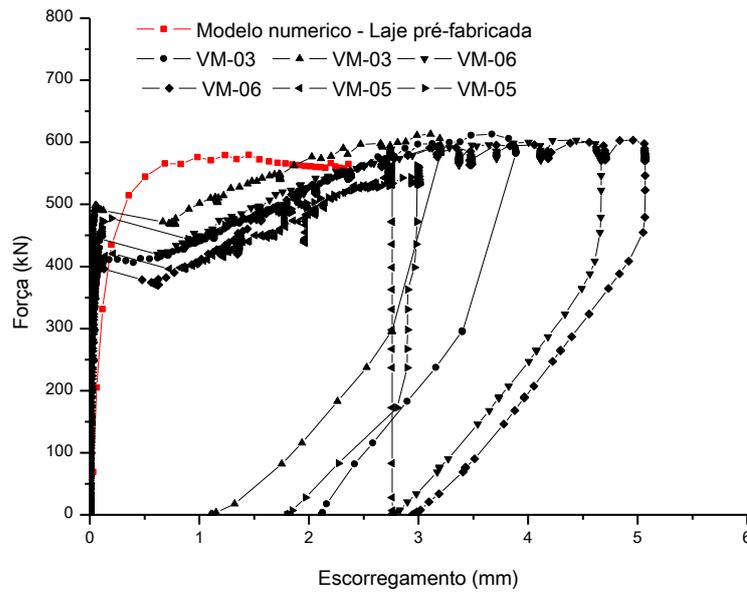


Figura 5-32 – Comportamento Força x Escorregamento – modelo numérico com laje pré-fabricada.

✓ Tensões nas armaduras

Na Figura 5-33 são apresentadas as deformações nas armaduras obtidas a partir da simulação numérica. Os resultados não foram satisfatórios para nenhum dos modelos, ainda que no modelo com laje moldada *in-loco* a ordem de grandeza das deformações tenha ficado próxima do resultado experimental. O resultado diverso apresentado na simulação numérica para a deformação das armaduras é, provavelmente, reflexo da fraca aproximação do escorregamento entre a laje e a viga metálica.

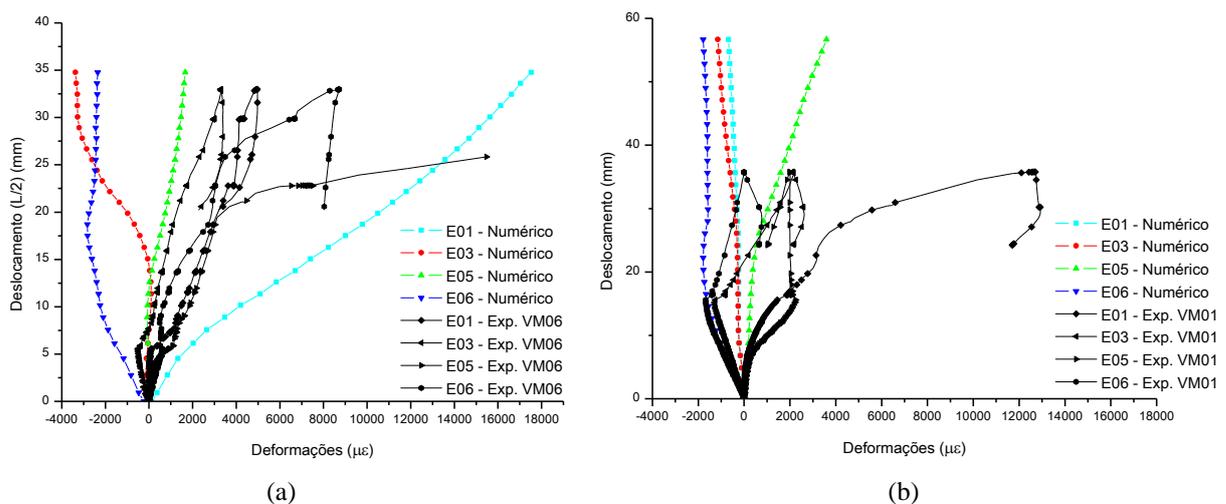


Figura 5-33 – Deformação nas armaduras: (a) Modelo numérico para laje pré-fabricada; (b) Modelo numérico para laje moldada *in-loco*.

✓ Deformações na viga metálica

Finalizando a calibração dos modelos numéricos de *Viga Mista*, a seguir, na Figura 4 35, é apresentada a comparação entre as deformações da viga metálica. Percebe-se que o modelo numérico apresenta boa aproximação, tanto para o modelo que considerou a laje pré-fabricada (Figura 5-34 – (a)) quanto para o que considerou laje moldada *in-loco* (Figura 5-34 – (b)).

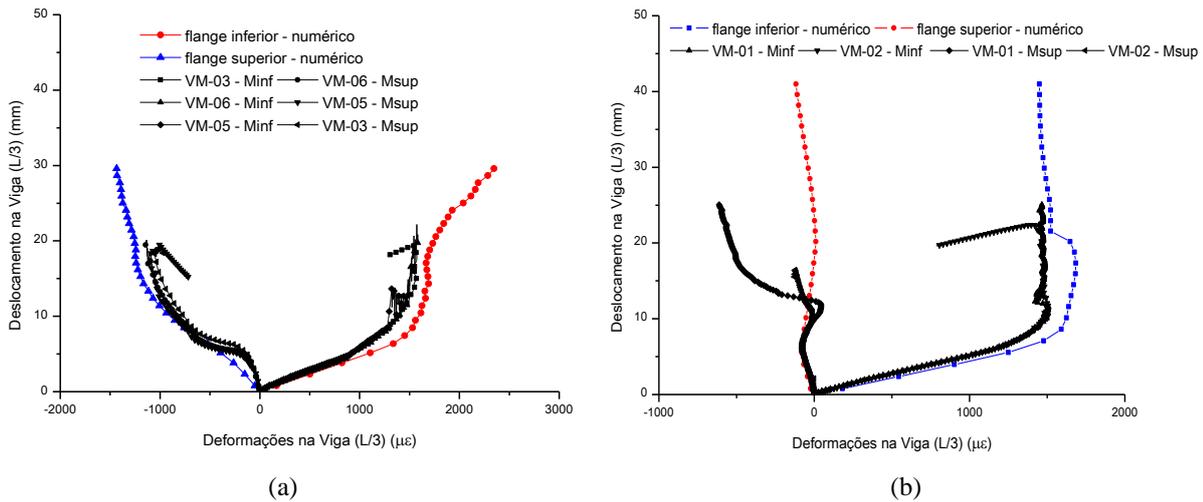


Figura 5-34 – Deformação na viga metálica: (a) Modelo numérico para laje pré-fabricada; (b) Modelo numérico para laje moldada *in-loco*.

Assim, ainda que alguns dos resultados apresentados não possam ser considerados satisfatórios, acredita-se que os modelos numéricos calibrados são capazes de descrever o comportamento global dos protótipos de *Viga Mista*.

5.8 Análise paramétrica modelos do tipo *Viga Mista*

O estudo paramétrico desenvolvido para os modelos numéricos de *Viga Mista* é bastante semelhante ao desenvolvido para os modelos do tipo *Push-out*. Nesta etapa são apresentados os resultados da variação da espessura da laje e da taxa de armadura (exceto posição N1, ver Figura 4-10), tanto para o modelo de *Viga Mista* onde foi considerada laje pré-fabricada, quanto para aqueles onde a laje moldada *in-loco* estava presente. A Tabela 5-9 apresenta a lista de modelos e parâmetros avaliados.

Tabela 5-9 – Lista de modelos numéricos – análise paramétrica modelos de *Viga Mista*.

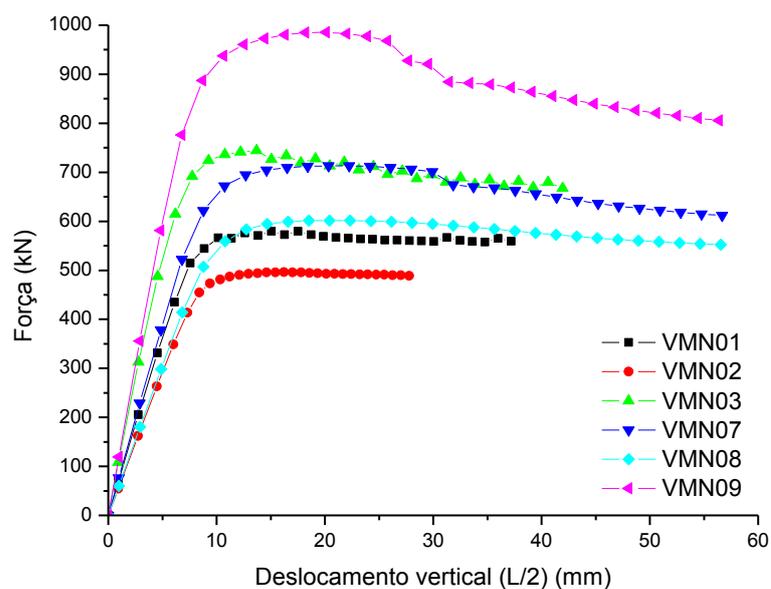
MODELO	F_{ck} (MPa)	F_{cm} (MPa)	F_{ct} (MPa)	E_{ci} (GPa)	G_f (N/mm)	G_c (N/mm)	H laje (mm)	H conector (mm)	A_s (mm ²)	Tipo de Laje	
VMN-01*	37,58	37,58	3,19	35,58	0,0732	7,32	150	63,5	100%	Pré-fabricada	
VMN-02							100				
VMN-03							250				
VMN-04							150				50%
VMN-05											200%
VMN-06**											100%
VMN-07*							100				
VMN-08							250				
VMN-09							150		50%		
VMN-10									200%		
VMN-11									100%		
VMN-12**											

* Modelo numérico de referência ** Modelo com a posição N3 da armadura transpassando o conector.

A avaliação paramétrica foi realizada em termos do comportamento força *versus* deslocamento vertical ao meio do vão.

✓ *Espessura da laje*

Para um mesmo concreto e taxa de armadura, a variação na espessura da laje implicou em um acréscimo na resistência do modelo com o aumento da espessura, e o contrário, diminuição da espessura, sua redução (Figura 5-35). O comportamento apresentado é coerente uma vez que o aumento da laje aumenta a rigidez da seção mista.

Figura 5-35 – Análise paramétrica - Modelo de *Viga Mista* – Espessura da laje.

A variação aplicada à relação espessura da laje/altura do conector ($1,57 < h_{laje}/h_{conector} < 3,93$) influenciou em proporção semelhante os modelos numéricos avaliados. Para o modelo onde a laje pré-fabricada foi considerada, a redução da relação $h_{laje}/h_{conector}$ resultou em uma redução da resistência máxima da ordem de 14,5%, muito próximo da proporção obtida para o modelo que considerou a laje moldada *in-loco*, 15%.

Já o aumento da relação $h_{laje}/h_{conector}$ implicou em um aumento da resistência máxima na ordem de 28 % para o modelo com laje pré-fabricada, e da ordem de 38% para o modelo onde foi considerada a laje moldada *in-loco*.

✓ Taxa de armadura longitudinal e transpasse da armadura N3

Nesta etapa do estudo paramétrico foi avaliada a presença do dobro e metade da taxa de armadura longitudinal como também do transpasse da posição N3 da armadura (armadura transversal posicionada sobre o conector).

Com relação à taxa de armadura, percebe-se por meio da Figura 5-36, que para o arranjo de armaduras adotado, a variação da taxa de armadura não incrementa significativamente a resistência do modelo de *Viga Mista* em nenhum dos modelos avaliados (com laje pré-fabricada ou com laje moldada *in-loco*).

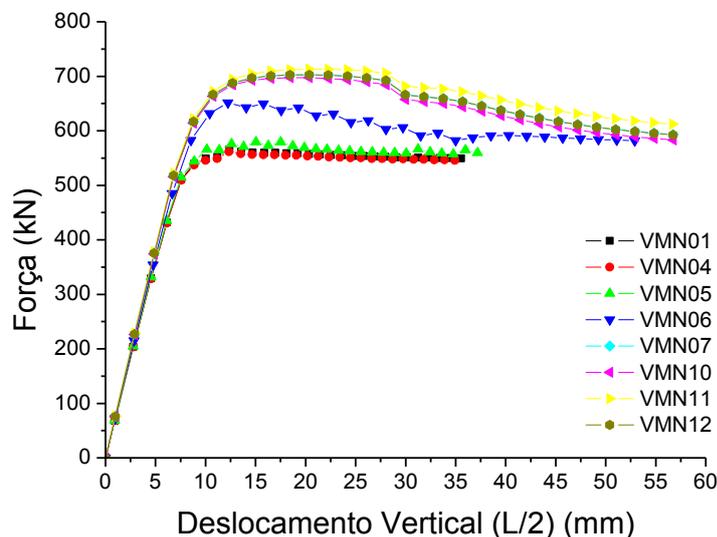


Figura 5-36 – Análise paramétrica - Modelo de *Viga Mista* – Taxa de armadura.

Tratando-se da passagem de armadura pelo conector, pode-se inferir ainda da análise da Figura 5-36, que o transpasse da posição N3 da armadura pelo conector é indiferente no contexto dos modelos com laje moldada *in-loco*, dado ao elevado grau de interação estabelecido apenas pela interface do conector. Entretanto, para o caso dos modelos numéricos onde foi considerada a laje como pré-fabricada, se observou um acréscimo na

resistência do modelo, porém inferior aos valores obtidos para os modelos onde foi considerada laje como moldada *in-loco*.

Ressalta-se que o traspasse de armadura no contexto das lajes pré-fabricadas é incoerente com a proposta do trabalho e, portanto, esta análise tem a finalidade de esclarecer que o grau de interação obtido pelo modelo com laje moldada *in-loco*, é suficiente para proporcionar a plastificação da seção metálica e assim eliminar a necessidade de armadura de traspasse pelo conector.

5.9 Análise modal do modelo de *Viga Mista*

A análise modal apresentada neste estudo visou complementar a avaliação experimental dinâmica não destrutiva descrita no capítulo 4, a fim de direcionar a identificação das frequências naturais experimentais e os modos de vibrar associados. Para tanto, foi desenvolvido um modelo numérico de *Viga Mista* tridimensional completo (nesta etapa não foi feito uso da simetria) tanto na condição de laje pré-fabricada, quanto na de laje moldada *in-loco*. A Figura 5-37 apresenta o detalhe dos referidos modelos.

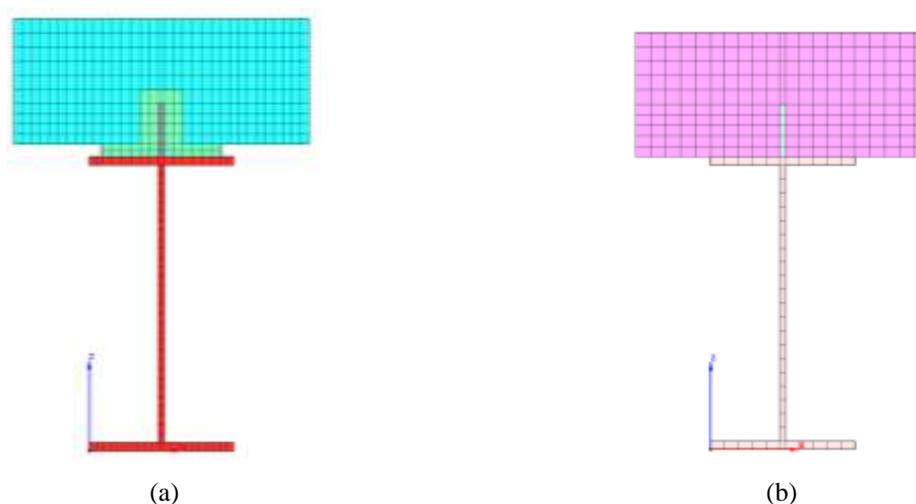


Figura 5-37 – Seção transversal do modelo numérico: (a) Laje pré-fabricada; (b) Laje moldada *in-loco*

✓ *Hipótese adotada*

Para realizar a análise modal dos modelos de *Viga Mista*, foi assumida a hipótese de aderência perfeita entre a laje e a viga metálica, o que é coerente, pois o nível de sollicitação ao qual o protótipo experimental está submetido no ensaio dinâmico não-destrutivo não é capaz de gerar escorregamento relativo entre estes elementos. Cabe ressaltar que esta hipótese é válida para o modelo íntegro.

✓ *Propriedade dos materiais*

Os módulos de elasticidade adotados para o aço, o concreto e o graute, referem-se aos valores experimentais apresentados no Capítulo 4. No tocante ao peso específico, foram adotados os valores de 2500 kg/m³, 2400 kg/m³ e 7800 kg/m³ para o concreto, AAD e aço, respectivamente.

5.9.1 *Frequências naturais e modos de vibrar*

Os resultados obtidos da análise modal são apresentados na Figura 5-38 (modelo com laje pré-moldada) e Figura 5-39 (modelo com laje moldada *in-loco*). Nas referidas figuras são apresentados os três primeiros modos de vibrar de interesse ao estudo, ou seja, os três primeiros modos de vibrar a flexão da *Viga Mista*.

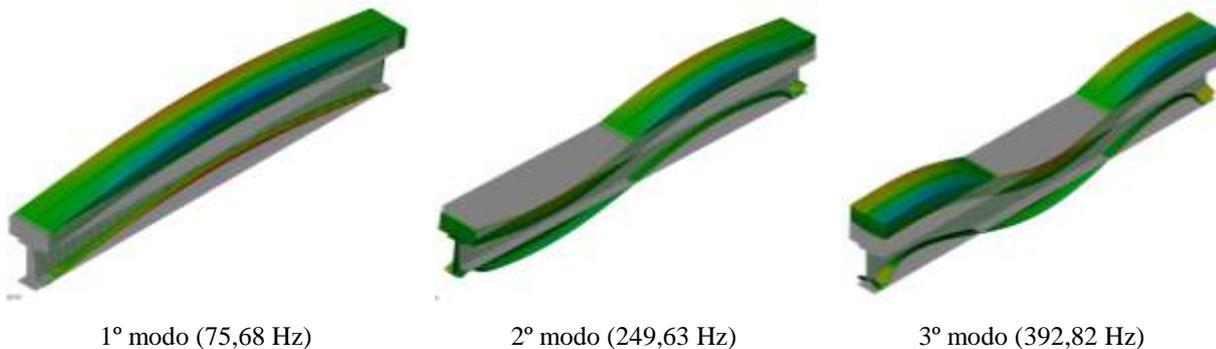


Figura 5-38 – Frequências e modos de vibrar de interesse – modelo com laje pré-moldada.

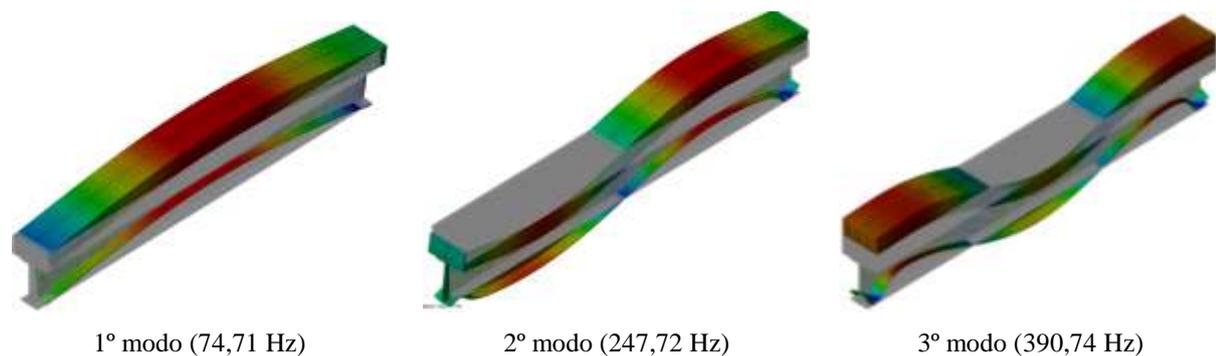


Figura 5-39 – Frequências e modos de vibrar de interesse – modelo com laje moldada *in-loco*.

Como anteriormente delineado (capítulo 4), as frequências naturais obtidas para o modelo com laje pré-fabricada foram praticamente as mesmas para o modelo onde a laje moldada *in-loco* foi considerada, o que ratifica o exposto no capítulo experimental deste trabalho.

5.10 Conclusões

Simulação numérica dos protótipos do tipo Push-out

- O modelo de *Bond-slip* se demonstrou adequado para descrever o comportamento da ligação, ainda que a mesma tenha sido simulada por uma única interface. Contudo, por se tratar de um modelo de ruptura, a obtenção do comportamento pós-ruptura não foi possível. Cabe ressaltar que o modelo do tipo *Coulomb-friction* interface é passível de ser utilizado nos casos onde o escorregamento é muito pequeno.
- Entende-se que a simulação numérica dos protótipos do tipo *Push-out* foi capaz de descrever, com certa precisão, o comportamento do protótipo experimental até a ruptura e possibilitou calibrar os parâmetros da interface utilizados na simulação numérica dos protótipos de *Viga Mista*.
- A análise paramétrica apresentada em nível exploratório dos modelos do tipo *Push-out* detectou alterações apenas em termos de resistência para os parâmetros avaliados. O comportamento estrutural do modelo numérico não foi alterado em função dos parâmetros avaliados. Dentre os parâmetros avaliados, o aumento da resistência do concreto foi o que mostrou maior influência.

Simulação numérica Viga Mista

- A hipótese adotada para a simulação numérica dos protótipos de *Viga Mista* – interface única calibrada a partir dos modelos do tipo *Push-out* – apresentou resultados satisfatórios no que se refere ao comportamento força *versus* deslocamento vertical, deformações na viga metálica e tensões na interface. Desta forma, ainda que o modelo numérico não tenha apresentado uma resposta representativa para as deformações nas armaduras, entende-se que o mesmo é suficiente para descrever o comportamento da *Viga Mista* até a plastificação da seção mista.
- O modelo numérico não é capaz de descrever de forma direta a ruptura da ligação, mas estima com razoável precisão a resistência máxima e o deslocamento vertical associado. A ruptura da ligação viga-laje nos modelos numéricos pode ser avaliada indiretamente por meio da fissuração do concreto, pois as observações dos ensaios indicam que a ruptura da ligação se inicia com o aparecimento das primeiras fissuras na borda inferior da laje de concreto. Na simulação numérica, o aparecimento da primeira fissura foi anterior ao detectado no experimento, tanto para o modelo com laje pré-fabricada quanto para o modelo onde a laje moldada *in-loco* foi considerada.

- A análise paramétrica possibilitou identificar que a variação da qualidade do concreto e da espessura da laje, influencia no comportamento modelo numérico de forma mais contundente nos modelos com a laje moldada *in-loco*. Em relação à variação da taxa e posição da armadura, esta não implicou em alterações significativas no comportamento força *versus* deslocamento vertical ao meio do vão, para os modelos avaliados (Tabela 5-9).

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

No decorrer do desenvolvimento da presente investigação e de acordo com os objetivos estabelecidos no item 1.3, buscou-se caracterizar o comportamento e quantificar a resistência de uma nova proposta para ligação por aderência aço-concreto, por meio de uma abordagem experimental. Conforme a proposta inicial da pesquisa julgou-se conveniente e de elevado interesse uma abordagem numérica do problema, a fim de extrapolar os resultados experimentais obtidos.

Em relação à abordagem experimental, entende-se que as ligações por aderência apresentaram elevada resistência última quando comparadas às ligações que utilizam conectores usuais, sendo isto comprovado pelos ensaios do tipo *Push-out*. No contexto dos ensaios de *Push-out* é importante ressaltar que, a presença do furo no conector não acarretou acréscimo significativo na resistência do protótipo experimental e que, em geral, a rugosidade da laje foi fator limitador da resistência dos protótipos. Ressalta-se ainda que os conectores foram classificados, segundo EUROCODE 4 (2004), como rígidos.

Ainda em relação aos ensaios do tipo *Push-out*, dado a elevada resistência apresentada pelos conectores do tipo L, é imperativo que se realize ensaios de cisalhamento direto, a fim de identificar a parcela de resistência associada ao chaveamento proporcionado pelos espaçadores na flange superior da viga. Isso possibilitaria dar uma melhor noção acerca da parcela de resistência ao cisalhamento pela região do conector.

Tratando-se especificamente dos protótipos de *Viga Mista*, a ligação proporcionou um alto grau de interação da seção mista. Para os protótipos onde a laje moldada *in-loco* estava presente, os resultados obtidos indicam que existiu uma interação completa entre a laje e a viga metálica. De maneira análoga aos ensaios de *Push-out*, não foram identificadas diferenças significativas em termos de resistência e escorregamento que justifiquem a utilização do furo no conector linear. Entretanto, a presença do furo possibilita a passagem de armaduras quando for necessário incrementar tanto a resistência quanto a ductilidade da ligação. Desta forma, desde que não onere demasiadamente os custos de produção, é desejável que o furo esteja presente, uma vez que não foi detectado prejuízo com a sua presença.

No tocante ao ensaio dinâmico não destrutivo da *Viga Mista*, entende-se que o seu objetivo foi alcançado, visto que o mesmo foi capaz de captar e quantificar a influência da danificação do protótipo na sua rigidez. Ressalta-se que a realização dos referidos ensaios

vem a contribuir para a consolidação da utilização das técnicas de Análise Dinâmica Experimental no contexto do LE-EESC.

Acerca do estudo numérico realizado, é possível dizer que os modelos numéricos desenvolvidos representam satisfatoriamente os protótipos experimentais, tanto para o caso dos protótipos do tipo *Push-out* quanto para os de *Viga Mista*. No tocante ao comportamento da interface, o modelo de *Bond-slip* foi suficiente para caracterizar a resistência máxima nos modelos do tipo *Push-out* e a plastificação da *Viga Mista*. Ainda com relação à análise numérica, ressalta-se que a análise paramétrica desenvolvida na presente investigação foi de caráter exploratório e, portanto, limitada.

Por fim, acreditasse que no médio prazo as ligações por aderência têm condições de se tornar uma opção viável aos engenheiros de estruturas deste país, desde que novas pesquisas sejam realizadas.

6.1 Recomendações para trabalhos futuros

Partindo da premissa que nenhum trabalho é completo, entende-se que todo trabalho de pesquisa deve fornecer as diretrizes para trabalhos futuros que envolvam direta ou indiretamente o tema de pesquisa estudado. Assim apresentam-se a seguir algumas sugestões para futuras pesquisas.

✓ *Ensaio de cisalhamento direto e arrancamento;*

A determinação de critério de ruptura do para cada interface, concreto-concreto, AAD-concreto, AAD-conector, foi algo que este estudo não pode abranger. Desta forma a realização de ensaios de cisalhamento direto, (Figura 6-1 – (a)), para níveis de confinamento variando entre 1 e 5 N/mm², é o caminho a ser seguido no sentido de determinar os comportamentos mencionados e assim viabilizar uma análise numérica mais representativa.

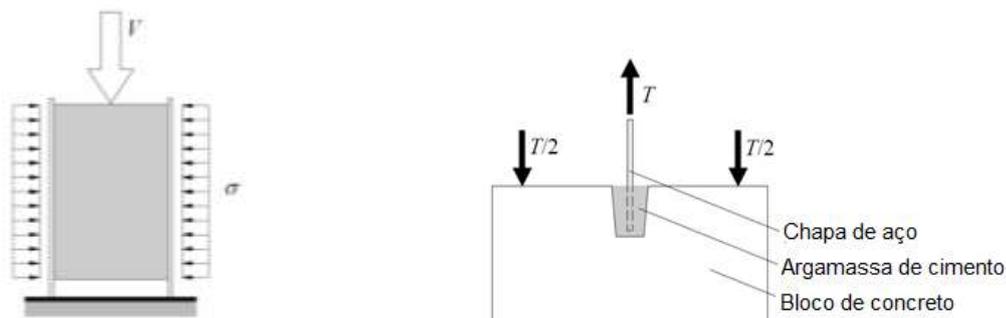


Figura 6-1 – (a) Princípio do ensaio de cisalhamento direto; (b) Princípio do ensaio de arrancamento. (adaptado de Thomann (2005)).

Complementando os ensaios de cisalhamento direto, sugere-se a realização de ensaios de arrancamento (Figura 6-1 – (b)) a fim de avaliar a resistência à tração direta da ligação desenvolvida, o que é interessante saber devido ao *uplift*.

✓ *Proposição de modelos analíticos para o cálculo da ligação*

A realização dos ensaios anteriormente mencionados possibilitaria o desenvolvimento de modelos analíticos que descrevessem o comportamento da ligação, e desta forma viabilizaria sua difusão no meio técnico, ainda que as proposições se limitassem ao comportamento estático da ligação.

✓ *Avaliar Fadiga e Fluência;*

Como pode ser percebida ao longo do desenvolvimento deste trabalho, a ligação proposta é considerada rígida e, portanto apresenta ruptura frágil. Desta forma a avaliação da ligação por aderência proposta em termos do seu comportamento a fadiga e a cargas de longa duração (fluência) é imperativo. Uma vez que o avanço da engenharia estrutural tem proporcionado estruturas cada vez mais esbeltas e flexíveis, portanto mais sujeitas a problemas de fadiga. Sugere-se que a avaliação da fadiga e fluência seja feita por ensaios de *Viga Mista*.

✓ *Alterações nas propriedades da ligação*

Acredita-se que como consequência natural, após o aprofundamento do conhecimento acerca da ligação proposta nesta investigação, alterações relativas à geometria e materiais forneceriam novas perspectivas para as ligações por aderência.

A aplicação de chaveamento, similar ao utilizado por Papastergiou (2012), na superfície da laje, ou ainda outros tratamento que incrementassem a aderência da argamassa à superfície da laje, certamente implicariam no aumento da resistência da ligação. A utilização de novos materiais, como por exemplo, uma AAD com efeito expansivo, também contribuiriam para o aumento da resistência, pois aumentaria o confinamento na região do conector. Pensando agora no aumento da ductilidade, a utilização do concreto com fibras ou mesmo traspasse de armadura pelo conector, poderia contribuir para isto. Assim inúmeras ideias poderiam ser aplicadas no sentido de potencializar uma ou outra característica da ligação.

✓ *Desenvolver sistema de injeção*

Não foi objeto de estudo nesta investigação, contudo acredita-se que é um ponto chave na viabilização da ligação enquanto tecnologia construtiva. Determinar o método mais prático, rápido e eficiente, facilitaria a utilização da ligação no contexto da pré-fabricação.

Tecnologia para injeção de argamassas já existe no meio técnico, o que necessitaria na verdade é de uma adaptação ao método construtivo proposto.

✓ *Simulação numérica*

Acredita-se que a simulação numérica fomentada pelos resultados dos ensaios de cisalhamento direto e arrancamento, que descrevam individualmente cada interface, possa descrever de maneira mais fidedigna o protótipo experimental, uma vez que possibilitaria a descrição da AAD no modelo numérico.

Alternativa possível seria determinar os parâmetros de cada interface envolvida de forma indireta, acoplando ao DIANA um algoritmo baseado em algum método estatístico que pudesse realizar a calibração do modelo. Sugere-se o método de Monte Carlo (MMC), que é um método estatístico utilizado em simulações estocásticas. O método de Monte Carlo tem sido utilizado há bastante tempo como forma de obter aproximações numéricas de funções complexas. Este método tipicamente envolve a geração de observações de alguma distribuição de probabilidades e o uso da amostra obtida para aproximar a função de interesse. As aplicações mais comuns são em computação numérica para avaliar integrais. A ideia do método é escrever a integral que se deseja calcular como um valor esperado.

Por fim, acredita-se que o campo de estudo das ligações por aderência ainda é bastante incipiente, o que deixa um vasto leque de alternativas a serem estudadas em trabalhos futuros.

REFERÊNCIAS

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 5739: Concreto - Ensaio de compressão de corpos-de-prova cilíndricos**. Rio de Janeiro, 2007.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto – Procedimento**. Rio de Janeiro, 2007.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro, 2008.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8522: Concreto – Determinação dos módulos estáticos de elasticidade e de deformação e da curva tensão-deformação**. Rio de Janeiro, 2008.

ABNT – ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 7222: Argamassa e concreto - Determinação da resistência à tração por compressão diametral de corpos de prova cilíndricos**. Rio de Janeiro, 2011.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. **Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary**. Farmington Hills, USA.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM A370-97a: Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products**. West Conshohocken: American Society for Testing and Materials, 1997.

BECK, H. HEUNISCH, M. Zum Reibungsverbund zwischen Stahl und Betonfertigteilen bei dübellosen Verbundkonstruktionen. **Stahlbau**, v. 41, n. 2, p. 40-45, 1972.

BEZERRA, L. M. **Estudo teórico-experimental da ligação entre pilares mistos preenchidos e vigas pré-moldadas de concreto**. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2011.

BOUAZAOU, L. et al. Static behaviour of a full-scale steel–concrete beam with epoxy-bonding connection. **Engineering Structures**, v. 30, n. 7, p. 1981-1990, jul. 2008.

CENTRE SUISSE DE LA CONSTRUCTION MÉTALLIQUE. **C5/05 steelwork. Tables de construction**. Zürich, 2005.

CHAVES, I. A. **Viga mista de aço e concreto constituída por perfil formado a frio preenchido**. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2009.

CLIMACO, J. C. T. S., REGAN, P. E. Evaluation of bond strength between old and new concrete in structural repair. **Magazine of Concrete Research**, p. 377-390, 2001.

CEB - Comité Euro-International Du Béton. **CEB MODEL CODE 1990**, 1990.

- DAUNER, H. G. et al. **Ponts mixtes à construction rapide**. Département Fédéral de l'environnement, des transports, de l'énergie et de la communication, Office fédéral des routes, 2002.
- DIANA, T. **DIANA Finite Element Analysis. User's manual release 9.4.4**. Delft, Netherland, 2012.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2004.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 4 : Design of composite steel and concrete structures Part 1-1 : General rules and rules for buildings**. Brussels, 2004.
- FARIAS, R, S. **Estudo teórico-experimental do efeito da laje na transferência de forças em ligações viga-pilar misto preenchido**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2008.
- FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BETÓN. **fib Model Code 2010**, 2010.
- FEENSTRA, P. H.; BORST, R. DE. Aspects of robust computational modeling for plain and reinforced concrete. **HERON**, v. 38, n. 4, p. 76, 1993.
- HEGGER, J.; RAUSCHER, S.; GALLWOSZUS, J. **MODERN HYBRID STRUCTURES MADE OF UHPC AND HIGH STRENGTH STEEL**. 3rd fib International Congress. Washington, D.C, 2010.
- HILD, F. **Correli-LMT: a software for displacement field measurements by digital image correlation**. CACHAN, 2002.
- JÚLIO, E. N. B. .; BRANCO, F. A. .; SILVA, V. D. Concrete-to-concrete bond strength. Influence of the roughness of the substrate surface. **Construction and Building Materials**, v. 18, n. 9, p. 675-681, nov. 2004.
- KITOH, H. SONODA, K. **Bond characteristics of embossed steel elements**. Composite Construction in Steel and Concrete III, Proceedings of an Engineering Foundation Conference. American Society of Civil Engineers, 1996.
- LAMPORT, W. B. **Ultimate strength of grouted pile-to-sleeve connections**. PhD Thesis, The University of Texas at Austin, 1988.
- LEONHARDT, F., ANDRÄ, W., ANDRÄ, H.-P., HARRE, W. Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit. **Beton und Stahlbetonbau**, v. 12, p. 325-331, 1987.
- LESKELÄ, M. V; MONONEN, T.; ÅLANDER, C. Properties of Checkered Steel Surfaces as Bonded with Concrete. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 46, n. 1, p. 1-3, 1998.
- LOOV, ROBERT E., PATNAIK, A. K. Horizontal Shear Strength of Composite Concrete Beams with a Rough Interface. **PCI Journal**, v. 39, n. 1, p. 48-67, 1994.

MANGERIG, I. ZAPFE, C. **Nachweisverfahren und Sanierungsmöglichkeiten für Stahlträgerdecken mit Betonausfachung.** München Institut für konstruktiven Ingenieurbau, Bundeswehr. Universität München, 2002.

MC-BAUCHEMIE. **Emckrete EP - Graute epóxi de alto desempenho.** Vargem Grande Paulista – SP. Disponível em: <http://www.mc-bauchemie.com.br/download.aspx?file=/datasheets/technical/Emckrete EP.pdf>

MEHTA, P. K.; MONTEIRO, P. J. M. **Concreto: estrutura, propriedades e materiais.** São Paulo: Pini, 1994.

NOGUEIRA, C. G. **Desenvolvimento de modelos mecânicos, de confiabilidade e de otimização para aplicação em estruturas de concreto armado.** Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2010.

OGUEJIOFORT, E. C.; HOSAINT, M. U. Numerical analysis of push-out specimens perfbond rib connectors. **Computers & Structures**, v. 62, n. 4, p. 617-624, 1997.

OLIVEIRA JUNIOR, L. A. **Ligação viga-pilar em elementos pré-moldados de concreto solidarizados por concreto reforçado com fibras de aço: análises estática e dinâmica.** Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2012.

PAPASTERGIOU, D. **Connections by Adhesion, Interlocking and Friction for Steel-Concrete Composite Bridges under Static and Cyclic Loading.** École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2012.

RILEM. Draft Recommendation 50-FMT Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend test on notched beams. **Materials and Structures**, v. 18, p. 285-290, 1985.

ROWE, P. W. The Stress-Dilatancy Relation for Static Equilibrium of an Assembly of Particles in Contact. **Proceeding of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences**, v. 269, n. 1339, p. 500-527, 1962.

SCHMITT, V. et al. Verbundbrücke Pöcking – Innovative VFT-Träger mit Betondübeln. **Stahlbau**, v. 73, n. 6, p. 387-393, jun. 2004.

SHAH, S. P., SWARTZ, S. E., OUYANG, C., **Fracture mechanics of concrete: applications of fracture mechanics to concrete, rock, and other quasi-brittle materials**, John Wiley & Sons, New York, 1995.

SHIM, C.-S.; LEE, P.-G.; CHANG, S.-P. Design of shear connection in composite steel and concrete bridges with precast decks. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 57, n. 3, p. 203-219, mar. 2001.

SONODA, K., KITOH, H., UENAKA, K. **Embossed steel plate-concrete composite member subjected to bending and shear.** Composite Construction in Steel and Concrete IV. American Society of Civil Engineers, 2000.

- STUDNICKA, J. et al. Perforated shear connector for composite steel and concrete beams. **Concrete**, n. 4, p. 367-378, 2002.
- PROENÇA, S. P. B. **Análise não-linear de estruturas**. Notas de aula. Departamento de Engenharia de Estruturas. EESC-USP. 2010.
- TASSIOS, T. P.; VINTZELEOU, E. N. Concrete-to-concrete friction. **Journal of Structural Engineering**, v. 113, n. 4, p. 832-849, 1987.
- THOMANN, M. **Connexions par adhérence pour les ponts mixtes acier-béton**. École Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2005.
- THORNTON, A. HUNGSPRUEKE, B., JOSEPH, C. Tall building structures, a world view, Composite High-rise Construction in Asia. In: **Proceedings of 67th regional conference in conjunction with ASCE structures congress**. Chicago, Illinois, USA. p. 331-338, 2001.
- VALENTE, I.; CRUZ, P. J.; Experimental analysis of Perfobond shear connection between steel and lightweight concrete. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 60, n. 3-5, p. 465-479, mar. 2004.
- VANDERLEI, R. D. **Análise Experimental do Concreto de Pós Reativos: Dosagem e Propriedades Mecânicas**. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo, 2004.
- VECCHIO, J. F.; COLLINS, M. P. ; Compression Response of Cracked Reinforced Concrete. **Journal of Structural Engineering**, v. 119, n. 12, p. 3590-3610, 1993.
- VERÍSSIMO, G. S. **Desenvolvimento de um conector de cisalhamento em chapa dentada para estruturas mistas de aço e concreto e estudo do seu comportamento**. Tese (Doutorado). Universidade Federal de Minas Gerais, 2004.
- VIANNA, J. C. **Avaliação do comportamento estrutural de conectores Perfobond e T-Perfobond para vigas mistas**. Tese (Doutorado). Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2009.
- WALRAVEN, J. et al. Influence of Concrete Strength and Load History on the Shear Friction Capacity of Concrete Members. **PCI Journal**, v. 32, n. 1, p. 66-84, 1987.
- YAMANE, T., TADROS, M. K., BADIE, S. S., BAISHYA, M. C. Full Depth Precast Prestressed Concrete Bridge Deck System. **PCI Journal**, v. 43, n. 3, p. 50-57, 1998.
- .

Apêndice A – Máquinas, sistemas e instrumentos



Máquina hidráulica elétrica para ensaios de compressão e tração por compressão diametral de corpos-de-prova

Marca: ELE International

Modelo: Autotest 2000

Permite realizar ensaios de compressão (capacidade 2000 kN) e de flexão (capacidade 100 kN) com controle de força.

Espaço para ensaio de compressão: 360 mm



Sistema de aquisição de dados para extensimetria

Marca: Vishay Measurements Groups

Modelo: System 5000

Quantidade de canais: até 80



Sistema de aquisição de dados para acelerometria

Tipo: Analisador espectral de quatro canais

Marca: Dataphysics

Modelo: SignalCalc -ACE



Acelerômetro piezoelétrico

Marca: Endevco

Modelo: 1254A-100

Sensibilidade: 105 mV/g

Massa: 20 g



Martelo de impacto

Marca: Endevco

Modelo: 2303

Sensibilidade: 0,95 mV/lbf

Massa: 454 g

Força máxima: 35.584 N

Frequência máxima: 10 kHz



Extensômetros removíveis

Modelo MSI (Micro Sensores Industrial)

Sensibilidade: 0,001 mm

Curso: 2,5 mm (resposta linear até 1,5 mm)

Base de leitura: 10 cm (CPs cilíndricos) e 20 cm (CPs prismáticos)



Transdutor de deslocamento (à base de extensômetro elétrico resistivo)

Marca: Kyowa

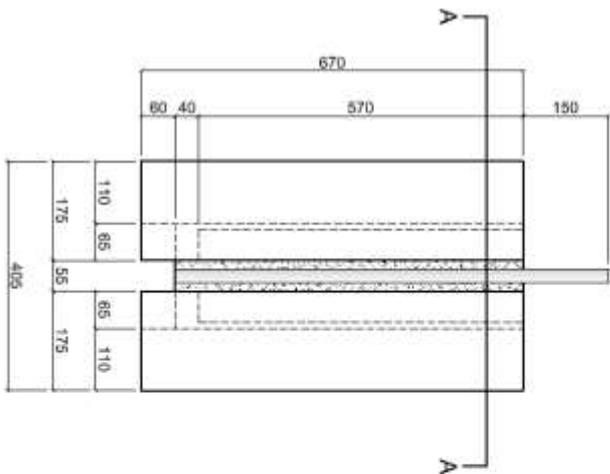
Modelos: DTH-A10 e DT-50A

Sensibilidade: 0,001 mm e 0,01 mm

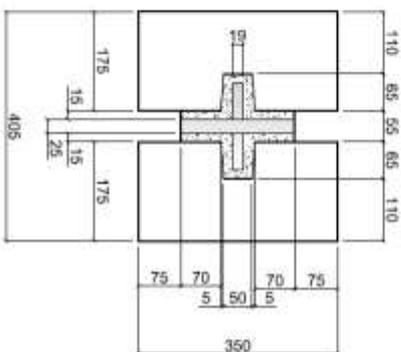
Curso: 10 mm e 50 mm

Apêndice B – Desenhos dos protótipos experimentais

FÔRMAS - Push Out



ELEVAÇÃO
esc:1/10



CORTE AA
esc:1/10

LISTA DE MATERIAIS

Item	Quantidade
Placa em AÇO A-36 Lisa 19x65x570	4 und
Placa em AÇO A-36 c/ Ranhuras 19x65x570	4 und
Placa em AÇO A-36 c/ Ranhuras e Furos 19x65x570	4 und
Placa de AÇO A-36 Lisa 25x200x760	6 und
Espaçadores em AÇO CA-50 Ø12.5mm	72 und
Concreto $F_c = 60$ MPa	465 litros
Argamassa $F_c > 50$ MPa	40 litros

Observações:

- 1) Aço ASTM - A36;
- 2) Espessura da Chapa do Conector e de 3/4" (2x);
- 3) Espessura da Chapa de reação e de 1";
- 5) Medidas em milímetro.

Etapa de fabricação:

- 1) Corte das chapas;
- 2) Usinagem dos conectores (RANHURAS e FUROS);
- 3) Solda.

Assunto: Ensaio Push - Out - Piloto - Formas

01/04

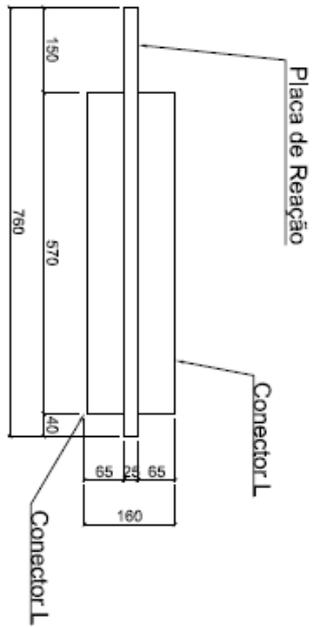
Responsável: Eng^o Hidelbrando Diogenes

Orientador: Prof. Assoc. Ana Lucia H. C. El Debs

Local dos Ensaio: LE - EESC

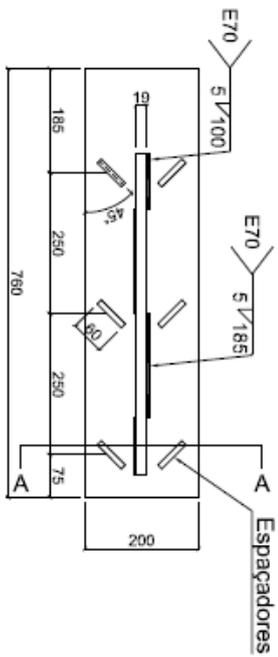
Data prevista para os Ensaio: Abril/Maio de 2011

Conector L - Push Out (2x)



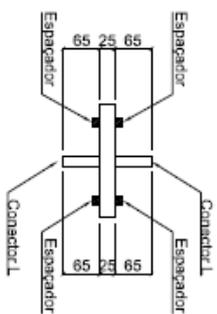
ELEVAÇÃO

esc:1/10



PLANTA

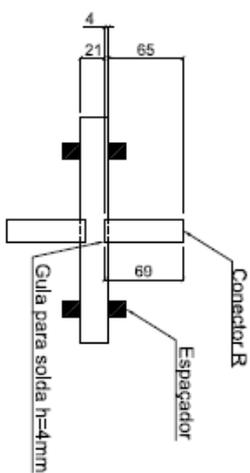
esc:1/10



CORTE AA

esc:1/10

PROGRAMA DE ENSAIO		
Tipo de Ensaio	Quantidade	Data do Ensaio
Ruptura	1 und	
Ruptura	1 und	



DETALHE 1

esc: 1/5

Observações:

- 1) Aço ASTM - A36.
- 2) Espessura da Chapa do Conector R é de 3/4 " (2x).
- 3) Espessura da Chapa de reação é de 1".
- 4) Os espaçadores são barras de Ø12,5mm CA-50
- 5) O detalhe 1 é um ressalto de 4mm para melhor soldagem do conector.
- 6) Medidas em milímetro.

Etapas de fabricação:

- 1) Corte das chapas.
- 2) Usinagem dos conectores
- 3) Solda.

Assunto: Ensaio Push - Out - Filatos - Conector L

04/04

Responsável: Engº Hidelbrando Dibgenas

Orientador: Prof. Assoc. Ana Lúcia H. C. El Debs

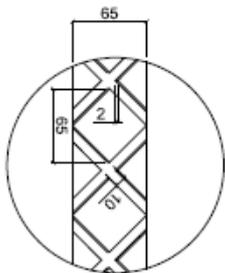
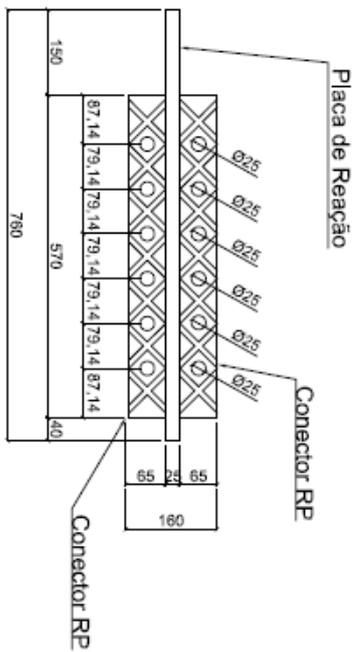
Local dos Ensaio: LE - EESC

Data prevista para os Ensaio: Abril/Maio de 2011

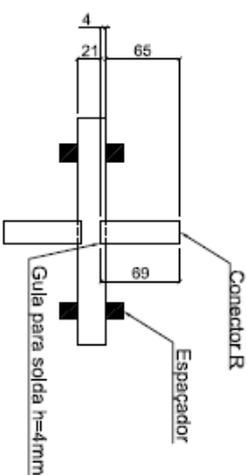
Conector RP - Push Out (2x)

PROGRAMA DE ENSAIO

Tipo de Ensaio	Quantidade	Data do Ensaio
Ruptura	1 und	
Ruptura	1 und	

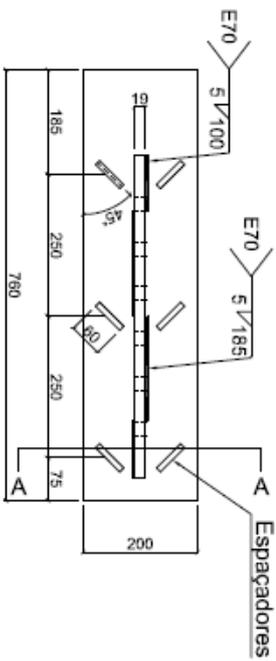


DETALHE 1
esc: 1/5

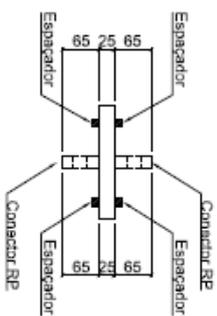


DETALHE 2
esc: 1/5

ELEVACÃO
esc: 1/10



PLANTA
esc: 1/10



CORTE AA
esc: 1/10

Observações:

- 1) Aço ASTM - A36;
- 2) Espessura da Chapa do Conector R é de 3/4 " (2x) .
- 3) Espessura da Chapa da tração é de 1" .
- 4) Os espaçadores são barras de Ø12,5mm CA-50
- 5) Profundidade das ranhuras 2 mm e espessura 10mm.
- 6) O detalhe 2 é um raboto de 4mm para melhor soldagem do conector.
- 7) Medidas em milímetro.

Etapas de fabricação:

- 1) Corte das chapas;
- 2) Usinagem dos conectores (RANHURAS);
- 3) Solda.

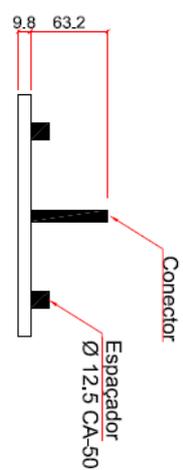
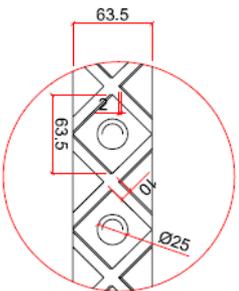
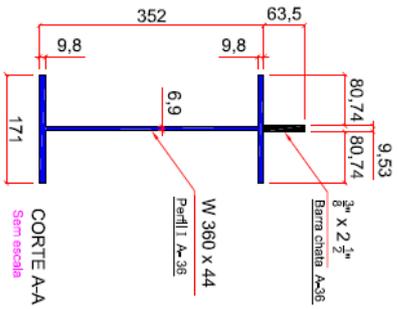
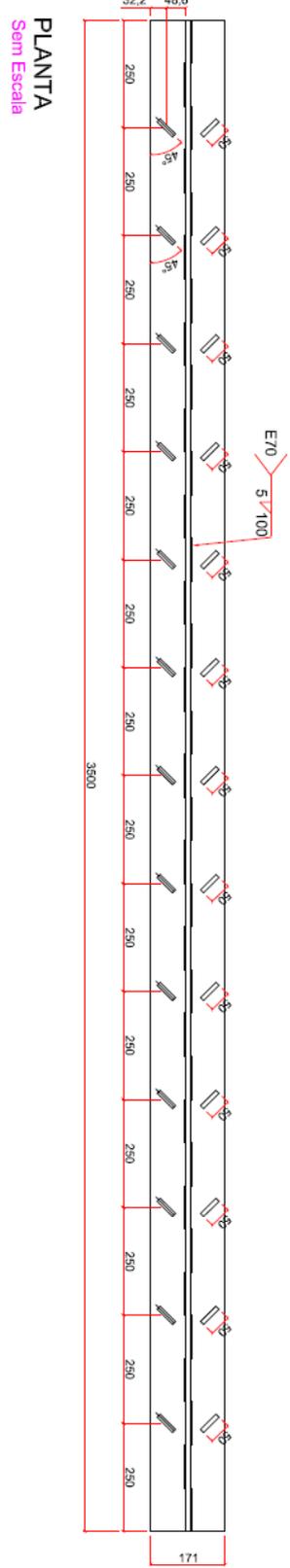
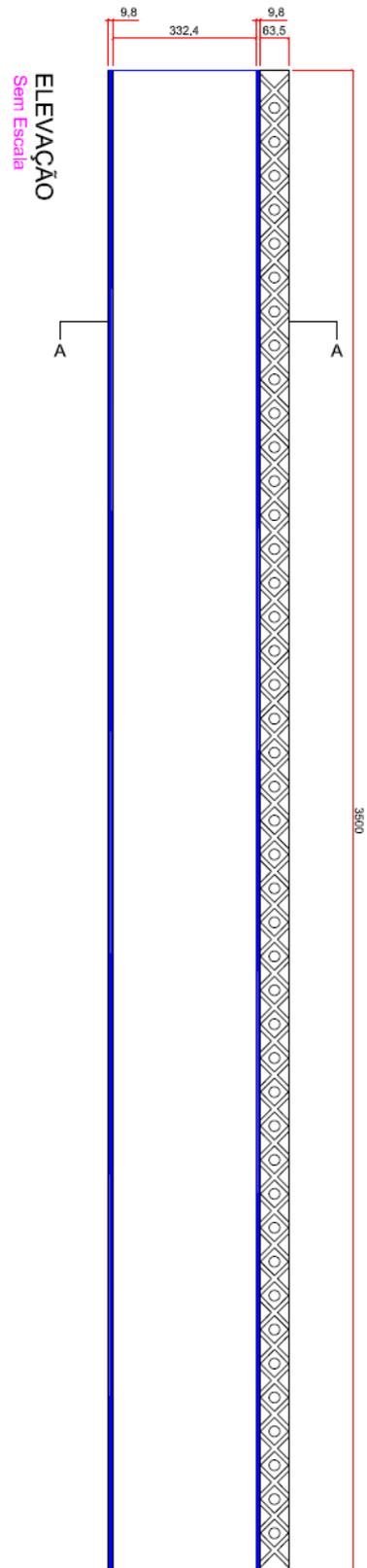
Assunto: Ensaio Push - Out - Piloto - Conector R

03/04

Responsável: Engº Hidelvando Dilegnas

Orientador: Prof. Assoc. Ana Lúcia H. C. El-Daba
Local dos Ensaio: LE - FEESC

Data prevista para os Ensaio: Abril/Maio de 2011



Observações:

- 1) Aço ASTM - A36
- 2) Espessura da Chapa do Conector RP 6 de 3/8"
- 3) Perfil da Viga - W 380 x 44
- 4) Os espaçadores são barras de Ø12.5mm CA-50
- 5) Perifoneia das ranhuras 2 mm e espessura 10mm.
- 6) Medidas em milímetros.
- 7) Os tubos possuem 20 mm de diâmetro.
- 8) Solta alternada com 100 mm de comprimento
- 9) Quantidade: 4 VIGAS!!!

Assunto: Ensaios de Viga Mistá • Conector RP

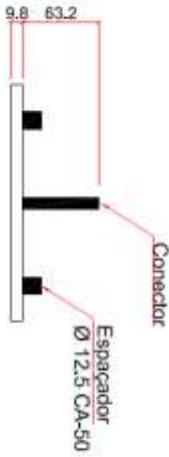
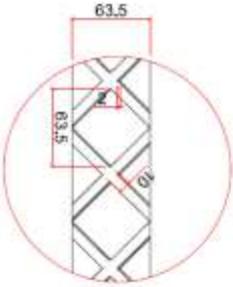
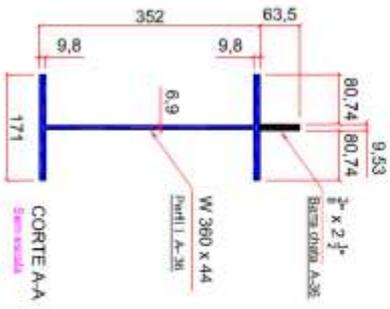
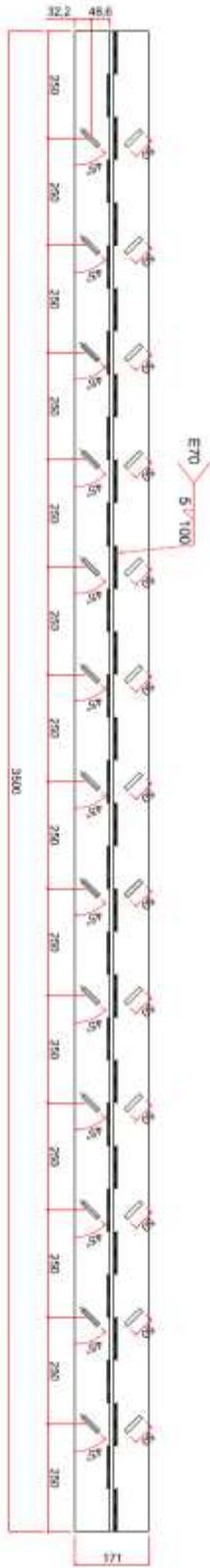
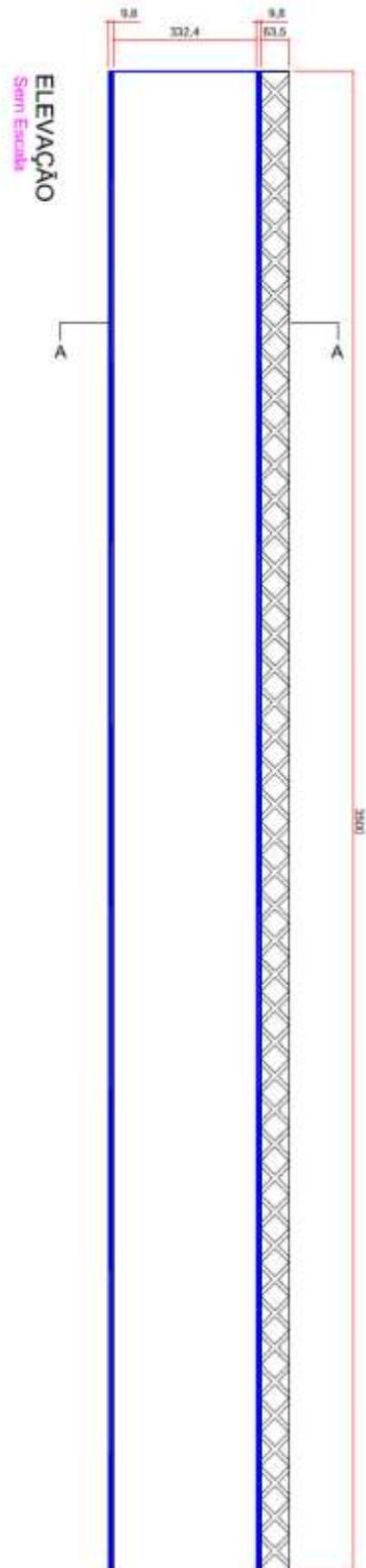
Resposável: Engº Helderando Dógenes

Orientador: Prof. Assou. Ana Lúcia H. C. El Debs

Local dos Ensaios: IE - EESC

Data prevista para os Ensaios: Avil/Maio de 2012

02/02



OBSERVAÇÕES:

- 1) Aço ASTM - A36.
- 2) Espessura da Chapa do Conector R 6 de 3/8"
- 3) Perfil da viga - W 380 x 44
- 4) Os espaçadores são barras de Ø12 5mm CA-50
- 5) Profundidade das ranhuras 2 mm e espessura 10mm.
- 6) Medidas em milímetros.
- 7) Seção alternada com 100 mm de comprimento.
- 8) Quantidade 2 VIGAS/ST

Assunto: Escada de Viga Mistá - Conector R

Responsável: Engº Responsável: Deysson

Orçamentista: Prof. Assoc. Anu Lúcia H. C. El Debs

Local dos Ensaios: LE - EESC

Data prevista para os Ensaios: Novembro de 2012

01/02

Apêndice C – Estudo de caso

No presente apêndice é apresentado o estudo de caso de uma viga mista de aço-concreto, objetivando contextualizar os resultados objetivos no programa experimental, especialmente àqueles relacionados aos ensaios do tipo *Push-out*.

A viga mista em questão refere-se ao estudo de caso presente nas notas de aula da disciplina PEF 5739, da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, de autoria dos professores Julio Fruchtengarten e Jairo Fruchtengarten. Os dados para a análise são:

- Viga bi-apoiada com 18 metros de vão;
- Espaçamento entre vigas de 2,5 m;
- Laje treliçada com $h = 12$ cm (4 da vigota + 8 da capa);
- Resistência característica do concreto (f_{ck}) superior a 25 MPa;
- Viga adotada, **VS650x128** de aço ASTM A-36;
- Cargas:
 - Revestimento + forro = 1,5 kN/m²
 - Sobrecarga = 2,0 kN/m²
 - Sobrecarga de construção = 1,0 kN/m²
 - Momento máximo resultante da combinação ponderada das cargas: $M_{sd} = 979$ kN.m

Para o cálculo e dimensionamento da seção mista, foi utilizado o software Viga Mista versão 3.0, desenvolvido no Departamento de Engenharia de Estruturas – EESC-USP. Os relatórios das análises realizadas no referido programa são apresentadas no que segue.



Apêndice C – Figura 1 - Interface do programa Viga Mista 3.0

Relatório Viga: Estudo de Caso 1

Observações: **STUD BOLT 15.9**

Dados de Entrada

Geometria

Mesa Superior ---- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Mesa Inferior ----- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Alma ----- hw [mm] = 612 tw [mm] = 8
 Laje maciça ----- tc [mm] = 120 b(mm) = 2500

Materiais

Aço ----- fy [MPa] = 250
 Concreto ----- fck [MPa] = 25 g [KN/m³] = 25

Tipo de Construção

Escorada
 Momento fletor solicitante [KN.m] = nominal:
 Momento fletor solicitante [KN.m] = cálculo: 979

Temperatura

Analisar apenas em temperatura ambiente.

Conectores

Tipo: Pino com Cabeça ("Stud Bolts")
 Diâmetro do conector [mm] = 15.9
 Limite de resistência à tração do aço do conector [MPa] = 450

Resultados para Temperatura Ambiente - de acordo com a ABNT NBR 8800:2008

Interação Completa

Momento Resistente de Cálculo [kN.m] = 1467.38
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 3703.64
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 61.00
 Posição da Linha Neutra y [mm] = -22.40
OBS: Posição da Linha Neutra a partir do topo da viga de aço
Positivo para baixo
 Tensão de tração [kN/cm²] = 9.53
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.16

Interação Parcial

Momento Resistente de Cálculo [KN.m] = 1334.43
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 1481.45
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 25.00
 Tensão de tração [kN/cm²] = 17.37
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.38
 OBS: grau de interação mínimo é de [%] = 40.00

Força Cortante (sem reforçadores)

Cortante Resistente de Cálculo [kN] = 607.16

Relatório Viga: Estudo de Caso 2

Observações: **STUD BOLT 19.1**

Dados de Entrada

Geometria

Mesa Superior ---- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Mesa Inferior ----- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Alma ----- hw [mm] = 612 tw [mm] = 8
 Laje maciça ----- tc [mm] = 120 b(mm) = 2500

Materiais

Aço ----- fy [MPa] = 250
 Concreto ----- fck [MPa] = 25 g [KN/m³] = 25

Tipo de Construção

Escorada
 Momento fletor solicitante [KN.m] = nominal:
 Momento fletor solicitante [KN.m] = cálculo: 979

Temperatura

Analisar apenas em temperatura ambiente.

Conectores

Tipo: Pino com Cabeça ("Stud Bolts")
 Diâmetro do conector [mm] = 19.1
 Limite de resistência à tração do aço do conector [MPa] = 450

Resultados para Temperatura Ambiente - de acordo com a ABNT NBR 8800:2008

Interação Completa

Momento Resistente de Cálculo [kN.m] = 1467.38
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 3703.64
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 42.00
 Posição da Linha Neutra y [mm] = -22.40
OBS: Posição da Linha Neutra a partir do topo da viga de aço
Positivo para baixo
 Tensão de tração [kN/cm²] = 9.53
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.16

Interação Parcial

Momento Resistente de Cálculo [KN.m] = 1334.43
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [KN] = 1481.45
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 17.00
 Tensão de tração [kN/cm²] = 17.41
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.38
 OBS: grau de interação mínimo é de [%] = 40.00

Força Cortante (sem reforçadores)

Cortante Resistente de Cálculo [KN] = 607.16

Relatório Viga: Estudo de Caso 3

Observações: **STUD BOLT 22.2**

Dados de Entrada

Geometria

Mesa Superior ---- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Mesa Inferior ----- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Alma ----- hw [mm] = 612 tw [mm] = 8
 Laje maciça ----- tc [mm] = 120 b(mm) = 2500

Materiais

Aço ----- fy [MPa] = 250
 Concreto ----- fck [MPa] = 25 g [KN/m³] = 25

Tipo de Construção

Escorada
 Momento fletor solicitante [KN.m] = nominal:
 Momento fletor solicitante [KN.m] = cálculo: 979

Temperatura

Analisar apenas em temperatura ambiente.

Conectores

Tipo: Pino com Cabeça ("Stud Bolts")
 Diâmetro do conector [mm] = 22.2
 Limite de resistência à tração do aço do conector [MPa] = 450

Resultados para Temperatura Ambiente - de acordo com a ABNT NBR 8800:2008

Interação Completa

Momento Resistente de Cálculo [kN.m] = 1467.38
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 3703.64
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 32.00
 Posição da Linha Neutra y [mm] = -22.40
OBS: Posição da Linha Neutra a partir do topo da viga de aço
Positivo para baixo
 Tensão de tração [kN/cm²] = 9.53
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.16

Interação Parcial

Momento Resistente de Cálculo [kN.m] = 1334.43
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 1481.45
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 13.00
 Tensão de tração [kN/cm²] = 17.33
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.38
 OBS: grau de interação mínimo é de [%] = 40.00

Força Cortante (sem reforçadores)

Cortante Resistente de Cálculo [kN] = 607.16

Relatório Viga: Estudo de Caso

Observações: U-laminado U76x6,1, L=5cm

Dados de Entrada

Geometria

Mesa Superior ---- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Mesa Inferior ----- bf [mm] = 300 tf [mm] = 19
 Alma ----- hw [mm] = 612 tw [mm] = 8
 Laje maciça ----- tc [mm] = 120 b(mm) = 2500

Materiais

Aço ----- fy [MPa] = 250
 Concreto ----- fck [MPa] = 25 g [kN/m³] = 25

Tipo de Construção

Escorada
 Momento fletor solicitante [kN.m] = nominal:
 Momento fletor solicitante [kN.m] = cálculo: 979

Temperatura

Analisar apenas em temperatura ambiente.

Conectores

Tipo: Perfil U Laminado
 Espessura da mesa do conector [mm] = 6.9
 Espessura da alma do conector [mm] = 4.3
 Comprimento do conector [mm] = 50

Resultados para Temperatura Ambiente - de acordo com a ABNT NBR 8800:2008

Interação Completa

Momento Resistente de Cálculo [kN.m] = 1467.38
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 3703.64
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 45.00
 Posição da Linha Neutra y [mm] = -22.40
OBS: Posição da Linha Neutra a partir do topo da viga de aço
Positivo para baixo
 Tensão de tração [kN/cm²] = 9.53
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.16

Interação Parcial

Momento Resistente de Cálculo [kN.m] = 1334.43
 Resistência Mínima dos Conectores no Trecho [kN] = 1481.45
 Número de Conectores Necessários em Meia Viga = 18.00
 Tensão de tração [kN/cm²] = 17.41
 Tensão de compressão [kN/cm²] = 0.38
 OBS: grau de interação mínimo é de [%] = 40.00

Força Cortante (sem reforçadores)

Cortante Resistente de Cálculo [kN] = 607.16

ANEXO

Método de cálculo simplificado (Thomann, 2005)

O arranjo da ligação por aderência proposto por Thomann (2005) é ilustrado na Figura 2-10. A camada adesiva na mesa superior proporciona um acréscimo da resistência ao cisalhamento, todavia, ao custo de uma ruptura frágil. Consequentemente, uma ligação que possua a camada adesiva deve ser usada apenas em situações onde não ocorram solicitações dinâmicas. Na ocorrência de solicitações dinâmicas, a camada adesiva não deve ser utilizada para que possa viabilizar o uso da ligação por aderência, uma vez que esta passa a ter um comportamento “mais dúctil”.

Assim para a ligação proposta por Thomann (2005) o dimensionamento deve respeitar certas hipóteses:

- 1) Nos casos onde a camada adesiva é utilizada, a largura b_2 , deve ser maior que b_1 , onde b_1 é função de $h_{1,eff}$ (Figura A-1);
- 2) Tanto a armadura transversal, quanto a longitudinal da laje, deve ser posicionada com o menor cobrimento possível na região do conector, ou seja, o mais próximo possível da face do conector;
- 3) Estribos devem ser colocados contornando a nervura longitudinal da laje de concreto. Esta armadura irá prevenir a propagação da superfície de ruptura para o interior da laje de concreto e garantir que a ruptura se dará em uma das interfaces envolvidas. Os estribos podem ser posicionados diretamente sobre a forma da laje sem a necessidade de cobrimento. Um esboço do posicionamento das armaduras é apresentado na Figura A-1;
- 4) O projeto de uma possível protensão transversal deve garantir que o banzo inferior da laje de concreto permaneça comprimido até que seja realizada a protensão no sentido longitudinal, que só deve ser executada após a injeção da argamassa.

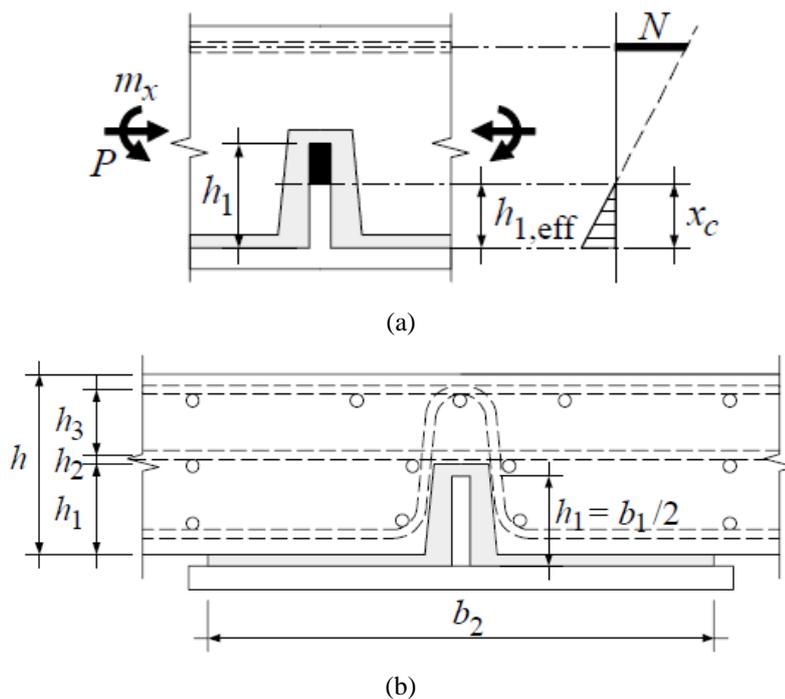


Figura A-1 – Geometria e concepção da ligação: a) altura máxima do conector; b) definição da geometria e posição das armaduras no entorno do conector.

Os materiais devem obter os seguintes requisitos:

- A argamassa de cimento para injeção deve ter resistência superior a 80 MPa;
- O conector deve ser fabricado a partir de duas chapas com ranhuras, BRI 8/10 S235, soldadas “back to back” e fixadas por meio de solda contínua na mesa superior da viga de aço;
- As ranhuras devem ser orientadas de acordo como ilustrado na Figura A-2 – (a), isto é, perpendicular à direção do esforço;
- A superfície de concreto em contato com a argamassa de cimento deve ser rugosa, por exemplo, pelo uso de um retardador de pega. A profundidade da rugosidade deve ser no mínimo 6 mm como demonstrado na Figura A-2 – (b);
- Onde a camada adesiva é utilizada, a mesa de aço deve ser jateada (grau SA 2½) antes da aplicação da resina epóxi. Nenhuma outra proteção contra corrosão deve ser aplicada à face superior da mesa. A areia deve ter diâmetro entre 2 - 3.2 mm e deve ser aplicada sobre a resina ainda fresca. Um exemplo da camada adesiva é mostrado na Figura A-2 - (a);
- Por fim, a injeção da argamassa de cimento deve ser controlada, por exemplo, com a utilização de tubos de controle e manômetros.

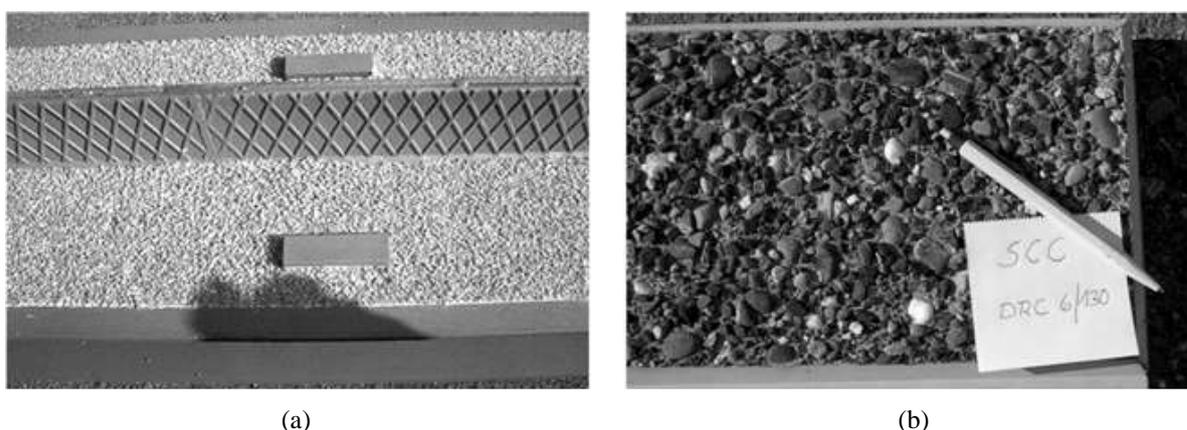


Figura A-2 – (a) Orientação das ranhuras e camada adesiva; (b) rugosidade da laje de concreto (THOMANN, 2005)

Segundo Thomann (2005), se as recomendações acima forem seguidas, o cálculo da resistência ao cisalhamento da ligação pode ser realizado de acordo com seguintes passos:

- 1) Escolher o arranjo da ligação, a laje e a armadura. Se protensão transversal for utilizada, dimensionar a força e a excentricidade;
- 2) Calcular a posição da linha neutra (x_c) como mostrado na Figura A-1, sendo x_c a posição da linha neutra correspondente ao momento e força normal aplicados à laje. Para calcular x_c considerar apenas as ações de longa duração aplicadas após a injeção da argamassa;
- 3) Se $x_c < h_1$ (altura do conector), então defina $h_{1,eff} = x_c$ e $b_1 = 2h_{1,eff}$. Isto significa que a parte do conector que ultrapassa x_c não será considerada na resistência ao cisalhamento. Assim, é inútil projetar a ligação onde $h_1 > x_c$;
- 4) Calcular as tensões normais externas, $\sigma_{ext,1}$ e $\sigma_{ext,2}$ (esta última apenas nos casos da onde é utilizado a camada adesiva) que atuam na ligação. Considere apenas ações de longa duração aplicadas após a injeção da argamassa. Ações do tráfego de veículos, para o caso de pontes, por exemplo, não devem ser consideradas, a não ser que se possa provar que estas ações atuam necessariamente na seção de esforço cisalhante máximo. Limitar as tensões de compressão $\sigma_{ext,1}$ e $\sigma_{ext,2}$ a 3,0 MPa e 1,0 MPa, respectivamente. Esta condição é necessária para atender a faixa de tensões a qual as leis do comportamento das interfaces foram validadas. No caso de tensão externa de tração, a resistência à tração deve ser definida igual a zero localmente;
- 5) Calcular a rigidez da laje K_{slab} de acordo com a equação (2-5);
- 6) Para a ligação com camada adesiva deve-se garantir que a superfície de ruptura não estará localizada entre a camada adesiva e a superfície da mesa superior da viga. Isto

levaria a ruptura brusca, como pode ser demonstrado pela equação (A-1), com auxílio da Figura A-3;

$$\sigma_{ext}^- = \sigma_{ext,2} + \frac{\sigma_{ext,1}}{9.2} \quad (A-1)$$

- 7) Determinar o valor de u_{conn} a partir da Figura A-3. Se a ligação for com camada adesiva (*model RH*) o coeficiente χ deve ser calculado com auxílio da equação (A-2);

$$\chi = 1.0 + 5 \frac{b_1}{b_{tot}} \leq 2.0 \quad (A-2)$$

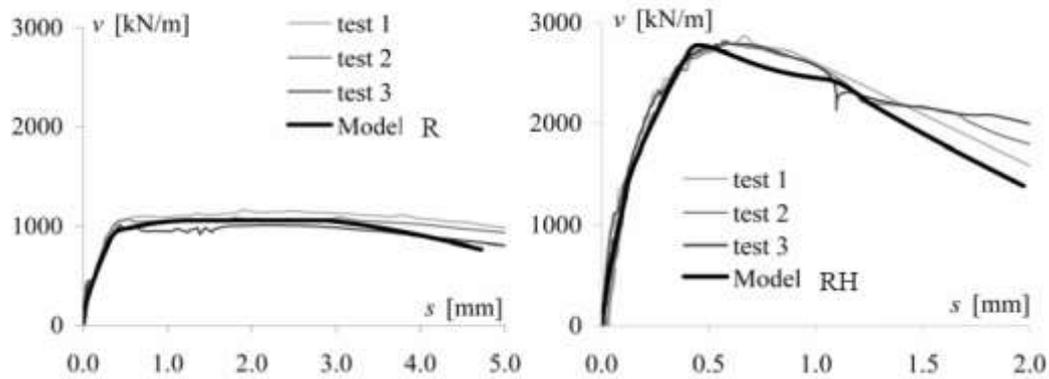


Figura A-3 – Critério para controle da posição da interface de ruptura e coeficiente u_{conn} (THOMANN,2005).

- 8) Calcular v_{Rk} a partir da equação (A-3) para ligação sem camada adesiva e utilizar as equações de (A-3) a (A-5) para aquelas com a camada adesiva;

$$v_{Rk,1} = 0.8b_1(0.93 + 0.8(\sigma_{ext,1} + K_{slab}u_{conn})) \quad (A-3)$$

$$v_{Rk,2} = 0.8b_2(0.94 + 0.4\sigma_{ext,2}) \quad (A-4)$$

$$v_{Rk} = \chi(v_{Rk,1} + v_{Rk,2}) \quad (A-5)$$

- 9) calcular v_{Rd} a partir da equação (A-6).

$$v_{Rd} = v_{Rk}/\gamma_v, \quad \gamma_v = 1.25 \text{ de acordo com o Eurocode 4 (2004)} \quad (A-6)$$