

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

**ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA INFLUÊNCIA DOS
MECANISMOS NA RESISTÊNCIA À FORÇA CORTANTE DE
LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

Marcel Willian Reis Sales

São Carlos
2020

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

**ESTUDO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA INFLUÊNCIA DOS
MECANISMOS NA RESISTÊNCIA À FORÇA CORTANTE DE
LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

Marcel Willian Reis Sales

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos para a obtenção do título de doutor em engenharia civil.

Área de Concentração: Estruturas e Geotecnia

Orientador: Prof. Dr. Marcelo de Araújo Ferreira

Coorientador: Prof. Dr. Daniel de Lima Araújo

São Carlos
2020

FICHA CATALOGRÁFICA

Sales, Marcel Willian Reis

Estudo numérico-experimental da influência dos mecanismos na resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas / Marcel Willian Reis Sales -- 2020.
230f.

Tese de Doutorado - Universidade Federal de São Carlos, campus São Carlos, São Carlos

Orientador (a): Marcelo De Araújo Ferreira

Banca Examinadora: Marcelo de Araújo Ferreira, Daniel de Lima Araújo, Daniel Domingues Loriggio, Maria Cristina Vidigal de Lima, Marcela Novischi Kataoka, Fernando Menezes de Almeida Filho

Bibliografia

1. Lajes alveolares protendidas. 2. Comprimento de transferência. 3. Força cortante. I. Sales, Marcel Willian Reis. II. Título.

Ficha catalográfica desenvolvida pela Secretaria Geral de Informática
(SIn)

DADOS FORNECIDOS PELO AUTOR

Bibliotecário responsável: Ronildo Santos Prado - CRB/8 7325



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Folha de Aprovação

Defesa de Tese de Doutorado do candidato Marcel Willian Reis Sales, realizada em 14/07/2020.

Comissão Julgadora:

Prof. Dr. Marcelo de Araujo Ferreira (UFSCar)

Prof. Dr. Daniel de Lima Araújo (UFG)

Prof. Dr. Daniel Domingues Loriggio (UFSC)

Profa. Dra. Maria Cristina Vidigal de Lima (UFU)

Profa. Dra. Marcela Novischi Kataoka (USP)

Prof. Dr. Fernando Menezes de Almeida Filho (UFSCar)

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

O Relatório de Defesa assinado pelos membros da Comissão Julgadora encontra-se arquivado junto ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

DEDICATÓRIA

Dedico esta monografia à ciência e à pesquisa,
que são tão importantes para o
desenvolvimento humano.

Meus sinceros agradecimentos à minha família nas figuras de meus pais, José de Souza Sales e Maria Terezinha dos Reis Sales, e irmã Bruna Thais dos Reis Sales, que foram as bases dessa história acadêmica.

Também, agradeço a Rafaela Bernardes Rabelo, que esteve ao meu lado nos bons momentos e nos difíceis.

Agradeço a família Reis e a família Sales, em especial a minha Tia Lourdinha e ao meu padrinho Jaci.

Agradeço ao meu orientador Marcelo de Araújo Ferreira por ter acreditado em meu potencial para realizar este trabalho. Também, ao professor Daniel de Lima Araújo, coorientador, que sem dúvida alguma foi a pessoa que enriqueceu o conteúdo desta monografia, e desde o mestrado tem me orientado para os caminhos corretos da pesquisa.

Não poderia deixar de agradecer ao técnico Vitor Augusto Lopes de Lima pela total disponibilidade e ajuda em cada etapa deste trabalho, em especial no programa experimental. Agradeço, também, aos técnicos Antônio Carlos Assis Leonel e Walter Batista Bonfim pelo tempo de trabalho que destinaram na realização deste trabalho. Também, ao amigo Wanderlei Malaquias Pereira Junior pelo auxílio na concretagem na fábrica.

Aos colegas de Cássio, Cleiton, Guilherme, Jefferson, Phablo, Sergio e Matusalém pelas conversas e momentos de distração.

Agradecimentos especiais ao Instituto Federal Goiano (IF Goiano), Universidade Federal de Goiás (UFG) pela disponibilização de infraestruturas, fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Goiás (FAPEG) pelo auxílio financeiro e à empresa Marka Soluções Pré-Fabricadas pela doação das lajes alveolares.

Por fim, agradeço à todos que estiveram presentes em qualquer que seja a etapa deste trabalho.

RESUMO

Sales, Marcel Willian Reis. **Estudo numérico-experimental da influência dos mecanismos na resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas.** 2020. 215f. Tese (Doutorado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2020.

As lajes alveolares protendidas apresentam incertezas quanto à avaliação da resistência à força cortante resistente. Isso, porque, diversos parâmetros influenciam no mecanismo resistente à força cortante das lajes alveolares protendidas, tais como, a perda de protensão, o comprimento de transferência da força de protensão, a posição da seção crítica de ruptura, a altura da laje alveolar e a forma dos alvéolos. Esse trabalho busca avaliar a influência dessas variáveis por meio da realização de ensaios e modelagem computacional. Os ensaios foram realizados em uma laje com alvéolo oblongo e altura de 200 mm, a partir de segmentos cortados longitudinalmente da laje de modo a isolar a nervura, e, assim, evitar o efeito de torção durante a realização do ensaio. O concreto foi caracterizado quanto a resistência à compressão, módulo de elasticidade, energia de fraturamento e resistência à tração. Esta última foi comparada com a resistência à tração obtida de ensaios à flexão em segmentos de laje alveolar sem protensão. Uma série de segmentos protendidos foram levados à ruína por flexão com a finalidade de determinar a perda real de protensão. Além disso, segmentos de laje, com e sem balanço na sua extremidade, foram levados à ruína por força cortante de modo a identificar a influência do comprimento de transferência da força de protensão. Um grupo com segmentos não protendidos, com apenas 1,0 metro de comprimento, foram ensaiados com entalhe em uma determinada altura. A finalidade deste entalhe era forçar uma fissura por cisalhamento. Um modelo computacional baseado no método dos elementos finitos foi desenvolvido, o qual foi calibrado a partir do ensaio dos segmentos e da laje alveolar de 200 mm de altura, bem como de uma laje alveolar com 160 mm de altura ensaiada por outro autor. Destes modelos computacionais foi possível determinar o comprimento de transferência da força de protensão, a posição da seção crítica e a parcela da força de protensão na resistência à força cortante dessas lajes. Posteriormente, estas análises também foram realizadas em uma laje de 320 mm e outra de 400 mm. Também, nos modelos numéricos foram variadas a intensidade da protensão instalada para analisar sua influência. Assim, foi possível analisar as parcelas de concreto e protensão em lajes alveolares com diversas alturas. Os resultados dos experimentos mostraram que é possível determinar a força cortante do modelo com e sem protensão para os ensaios de cisalhamento no segmento. A presença da protensão modifica o panorama de fissuração dos segmentos. Os ensaios dos segmentos reduziram os efeitos da torção. A partir dos ensaios de flexão do segmento com e sem protensão foi possível determinar a resistência à tração na flexão dos segmentos da própria laje, além da perda de protensão. Os modelos computacionais mostraram o comportamento das deformações do concreto e do aço, sendo assim possível identificar o comprimento de transferência e de regularização das peças. A parcela de protensão, na força cortante resistente, varia de laje para laje, e depende das propriedades da seção transversal e da excentricidade da cordoalha de cada laje.

Palavras-chave: Lajes alveolares protendidas, comprimento de transferência, força cortante, tração diagonal, flexo-cortante.

ABSTRACT

Sales, Marcel Willian Reis. **Numerical-experimental study of the influence of mechanisms in the resistance to the hollow core slabs capacity strength, SP.** 2020. 215p. Thesis (Doctorate in Civil Engineering)- Federal University of São Carlos, São Carlos, 2020.

The prestressed hollow core slabs present uncertainties regarding the evaluation of the resistance to the resistant shear force. This is because several parameters influence the shear-resistant mechanism of prestressed hollow core slabs, such as the loss of prestressing, the length of transfer of the prestressing force, the position of the critical breaking section, the height of the hollow core slab and the core shape. This work seeks to evaluate the influence of these variables through tests and computational modelling. The tests were performed on a slab with an non-circular cores and height of 200 mm, from segments cut longitudinally from the slab in order to isolate the rib, and thus avoid the torsion effect during the test. The concrete was characterized in terms of compressive strength, elasticity modulus, fracturing energy, and tensile strength. The latter was compared with the tensile strength obtained from bending tests on hollow core slab segments without prestressing. A series of prestressed segments were brought to ruin by flexion in order to determine the actual loss of prestressing. In addition, slab segments, with and without balance at its end, were brought to ruin by shear force in order to identify the influence of the prestressing force transfer length. A group with non-prestressed segments, only 1.0 meter long, were tested with a notch at a certain height. The purpose of this notch was to force a shear crack. A computational model based on the finite element method was developed, which was calibrated by testing the segments and the 200 mm high hollow slab, as well as a 160 mm high hollow slab tested by another author. From these computational models it was possible to determine the transfer length, the position of the critical section and the portion of the prestressing force in the shear capacity of these slabs. Subsequently, these analyses were also performed on a 320 mm and 400 mm slab. Also, in the numerical models, the prestressing intensity installed was varied to analyse its influence. Thus, it was possible to analyse the concrete and prestressing plots in hollow core slabs with different heights. The results of the experiments showed that it is possible to determine the shear force of the model with and without prestressing for shear tests in the segment. The presence of prestressing modifies the cracking panorama of the segments. Segment testing reduced the effects of torsion. From the flexion tests of the segment with and without prestressing, it was possible to determine the tensile strength in flexing the segments of the slab itself, in addition to the loss of prestressing. The computational models showed the behaviour of concrete and strands deformations, making it possible to identify the transfer length and anchoring length. The prestressing portion, in the resistant shear force, varies from slab to slab, and depends on the properties of the cross section and the eccentricity of the strand.

Keywords: Prestressed hollow core slabs, transfer length, shear force, tension shear, flexural shear.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1-1 - Lajes alveolares.....	17
Figura 1-2 - Detalhe da seção transversal genérica de uma laje alveolar	17
Figura 1-3 - Exemplo de seções transversais dos elementos de laje alveolar.....	18
Figura 1-4 - Seções típicas de lajes alveolares.....	18
Figura 1-5 - Pista de protensão.....	19
Figura 1-6 - Diferença da seção transversal de projeto e executada.....	19
Figura 1-7 - Comparação da seção de projeto e seção após as medições.	19
Figura 2-1 - Detalhes das seções transversais usadas na Finlândia.....	26
Figura 2-2 - Vista lateral da malha de elementos finitos.....	27
Figura 2-3 - Seções transversais da malha de elementos finitos	27
Figura 2-4 - Modelo 1 de Transmissão entre duas fissuras.....	28
Figura 2-5 - Modelo 2 de Transmissão entre duas fissuras.....	29
Figura 2-6 - Mecanismos de transferência de força cortante.....	30
Figura 2-7 - Resistência ao cisalhamento em peças fissuradas.....	30
Figura 2-8 - Fissura de flexão	31
Figura 2-9 - Influência da posição da carga concentrada na laje	32
Figura 2-10 - Fissuras por flexão com $a > 6h$	32
Figura 2-11 - Esquema de ensaio padrão BS EN 1168 (2008)	33
Figura 2-12 - a) fissura devido ao cisalhamento; b) fissura de cisalhamento e flexão; c) fissura de flexão.....	33
Figura 2-13 - Padrão de fissura flexo-cortante	33
Figura 2-14 - Desplacamento do concreto	34
Figura 2-15 - Combinação de flexo-cortante fendilhamento e perda de ancoragem	34
Figura 2-16 - Tensões normais e cisalhantes no estádio 1	37
Figura 2-17 - Ruptura por tração diagonal	37
Figura 2-18 - Componentes de tensões consideradas no local da falha	38
Figura 2-19 - A) Locais possíveis dos pontos críticos próximos à zona afetada pelo cortante. B) Pontos e seções considerados no cálculo	40
Figura 2-20 - Parâmetros geométricos da seção considerada e da altura do ponto crítico escolhido.....	40
Figura 2-21 - Desenvolvimento das deformações ao longo da seção longitudinal da peça pré-tracionada.....	42
Figura 2-22 - Figura representativa do comprimento de regularização	42
Figura 2-23 - Figura representativa do ACI 318 (ACI, 2019) para comprimento de regularização	43
Figura 2-24 - Descompressão de uma fibra após aplicação de carga externa	46
Figura 3-1 - Algumas seções ensaiadas por Pajari (2005).....	48
Figura 3-2 - Esquema dos carregamentos dos ensaios de Pajari (2005)	49
Figura 3-3 - Comparação dos ensaios de Pajari (2005) com as equações do Eurocode 2 e Yang (1994)	50
Figura 3-4 – A) fissuração do de um lado da laje; B) fissuração de outro lado da laje; C) fissuração na região da cordoalha	51
Figura 3-5 - Fissuração da laje alveolar 1A. a) Lateral esquerda, b) Lateral direita, c) Escorregamento da cordoalha.	51
Figura 3-6 - Seções transversais ensaiadas por Catoia em cm (2011)	52
Figura 3-7 - Esquemas de ensaios de algumas lajes ensaiada por Catoia (2011)	53
Figura 3-8 - Fissuração após a ruína do modelo M2-B	55
Figura 3-9 - Força cortante <i>versus</i> deslocamento das lajes	55
Figura 3-10 - Seção transversal usada por Tawadrous e Morcou (2018)	56
Figura 3-11 - a) Esquema de ensaio ao cisalhamento (feito pelos dois lados); b) Esquema de ensaio à flexão.....	57
Figura 3-12 - Foto da laje montada por Tawadrous e Morcou (2018).....	57
Figura 3-13 - Fissuras de flexão nos ensaios de Tawadrous e Morcou (2018).....	58

Figura 3-14 - Fissuras de cisalhamento nos ensaios de Tawadrous e Morcoux (2018)	58
Figura 3-15 - Esquema de teste de Dang et al (2014).....	59
Figura 3-16 - Forças agindo em um elemento infinitesimal d_x	60
Figura 3-17 - Relação da tensão da ligação por escorregamento na região superior e inferior dos modelos S06-1, S06-2, S07-1, S07-2 de Dang et al. (2014).....	60
Figura 3-18 - Vigas sendo curadas para os ensaios de Ramirez-Garcia et al. (2018).....	61
Figura 3-19 - a) seção transversal da viga; b) pinos de medição da deformação.....	62
Figura 3-20 - a) 1 - relógio de medida de deformação digital, 2 - barra guia para colação dos pinos em 100 mm, 3 - barra de invar para medir variações de temperatura. b) medida da deformação na superfície do concreto.	63
Figura 3-21 - Comprimento de transferência com suavização	63
Figura 4-1 - Modelo idealizado do deslizamento A e B	64
Figura 4-2 - Seções modeladas por Yang.....	65
Figura 4-3 - Esquema de modelagem de Yang (1994).....	66
Figura 4-4 - Malha usada por Yang (1994)	66
Figura 4-5 - a) malha 3D; b) malha 2D.....	66
Figura 4-6 - Comportamento parabólico ao longo da cordoalha de protensão	67
Figura 4-7 - Comparação dos resultados entre MEF e a equação analítica	67
Figura 4-8 - Comparação entre equação analítica e resultado do ensaio da laje com altura de 200 mm	67
Figura 4-9 - Comparação entre equação analítica e resultado do ensaio da laje com altura de 265 mm.....	68
Figura 4-10 - Comparação entre equação analítica e altura de 400 mm	68
Figura 4-11 - Lajes usadas nas modelagens de Broo e Lundgren (2002)	69
Figura 4-12 - Esquema do teste de torção com cisalhamento.....	70
Figura 4-13 - Malha de elementos finitos criada por Broo e Lundgren (2002)	71
Figura 4-14 - Comparação da curva força por deslocamento entre a modelagem de Broo e Lundgren (2002) e o ensaio	71
Figura 4-15 - Malha final usada nas análises de Broo e Lundgren (2002).....	71
Figura 4-16 - Comparação dos resultados entre ensaio e análise em MEF da curva força deslocamento.....	72
Figura 4-17 - Resultado de outras modelagens em comparação com o ensaio	72
Figura 4-18 - Definição da seção transversal a) laje de 200 mm b) laje de 40 mm	73
Figura 4-19 - Fissuração das lajes de 200 mm e 400 mm.....	74
Figura 4-20 - Geometrias modeladas por Campos (2017)	75
Figura 4-21 - Geometrias com alvéolos preenchidos modelados por Campos (2017).....	76
Figura 4-22 - Elemento CHX60 utilizado nas modelagens de Campos (2017).....	76
Figura 4-23 - Configuração longitudinal da malha adotada por Campos (2017).....	77
Figura 4-24 - Força aplicada no modelo de Campos (2017)	77
Figura 4-25 - Comparação entre modelagem Campos (2017) e ensaio de Silva (2015)	78
Figura 4-26 - Panorama de fissuração na extremidade da laje de 21 cm.....	78
Figura 5-1 - Projeto da seção transversal (cm)	80
Figura 5-2 - Plano de concretagem e corte (mm).....	81
Figura 5-3 - Nomenclaturas dos segmentos dos trechos 1 ao 3	81
Figura 5-4 - Esquema do ensaio da série I (mm)	83
Figura 5-5 - Esquema de ensaio da série II (mm)	84
Figura 5-6 - Esquema de ensaio da série III (mm)	85
Figura 5-7 - Esquema de ensaio da série IV (mm).....	85
Figura 5-8 - Esquema de ensaio da série V (mm).....	86
Figura 5-9 - Esquema de ensaio da série VI	87
Figura 5-10 - Seção transversal do esquema da série VI.....	88
Figura 5-11 - Esquema de ensaio da Série VII.....	88
Figura 5-12 - Limpeza e preparação dos cabos de protensão	89
Figura 5-13 - Marcação de cada trecho na pista	90
Figura 5-14 - Aplicação da graxa em trecho de 1,50 m da cordoalha	90

Figura 5-15 - Aplicação do desmoldante as fôrmas dos corpos de prova	91
Figura 5-16 - Máquina de concretagem do tipo Moldadora	92
Figura 5-17 - Vibração dos corpos de prova	92
Figura 5-18 - Seguimentos cortados a partir do trecho 1 com graxa aplicada na cordoalha - Sem protensão (1,5 metros).....	92
Figura 5-19 - Seguimentos cortados para os trechos 2 - Com protensão (3 metros).....	93
Figura 5-20 - Seguimentos cortados para os trechos 3 - Com protensão (3 metros).....	93
Figura 5-21 - Medidas retiradas da seção transversal de cada seguimento.....	94
Figura 5-22 - Aparatos usados no ensaio para obtenção do comprimento de transferência	94
Figura 5-23 - Definição dos lados da colagem dos pinos	95
Figura 5-24 - Esquema de instrumentação da medição do comprimento de transferência...	95
Figura 5-25 - Posicionamento dos pinos (em milímetros)	96
Figura 5-26 - Esquema do módulo de elasticidade ou módulo de deformação tangente inicial	98
Figura 5-27 - Compressômetro com bases independentes.....	98
Figura 5-28 - Ensaio de flexão sob três pontos de carga com entalhe no meio do vão	99
Figura 5-29 - Esquema de ensaio de tração na compressão diagonal.....	100
Figura 6-1 - Medição do comprimento de transferência na pista de protensão	104
Figura 6-2 - Fissuras do espécime TR2-10	105
Figura 6-3 - Fissuras do espécime TR3-2.....	106
Figura 6-4 - Fissuras do espécime TR3-3.....	107
Figura 6-5 - Fissuras do espécime TR3-4.....	107
Figura 6-6 - Fissuras do espécime TR3-5.....	108
Figura 6-7 - Fissuras do lado A da série I	108
Figura 6-8 - Fissuras do lado B da série I	109
Figura 6-9 - Curvas de deslocamento por força cortante da série I.....	110
Figura 6-10 - Esquema de medidas do comprimento de transferência e do ângulo da fissura	110
Figura 6-11 - Esquema de ensaio da série II	112
Figura 6-12 - Fissuras do modelo TR2-6.....	112
Figura 6-13 - Fissuras do modelo TR2-7.....	113
Figura 6-14 - Fissuras do modelo TR2-8.....	113
Figura 6-15 - Fissuras do modelo TR2-9.....	114
Figura 6-16 - Fissuras do modelo TR3-10.....	114
Figura 6-17 - Fissuras dos modelos série II	115
Figura 6-18 - Curvas de deslocamento por força da série II.....	115
Figura 6-19 - Esquema de ensaio da série III	117
Figura 6-20 - Fissuras do modelo SP-2.....	117
Figura 6-21 - Fissuras do modelo SP-3.....	118
Figura 6-22 - Fissuras do modelo SP-4.....	118
Figura 6-23 - Fissuras do modelo SP-5.....	119
Figura 6-24 - Fissuras do modelo SP-8.....	119
Figura 6-25 - Fissuras do modelo SP-7*	119
Figura 6-26 - Fissuras dos modelos série III	120
Figura 6-27 - Esquema de ensaio da série IV	122
Figura 6-28 - Fissuras do modelo SP-1.....	122
Figura 6-29 - Fissuras do modelo SP-6.....	123
Figura 6-30 - Fissuras do modelo SP-9.....	123
Figura 6-31 - Fissuras do modelo SP-10.....	124
Figura 6-32 - Fissuras dos modelos série IV.....	124
Figura 6-33 - Esquema de ensaio da série V	126
Figura 6-34 - Fissuras do modelo TR3-3.....	126
Figura 6-35 - Fissuras do modelo TR3-4.....	127
Figura 6-36 - Fissuras do modelo TR3-5.....	127
Figura 6-37 - Fissuras do modelo TR3-9.....	127

Figura 6-38 - Fissuras dos modelos série V	128
Figura 6-39 - Curvas força por deslocamento da série V	129
Figura 6-40 - Fissura do lado A do modelo TR-4A	130
Figura 6-41 - Fissura do lado B do modelo TR-4B	131
Figura 6-42 - Curvas de força cortante versus deslocamento da série VI	131
Figura 6-43 - Fissuras nas nervuras do lado A	132
Figura 6-44 - Fissuras nos alvéolos do lado A	132
Figura 6-45 - Fissuras nos alvéolos do lado B	133
Figura 6-46 - Esquema de ensaio da série VII (cm)	134
Figura 6-47 - Fissuras do modelo CP-1	135
Figura 8-1 - Geometria de Silva (2015)	146
Figura 8-2 - Elemento finito tetraédrico isoparamétrico HX24L	148
Figura 8-3 - Elemento L2TRU	148
Figura 8-4 - Elemento L12IF	149
Figura 8-5 - Função cúbica de Dorr (1980)	149
Figura 8-6 - Seção transversal da modelagem da laje de 160,0 mm	149
Figura 8-7 - Malha da seção transversal da laje de 200 mm	150
Figura 8-8 - Malhas das seções transversais	150
Figura 8-9 - (a) Modelo com amolecimento na tração e (b) modelo parabólico na compressão para representar o concreto	151
Figura 8-10 - Modelo constitutivo elástico plástico perfeito	151
Figura 8-11 - Esquema de carregamento das lajes	152
Figura 8-12 - Fases da modelagem computacional	153
Figura 9-1 - Curva força cortante x deslocamento usando modelo de Dörr (1980) com $f_t =$ 3,80 MPa	156
Figura 9-2 - Curva força cortante x deslocamento usando modelo de Dörr (1980) com $f_t =$ 3,05 MPa	157
Figura 9-3 - Curva força cortante x deslocamento usando modelo de Dörr (1980) com $f_t =$ 2,66 MPa	157
Figura 9-4 - Comparação do modelo numérico com os resultados experimentais de Silva (2015)	158
Figura 9-5 - Curva da lei constitutiva da interface para laje de 160,0 mm	159
Figura 9-6 - Curvas forças deslocamento usando lei de escorregamento multilinear	160
Figura 9-7 - Lei constitutiva da interface em para laje de 200 mm	161
Figura 9-8 - Curvas forças por deslocamento da série I da laje de 200 mm	161
Figura 9-9 - Curvas forças por deslocamento da série II da laje de 200 mm	162
Figura 9-10 - Curvas forças por deslocamento da série VI da laje de 200 mm	162
Figura 10-1 - Região de onde foram retiradas as deformações	164
Figura 10-2 - Deformações da seção lateral da laje de 160 mm	164
Figura 10-3 - Deformação da modelagem numérica da laje de 160 mm	165
Figura 10-4 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 160 mm	166
Figura 10-5 - Esquema de carregamento da fase 1 da laje de 200 mm	167
Figura 10-6 - Altura das deformações no concreto para laje de 200 mm	167
Figura 10-7 - Comprimento de transferência da laje de 200 mm	168
Figura 10-8 - Tensões na cordoalha superior de 12,7 mm da laje de 200 mm	169
Figura 10-9 - Deformação no concreto e cordoalha de 12,7 mm para laje de 200 mm	169
Figura 10-10 - Lei constitutiva da interface para as lajes de 320 mm e 400 mm	170
Figura 10-11 - Esquema de carregamento da fase 1 das lajes de 320 mm e 400 mm	170
Figura 10-12 - Altura das deformações no concreto para laje de 320 mm e 400 mm	171
Figura 10-13 - Comprimento de transferência de protensão das lajes 320 mm e 400 mm	171
Figura 10-14 - Tensões nas cordoalhas das lajes 320 mm e 400 mm	172
Figura 10-15 - Deformações no aço e na cordoalha para as lajes de 320 mm e 400 mm	173
Figura 11-1 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última para laje de 160 mm	177

Figura 11-2 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 160 mm em região fissurada na carga última	177
Figura 11-3 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última da laje de 200 mm, série I.....	179
Figura 11-4 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última da laje de 200 mm, série II.....	179
Figura 11-5 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última da laje de 200 mm, série VI	180
Figura 11-6 - Tensões e deformações na cordoalha (12,5 mm) e concreto da laje de 200 mm em região fissurada na carga última, série I.....	180
Figura 11-7 - Tensões e deformações na cordoalha (12,5 mm) e concreto da laje de 200 mm em região fissurada na carga última, série II.....	181
Figura 11-8 - Tensões e deformações na cordoalha (12,5 mm) e concreto da laje de 200 mm em região fissurada na carga última, série VI.....	181
Figura 11-9 - Comparação das deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última para as lajes de 320 mm	182
Figura 11-10 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 320 mm em região fissurada na carga última	183
Figura 11-11 - Deformações na seção longitudinal da laje de 400 mm nas para situação sem carga externa e na carga última	183
Figura 11-12 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 400 mm em região fissurada na carga última	184
Figura 12-1 - Fissuras laje 160 mm deslocamento 2,9 mm (imediatamente antes da ruptura)	187
Figura 12-2 - Fissuras laje 160 mm deslocamento 3,3 mm (imediatamente depois da ruptura)	188
Figura 12-3 - Padrão de fissura	189
Figura 12-4 - Fissuras laje 200 mm deslocamento 2,4 mm (imediatamente antes da ruptura), série I.....	189
Figura 12-5 - Padrão de fissuras da laje 200 mm série II	190
Figura 12-6 - Fissuras laje 200 mm deslocamento 1,8 mm (imediatamente antes da ruptura), série VI.....	190
Figura 12-7 - Fissuras laje 200 mm deslocamento 1,9 mm (imediatamente depois da ruptura), série VI	191
Figura 12-8 - Forma da fissuração após o pico de carga da laje de 320 mm	191
Figura 12-9 - Forma da fissuração após o pico de carga da laje de 400 mm	192
Figura 13-1 - Função de interpolação da protensão para a laje de 160 mm.....	196

LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 - Resultados das lajes sem preenchimento.....	51
Tabela 3-2 - Resultado das lajes	54
Tabela 5-1 – Segmentos de laje ensaiados	82
Tabela 5-2 - Tabela de resumo dos fios e cordoalhas de protensão	91
Tabela 5-3 - Tabela de composição da dosagem do concreto para 1 m ³	91
Tabela 5-4 - Corpos de prova para resistência à compressão.	97
Tabela 5-5 - Corpos de prova para módulo de elasticidade	97
Tabela 5-6 - Corpos de prova para energia de fratura	98
Tabela 5-7 - Corpos de prova para tração por compressão diametral.....	99
Tabela 6-1 - Propriedades mecânicas do concreto	103
Tabela 6-2 - Resumo dos experimentos da série I.....	111
Tabela 6-3 - Resumo dos experimentos da série II.....	116
Tabela 6-4 - Resumo dos experimentos da série III.....	121
Tabela 6-5 - Resumo experimental da série IV	125
Tabela 6-6 - Resumo dos experimentos da série V	129
Tabela 6-7 - Resumo dos experimentos da série VI	134
Tabela 6-8 - Resumo dos experimentos da série VII	136
Tabela 7-1 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série I.....	140
Tabela 7-2 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série II.....	141
Tabela 7-3 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série III.....	142
Tabela 7-4 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série VII.....	143
Tabela 7-5 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série VI.....	144
Tabela 8-1 - Medidas das lajes modeladas (mm).....	145
Tabela 8-2 - Características da protensão (2015).....	147
Tabela 8-3 - Propriedades do concreto.....	147
Tabela 9-1 - Propriedades do concreto da laje alveolar de 160,0 mm (Silva, 2015).....	156
Tabela 9-2 - Resumo da análise paramétrica lei constitutiva para modelo de Dörr (1980).	158
Tabela 10-1 - Comparação dos comprimentos de transferência entre a modelagem e normas	174
Tabela 11-1 - Comparação dos comprimentos de regularização entre a modelagem e normas.....	185
Tabela 12-1 - Comparação das resistências últimas entre modelagens e experimentos ...	193
Tabela 13-1 - Variação da protensão na laje de 160 mm.....	195
Tabela 13-2 - Comparação do parâmetro K.....	197
Tabela 13-3 - Comparação do parâmetro <i>K</i> determinados a partir da equação analítica ...	197

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Objetivos	21
1.1.1	Geral	21
1.1.2	Específicos	21
1.2	Justificativa	21
1.3	Resumo da Metodologia	22
1.4	Apresentação do trabalho	24
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	26
2.1	Comportamento das Lajes Alveolares Protendidas	26
2.2	Teoria da falha ao cisalhamento	28
2.3	Mecanismo de ruptura por flexo-cortante	31
2.4	Equação da NBR 14861 (ABNT, 2011)	35
2.5	Eurocode 2 (CEN, 2004) – ruptura por flexo-cortante	36
2.6	Mecanismo de ruptura por cisalhamento	36
2.7	Formulação matemática da falha ao cisalhamento	37
2.7.1	Formulação simplificada da falha por tração diagonal	37
2.7.2	Formulação geral da falha por tração diagonal	39
2.8	Comprimento de transferência e comprimento de regularização	41
2.9	Eurocode 2 e EN 1168 (BS, 2008) – Ruptura por tração diagonal	44
2.10	ACI (ACI, 2019)	45
2.11	Solução analítica para a parcela resistente do concreto (V_c)	45
2.12	Solução analítica para a parcela resistente devida à protensão (V_p)	46
3	REVISÃO DA BIBLIOGRAFIA SOBRE ENSAIOS EXPERIMENTAIS EM LAPs	48
3.1	Trabalho de Pajari (2005)	48
3.2	Trabalho de Antunes (2011)	50
3.3	Trabalho de Catoia (2011)	51
3.4	Trabalho de Silva (2015)	54
3.5	Trabalho de Tawadrous e Morcouis (2018)	56
3.6	Trabalho de Dang et al. (2014)	59
3.7	Trabalho de Ramirez-Garcia et al. (2018)	61
4	REVISÃO DA BIBLIOGRAFIA SOBRE MODELAGEM NUMÉRICA EM LAPs	64
4.1	Trabalho de Yang (1994)	64
4.2	Trabalho de Broo, Lundgren (2002)	68
4.3	Trabalho de Broo, Lundgren e Engström (2005)	73
4.4	Trabalho de Campos (2017)	74
4.5	Outros trabalhos relevantes para modelagem numérica	79
5	MATERIAIS E MÉTODOS	80

5.1	Planos de corte e definição dos modelos	80
5.2	Esquema de ensaio de cada série	82
5.3	Processo de produção dos modelos	89
5.4	Concretagem dos modelos de laje alveolar protendida	91
5.5	Ensaio de comprimento de transferência.....	94
5.6	Ensaio de resistência à compressão do concreto	96
5.7	Ensaio de módulo de elasticidade do concreto	97
5.8	Ensaio de energia de fraturamento do concreto.....	98
5.9	Ensaio de resistência à tração por compressão diametral	99
5.10	Resumo das análises experimentais	101
6	RESULTADOS E DISCUSSÕES DO PROGRAMA EXPERIMENTAL	102
6.1	Propriedades do concreto	102
6.2	Resultados dos ensaios de comprimento de transferência.....	104
6.3	Resultados experimentais da série I.....	105
6.4	Resultado experimental da série II.....	111
6.5	Resultado experimental da série III.....	117
6.6	Resultado experimental da série IV	121
6.7	Resultado experimental da série V	126
6.8	Resultado experimental da série VI	130
6.9	Resultado experimental da série VII	134
6.10	Principais conclusões dos resultados experimentais.....	136
7	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS COM EQUAÇÕES.....	139
7.1	Análise da série I.....	139
7.2	Análise da série II	140
7.3	Análise da série III e VII.....	141
7.4	Análise da série VI.....	144
8	MODELAGEM COMPUTACIONAL	145
8.1	Geometrias das lajes	145
8.2	Definição das cordoalhas	146
8.3	Definição das propriedades do concreto	147
8.4	Definição dos elementos finitos.....	147
8.5	Definição dos modelos constitutivos dos materiais	151
8.6	Definição das forças e condições de contorno	151
9	LEI DE ESCORREGAMENTO ENTRE A CORDOLHA DE AÇO E CONCRETO	155
9.1	Análise da laje de 160 mm	155
9.2	Análise da laje de 200 mm	160
10	COMPRIMENTO DE TRANSFERÊNCIA DA FORÇA DE PROTENSÃO EM LAJE NÃO CARREGADA.....	163

10.1	Laje com 160 mm de altura.....	163
10.2	Laje com 200 mm de altura.....	167
10.3	Lajes com 320 mm e 400 mm de altura.....	170
10.4	Análise dos comprimentos de transferência.....	173
10.5	Principais conclusões da análise das deformações sem força externa	174
11	COMPRIMENTO DE REGULARIZAÇÃO EM LAJE CARREGADA.....	176
11.1	Comportamento das deformações da laje de 160 mm.....	176
11.2	Comportamento das deformações da laje de 200 mm.....	178
11.3	Comportamento das deformações da laje de 320 mm.....	182
11.4	Comportamento das deformações da laje de 400 mm.....	183
11.5	Análise do comprimento de regularização	184
11.6	Principais conclusões da análise das deformações com força externa	185
12	PANORAMA DE FISSURAÇÃO DETERMINADOS VIA M.E.F.....	187
12.1	Análise da fissuração da laje de 160 mm	187
12.2	Análise da fissuração da laje de 200 mm	189
12.3	Análise da fissuração da laje de 320 mm	191
12.4	Análise da fissuração da laje de 400 mm	192
12.5	Comparação das forças cisalhantes entre modelagens e experimentos.....	193
12.6	Principais conclusões sobre o panorama de fissuração dos modelos.....	193
13	ANÁLISE DA EQUAÇÃO PARA ESTIMATIVA DA PARCELA DE PROTENSÃO ...	195
14	CONCLUSÕES.....	199
14.1	Sugestões para trabalhos futuros.....	203
	REFERÊNCIAS.....	204
	APÊNDICE A – MEDIDAS DAS PEÇAS ENSAIADAS.....	208
	APÊNDICE B – FOTOS DOS SEGMENTOS.....	216
	APÊNDICE C – INFLUÊNCIA DA PROTENSÃO.....	218
i.	Análise da influência da protensão da laje de 200 mm	218
ii.	Análise da influência da protensão da laje de 320 mm	221
iii.	Análise da influência da protensão da laje de 400 mm	223
	ANEXO - PRODUÇÕES DESTE TRABALHO	226

1 INTRODUÇÃO

As estruturas pré-moldadas possuem vantagens, como economia e menor tempo de execução associada a melhor qualidade, em relação aos sistemas convencionais. Este tipo de construção tem aumentado ao redor mundo, bem como no Brasil a partir da década de 50 (MELO, 2007). A perspectiva do crescimento desse modelo de construção gera interesse às empresas, instituições, pesquisadores e projetistas.

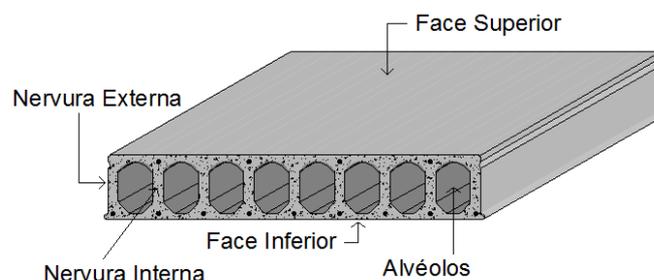
Figura 1-1 - Lajes alveolares



Fonte: CEB FIP TG 6.1 (2011)

Os pré-fabricados de concreto contribuem com a sustentabilidade devido à sua racionalização de materiais e serviços, além de alta eficiência nos projetos. Também, a utilização desse sistema torna possível a obtenção de edifícios com maiores áreas livres e vãos superiores aos convencionais, reduzindo custos com quantidade de elementos estruturais como pilares e fundações.

Figura 1-2 - Detalhe da seção transversal genérica de uma laje alveolar



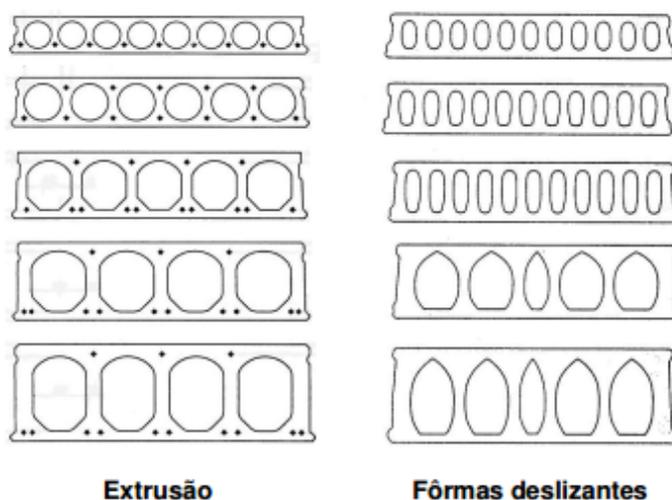
Fonte: Silva (2015), Adaptada

Os elementos pré-fabricados podem ser usados em diversas áreas de construção, como por exemplo: galpões industriais, edifícios comerciais como shoppings, obras de arte como pontes e viadutos, pavimentos rígidos para rodovias e ferroviárias, e por fim obras

residenciais. Dentre os elementos pré-fabricados, estão as lajes alveolares protendidas, Figura 1-1.

Estas lajes têm conquistado o mercado graças as suas características estruturais, que permitem diversos vãos e modulações diferentes. Somado a essa qualidade, estas lajes ainda possuem a característica de serem usadas não só em sistemas pré-fabricados, mas também em sistemas de vigas e pilares moldados no local e até em estruturas mistas de aço e concreto. A Figura 1-2 detalha nomenclaturas importantes da laje alveolar protendida.

Figura 1-3 - Exemplo de seções transversais dos elementos de laje alveolar



Fonte: Catóia (2011)

Para o CEB FIP TG 6.1 (2011), uma laje alveolar protendida vence vãos até 20 m, sua largura pode variar de 1200 mm ou 2400 mm dependendo da especificidade de projeto, Figura 1-4. Estas formas são produzidas por dois processos conhecidos como extrusão ou fôrmas deslizantes, Figura 1-3. Extrusão gera formatos de alvéolos arredondados, sendo que o processo de fôrma deslizante, comumente, gera formas de alvéolos não circulares.

Figura 1-4 - Seções típicas de lajes alveolares



Fonte: CEB FIP TG 6.1 (2011)

Para que essas máquinas possam confeccionar a laje alveolar é necessária uma pista, denominada pista de protensão ou pista de concretagem. No Brasil, estas pistas possuem entre 120 e 300 metros, conforme a disponibilidade de espaço da fabricante, Figura 1-5.

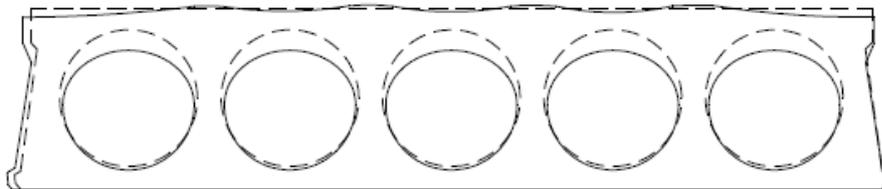
Figura 1-5 - Pista de protensão



Fonte: Elliott (2005)

Atualmente, as alturas de lajes mais usadas no mundo são, em geral, de 160 mm, 200 mm, 260 mm, 300 mm, 320 mm, 400 mm além de lajes não comuns acima de 400 mm. Para cada tipo de altura, ainda existem diversos tipos de formas de alvéolos usados em cada fábrica ao redor do mundo, Figura 1-3. Então, a variedade de lajes é muito grande.

Figura 1-6 - Diferença da seção transversal de projeto e executada

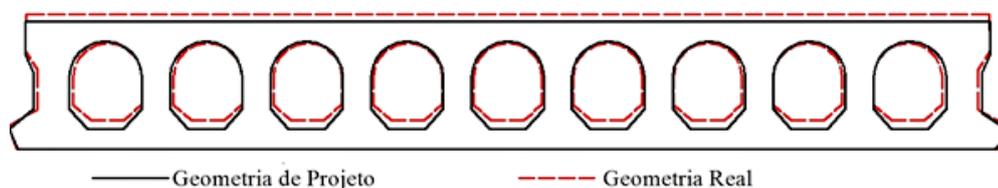


Fonte: Marquesi (2014)

Ainda, existe a variabilidade entre projeto e execução da seção transversal. Marquesi (2014) realizou um procedimento no qual mediu todas as características da seção com precisão. Nas lajes medidas por Marquesi (2014), a diferença entre o projeto e execução foi da ordem de 13% para a área e 10 % para momento de inércia (inércia), conforme mostrado na Figura 1-6.

Outra pesquisa que realizou tais medidas foi em Silva (2015), que realizou medições assim como Marquesi (2014). A diferença de área chegou a 16% maior que a de projeto (Figura 1-7).

Figura 1-7 - Comparação da seção de projeto e seção após as medições.



Fonte: Silva (2015)

Além do problema das variedades de alturas e das seções transversais, ainda existe a variedade de quantidade de cordoalhas de protensão, de intensidade de protensão, posição da protensão, comprimento de transferência da protensão e interação entre a cordoalha de aço e o concreto.

O comprimento de transferência tem sido o grande gargalo das pesquisas de lajes alveolares protendidas em relação à resistência à força cortante. Pois, a variação do comprimento de transferência depende da variabilidade do concreto presente na laje alveolar. Além disso, para lajes com concretos com resistências diferentes podem apresentar comprimentos de transferência diferentes. Contudo, existem outros fatores que podem variar o comprimento de transferência como o processo construtivo, o diâmetro da cordoalha, a largura das nervuras.

Todas essas variáveis como altura de laje, propriedades do concreto, comprimento de transferência, forma de alvéolo e tipo de moldagem podem influenciar no comportamento da laje quando sujeita ao cisalhamento.

Além de tudo isso, a intensidade da protensão instalada na cordoalha é uma variável que deve ser mais estudada. Isso porque, o mecanismo de ruptura de uma peça pode ser diferente para uma laje alveolar protendida, e uma peça de laje alveolar hipoteticamente não protendida. Assim, partido do princípio de que uma determinada laje alveolar não protendida tenha uma capacidade resistente, esta capacidade é aumentada quando a laje é protendida.

Para todos os efeitos deve-se melhor entender qual o comportamento dessas lajes sem a protensão nos cabos e com a presença da protensão, ou seja, sob a influência de forças externas: qual seria o mecanismo de ruptura de uma laje alveolar com e sem a presença da protensão?

De forma geral, este trabalho visa analisar diversas geometrias e alturas para compreender melhor o comportamento e os mecanismos que influenciam a capacidade resistente ao cisalhamento das lajes alveolares protendidas. Dentre esses mecanismos, deve-se estudar melhor o comprimento de transferência para compreender com eficiência o comportamento das tensões e deformações entre o aço e o concreto. Por fim, deve-se analisar, também, a influência da protensão e de sua intensidade para compreender as parcelas de concreto e de protensão na resistência à força cisalhante.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 GERAL

Analisar, experimental e numericamente, os mecanismos que influenciam na resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas.

1.1.2 ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- Analisar o comprimento de transferência da força de protensão;
- Analisar de forma experimental o mecanismo de ruptura com e sem a presença da cordoalha;
- Avaliar a resistência à tração na flexão do concreto utilizado em lajes alveolares protendidas;
- Avaliar numericamente a influência da altura da laje na mudança do mecanismo de ruptura de flexão para tração diagonal;
- Estudar leis de escorregamento entre a interface aço e concreto via método dos elementos finitos.
- Estudar o comportamento das deformações do concreto e da cordoalha em lajes protendidas com e sem a presença de força externa;
- Quantificar a parcela resistente do concreto e da força de protensão na resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas com alturas variando de 160 mm a 400 mm;

1.2 JUSTIFICATIVA

No Brasil a indústria de pré-fabricados se instalou em 1958 (VASCONCELOS, 2002). Entretanto, ainda é um desafio implementar o modelo pré-fabricado no Brasil e os motivos mais evidentes são: o conservadorismo da cultura local, impostos para produtos industrializados, deficiência da disseminação do conhecimento técnico, prático, de equipamentos e de tecnologias (EL DEBS, 2000).

A partir de pesquisas sistemáticas, ao redor do mundo, melhores práticas vêm sendo desenvolvidas com relação à segurança, economia e sustentabilidade das construções em geral. Dessa forma, as lajes alveolares estão entre os elementos mais eficientes de racionalização de sistemas. Isso, porque, as lajes exigem alto nível de projetos e

gerenciamentos, já que reduzem consideravelmente a perda de material e serviço em relação as lajes do sistema moldado no local.

Assim, as lajes alveolares exigem também alto nível de controle de produção. Para isso, tanto os materiais quanto a produção devem passar por vistorias sistemáticas. Nesse sentido, a exigência de qualidade, nesse sistema, é tamanha que se deve melhorar, também, o seu conhecimento em relação aos modelos de previsão das forças de ruína desse elemento construtivo.

Portanto, é fundamental compreender a mudança de mecanismo de ruptura em uma peça não protendida para uma peça protendida, o comportamento das deformações do concreto e da cordoalha, do comprimento de transferência bem como da contribuição da protensão na capacidade resistente da peça.

É para isso que empresas e universidades se unem em prol desta pesquisa. Nesse projeto a UFSCar Campus São Carlos, UFG Campus Goiânia e IF Goiano Campus Rio Verde fazem parcerias entre si, e com a empresa Marka soluções pré-fabricadas.

Apesar de dissertações e teses, além de artigos, terem sido produzidos em temas similares, o assunto está longe de ter se esgotado. Ocorre que no Brasil a equação da norma NBR 14861 (ABNT, 2011) leva em consideração a capacidade resistente ao cisalhamento com flexão. Esse fenômeno tende a ocorrer em lajes consideradas baixas (abaixo de 250 mm). Contudo, para lajes acima de 250 mm percebe-se que o mecanismo de ruptura mais comum é o de tração diagonal. Esse mecanismo possui equação proposta na norma do Eurocode 2 (CEN, 2008) e EN 1168 (BS, 2008), que é chamado de *tension shear* (tração direta). Ainda assim, essas equações ainda não se adaptam as lajes produzidas no Brasil, ou mesmo a todos os tipos de lajes alveolares existentes no mundo.

É nesse sentido que esta pesquisa visa contribuir com a amplificação do conhecimento acerca da resistência à força cortante em lajes alveolares com diversas alturas.

1.3 RESUMO DA METODOLOGIA

Duas metodologias são utilizadas, sendo a primeira uma metodologia experimental. A outra metodologia é baseada em um programa numérico.

A metodologia do programa experimental inicia-se na fábrica de pré-moldados, onde foram engraxadas as cordoalhas, depois de protendidas, nos trechos definidos. Enquanto a máquina moldadora concretava a laje na pista, corpos de prova foram moldados em formas metálicas, com a mesma energia de vibração da “moldadeira”. Um plano de corte transversal das lajes foi definido, sendo que um trecho foi uma laje alveolar onde foram colados pinos nas

faces laterais. Estes pinos tinham como objetivo medir o comprimento de transferência. Os outros trechos de laje alveolar foram destinados a serem cortados longitudinalmente para isolar as nervuras em forma de perfis. Assim, foram previstos trechos protendidos e não protendidos para produção destes segmentos (perfis).

Dentre as peças de cada trecho segmentos foram selecionados e divididos em séries. A primeira série foi de segmentos protendidos, que foram ensaiados ao cisalhamento com carga pontual a $2,5H$ do apoio e dentro do comprimento de transferência, onde H é a altura da laje alveolar protendida.

A segunda série é semelhante à primeira, porém com a diferença que o apoio e a força solicitante estavam posicionados fora da região de transferência da força de protensão.

A terceira série foi ensaio de flexão pura de segmentos não protendidos para determinar a resistência à tração na flexão do concreto na própria laje e comparar esta resistência com a de corpos de prova.

A quarta série foi destinada a segmentos protendidos sujeitos à ensaios de flexão pura. A finalidade era determinar a perda de protensão usando a resistência à tração do concreto já medido na série III.

A quinta série foi sujeita ao ensaio de cisalhamento em segmentos não protendidos. Neste caso, a força foi aplicada a $2,0H$ do apoio para determinar a resistência ao cisalhamento da parcela de concreto.

A sexta série foi de uma laje alveolar sujeita ao ensaio de cisalhamento, com força aplicada a $2,5H$ do apoio. Esta laje foi ensaiada dos dois lados.

Por fim, a sétima série de ensaios foi de segmentos com 1,0 metro de comprimento e entalhe. A ideia deste entalhe era forçar que a ruína ocorresse por tração diagonal na nervura, com ângulo em torno de 45° , iniciando do entalhe e partindo em trajetória direcionada ao ponto de aplicação da força.

Os resultados dos panoramas de fissuração de cada ensaio das séries foram registrados em forma de fotografias. A partir do uso de sistema de aquisição foram registrados as forças últimas e os deslocamentos. As forças cortantes de cada modelo foram determinadas a partir das forças últimas. Além disso foram medidas as distâncias das seções críticas em relação à extremidade de cada laje. Também, foi possível medir os ângulos das fissuras de cada série. Estes resultados foram colocados em forma de tabelas e gráficos.

Os resultados encontrados para força cortante resistente de cada modelo foram comparados com equações de normas e modelos teóricos, e foram resumidos em forma de tabelas.

Para o programa numérico, via método dos elementos finitos, foram realizadas modelagens numéricas da laje do programa experimental, 200 mm, e de três lajes de outros autores, com alturas de 160 mm, 320 mm e 400 mm.

Nesta modelagem foi variada a lei de comportamento da interface para uma análise paramétrica. De posse da lei constitutiva da interface, calibrada a partir da comparação com resultados experimentais, cada modelo foi processado em duas fases. Na primeira fase foi aplicada apenas a protensão e na segunda fase foi aplicada a força externa.

Assim, foi possível analisar as deformações do concreto e do aço, a forma de ruptura de cada modelo e a resistência à força cortante. Por fim, variou-se a intensidade de protensão com a finalidade de verificar sua influência na resistência ao cisalhamento das lajes.

1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO

Este trabalho está organizado em três partes. A parte I, apresenta a conceituação geral das lajes alveolares envolvendo: introdução, fundamentação teórica e revisão bibliográfica.

Na parte II um programa experimental é apresentado. Logo em seguida os resultados e discussões deste programa.

Por fim, na terceira parte é apresentado o programa numérico bem como seus resultados e discussões.

Referente aos capítulos, este trabalho foi dividido em 15 capítulos mais três Apêndices e uma seção de para apresentar anexos. O primeiro apresenta uma breve introdução com os gerais e específicos.

Para o capítulo 2 é apresenta a fundamentação teórica, com mecanismos de ruptura, equações analíticas e empíricas.

Já o capítulo 3 apresenta diversas bibliografias experimentais. O capítulo 4 apresenta diversas bibliografias de modelagens numéricas.

O capítulo 5 apresenta o programa experimental das lajes de 200 mm. Os resultados e discussões são apresentados no capítulo 6.

O capítulo 7 apresenta a comparação da resistência de cada série com as equações de norma.

No capítulo 8 aborda-se os resultados do programa computacional.

Uma análise paramétrica da lei constitutiva presente entre o concreto e o aço na modelagem numérica é realizado no capítulo 9.

No capítulo 10 é analisado o comprimento de transferência para cada laje modelada numericamente.

No capítulo 11 são apresentadas as análises das deformações do aço e do concreto e do comprimento de regularização.

No capítulo 12 são mostrados os panoramas de fissuração encontrados a partir do modelo numérico para cada laje.

No capítulo 13 é realizada uma análise da equação para estimativa da parcela de protensão.

No capítulo 14 são apresentadas as conclusões referentes aos programas experimentais e numéricos

Por fim, o capítulo 15 são apresentadas as referências bibliográficas usadas para composição deste trabalho.

Há apêndices para mostrar tabelas e fotos relevantes. Além de anexos para comprovar determinados documentos, como de calibração dos equipamentos usados no programa experimental.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

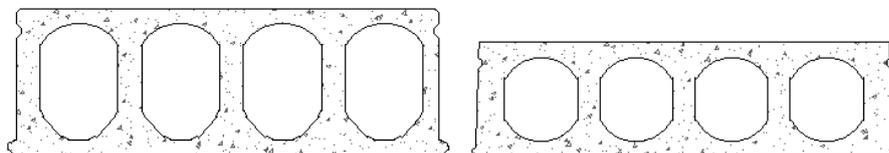
Neste capítulo são detalhados os conceitos gerais das lajes alveolares protendidas (LAPs). Primeiramente é realizada a fundamentação teórica sobre as formas de ruptura devido à força cortante. Posteriormente, são mostradas as principais equações de cálculo para os mecanismos mais comuns de ruptura. Uma equação analítica é proposta para determinar a parcela do concreto armado na resistência à força cisalhante. Equações para o cálculo da regularização e do comprimento de transferência estão disponíveis. Por fim é apresentado o equacionamento analítico para a parcela de protensão na resistência à força cisalhante.

2.1 Comportamento das Lajes Alveolares Protendidas

O comportamento das lajes alveolares protendidas ao cisalhamento é complexo. Isso porque, diversas formas de ruptura podem ocorrer dependendo do tipo da produção, da qualidade da produção e da forma dos alvéolos.

Segundo Pajari (2005), os alvéolos com geometrias não circulares apresentavam comportamento ao cisalhamento abaixo do esperado pela recomendação normativa da FIP recommendations (1988), usualmente adotada na época para projetos, embora as recomendações apresentem boas aproximações para lajes com alvéolos circulares.

Figura 2-1 - Detalhes das seções transversais usadas na Finlândia



Fonte: PAJARI (2005), Adaptada

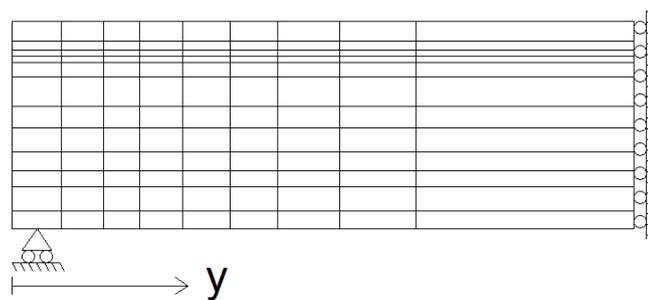
Walraven e Mercx (1983) realizaram diversos ensaios em lajes alveolares para medir as resistências reais ao cisalhamento, o que levou aos primeiros equacionamentos usados pela FIP recommendations (1988). Os próprios autores afirmaram que as lajes alveolares com alvéolos não circulares possuíam comportamento diferente das lajes alveolares com alvéolos circulares.

Assim, Pajari (1989) realizou ensaios e determinou um fator que permitiria usar a fórmula proposta pelas normas da época em lajes com alvéolos não circulares. Assim foi possível melhor estimar os efeitos cortantes de lajes com alvéolos não circulares. Porém, mesmo com esse fator, ainda, há discrepância entre lajes com diferentes tipos de alvéolos.

A observação, de ensaios experimentais, mostrou que quando uma laje alveolar está submetida a altas forças de cisalhamento e momentos moderados, em uma seção, a falha ocorre no apoio. Tais falhas são similares às vigas na mesma situação, porém com ângulos de fissuração diferentes.

Para verificar a resistência à força cortante, Yang (1994) modelou em elementos finitos lajes alveolares protendidas com diferentes seções transversais, Figura 2-2.

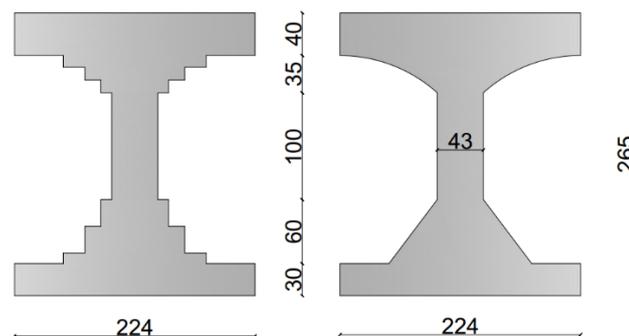
Figura 2-2 - Vista lateral da malha de elementos finitos



Fonte: PAJARI (1989), Adaptada

As seções transversais utilizadas podem ser vistas na Figura 2-3. A força foi aplicada à 1200 mm do apoio. A protensão usada foi de 1000 MPa e o material elástico linear.

Figura 2-3 - Seções transversais da malha de elementos finitos



Fonte: PAJARI (1989), Adaptada

Essa modelagem mostrou que as tensões de tração não estavam localizadas no eixo central. No trabalho de Yang (1994) outra modelagem foi realizada, e o objetivo era comparar os resultados com uma equação analítica criada pelo próprio autor. Conhecido como equação de Yang, a tensão de tração partiu das equações do círculo de Mohr chegando a uma

metodologia para determinação da resistência à força cortante. A equação de Yang e uma formulação da tração diagonal para a parcela do concreto é realizada, baseada em resistência dos materiais são mostrados no fim deste capítulo.

2.2 Teoria da falha ao cisalhamento

As lajes alveolares protendidas (LAPs), geralmente, não possuem armadura destinada a resistir a força cortante, sendo que a resistência dessas lajes é a soma dos mecanismos atribuídos ao concreto e às cordoalhas. Nesse sentido, as cordoalhas exigem boa aderência para transferir a protensão para a seção de concreto.

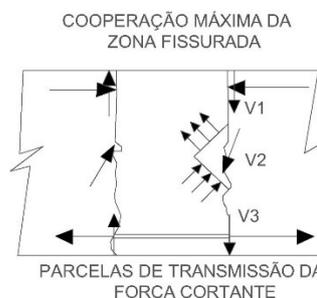
O efeito da fissuração em lajes sem armadura de cisalhamento, quando ocorre por flexão, é diferente do efeito que ocorre nas vigas. Em vigas os ângulos variam entre 35° e 45°. Nas lajes alveolares este ângulo depende de diversos fatores, e pode variar de 15° a 90°, Silva (2015).

Fusco (2008) apresenta dois modelos de ruptura: 1) no primeiro admite-se que o concreto contribua com a máxima cooperação, esse modelo é chamado de “modelo de cooperação máxima da zona fissurada”; 2) no segundo admite-se que o concreto contribui de forma mínima na fissura, e esse modelo é chamado de “modelo de cooperação mínima da zona fissurada”.

No “modelo 1” admite-se, conforme Figura 2-4, três parcelas como sendo resistentes à força cortante:

- a.1) parcela V1: pela força cortante transmitida pelo banzo comprimido;
- a.2) parcela V2: pelo engrenamento dos agregados na região da fissura;
- a.3) parcela V3: pelo efeito de pino da armadura;

Figura 2-4 - Modelo 1 de Transmissão entre duas fissuras



Fonte: Adaptada de Fusco (2008)

A parcela V2 é atribuída ao agregado, isso porque a chance de existir agregados na interface de fissura é alta, e obviamente quanto maior a quantidade de agregados maior será

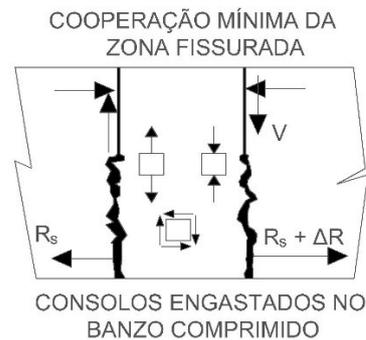
essa parcela. Assim o agregado recebe a tensão que ocorre na fissura e a transmite como tração no concreto.

A parcela V3 é atribuída pela armadura de flexão, que recebe a tensão de tração dada pelo efeito de pino, e retransmite para a alma de concreto entre as duas fissuras, Figura 2-4.

No “Modelo 2” admite-se, Figura 2-5, que:

b.1) Toda a força cortante seja integralmente transferida pelo banzo comprimido;

Figura 2-5 - Modelo 2 de Transmissão entre duas fissuras



Fonte: Adaptado de Fusco (2008)

b.2) O trecho da alma, formada pelo surgimento de duas fissuras, comporte-se como consolo engastado no banzo comprimido da peça. Isso permite a variação da força de tração da armadura de flexão ao longo do comprimento desses trechos.

Assim, no modelo 2 a resistência à força cortante é equilibrada pela componente transversal do banzo comprimido, e a peça se comporta como viga, o que é diferente do modelo 1, o qual o mecanismo resistente da peça é alterado para o comportamento de treliça.

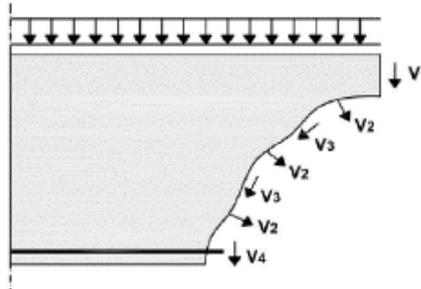
Segundo esses modelos diversas pesquisas foram desenvolvidas para validação. Macgregor e Wight (2012) apresentaram a avaliação de elementos que podem contribuir ou influenciar na resistência à força cortante, com:

- Resistência à tração do concreto;
- Taxa de armadura longitudinal;
- Efeito escala;
- Influência do esforço axial;
- Tipo e tamanho do agregado.

Percebe-se que o modelo usado por Macgregor e Wight (2012) é exatamente o modelo 1 explicado por Fusco (2008). Dessa forma, além do mecanismo de banzo inferior (V1), rugosidade dada pelo agregado (V3) e efeito de pino atribuído pela armadura (V4) sugere-se

um mecanismo V2, que é a tensão residual devida às pontes de concreto ao longo da fissura. Marquesi (2014) exemplifica isso na Figura 2-6.

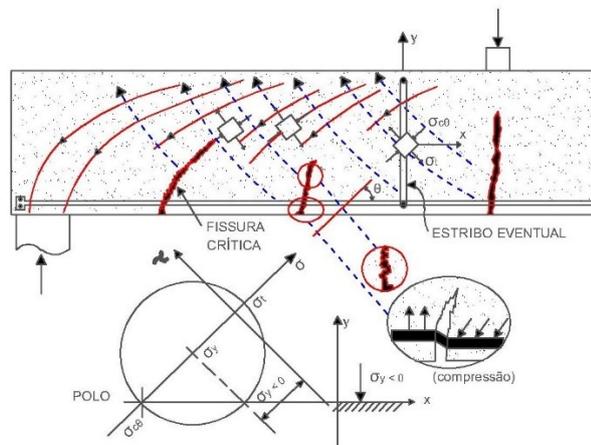
Figura 2-6 - Mecanismos de transferência de força cortante



Fonte: Marquesi (2014)

Para melhor detalhar essa fissura devido à força cortante, baseado no padrão de tensão, Fusco (2008) apresenta uma forma de distribuição conforme Figura 2-7. Nesta distribuição, nas lajes sem armadura transversal, o fluxo de tensão de compressão parte do apoio e segue até a fibra superior.

Figura 2-7 - Resistência ao cisalhamento em peças fissuradas



Fonte: Adaptada de Fusco (2008)

Apesar dessas teorias serem baseadas no fluxo de tensão, diversas são as formas de ruptura de uma laje alveolar. Nos trabalhos de Catoia (2011), Antunes (2011), Silva (2015) e da modelagem numérica realizada por Campos (2017) mostram que lajes de pequena altura (abaixo de 20 cm) são propensas a rupturas denominadas flexo-cortante, este mecanismo será apresentado no próximo item. Contudo, existem outros mecanismos de ruptura, como escorregamento da armadura, esmagamento da fibra superior, torção na seção, entre outros, que não são objetivo de estudo deste trabalho.

2.3 Mecanismo de ruptura por flexo-cortante

Este tipo de ruptura se caracteriza pela presença de fissuras de flexão e posteriormente de cisalhamento. A Figura 2-8 mostra um padrão típico para fissuras com ruptura do tipo flexo-cortante.

Catoia (2011) afirma que quando a força externa é concentrada, pontual e próxima do apoio, pode ocorrer uma interação da flexão com a cisalhamento, e a fissura tende a inclinar. Esse efeito pode ser encontrado em lajes com maiores vãos. Em lajes com menores vãos a tendência é que a ruptura ocorra com esmagamento da fibra comprimida. Contudo, Existem outros fatores que podem influenciar.

Figura 2-8 - Fissura de flexão



Fonte: Silva (2015)

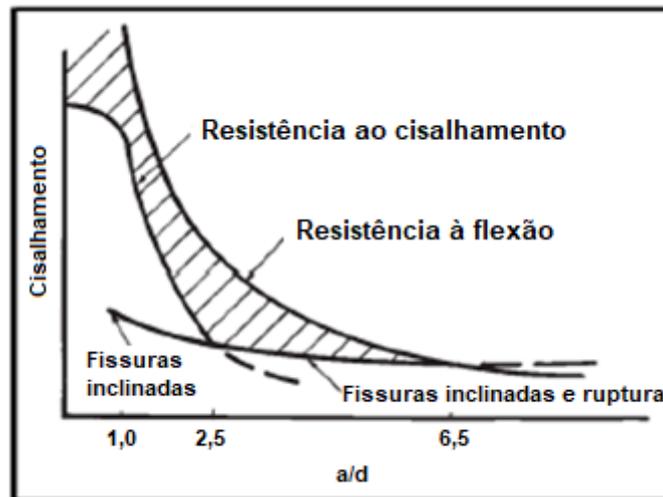
Maciel (2017) afirma, que nas proximidades do apoio a tendência é que os momentos fletores sejam nulos, e por isso as fissuras tentem a ser inclinadas devido à tensão principal de tração, que atinge a resistência à tração do concreto.

Contudo, Maciel (2017) está se referindo as lajes consideradas altas. Entretanto, nos trabalhos de Catoia (2011), Antunes (2011) e Silva (2015), para lajes baixas, as formas das fissuras foram ou verticais ou com alguma inclinação. Assim sendo, fissuras de flexão e não cisalhamento.

Macgragor e Wight (2012) afirmam que a relação entre a distância da carga ao apoio e altura do elemento (a/d) tem sido uma referência importante para aplicação de carga de ensaio em lajes alveolares. Isso, porque, a distância da aplicação da carga pode mudar o mecanismo de ruptura da peça.

Dessa forma, diversos estudos experimentais comprovam que relações entre $a/d \leq 1,0$ resulta em ruptura por esmagamento do concreto na biela comprimida junto ao apoio. Isso ocorre porque a carga está próxima do apoio e acontece devido a um fenômeno chamado efeito arco.

Figura 2-9 - Influência da posição da carga concentrada na laje

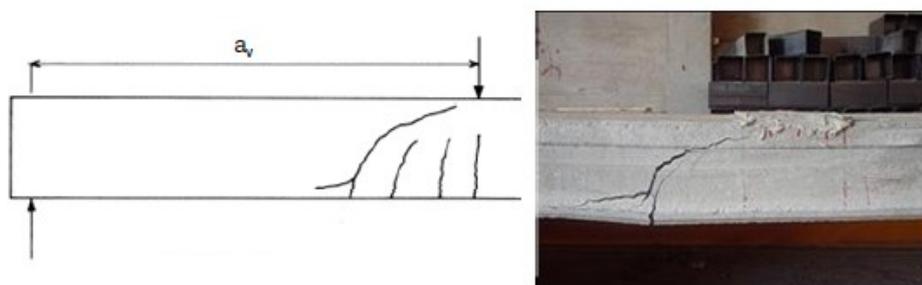


Fonte: Macgragor e Wight (2012) adaptado por Maciel (2017)

Macgragor e Wight (2012) ainda afirmam que relações $1,0 < a/d \leq 2,5$ tendem a promover rupturas por cisalhamento com fissuras inclinadas. E essas fissuras se iniciam do apoio, atravessam a biela de compressão e se estendem até o banzo comprimido.

Para relações a/d maiores que 2,5 a tendência é que o cisalhamento seja fortemente influenciado pela flexão, tornando as fissuras menos inclinadas. Macgragor e Wight (2012), ainda, propusera um desenho representativo da influência da carga concentrada, que é mostrada na Figura 2-9. Kong e Evans (2001) também afirmam que para carga concentrada aplicada a $a/d > 6$ a ruptura ocorre por flexão, Figura 2-10.

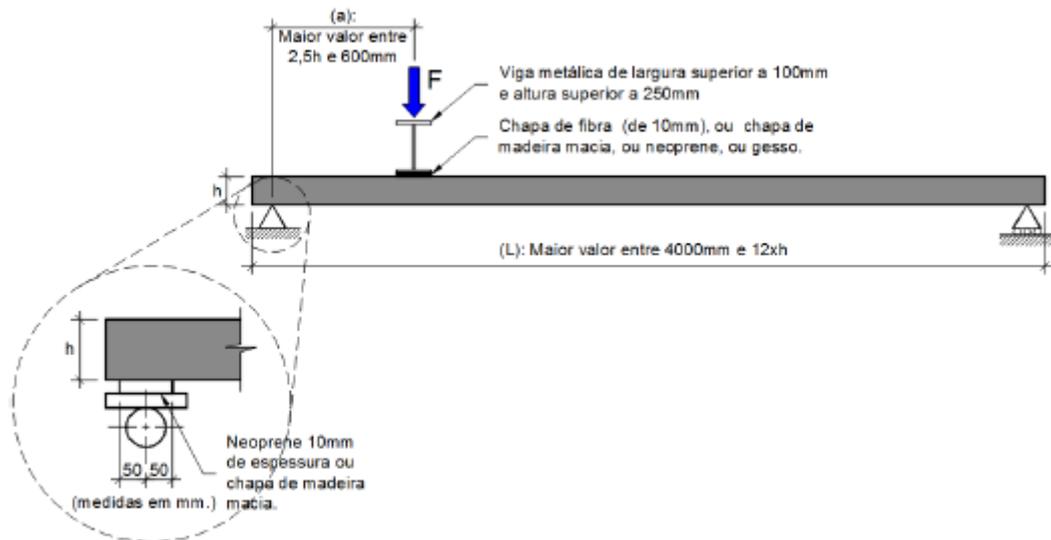
Figura 2-10 - Fissuras por flexão com $a > 6h$



Fonte: Kong e Evans (2001)

Em FIP (CEB-FIP, 1992) e EN 1168 (BS, 2008) a distância da carga concentrada até o apoio deve ser o maior entre $2,5h$ e 600 mm . Um esquema de ensaio pode ser visto na Figura 2-11.

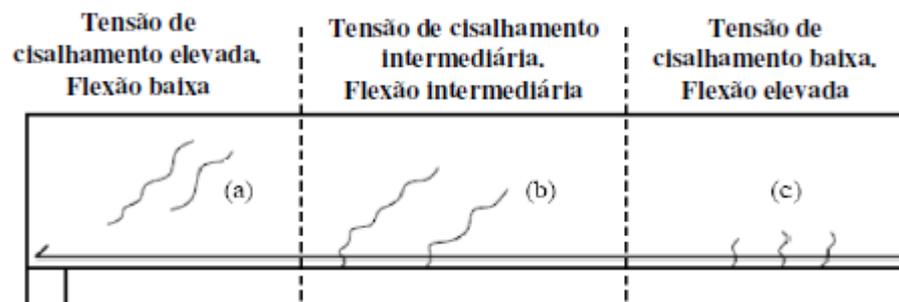
Figura 2-11 - Esquema de ensaio padrão BS EN 1168 (2008)



Fonte: Maciel (2017)

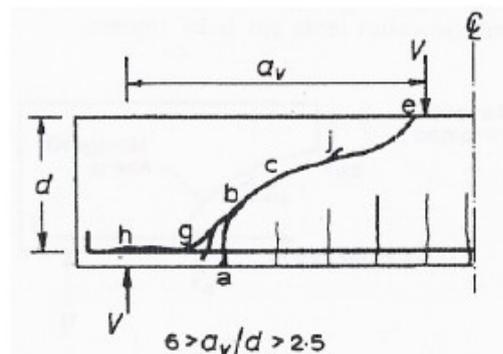
Como a protensão depende da aderência do aço no concreto, quanto mais próximo do apoio menor sua influência, sendo que nesse ponto as tensões de flexão são quase nula e os efeitos do cisalhamento maiores, conforme Figura 2-12.

Figura 2-12 - a) fissura devido ao cisalhamento; b) fissura de cisalhamento e flexão; c) fissura de flexão



Fonte: Rettne e Edkling (2006)

Figura 2-13 - Padrão de fissura flexo-cortante



Fonte: Kong e Evans (2001)

O padrão de fissuras por flexo-cortante foi detalhado por Kong e Evans (2001), conforme Figura 2-13. Primeiramente surge uma fissura vertical de flexão, e, posteriormente, uma fissura inclinada devido à influência do cisalhamento. Pela Figura 2-13, uma fissura no ponto **a** de flexão e outra no ponto **h** de cisalhamento. Sendo que a primeira se propaga de **a** até **b**, e a segunda de **h** até **e**.

Segundo Catoia (2011) que a fissura padrão da Figura 2-13 tem relação com a posição da carga concentrada. Assim, dependendo da relação **a/h**, a fissura diagonal se estenderá até o ponto de apoio rapidamente, sendo chamada de tração diagonal.

Contudo, outra possibilidade é que a fissura iria até o ponto **j** e fissuras de tração verticais podem se desenvolver ao longo da peça. Esse aumento causa a perda quase total da aderência entre o aço e o concreto. Então, fissuras horizontais podem ocorrer entre **h** e **g**. Por fim, a tendência é que esse bloco de concreto se desprenda, conforme pode ser visto na Figura 2-14.

Figura 2-14 - Deslocamento do concreto



Fonte: Silva (2015)

A perda de regularização ocorre devido à inexistência do concreto depois do deslocamento. A combinação dos mecanismos pode ser vistas na Figura 2-15, além do ponto de concentração de tensão, chamado de ponto crítico.

Figura 2-15 - Combinação de flexo-cortante fendilhamento e perda de ancoragem



Fonte: Catoia (2011)

2.4 Equação da NBR 14861 (ABNT, 2011)

A NBR 14861 (ABNT, 2011) apresenta uma equação quando a ruptura das lajes alveolares ocorre por flexão, ou *flexural shear*. A norma Brasileira considera que todas as seções da laje possuem mesma intensidade de protensão, ou seja, não existe comprimento de transferência, que será explicado mais à frente. A equação possui dois termos, sendo o primeiro a parcela de concreto e o segundo a parcela de protensão e podem ser vista na equação (2-1).

$$V_{Rd,c} = V_{c,1} + V_{p,1} \quad (2-1)$$

$$V_{c,1} = 0,25 f_{ctd} k (1,2 + 40 \rho_1) \sum b_{w,1} d \quad (2-2)$$

$$V_{p,1} = 0,15 \sigma_{cp,1} b_{w,1} d \quad (2-3)$$

$$\sum b_{w,1} = \sum b_{w,externo} + \sum b_{w,interno} \quad (2-4)$$

O fator de escala **k**, a taxa de armadura da seção transversal da laje alveolar prontedida e a tensão de compressão são calculadas da seguinte forma:

$$k = 1,6 - d \geq 1,0 (d \text{ em metro}) \quad (2-5)$$

$$\rho_1 = \frac{A_s}{(\sum b_{w,1} d)} \quad (2-6)$$

$$\sigma_{cp} = \frac{N_p}{A_c} \quad (2-7)$$

Sendo:

A_c - área da seção transversal da laje alveolar prontedida;

A_s - área da seção transversal das cordoalhas;

N_p - força de protensão;

V_{Rd1} - força cortante resistente de cálculo;

d - altura útil da seção transversal,

f_{ctd} - resistência à tração de projeto do concreto pré-moldado e do moldado no local;

$\sum b_{w,1}$ - somatório das nervuras (internas e externas) da laje alveolar prontedida;

ρ_1 - taxa de armadura específica da laje alveolar prontedida;

O termo $0,15\sigma_{cp}$ representa a parcela de protensão, este termo também é usado na equação de flexo-cortante do Eurocode 2 (CEN, 2004). Esta parcela tem origem analítica e será mostrada no final deste capítulo.

2.5 Eurocode 2 (CEN, 2004) – ruptura por flexo-cortante

De acordo com o Eurocode 2 (CEN, 2004), para regiões fissuradas por flexão, a resistência ao cisalhamento pode ser calculada em duas parcelas, uma de concreto e outra de protensão. Estas parcelas são definidas em uma única equação como:

$$V_{Rd,c} = [C_{Rd,c}k(100\rho_1f_{ck})^{1/3} + 0,15\sigma_{cp}] \sum b_w d \quad (2-8)$$

O termo $C_{Rd,c}$ para lajes comuns é considerado 0,18, o termo f_{ck} é a resistência característica do concreto à compressão, b_w é a somatória das nervuras internas com as externas da laje alveolar, d é altura útil da laje alveolar. O fator de escala k , a taxa de armadura ρ_1 e a tensão na seção de concreto σ_{cp} são definidas como:

$$k = 1 + \sqrt{200/d} \leq 2,0 \quad (2-9)$$

$$\rho_1 = \frac{A_s}{(\sum b_w d)} \leq 0,2\% \quad (2-10)$$

$$\sigma_{cp} = \frac{N_p}{A_c} \leq 0,2f_{cd} \quad (2-11)$$

Onde:

A_c - área da seção transversal da laje alveolar protendida;

A_s - área da seção transversal das cordoalhas;

N_p - força de protensão;

V_{Rdc} - força cortante resistente de cálculo;

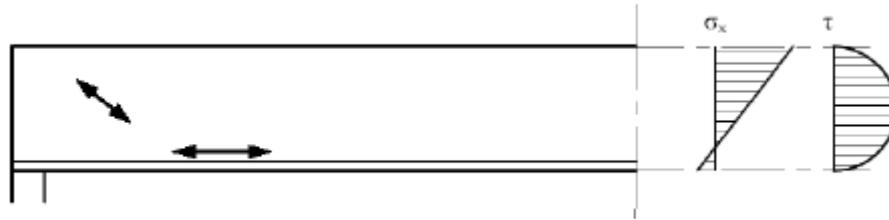
f_{cd} - resistência à compressão de projeto do concreto pré-moldado e do moldado no local;

$\sum b_w$ - somatório das nervuras (internas e externas) da laje alveolar protendida;

2.6 Mecanismo de ruptura por cisalhamento

Em uma seção de uma laje qualquer ocorrerá força cortante e momento fletor. No estágio I a peça ainda não fissurou e por isso não plastificou a seção. Dessa forma, as tensões são dadas no estágio I e segue a teoria clássica de resistência dos materiais, Figura 2-16.

Figura 2-16 - Tensões normais e cisalhantes no estádio 1

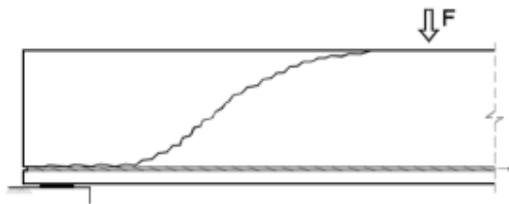


Fonte: Engstrom (2005)

Se as tensões principais de tração forem maiores que a resistência à tração do concreto, uma fissura com inclinação entre 35° e 45° parte do apoio até a carga. No caso de lajes alveolares o cisalhamento é resistido pelo concreto e pela protensão, já que não existem armaduras transversais.

A fissura ocorre quando a peça atinge a chamada tração diagonal, o padrão de fissura pode ser visto na Figura 2-17. Nesse tipo de ruptura não ocorre formação de fissuras de flexão, e, portanto, não existem fissuras verticais.

Figura 2-17 - Ruptura por tração diagonal



Fonte: Maciel (2017)

2.7 Formulação matemática da falha ao cisalhamento

A solução analítica para o cisalhamento é baseada no estado plano de tensões, e a seguir são apresentadas as formulações básicas.

2.7.1 Formulação simplificada da falha por tração diagonal

Para esta análise consideram-se as seguintes simplificações:

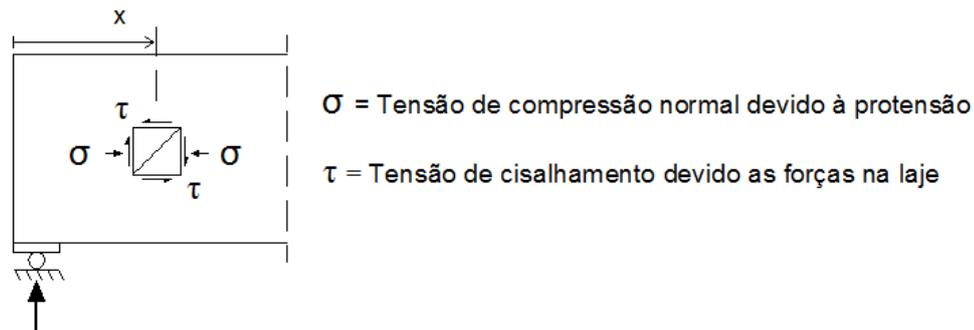
- Comprimento de transferência da protensão para o concreto é desprezado;
- Tensões verticais são desprezadas ($\sigma_z = 0$)
- A tensão de protensão está no centro de gravidade da seção transversal, ou seja, despreza-se a excentricidade da protensão;

Também, o concreto é limitado à resistência à tração do concreto f_{ct} . Assim, a tensão principal de tração é mostrada na Equação (2-12) como

$$\sigma_I = f_{ct} \quad (2-12)$$

onde, σ_I é a tensão máxima de resistência à tração do concreto. Assim, as componentes adotadas podem ser vistas na Figura 2-18.

Figura 2-18 - Componentes de tensões consideradas no local da falha



Fonte: FIB TG 6.1 (2011), adaptada

Dessa forma temos que a tensão máxima resistida pelo concreto pode ser determinada pela equação (2-13), com $\sigma_z = 0$, como

$$\sigma_I = \frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \quad (2-13)$$

sendo, as tensões σ e τ são a normal e de cisalhante, respectivamente. Substituindo a equação (2-12) na equação (2-13) e isolando a tensão cisalhante, tem-se

$$\tau = \sqrt{f_{ct}^2 - f_{ct}\sigma} \quad (2-14)$$

A equação teórica para a tensão de cisalhamento pode ser escrita como

$$\tau = \frac{S.V}{b_w I} \quad (2-15)$$

sendo, V é força cortante dada em uma seção, S é o momento estático acima do centro de gravidade da seção transversal, e b_w é a somatória das nervuras da seção transversal, I é o momento de inércia da seção, σ é a tensão normal determinada a partir do centroide da seção transversal (pode ser chamado de σ_{cp}). Substituindo as equações (2-13) e (2-15) na equação (2-14) tem-se

$$V = \frac{bI}{S} \sqrt{f_{ct}^2 - f_{ct}\sigma_{cp}} \quad (2-16)$$

e σ_{cp} pode ser escrito como

$$\sigma_{cp} = -\frac{P}{A_c} - \frac{M_y - N_p e}{I} z \approx -\frac{P}{A_c} \quad (2-17)$$

onde, N_p é a força de protensão dada pelas cordoalhas, A_c é a área da seção de concreto, M_y é o momento devido a carga externa, e é a distância entre o centro de gravidade das cordoalhas de protensão até o centro de gravidade da seção de concreto, e z é a fibra onde se deseja calcular a tensão. Logo, obtém-se:

$$V = \frac{b_w I}{S} \sqrt{f_{ct}^2 + \frac{P}{A_c} f_{ct}} \quad (2-18)$$

A equação (2-18) representa a equação analítica simplificada para determinar a resistência ao cisalhamento de uma peça sujeita ao cisalhamento.

2.7.2 Formulação geral da falha por tração diagonal

Para esta análise consideram-se as seguintes simplificações:

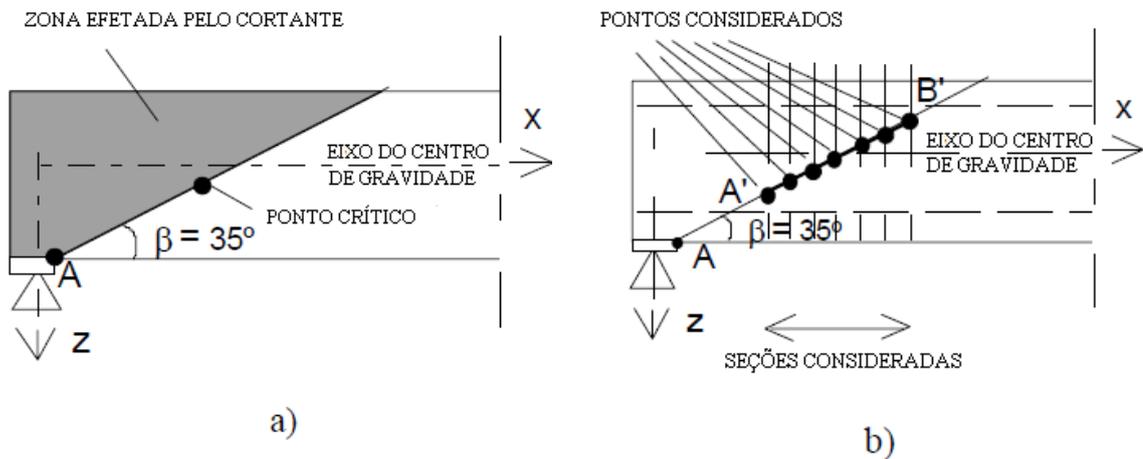
- Comprimento de transferência **não** é desprezado;
- Tensões verticais são desprezadas ($\sigma_z = 0$);
- A tensão de protensão **não** está no centro de gravidade da seção transversal, ou seja, **não** é desprezada a excentricidade da protensão;

O momento devido à força externa é definido como o produto da reação de apoio, que próximo ao ponto de aplicação de carga (R_a), pela distância do ponto crítico até o apoio (l_x). O valor da reação (R_a) para uma viga biapoiada com carga pontual é igual ao cortante (V).

$$M_y \approx R_a l_x \approx V l_x \quad (2-19)$$

A Figura 2-19a mostra o caminho que a fissura pode ocorrer. Esta fissura parte do apoio até a carga e possui um ângulo de inclinação. Nessa região existe uma linha, A'B', onde estão localizados possíveis pontos críticos de tensões máximas, Figura 2-19b.

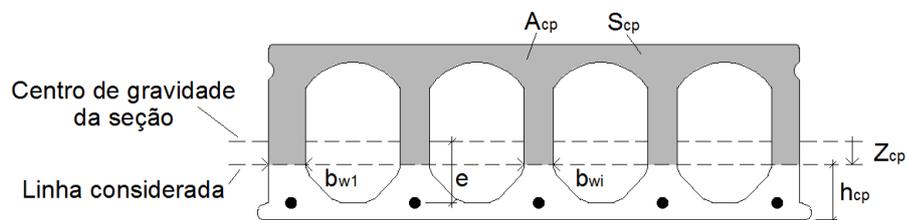
Figura 2-19 - A) Locais possíveis dos pontos críticos próximos à zona afetada pelo cortante. B) Pontos e seções considerados no cálculo



Fonte: Yang (1994), Adaptada

A partir dos pontos críticos escolhidos é possível encontrar parâmetros como momento estático acima do ponto crítico (S_{cp}), distância do centro de gravidade até o ponto crítico (z_{cp}) e altura do ponto crítico até a fibra inferior (h_{cp}). Na Figura 2-20 são mostradas algumas propriedades geométricas dessa seção.

Figura 2-20 - Parâmetros geométricos da seção considerada e da altura do ponto crítico escolhido



Fonte: Pajari (2005), Adaptada

Assim, considerando eixo z positivo para cima tem-se a seguinte equação de tensão normal.

$$\sigma_{cp} = -\frac{N_p}{A} - \frac{M_y - N_p e}{I} z_{cp} = -\frac{N_p}{A} + \frac{N_p e}{I} z_{cp} - \frac{V}{I} L_x z_{cp} \quad (2-20)$$

Substituindo essa equação na equação geral de cisalhamento tem-se

$$\begin{aligned}\tau &= \frac{1}{b_w} \int_{A_{cp}} \frac{d\sigma_{cp}}{dx} dA = \frac{1}{b_w} \int_{A_{cp}} \left[\frac{1}{A_c} \frac{dN_p}{dx} - \frac{z_{cp} e}{I} \frac{dN_p}{dx} + \frac{z_{cp}}{I} \frac{dM_y}{dx} \right] dA = & (2-21) \\ \tau &= \left[\frac{1}{b_w} \frac{1}{A_c} \frac{dN_p}{dx} \int_{A_{cp}} dA \right] - \left[\frac{e}{I b_w} \frac{dN_p}{dx} \int_{A_{cp}} z_{cp} dA \right] + \left[\frac{V_c}{I b_w} \int_{A_{cp}} z_{cp} dA \right]\end{aligned}$$

Reorganizando a equação (2-21) encontra-se a equação (2-22). Nesta equação a tensão cisalhante é a soma de três termos como pode ser visto abaixo

$$\tau = \frac{1}{b_w} \left[\left(\frac{A_{cp}}{A_c} - \frac{S_{cp} e}{I} \right) \frac{dN_p}{dx} + \frac{S_{cp}}{I} V_c \right] \quad (2-22)$$

onde, b_w é a largura da laje alveolar, A_{cp} é a área de concreto acima da linha do ponto crítico considerado, A_c é a área da seção de concreto da laje, S_{cp} é o momento de primeira ordem determinado a partir da linha acima do ponto crítico considerado, e é a excentricidade do centro de gravidade da cordoalha até o centro de gravidade da seção transversal, I é o momento de inércia da seção de concreto, N_p é a força efetiva de protensão no ponto crítico, V_c é a força cortante no ponto crítico. Substituindo a equação (2-20) e a equação (2-22) na (2-13) chega-se à equação (2-23).

$$\begin{aligned}\left(\frac{S_{cp}}{I b_w} \right)^2 V_{Rd,c}^2 + \left[2 \frac{S_{cp}}{I b_w^2} \left(\frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp} e}{I} \right) \frac{dN_p}{dx} - \frac{f_{ct}}{I} l_x z_{cp} \right] V_{Rd,c} + & (2-23) \\ + \left\{ \left[\left(\frac{A_{cp}}{A} - \frac{S_{cp} e}{I} \right) \frac{1}{b_w} \frac{dN_p}{dx} \right]^2 - \frac{f_{ct} N_p}{A} + \frac{f_{ct} N_p}{I} z_{cp} e - f_{ct}^2 \right\} = 0\end{aligned}$$

A equação (2-23) é a equação geral para problemas de cisalhamento com falha de tração diagonal. Esta equação considera a excentricidade da protensão, o comprimento de transferência e o ponto crítico não necessariamente estão no centro de gravidade, ou seja, dependem da forma da seção transversal.

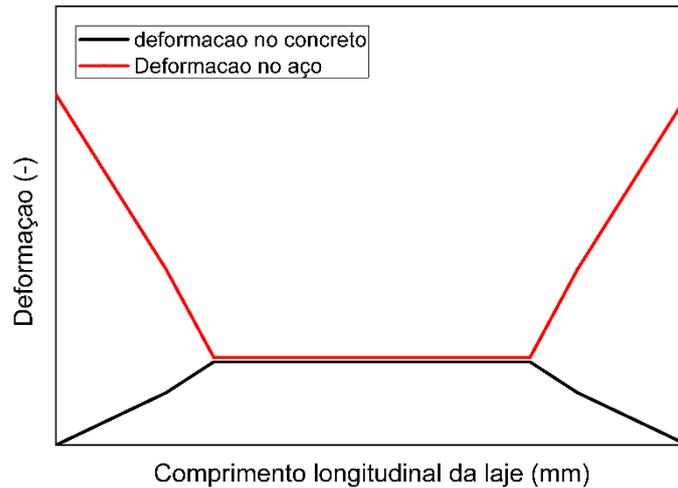
2.8 Comprimento de transferência e comprimento de regularização

Nesta seção é tratado do comprimento de transferência e do comprimento de regularização. Nos próximos capítulo são abordadas pesquisas realizadas neste campo.

A transferência de protensão para o concreto ocorre da seguinte forma: no início da cordoalha a tensão é máxima no aço e praticamente nula no concreto. Essas tensões diminuem no aço e aumentam no concreto ao longo da seção longitudinal, onde as

deformações no concreto se estabilizam é o fim do comprimento de transferência. Na Figura 2-21 esse efeito é exemplificado.

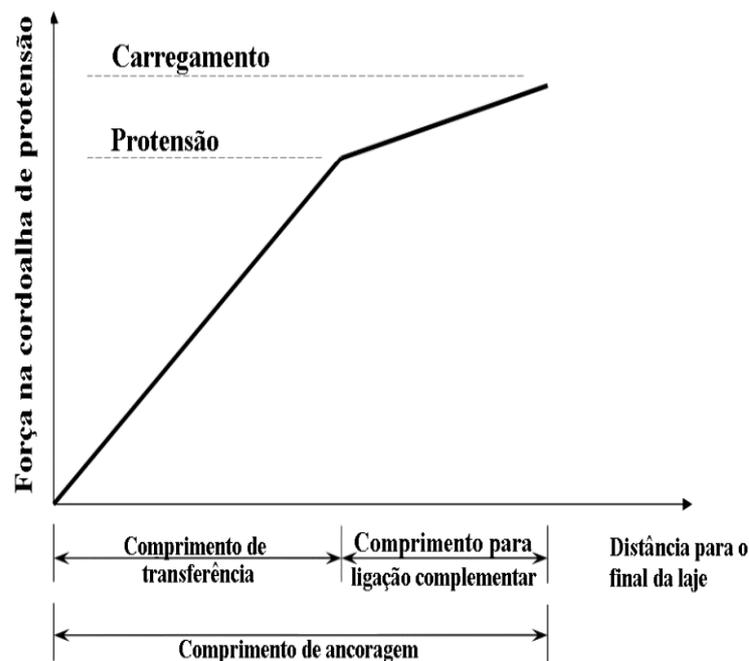
Figura 2-21 - Desenvolvimento das deformações ao longo da seção longitudinal da peça pré-tracionada



Fonte: próprio autor

Floyd, Howland e Hale (2011) afirmam que as duas principais propriedades da ligação da cordoalha para o projeto de peças protendidas são o comprimento de transferência e o comprimento de desenvolvimento.

Figura 2-22 - Figura representativa do comprimento de regularização

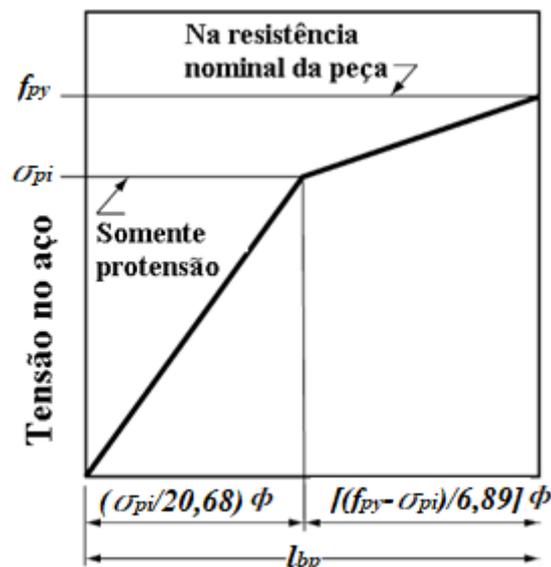


Fonte: Martí-vargas et al. (2014) adaptada

Floyd, Howland e Hale (2011) definem comprimento de transferência como o comprimento necessário para transferir toda a força de protensão da cordoalha de aço para o concreto. Ainda, afirma que existe um comprimento complementar, sendo a soma dos dois comprimentos o comprimento de regularização.

Na Figura 2-22, é mostrado como se desenvolve o comprimento de transferência e o comprimento de regularização na barra de aço. Percebe-se, que a transferência é aparentemente linear, e, posteriormente, existe um comprimento complementar. Estes dois comprimentos mostram o que seria o comprimento de regularização da cordoalha de protensão.

Figura 2-23 - Figura representativa do ACI 318 (ACI, 2019) para comprimento de regularização



Fonte: ACI 318 (ACI, 2019) adaptada

Uma figura muito parecida com a Figura 2-22 é mostrada no ACI 318 (ACI, 2019) e pode ser vista na Figura 2-23. Onde, σ_{pi} é a protensão instalada no cabo, f_{py} é a resistência nominal da cordoalha, l_{bpd} é o comprimento de regularização, e ϕ é o diâmetro da cordoalha.

$$l_{bpd} = \frac{\sigma_{pi}}{20,68} \phi + \frac{f_{py} - \sigma_{pi}}{6,89} \phi \quad (2-24)$$

Já a NBR 6118 (ABNT, 2014) possui equações que determinam o comprimento básico de regularização, o comprimento de transferência e o comprimento necessário. Estas equações são numeradas de (2-25) até (2-28).

$$f_{bpd} = \eta_{p1} \eta_{p2} f_{ctd} \quad (2-25)$$

$$l_{bp} = \frac{7\phi f_{pyd}}{36 f_{bpd}} \quad (2-26)$$

$$l_{bpt} = 0,5l_{bp} \frac{\sigma_{pi}}{f_{pyd}} \quad (2-27)$$

$$l_{bpd} = l_{bpt} + l_{bp} \frac{f_{pyd} - \sigma_{p\infty}}{f_{pyd}} \quad (2-28)$$

onde, f_{bpd} é a resistência de aderência de cálculo da armadura ativa, l_{bpt} é o comprimento de transferência da armadura pré-tracionada, l_{bpd} é o comprimento de regularização para armadura ativa, l_{bp} é o comprimento de regularização básico para armadura ativa, η_{p1} , η_{p2} , são os coeficientes para cálculo da tensão de aderência da armadura ativa, σ_{pi} é a tensão na armadura ativa imediatamente após a aplicação da protensão, $\sigma_{p\infty}$ é a tensão na armadura ativa após todas as perdas ao longo do tempo, f_{pyd} é a resistência da cordoalha.

2.9 Eurocode 2 e EN 1168 (BS, 2008) – Ruptura por tração diagonal

De acordo com o Eurocode 2 (CEN, 2004), para lajes alveolares protendidas sem fissura de flexão, a resistência à força cortante pode ser calculada como sendo:

$$V_{Rd,c} = \frac{Ib_w}{S} \sqrt{(f_{ctd})^2 + \alpha_1 \sigma_{cp} f_{ctd}} \quad (2-29)$$

onde, I é o momento de inércia, b_w é o somatório das espessuras das nervuras internas mais as externas; S é o momento estático, f_{ctd} é a resistência à tração do concreto de cálculo e σ_{cp} é a tensão resultante de compressão no concreto devido à protensão sendo calculada conforme a equação (2-7). O termo α_1 pode ser escrito como:

$$\alpha_1 = \frac{L_x}{l_{pt2}} \leq 1,0 \quad (2-30)$$

Onde:

A_c - área da seção transversal da laje alveolar protendida;

l_x - distância da seção considerada a partir do ponto inicial do comprimento de transmissão;

l_{pt2} - valor do limite superior do comprimento de transmissão da armadura protendida, e igual a $1,2l_{pt}$;

l_{pt} - comprimento de transmissão da armadura protendida;

N_p - força de protensão;

V_{Rdc} - força cortante resistente de cálculo;

A EN 1168 (BS, 2008) utiliza a mesma equação do Eurocode 2 (CEN, 2004) modificada, conforme pode ser visto na equação (2-31).

$$V_{Rd,c} = 0,8 \frac{Ib_w}{S} \sqrt{(f_{ctd})^2 + 0,9\alpha_1\sigma_{cp}f_{ctd}} \quad (2-31)$$

2.10 ACI (ACI, 2019)

De acordo com o ACI 318 (ACI, 2019) a resistência ao cisalhamento de lajes alveolares protendidas pode ser calculada como

$$V_{Rd,c} = (0,29\sqrt{f_{ck}} + 0,3\sigma_{cp})b_w d \quad (2-32)$$

onde, d é a altura útil da seção transversal, b_w é o somatório das espessuras das nervuras internas mais as externas, f_{ck} é a resistência à compressão característica do concreto e σ_{cp} é a tensão resultante de compressão no concreto devido à protensão sendo calculada conforme a equação (2-7).

2.11 Solução analítica para a parcela resistente do concreto (V_c)

A partir da solução geral do problema, é possível determinar a parcela de concreto resistente ao cisalhamento devido à falha por tração diagonal. As equações (2-33), (2-34) e (2-35) representam, respectivamente, a reação do apoio próximo ao ponto de aplicação da carga, a tensão no concreto sem protensão, a tensão cisalhamento sem protensão e o critério de falha

$$\sigma_c = \frac{V_c l_x z_{cp}}{I} \quad (2-33)$$

$$\tau_c = \frac{VS_{cp}}{Ib_w} \quad (2-34)$$

$$f_{ct} = \frac{\sigma_c}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\sigma_c^2 + 4\tau_c^2} \quad (2-35)$$

onde, l_x é a distância do apoio até a seção considerada, V_c é a resistência à força cortante da parcela de concreto, S_{cp} é o momento estático acima do ponto crítico, I é o momento de inércia, b_w é a somatória das nervuras externas mais as internas, f_{ct} é a resistência à tração inferior do concreto, z_{cp} é a distância do centro de gravidade da seção até o ponto crítico, σ_c é a tensão devido à flexão no concreto e τ_c é tensão devido ao cisalhamento no concreto.

Substituindo as equações (2-33) e (2-34) em (2-35) encontra-se as equações (2-36), (2-37) e (2-38). A equação (2-38) fornece o valor da contribuição do concreto na resistência à força cortante.

$$A = \left(\frac{S_{cp}}{b_w I} \right)^2 \quad (2-36)$$

$$B = - \frac{l_x z_{cp} f_{ct}}{I} \quad (2-37)$$

$$V_c = \frac{-B + \sqrt{B^2 + 4A(f_{ct})^2}}{2A} \quad (2-38)$$

A equação (2-34) pode ser simplificada como mostrado na equação (2-19), considerando R_a igual ao cortante V_c . Então, considerando a equação (2-19) e manipulando a equação (2-38), a parcela de concreto na resistência ao cisalhamento de lajes alveolares protendidas é mostrada na equação (2-39).

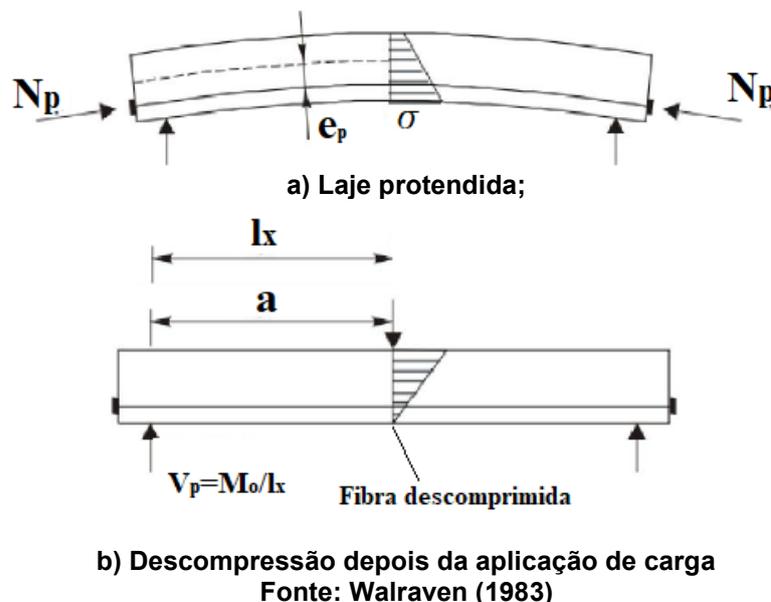
$$V_c = \frac{1}{2} \frac{b_w^2 I}{S_{cp}^2} f_{ct} \left(l_x z_{cp} \pm \sqrt{\frac{4S_{cp}^2}{b_w^2} + l_x^2 z_{cp}^2} \right) \quad (2-39)$$

Os parâmetros S_{cp} , V_{cp} , Z_{cp} e A_{cp} podem ser encontrados conforme sugerido por Yang (1994) e Pajari (2005), e são mostrados na Figura 2-20.

2.12 Solução analítica para a parcela resistente devida à protensão (V_p)

A parcela resistente da força de protensão (V_p) em lajes alveolares tem solução analítica baseada na descompressão da fibra extrema de uma seção genérica. Dessa forma, a força cortante resistente devido à protensão é aquela que causa a descompressão da seção transversal, que se soma à parcela resistente do concreto.

Figura 2-24 - Descompressão de uma fibra após aplicação de carga externa



A Figura 2-24a mostra uma peça comprimida e a Figura 2-24b mostra a peça com a fibra extrema inferior descomprimida depois de aplicação de uma força externa.

Partindo da hipótese que a descompressão ocorre em uma seção qualquer, tem-se:

$$V_p = M_o \left| \frac{V_x}{M_x} \right| = M_o \frac{1}{l_x} \quad (2-40)$$

Como a tensão na fibra descomprimida é zero, tem-se

$$-\frac{N_p}{A_c} - \frac{N_p e_p}{W} + \frac{M_o}{W} = 0 \quad (2-41)$$

sendo, W o módulo resistente da seção, N_p a força de protensão, e_p a excentricidade da fibra inferior, l_x a distância do apoio até a seção analisada, e V_p a parcela de resistente devido à protensão. O momento de descompressão M_o pode ser determinado como:

$$M_o = N_p \left(e_p + \frac{W}{A_c} \right) \quad (2-42)$$

Substituindo a equação (2-42) na equação (2-40) tem-se a equação (2-43) que representa a parcela resistente devido à protensão em qualquer seção considerada:

$$V_p = \frac{N_p}{l_x} \left(e_p + \frac{W}{A_c} \right) \quad (2-43)$$

A NBR 14861 (ABNT, 2011) e o Eurocode 2 (CEN, 2004) usam as seguintes hipóteses para a parcela resistente devido à protensão:

- a) Distância l_x igual a distância da carga ao apoio.
- b) Seção transversal retangular;
- c) e_p/h igual a 0,35 Eurocode 2 (CEN, 2004);
- d) Altura útil d igual a 0,85h Eurocode 2 (CEN, 2004);
- e) Relação a/d igual a 4;

O valor de A_c é igual a $b_w h$. Depois de substituir atribuir as hipóteses anteriores à equação (2-43), e dividindo o resultado pela área de concreto útil ($A_{cp}=b_w d$), tem-se a equação:

$$V_p = 0,15 \sigma_{cp} b_w d \quad (2-44)$$

onde, σ_{cp} é a tensão na seção de concreto e b_w é a largura da seção.

3 REVISÃO DA BIBLIOGRAFIA SOBRE ENSAIOS EXPERIMENTAIS EM LAPs

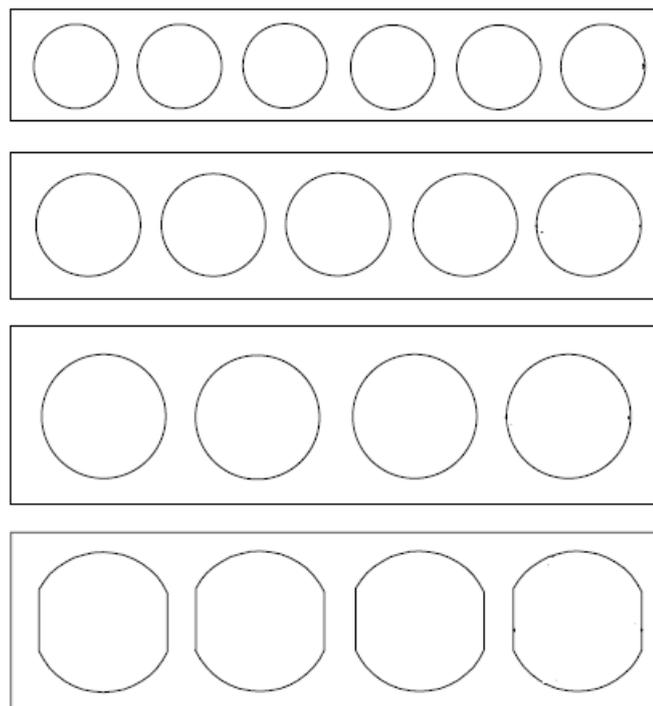
Nesta seção é apresentada uma revisão bibliográfica detalhada de trabalhos experimentais de lajes alveolares protendidas sujeitas à força cortante.

3.1 Trabalho de Pajari (2005)

Neste trabalho foram realizados diversos ensaios para entender o comportamento de lajes alveolares protendidas. Para isso, várias alturas de lajes com alvéolos diferentes foram ensaiadas, com diferentes tipos de alvéolos e quantidade de cordoalhas.

Pajari (2005) ensaiou 49 lajes com alturas variadas, sendo estas de 200 mm, 265 mm, 320 mm, 379 mm, 400 mm e 500 mm. Os alvéolos também foram variados, sendo alguns com formato circulares e outras não circulares. Algumas das seções destas lajes podem ser vistas na Figura 3-1.

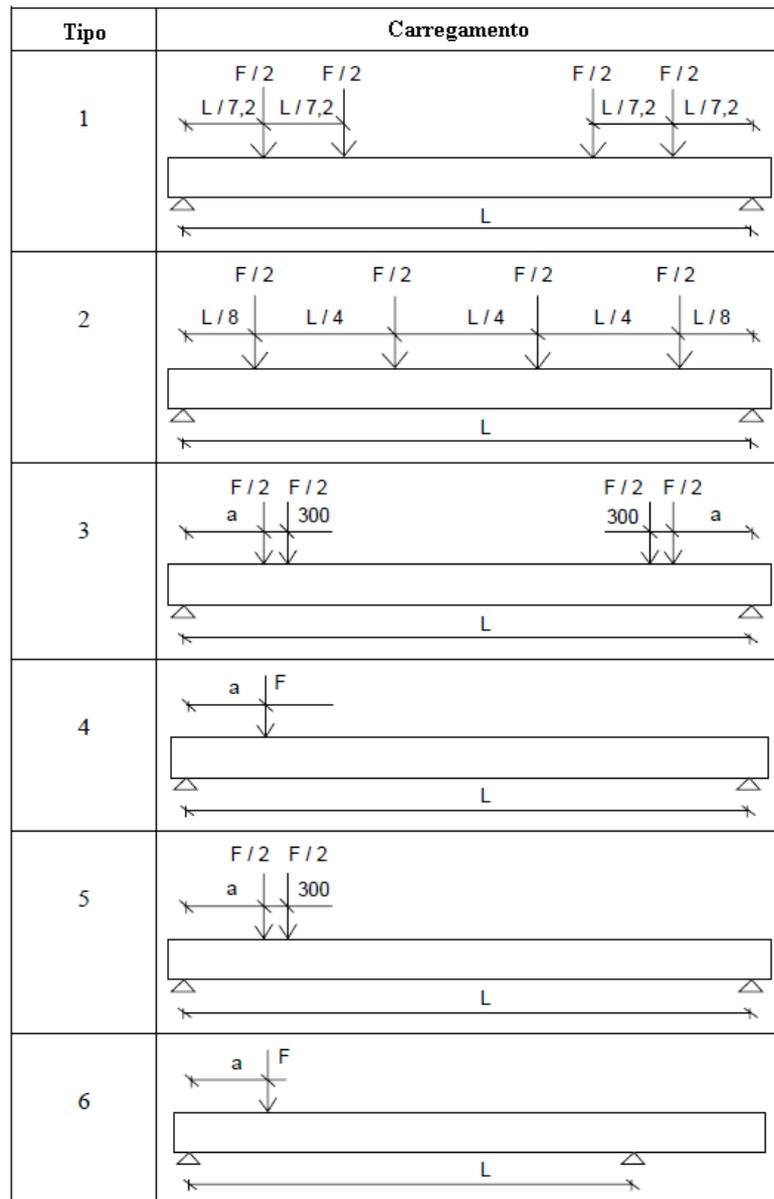
Figura 3-1 - Algumas seções ensaiadas por Pajari (2005)



Fonte: Pajari (2005)

As condições de contorno e o carregamento também foram variados. Os esquemas de carregamento podem ser vistos na Figura 3-2.

Figura 3-2 - Esquema dos carregamentos dos ensaios de Pajari (2005)



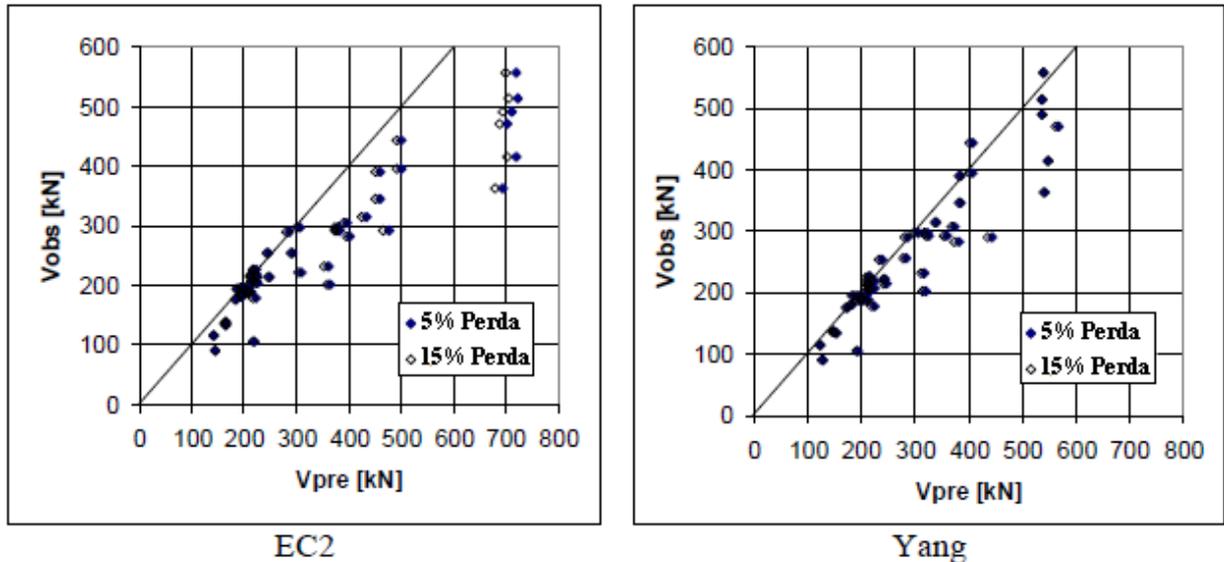
Fonte: Pajari (2005)

Pajari (2005) comparou as resistências do ensaio com as equações do Eurocode 2 (CEN, 2004) e Yang (1994). Esses resultados podem ser vistos na Figura 3-3. Onde percebe-se que a equação de Yang (1994) possui melhor precisão que a equação do Eurocode 2 (CEN, 2004).

Em suas conclusões Pajari (2005) afirma que o método do Eurocode 2 (CEN, 2004) superestima a resistência à força cortante das lajes alveolares protendidas, e que para lajes de 200 mm a estimativa foi contra segurança. Contudo, o Eurocode 2 (CEN, 2004) foi conservador para lajes de 265 mm e 320 mm.

Isso ocorre porque aquela equação não considera o comprimento de transferência da força de protensão. Já o método de Yang (1994), que considera o comprimento de transferência, tem melhor precisão para lajes de 265 mm e 320 mm.

Figura 3-3 - Comparação dos ensaios de Pajari (2005) com as equações do Eurocode 2 e Yang (1994)



Fonte: Pajari (2005)

Embora a equação de Yang (1994) tenha sido boa para lajes em geral, de forma específica foi pior para as lajes de 200 mm e 320 mm. Contudo, Pajari (2005) afirma que é cedo para dizer que a equação não funciona para essas alturas, e que devem ser realizados novos ensaios para comparar os resultados de resistência à força cortante com o método de Yang (1994).

3.2 Trabalho de Antunes (2011)

Antunes (2011) estudou lajes alveolares de 160 mm de altura. Estas lajes possuíam 10 cordoalhas inferiores e 4 superiores. Também, foram realizados ensaios de corpos de prova do concreto retirados diretamente da pista de protensão, como a resistência à compressão, resistência à tração e módulo de elasticidade.

Nesse trabalho foram realizados ensaios experimentais dessas lajes para determinar curvas força por deslocamento, e, também, para verificar qual seria a força última cortante do modelo.

Outra importante contribuição foi o padrão de fissura das lajes, que mostram comportamento cisalhante com forte influência da flexão. Estas fissuras podem ser vistas nas Figura 3-4 e Figura 3-5.

Figura 3-4 – A) fissuração do de um lado da laje; B) fissuração de outro lado da laje; C) fissuração na região da cordoalha

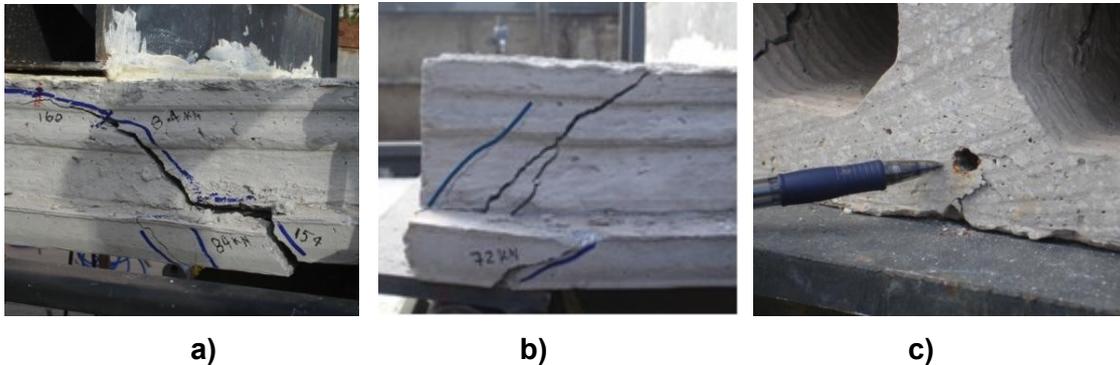


Figura 3-5 - Fissuração da laje alveolar 1A. a) Lateral esquerda, b) Lateral direita, c) Escorregamento da cordoalha.



Fonte: Antunes (2011)

Antunes (2011), ainda, comparou esses resultados experimentais com as equações de normas, e chegou à conclusão que as equações empíricas, de flexo-cisalhamento, apresentam boa estimativa para as forças encontradas nos ensaios de cisalhamento de lajes alveolares protendidas. Na Tabela 3-1 mostra alguns resultados dos ensaios de cisalhamento.

Tabela 3-1 - Resultados das lajes sem preenchimento

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	b_w (mm)	$\tau_c = V_{u,exp}/(b_w d)$ (MPa)	Tipo de ruptura
M1-A	154,59	367,22	3,32	Força cortante
M1-B	159,26	403,95	3,10	Força cortante e Torção

Fonte: Antunes (2011)

3.3 Trabalho de Catoia (2011)

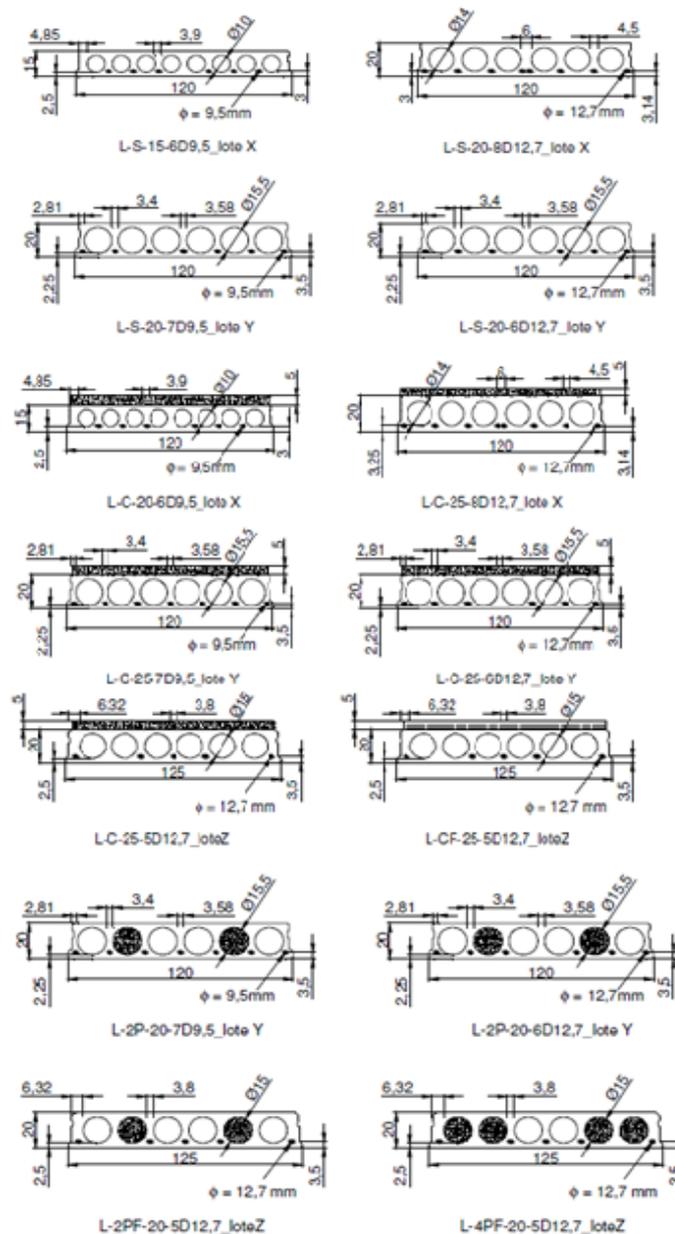
Este trabalho foi desenvolvido para entender melhor o comportamento de lajes alveolares protendidas de uso corrente no país.

Outro objetivo era analisar o comportamento de lajes alveolares de pequenas espessuras e alta protensão em relação ao cisalhamento. Indicou que a fissura da seção longitudinal ocorre antes da ruptura por cisalhamento.

Em sua análise promoveu, também, um estudo sobre o preenchimento dos alvéolos e presença da capa estrutural. Catoia (2011) comparou seus resultados experimentais com equações normativas.

Para realização desta pesquisa Catoia (2011) teve apoio de quatro empresas que forneceram, ao todo, 96 unidades de lajes, sendo 31 para determinação da resistência à flexão e outras 65 para determinação da capacidade cisalhante.

Figura 3-6 - Seções transversais ensaiadas por Catoia em cm (2011)



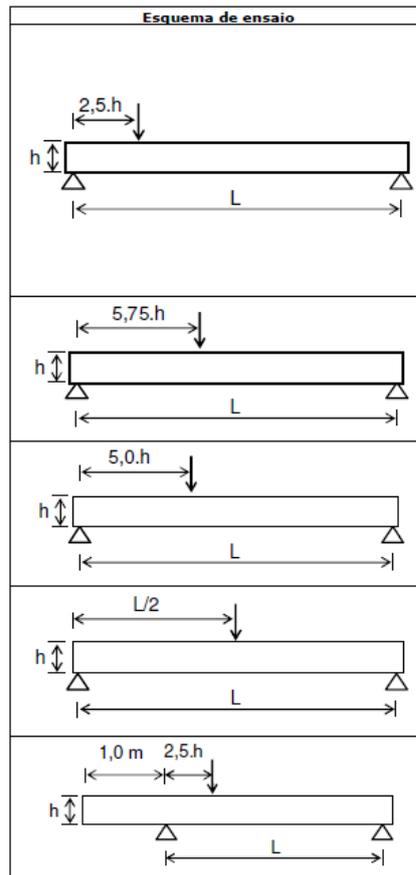
Fonte: Catoia (2011)

Na Figura 3-6 são mostradas algumas das seções longitudinais ensaiadas por Catoia (2011), além daquelas com capa e com preenchimento. Percebe-se que alguns alvéolos foram preenchidos para verificar se existe aumento da resistência.

Alguns dos esquemas de ensaios podem ser vistos na Figura 3-7. A mudança de posição foi pensada para verificar se o comprimento de transferência poderia influenciar na resistência à força cortante.

Em seus resultados Catoia (2011) afirma que a resistência à força cortante pode ser afetada pelas fissuras de flexão, sendo que o mecanismo de ruptura passa a ser governado pela tensão de tração normal. Neste caso, as equações da EN 1168 (BS, 2008) e da NBR 14861 (ABNT, 2011) foram as que melhor estimaram a força cortante encontradas pelo ensaio.

Figura 3-7 - Esquemas de ensaios de algumas lajes ensaiada por Catoia (2011)



Fonte: Catoia (2011)

A análise de flexão mostrou que é possível determinar a resistência do concreto à tração. Assim, permite identificar o momento de fissuração e encontrar a força de protensão efetiva da laje alveolar protendida.

Este esquema de ensaio, também, pode receber influência da torção, já que as lajes não possuem perfeita simetria devido às imperfeições da moldagem e do processo construtivo

em geral. Com auxílio de tabela e gráficos analisou diversas lajes e comparou com as equações de normas.

Concluiu que os mecanismos de resistência à força cortante podem ser afetados por fissura de flexão (Catoia, 2011). Também, ao isolar efeitos da região do comprimento de transferência é possível reduzir o efeito da flexão, e, conseqüentemente aumentar a resistência à força cortante.

3.4 Trabalho de Silva (2015)

A pesquisa de Silva (2015) apresenta diversos ensaios para determinar a resistência à força cortante de lajes alveolares em lajes de altura de 160 mm. Para isso, retirou corpos de prova do concreto no ato da concretagem na pista de protensão, para estimar a resistência à compressão, resistência à tração, energia de fratura e módulo de elasticidade do concreto.

Posteriormente, realizou ensaio de flexão com quatro pontos de aplicação na laje. Este ensaio foi realizado em um pórtico metálico e sob uma laje de reação. Com este ensaio a quatro pontos, foi possível determinar a perda de protensão, que foi da ordem de 12%.

As propriedades geométricas eram diferentes das propriedades apresentadas no projeto. A título de exemplo, a área real da seção transversal ficou 16 % maior que a área medida no projeto da laje alveolar protendida.

Tabela 3-2 - Resultado das lajes

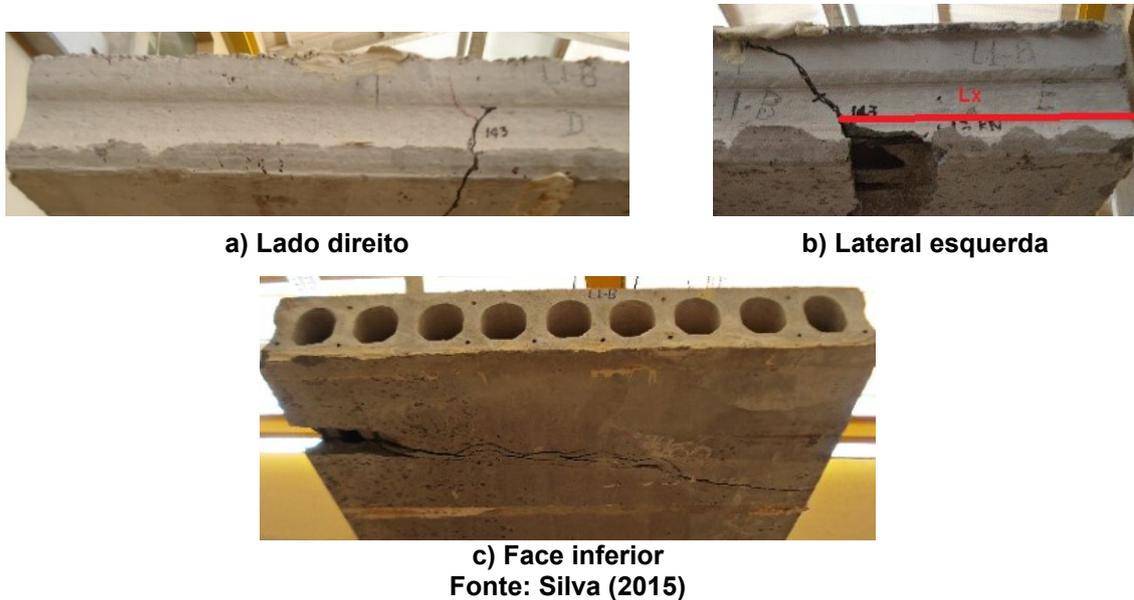
Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	b_w (mm)	l_x ou x_{cp} (mm)	$\tau_c = V_{u,exp}/(b_w d)$ (MPa)	Tipo de ruptura	Ângulo da fissura na nervura externa (θ) Direita / Esquerda	
M2-A	163,97	390,07	307,4	3,07	Força cortante	45°	45°
M2-A*	148,71	398,44	277,5	2,76	Força cortante e Flexão	50°	56°
M2-B	134,73	395,66	294,0	2,47	Força cortante e Flexão	90°	47°
M2-B*	133,90	394,38	297,0	2,50	Força cortante e Flexão	57°	48°
M3-A*	168,61	414,51	332,0	2,98	Força cortante e Flexão	58°	41°
M3-B*	160,15	401,33	314,0	2,92	Força cortante e Flexão	57°	90°

Fonte: Silva (2015)

Nestes ensaios de cisalhamento, com força externa aplicada a 2,5H do apoio, foram medidos os ângulos das fissuras que surgem diagonalmente na seção longitudinal da peça. Também, mediu-se a distância do ponto crítico, ou seja, a distância do apoio até o ponto crítico

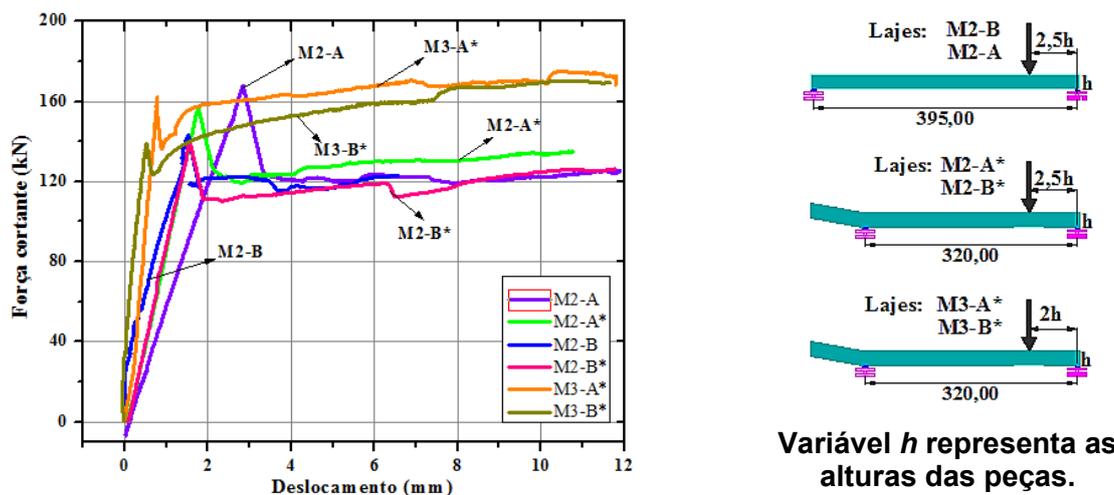
da fissura. Esses resultados mostraram que a laje rompe com grande influência da flexão. O resumo dos resultados pode ser visto na Tabela 3-2.

Figura 3-8 - Fissuração após a ruína do modelo M2-B



Então, usando as propriedades do material encontradas no ensaio, as propriedades da seção transversal real, conjuntamente com a perda de protensão foi possível calcular a resistência à força cortante pelas equações de normas.

Figura 3-9 - Força cortante versus deslocamento das lajes



Fonte: Silva (2015)

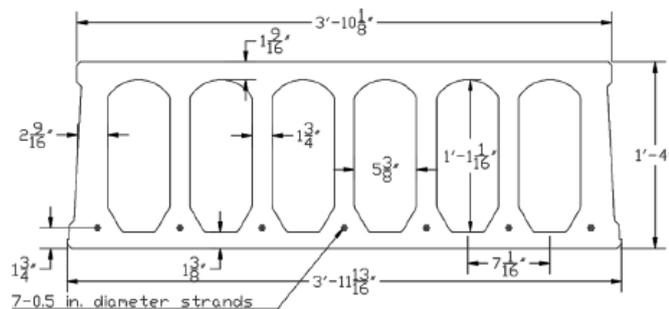
Os resultados de algumas lajes ensaiadas por Silva (2015) estão disponíveis na Tabela 3-2. Também, o tipo de ruptura visualizada, o ângulo da fissura na nervura externa e o comprimento do ponto crítico l_x .

Na Figura 3-8, pode ser visto a forma da fissura de cada lado da laje e que nenhuma delas iniciou-se no apoio. O ângulo de fissuração está sempre entre 45° e 90° , isso indica que a flexão possui grande influência nessas lajes. Outro fator importante é que as lajes do tipo A, com vão de 3,95 m, e as lajes do tipo B, com vão de 3,20 m, obtiveram resultados próximos. As curvas força pode deslocamento podem ser visto na Figura 3-9.

3.5 Trabalho de Tawadrous e Morcou (2018)

Tawadrous e Morcou (2018) afirmam que as lajes mais usadas possuem altura entre 150 mm e 300 mm. Neste trabalho foi realizada uma pesquisa para verificar o comportamento de uma laje de 400 mm. Seu objetivo era observar se este tipo de laje atendia as recomendações do ACI 318-14 (ACI, 2019), que exige que a resistência ao cortante seja 50% maior que a força última.

Figura 3-10 - Seção transversal usada por Tawadrous e Morcou (2018)

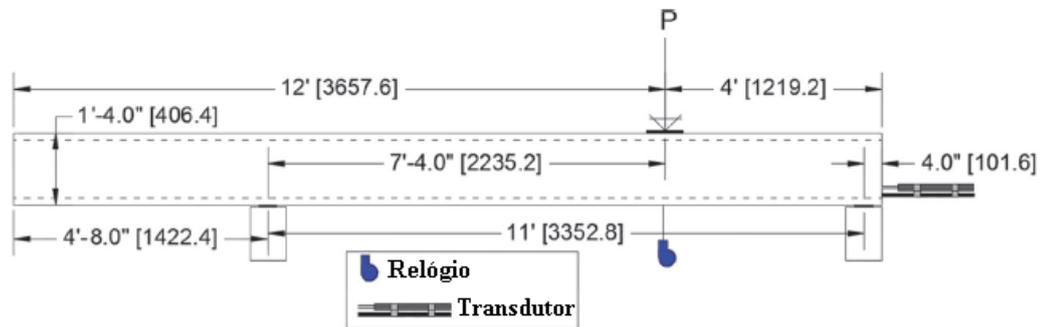


Fonte: Tawadrous e Morcou (2018) (Nota 1 in. = 25,6 mm e 1' = 12 in)

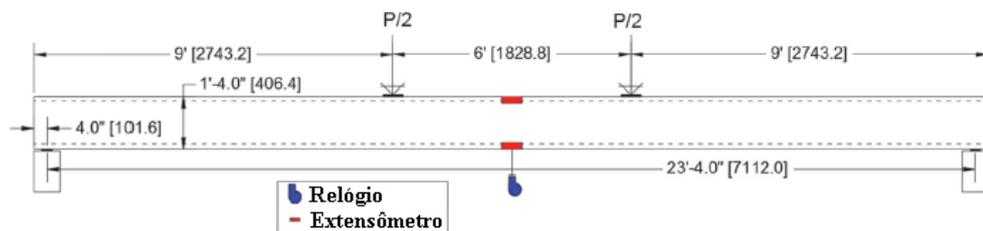
No trabalho de Tawadrous e Morcou (2018), são apresentados resultados de flexão e cisalhamento. Para isso 10 diferentes códigos de previsão foram adotados, além do método de Yang (1994). Para realizar estes testes, 12 modelos foram selecionados, e possuíam a seção transversal mostrada na Figura 3-10.

O concreto usado foi de 69 MPa e a protensão foi de 70% de 1860 MPa com cordoalhas de 12,7 mm de diâmetro. O esquema de ensaio ao cisalhamento foi definido como mostrado na Figura 3-11a. Já na Figura 3-11b é mostrado um esquema de ensaio à flexão.

Figura 3-11 - a) Esquema de ensaio ao cisalhamento (feito pelos dois lados); b) Esquema de ensaio à flexão



a) Esquema de ensaio de cisalhamento.



b) Esquema de ensaio de flexão pura.

Fonte: Tawadrous e Morcou (2018)

Para estes esquemas foram considerados apoios com peças de madeira, além de uma peça de madeira na região do ponto de aplicação de carga. O atuador foi posicionado em pórticos presos a uma laje de reação. Todos estes elementos podem ser vistos na Figura 3-12.

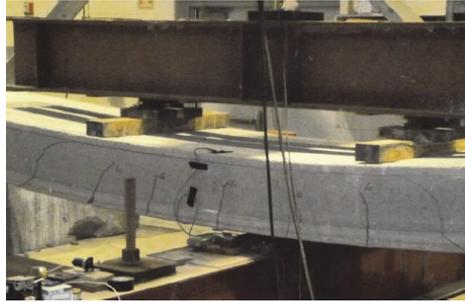
Figura 3-12 - Foto da laje montada por Tawadrous e Morcou (2018)



Fonte: Tawadrous e Morcou (2018)

Tawadrous e Morcou (2018) produziram gráficos de força por deslocamento para os dois ensaios, flexão e cisalhamento, e chegou à conclusão que esta atendeu aos requisitos mínimos da norma. A média das forças cortante foi de 255 kN.

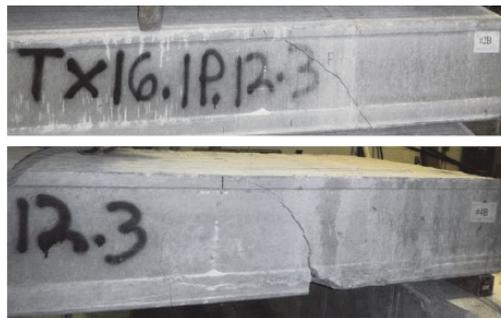
Figura 3-13 - Fissuras de flexão nos ensaios de Tawadrous e Morcouis (2018)



Fonte: Tawadrous e Morcouis (2018)

Nas Figura 3-13 é mostrado o padrão de fissuras de flexão para o ensaio de flexão pura. Na Figura 3-14 mostra o padrão de fissuras, onde é possível perceber que algumas peças romperam com forte influência da flexão (Figura 3-14a), e por cisalhamento em outras (Figura 3-14b).

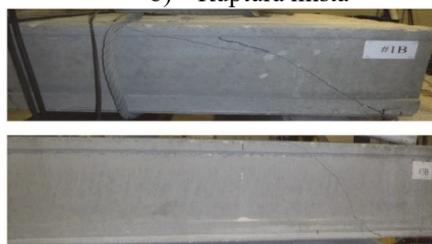
Figura 3-14 - Fissuras de cisalhamento nos ensaios de Tawadrous e Morcouis (2018)



a) Ruptura por flexão



b) Ruptura mista



c) Ruptura por cisalhamento

Fonte: Tawadrous e Morcouis (2018)

Tawadrous e Morcouis (2018) concluíram que os códigos normativos, em geral, não possuíam grande precisão, pois ou eram conservadores demais ou contra a segurança. Porém, afirmou que o método de Yang (1994) era bastante preciso, embora muito trabalhoso.

3.6 Trabalho de Dang et al. (2014)

Lajes alveolares protendidas não possuem elementos que prendam a cordoalha de protensão ao concreto. Portanto, a regularização ocorre devido aos mecanismos físicos e químicos entre o aço e o concreto. Conjuntamente com o efeito de protensão está a transferência de protensão, que necessita de certo comprimento para que a protensão seja totalmente transferida para o concreto.

Segundo Dang et al. (2014) a qualidade da interface afeta diretamente a performance da regularização da região, e que o escorregamento depende de uma série de fatores como propriedades do concreto e condições de contorno. Para comprovar suas afirmações realizou ensaios de arrancamento da cordoalha.

Além de análises experimentais foi utilizado um modelo analítico resolvido numericamente, que pode descrever a curva tensão por escorregamento relativo entre o concreto e a cordoalha de protensão.

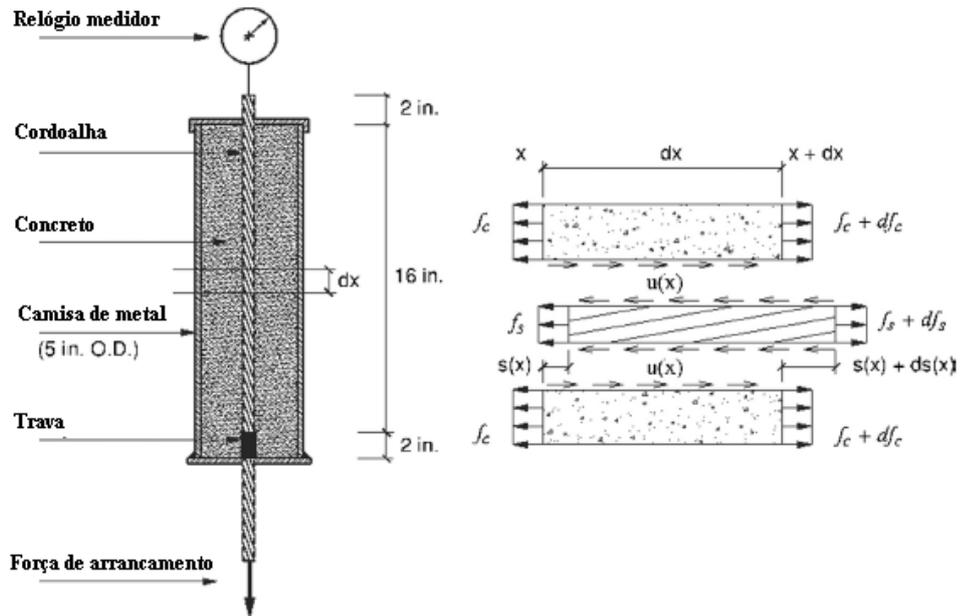
Para realizar os ensaios foi utilizado o esquema mostrado na Figura 3-15, onde um aparato foi utilizado para fixar a peça de concreto. A solicitação ocorre na cordoalha de modo a produzir o escorregamento relativo entre o concreto e o aço. Um esquema do ensaio é mostrado na Figura 3-16. Nesta figura, é apresentado um elemento infinitesimal no qual pode-se realizar o equilíbrio de forças, e, por fim, determinar equações analíticas para construir uma curva de tensão por escorregamento.

Figura 3-15 - Esquema de teste de Dang et al (2014)



Fonte: Dang et al (2014)

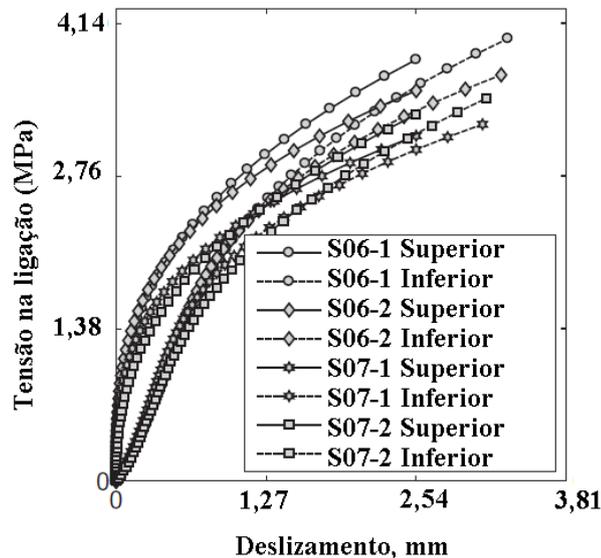
Figura 3-16 - Forças agindo em um elemento infinitesimal dx



Fonte: Dang et al (2014)

Para esta análise variou-se a resistência à compressão do concreto em 25 MPa, 28 MPa, 32 MPa e 34 MPa. Assim, foi possível observar que a resistência do concreto influencia no comportamento da interface.

Figura 3-17 - Relação da tensão da ligação por escorregamento na região superior e inferior dos modelos S06-1, S06-2, S07-1, S07-2 de Dang et al. (2014)



Fonte: Dang et al (2014)

A partir dos diversos corpos de prova, Dang et al. (2014) apresentaram um gráfico com as diversas curvas para mostrar o comportamento dos espécimes, Figura 3-17. Estas curvas representam o escorregamento e a tensão da ligação ao redor da cordoalha. Percebe-se que as curvas são, aproximadamente, lineares entre 0,6 e 1,0 mm com tensão de ligação de 2,0

e 2,6 MPa, aproximadamente. Assim, com base neste gráfico é possível construir uma lei constitutiva da interface entre o aço e o concreto de forma que seja possível realizar uma modelagem numérica.

3.7 Trabalho de Ramirez-Garcia et al. (2018)

Em lajes alveolares protendidas é fundamental estudar o comportamento do comprimento de transferência. Para isso, Ramirez-Garcia et al. (2018) realizaram estudos com o objetivo de medir o comprimento de transferência de cordoalhas de protensão.

Foram realizadas 24 vigas de concreto protendido. O material usado foi um concreto com resistência à compressão variando de 27 MPa até 65 MPa. As vigas podem ser vistas na Figura 3-18.

O comprimento de transferência foi medido a partir da superfície de concreto, para isso foram colados pinos de forma a medir a deformação ao longo da superfície de concreto, Figura 3-19. A ideia central é medir as deformações de cada pino e retirar a média de três pinos próximos, e, assim, determinar a evolução da deformação.

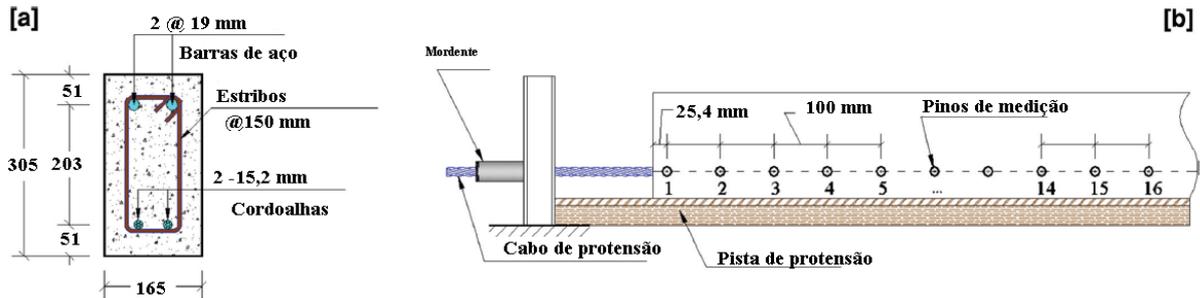
Figura 3-18 - Vigas sendo curadas para os ensaios de Ramirez-Garcia et al. (2018)



Fonte: Ramirez- Garcia et al. (2018)

Com esse método é possível determinar a partir de que ponto as deformações se tornam constantes. O que significa que a partir deste ponto a cordoalha de protensão transferiu toda a protensão para o concreto.

Figura 3-19 - a) seção transversal da viga; b) pinos de medição da deformação



Fonte: Ramirez- Garcia et al. (2018)

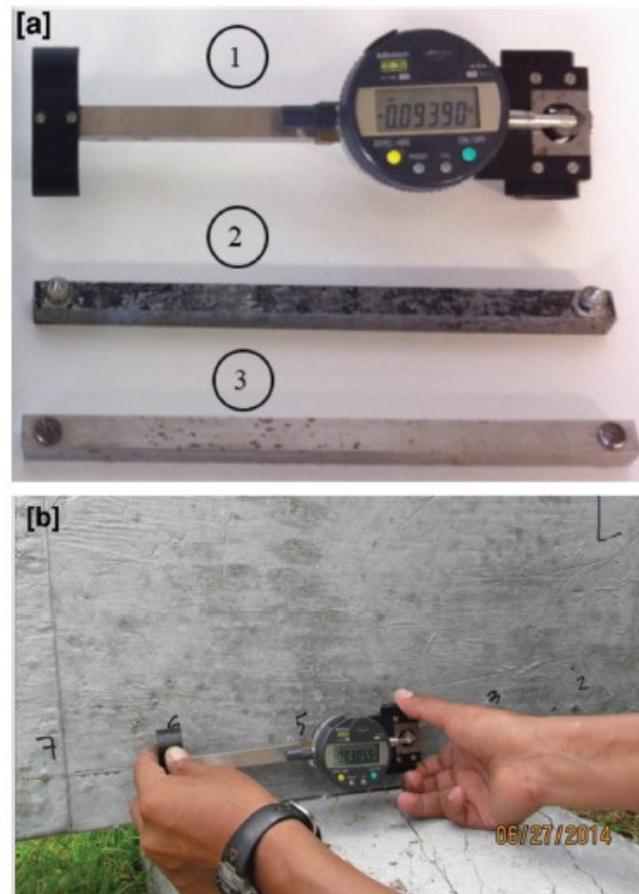
O espaçamento entre os pinos foi de 100 mm e foi marcado e medido por uma gabarito que possuía esta mesma medida, e pode ser vista na vista na Figura 3-20a item 2. As medidas foram realizadas com um relógio comparador, e pode ser visto na Figura 3-20a item 1. Uma barra de invar também foi usada para determinar a variação de temperatura. A ideia de medir esta variação era descontar as deformações devido ao efeito térmico, Figura 3-20a item 3.

Na Figura 3-20b pode ser visto como foram realizadas as medidas depois do ato da protensão. Ocorre que depois da protensão, a tendência dos pinos é contrair suas distâncias relativas. Assim, como a medida inicial era de 100 mm é possível encontrar a deformação com a diferença registrada pelo relógio. Dessa forma, Ramirez-Garcia et al. (2018) conseguiram medir as deformações ao longo de toda a superfície e encontrar o comprimento de transferência da protensão.

Esta metodologia foi aplicada em um trabalho de iniciação científica realizado na Universidade Federal de Goiás. Neste trabalho, uma laje alveolar foi selecionada e foram colados pinos nas faces laterais assim como mostrado na Figura 3-19. A altura da laje era de 160 mm, semelhante à laje de Silva (2015). O comprimento de transferência foi então medido com 74 ϕ . Maiores detalhes sobre este trabalho podem ser vistos na referência Oliveira e Araújo (2018).

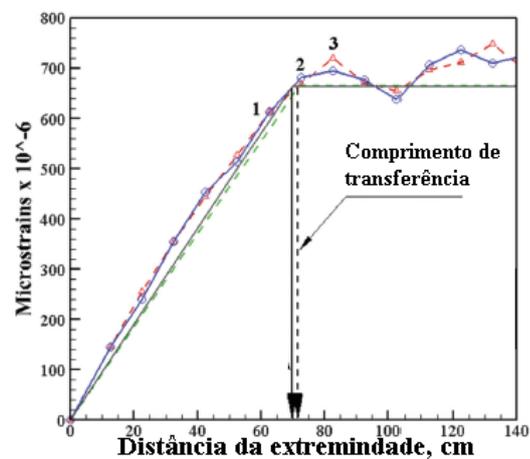
Para o trabalho de Ramirez-Garcia et al. (2018) na Figura 3-21 é mostrado a técnica gráfica para determinar o comprimento de transferência das vigas. A seta mostra que está em torno de 70 cm da extremidade, o que sugere que a partir desse ponto as tensões estabilizaram.

Figura 3-20 - a) 1 - relógio de medida de deformação digital, 2 - barra guia para colação dos pinos em 100 mm, 3 - barra de invar para medir variações de temperatura. b) medida da deformação na superfície do concreto.



Fonte: Ramirez- Garcia et al. (2018)

Figura 3-21 - Comprimento de transferência com suavização



Fonte: Ramirez- Garcia et al. (2018) - adaptada

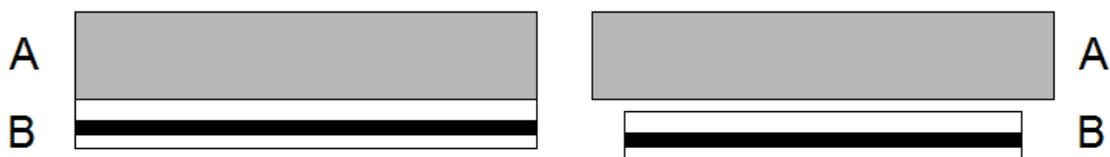
4 REVISÃO DA BIBLIOGRAFIA SOBRE MODELAGEM NUMÉRICA EM LAPs

Nesta seção é apresentada a revisão bibliográfica de trabalhos de modelagens numéricas de lajes alveolares protendidas quando solicitadas por força cortante.

4.1 Trabalho de Yang (1994)

Yang (1994) apresentou um procedimento analítico para determinar a capacidade resistente à força cisalhante em lajes alveolares protendidas. Isso, porque, as equações de normas não levavam em consideração a excentricidade da força da protensão em relação ao centro de gravidade da seção transversal, nem o comprimento de transferência. Pajari (2005) ilustra essa situação usando uma simplificação do que acontece quando não há tensões cisalhantes numa peça com protensão, e imaginado que as regiões são separadas, conforme Figura 4-1. O equacionamento analítico foi exposto no capítulo de fundamentação teórica, e pode ser visto na equação (2-39).

Figura 4-1 - Modelo idealizado do deslizamento A e B



Fonte: Pajari (2005)

Yang (1994) propôs que para encontrar o ponto crítico (ver seção de formulação geral da falha) é necessário encontrar o ângulo da fissura como 35° , determinada a partir de modelos em elementos finitos. A altura da laje (h_{cp}) é um parâmetro conhecido, e com ele é possível determinar a distância da seção crítica coordenada l_x , equação (4-1).

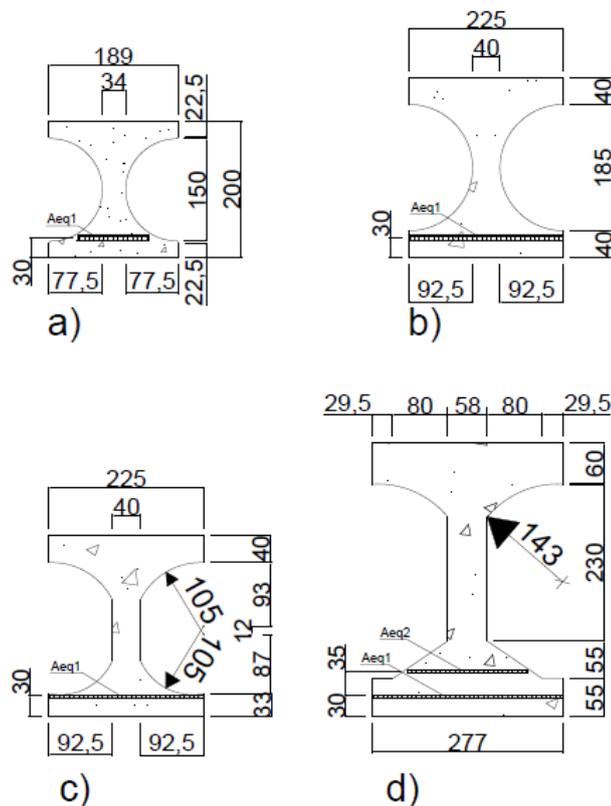
$$tg(\beta) = \frac{h_{cp}}{l_x} \approx l_x = \frac{h_{cp}}{tg(35^\circ)} \approx x_{cp} = \frac{h_{cp}}{0,7} \quad (4-1)$$

Yang (1994) afirma que para lajes com geometrias de alvéolos circulares, o ponto crítico é localizado próximo ao centro de gravidade da seção transversal das lajes alveolares

protendidas (LAP). Para LAPs com geometrias de alvéolos não circulares, o ponto crítico está localizado abaixo da linha de centro de gravidade.

Os resultados desse procedimento analítico foram comparados com modelagens numéricas em Elementos Finitos, usando o software ABAQUS versão de 1989. Para isso Yang (1994) modelou quatro tipos de lajes com diferentes conjuntos de protensão. Os quatro tipos de seção transversal são mostrados na Figura 4-2.

Figura 4-2 - Seções modeladas por Yang

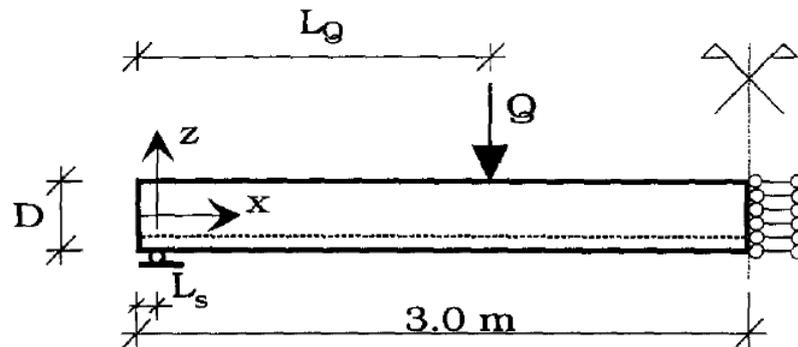


Fonte: Yang (1994) - Adaptada

O esquema de modelagem está descrito na Figura 4-3, onde é possível perceber que apenas uma parte da laje, com comprimento de 6,0 m, foi modelada a de flexão em quatro pontos. A malha utilizada pode ser vista na Figura 4-4.

Para essas modelagens foram usados dois tipos de malha, uma em 2D e outra em 3D, Figura 4-5. O material usado possuía as seguintes propriedades: módulo de elasticidade de 34,0 GPa, coeficiente de Poisson de 0,2, resistência à tração do concreto de 2,25 MPa, tensão de protensão inicial de 1100 MPa, comprimento de transferência de 55ϕ , e área de 93,0 mm² para cordoalha de 12,5 mm e 52,0 mm² para cordoalha de 9,3 mm.

Figura 4-3 - Esquema de modelagem de Yang (1994)



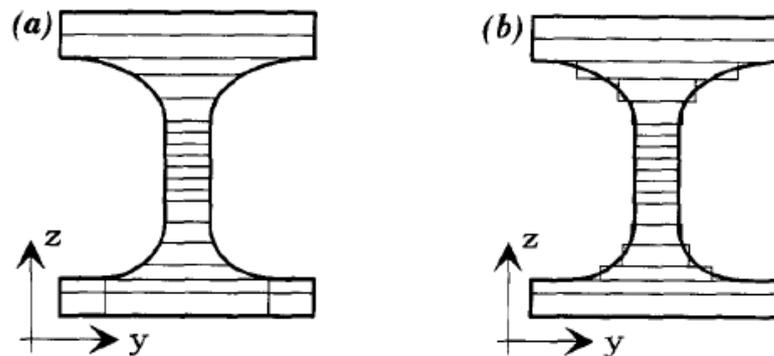
Fonte: Yang (1994)

Figura 4-4 - Malha usada por Yang (1994)



Fonte: Yang (1994)

Figura 4-5 - a) malha 3D; b) malha 2D



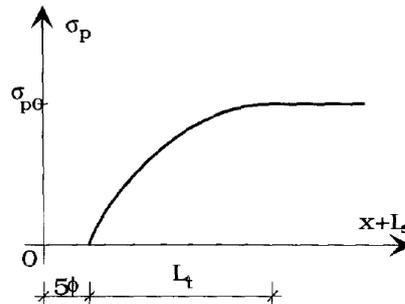
Fonte: Yang (1994)

Para representar o comprimento de transferência, Yang (1994) introduziu forças diretamente nos nós da cordoalha, que estavam diretamente ligados aos nós do concreto. Assim, a intensidade da força em cada nó era introduzida seguindo a equação (4-2), com curva que pode ser vista na Figura 4-6. Essa curva seria uma combinação das curvas dadas pelos códigos BBK 79 (BBK, 1979) e pelo código da FIP *recommendations* (FIP, 1988),

$$\sigma_p = \begin{cases} 0 & \text{para } 0 \leq x + L_s \leq 5\phi \\ \left[1 - \left(\frac{L_t + 5\phi - x - L_s}{L_t} \right)^2 \right] \sigma_{p0} & \text{para } 5\phi \leq x + L_s \leq 5\phi + L_t \\ \sigma_{p0} & \text{para } x + L_s \geq 5\phi + L_t \end{cases} \quad (4-2)$$

onde σ_p é a tensão transferida pela cordoalha na região analisada; σ_{p0} é a tensão efetiva de protensão; ϕ é a seção da cordoalha de protensão; L_s é a distância entre o final da LAP e o centro do apoio; $l_{pbt} = 55\phi$ para incrementos de carga lenta.

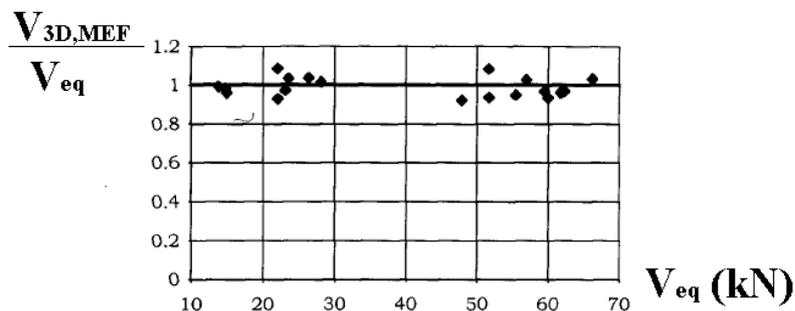
Figura 4-6 - Comportamento parabólico ao longo da cordoalha de protensão



Fonte: Yang (1994)

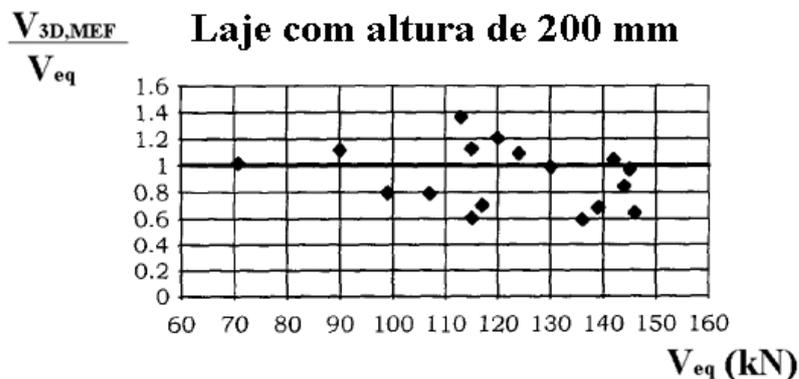
Na Figura 4-7 é possível observar que os resultados da modelagem 3D ficaram próximos aos resultados dados pela equação analítica.

Figura 4-7 - Comparação dos resultados entre MEF e a equação analítica



Fonte: Yang (1994) - Adaptada

Figura 4-8 - Comparação entre equação analítica e resultado do ensaio da laje com altura de 200 mm



Fonte: Yang (1994) - Adaptada

Posteriormente, Yang (1994) utilizou ensaios de outros autores e comparou com sua equação analítica chegando a resultados satisfatórios que podem ser vistas na Figura 4-8, Figura 4-9 e Figura 4-10. Os dados de cada laje podem ser encontrados no trabalho de Yang (1994).

Figura 4-9 - Comparação entre equação analítica e resultado do ensaio da laje com altura de 265 mm



Fonte: Yang (1994) - Adaptada

Figura 4-10 - Comparação entre equação analítica e altura de 400 mm



Fonte: Yang (1994) - Adaptada

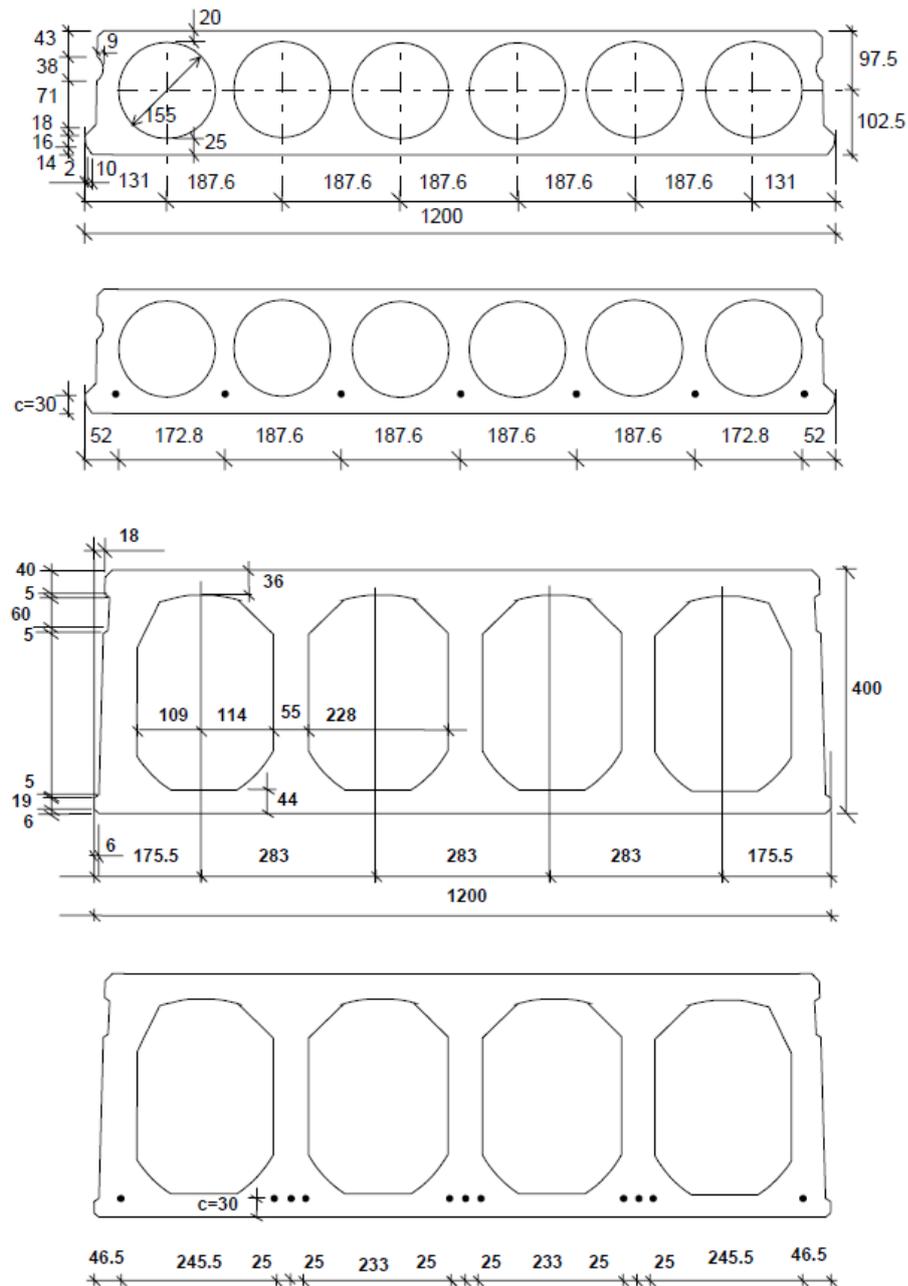
4.2 Trabalho de Broo, Lundgren (2002)

Broo e Lundgren (2002) realizaram uma análise por elementos finitos em lajes alveolares protendidas sujeitas ao cisalhamento e à torção. Afirmaram que os métodos de cálculo da época para cisalhamento e torção em lajes alveolares protendidas adicionam tensões sem considerar vários fatores como deformações e compatibilidades, o amolecimento do concreto e fissuração, as restrições e condições de contorno, e, portanto, provavelmente são equações conservadoras.

Seu trabalho teve como objetivo contribuir com o conhecimento e o entendimento da interação entre a força cortante e a momento de torção em lajes alveolares de piso. Para isso, Broo e Lundgren (2002) usaram elementos finitos e diferentes combinações de cisalhamento e torção. As seções transversais usadas são mostradas na Figura 4-11.

Para diminuir o tempo de processamento, a malha foi simplificada, usando 16 cortes para a seção transversal das lajes de 200 mm de altura e 17 cortes para as lajes de 400 mm de altura. O módulo do aço utilizado foi de 198 GPa, com patamar de escoamento 1680 MPa e tensão última de 1910 MPa.

Figura 4-11 - Lajes usadas nas modelagens de Broo e Lundgren (2002)



Fonte: Broo e Lundgren (2002)

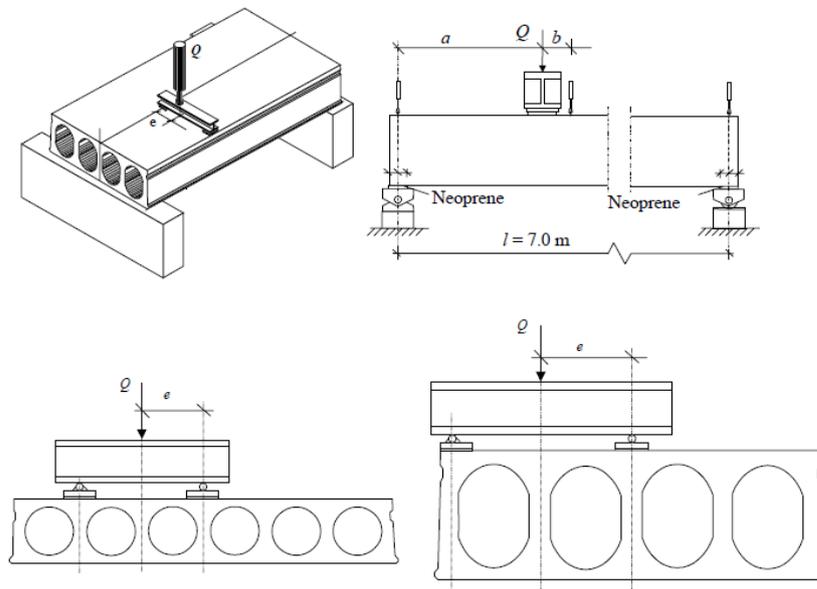
A justificativa para usar a modelagem é que com modelos não lineares de mecânica da fratura, no modelo de fissuração do concreto, é possível verificar o comportamento da fissuração da laje alveolar protendida.

Essas modelagens foram baseadas em lajes ensaiadas em laboratório. Estes ensaios foram conduzidos por Pajari (2003a) e Pajari (2003b), com resultados apresentados por estas autoras em 2002. As seções transversais usadas podem ser vistas na Figura 4-11.

Para verificar os efeitos da torção com o cisalhamento, lajes foram carregadas com forças concentradas. Os esquemas de carregamento podem ser vistos na Figura 4-12, a qual percebe-se que foram colocados neoprene nos apoios. O apoio próximo à carga era de primeiro gênero e o mais afastado era do segundo gênero.

Seguindo este modelo, Broo e Lundgren (2002) modelaram via elementos finitos lajes com carga excêntrica e a malha de elementos finitos junto com a força aplicada, Figura 4-13.

Figura 4-12 - Esquema do teste de torção com cisalhamento

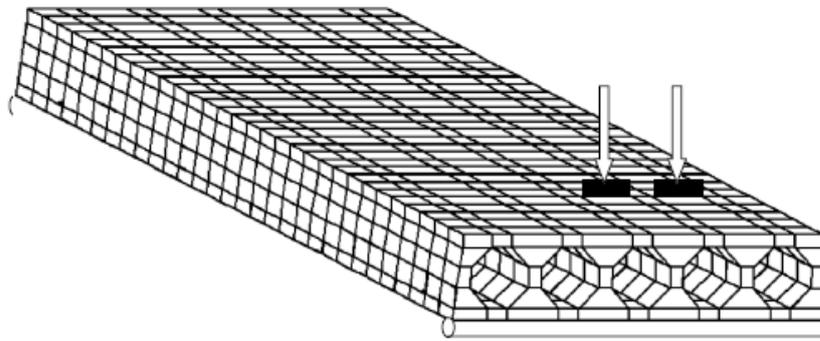


Fonte: Broo e Lundgren (2002)

O resultado da curva tensão por deslocamento do modelo numérico mostrado na Figura 4-13 foi comparado com o resultado do ensaio, Figura 4-14. Percebe-se duas situações nesta curva: a primeira é que as cargas máximas da modelagem e do resultado numérico não estão próximas; e a segunda é que as inclinações das curvas também estão diferentes.

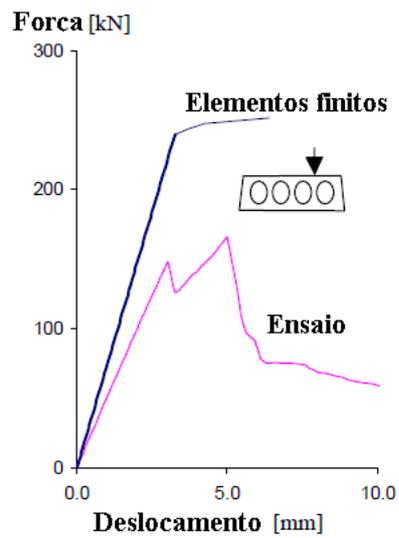
Outras análises foram feitas com cargas diferentes, mas os resultados sempre foram similares ao da Figura 4-14, com cargas e inclinações um pouco diferentes. As autoras então modelaram as lajes com uma nova tipologia de malha. O objetivo era reduzir o tempo de processamento chegando à configuração mostrada na Figura 4-15. Nesta nova configuração parte da laje foi modelada com elementos sólidos e outra parte com elementos de treliça.

Figura 4-13 - Malha de elementos finitos criada por Broo e Lundgren (2002)



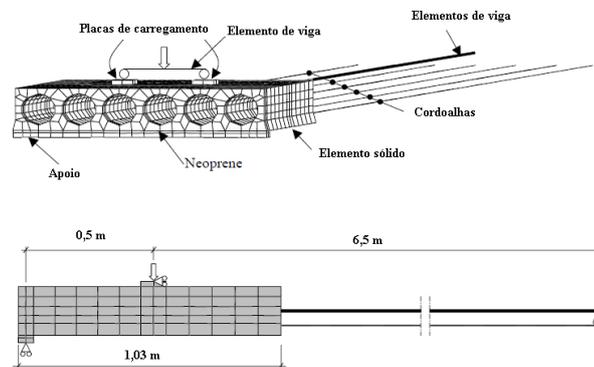
Fonte: Broo e Lundgren (2002)

Figura 4-14 - Comparação da curva força por deslocamento entre a modelagem de Broo e Lundgren (2002) e o ensaio



Fonte: Broo e Lundgren (2002)

Figura 4-15 - Malha final usada nas análises de Broo e Lundgren (2002)



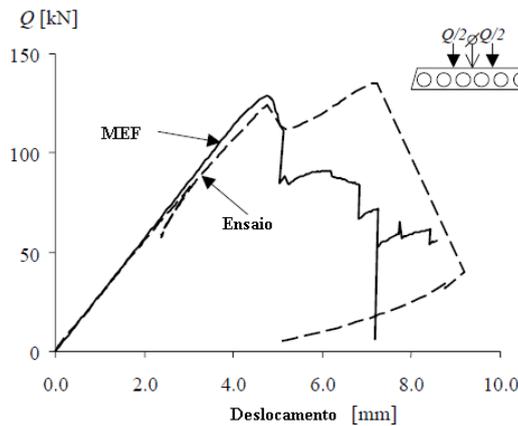
Fonte: Broo e Lundgren (2002)

Com o uso dessa configuração de malha, Broo e Lundgren (2002) apresentaram curva força cortante por deslocamento semelhante ao ensaio experimental, Figura 4-16 .

Alguns resultados podem ser vistos na Figura 4-17a e Figura 4-17b, onde percebe-se que a carga máxima não foi coerente.

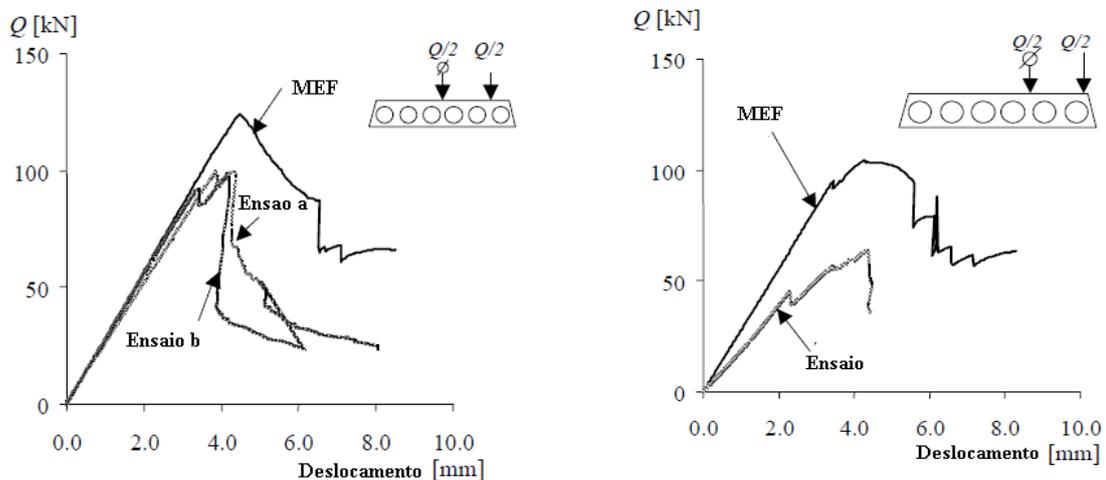
Outras modelagens foram realizadas e os resultados foram parecidos com os descritos acima. Broo e Lundgren (2002) concluíram que elementos de viga não são capazes de descrever a falha devido à tensão de cisalhamento, e que devem ser usados elementos sólidos. Em algumas das situações de cargas analisadas, apareceram fissuras devido à flexão. Assim, as autoras afirmaram que nesses modelos não foi possível descrever a falha devido à força cortante.

Figura 4-16 - Comparação dos resultados entre ensaio e análise em MEF da curva força deslocamento



Fonte: Broo e Lundgren (2002)

Figura 4-17 - Resultado de outras modelagens em comparação com o ensaio



a) Ensaios a e b

b) Ensaio com mudança de aplicação de carga

Fonte: Broo e Lundgren (2002)

4.3 Trabalho de Broo, Lundgren e Engström (2005)

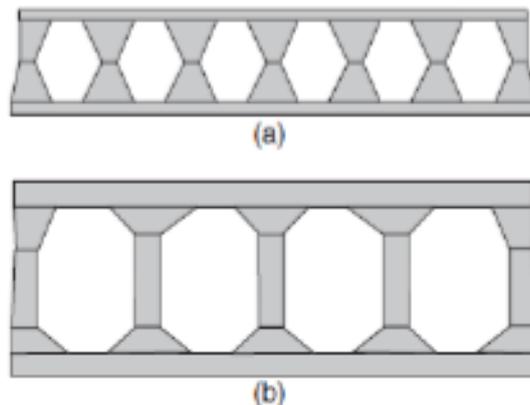
Como sequência das modelagens iniciadas em 2002, Broo, Lundgren e Engström (2005) realizaram uma nova modelagem numérica usando agora uma versão do DIANA® 8.1 para modelar lajes de 200 mm e 400 mm.

Dos resultados anteriores perceberam que era necessário modelar o deslizamento relativo entre a cordoalha e o concreto. Também, perceberam que para modelar o apoio da laje não poderiam simplesmente colocar um apoio em linha, mas sim modelar toda a extensão. Assim, o neoprene deveria ser modelado como elemento sólido já que os resultados da modelagem numérica se mostraram rígidos em relação aos ensaios.

Para melhorar a convergência dos modelos computacionais a saída foi utilizar o controle de força. A altura da laje foi de 200 mm de altura, com 7 cordoalhas de 12,5 mm de diâmetro e uma tensão de protensão de 1400 MPa. A laje de 400 mm possuía 11 cordoalhas de 12,5 mm de diâmetro, ambas com 1200 mm de comprimento. Para diminuir o tempo de processamento, a malha foi simplificada, usando 16 regiões para a seção transversal das lajes de 200 mm de altura e 17 regiões para as lajes de 400 mm de altura. O módulo de elasticidade do aço utilizado foi de 198 GPa, com patamar de escoamento de 1680 MPa e tensão última de 1910 MPa.

As seções transversais ensaiadas podem ser vistas na Figura 4-18, onde percebe-se que as lajes de 200 mm e de 400 mm possuem configurações diferentes de alvéolos.

Figura 4-18 - Definição da seção transversal a) laje de 200 mm b) laje de 40 mm



Fonte: Broo, Lundgren e Engström (2007)

Os resultados mostraram que as curvas tensão por deslocamento obtiveram maior precisão que os resultados anteriormente apresentados no trabalho de Broo e Lundgren (2002), com o uso de uma malha mais bem elaborada e a introdução de modelo de escorregamento relativo. A fissuração também se mostrou coerente e pode ser vista na Figura 4-19.

Além disso, todas as modelagens mostraram a mesma forma de ruptura com padrão de fissuração semelhante entre ensaios e a modelagem como pode ser visto na Figura 4-19. As fissuras de cisalhamento da laje de 200 mm foram coerentes com os resultados experimentais, porém a modelagem não mostrou as fissuras de flexão.

Figura 4-19 - Fissuração das lajes de 200 mm e 400 mm

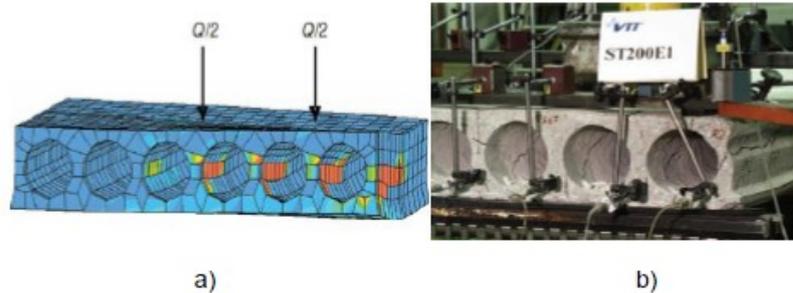
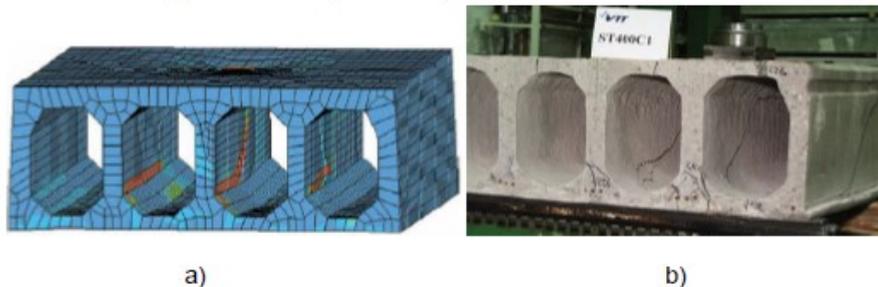


Figura 2.27 - Modelo ST400C1. a) Panorama de fissuração da modelagem, b) Panorama de fissuração do ensaio experimental (BROO, LUNDGREN e ENGSTRÖM, 2007).



Fonte: Broo, Lundgren e Engström (2007)

4.4 Trabalho de Campos (2017)

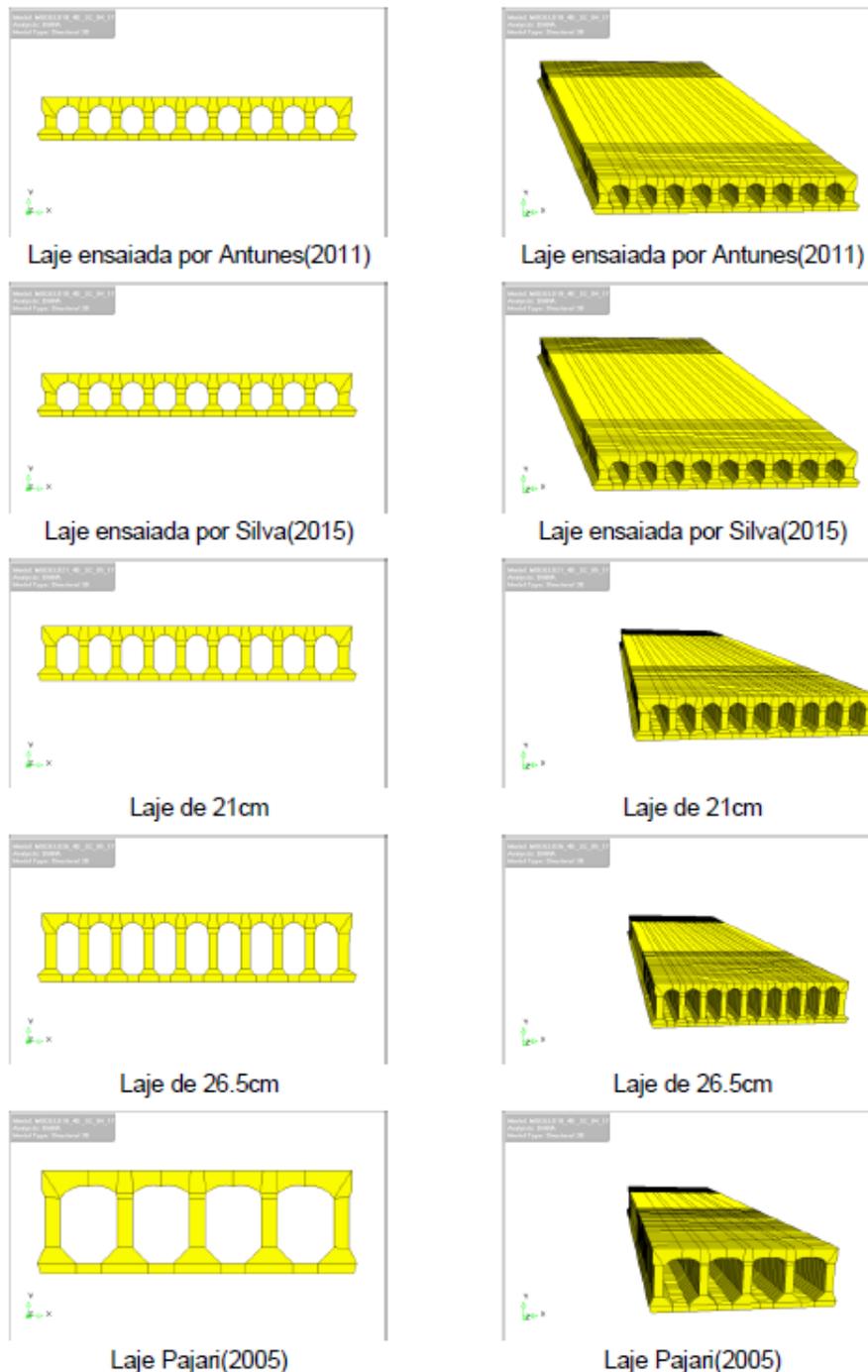
Campos (2017) estudou via modelagem numérica lajes alveolares protendidas com diferentes alturas. Seu objetivo foi estudar, via elementos finitos, usando o programa DIANA® 9.4 a influência da capa, do preenchimento dos alvéolos e do comprimento da cordoalha de protensão, além da forma de ruptura e carga última das lajes. As geometrias podem ser vistas na Figura 4-20.

Campos (2017) partiu de uma modelagem 3D, com elementos sólidos, para representar o concreto. Também, usou elementos de treliça para representar a cordoalha. Para representar a transferência da protensão do concreto para o aço usou uma lei linear, sendo que no início da laje a protensão era zero, e no fim do comprimento de transferência a força nodal era igual a protensão instalada menos a perda. Com isso, em cada nó do elemento de treliça, que representava a cordoalha, era colocado um valor de força linearmente proporcional maior que no ponto anterior.

Cada modelagem possuía um tipo de material diferente, por serem geometrias de lajes ensaiadas por autores diferentes em diferentes lugares. O elemento finito utilizado para todas as geometrias foi o CHX60, conforme Figura 4-22.

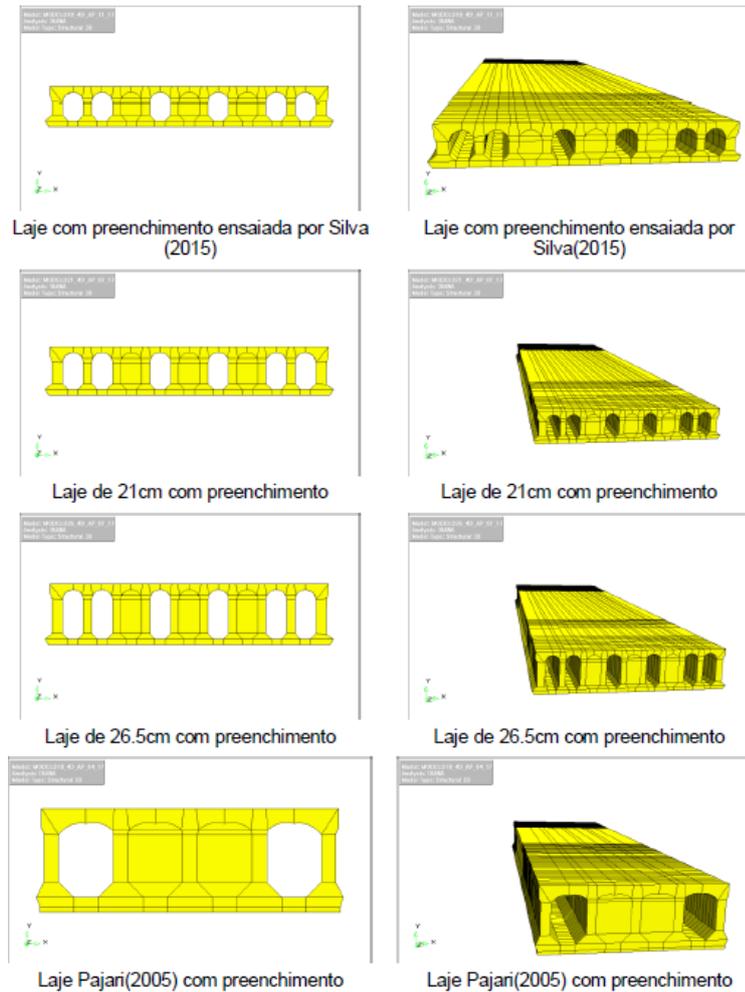
Na Figura 4-23 são mostradas as regiões nas quais foram modelados diferentes tamanhos de elementos finitos. Para as regiões de 1 a 4 e de 6 a 7, o tamanho dos elementos finitos era de 5,0 cm. Na região 5 o tamanho dos elementos finitos foi de 18,0 cm.

Figura 4-20 - Geometrias modeladas por Campos (2017)



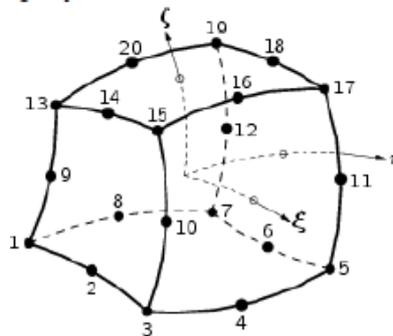
Fonte: Campos (2017)

Figura 4-21 - Geometrias com alvéolos preenchidos modelados por Campos (2017)



Fonte: Campos (2017)

Figura 4-22 - Elemento CHX60 utilizado nas modelagens de Campos (2017)



Fonte: TNO (2017)

O esquema de ensaio foi o de cisalhamento com carga aplicada a $2,5H$ da extremidade. Uma simples representação do ponto de aplicação da carga pode ser vista na Figura 4-24.

Figura 4-23 - Configuração longitudinal da malha adotada por Campos (2017)

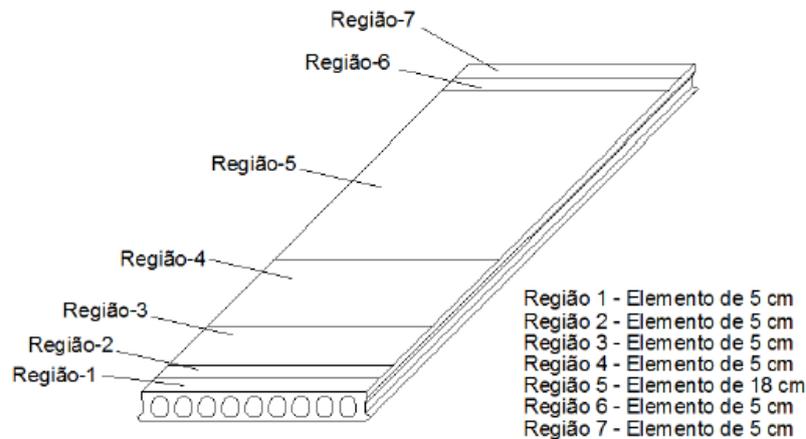
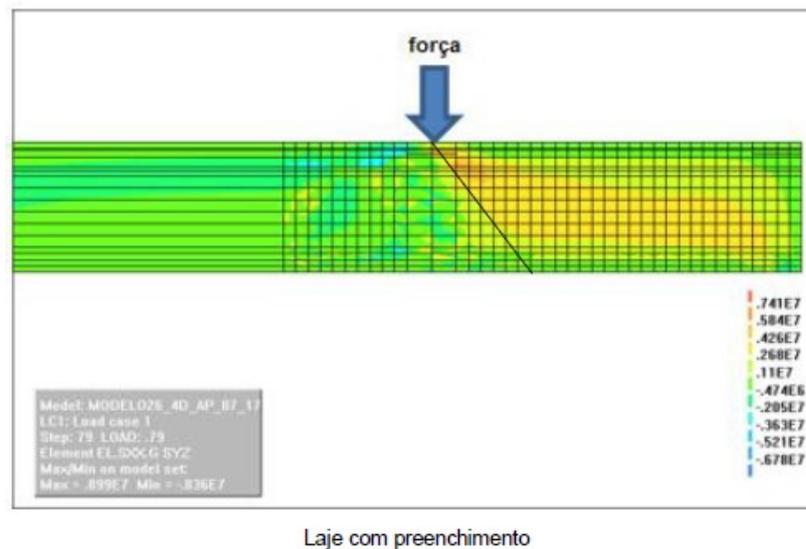


Figura 4-24 - Força aplicada no modelo de Campos (2017)



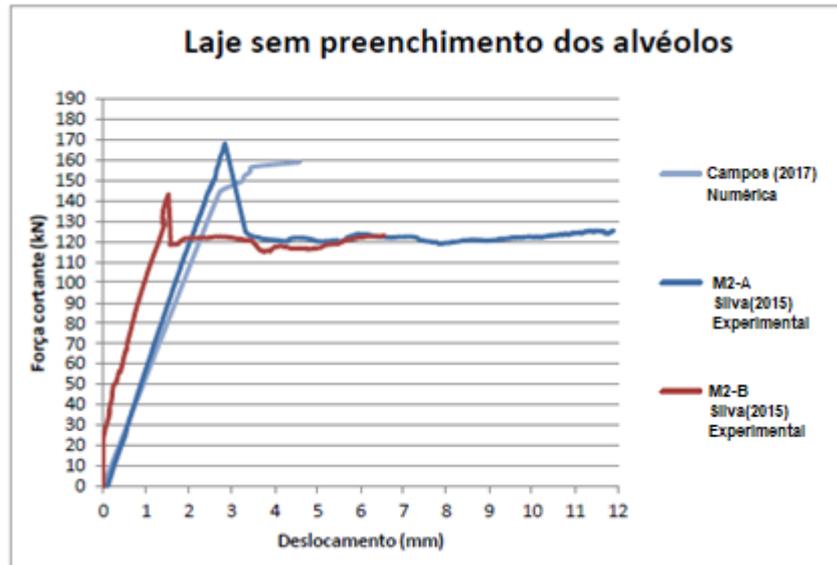
Fonte: Campos (2017)

Campos (2017) percebeu que a ligação entre o concreto e aço é importante, pois existe deslizamento relativo entre os materiais. Esse deslizamento relativo possui maior influência à medida em que a força de protensão é transferida para o concreto. Assim, os efeitos do deslizamento relativo são maiores quando estiver mais próximo da extremidade, e menor a medida que se aproxima do limite de comprimento de transferência.

Campos (2017) analisou lajes de 160 mm e realizou preenchimento dos alvéolos, e chegou conclusão de que a modelagem não mostrava a influência do preenchimento dos alvéolos na resistência à força cortante em lajes dessa altura. As geometrias podem ser vistas na Figura 4-21. Contudo, nas lajes com altura acima de 26,5 cm houve contribuição do preenchimento dos alvéolos.

O modelo não contemplava o deslizamento relativo entre a cordoalha e o concreto, e, portanto, as forças eram introduzidas nos nós da própria cordoalha. Apesar disso, seus modelos conseguiram representar a curva tensão por deslizamento dos ensaios experimentais (Figura 4-25). Percebe-se que o modelo numérico representou bem o resultado experimental tanto em força quanto em inclinação.

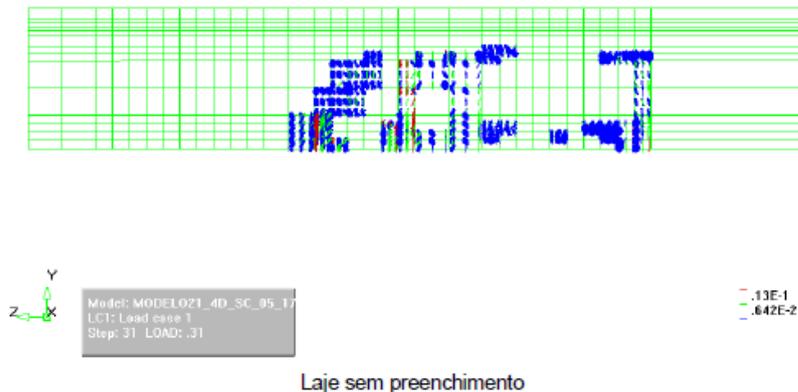
Figura 4-25 - Comparação entre modelagem Campos (2017) e ensaio de Silva (2015)



Fonte: adaptada de Campos (2017)

Outro resultado que Campos (2017) mostra é o padrão de fissuração das lajes. A Figura 4-26 mostra um padrão de uma laje de 21 cm de altura, onde as fissuras são predominantemente de flexão.

Figura 4-26 - Panorama de fissuração na extremidade da laje de 21 cm



Fonte: Campos (2017)

Em conjunto com outros autores também realizou a determinação experimental, na própria pista de protensão, do comprimento de transferência da força de protensão para o concreto. Os resultados para as lajes de 160 mm apresentaram o comprimento de 74ϕ , diferente dos valores do ACI 318 (ACI, 2019), que é da ordem 50ϕ . Já a NBR 14861 (ABNT, 2011) estabelece que o valor do comprimento de transferência está compreendido entre 60ϕ e 85ϕ . Dessa forma seu valor experimental de 74ϕ se mostrou próximo ao proposto pela norma brasileira. Mais detalhes deste trabalho experimental podem ser vistos na referência Oliveira e Araújo (2018), o qual obteve contribuições de Campos (2017).

4.5 Outros trabalhos relevantes para modelagem numérica

Existe mais trabalhos que sobre modelagens de lajes alveolares protendidas. Dentre eles tem-se o trabalho de Araújo, Loriggio e Camara (2011). Neste, foram consideradas as folhas de regularização das cordoalhas usando conceitos presentes em normas europeias. Também, apresenta uma metodologia analítica para o projeto de força cortante baseado na teoria do campo de compressão modificado. Avaliou a segurança de normas europeias a partir de resultados experimentais, chegando à conclusão, que a metodologia proposta é precisa e simples para uso em projetos. Por fim comparou seus resultados com outras normas vigentes.

Nguyen, Tan e Kanda (2019) realizaram estudos em quatro lajes com alturas diferentes, de 320 mm a 500 mm, as quais resultaram em falhas de flexo-cortante e tração diagonal. Comparou as forças cortantes resistentes do programa experimental com equações de norma. Os resultados mostraram que as equações superestimaram os resultados experimentais. Além do programa experimental, um programa numérico via elementos finitos foi desenvolvido em um programa comercial. Usou modelos constitutivos plásticos no concreto, calibrou os modelos comparando plásticos, sendo que apenas um obteve resposta sensível no modelo. O parâmetro que apresentou grande influência na força cortante foi o ângulo de dilatação. Validou seus modelos numéricos em várias lajes diferentes incluindo lajes do programa experimental e de outros autores. Verificou a influência da resistência do concreto, da geometria da laje e da intensidade da protensão na ruptura das peças. Concluiu que superfícies angulares ou suaves da forma dos alvéolos não influenciaram na força cortante. Contudo, a resistência à força cortante aumenta com o aumento da nervura. A intensidade da protensão influenciou nas tensões na região do comprimento de transferência. Além disso, este efeito aumenta as forças de compressão nos apoios. Conclui que o aumento das forças de compressão reduz a resistência do concreto na direção das tensões principais. Como resultado, a resistência à força cortante reduz com o aumento da força de protensão.

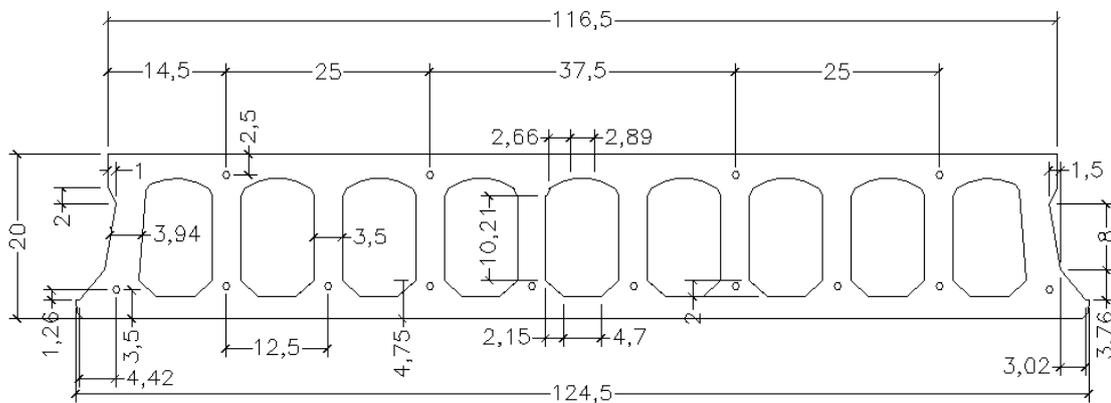
5 MATERIAIS E MÉTODOS

Nesta seção é apresentada a metodologia de ensaio usada nas lajes alveolares, definição dos corpos de prova e do ensaio de comprimento de transferência. Também, o processo de protensão e concretagem foi realizado dentro de uma fábrica de pré-moldados. Foram definidos os planos de cortes para definir os ensaios, a forma de engraxamento das cordoalhas, e as análises a serem realizadas.

5.1 Planos de corte e definição dos modelos

O projeto disponibilizado pela empresa é de uma laje alveolar protendida com alvéolos oblongos e altura da seção transversal de 200 mm. A laje possuía quatro fios de 7 mm na face superior e dez cordoalhas de 12,7 mm na face inferior. O projeto detalhado da seção transversal pode ser visto na Figura 5-1.

Figura 5-1 - Projeto da seção transversal (cm)



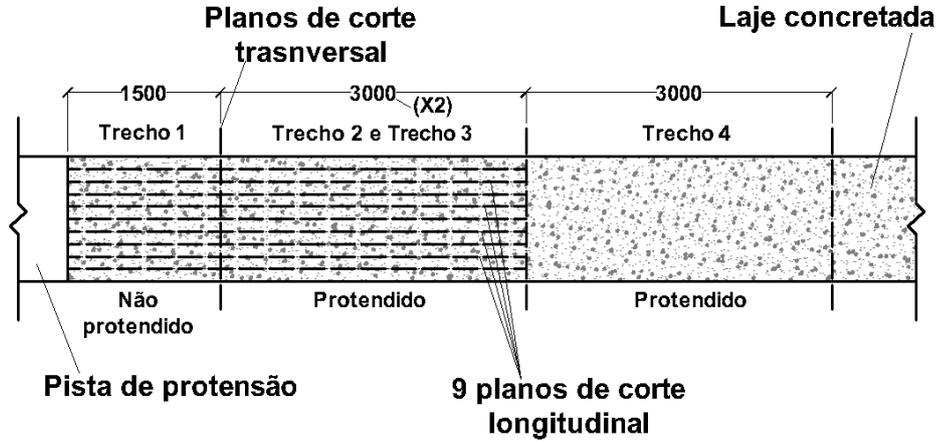
Fonte: próprio autor

O plano de corte dos modelos foi definido como mostrado na Figura 5-2. O trecho 1 possui comprimento de 1500 mm e representa a região onde foi aplicada a graxa para impedir que a protensão seja transferida ao concreto.

Os trechos 2 e 3 representam os próximos 6,0 m após o trecho 1, com 3,0 m de comprimento cada (Figura 5-2). Porém, não foi aplicada graxa nesta região, permitindo que a protensão seja transferida para o concreto. Já no trecho 4, com comprimento de 3,0 m, foram colados os pinos para medir o comprimento de transferência da força de protensão para

a laje, esta metodologia está explicada nos próximos itens. Os trechos 1, 2 e 3 sofreram nove (9) cortes longitudinais para isolar as nervuras da seção transversal.

Figura 5-2 - Plano de concretagem e corte (mm)

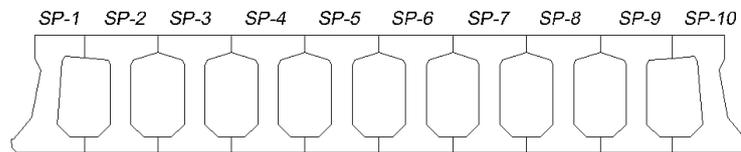


Fonte: próprio autor

Na Figura 5-3 é mostrada a nomenclatura dos segmentos em forma de I que foram obtidos do corte longitudinal da laje alveolar. Para os trechos 2 e 3, o termo “SP” representa o trecho sem protensão e “TR” o trecho com protensão.

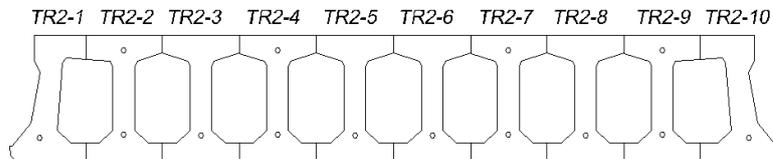
Figura 5-3 - Nomenclaturas dos segmentos dos trechos 1 ao 3

Trecho 1



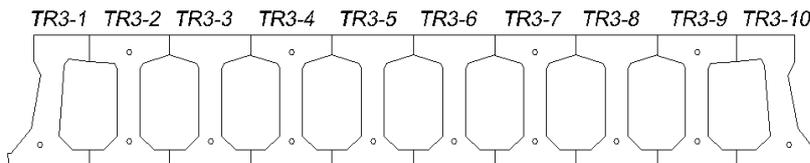
a) Nomenclaturas dos segmentos do trecho 1

Trecho 2



b) Nomenclaturas dos segmentos do trecho 2

Trecho 3



c) Nomenclaturas dos segmentos do trecho 3

Fonte: próprio autor

Algumas peças foram danificadas durante o transporte, portanto, não foram utilizadas no programa experimental.

As peças dos quatro trechos foram divididas da forma como descrito na Tabela 5-1. Nesta tabela os ensaios foram divididos em sete séries. Cada série representa um tipo de ensaio, que está resumidamente descrito na coluna 2 da Tabela 5-1. Na terceira coluna são mostradas as peças utilizadas em cada série de ensaio.

A série VII é resultado de um trecho adicional de laje que também foi cortado longitudinalmente para formar segmentos em forma de I não protendidos. Esses segmentos tinham comprimento de 1,0 m.

Tabela 5-1 – Segmentos de laje ensaiados

Séries	Tipo de ensaio	Peças usadas
Série I ^{a)}	Cisalhamento na região de transferência da força de protensão	TR2-10, TR3-2, TR3-3, TR3-4 e TR3-5
Série II	Cisalhamento fora da região de transferência da força de protensão	TR2-6, TR2-7, TR2-8, TR2-9 e TR3-10
Série III	Cisalhamento no segmento não protendido	SP-2, SP-3, SP-4, SP-5, SP-7, SP-8
Série IV	Flexão no segmento não protendido	SP-1, SP-6, SP9, SP10
Série V	Flexão no segmento protendido	TR3-3, TR3-4, TR3-5, TR3-9
Série VI	Cisalhamento na laje alveolar	TR4
Série VII	Cisalhamento em peças com entalhe	-

a) Peças que foram ensaiadas dos dois lados.

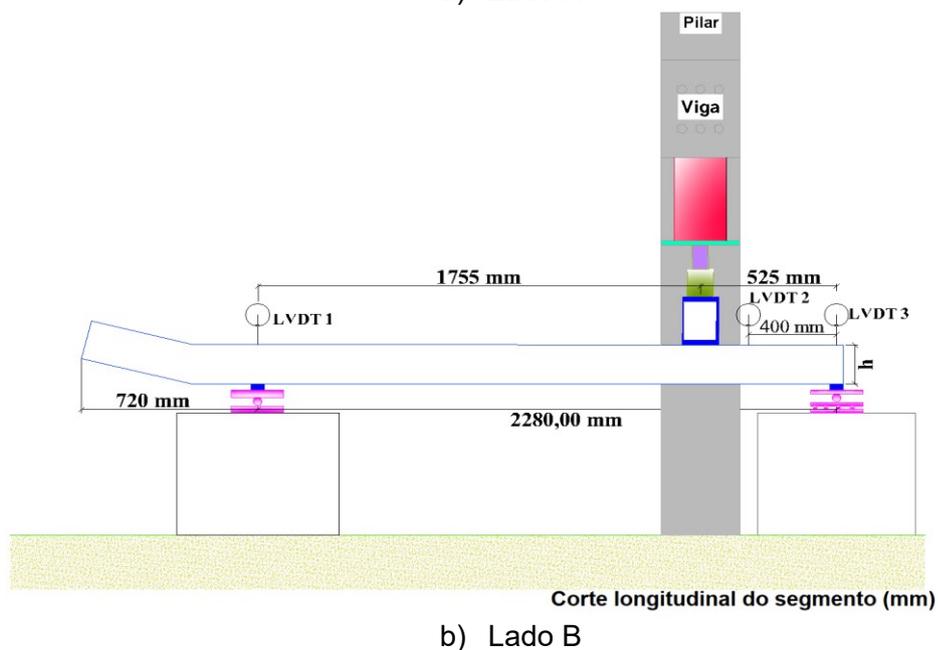
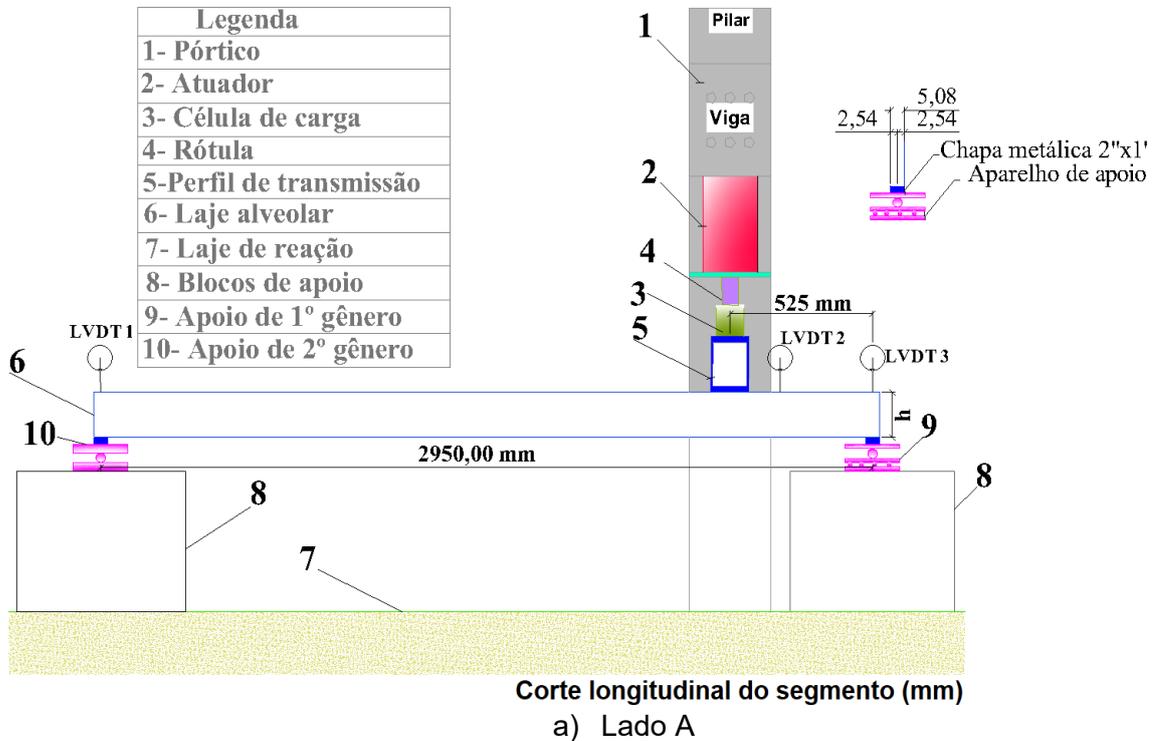
Fonte: próprio autor

5.2 Esquema de ensaio de cada série

Para a série I, esperava-se determinar o modo de ruptura e resistência ao cisalhamento de um segmento com força aplicada a 2,5H do apoio de primeiro gênero, conforme Figura 5-4. Todos os apoios possuíam 50 mm de largura.

Cada peça da série I foi ensaiada em um lado, com vão de 2,95 m (Figura 5-4a), e depois virada e ensaiada na outra extremidade, com vão de 2,28 m, aproximadamente (Figura 5-4b).

Figura 5-4 - Esquema do ensaio da série I (mm)

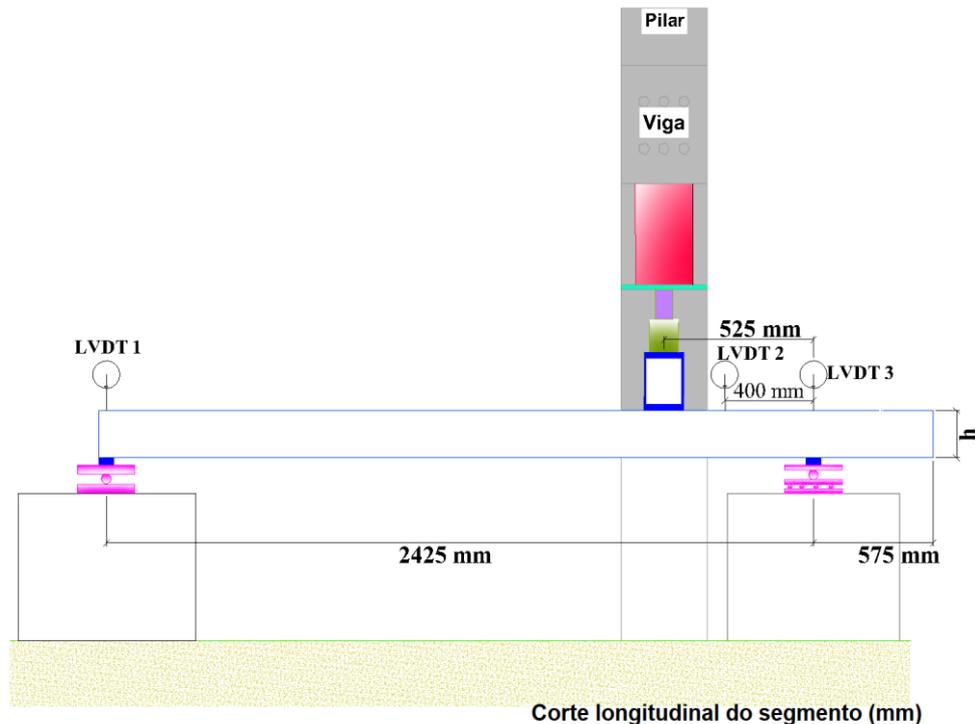


Fonte: próprio autor

Já na série II, buscou-se aplicar a força fora da região do comprimento de transferência. Para estimar o comprimento de transferência utilizou-se como base a modelagem numérica, e o ensaio para determinação do comprimento de regularização, que

será descrita nos capítulos de resultados da modelagem numérica. O esquema de ensaio da série II pode ser visto na Figura 5-5, onde há a presença de um balanço de 57,5 cm.

Figura 5-5 - Esquema de ensaio da série II (mm)



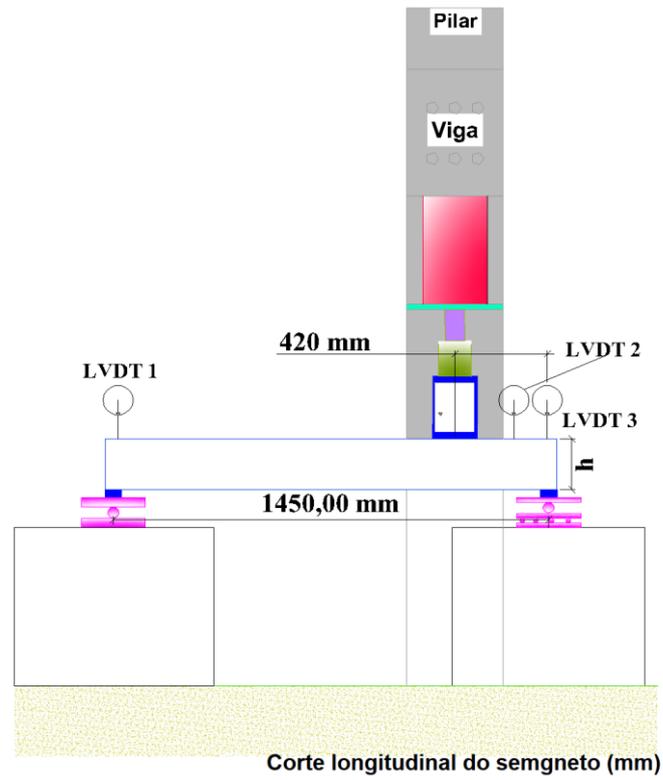
Fonte: próprio autor

Na série III aplicou-se a força em segmentos sem protensão com 1500 mm de comprimento, Figura 5-6. Neste ensaio aplicou-se força a $2,0H$ do apoio. Embora nos ensaios das séries I e II tenham sido aplicadas força a $2,5H$ do apoio, escolheu-se aplicar a $2,0H$ nesta série devido ao momento de fissuração. Com isso, esperava-se que a peça, sem protensão, rompesse devido à força cisalhante e não por flexão.

A série IV foi idealizada para realizar ensaio de flexão pura nas nervuras de uma laje, Figura 5-7. Os segmentos são do trecho 1, e, portanto, estas nervuras não possuem protensão. Assim é possível determinar a resistência à tração na flexão do concreto, e, posteriormente, comparar com o resultado experimental dos corpos de prova.

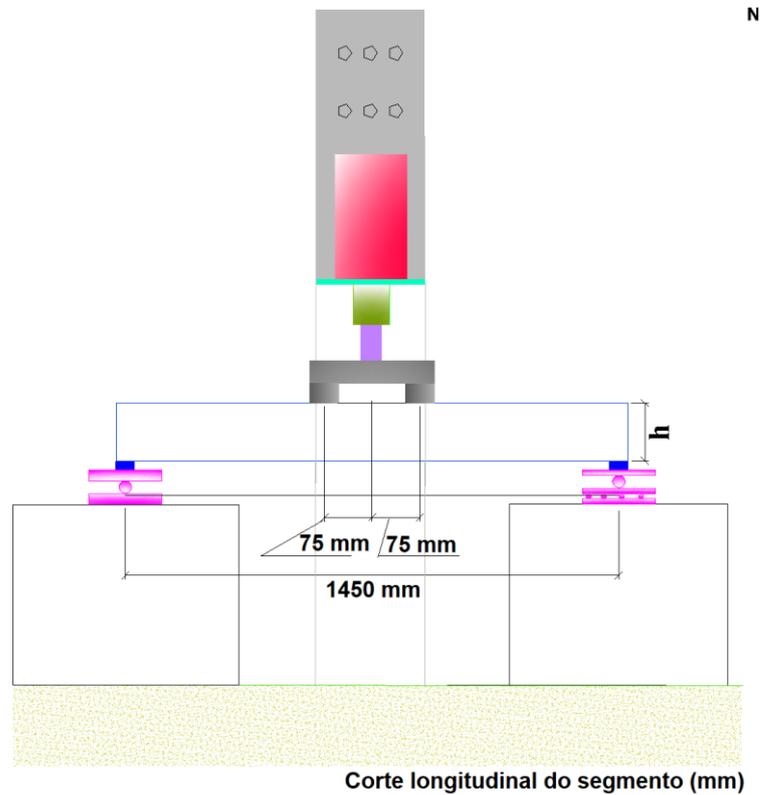
Na série V, realizou-se ensaio de flexão em segmentos protendidos com comprimento de 1500 mm, conforme Figura 5-8. Usando os valores de resistência à tração na flexão do concreto obtidos da série IV e dos corpos de prova, foi possível determinar a força de protensão efetiva na laje.

Figura 5-6 - Esquema de ensaio da série III (mm)



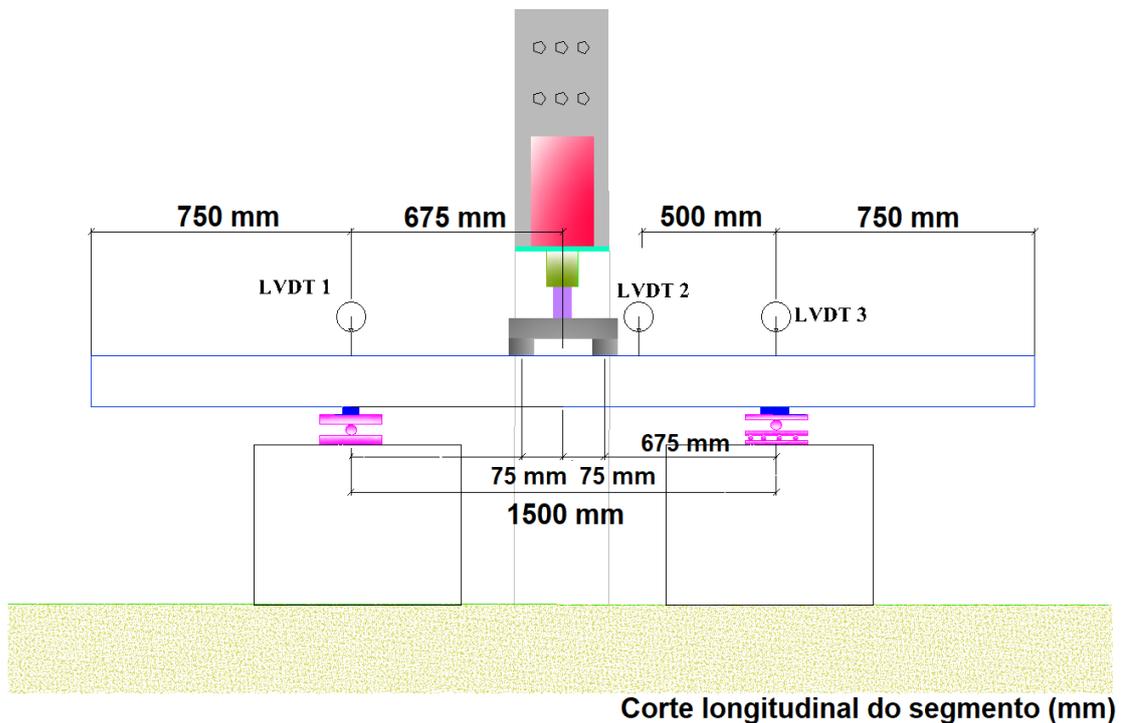
Fonte: próprio autor

Figura 5-7 - Esquema de ensaio da série IV (mm)



Fonte: próprio autor

Figura 5-8 - Esquema de ensaio da série V (mm)



Fonte: próprio autor

Para determinar a perda de protensão, foi encontrado o momento de fissuração diretamente do ensaio. Posteriormente com a equação (5-1) é possível determinar o valor da protensão N_p real, sabendo o valor da resistência à tração na flexão do concreto

$$f_{ct} = -\frac{N_p}{A_c} + \frac{N_p \cdot e \cdot y_t}{I_c} - \frac{M_r \cdot y_t}{I_c} \quad (5-1)$$

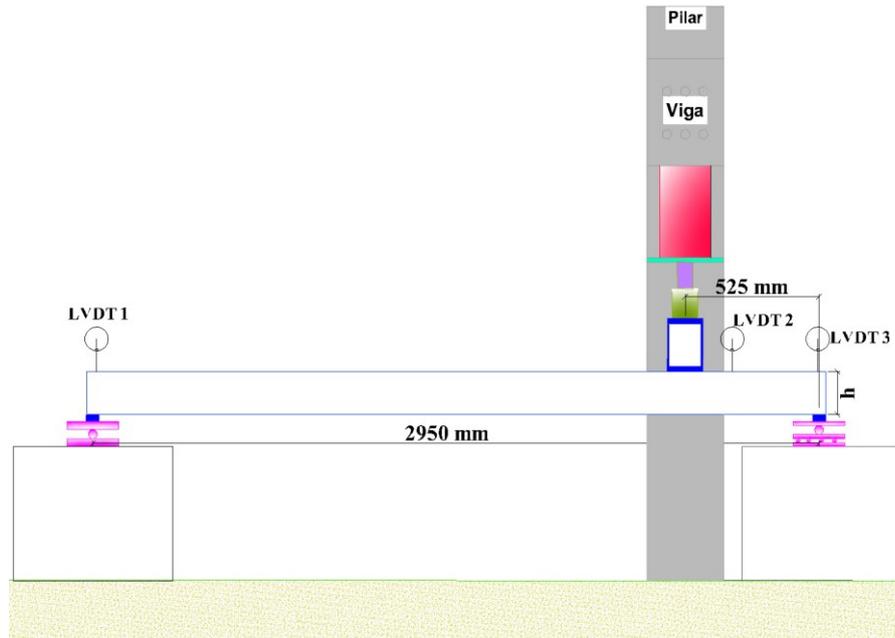
onde, y_t é a fibra mais tracionada, N_p é a protensão a ser encontrada, e é a excentricidade da cordoalha, I_c é o momento de inércia da seção transversal da laje alveolar, M_r é o momento de fissuração determinado do ensaio, A_c é a área da seção transversal da laje alveolar, f_{ct} é a resistência à tração na flexão do concreto da laje alveolar encontrada do ensaio de flexão pura da série IV.

Para a série VI foi realizado o ensaio de cisalhamento com força aplicada a 2,5H a partir do apoio na laje alveolar, conforme Figura 5-9. Esta laje foi ensaiada de um lado, e posteriormente foi ensaiada do outro lado com vão reduzido, Figura 5-9a e Figura 5-9b. A Figura 5-10 mostra a seção transversal do esquema de ensaio da série VI.

Na série VII, trechos de lajes alveolares com 1,0 m de comprimento foram utilizados, Figura 5-11. Um entalhe foi realizado na peça com a finalidade de direcionar a fissura de

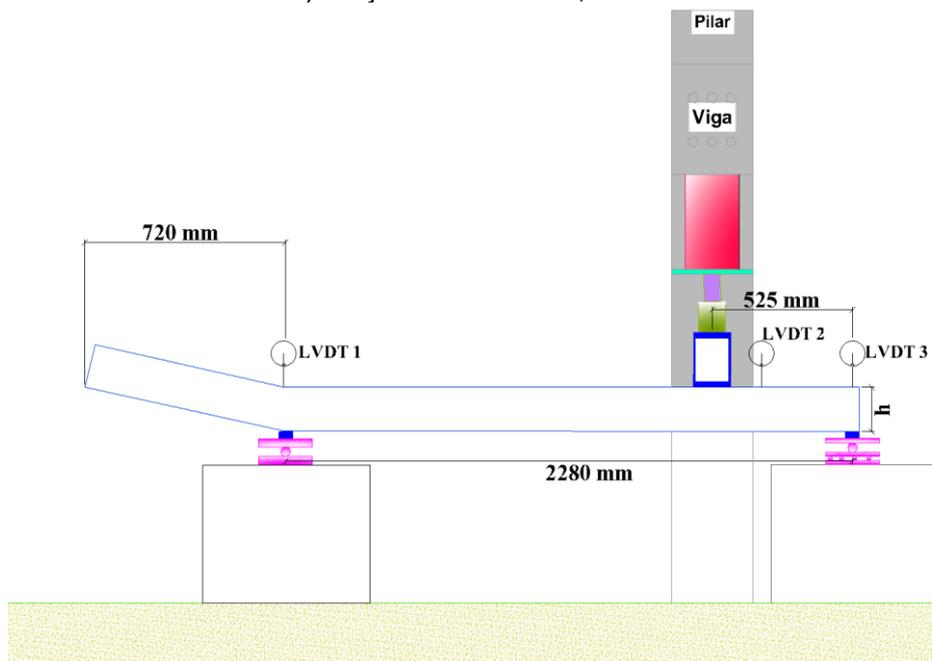
cisalhamento, do entalhe para o ponto de aplicação da força. Este entalhe cortou a armadura com o objetivo de eliminar a sua influência e determinar apenas a resistência à força cortante da parcela de concreto, ou seja, sem a armadura. As posições dos dois pontos de aplicação foram planejadas para que a fissura fosse por cisalhamento, ou seja, evitando fissuras de flexão. Também, com dois pontos de aplicação o ensaio é mais estável, já que não há armadura e a ruptura do modelo é frágil.

Figura 5-9 - Esquema de ensaio da série VI



Corte longitudinal lajes alveolar

a) Laje com vão de 2,95m – Lado A

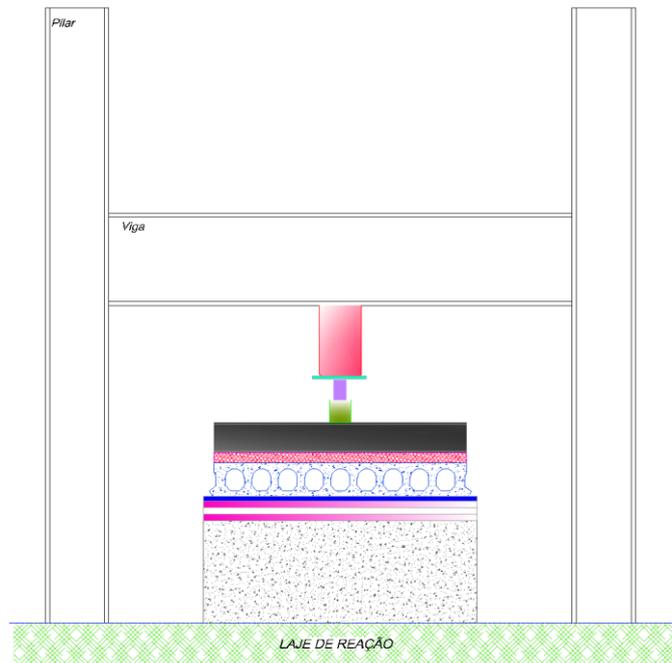


Corte longitudinal lajes alveolar

b) Laje com vão de 2,28 m – Lado B

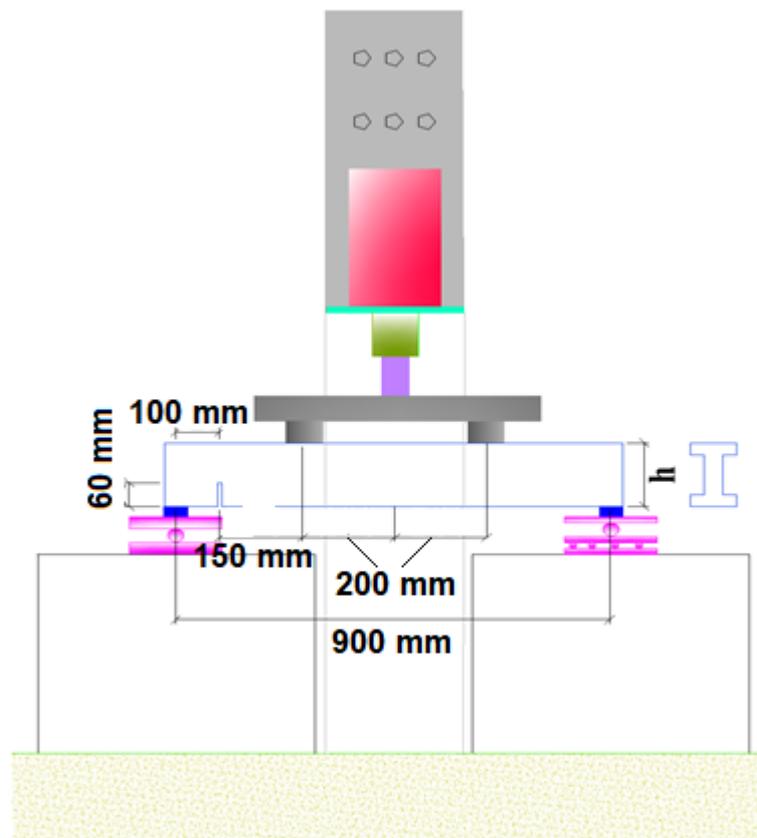
Fonte: próprio autor

Figura 5-10 - Seção transversal do esquema da série VI



Fonte: próprio autor

Figura 5-11 - Esquema de ensaio da Série VII



Corte longitudinal do segmento (mm)

Fonte: próprio autor

Todos os equipamentos foram calibrados antes dos ensaios. Os certificados de calibração contemplam o *clip gage*, a célula de carga de 300 kN, a célula de carga de 50 kN e os transdutores de deslocamento. A célula de carga de 50,0 kN possui incerteza de apenas 0,5%. As células de carga de 100,0 kN e 500,0 kN usadas no ensaio da laje alveolar foram calibradas a partir da máquina universal de ensaios, e o cálculo de sua incerteza está na ordem de 10% e 12% do valor medido, respectivamente.

Os certificados podem ser encontrados no Laboratório de Inovação Tecnológica em Construção Civil (Labitec), que se encontra na Universidade Federal de Goiás – Campos Colemar Natal e Silva. Os números dos certificados são 191002, 191003 e 190723.

5.3 Processo de produção dos modelos

O processo de produção iniciou-se com a limpeza da pista e posicionamento dos cabos de protensão. Todo este procedimento foi realizado pelos colaboradores da fábrica, Figura 5-12. Nesta figura são mostradas as cordoalhas protendidas sobre a pista.

Figura 5-12 - Limpeza e preparação dos cabos de protensão



a) Pistas de concretagem



b) Cabos posicionados

Fonte: próprio autor

Depois que as cordoalhas foram protendidas, iniciou-se a medição das distâncias referentes a cada trecho. Assim, com o uso de uma trena simples mediou-se 1,50 m para o trecho 1 (engraxado), e os demais trechos foram medidos em 3,0 metros, Figura 5-13.

Figura 5-13 - Marcação de cada trecho na pista



a) Definição do trecho 1



b) Definição dos demais trechos

Fonte: próprio autor

Posteriormente, iniciou-se o procedimento de engraxar as cordoalhas no primeiro trecho, de 1,50 metros (Figura 5-14). Este procedimento foi realizado para impedir que a protensão fosse transferida para o concreto neste trecho. Assim, seria possível encontrar a parcela resistente de concreto da laje alveolar, ou seja, sem a protensão.

Na Figura 5-14a é mostrado um colaborador com uma lata de graxa em uma mão, e com a outra mão a graxa era espalhada pela cordoalha. A Figura 5-14b mostra as cordoalhas com marcas em marrom, que é a graxa impregnada. Na Tabela 5-2 é mostrado um resumo das barras e cordoalhas de protensão.

Figura 5-14 - Aplicação da graxa em trecho de 1,50 m da cordoalha



a) Procedimento para engraxar a cordoalha



b) Cordoalhas engraxadas

Fonte: próprio autor

Tabela 5-2 - Tabela de resumo dos fios e cordoalhas de protensão

Posição na seção transversal	Diâmetro (mm)	Tipo	Protensão instalada (kN)
Superior	7,0	Fio	50,26
Inferior	12,7	Cordoalha de 7 fios	122,72

Fonte: próprio autor

5.4 Concretagem dos modelos de laje alveolar protendida

Antes da concretagem foi aplicado desmoldante nas fôrmas dos corpos de prova, Figura 5-15. A quantidade de corpos de provas e os tipos estão detalhados nas próximas seções.

Figura 5-15 - Aplicação do desmoldante as fôrmas dos corpos de prova

Fonte: próprio autor

A concretagem foi realizada utilizando concreto dosado com a quantidade de materiais mostrados na Tabela 5-3. O agregado graúdo foi um pedrisco T5/16" com granulometria entre 8,0 mm e 3,2 mm.

Tabela 5-3 - Tabela de composição da dosagem do concreto para 1 m³

Material	Consumo
Cimento	390,00 kg
Areia Artificial	614,00 kg
Areia fina	571,00 kg
Pedrisco	816,00 kg
Água	107,00 L
Aditivo	1,00 L

Fonte: próprio autor

A máquina de concretagem era do tipo moldadeira e pode ser vista na Figura 5-16 . Enquanto a máquina concretava a laje na pista, as fôrmas para moldar os corpos de provas

eram preenchidas em três camadas e vibradas na própria moldadora em cada camada. Na Figura 5-17a, observa-se que o colaborador segura a fôrma metálica e a preenche com concreto com o uso da concha metálica. Esta fôrma está posicionada em cima da máquina que vibra devido à rotação excêntrica do motor, mostrado na região superior da Figura 5-17a. Na Figura 5-17b é mostrado como foram realizados os acabamentos dos corpos de prova.

Figura 5-16 - Máquina de concretagem do tipo Moldadora



a) Chassi da máquina de moldagem



b) Máquina realizando a concretagem

Fonte: próprio autor

Figura 5-17 - Vibração dos corpos de prova



a) Adensamento do concreto nas fôrmas



b) Acabamento dos corpos de prova

Fonte: próprio autor

Figura 5-18 - Seguimentos cortados a partir do trecho 1 com graxa aplicada na cordoalha - Sem protensão (1,5 metros)



Fonte: próprio autor

Depois de concretada a pista, passou para a etapa de colagem dos pinos. A metodologia da colagem dos pinos é melhor definida nas próximas seções. Após a colagem dos pinos foram medidas as deformações, conforme descrito na próxima seção, antes e depois dos cortes longitudinais da laje alveolar protendida. Na sequência, realizou-se os cortes longitudinais dos trechos para produzir os seguimentos que serão ensaiados.

Na Figura 5-18 são mostrados os segmentos cortados a partir do trecho 1 da pista de protensão, ou seja, com graxa aplicada com a finalidade de retirar a protensão no concreto,

Figura 5-19 - Seguimentos cortados para os trechos 2 - Com protensão (3 metros)



Fonte: próprio autor

Na Figura 5-19 são mostrados os seguimentos do trecho 2 com protensão, conforme mostrado no plano de concretagem na Figura 5-2. Na Figura 5-20 são mostrados os segmentos do trecho 3.

Figura 5-20 - Seguimentos cortados para os trechos 3 - Com protensão (3 metros)



Fonte: próprio autor

Por fim, foi realizada a medição das dimensões da seção transversal de cada seguimento com paquímetro, Figura 5-21a. Estas medidas podem ser vistas no Anexo A. Também foram retiradas fotos de cada trecho com uma régua com precisão milimétrica para determinação da altura final dos segmentos, Figura 5-21b, cujos valores também podem ser vistos no Apêndice B.

Estas fotos foram retiradas para ser possível desenhar em um software de desenho uma seção transversal real. Estes desenhos foram importantes para determinar o centro de gravidade de cada seguimento. Este centro de gravidade era necessário para posicionamento

da célula de carga passando pelo eixo vertical do centro de gravidade, com a finalidade de reduzir ao máximo efeitos de torção quando dos ensaios de cisalhamento e flexão.

Figura 5-21 - Medidas retiradas da seção transversal de cada seguimento



Fonte: próprio autor

5.5 Ensaio de comprimento de transferência

Neste trabalho foi empregada a metodologia usada em Ramirez-Garcia *et al* (2018) e que foi reproduzida na Escola de Engenharia Civil da Universidade Federal de Goiás e em outros trabalhos. Nessa metodologia foi utilizado um comparador de placa pivoteada equipada com um relógio comparador *Mitutoyo* com precisão de 0,001 mm, uma barra de aço para locação dos pontos de fixação dos pinos de referência de medição e uma barra de Invar para compensação das variações de temperatura. Na Figura 5-22 são mostrados, de cima para baixo, o equipamento de medição, a barra de aço como gabarito, a barra de invar e pinos.

Figura 5-22 - Aparatos usados no ensaio para obtenção do comprimento de transferência

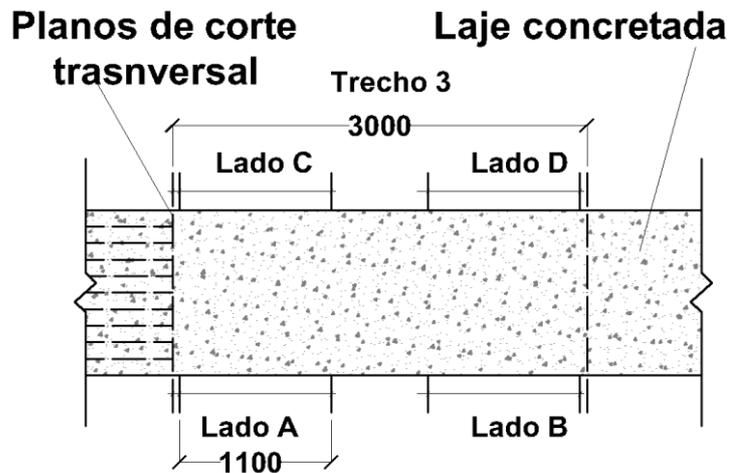


Fonte: próprio autor

Os pinos foram colados nas quatro faces longitudinais da laje alveolar denominada como “trecho 4”. A distância entre os pinos foi de 10,0 em 10,0 cm com o primeiro pino colado

a 5,0 cm do plano de corte transversal da peça. Os lados foram nomeados como Lado A, Lado B, Lado C e Lado D, e um esquema pode ser visto na Figura 5-23.

Figura 5-23 - Definição dos lados da colagem dos pinos



Fonte: próprio autor

A fixação dos pinos foi realizada na pista de protensão após a cura, cerca de 12 horas após a concretagem, usando cola adesiva instantânea a base de cianoacrilato, Figura 5-24.

Figura 5-24 - Esquema de instrumentação da medição do comprimento de transferência



(a) Colagem dos pinos



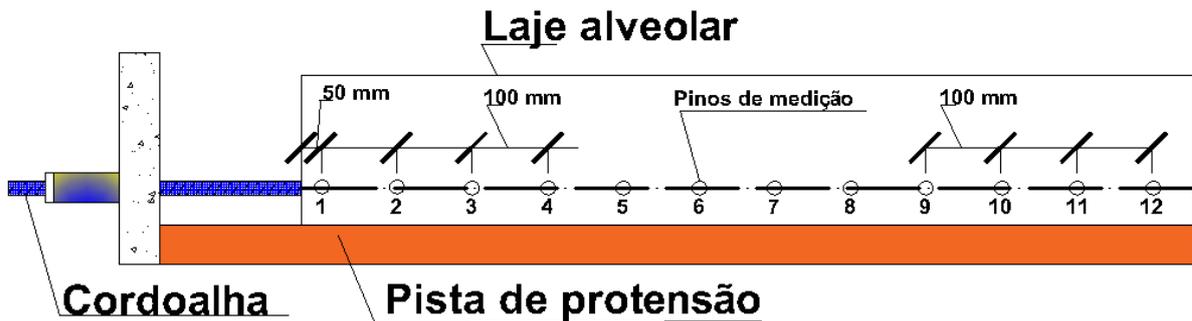
(b) Pinos colados nas quatro faces da laje do trecho 3

Fonte: próprio autor

A metodologia segue as seguintes etapas:

- Etapa 1: primeiro é realizada a regularização do local de colagem com uso de lixas, seguido da limpeza para remover o pó.
- Etapa 2: depois os pinos são locados com espaçamento de 100 mm, conforme esquema da Figura 5-25. Para isso, 12 pinos foram usados, totalizando 1100 mm de comprimento.

Figura 5-25 - Posicionamento dos pinos (em milímetros)



Fonte: próprio autor

- Etapa 3: colar os pinos e colocação da barra de invar para que a sua temperatura entrasse em equilíbrio com a da laje.
- Etapa 4: depois de uma hora são realizadas as medições iniciais dos pontos da laje em repouso com o comparador de placa pivoteada. Além disso, é medida a barra de invar para descontar eventuais deformações devido à variação de temperatura entre o início e o fim das medições.
- Etapa 5: prossegue-se com a finalização das lajes alveolares por meio da liberação da protensão na pista, seguido do corte das lajes alveolares.
- Etapa 6: imediatamente após a liberação da protensão e o corte das lajes, é realizada outra medição dos pinos, assim como da barra de invar. Foram realizadas ao menos 10 leituras para conferir confiabilidade nas mesmas.
- Etapa 7: foram determinadas as médias e os desvio padrão das medidas. Os deslocamentos foram medidos e foram diminuídas as leituras finais das iniciais, descontando os efeitos da variação de temperatura. Assim, encontram-se as deformações dividindo a diferença de deslocamentos por 100 mm.
- Etapa 8: foi realizada uma ponderação dos valores, conforme mostrado na equação (5-2).

$$\varepsilon_i^{\text{ponderado}} = \frac{\varepsilon_{i-1} + \varepsilon_i + \varepsilon_{i+1}}{3} \quad (5-2)$$

5.6 Ensaio de resistência à compressão do concreto

Os corpos de prova para o ensaio de resistência à compressão foram vibrados apoiados na máquina que produziu as lajes alveolares para simular a mesma energia de adensamento utilizada no concreto da laje. A quantidade pode ser vista na Tabela 5-4. Do

total, três ensaios foram realizados no dia da liberação da protensão, e os outros na época dos ensaios dos segmentos.

À medida que os corpos de prova moldados iniciaram a hidratação do cimento, foram colocados filmes plásticos na superfície para evitar a perda de água.

Tabela 5-4 - Corpos de prova para resistência à compressão.

Data	Dimensões dos corpos de prova (cm)	Quantidade
Liberação da protensão	10x20	3
Data do ensaio	10x20	3

Fonte: próprio autor

No dia do ensaio, os corpos de prova foram medidos com paquímetro para determinar suas dimensões reais. Antes de ensaiar o corpo de prova, suas superfícies foram tratadas com máquina policorte para regularizar a seção transversal das extremidades.

O ensaio de resistência à compressão do concreto foi realizado segundo as recomendações da norma NBR 5739 (ABNT, 2007).

5.7 Ensaio de módulo de elasticidade do concreto

Para estes ensaios foram moldados três corpos de provas, conforme Tabela 5-5. Estes corpos de prova foram aproveitados para determinar o módulo de elasticidade no dia da liberação da protensão e o módulo de elasticidade na época dos ensaios dos segmentos.

Tabela 5-5 - Corpos de prova para módulo de elasticidade

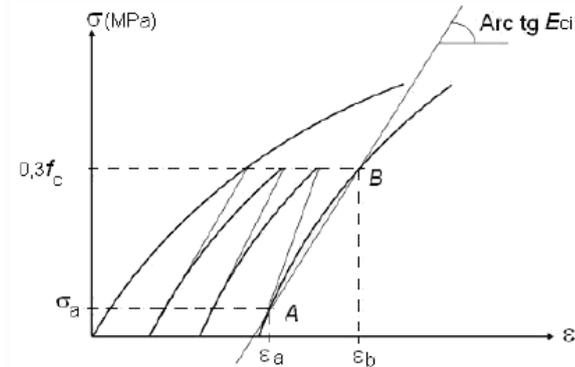
Dimensões dos corpos de prova	Quantidade
15x30 cm	3

Fonte: próprio autor

O módulo de elasticidade foi determinado segundo a norma NBR 8522 (ABNT, 2008). Assim, foi usada a tensão correspondente a 30% da resistência a compressão (f_c), onde σ_a é a tensão mínima considerada no ensaio igual a 0,5 MPa.

Posteriormente, o corpo de prova foi carregado três vezes a $0,3.f_c$ para encontrar o módulo de deformação tangente inicial, que é considerado equivalente ao módulo de deformação secante entre σ_a e $0,3.f_c$, Figura 5-26.

Figura 5-26 - Esquema do módulo de elasticidade ou módulo de deformação tangente inicial



Fonte: NBR 8522 (ABNT, 2008)

Foi utilizado um compressômetro com bases independentes e constituído por dois anéis, ambos rigidamente fixados ao corpo de prova, Figura 5-27. Foram usados dois relógios comparadores fixados, neste caso, diametralmente opostos, com resolução de 0,001 mm. Assim foi usada a metodologia A na NBR 8522 (ABNT, 2008).

Figura 5-27 - Compressômetro com bases independentes



Fonte: NBR 8522 (ABNT, 2008)

5.8 Ensaio de energia de fraturamento do concreto

Para este ensaio foram moldados 3 corpos de provas, conforme Tabela 5-6. Este ensaio foi realizado com a finalidade de se extrair parâmetros para modelagens numéricas e para comparar a resistência à tração na flexão com outros ensaios.

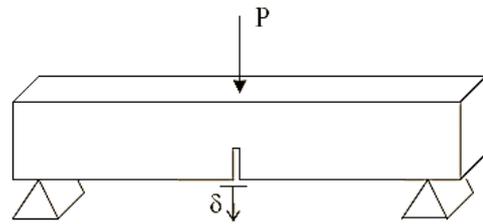
Tabela 5-6 - Corpos de prova para energia de fratura

Dimensões dos corpos de prova (cm)	Quantidade
10x10x40	3

Fonte: próprio autor

A energia de fraturamento do concreto no modo I foi determinada seguindo a especificação da RILEM 50-FMC (1985). O método foi o de flexão em vigas com três pontos, conforme Figura 5-28.

Figura 5-28 - Ensaio de flexão sob três pontos de carga com entalhe no meio do vão



Fonte: próprio autor

O deslocamento foi medido no meio do vão, Figura 5-28, com um equipamento denominado deflectômetro com precisão de $1,0 \mu\text{m}$ e capacidade de $3,5 \text{ mm}$. Para determinar a equação da energia de fraturamento do concreto no modo I foi usada a equação (5-3):

$$\sigma_{fI} = \frac{A + (m_1 + m_2)g\delta_u}{b(h - a)} \quad (5-3)$$

onde, G_{fI} é a energia específica de fraturamento no modo I em $(\text{N}\cdot\text{mm}/\text{mm}^2)$; A representa a área abaixo da curva força versus deslocamento $(\text{N}\cdot\text{mm})$; m_1 corresponde a massa do corpo de prova entre os apoios, calculada como a massa do corpo de prova multiplicada por l/L (kg); l é o vão teórico do corpo de prova (mm); m_2 é a massa do equipamento que acompanha a deformação do corpo de prova durante o ensaio e que não está acoplada ao atuador (kg); g é a aceleração da gravidade que será admitida $(9,81 \text{ m/s}^2)$; L é o comprimento do corpo de prova (mm); δ_u é o deslocamento vertical último registrado no fim do ensaio, ou seja, o último; a é a altura do entalhe $h/2$ (mm); b é a largura do corpo de prova (mm); h é a altura do corpo de prova (mm).

5.9 Ensaio de resistência à tração por compressão diametral

Para este ensaio foram moldados seis corpos de provas, conforme Tabela 5-7. A resistência à tração por compressão diametral do concreto foi determinada segundo a norma NBR 7222 (ABNT, 2011). Para isso, foi utilizada uma máquina de ensaio universal da marca EMIC.

Tabela 5-7 - Corpos de prova para tração por compressão diametral

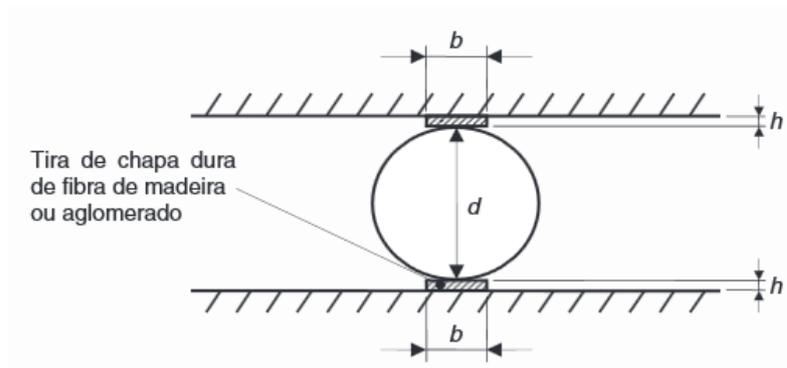
Dimensões dos corpos de prova (cm)	Quantidade
15x30	6

Fonte: próprio autor

A sequência de ensaio é:

- Etapa 1: utilizar a posição do corpo de prova, cilíndrico de 15x30 cm, de forma que o plano axial definido por geratrizes diametralmente opostas, que devem receber o carregamento, coincida com o eixo de aplicação da carga.
- Etapa 2: colocar, entre os pratos da máquina e os corpos de prova em ensaio, as duas tiras de chapa dura de fibra de madeira ou aglomerado, Figura 5-29.

Figura 5-29 - Esquema de ensaio de tração na compressão diagonal



Fonte: próprio autor

As madeiras devem ter dimensões **b** igual a $0,15 \pm 0,01$ mm, e a altura **h** igual a $3,5 \pm 0,5$ mm, e o diâmetro **d** do corpo de prova de 150,0 mm, a ser medido com paquímetro.

- Etapa 3: aplicar carga para ajustar os pratos da máquina até que seja obtida uma compressão capaz de manter o corpo de prova em posição.
- Etapa 4: a carga deve ser aplicada continuamente sem choques, com o crescimento constante da tensão de tração, e velocidade de $0,05 \pm 0,02$ MPa/s até a ruptura do corpo de prova.

Por fim a resistência à tração por compressão diametral é calculada pela seguinte expressão

$$f_{ct,sp} = \frac{2F}{\pi d \ell} \quad (5-4)$$

onde, $f_{ct,sp}$ é a resistência à tração por compressão diametral, expressa em MPa, **F** é a força máxima obtida no ensaio, expressa em Newtons (N), **d** é o diâmetro do corpo de prova em mm, e ℓ é o comprimento do corpo de prova em mm.

5.10 Resumo das análises experimentais

Os resultados dos ensaios são apresentados no capítulo 6. As propriedades dos corpos de prova do concreto foram apresentadas em forma de tabelas e analisadas em relação as normas vigentes. O comprimento de transferência foi apresentado em forma de gráfico. Para os ensaios dos segmentos foram apresentados fotos das fissuras de cada segmento, gráficos de curva força por deslocamento e tabelas resumo. Nas tabelas, apresentaram-se as forças de cada modelo, o tipo de ruptura, o comprimento da seção crítica medidas e o ângulo da fissura medida. Para a laje completa ensaiada foram identificados as nervuras que apresentaram fissuras na ruína da peça.

No capítulo 7 uma análise comparativa das forças últimas dos modelos foi realizada, para verificar qual norma estima a média dos resultados experimentais para força cortante.

Depois, nos próximos capítulos, um programa numérico via elementos finitos foi construído, e as análises experimentais foram extrapolados.

6 RESULTADOS E DISCUSSÕES DO PROGRAMA EXPERIMENTAL

Nesta seção são apresentados os resultados do programa experimental descrito no capítulo 5. Primeiramente, são apresentados os resultados das propriedades do concreto. Posteriormente, os resultados das medições em relação do comprimento de transferência a partir dos pinos colados. Depois, são apresentados o comportamento de cada série para o ensaio experimental.

6.1 Propriedades do concreto

As propriedades do concreto são mostradas na Tabela 6-1. A resistência à compressão do concreto foi determinada imediatamente antes de liberar a protensão e na época do ensaio experimental dos modelos, como pode ser visto na primeira coluna da Tabela 6-1. A resistência à compressão média, aos 55 dias, resultou em 62,06 MPa e o desvio padrão foi de 1,11 MPa, o que resulta em uma resistência à compressão característica (f_{ck}) de 60,17 MPa.

O valor encontrado para módulo de deformação tangente está mostrado na segunda coluna da Tabela 6-1, e foi de aproximadamente 40 GPa. Segundo a tabela 8.1 da NBR 14861 (ABNT, 2011), para concretos classes C60 o módulo de deformação tangente inicial (E_{ci}) gira em torno de 42 GPa, e o módulo de deformação secante (E_{cs}) está em torno de 40 GPa. Isso quer dizer que os valores indicados pela norma brasileira de concreto armado estão próximos aos ensaios experimentais.

Na coluna terceira da Tabela 6-1 é mostrado o resultado experimental da resistência à tração determinada pelo ensaio de compressão diametral.

A NBR 6118 (ABNT, 2014) sugere que quando não houver resultados experimentais, para resistência à tração de corpos de prova, pode-se usar uma equação de resistência à tração média, empírica, para concretos com classe entre C55 até C90. Esta formulação leva em consideração a resistência à compressão característica do concreto, e pode ser vista na equação (6-1). A resistência à tração direta característica inferior ($f_{ctk,inf}$) seria igual a $0,7f_{ct,m}$, equação (6-2).

Tabela 6-1 - Propriedades mecânicas do concreto

1	2	3 ^b	4 ^{c)}	5 ^{d)}
f_{cm} (MPa)	E_{ci} - (GPa)	$f_{ctm,sp}$ (MPa) ^{b)}	$f_{ctm,f}$ (MPa) ^{c), d)}	G_f (N/m) ^{d)}
33,16±1,75 ^{a)}	39,71±0,56 (56 dias)	5,27±0,43 (122 dias)	6,84±1,01 (122 dias)	156,94±31,75 (64 dias)
62,06±1,11 (55 dias)	40,09±0,83 (122 dias)	-	-	-

a) Determinada antes da desprotensão da laje na pista; b) Determinado pelo ensaio de compressão diametral c) Determinado a partir do momento fletor máximo no corpo de prova com entalhe; d) Determinado a partir do ensaio energia de fratura.

Fonte: próprio autor

$$f_{ct,m} = 2,12 \ln(1 + 0,11 f_{ck}) \quad (6-1)$$

$$f_{ctk,inf} = 0,7 f_{ct,m} \quad (6-2)$$

Ao calcular-se a resistência à tração média pela equação (6-1) encontra-se 4,3 MPa, e o valor de $f_{ctk,inf}$ seria de 3,01 MPa. Se $0,9 f_{ctm,sp}$ for multiplicado por 0,7, o valor característico inferior dos resultados experimentais resultaria em 3,32 MPa. Isso quer dizer que entre o valor da Eq. (6-2) (3,01 MPa) e o valor característico inferior obtido dos resultados experimentais (3,32 MPa) haveria uma diferença de 10%.

Outra linha de cálculo poderia considerar o efeito do desvio padrão partindo da hipótese que a distribuição normal seja válida para resistência à tração indireta. Assim, seria possível calcular a resistência característica à tração ($f_{ctk,sp}$). Este cálculo resultaria em 4,01 MPa ($0,9 f_{ct,sp,exp}$ igual a 4,74 MPa menos desvio padrão de 0,43 MPa multiplicado por 0,9, disponíveis na coluna 3 da Tabela 6-1). Este valor estaria acima 21% ($1 - f_{experimental}/f_{empirico}$).

A quarta coluna mostra o resultado experimental do corpo de prova prismático sujeito a ensaio de energia de fraturamento. A média da resistência à tração na flexão ($f_{ct,f,exp}$) é igual à 6,84 MPa com desvio padrão de 1,01 MPa. A resistência à tração direta ($f_{ct,exp}$) segundo a norma brasileira deve ser igual à $0,7 f_{ct,f}$, o que rende 4,79 MPa. O valor inferior ($f_{ctk,inf}$) seria $0,7 f_{ctm}$, que seria 3,35 MPa. A diferença para o valor sugerido na Eq. (6-2) seria de 11%, considerando o valor teórico como 3,01 MPa.

Esta análise pode ser realizada levando em conta o desvio padrão do ensaio. Assim, este cálculo renderia 3,62 MPa (usando $0,7 f_{ct,f,exp}$ igual a 6,84 MPa e desvio padrão de 1,01 MPa disponíveis na coluna 4 da Tabela 6-1). Então, o valor da resistência à tração

característica inferior seria 3,62 MPa, com uma diferença entre a equação empírica de 22% ($1-f_{\text{experimental}}/f_{\text{empírico}}$).

A última coluna da Tabela 6-1 mostra a energia no modo I de fratura, com média dos corpos de prova igual a 156,94 N/m. De acordo com o CEB FIP Model Code (2010) a energia de fratura no modo I pode ser determinada pela equação (6-3). Usando o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa, tem-se um valor de energia no modo I de fratura igual a 152,62 N/m gerando uma diferença de 2,8% ($1-f_{\text{experimental}}/f_{\text{empírico}}$).

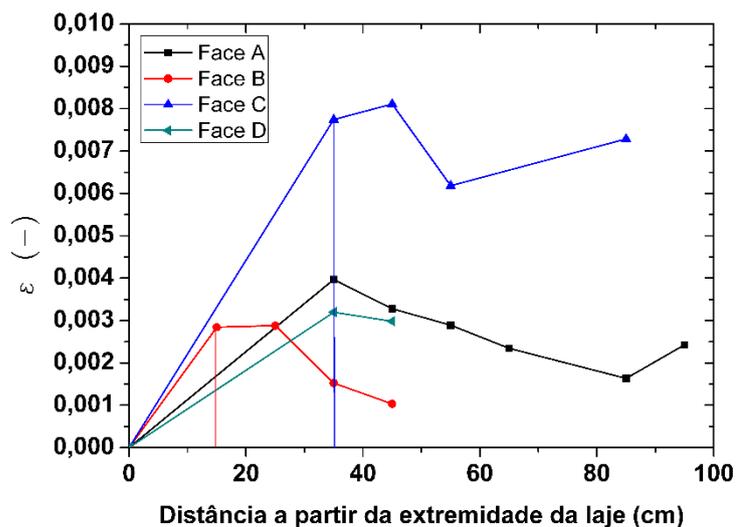
$$G_{\text{fl}} = 73f_c^{0,18} \quad (6-3)$$

6.2 Resultados dos ensaios de comprimento de transferência

O comprimento de transferência foi determinado para as quatro faces do espécime TR-4, laje completa. A Figura 6-1 mostra a variação das deformações relativa entre os pinos para cada face.

A curva azul obteve maior patamar de deformação, com perda de linearidade da ordem de 36,0 cm. As faces C e D correspondem aos mesmos 36 cm. A face B apresentou perda de linearidade próxima de 17,5 cm. Excluindo a curva vermelha, as outras apresentaram praticamente o mesmo valor de perda de linearidade. Então, o comprimento de transferência seria da ordem de 36,0 cm.

Figura 6-1 - Medição do comprimento de transferência na pista de protensão

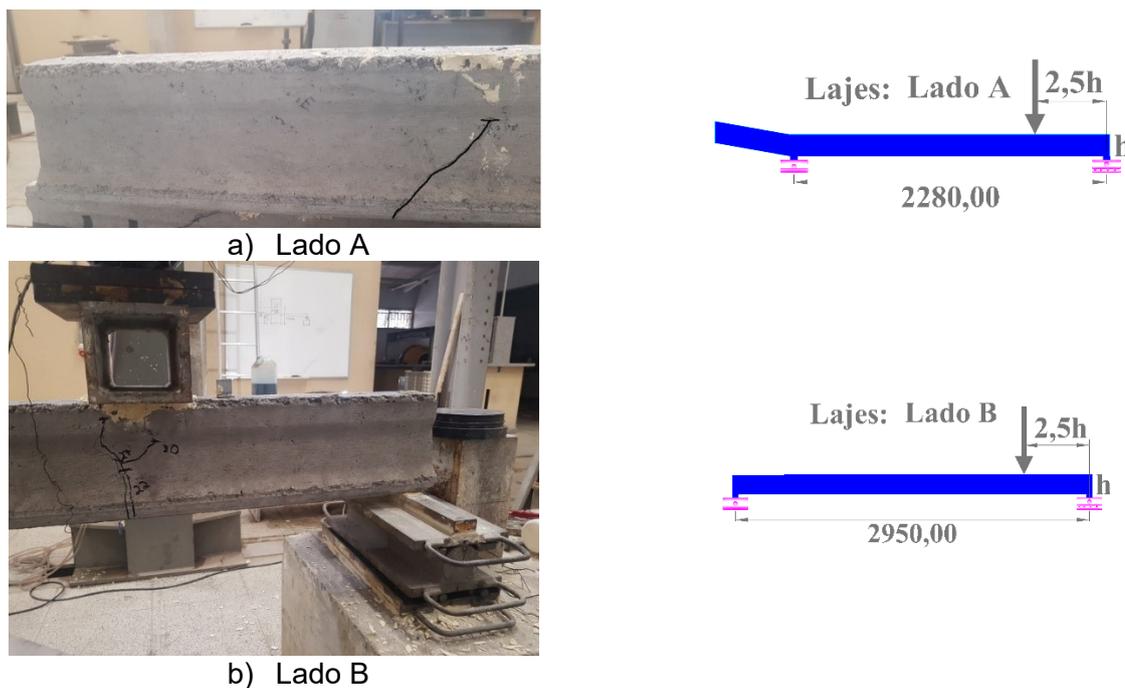


Fonte: próprio autor

6.3 Resultados experimentais da série I

Para o modelo TR2-10, as fissuras são apresentadas na Figura 6-2a (Lado A) e na Figura 6-2b (Lado B). No lado A, a fissura se apresenta de forma inclinada, o que indica influência do cisalhamento na ruptura. Já no lado B, percebe-se uma fissura praticamente vertical, o que sugere maior influência da flexão.

Figura 6-2 - Fissuras do espécime TR2-10



Fonte: próprio autor

Na Figura 6-3 são apresentadas as fissuras dos lados A e B do modelo TR3-2. Observa-se que no lado A fissuras surgiram entre o apoio e a aplicação da carga. No relato temporal do ensaio, a primeira fissura a surgir foi a que caminha horizontalmente pela região superior da nervura.

O motivo dessa fissura ter aparecido está relacionado com o mal adensamento da região superior da nervura, onde observa-se um alto grau de porosidade, Figura 6-3A.

Já para o lado B do modelo TR3-2, Figura 6-3B, observa-se que as fissuras percorreram a trajetória do apoio passando pela altura do ponto crítico e então inclinaram em direção à força. Isso mostra forte influência do cisalhamento na ruptura da peça.

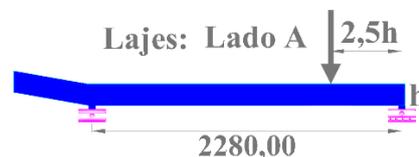
O espécime TR3-3 apresenta seus resultados de fissuração na Figura 6-4. No Lado A, Figura 6-4a, surgiram inicialmente fissuras de flexão, e, posteriormente, estas fissuras inclinaram em direção à carga.

O mesmo comportamento ocorreu no lado B, Figura 6-4b. A peça TR3-3 apresentou melhor adensamento que a peça TR3-2.

Figura 6-3 - Fissuras do espécime TR3-2



a) Lado A



b) Lado B



Fonte: próprio autor

O problema do adensamento ruim se repetiu na peça TR3-4 no lado A, Figura 6-5a, e igualmente ao segmento TR3-2 a peça TR3-4 possui cordoalha superior, Figura 5-3. Assim, a fissura na região superior da nervura está novamente relacionada com o adensamento.

Já no lado B do segmento TR3-4, Figura 6-5b, observa-se uma fissura inclinada e aparentemente sem a presença de fissuras de flexão.

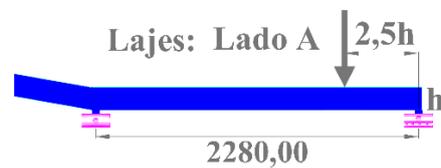
A peça TR3-5 apresenta o padrão de fissuras mostrado na Figura 6-6. Esta peça não sofreu com grandes problemas de adensamento em nenhum dos lados, e ambos mostram que as fissuras estão inclinadas e não partem do apoio. Estas fissuras iniciaram-se como fissuras verticais devido à flexão, e, posteriormente, inclinaram em direção à carga. Pode-se dizer que esta peça sofreu ruptura por flexão, e que os dois lados tiveram comportamento semelhante.

Contudo a fissura do lado A, TR3-5A (Figura 6-6), mostra maior inclinação do que a fissura do lado B. Entretanto, o lado B mostrou mais claramente a fissura vertical na fibra, que iniciou na fibra inferior. A fissura do Lado A vai em direção ao centro de aplicação da carga, enquanto a fissura do lado B atravessa o eixo do ponto de aplicação da carga. Também, ambas as fissuras iniciam a inclinação a partir da altura do que é considerado o ponto crítico.

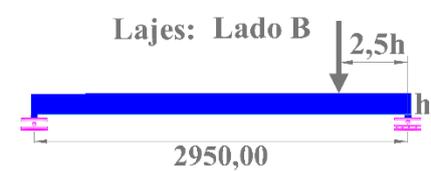
Figura 6-4 - Fissuras do espécime TR3-3



a) Lado A



b) Lado B

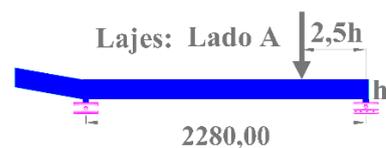


Fonte: próprio autor

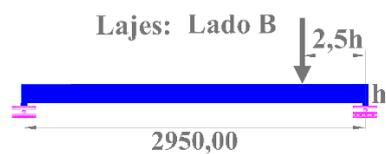
Figura 6-5 - Fissuras do espécime TR3-4



a) Lado A

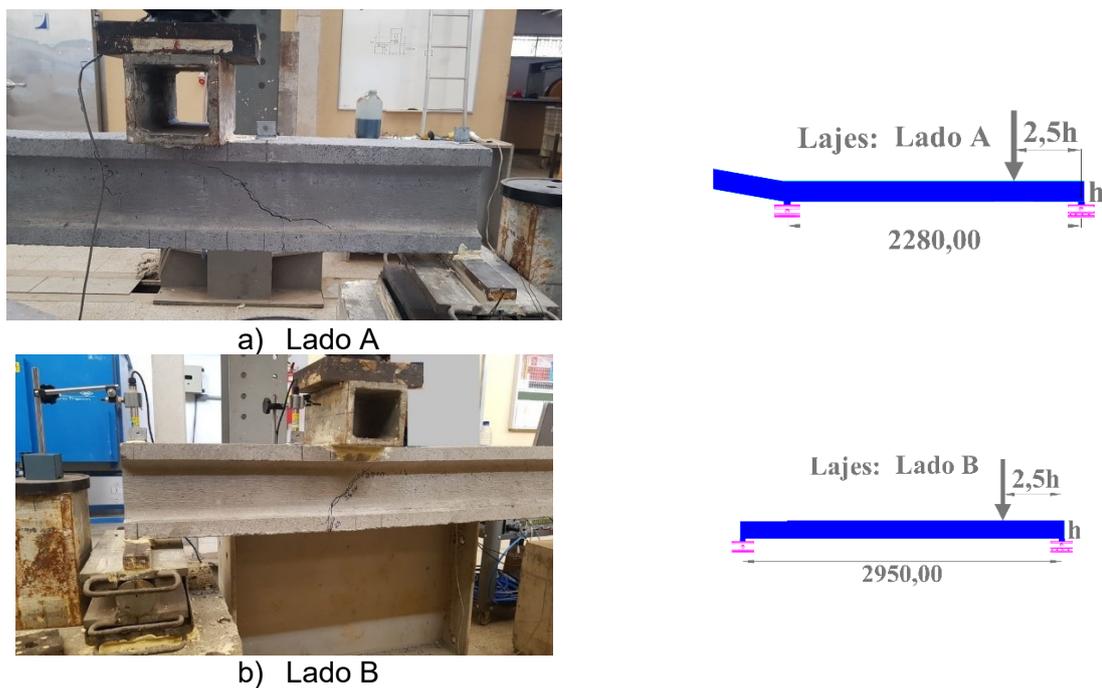


b) Lado B



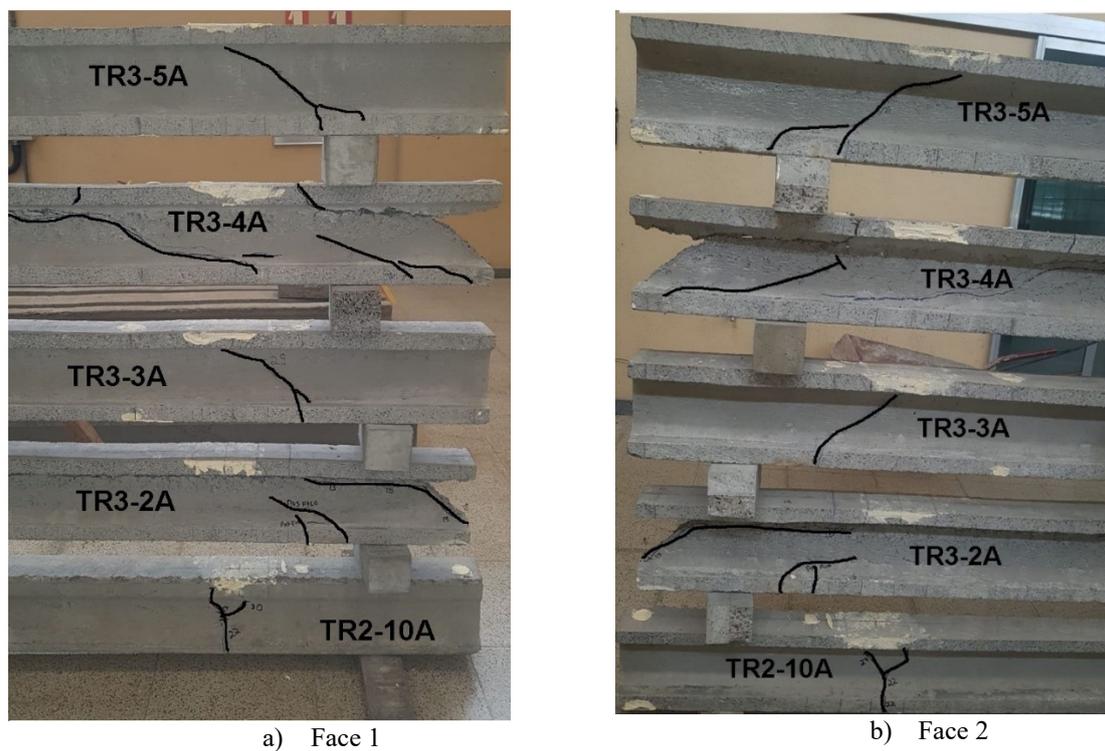
Fonte: próprio autor

Figura 6-6 - Fissuras do espécime TR3-5



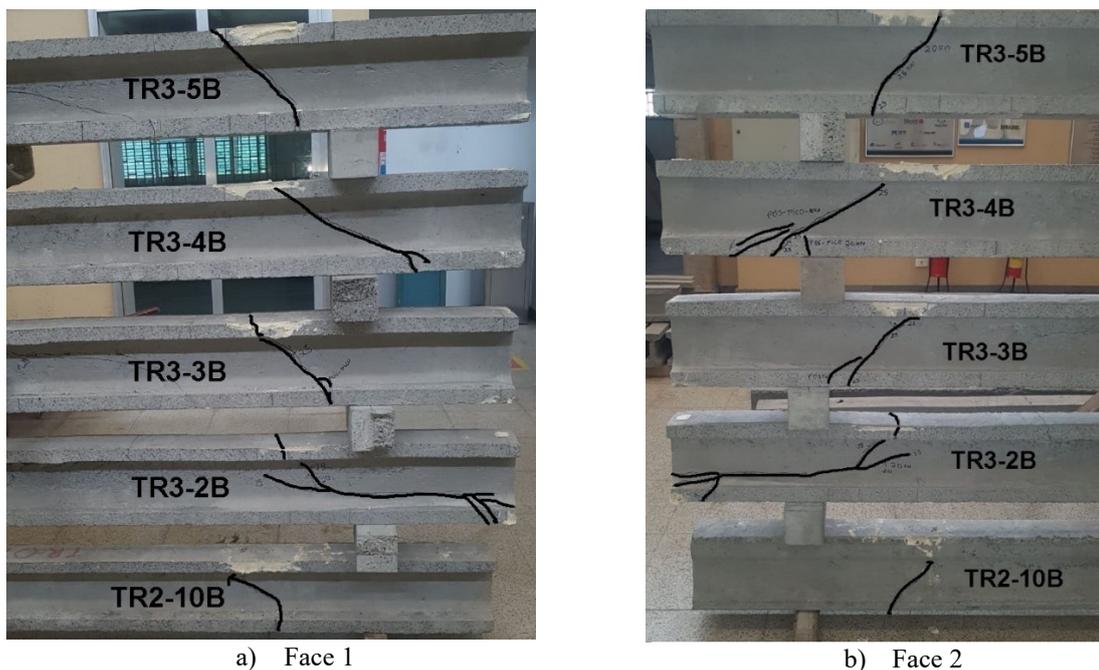
Fonte: próprio autor

Figura 6-7 - Fissuras do lado A da série I



Fonte: próprio autor

Figura 6-8 - Fissuras do lado B da série I



Fonte: próprio autor

Um dos objetivos desta pesquisa era cortar os segmentos para isolar as nervuras, e, conseqüentemente, reduzir os efeitos da torção. As figuras analisadas mostram apenas uma das faces de cada lado dos segmentos. Para melhor visualizar as fissuras de cada lado, as peças foram empilhadas para que as fissuras fossem comparadas. Assim, foram retiradas fotos para mostrar as figuras das duas faces de cada lado, e comparar se houve torção. A Figura 6-7a e Figura 6-7b mostram o padrão de fissuração de cada face para cada segmento apenas para o Lado A.

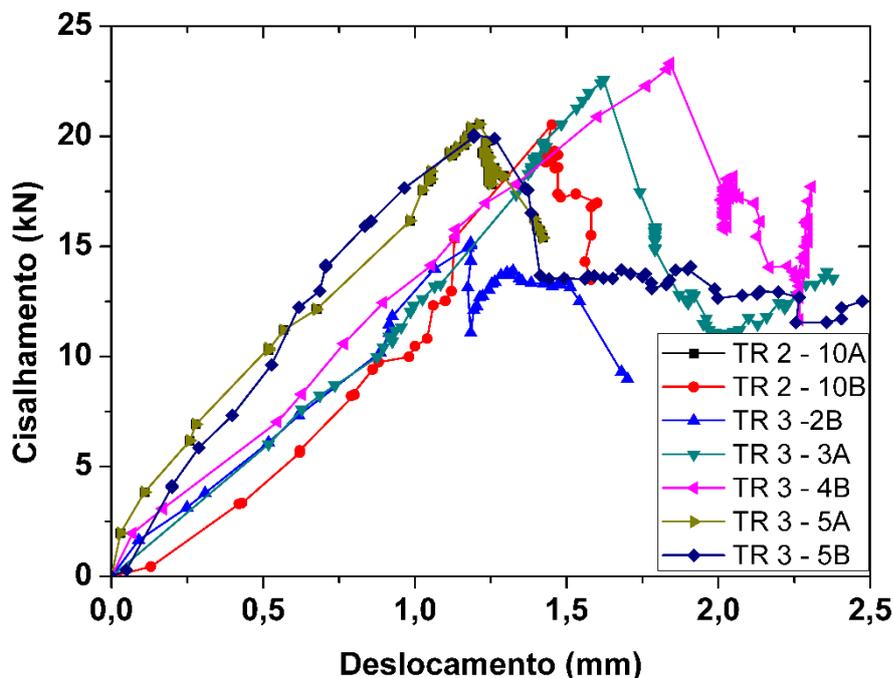
Percebe-se que nas duas faces da peça TR2-10 o padrão de fissura é o mesmo. Para a peça TR3-2, mesmo com o problema do adensamento, também foi observado o mesmo padrão de fissuração para as duas faces. A peça TR3-3 também apresentou o mesmo padrão de fissuração para as duas faces. O mesmo foi observado na peça TR3-4, que apresentou fissuras próximas à extremidade. A peça TR3-5 apresenta também mesmo padrão de fissuração para as duas faces. Na Figura 6-8a e Figura 6-8b é mostrado o padrão de fissuração de cada face do Lado B. Também neste lado, observa-se o mesmo padrão de fissuração para as duas faces.

Desta forma pode-se concluir que este esquema de ensaio, onde a laje é cortada em segmentos de nervura como perfis I apresenta boa redução dos efeitos de torção. Assim, é um importante método de ensaio quando se quer analisar cisalhamento ou efeito de flexão em lajes alveolares protendidas.

A Figura 6-9 mostra a curva força cortante por deslocamento de cada modelo. Estas curvas foram obtidas pelo sistema de aquisição, descontado o deslocamento dos apoios. Os

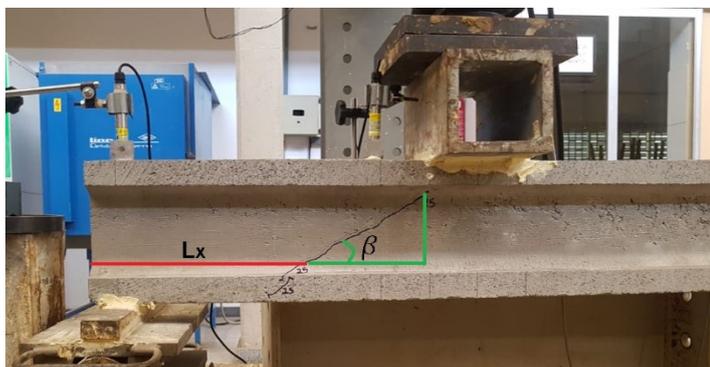
modelos TR3-2A e TR3-4A (Lado A) não foram representados nessa figura, pois o sistema de aquisição apresentou uma nuvem de pontos sem padrão.

Figura 6-9 - Curvas de deslocamento por força cortante da série I



Fonte: próprio autor

Figura 6-10 - Esquema de medidas do comprimento de transferência e do ângulo da fissura



Fonte: próprio autor

Um resumo dos resultados pode ser visto na Tabela 6-2, onde é indicada a força de ruptura e o tipo de ruptura. O comprimento de transferência (L_x) e o ângulo da fissura (β) foram determinados segundo a Figura 6-10.

A primeira coluna da Tabela 6-2 mostra os nomes dos modelos ensaiados. Os modelos TR3-3B e TR3-4B foram retirados, pois sofreram deterioração durante o transporte e não registraram força resistente. Também foi realizado um teste para identificar se algum modelo apresentou resultado de força resistente considerado um espúrio, ou *outlier*. Os critérios usados foram os de Chauvenet (1960) e Grubbs (1969). Dentre todos os resultados, apenas

o segmento TR3-2A foi identificado como sendo espúrio pelo critério de Chauvenet (1960). Pelo critério de Grubbs (1969) nenhum resultado de força deveria ser excluído. Então, para decidir se seria excluído ou não observou-se os ângulos das fissuras (coluna 6 e 7), e chegou-se à conclusão de que os ângulos ficaram muito distantes, da ordem de 10° . Dessa forma, optou-se por retirar este modelo da análise.

Tabela 6-2 - Resumo dos experimentos da série I

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	Tipo de ruptura visível	l_x (cm)		Ângulo da fissura β	
			Face 1/Face 2	Face 1/Face 2	Face 1/Face 2	Face 1/Face 2
TR2-10A	19,35	Flexão	63,0	63,1	90,0°	89,8°
TR2-10B	20,53	Flexão	56,5	56,3	52,4°	37,0°
TR3-2B	14,95	Cisalhamento	48,0	49,0	63,4°	44,3°
TR3-3A	22,56	Flexão e cisalhamento	43,0	41,5	41,8°	41,0°
TR3-4B	23,31	Cisalhamento	31,5	27,5	45,2°	32,5°
TR3-5A	20,56	Flexão e cisalhamento	41,5	40,3	44,8°	45,6°
TR3-5B	19,97	Flexão e cisalhamento	50,3	50,2	45,5°	40,8°
Média	20,17	-	47,6	46,8	54,7	47,2
Des. pad.	2,70	-	10,34	11,66	17,16	19,26
Coef. de Variação	0,12		0,22	0,25	0,31	0,41

Fonte: próprio autor

A segunda coluna da Tabela 6-2 mostra a resistência ao cisalhamento de cada peça. A terceira coluna mostra o padrão de ruptura observado para modelo. A quarta coluna se divide em duas colunas mostram o comprimento de transferência para cada face. A coluna 5 se divide em duas colunas que mostram os ângulos das fissuras para cada face, conforme Figura 6-10.

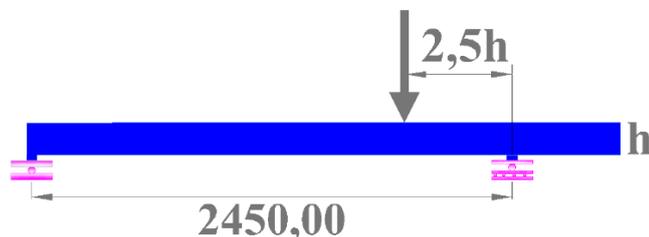
Os modelos possuíram baixa variação de carga máxima, com coeficiente de variação da ordem de 12%. O ponto crítico está distante na média de 47,0 cm a partir do apoio, e pode variar 10,0 cm. Os ângulos da fissura giram entre $47,2^\circ$ e $54,7^\circ$.

6.4 Resultado experimental da série II

A série II foi executada com o esquema de ensaio mostrado na Figura 6-11. Todos os modelos foram ensaiados apenas de um lado. O objetivo deste ensaio era observar o

comportamento da ruptura quando aplicado o carregamento em uma região sem a influência do comprimento de transferência.

Figura 6-11 - Esquema de ensaio da série II



Fonte: próprio autor

A Figura 6-12 mostra que a fissura do modelo TR2-6 parte do apoio até o ponto de aplicação da carga. Neste ensaio houve abrupta ruptura na região central da nervura. Posteriormente, uma fissura de flexão surgiu próximo a região de aplicação do carregamento. Contudo, essa fissura de flexão ocorreu depois que a fissura de cisalhamento já estava bem avançada. Portanto, pode-se dizer que a ruptura foi por tração diagonal.

Na Figura 6-13 é mostrada a fissuração do segmento TR2-7, e os mesmos efeitos do segmento TR2-6 foram observados. Assim, a fissura de tração diagonal governou a ruptura da peça. Esta fissura partiu do apoio até o ponto de aplicação da carga. Posteriormente, fissuras de flexão se tornaram visíveis.

Figura 6-12 - Fissuras do modelo TR2-6



Fonte: próprio autor

Na Figura 6-14 observou-se o mesmo fenômeno para o segmento TR2-7. Pode-se concluir, que estas três peças romperam, primordialmente, por tração diagonal. Embora fissuras de flexão possam ter surgido antes da fissura de tração diagonal, as mesmas não foram observadas.

Figura 6-13 - Fissuras do modelo TR2-7

Fonte: próprio autor

Na Figura 6-15 é mostrado o padrão de fissuração do segmento TR2-9. A fissura de cisalhamento partiu do apoio e depois caminhou em direção ao ponto de aplicação de carga. É muito provável que isso ocorreu devido ao mau adensamento da nervura. Assim, a cordoalha provavelmente escorregou, gerando a fissura horizontal observada na Figura 6-15. Então, pode-se dizer que esta peça rompeu por cisalhamento com escorregamento da cordoalha de protensão superior.

Figura 6-14 - Fissuras do modelo TR2-8

Fonte: próprio autor

Figura 6-15 - Fissuras do modelo TR2-9

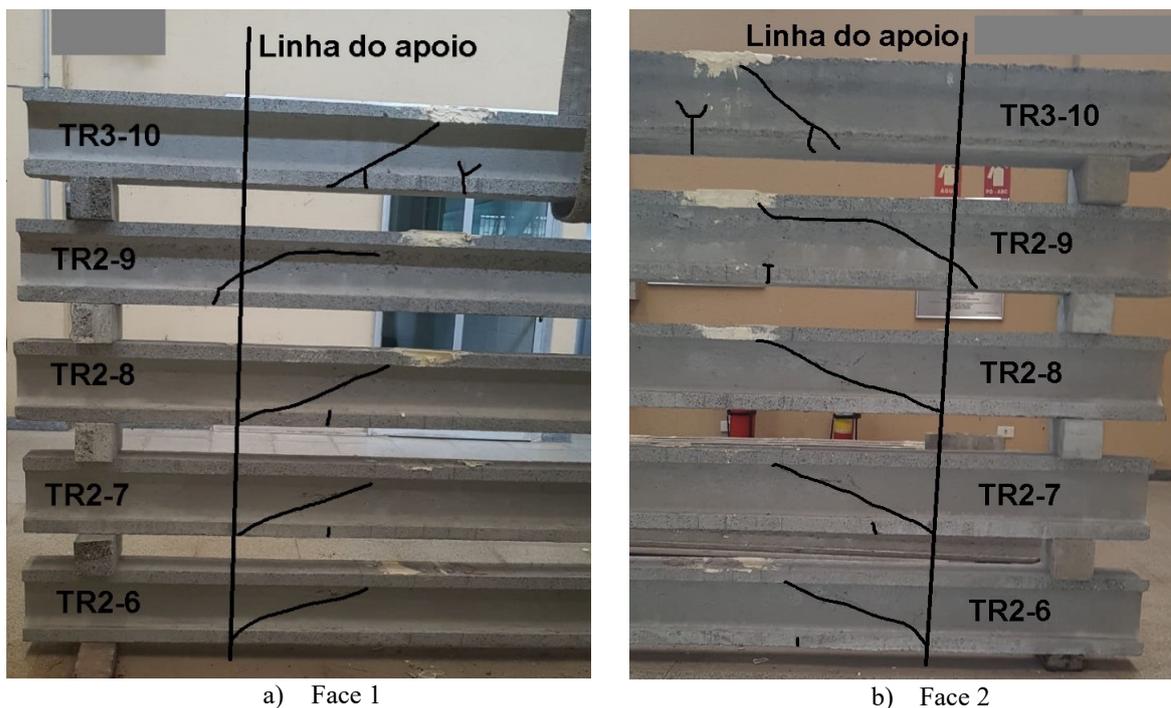
Fonte: próprio autor

A última peça ensaiada era uma de canto (Figura 5-3), denominada TR3-10. O objetivo era observar se a peça de canto teria o mesmo comportamento das peças centrais, o que não ocorreu. Na Figura 6-16 é mostrado o padrão de fissuração deste segmento. Neste modelo, as primeiras fissuras a surgirem foram as de flexão, posteriormente surgiram fissuras inclinadas. Como a forma geométrica da seção transversal do segmento TR3-10 era diferente dos segmentos anteriores, seu comportamento à força cortante não seguiu o padrão dos outros segmentos.

Figura 6-16 - Fissuras do modelo TR3-10

Fonte: próprio autor

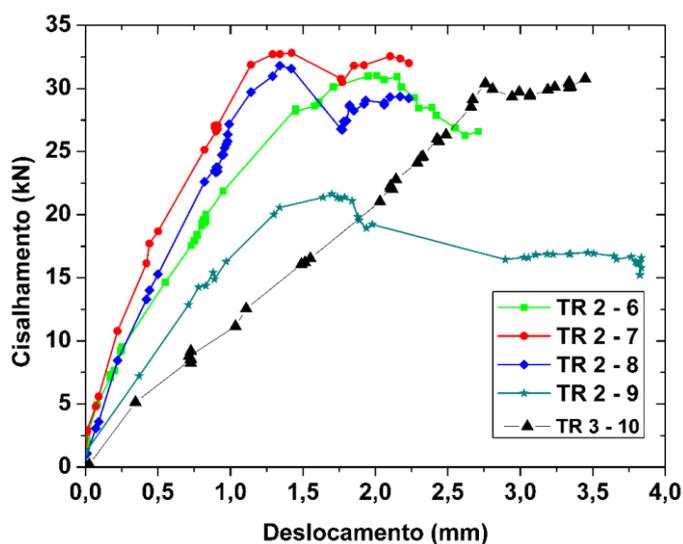
Figura 6-17 - Fissuras dos modelos série II



Fonte: próprio autor

Para melhor comparar o comportamento de cada segmento em ambas as faces a Figura 6-17 foi elaborada. Comparando cada face do mesmo segmento, observou-se o mesmo padrão de fissura. Por exemplo, mesmo a peça TR2-9 não possuindo bom adensamento, na nervura, observou-se mesmo padrão de fissuras semelhante para as duas faces. Este comportamento foi observado em todas as peças, Figura 6-17. Portanto, essa metodologia se mostra eficiente no combate à torção para ensaios de cisalhamento em segmentos de lajes alveolares protendidas.

Figura 6-18 - Curvas de deslocamento por força da série II



Fonte: próprio autor

A Figura 6-18 mostra as curvas de força cortante versus deslocamento vertical medido no ponto de aplicação da força dos modelos ensaiados. Observa-se que o modelo TR2-9 obteve baixa carga última, já que tinha problemas de adensamento. Os modelos TR2-6, TR2-7 e TR2-8 tiveram curvas próximas com baixa variação. Já o modelo TR3-10 obteve mesmo patamar de força última dos três modelos anteriores, porém com menor rigidez.

Na Tabela 6-3 é mostrado o resumo do comportamento dos segmentos da série II. Em sua segunda coluna é mostrada a força última de cada modelo. Excluindo o modelo TR2-9, os outros obtiveram força resistentes últimas semelhantes com média de 32,02 kN e desvio padrão de 0,69 kN. Na segunda coluna é mostrado o padrão de fissuração, onde todos eles foram governados por cisalhamento, exceto o modelo TR3-10. Embora os três primeiros tenham sido com maior influência do cisalhamento do que a flexão.

Na coluna quatro da Tabela 6-3, duas sub colunas foram criadas para mostrar a distância do ponto crítico até o ponto do apoio (l_x) de cada face. Os três primeiros modelos possuíam comprimentos semelhantes. O modelo TR2-9 obteve uma fissura partindo antes do apoio e, portanto, ao valor foi atribuído o sinal negativo. O modelo com maior distância do ponto crítico foi o TR3-10, que obteve valor da ordem de 30,0 cm. Isso indica que quando a ruptura ocorre por flexão, a distância do ponto crítico ao apoio (l_x) está mais próximo do ponto de aplicação da carga do que do apoio. Por outro lado, quando a ruptura é por cisalhamento a distância do ponto crítico tende a ficar próxima ao apoio.

Tabela 6-3 - Resumo dos experimentos da série II

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	Tipo de ruptura visível	l_x (cm)		Ângulo da fissura β	
			Face 1	Face 2	Face 1	Face 2
TR2-6	30,99	Cisalhamento	5,0	7,0	17,8°	19,3°
TR2-7	31,80	Cisalhamento	12,3	13,3	23,2°	18,3°
TR2-8	32,71	Cisalhamento	12,1	18,7	17,3°	23,8°
TR2-9	21,63	Cisalhamento e escorregamento da cordoalha	-2,0 ^{a)}	-4,0 ^{a)}	29,9°	30,9°
TR3-10	32,56	Flexão	31,3	30,2	29,0°	37,9°
Média^{b)}	32,02	-	15,1	17,3	21,8°	24,8°
Des. pad.^{b)}	0,79	-	9,7	8,5	4,7°	7,8°
Coef. de Variação	0,02		0,64	0,49	0,22	0,31

a) O sinal negativo significa que o ponto crítico iniciou antes do apoio; b) Estas médias desconsideram o valor de TR2-9 depois de uma análise pelo critério de Chauvenet (1960) e pelo critério de Grubbs (1969).

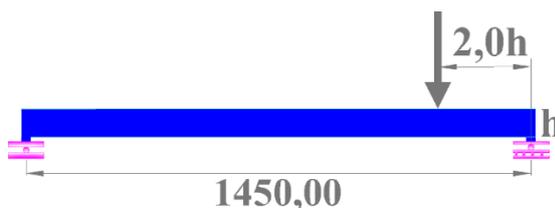
Fonte: próprio autor

Na quinta coluna da Tabela 6-3 foram criadas duas sub colunas para mostrar o ângulo da fissura de cada face. Para os três primeiros modelos os ângulos ficaram próximos e em torno de $20,0^\circ$. No modelo TR2-9 foi de $30,0^\circ$ e o modelo TR-3-10 teve média de $33,4^\circ$. Na média geral, excluindo o modelo TR2-9, obteve-se $21,8^\circ$ para uma face e $24,8^\circ$ para a outra.

6.5 Resultado experimental da série III

Nesta seção são apresentados os resultados da série III, onde as peças possuíam 1,50 m de comprimento. Os modelos não possuem protensão e a distância do ponto de aplicação de carga até o apoio é de $2,0H$, Figura 6-19. Esta distância foi escolhida uma vez que a carga para fissurar à flexão era maior que a carga estimada para romper por cisalhamento. Assim, seria possível determinar qual a parcela do concreto na resistência ao cisalhamento, ou seja, a parcela de resistência sem protensão de um segmento de laje alveolar.

Figura 6-19 - Esquema de ensaio da série III



Fonte: próprio autor

Na Figura 6-20 é apresentado o resultado do modelo SP-2 (sem protensão). A forma de ruptura foi por flexão com fissura na vertical. A posição da fissura está exatamente abaixo do ponto de aplicação da força externa.

Figura 6-20 - Fissuras do modelo SP-2



Fonte: próprio autor

Na Figura 6-21, observa-se o mesmo fenômeno no modelo SP-3. Embora a fissura possua alguma inclinação, está é praticamente vertical. Pode-se dizer que a ruptura desta peça também foi por flexão.

Figura 6-21 - Fissuras do modelo SP-3



Fonte: próprio autor

O padrão de fissuração da peça SP-4 é mostrado na Figura 6-22. A nervura desta peça não foi bem adensada e a força resistente foi bem abaixo das anteriores. Contudo, a fissura ainda é vertical e a ruptura é de flexão.

Figura 6-22 - Fissuras do modelo SP-4

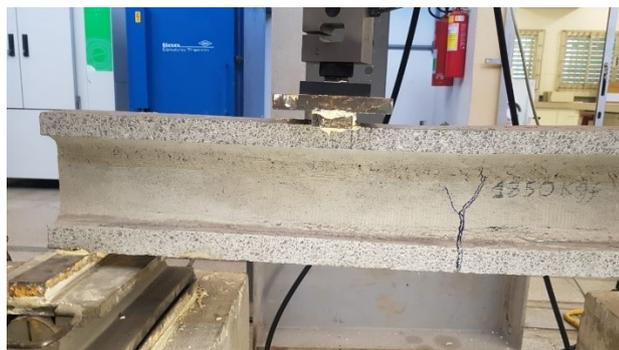


Fonte: próprio autor

O modelo mostrado na Figura 6-23 é o SP-5, e como os anteriores, a ruptura foi por flexão com fissura vertical. Nas peças anteriores, a fissura ocorreu na região do ponto de aplicação de carga, já na peça SP-5 a fissura ocorreu fora da região entre o apoio e o ponto de aplicação da força externa. É provável que a seção da fissura tenha sido distante devido ao adensamento do concreto na seção desta fissura. Pois, entre o apoio e o ponto de aplicação da carga, observa-se na alma da nervura que o adensamento do concreto estava melhor do que na região onde ocorreu a fissura.

O segmento SP-8, mostrado na Figura 6-24, também possuiu fissuração vertical com ruptura por flexão. Também, observa-se que a fissura esteve na região do ponto de aplicação da carga, porém, ligeiramente afastada.

Assim, todos os resultados possuíram fissura vertical, e apenas o modelo SP-5 apresentou posição da fissura afastada do ponto de aplicação de carga. A intensidade das forças e a posição de cada fissura variaram devido ao adensamento do concreto.

Figura 6-23 - Fissuras do modelo SP-5

Fonte: próprio autor

Figura 6-24 - Fissuras do modelo SP-8

Fonte: próprio autor

Com a finalidade de testar a influência da distância da carga, o modelo SP-7 foi ensaiado com a distância H do apoio ao invés de $2,0H$. Na Figura 6-25 é mostrado que o padrão de fissuração foi exatamente o mesmo dos segmentos anteriores.

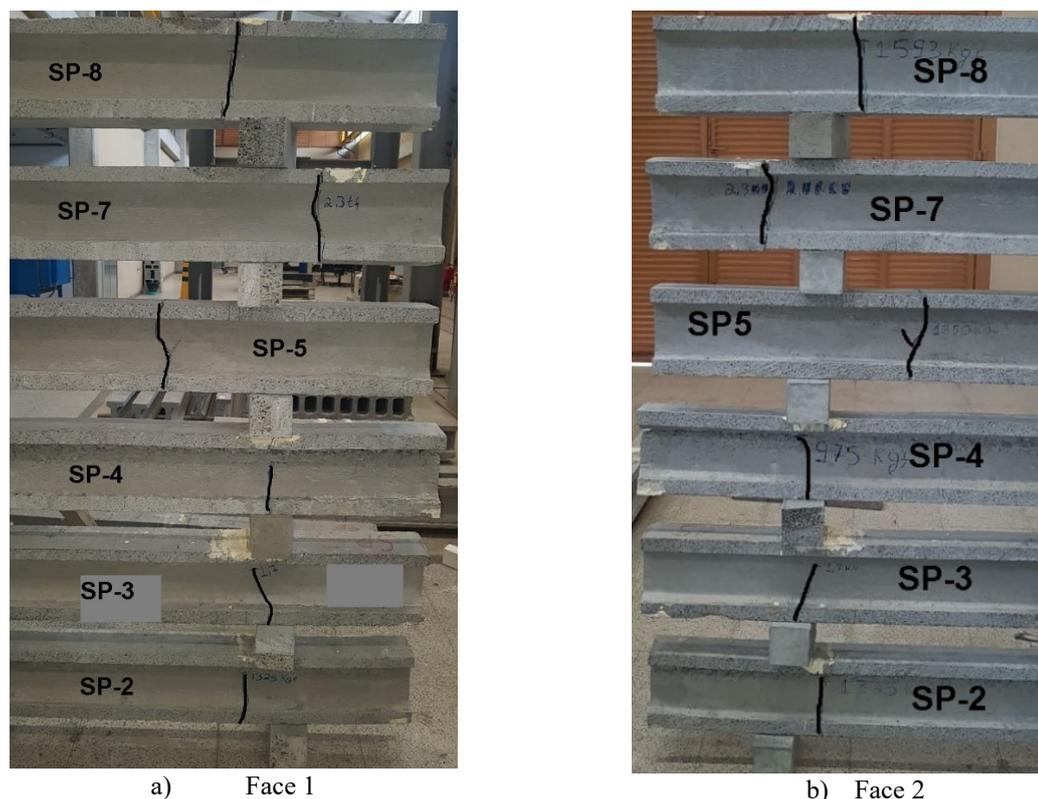
Figura 6-25 - Fissuras do modelo SP-7*

*Modelo com aplicação de carga a distância H do apoio

Fonte: próprio autor

Em geral, os modelos não apresentaram grande influência da torção. Isso porque em ambas as faces as fissuras foram praticamente as mesmas, como pode ser visto na Figura 6-26. Tanto a face 1 como a face 2 de cada segmento obtiveram o mesmo padrão de fissuração. Portanto, essa metodologia de ensaio se mostrou satisfatória no combate à torção em ensaio de cisalhamento de lajes alveolares, seja protendida ou não.

Figura 6-26 - Fissuras dos modelos série III



Fonte: próprio autor

Um resumo dos resultados dos espécimes sem protensão, desta série III, é apresentado na Tabela 6-4. As resistências dos modelos SP-2 e SP-4 foram menores que os outros. Nas Figura 6-22 e Figura 6-21 já foram relatados os problemas de adensamento do concreto destes espécimes, embora o modelo SP-5 (Figura 6-23) também tenha apresentado problemas de adensamento. O que diferencia os modelos SP-2 e SP-4 do segmento SP-5 é onde está o problema de adensamento. Isso porque naqueles dois primeiros, o adensamento ruim está presente entre o apoio e o ponto de aplicação da carga. No modelo SP-5, o adensamento ruim está depois do ponto de aplicação de carga.

Já os modelos SP-3 e SP-8 apresentaram forças resistentes muito semelhantes já que não tinham nenhum problema de adensamento.

A primeira coluna da Tabela 6-4 mostra os nomes dos segmentos ensaiados. A segunda coluna mostra os resultados de fora cortante para cada exemplar. A terceira coluna da Tabela 6-4 mostra os momentos últimos de cada segmento. A coluna 4 mostra que todos

os modelos romperam por flexão. Na coluna 5 são mostradas as distâncias da seção de ruptura até a face externa próxima ao apoio. Observa-se que todos os outros espécimes obtiveram seção de ruptura próxima ao ponto de aplicação carga. Os modelos com aplicação de carga a 2,0H (2 vezes 210 mm) do apoio tiveram média de distância da seção crítica até a face externa de 43,7 cm, para ambos os lados. O desvio padrão destes modelos esteve entre 1,77 cm e 1,93 cm.

A última coluna mostra que todos os modelos possuíram ângulo de fissuras acima de 75,0°, sendo a maioria de 90,0°.

Tabela 6-4 - Resumo dos experimentos da série III

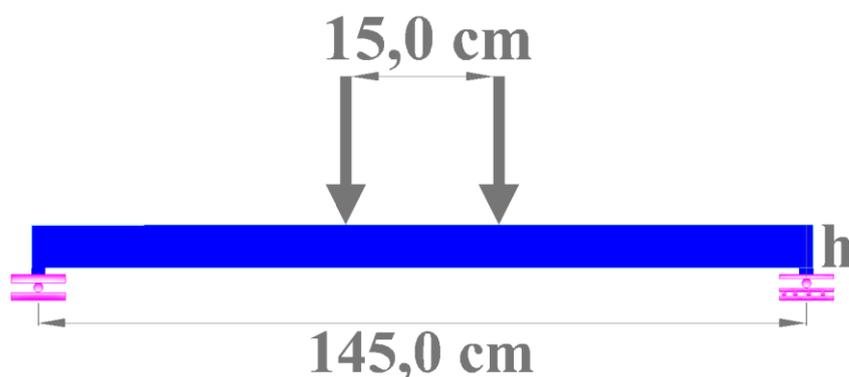
Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$M_{u,exp}$ (kN.m)	Tipo de ruptura visível	l_x (cm) Face 1/Face 2		Ângulo da fissura β Face 1/Face 2	
SP-2	9,23	3,877	Flexão	44,3	44,3	90°	90°
SP-3	12,15	5,103	Flexão	42,0	42,4	75	80
SP-4	6,79	2,852	Flexão	41,9	41,9	90°	90°
SP-5	12,86	5,401	Flexão	62,6	63,0	90°	90°
SP-8	11,09	3,877	Flexão	46,6	46,4	90°	90°
Média^{b)}	10,42	4,378	-	43,8	44,3	-	-
Des. pad.^{b)}	2,45	1,03	-	11,9	11,33	-	-
Coef. de Variação	0,23	0,23		0,27	0,26		

Fonte: próprio autor

6.6 Resultado experimental da série IV

Nesta série IV são apresentados os resultados de flexão dos segmentos do trecho 1, ou seja, sem protensão. Este ensaio tem como objetivo comparar a resistência à tração do concreto de uma laje alveolar com a resistência à tração dos corpos de prova. Na Figura 6-27 um esquema simplificado é apresentado para lembrar o esquema de ensaio. Neste esquema não há protensão nos segmentos, embora a cordoalha esteja presente.

Figura 6-27 - Esquema de ensaio da série IV



Fonte: próprio autor

Na Figura 6-28 é mostrado o padrão de fissuração do modelo SP-1, que é uma peça de canto da laje alveolar. Esta fissura tem trajetória vertical, e se situa dentro dos pontos de aplicação de carga. Isso quer dizer que é uma fissura de flexão pura, ou seja, sem influência da força cortante. A ruptura da peça foi de forma segura com um leve som de ruptura. Esta informação é importante, pois quando se idealizou esta metodologia, com segmentos de lajes alveolares, havia receio da insegurança do ensaio devido à falta de protensão. Foi por este motivo que as peças sem protensão mediam 1,50 metros e não três metros, como os segmentos protendidos.

Figura 6-28 - Fissuras do modelo SP-1



Fonte: próprio autor

O espécime SP-6 apresentou uma fissura vertical, porém fora dos limites entre os pontos de aplicação do ensaio (Figura 6-29). Este modelo não é válido para analisar a resistência à tração do concreto por flexão pura, uma vez que existe cisalhamento na seção desta fissura.

Figura 6-29 - Fissuras do modelo SP-6

Fonte: próprio autor

Na Figura 6-30 é apresentado o padrão da fissuração do modelo SP-9, e a forma da fissura é vertical. Esta fissura está presente entre os pontos de aplicação de carga, portanto não possui influência do cisalhamento. Assim, pode ser usado na análise da resistência à tração do concreto.

Figura 6-30 - Fissuras do modelo SP-9

Fonte: próprio autor

Assim como no espécime SP-1, o modelo SP-10 (Figura 6-31) apresentou força máxima menor que os modelo SP-9. Contudo, o padrão de fissura destes três segmentos foi o mesmo, ou seja, vertical e dentro dos limites de aplicação de força. Assim, os três modelos podem ser usados para uma análise de flexão pura com a finalidade de determinar a resistência à tração do concreto que compõe estas peças.

Figura 6-31 - Fissuras do modelo SP-10

Fonte: próprio autor

A Figura 6-32 mostra o panorama de fissuração dos modelos. Observa-se que para um mesmo segmento, as faces apresentaram mesmo padrão de fissuração. Assim, a metodologia de cortes em segmentos para este ensaio reduziu a influência da torção.

Figura 6-32 - Fissuras dos modelos série IV

a) Face 1



b) Face 2

Fonte: próprio autor

A Tabela 6-5 mostra o resumo dos resultados. Observa-se que na coluna dois são apresentados os valores de força adquirida pelo sistema de aquisição divididos por dois pontos de aplicação. O segmento SP-6 não obteve fissura por flexão pura, e não será considerado para determinar a resistência à tração. As forças resistentes dos modelos SP-1 e SP-10 estão muito próximas, e vale lembrar que estas peças eram nervuras dos cantos da laje alveolar original. Já o modelo SP-9 é uma nervura central, e possui melhor simetria em relação aos anteriores.

Na coluna três é apresentado o valor de momento de fissuração de cada espécime. O modelo SP-6 foi desconsiderado. Este momento de fissuração foi determinado como sendo o produto da força da coluna dois pela distância do ponto de aplicação de uma das cargas até o apoio mais próximo (65,0 cm). A quarta coluna mostra o tipo de ruptura de cada peça.

Por fim, a quinta coluna mostra os valores de resistência à tração na flexão de cada espécime. A média destas resistências foi de 4,69 MPa com desvio padrão de 0,89 MPa. Comparando as resistências dos modelos SP-1 e SP-10, nota-se que há pouca diferença entre os modelos.

Tabela 6-5 - Resumo experimental da série IV

Modelo	$P/2$ (kN)	M_f (kN.m)	Tipo de ruptura visível	Resistência à tração do concreto ($f_{ct,f}$) MPa
SP-1	4,47	2,90	Flexão pura	4,19
SP-6 ^{a)}	7,85	-	Flexão com cisalhamento	-
SP-9	6,72	4,36	Flexão pura	5,98
SP-10	4,90	3,18	Flexão pura	3,90
Média^{b)}	5,36	3,48	-	4,69
Des. pad.^{b)}	0,96	0,63	-	0,89
Coef. de variação	0,26	0,18		0,24

a) Desconsiderado já que a fissura não foi de flexão pura; b) Desconsiderando o modelo SP-

Fonte: próprio autor

Contudo, como as nervuras de canto (SP-1 e SP-10) obtiveram baixa variabilidade, com média de 4,04 MPa e desvio padrão de 0,14 MPa. Multiplicando a resistência a tração média das nervuras externas por 0,7, isso renderia um $f_{ct,inf}$ igual 2,83 MPa. Comparando este valor com o da equação (6-2) de valor inferior da norma brasileira, que foi de 3,01 MPa, e a diferença seria de 6% ($1 - f_{experimental}/f_{empírico}$).

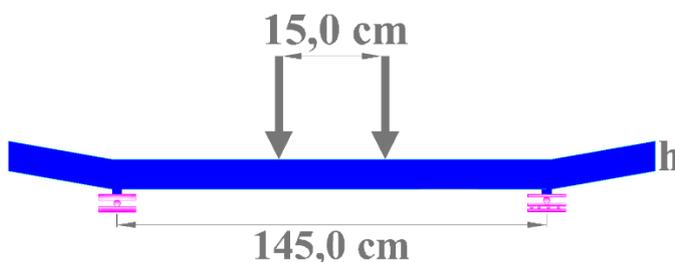
Considerando todas as nervuras, e levando em consideração o desvio padrão, o valor de, aproximadamente, $f_{ctk,inf} 2,30 \text{ Mpa} - f_{ctk,inf} = 0,7(f_{ctm} - 1,645s)$, onde s é o desvio padrão.

6.7 Resultado experimental da série V

Nesta série V são apresentados os resultados experimentais dos segmentos protendidos para ensaio de flexão pura. O corte esquemático da Figura 6-33 foi confeccionado para auxiliar a visualização do ensaio.

Neste ensaio tinha-se interesse em determinar o momento de fissuração, a carga de fissuração, e, por fim, a perda de protensão. Como já foram realizados ensaios de resistência à tração do concreto é possível determinar a perda de protensão

Figura 6-33 - Esquema de ensaio da série V



Fonte: próprio autor

O primeiro modelo ensaiado foi o TR3-3, mostrado na Figura 6-34. A primeira fissura do ensaio, observada, ocorreu entre os dois pontos de aplicação de carga. Posteriormente, uma fissura de cisalhamento abriu do apoio até a seção de posição da carga externa.

A fissura de flexão, que ocorreu entre os dois pontos de aplicação de carga, é uma fissura de flexão pura e foi a responsável pela ruptura da peça. Isso porque, quando ocorreu a fissura de flexão a intensidade da força mostrada no sistema de aquisição caiu repentinamente. A fissura de cisalhamento surgiu depois de continuar aplicando força, mas sem aumento de resistência medida no sistema de aquisição.

Figura 6-34 - Fissuras do modelo TR3-3



Fonte: próprio autor

Para o espécime TR3-4 (Figura 6-35) a ruptura não foi por flexão, pois uma fissura de cisalhamento associada ao escorregamento da cordoalha inferior foi determinante para ruptura. Esta peça sequer chegou a abrir fissuras de flexão. Assim, este modelo foi descartado das análises de flexão. O provável motivo que levou a este tipo de ruptura no segmento TR3-4 foi o mal adensamento do concreto na alma da nervura, e está visível no lado esquerdo do aparelho de apoio.

Figura 6-35 - Fissuras do modelo TR3-4



Fonte: próprio autor

Figura 6-36 - Fissuras do modelo TR3-5



Fonte: próprio autor

Para a peça TR3-5, a ruptura ocorreu por flexão e depois surgiu uma fissura de cisalhamento surgiu. Estas fissuras podem ser vistas na Figura 6-36, com a fissura de flexão presente entre os dois pontos de aplicação da força.

Na Figura 6-37 é mostrada a fissura de flexão da peça TR3-9 que ocorreu praticamente no meio do segmento. Esta peça não apresentou fissura de cisalhamento, pois a força última ficou muito próxima do limite de força resistido pela célula de carga. Assim, para não danificar o equipamento, o ensaio foi finalizado.

Figura 6-37 - Fissuras do modelo TR3-9



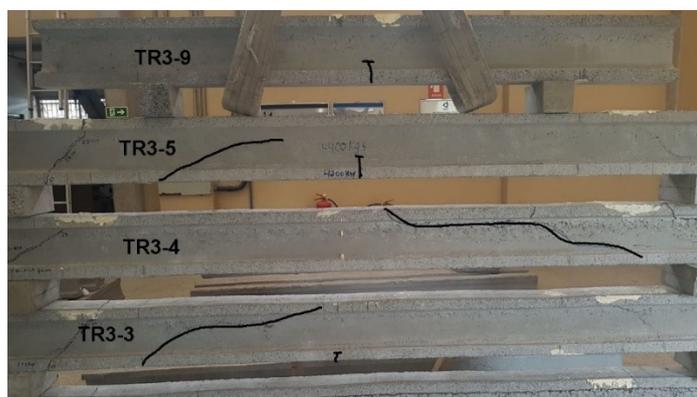
Fonte: próprio autor

Dentre os quatro modelos ensaiados pelo menos três apresentaram fissuras de flexão pura na ruptura. Para comprovar que não houve torção nas peças, a Figura 6-38 mostra as duas faces de cada modelo. As fissuras foram praticamente as mesmas para cada face de cada modelo. Portanto, pode-se novamente afirmar que esta metodologia de cortar a laje em segmentos reduz consideravelmente os efeitos de torção.

As curvas de força cortante por deslocamento de cada modelo estão apresentadas na Figura 6-39. A força mostrada no gráfico é a que o sistema de aquisição apresentou dividida por dois, que é a força cortante. O deslocamento é o medido a 55,0 cm de distância de um dos apoios descontado o deslocamento dos apoios.

Nesta curva, os modelos abriram fissuras de flexão antes de qualquer fissura de cisalhamento. Para os espécimes TR3-5 e TR3-9 as curvas foram muito semelhantes, tanto na inclinação quanto na força última. O modelo TR3-3 obteve força próxima aos modelos TR3-5 e TR3-9, porém apresentou um comportamento mais rígido. O modelo TR3-4 apresentou uma força menor que os outros modelos, e vale lembrar que este modelo não rompeu por flexão, portanto foi retirado da análise.

Figura 6-38 - Fissuras dos modelos série V



a) Face 1



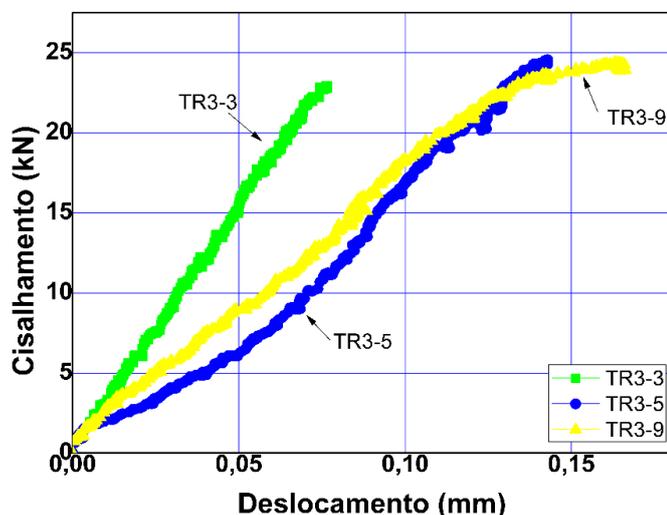
b) Face 2

Fonte: próprio autor

O comportamento de cada segmento está resumido na Tabela 6-6. Na coluna de número dois são mostradas as cargas últimas do ensaio de cada segmento. As forças mostradas nesta coluna são aquelas adquiridas pelo sistema de aquisição dividida por dois,

já que havia dois pontos de aplicação. Os outros modelos obtiveram valores de força semelhantes, com média de 23,47 kN e desvio padrão de 1,84 kN.

Figura 6-39 - Curvas força por deslocamento da série V



Fonte: próprio autor

Na terceira coluna da tabela é mostrado o momento de fissuração de cada peça. Este momento foi calculado como sendo o produto entre a força determinada da coluna dois com a distância de uma das cargas até o ponto de apoio, que foi de 65,0 cm. A média dos resultados foi de 1525,76 kN.cm com desvio padrão de 120,14 kN.cm.

Na quarta coluna é apresentado o tipo de ruptura de cada modelo. Por fim, na quinta coluna são mostradas a perda de protensão de cada modelo. A média da perda de protensão é de 23,69% com desvio padrão de 8,81%.

Tabela 6-6 - Resumo dos experimentos da série V

Modelo	$P/2$ (kN)	M_r (kN.cm)	Tipo de ruptura visível	Perda de protensão (%)
TR3-3	22,80	1482,0	Flexão pura	18,54
TR3-5	24,36	1264,25	Flexão pura	36,10
TR3-9	23,26	1511,9	Flexão pura	16,43
Média^{b)}	23,47	1525,76	-	23,69
Des. pad.^{b)}	1,84	120,14	-	8,81
Coef. de Variação	0,08	0,08		0,37

a) Esta carga não é a de fissuração e sim a carga última do modelo, pois não rompeu por flexão pura e sim por cisalhamento e escorregamento da armadura; b) Excluindo o segmento TR3-4. O valor de $f_{ctm,f}$ usado foi de 4,69 MPa para o cálculo das perdas.

Fonte: próprio autor

6.8 Resultado experimental da série VI

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais da laje alveolar protendida nomeada de TR-4. As Figura 6-40a e Figura 6-40b mostram o tipo de fissura em cada face da laje alveolar para o ensaio com vão de 2,95 m (lado A). Observa-se que as fissuras não partiram do apoio e que fissuras de flexão estão associadas com fissuras de cisalhamento.

Comparando as fissuras mostradas na Figura 6-40a e Figura 6-40b percebe-se que o fenômeno que levou a ruptura de cada face é igual, embora as fissuras sejam ligeiramente diferentes. Por exemplo, a fissura da Figura 6-40a é mais vertical no início que a fissura da Figura 6-40b. Também, na Figura 6-40b uma fissura na altura da cordoalha se faz presente, o que não correu na Figura 6-40a. Além disso, a fissura na Figura 6-40b estava mais próxima do apoio do que a fissura mostrada na Figura 6-40a.

Figura 6-40 - Fissura do lado A do modelo TR-4A



a) Face 1



b) Face 2



c) Esquema simplificado do ensaio (mm)

Fonte: próprio autor

De maneira geral o ensaio do modelo TR-4 é de uma laje alveolar protendida que apresentou maior influência de efeitos de torção que os segmentos cortados. Isso era de se esperar, já que as nervuras possuem resistências à tração do concreto diferentes, momentos de inércia diferentes. Portanto, é razoável que a ruptura de uma face seja ligeiramente diferente da outra. Contudo, mais ensaios devem ser realizados para comprar se esse efeito é efetivamente de torção.

Nas Figura 6-41a e Figura 6-41b são mostradas as fissurações do lado B (vão de 2,28 m). Neste caso, nota-se que as fissuras são diferentes. Em ambas as faces a fissura parte do ponto de aplicação do carregamento, e na face 2 ocorre o fendilhamento do concreto na altura da cordoalha. Assim, percebe-se que as faces romperam por mecanismos diferentes.

Figura 6-41 - Fissura do lado B do modelo TR-4B



a) Face1



b) Face 2

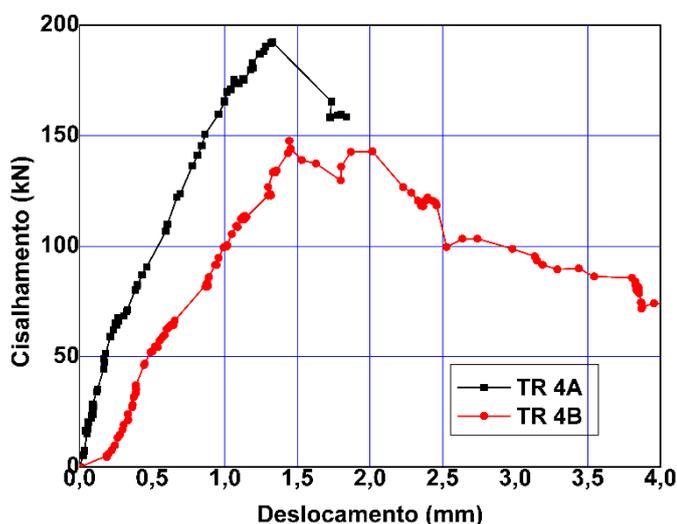


c) Esquema simplificado do ensaio

Fonte: próprio autor

O fato da cordoalha ter escorregado, em uma das faces, reduziu a carga última do lado B. Isso pode ser visto na Figura 6-42, onde a curva vermelha representa o modelo TR-4B, com vão de 2,28 m, e mostra uma resistência à força cortante menor que a curva preta, modelo TR-4A com vão de 2,95 m.

Figura 6-42 - Curvas de força cortante versus deslocamento da série VI

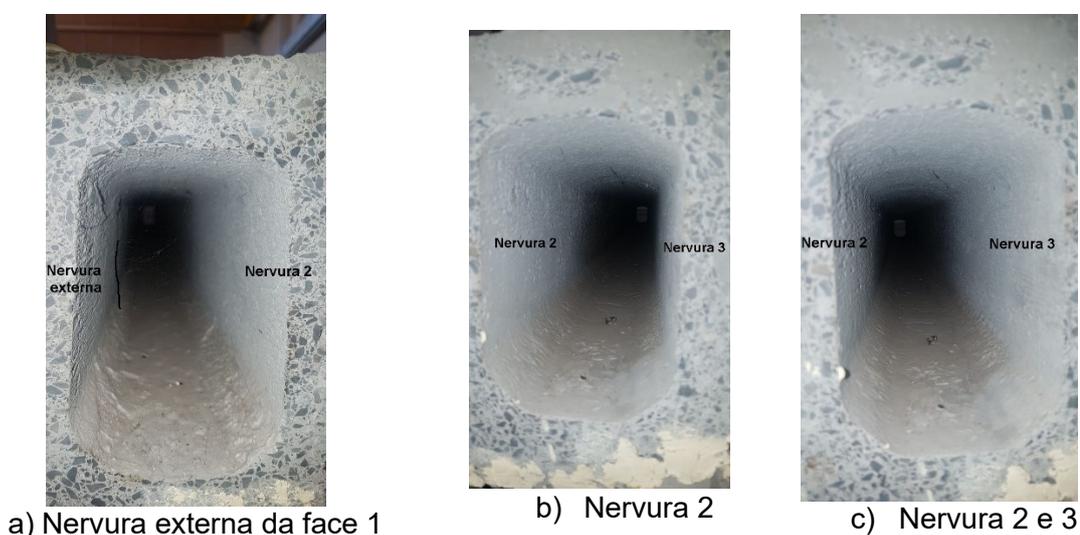


Fonte: próprio autor

Quando uma face fissa primeiramente, as outras nervuras tendem a redistribuir os esforços para garantir o equilíbrio. Esta distribuição pode acarretar tensões abruptas em outras nervuras, não possibilitando a redistribuição de esforços no caso de ensaios com controle de força e aumentando a influência de efeitos de torção.

A Figura 6-43 mostra como foi o comportamento da fissuração de algumas nervuras do lado A. Na Figura 6-43a é mostrada a face interna da nervura externa da face 1, e percebe-se uma fissura ao fundo que foi destacada em preto, no canto superior esquerdo. Já a nervura dois não sofreu nenhuma fissuração. Isso fica comprovado na Figura 6-43b, e na Figura 6-43c em que a nervura 3 também não apresentou fissura visível.

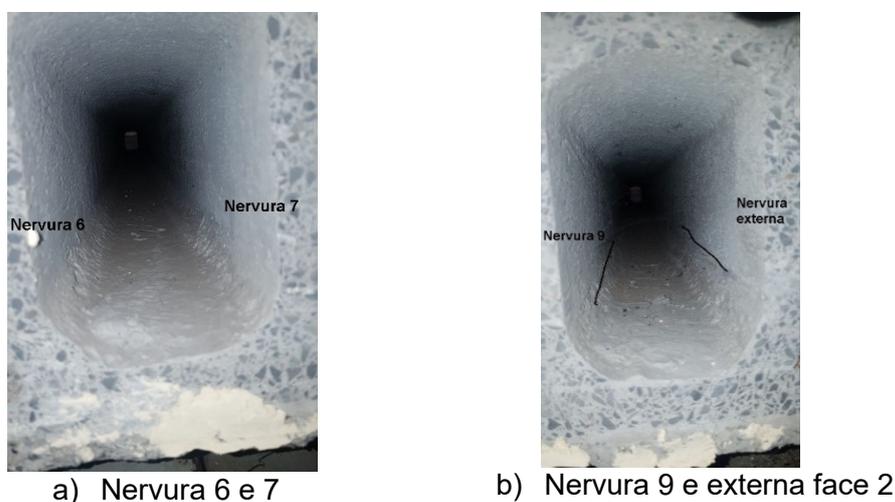
Figura 6-43 - Fissuras nas nervuras do lado A



Fonte: próprio autor

De forma geral, as nervuras centrais do lado A não apresentaram nenhuma fissuração, Figura 6-44a. A Figura 6-44b mostra que as nervuras externas apresentam fissuras.

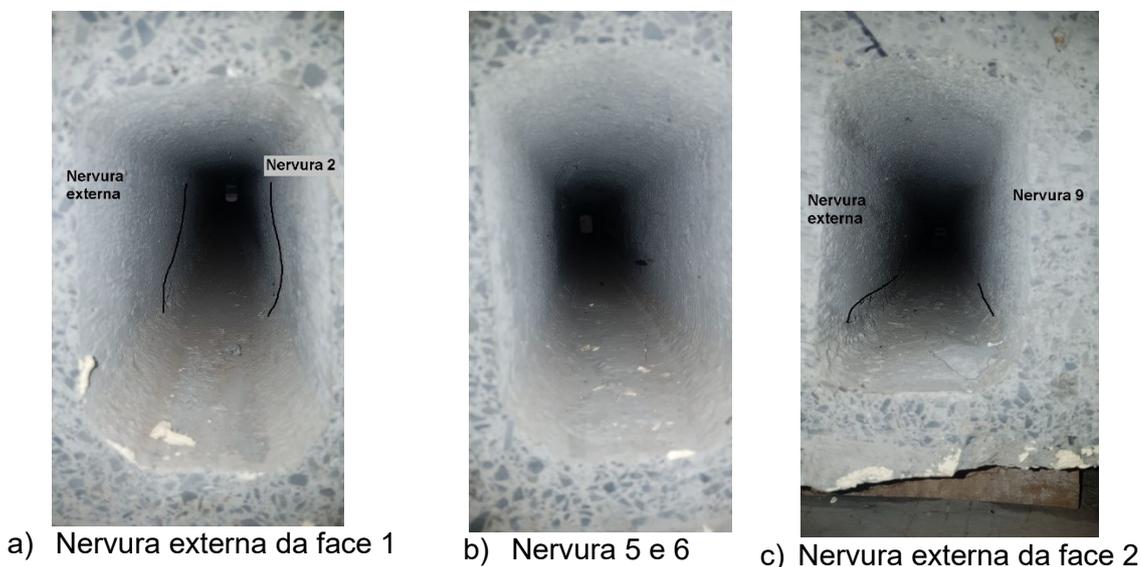
Figura 6-44 - Fissuras nos alvéolos do lado A



Fonte: próprio autor

Para o lado B o comportamento é o mesmo, as nervuras mais externas abriram fissuras ao passo em que as internas não sofreram grandes danos. Isso pode ser visto na Figura 6-45.

Figura 6-45 - Fissuras nos alvéolos do lado B



Fonte: próprio autor

A Tabela 6-7 apresenta um breve resumo dos resultados encontrados para a série VI de cisalhamento de uma laje alveolar protendida completa. Observa-se que a força última, mostrada na coluna 2 foi diferente para os modelos e apresenta média de 169,97kN e desvio padrão de 22,32 kN.

No ensaio da série I foi mostrado que a média da resistência à força cortante de cada nervura foi de 20,17 kN. Logo, para 10 nervuras a resistência ao cisalhamento deveria ter uma média próxima de 201,7 kN. Notadamente, o ensaio TR-4A mostrou um valor próximo, com diferença de apenas 5%. Porém, a média dos valores está na ordem de 169,97 kN. Na condição de apenas dois ensaios não é possível determinar se o resultado do lado B deve ser retirado, e, conseqüentemente considerado um espúrio.

Na coluna três são mostrados os tipos de ruptura de cada lado, como já mostrados nas figuras anteriores desta seção.

Na quarta coluna são apresentadas as medidas das distâncias dos pontos críticos. Na face 1 do lado A (TR-4A) o tipo de ruptura foi de flexão com cisalhamento, e a distância do ponto crítico até a extremidade (l_x) da laje foi de 54,5 cm. Este valor está coerente com o trabalho de Silva (2015), que mediu para suas lajes alveolares valores de l_x próximos ao ponto de aplicação da carga, para as peças com ruptura à flexão. Para a face 2 do lado A (TR-4A) a distância l_x foi da ordem de 24,5 cm. A média da distância l_x foi da ordem de 39,5 cm. Na

quinta coluna são mostrados os ângulos das fissuras na alma das nervuras. Para as faces 1 e 2 do lado A (TR-4A) o valor do ângulo foi de 45°.

Tabela 6-7 - Resumo dos experimentos da série VI

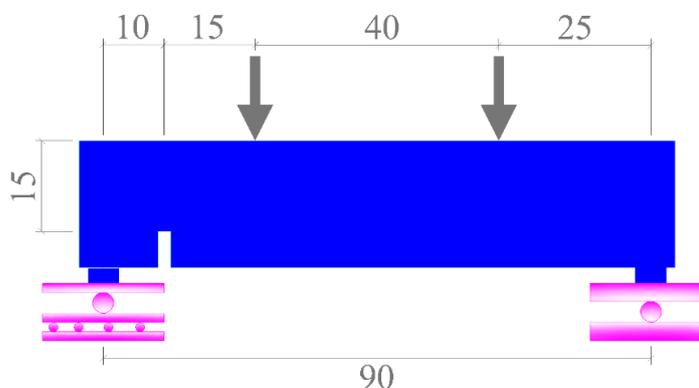
Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	Tipo de ruptura visível	l_x (cm) Face 1/Face 2	Ângulo da fissura β Face 1/Face 2
TR-4A/Face1	192,29	Flexão com cisalhamento	54,5	45,0°
TR-4A/Face2		Flexão com cisalhamento	24,5	45,0°
TR-4B/Face1	147,65	Flexão com cisalhamento	17,9	36,9°
TR-4B/Face2		Escorregamento da cordoalha com cisalhamento	28,9	21,8°
Média	169,97	-	33,7	34,5°
Des. pad.	22,32	-	13,8	9,47°
Coef. de variação	0,13		0,41	0,27

Fonte: próprio autor

6.9 Resultado experimental da série VII

Nesta série VII são apresentados os resultados experimentais dos segmentos de 1,0 m, com entalhe. O corte esquemático da Figura 6-46 foi confeccionado para auxiliar a visualização do ensaio. O objetivo deste ensaio era determinar a resistência do concreto sem a presença da cordoalha de protensão. O entalhe tinha a finalidade de cortar a cordoalha e, principalmente, direcionar a fissura de cisalhamento com ângulo de 45°. Maiores detalhes das medidas e posições estão resumidas na Figura 6-46.

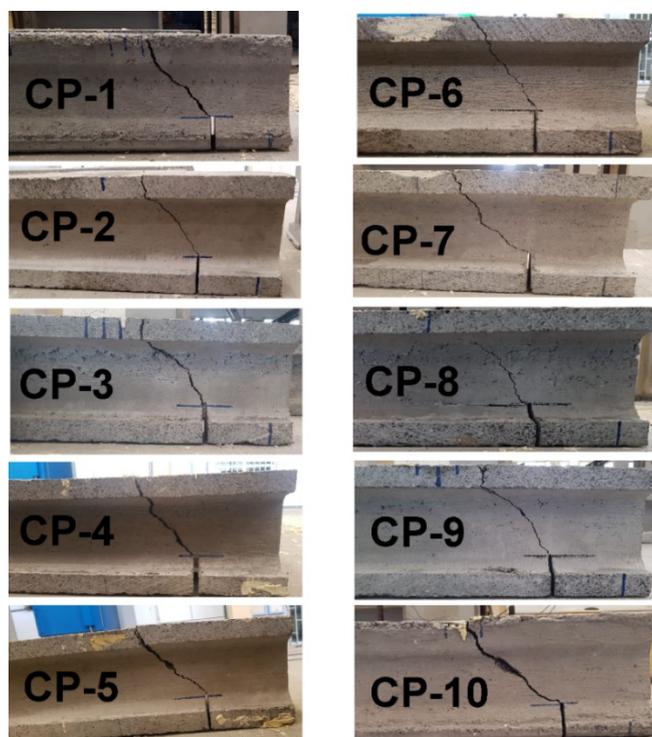
Figura 6-46 - Esquema de ensaio da série VII (cm)



Fonte: próprio autor

Na Figura 6-47 são apresentados o resumo dos padrões de fissuração de cada modelo. De maneira geral todos os corpos de prova apresentaram fissuras semelhantes, com início no entalhe e finalizando próximo ao ponto de aplicação de carga.

Figura 6-47 - Fissuras do modelo CP-1



Fonte: próprio autor

O comportamento de cada modelo está resumido na Tabela 6-8. Na primeira coluna são apresentados os nomes de cada modelo. A segunda coluna apresenta o resultado experimental da força cortante resistente. A terceira coluna apresenta os ângulos das fissuras. Por fim, a quarta coluna mostra os valores da espessura da nervura (b_w).

A força cortante resistente média foi de 348,95 kgf, com desvio padrão de 78,10 kgf. Os modelos CP-6 e CP-9 apresentaram baixa resistência à força de cisalhamento em relação aos outros modelos. Isso está relacionado à largura da nervura da alma destes modelos, que foi de 35,0 mm e 32,0 mm, respectivamente. Estes modelos não foram considerados espúrios, ou estatisticamente desprezados, depois de uma análise pelos critérios de Chauvenet (1960) e o de Gubbs (1969), e, portanto, fazem parte da amostragem.

Já as peças CP-2 e CP-10 foram considerados um espúrio pelo critério de Chauvenet (1960), mas não pelo de Grubbs (1969). Para decidir se estes resultados deveriam ser desprezados observou-se que o modelo CP-2 era a peça que possuía o melhor adensamento do concreto, e o CP-10 um dos maiores b_w . Assim, optou-se por manter estes corpos de prova.

A coluna 3 mostra que a média dos ângulos das fissuras foi de 56,25° com desvio padrão de 7,42°.

Tabela 6-8 - Resumo dos experimentos da série VII

Modelo	$V_{u,exp}$ (kgf)	Ângulo da fissura β	b_w (mm)
CP-1	416,25	52,52°	53,00
CP-2	583,50	62,92°	45,00
CP-3	321,47	50,19°	38,00
CP-4	315,82	59,03°	43,00
CP-5	448,15	55,00°	47,00
CP-6	219,27	56,31°	35,00
CP-7	431,52	52,52°	42,00
CP-8	343,16	60,46°	38,00
CP-9	295,98	71,56°	32,00
CP-10	485,88	45,00°	53,00
Média	348,95	56,25°	42,60
Des. pad.	78,10	7,42	7,10
Coef. de variação	0,22	0,13	0,16

Fonte: próprio autor

6.10 Principais conclusões dos resultados experimentais

A partir da resistência à compressão característica foi possível determinar o valor da resistência à tração inferior do concreto usando a equação da NBR 6118 (ABNT, 2014). Este resultado foi comparado com as resistências à tração inferior encontrados dos ensaios de compressão diametral e flexão. A diferença entre a equação empírica e os ensaios experimentais foram de no máximo 11%. O módulo de elasticidade ensaiado foi próximo ao estimado pela NBR 6118 (ABNT, 2014). A energia de fratura foi muito próxima ao estimado pelo CEB-FIP Model Code (2010).

O esquema de medição do comprimento de transferência apresentou uma região linear, mas foi capaz de apresentar uma curva bem comportada. Talvez, um ensaio com pinos menos espaçados melhore este efeito. Sugere-se também toronar a base dos pinos, que são cravados no concreto, em forma de ponta para melhorar a cravação no concreto seco.

Dos ensaios de flexão pura do segmento com e sem protensão foi possível extrair a resistência à tração e a perda de protensão dos segmentos de laje.

O ensaio de cisalhamento do segmento protendido e com apoio na extremidade (série I) apresentou força menor que o ensaio do segmento protendido e com apoio foram do comprimento de transferência (série II, com balanço próximo ao ponto de aplicação da carga). Isso era de se esperar considerando que a série I apresentou fissuras de flexão antes da ruptura, e a série dois rompeu por tração diagonal.

As fissuras da série I foram fissuras de flexo-cortante e a seção crítica foi mais próxima do ponto de aplicação de carga que o apoio. Para a série II, a seção crítica foi mais próxima do apoio.

Os ângulos das fissuras e a posição da seção crítica também foram diferentes em relação a série I e II. Para a série I a média dos ângulos das fissuras foi entre 47° e 54° com distância da extremidade até a seção crítica da ordem de 44 cm. Para a série II, o ângulo médio foi entre 21° e 25°, distância da extremidade até a seção crítica entre 15 cm e 17 cm.

A série III, segmento sem protensão com vão de 1,5 metros, apresentou fissuras de 90°. Comparando este ensaio com a série I, observa-se que o mecanismo de ruptura ambos foi de flexão. Contudo, a série I apresentou maior influência do cisalhamento, já que a inclinação da fissura foi de 56°, na média. De qualquer forma, as fissuras dos dois ensaios iniciaram com flexão, portanto a série III poderia ser usada para determinar a parcela de concreto na resistência de uma peça protendida.

O momento de fissuração (M_r) da série III, peça não protendida, foi de 4,38 kN.m. Considerando a posição da carga a igual a 2,5H (com H sendo a altura do segmento medido em 210 mm, o que rende a igual a 0,525 m), encontra-se um valor de parcela de concreto resistente (V_c) de 8,34 kN (M_r/a).

A força cortante média do ensaio da série I, peça protendida, foi de 20,17 kN. Assim, a parcela de protensão (V_p) seria a diferença de 20,17 kN menos a parcela de concreto (V_c igual a 8,34 kN), o que resultaria em um V_p igual a 11,82 kN. A parcela de concreto representa 41,3% da força cortante, e a parcela de protensão 58,6%. Chega-se à conclusão, que a parcela de protensão apresentou maior influência que a parcela de concreto.

Considerando a equação analítica para parcela de protensão e reorganizando-a, chega-se à equação (6-4), sendo K o parâmetro a ser determinado. No caso das equações normativas o valor de K é considerado 0,15. No capítulo 2, mostrou-se analiticamente que o valor de K para relação a/d igual a 2,5H é igual a 0,25.

$$K = \frac{V_p}{\sigma_p A_p} \frac{A_c}{b_w d} \quad (6-4)$$

Para verificar qual o valor de K para os resultados experimentais usou-se a equação (6-4) e encontrou-se um valor de K igual a 0,263, ou seja, muito próximo dos 0,25 encontrados analiticamente. Para esse cálculo utilizou-se os valores de parcela de protensão V_p igual a 11,85 kN, protensão na data do ensaio $\sigma_{p\infty}$ igual a 932,50 MPa (sendo σ_{pi} 1222 MPa e perda de protensão de 23,69%), área de uma cordoalha igual A_p igual a 100 mm², área média da seção transversal do concreto A_c igual 15371,7 mm², largura média das nervuras b_w 41,6 mm e altura útil d igual a 0,85H (H igual a 210 mm), ou seja, 178,5 mm.

Por fim, da série VII, que era o segmento sem protensão com entalhe, foi possível promover fissuras que simularam a tração diagonal. A fissura se encontra inclinada e no domínio entre o entalhe o ponto de aplicação da força. A média dos ângulos das fissuras foi de 56° , porém variou de 45° até 71° dependendo do segmento.

7 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS COM EQUAÇÕES

Nesta seção são comparados os resultados experimentais das forças resistentes ao cisalhamento das séries I, II, III, VI e VII com as equações disponíveis na literatura. Estas séries são aquelas as quais os ensaios foram realizados com esquema para cisalhamento. Para as equações de norma, não foram considerados nenhum coeficiente de segurança na equação. Contudo, para o concreto foi levado em consideração os valores inferiores de resistência à tração do concreto sugeridos por cada norma.

7.1 Análise da série I

A série I representa o segmento protendido e apoio próximo à extremidade da laje. Na Tabela 7-1 encontram-se as comparações dos resultados experimentais para força cortante resistente da série I. Na coluna 1 são apresentados o nome de cada espécime, enquanto na coluna 2 são mostrados a resistência de cada modelo ensaiado.

Nas próximas colunas da Tabela 7-1 são analisadas se as equações disponíveis na literatura estimam de forma coerente os resultados experimentais. Nesta tabela, para cada coluna é mostrada a relação entre o resultado experimental e as equações de normas. Assim, se a relação entre o valor da equação e o valor do resultado experimental estiver próxima de um (1,0), a estimativa é adequada. Se a relação for menor que um (1,0) a equação subestima o resultado experimental. Por outro lado, se for maior que um (1,0) a relação superestima o resultado experimental.

Na coluna três são apresentadas as relações entre a equação da NBR 14861 (ABNT, 2011) e o resultado experimental de cada modelo. De modo geral, a equação da NBR 14861 (ABNT, 2011) apresentou média dos resultados em apenas 1% acima dos resultados experimentais.

A coluna quatro refere-se à equação do Eurocode 2 (CEN, 2004), e apresentou valores abaixo de 1,0 com média de 0,82 e desvio de 0,08.

Considerando a equação do ACI 318 (ACI, 2019), coluna cinco da Tabela 7-1, a média dos resultados foi de 33% acima do experimental.

Na coluna seis a equação apresentada é a EN 1168 (BS, 2019). Esta equação obteve média de 0,79 e desvio padrão de 0,20.

Tabela 7-1 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série I

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$V_{NBR}/V_{u,exp}$	$V_{EC2}/V_{u,exp}$	$V_{ACI}/V_{u,exp}$	$V_{EN}/V_{u,exp}$	$V_{Yang}/V_{u,exp}$
1	2	3 ^{a)}	4 ^{b)}	5 ^{c)}	6 ^{d)}	7 ^{e)}
Série I						
TR2-10A	19,35	1,15	0,96	1,61	0,79	1,19
TR2-10B	20,53	1,08	0,90	1,61	0,67	1,12
TR3-2B	22,56	0,85	0,71	1,15	1,24	1,03
TR3-3A	14,95	1,17	0,80	1,54	0,76	1,55
TR3-4B	23,31	0,87	0,73	0,71	0,55	1,00
TR3-5A	20,56	0,97	0,81	1,32	0,76	1,11
TR3-5B	19,97	1,00	0,83	1,36	0,78	1,14
Média	20,18	1,01	0,82	1,33	0,79	1,16
Desvio padrão	2,50	0,12	0,08	0,30	0,20	0,17
Coef. de Var.	0,12	0,12	0,10	0,22	0,25	0,15

a) Obtido da Eq. (2-1), com f_{ct} igual a 3,28 MPa; b) obtido da Eq. (2-8) com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; c) Obtido da Eq. (2-31) com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; d) Obtido da Eq. (2-32), com α_1 igual ao l_x medido nos ensaios e l_{pt2} definido pela norma e próximo de 332,32 cm, valores de A_{cp} e S_{cp} e o valor de f_{ct} igual a 3,28 MPa; e) Obtido da equação (2-23), com os valores de A_{cp} e S_{cp} determinados em relação à altura do ponto crítico (h_{cp}) de cada peça, o valor de l_x medido nos ensaios, N_p igual a 87,08 kN (igual a 1222,7 MPa vezes a área de aço 93 mm² e retirando a perda de protensão de 23,69%), f_{ct} 3,28 MPa igual 0,7 vezes 4,69 MPa da média dos resultados de flexão dos segmentos.

Fonte: próprio autor

A equação da coluna sete apresenta a relação da equação de Yang (1994) com o resultado experimental. Assim como a equação da coluna 6, EN 1168 (BS, 2008), a equação de Yang (1994) é uma equação analítica. Uma das diferenças entre as duas é que primeira não leva em consideração a excentricidade da cordoalha, ou seja, considera que a protensão está posicionada no centro de gravidade, e a segunda considera a excentricidade real da posição da cordoalha. A média da relação de Yang (1994) foi 16% acima do resultado experimental com 15% de coeficiente de variação.

7.2 Análise da série II

A série II era protendida, e o esquema de ensaio aplicava uma força em uma região fora do comprimento de transferência, com um balanço de 50,0 cm na extremidade do segmento.

Da coluna três, percebe-se que a NBR 14861 (ABNT, 2011) estimou valores muito abaixo do experimental, pois, a estimativa da resistência ao cisalhamento média dos segmentos é da ordem de 63% do experimental.

A equação do Eurocode 2 (CEN, 2004), coluna 4, segue o resultado da norma brasileira. A relação média entre a equação e o resultado dos modelos foi da ordem de 0,53.

Tabela 7-2 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série II

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$V_{NBR}/V_{u,exp}$	$V_{EC2}/V_{u,exp}$	$V_{ACI}/V_{u,exp}$	$V_{EN}/V_{u,exp}$	$V_{Yang}/V_{u,exp}$
1	2	3 ^{a)}	4 ^{b)}	5 ^{c)}	6 ^{d)}	7 ^{e)}
Série II						
TR2-6	30,99	0,60	0,50	0,81	0,62	1,19
TR2-7	31,8	0,59	0,50	0,80	0,64	1,10
TR2-8	32,71	0,63	0,53	0,87	0,80	1,10
TR3-10	32,56	0,70	0,59	1,00	0,88	1,20
Média	32,02	0,63	0,53	0,87	0,74	1,15
Desvio padrão	0,69	0,04	0,04	0,08	0,11	0,05
Coef. de Var.	0,02	0,07	0,07	0,09	0,15	0,04

a) Equação (2-1) com f_{ct} igual a 3,28 MPa; b) Equação (2-8), com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; c) Equação (2-31), com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; d) Equação (2-32), com $\alpha_1 = 1$ por entender que a protensão já havia sido transferida na região do balanço, valores de A_{cp} e S_{cp} acima do centro de gravidade de cada peça, com f_{ct} igual a 3,28 MPa; e) Obtido da equação (2-23), com os valores de A_{cp} e S_{cp} determinados em relação à altura do ponto crítico (h_{cp}) de cada peça, o valor de I_x medido nos ensaios, N_p igual a 87,08 kN (igual a 1222,7 MPa vezes a área de aço 93 mm² e retirando a perda de protensão de 23,69%), f_{ct} 3,28 MPa igual 0,7 vezes 4,69 MPa da média dos resultados de flexão dos segmentos.

Fonte: próprio autor

A coluna cinco mostra que a equação do ACI 318 (ACI, 2019) estimou em 87% o valor experimental com desvio padrão da ordem de 0,08.

As equações de tração diagonal do EN 1168 (BS, 2019) e do Yang (1994), apresentaram valores de 74% e 115% do resultado experimental, respectivamente. De forma geral, pode se dizer a partir da série I e II que o modelo de Yang (1994) apresentou boa resposta para uma peça com ruptura por cisalhamento na região próxima ao apoio, série I, e para peça com ruptura por cisalhamento na região além da transferência da força de protensão, série II.

7.3 Análise da série III e VII

A série III representava espécimes sem protensão e sem entalhe, e, portanto, o valor da intensidade da protensão nas equações foi considerado zero na Tabela 7-3. As equações utilizadas foram as mesmas das seções anteriores.

A NBR 14861 (ABNT, 2011) apresentou estimativa de 117% em relação ao resultado experimental. O Eurocode 2 (CEN, 2004) obteve estimativa de 88% do resultado experimental. De forma que o modelo SP-7 apresentou 68%, enquanto os outros variaram entre 83% e 108%.

Tabela 7-3 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série III

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$V_{NBR}/V_{u,exp}$	$V_{EC2}/V_{u,exp}$	$V_{ACI}/V_{u,exp}$	$V_{EN}/V_{u,exp}$	$V_{Yang}/V_{u,exp}$
1	2	3 ^{a)}	4 ^{b)}	5 ^{c)}	6 ^{d)}	7 ^{e)}
Série III						
SP-2	9,23	1,42	1,08	1,50	1,05	1,81
SP-3	12,15	1,18	0,83	1,31	1,16	1,57
SP-5	12,86	1,09	0,83	1,20	1,02	1,68
SP-7	15,87	0,89	0,68	0,98	0,89	0,90
SP-8	11,09	1,26	0,96	1,38	1,07	1,63
Média	12,24	1,17	0,88	1,28	1,04	1,52
Desvio padrão	2,19	0,18	0,14	0,18	0,09	0,32
Coef. de Var.	0,18	0,15	0,16	0,14	0,08	0,21

a) Equação (2-1) com f_{ct} igual a 3,28 MPa; b) Equação (2-8), com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; c) Equação (2-31), com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; d) Equação (2-32), valores de A_{cp} e S_{cp} acima do centro de gravidade de cada peça, e com f_{ct} igual a 3,28 MPa; e) Obtido da equação (2-23), com os valores de A_{cp} e S_{cp} determinados em relação à altura do ponto crítico (h_{cp}) de cada peça, o valor de I_x medido nos ensaios, N_p igual a 87,08 kN (igual a 1222,7 MPa vezes a área de aço 93 mm² e retirando a perda de protensão de 23,69%), f_{ct} 3,28 MPa igual 0,7 vezes 4,69 MPa da média dos resultados de flexão dos segmentos.

Fonte: próprio autor

A equação do ACI 318 (ACI, 2019) superestimou a resistência média ao cisalhamento dos modelos em 28%. Para os modelos SP-2 e SP-8 a estimativa foi de 50% e 38% acima do experimental. O modelo SP-7 foi estimado em 98%.

A equação do EN 1168 (BS, 2008) obteve boa estimativa, já que a média das relações foi apenas 4% acima e com desvio padrão também da ordem de 0,09. Apenas o modelo SP-7 fugiu dos resultados experimentais.

A equação do Yang (1994), desconsiderando a protensão, obteve média razoável de 1,52 e com desvio padrão da ordem de 0,32. Para o caso em que se considera o desvio padrão da resistência à tração inferior que seria o valor inferior considerando o desvio padrão $f_{ct,inf} = 0,7(4,69 - 1,645 \cdot 0,89) = 2,30$ MPa, aproximadamente, o a relação $V_{Yang}/V_{u,exp}$ seria igual a 1,10 com desvio padrão de 0,11.

A série VII foi concebida com o entalhe. O objetivo deste entalhe era extrair a parcela resistente à força cortante devida ao concreto.

Os resultados experimentais da série VII estão apresentados na Tabela 7-4, na segunda coluna. A terceira coluna apresenta a comparação com o resultado da norma brasileira NBR 14861 (ABNT, 2011). A equação da norma do Eurocode 2 (CEN, 2004) não foi apresentada, pois a taxa de armadura é zero e a equação se torna nula sem armadura e sem protensão. Na quarta coluna a equação do ACI 318 (ACI, 2019) é apresentada. Na quinta coluna é usada a equação da norma EN 1168 (BS, 2008). Por fim, a equação do Yang (1994) é comparada com o resultado experimental na última coluna.

A equação da NBR 14861 (ABNT, 2011), coluna 3, superestima em média de 70%, com desvio padrão de 0,22. A equação do ACI 318 (ACI, 2019) foi a que mais superestimou a resistência da laje, com média de 301 % acima do resultado experimental da série VII.

Tabela 7-4 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série VII

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$V_{NBR}/V_{u,exp}$	$V_{ACI}/V_{u,exp}$	$V_{EN1992}/V_{u,exp}$	$V_{Yang}/V_{u,exp}$
1	2	3 ^{a)}	5 ^{b)}	6 ^{c)}	7 ^{d)}
Série VII					
CP-1	4,16	1,88	4,36	0,96	1,19
CP-2	5,84	1,14	2,64	0,60	0,62
CP-3	3,21	1,75	4,05	0,78	0,95
CP-4	3,16	2,01	4,66	1,04	1,00
CP-5	4,48	1,55	3,59	0,85	0,82
CP-6	2,19	2,36	5,47	0,91	1,26
CP-7	4,32	1,44	3,33	0,74	0,74
CP-8	3,43	1,64	3,79	0,78	0,91
CP-9	2,96	1,60	3,70	0,68	0,81
CP-10	4,86	1,61	3,74	0,81	1,02
Média	3,86	1,70	4,01	0,79	0,95
Desvio padrão	1,01	0,32	0,75	0,08	0,18
Coef. de Var.	0,26	0,19	0,19	0,10	0,19

a) Equação (2-1) com $k=1$, pois segundo a NBR 6118 (ABNT, 2014, p. 159) para elementos onde 50% da armadura inferior não chega até o apoio $k=1$, com f_{ct} igual a 3,28 MPa; b) Equação (2-32), com o valor de f_{ck} igual a 60,17 MPa; c) Equação (2-31), com f_{ct} igual a 3,28 MPa; d) Obtido da equação (2-39), com os valores de A_{cp} e S_{cp} determinados em relação à altura do ponto crítico (h_{cp}) de cada peça, o valor de l_x medido nos ensaios, N_p igual a 87,08 kN (igual a 1222,7 MPa vezes a área de aço 93 mm² e retirando a perda de protensão de 23,69%), f_{ct} 3,28 MPa igual 0,7 vezes 4,69 MPa da média dos resultados de flexão dos segmentos retiradas da seção onde se encontra o entalhe.

Fonte: próprio autor

A EN 1168 (BS, 2008) estimou em 79% o valor experimental. Já a equação analítica baseada em Yang (1994), subestimou em 5% os valores médios.

A média dos resultados experimentais da série III foi de 12,24 kN, Tabela 7-3. Pela equação (7-1) encontra-se uma força de fissuração igual a 5,83 kN com fator de correlação α_r igual a 1,0. Portanto, o valor da força média determinada pela série III é quase o dobro do valor encontrado pela equação (7-1). Se for considerado fator de correlação α_r igual a 1,5, para seções retangulares, a força de fissuração é incrementado para 8,74 kN, e ainda assim o valor da série III é maior. Isso quer dizer que a presença da cordoalha como armadura apresenta fator que influência na resistência ao cisalhamento. Note que o valor da série VII cai para 3,86 kN, uma vez que nesta série a armadura foi cortada. Obviamente, que deve ser considerado que a seção é menor devido ao entalhe. A norma brasileira e o Eurocode 2 levam em consideração a taxa de armadura e consideram que elas representam aumento na resistência ao cisalhamento da peça.

$$V_c = \alpha_r \frac{M_r}{a} = \alpha_r \frac{f_{ctm} f I}{y_t} \frac{1}{a} \quad (7-1)$$

Para a equação (7-1), α_r é fator de correlação da resistência à tração do concreto, M_r é o momento de fissuração, f_{ct} é a resistência à tração direta do concreto considerada igual a 4,69 MPa vezes 0,7, I é a inércia da seção bruta de concreto considerada em 67090011,00 mm⁴, y_t é a fibra mais tracionada estimada em, aproximadamente, 104,0 mm do centro de gravidade, e a é a distância do apoio ao ponto de aplicação da carga, considerado igual a 515,0 mm.

7.4 Análise da série VI

O ensaio da série VI representa uma laje completa e protendida. Os resultados experimentais da série VI são mostrados na Tabela 7-5.

Analisando as estimativas, a equação da NBR 14861 (ABNT, 2011), coluna 3 da Tabela 7-5, obteve valor de 7% acima do resultado experimental para o Lado A, TR-4A. A equação de flexão do Eurocode 2 (CEN, 2004), coluna 4 da Tabela 7-5, também estima de forma razoável a resistência à força cortante da laje, com uma diferença de 89% para o lado A. Por outro lado, a equação do ACI 318 (ACI, 2019) superestimou em 47% para o ensaio TR-4A. Já a equação de cisalhamento da EN 1168 (BS, 2008) subestimou em 21% a resistência à força cortante do lado A. A equação de Yang (1994), coluna sete da Tabela 7-5, superestimou o valor do ensaio TR-4A em 30%.

Ao considerar o lado B, se fez presente para mostrar a alta variabilidade que pode haver em ensaios de cisalhamento de lajes alveolares.

Tabela 7-5 - Relação entre valores estimados por equações e o resultado experimental da série VI

Modelo	$V_{u,exp}$ (kN)	$V_{NBR}/V_{u,exp}$	$V_{EC2}/V_{u,exp}$	$V_{ACI}/V_{u,exp}$	$V_{EN}/V_{u,exp}$	$V_{Yang}/V_{u,exp}$
1	2	3 ^{a)}	4 ^{b)}	5 ^{c)}	6 ^{d)}	7 ^{e)}
Série VI						
TR-4A	192,29	1,07	0,89	1,47	0,79	1,30
TR4-B	147,65	1,39	1,16	1,92	1,04	1,69
Média	169,97	1,23	1,02	1,69	0,92	1,50

a) Equação (2-1), ; b) Equação (2-8); c) Equação (2-31); d) Equação (2-32), com α_1 igual ao l_x medido nos ensaios e l_{pt2} definido pela norma, valores de A_{cp} e S_{cp} acima do centro de gravidade de cada peça; e) Equação (2-23); Os valores considerados de f_{ct} para as equações foi de 2,30 M MPa; l_x medido nos ensaios; N_p igual a 87,08 kN; valores de A_{cp} e S_{cp} acima da altura do h_{cp} de cada peça;

Fonte: próprio autor

8 MODELAGEM COMPUTACIONAL

Nesta seção é apresentada uma metodologia para a modelagem computacional de lajes alveolares no software DIANA® 10.2 (TNO, 2018) e pré-processador Midas FX+. Nesta seção são definidos os modelos, as condições de contorno, as propriedades dos materiais, as malhas representativas dos materiais e a posição e aplicação das forças externas.

Resultados parciais deste trabalho foram publicados em dois congressos, e estes trabalhos estão disponíveis em anexo, desta obra. As informações disponíveis nos trabalhos de congresso não estão presentes nos resultados desta obra. Além disso, os trabalhos publicados em congresso possuem informações detalhadas referente a modelagem do elemento de interface.

Este trabalho de modelagem possui expertise de mais de 10 anos de contribuições de modelagens realizadas por outros autores, já mencionados no capítulo de referências de trabalhos numéricos, e podem ser vistos nos trabalhos de Antunes (2011) e Marcone (2017).

8.1 Geometrias das lajes

A geometria da laje de 160,0 mm foi retirada do trabalho de Silva (2015), a geometria da laje de 320,0 mm pode ser encontrada no trabalho de Pajari (2005) e a geometria da laje de 400,0 mm pode ser encontrada no trabalho de Tawadrous e Morcous (2018). A laje de 210,0 mm foi doada por uma empresa de pré-fabricados.

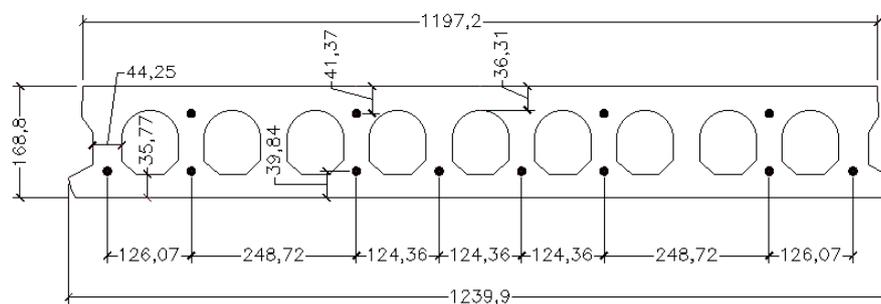
Tabela 8-1 - Medidas das lajes modeladas (mm)

Laje	b1	b2	r1	r2	h1	h2	h3	h4	Vão
160	85	-	-	-	-	-	-	-	3950
200	150	-	-	-	-	-	-	-	2950
320	220	0	122	122	38	69,24	105,5	69,24	5000
400	135,55	0	-	-	34,7	-	331,95	-	4800

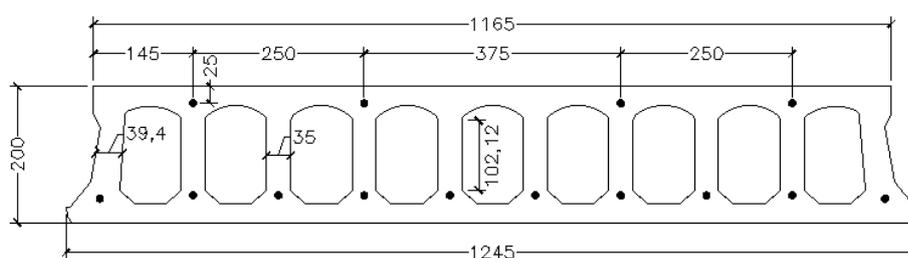
Fonte: próprio autor

Na Figura 8-1 são mostradas as geometrias das lajes modeladas. As medidas complementares podem ser encontradas na Tabela 8-1.

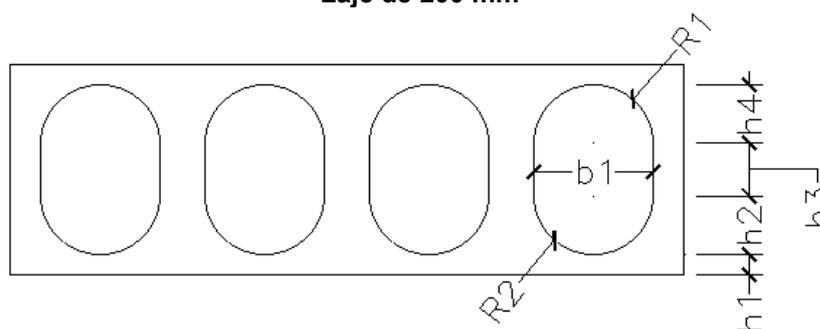
Figura 8-1 - Geometria de Silva (2015)



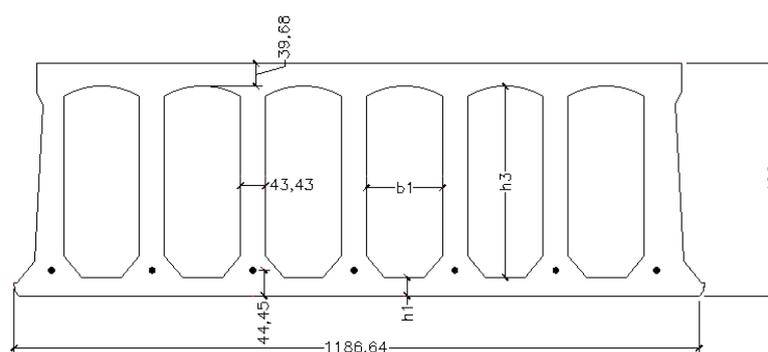
Silva (2015) – Laje de 160 mm



Laje de 200 mm



Pajari (2005) – Laje de 320 mm



Tawadrous e Morcou (2018) – Laje de 400 mm

Fonte: próprio autor

8.2 Definição das cordoalhas

As cordoalhas foram do tipo CP190RB e todos os dados da protensão podem ser encontrados na Tabela 8-2.

Tabela 8-2 - Características da protensão (2015)

Laje	Φ_{superior} (mm)	$A_{\Phi_{\text{sup}}}$ (mm ²)	Φ_{inferior} (mm)	$A_{\Phi_{\text{inf}}}$ (mm ²)	σ_{pi} (MPa)	Perda %
160	4 Φ 9,5	55,5	8 Φ 9,5	55,5	1340,54	12,0
200	4 Φ 7,0	38,46	10 Φ 12,5	93	1227,2	23,69
320	-	-	4 Φ 12,5	93	1000	15
400	-	-	7 Φ 12,5	93	1302	15

Fonte: próprio autor

As perdas de protensão nas lajes de 160,0 mm e 200,0 mm foram determinadas pelos ensaios de flexão. O ensaio de flexão da laje de 160,0 mm pode ser encontrado no trabalho de Silva (2015), e a de 200,0 mm pode ser encontrada no capítulo de resultados experimentais. Para outras lajes, não há informação sobre perda de protensão. Contudo, os autores estimaram em 15%.

8.3 Definição das propriedades do concreto

O concreto utilizado será o informado pelos autores, que para laje de 160 mm encontra-se em Silva (2015), para de 200 mm determinado no capítulo de resultados experimentais deste trabalho, para laje de 320 mm em Pajari (2005) e por fim para a laje de 420 mm no trabalho de Tawadrous e Morcouc (2018).

Assim, na Tabela 8-3 pode ser visto os valores a serem usados de resistência à compressão característica (f_{ck}), resistência à tração (f_{ct}), módulo de elasticidade (E) e energia de fratura (G_{FI}).

O valor de resistência à tração empregado nas análises é empregado a partir das curvas de análises paramétricas.

Tabela 8-3 - Propriedades do concreto

Laje	f_{ck} (MPa)	f_{ct} (MPa)	G_{FI} (N.mm/mm ²)	E (MPa)
160	42,30	2,66 ^b	0,146	23030,00
200	60,17	2,30 ^b	0,153 ^c	39685,21
320	61,40*	3,04 ^a	0,153 ^c	27951,5 ^d
400	61,40*	3,04 ^a	0,153 ^c	27951,5 ^d

a) Calculado conforme a equação da NBR 14861 (ABNT, 2011) $f_{ctm} = 2,12 \cdot \ln(1 + 0,11 \cdot f_{ck})$, depois multiplicado por 0,7 para valor característico inferior; b) retirado dos trabalhos de referência, para laje de 160 mm $f_{ct,sp} = 4,23 \text{ MPa} \pm 0,51$, e para a laje de 200 mm $f_{ct,f} = 4,69 \pm 0,89 \text{ MPa}$, o f_{ct} usado nesta tabela é o $f_{ct,inf} = 0,7(f_{ct,f} - 1,645 \cdot s)$ ou $f_{ct,inf} = 0,9(f_{ct,sp} - 1,645 \cdot s)$ (s é desvio padrão); c) Calculado conforme a equação da CEB-FIP Model Code (2010) $G_{FI} = 73 \cdot f_{ck}^{0,18}$ (N/m); d) Calculado conforme a equação da NBR 14861 (ABNT, 2011) $E = 21500 \cdot \alpha_e \cdot (f_{ck}/10 + 1,25)^{1/3}$, depois convertido em secante; * Valor informado no trabalho original com $f_c = 68 \text{ MPa}$ descontado o desvio padrão mínimo dado pela NBR 14861 (ABNT, 2011); ** O valor da energia de fratura na compressão é de $100G_{FI}$.

Fonte: próprio autor

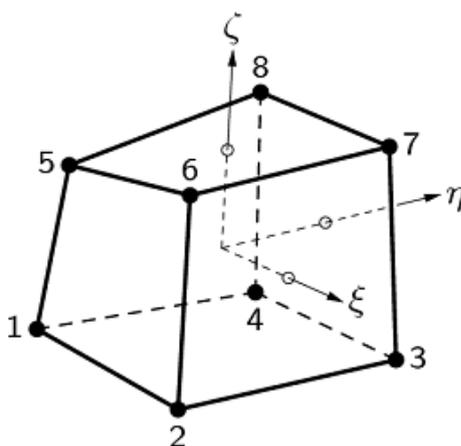
8.4 Definição dos elementos finitos

As propriedades da seção transversal, o número de cordoalhas e as propriedades do concreto e do aço são a dos trabalhos de referência ou do ensaio experimental.

Para essa modelagem é utilizada o modelo de ensaio de cisalhamento, biapoada e carregamento a 2,5 vezes a altura da laje alveolar protendida.

O comprimento dos elementos na seção longitudinal é de 50 mm. O elemento finito utilizado na modelagem é o HX24L, isoparamétrico, com 6 lados e 8 nós, Figura 8-2.

Figura 8-2 - Elemento finito tetraédrico isoparamétrico HX24L



Fonte: TNO (2017), Adaptada

A cordoalha de protensão é representada por uma malha com elemento de treliça denominado L2TRU, conforme Figura 8-3. Sua distribuição é feita de 50,0 em 50,0 mm para que os nós coincidisse com os nós do elemento HX24L.

Figura 8-3 - Elemento L2TRU



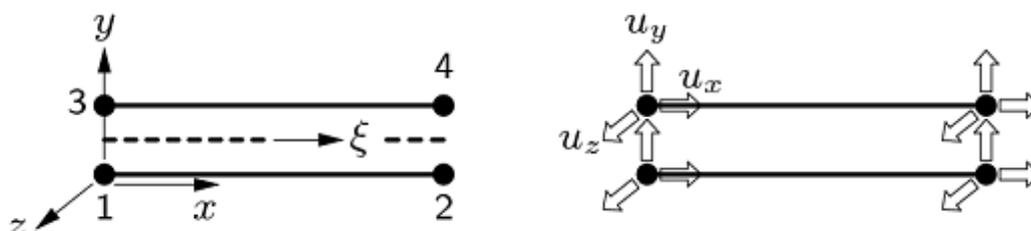
Fonte: TNO (2017), Adaptada

Entre elemento que representa o concreto e o elemento que representa a cordoalha foi colocado um elemento de interface. A ideia de introduzir a interface era para que fosse possível representar o deslizamento relativo entre a cordoalha e o concreto. Este elemento é do tipo L12IF podendo ser visto na Figura 8-4. Mais informações sobre esta malha podem ser encontradas nas publicações em congresso de resultados parciais desta obra, disponíveis em anexo.

O elemento L12IF foi escolhido devido à sua possibilidade de utilizar uma lei de escorregamento entre o elemento finito da cordoalha e o elemento finito do concreto, *BondSlip*. Análises paramétricas foram realizadas para encontrar uma curva que se adequa

melhor a curva experimental. Assim, inicialmente foi usado o modelo de Dorr (1980), Figura 8-5, onde o parâmetro dt^0 foi chamado de *slip*, que é o início do patamar da lei constitutiva para representar o escorregamento, conforme a Figura 8-5. Este *slip* foi variado inicialmente de 3,0 mm até 10 mm para verificar o comportamento da interface na resistência da laje.

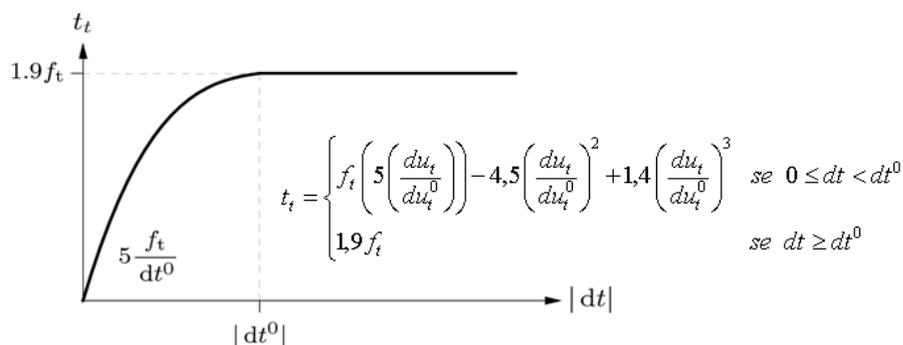
Figura 8-4 - Elemento L12IF



Fonte: TNO (2017), Adaptada

O parâmetro f_t da Figura 8-5 é na verdade a resistência à tração do concreto, que foi retirado dos corpos de prova. Contudo, a ideia é variar a resistência à tração do concreto para verificar sua influência na resistência ao cisalhamento da laje.

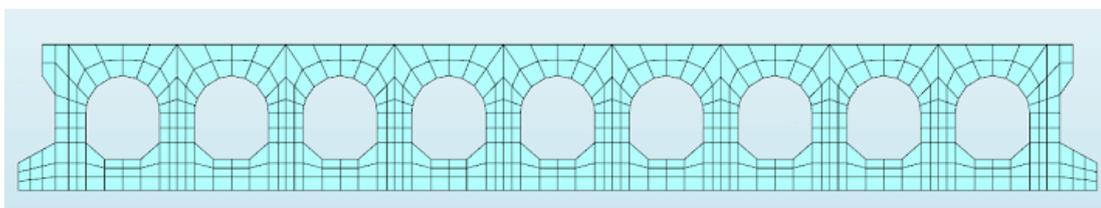
Figura 8-5 – Função cúbica de Dorr (1980)



Fonte: TNO (2017), Adaptada

A malha que representa a laje de 160 mm possuía 54366 nós e 42445 elementos. E a seção transversal está representada na Figura 8-6.

Figura 8-6 - Seção transversal da modelagem da laje de 160,0 mm

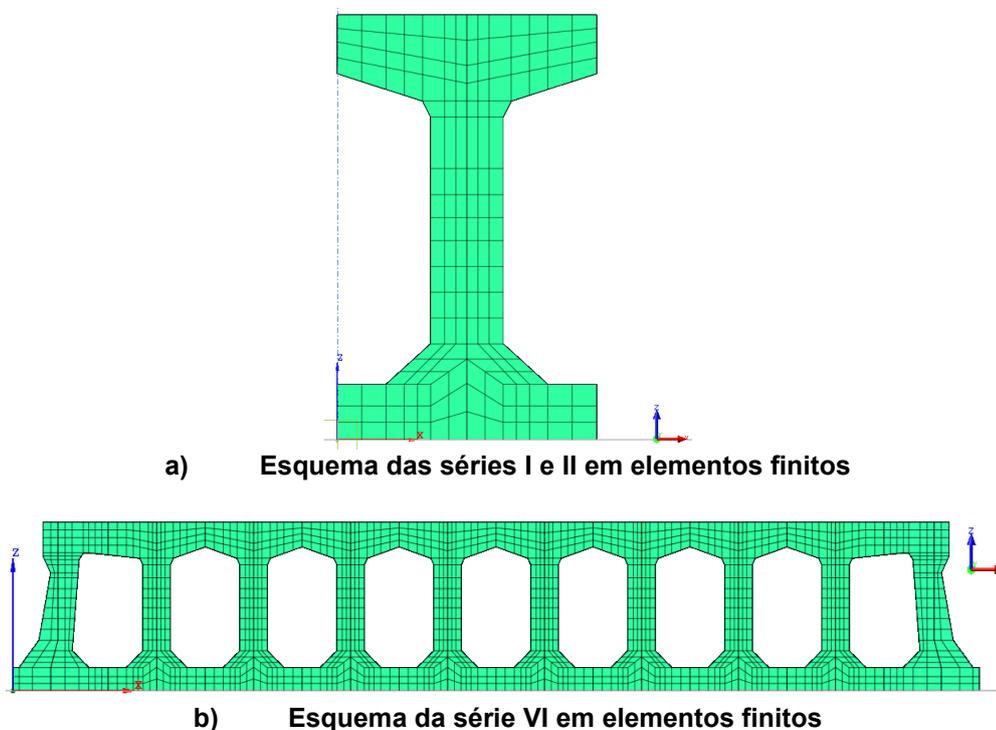


Fonte: próprio autor

A seção transversal das séries I e II foram modeladas conforme mostrado na Figura 8-7a. A seção transversal da série VI foi modelada conforme mostrado na Figura 8-7b. A

modelagem das séries I e II possuíam 3721 nós distribuídos em 2641 elementos, já a série VI possuía 37698 nós compondo 29881 elementos.

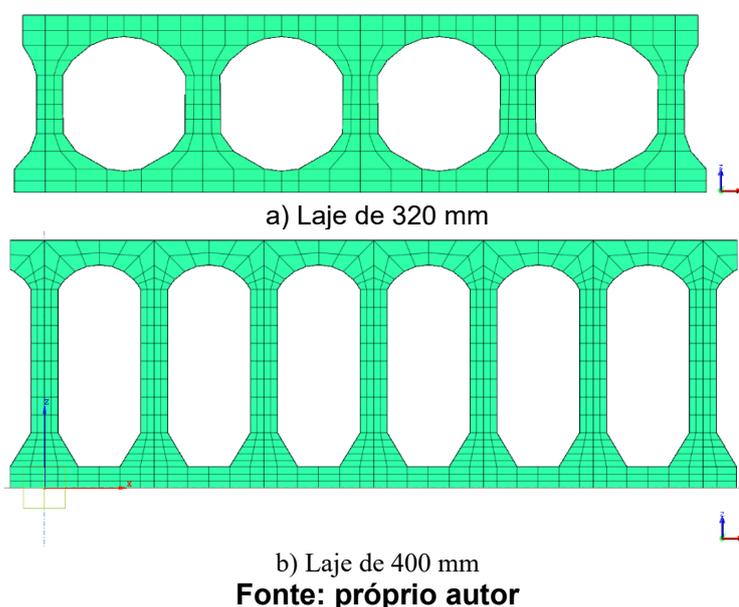
Figura 8-7 - Malha da seção transversal da laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

Para a laje de 320,0 mm, a malha possuía 35451 nós, com 27601 elementos, e pode ser vista na Figura 8-8a. A seção transversal da laje de 320,0 mm é baseada em uma laje ensaiada experimentalmente em Pajari (2005).

Figura 8-8 - Malhas das seções transversais



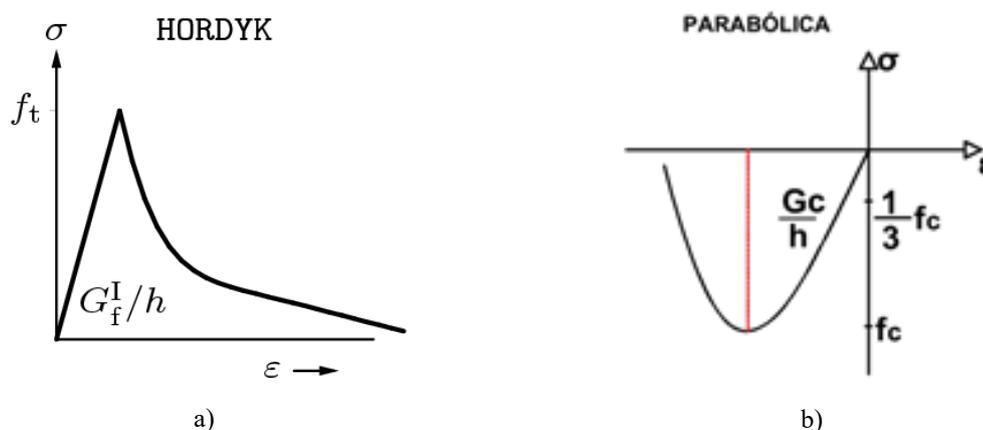
Fonte: próprio autor

A Figura 8-8b mostra a malha da laje de 400,0 mm e foi baseada no experimento de Tawadrous e Morcouc (2018). A malha da laje de 400,0 mm possuía 81119 nós, com 61537 elementos.

8.5 Definição dos modelos constitutivos dos materiais

Para o comportamento mecânico do concreto foi utilizado o modelo constitutivo com amolecimento linear para representar o concreto na tração (Figura 8-9a) e o modelo parabólico como propriedade do concreto na compressão (Figura 8-9b e Figura 8-9c).

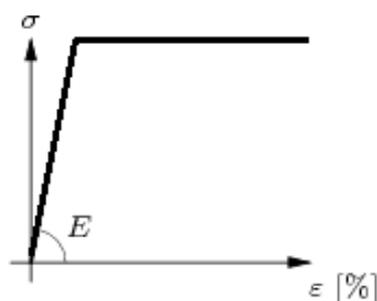
Figura 8-9 - (a) Modelo com amolecimento na tração e (b) modelo parabólico na compressão para representar o concreto



Fonte: TNO (2017) adaptada

Para representar as propriedades físicas das cordoalhas de protensão foi usado o modelo constitutivo elástico plástico perfeito, com módulo de elasticidade admitido igual a 200,0 GPa, conforme a Figura 8-10.

Figura 8-10 - Modelo constitutivo elástico plástico perfeito



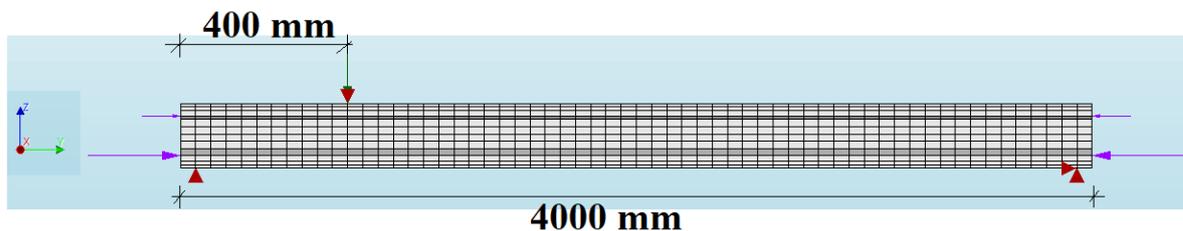
Fonte: TNO (2017), Adaptada

8.6 Definição das forças e condições de contorno

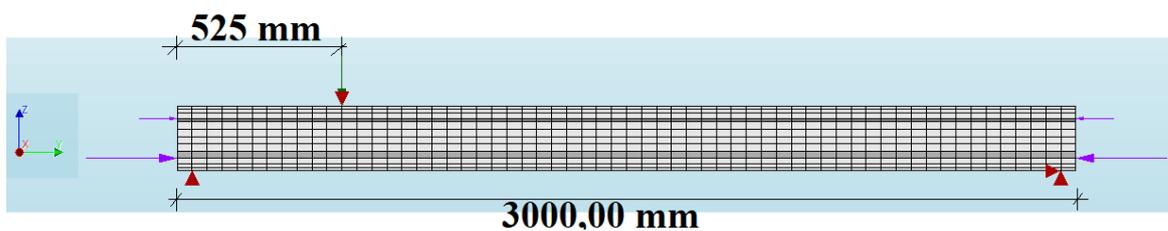
Cada laje possui um vão diferente. Também, as distâncias da extremidade da laje até o ponto de aplicação de seu carregamento externo eram diferente de laje para laje. A Figura

8-11 mostra o esquema de modelagem utilizado em cada laje baseado nos esquemas dos respectivos ensaios experimentais.

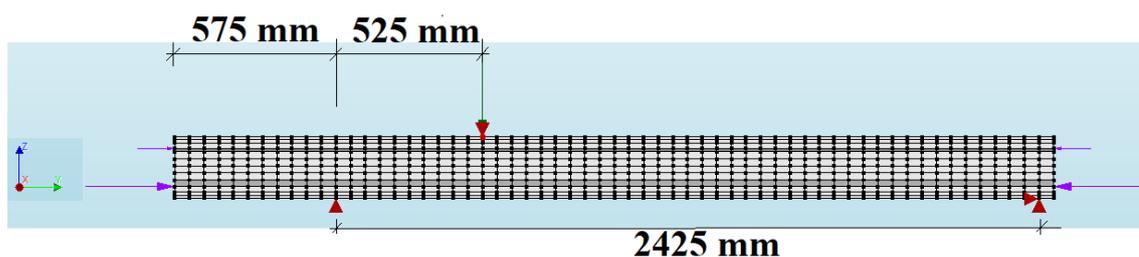
Figura 8-11 - Esquema de carregamento das lajes



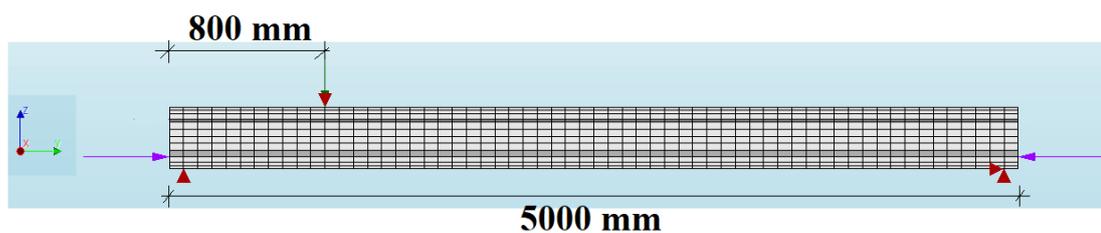
a) Esquema da laje 160,0 mm de altura



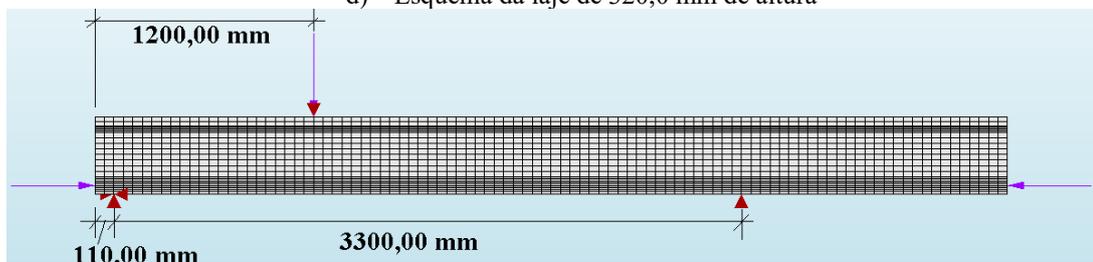
b) Esquema das séries I e VI do programa experimental da laje de 200,0 mm de altura



c) Esquema da série II do programa experimental da laje de 200,0 mm de altura



d) Esquema da laje de 320,0 mm de altura

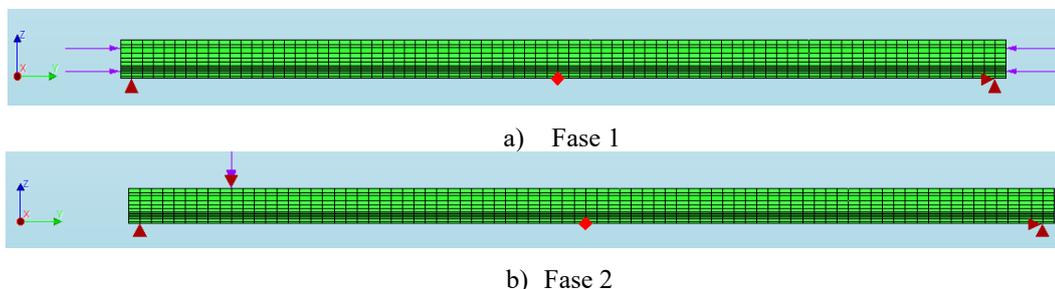


e) Esquema da laje 400,0 mm de altura

Fonte: próprio autor

A modelagem foi realizada em duas fases (Figura 8-12). Na primeira fase foi aplicada a protensão nas cordoalhas. As condições de contorno e imposição das forças de protensão podem ser vistas Figura 8-12a.

Figura 8-12- Fases da modelagem computacional



Fonte: próprio autor

Uma vez processada a primeira fase, os deslocamentos e as deformações foram anulados, porém as tensões nos elementos não. Isso foi realizado com a finalidade de simular as tensões da protensão antes do ensaio.

Por fim, na segunda fase foi imposto um deslocamento unitário no mesmo ponto onde é aplicado o carregamento no ensaio experimental. Neste ponto, também, foi introduzido um apoio do primeiro gênero na direção da carga, simulando um recalque de apoio. Este procedimento facilita a aquisição dos dados, e, também, facilita confeccionar as curvas de força por deslocamento, conforme Figura 8-12b. Isso porque, a partir de apenas um ponto é possível retirar a reação e o deslocamento. O processo de aplicação de força foi realizado de forma incremental com 0,1 mm e 40 passos de carga, totalizando 4,0 mm de deslocamento.

Este procedimento só é possível devido ao comando *tying*, disponível no software. Para este comando, um nó é classificado como “mestre” e os outros nós, da mesma linha, como “escravos”. Assim, o mesmo deslocamento aplicado no nó “mestre”, também ocorrerá nos nós “escravos”.

O carregamento das lajes de 160,0 mm, 200,0 mm e de 320,0 mm foram aplicadas a 2,5 vezes a altura da laje a partir do ponto de aplicação do apoio. Para a laje de 400,0 mm foi aplicado carregamento a 1117,6 mm do apoio. Estas distâncias foram retiradas dos trabalhos de referência.

Nos próximos dois capítulos serão analisadas as deformações no concreto e no aço para a fase 1, ou seja, se carregamento externo, e, também, para a fase 2 (com carregamento externo). O objetivo é estimar de forma qualitativa e quantitativa os comprimentos de transferência e comprimentos de regularização das quatro lajes escolhidas.

Posteriormente, um capítulo está disponível mostrando o panorama de fissuração de cada laje modelada, o qual pode ser verificado o tipo de ruptura apresentado. Para a laje de

320 mm esta análise é apenas qualitativa, pois não se tem informação do tipo de ruptura desta laje no trabalho de Pajari (2005).

Por fim, outro capítulo apresenta a análise paramétrica da intensidade de protensão com a finalidade de estudar a influência da protensão na parcela de protensão na resistência à força cortante. Esta análise é comparada com o a equação analítica de V_p , disponível no final do capítulo de fundamentação teórica.

9 LEI DE ESCORREGAMENTO ENTRE A CORDOLHA DE AÇO E CONCRETO

Nesta seção serão apresentados os resultados encontrados das análises paramétricas das lajes de 160 mm e 200 mm. Primeiramente são estudados a influência da resistência à tração da interface e do platô de deslizamento (dt^0). A partir dessa análise paramétrica uma lei constitutiva é proposta.

9.1 Análise da laje de 160 mm

Os parâmetros do concreto foram retirados diretamente do trabalho de Silva (2015) e podem ser vistos na Tabela 9-1. O $f_{cm,j}$ é a resistência média à compressão diametral dos corpos de prova, $f_{ctm,sp}$ é a resistência média à tração indireta obtida da compressão diametral, $f_{ctk,inf}$ é a resistência característica a tração direta considerando válida a hipótese dos 5% como piores resultados da curva de distribuição de densidade de Gauss, $E_{cm,j}$ é o módulo de elasticidade médio, G_{fl} é a energia no modo I de fraturamento do concreto e G_{fc} é a energia de fraturamento na compressão do concreto..

Três análises foram processadas variando a resistência à tração da interface, sendo:

- I) Análise 1: resistência à tração da interface (f_t) igual a $0,9f_{ctm,sp}$, ou 3,80 MPa;
- II) Análise 2: resistência à tração da interface (f_t) igual a 3,05 MPa;
- III) Análise 3: resistência à tração da interface (f_t) igual a 2,66 MPa;

Para cada análise foi variado o parâmetro dt^0 , ou *slip*, de 3,0 mm até 10,0 mm. Esta variação de dt^0 foi usada observando os resultados experimentais de Dang et al. (2014), Figura 3-17, nos quais os picos de deslizamento passam de 3,0 mm e os picos de tensão chegam a superar 4,0 MPa. Os parâmetros do concreto estão resumidos na Tabela 9-1.

A curva força por deslocamento da análise I está mostrada na Figura 9-1. Para um valor de dt^0 igual a 3,0 mm, no modelo de Dörr (1980), obteve-se o valor mais alto de pico de carga. Ao processar um modelo com *slip* de 4,0 mm, percebe-se que o pico de carga é reduzido. Para os próximos valores de *slip* o pico de carga do modelo computacional é inversamente proporcional ao valor de dt^0 até 8,0 mm. Após 8,0 mm, o pico de carga da modelagem se torna praticamente constante (Figura 9-1).

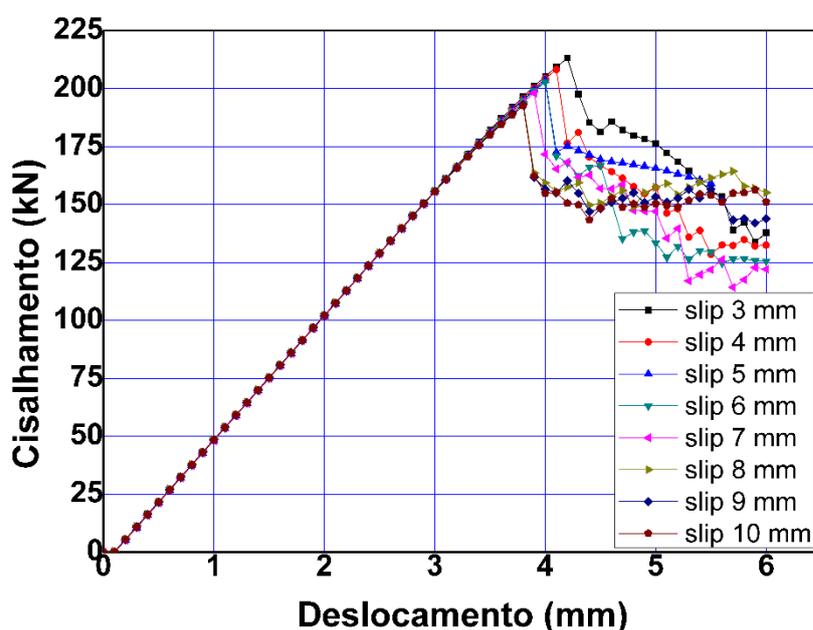
Tabela 9-1 - Propriedades do concreto da laje alveolar de 160,0 mm (Silva, 2015)

$f_{cm,j}$ (MPa)	$f_{ctm,sp,j}$ (MPa)	$f_{ctk,inf}^{(1)}$ (MPa)	$f_{ctk,inf}^{(2)}$ (MPa)	$E_{cm,j}$ (GPa)	$G_{fi}^{(3)}$ (N/m)	$G_c^{(4)}$ (kN/m)
42,29 ±0,58 (j = 90 dias)	4,23±0,51 (j=90 dias)	2,66	3,05	23,03±0,43 (j=90 dias)	153,00	15,30

(1) Resistência à tração do concreto inferior, estimada por $f_{ctk,inf} = 0,7(0,9f_{ctm,sp})$; (2) Calculado com $f_{ctk,inf} = 0,9(f_{ctm,sp} - 1,65s)$; s é o desvio padrão; e 0,9 é o termo que relaciona o ensaio de tração indireta com o valor da resistência à tração direta; 3) calculado a partir de $G_{fi} = 73.f_{ctk}^{0,18}$; 4) Calculado como $G_{fc} = 100 G_{fi}$.

Fonte: próprio autor

Figura 9-1 - Curva força cortante x deslocamento usando modelo de Dörr (1980) com $f_t = 3,80$ MPa

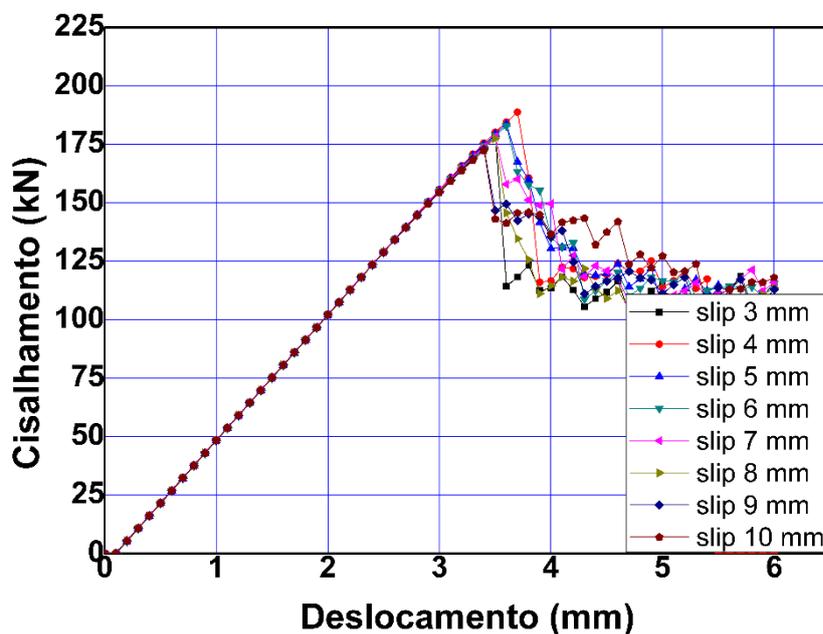


Fonte: próprio autor

Considerando a resistência à tração da interface como 3,05 MPa, análise II, conforme Tabela 9-1, a curva força por deslocamento pode ser visto na Figura 9-2. Em relação a análise I, observa-se que os picos de carga para cada valor de dt^0 estão mais baixos. Para o valor de *slip* igual a 3,0 mm tem-se o maior pico de carga. Este pico é reduzido à medida que se aumenta o valor de dt^0 , assim como na análise I.

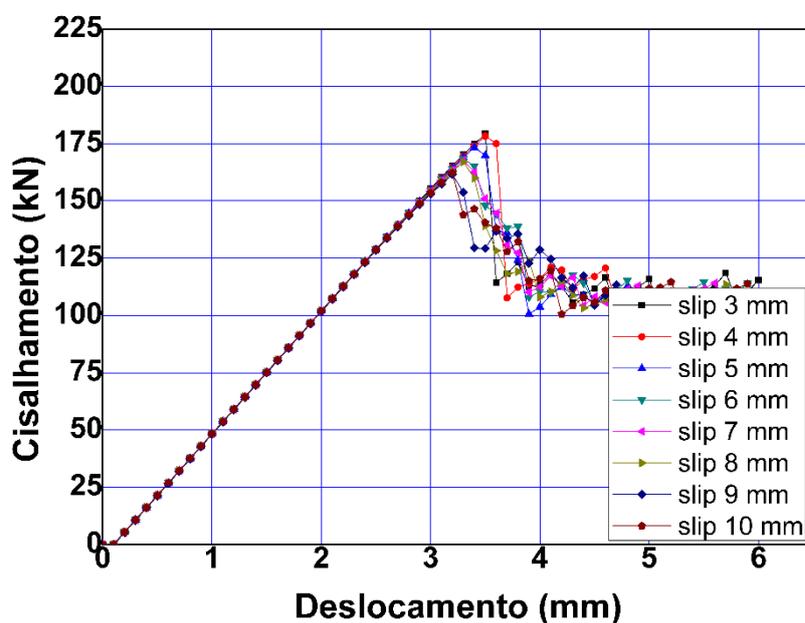
Na Figura 9-3 está a curva força por deslocamento para a terceira análise, ou seja, resistência à tração da interface de 2,66 MPa. Como já visto na análise II, os picos de carga também sofreram redução em relação à primeira análise com f_t igual a 3,80 MPa, Figura 9-1. Para as três análises, os picos sofreram redução à medida que se aumentava o valor do parâmetro *slip*.

Figura 9-2 - Curva força cortante x deslocamento usando modelo de Dörr (1980) com $f_t = 3,05 \text{ MPa}$



Fonte: próprio autor

Figura 9-3 - Curva força cortante x deslocamento usando modelo de Dörr (1980) com $f_t = 2,66 \text{ MPa}$



Fonte: próprio autor

A Tabela 9-2 mostra um resumo da força cortante máxima obtida de cada processamento. Observa-se, de modo geral, que para parâmetros de dt^0 superiores a 8,0 mm a força cortante máxima não apresenta variação significativa. Também, comparando os valores de *slip* igual a 3,0 mm para cada análise, percebe-se que o pico de carga foi reduzido da análise I para a análise II, mas não da análise II para a análise III. Contudo, para dt^0 igual a 10,0 mm observa-se que houve redução.

A partir da Tabela 9-2, a terceira análise foi a que mais se aproximou da resistência à força cortante obtida do ensaio da laje alveolar, que, segundo Silva (2015), foi de, aproximadamente, 151,67 kN com desvio padrão de 15 kN.

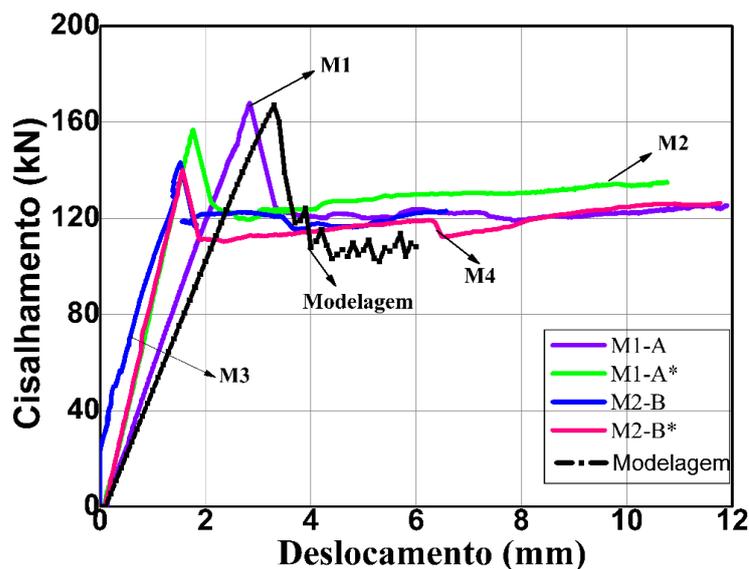
Tabela 9-2 - Resumo da análise paramétrica lei constitutiva para modelo de Dörr (1980)

f_{ct}	3,80 (MPa)	3,05 (MPa)	2,66 (MPa)
$Slip dt^0$ (mm)	$V_{u,num}$ (kN)		
3,0	213,14	179,24	179,24
4,0	208,28	188,76	178,27
5,0	203,57	183,69	173,27
6,0	202,85	182,85	168,43
7,0	198,16	178,27	167,69
8,0	193,91	177,54	167,02
9,0	193,21	172,89	161,55
10,0	192,54	172,30	162,29

Fonte: próprio autor

Portanto, optou-se por usar a resistência da análise III em que o valor de dt^0 foi igual a 8,0 mm para comparar as curvas deslocamento por força da modelagem com as curvas do resultado experimental, Figura 9-4.

Figura 9-4 - Comparação do modelo numérico com os resultados experimentais de Silva (2015)



Fonte: próprio autor

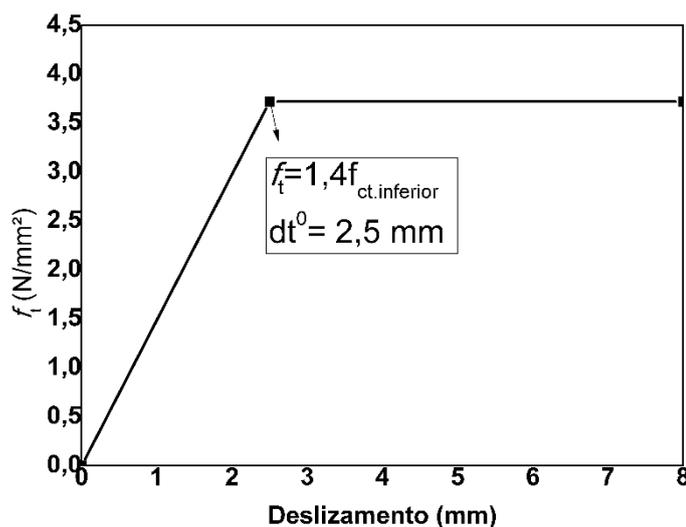
A curva preta na Figura 9-4 mostra que o resultado da modelagem, usando f_t igual a 2,66 MPa e dt^0 igual a 8,0 mm, apresentou-se coerente com as curvas dos experimentos de Silva (2015).

Usando o modelo de Dörr (1980) foi possível compreender melhor o comportamento da interface em relação à resistência à tração da interface e em relação ao deslizamento relativo (dt^0).

Os limites de deslizamento e tensão registrados por Dang et al. (2014) em seus experimentos (Figura 3-17) são, aproximadamente, de 3,0 mm e 4,0 MPa. Também, Pajari (2005) apresenta deslizamentos relativos entre a cordoalha e o concreto de no máximo 2,7 mm para os piores casos de seus resultados experimentais. Por estes motivos, a curva cúbica de Dörr (1980) não parece aceitável com um platô de deslizamento (dt^0) iniciando em 8,0 mm.

Baseado neste argumento, optou-se por propor uma lei constitutiva de escorregamento entre a cordoalha e o concreto via análise inversa, ou seja, pela força última dos modelos experimentais. Esta curva está dentro dos limites de Dang et al. (2014) e pode ser vista na Figura 9-5.

Figura 9-5 - Curva da lei constitutiva da interface para laje de 160,0 mm

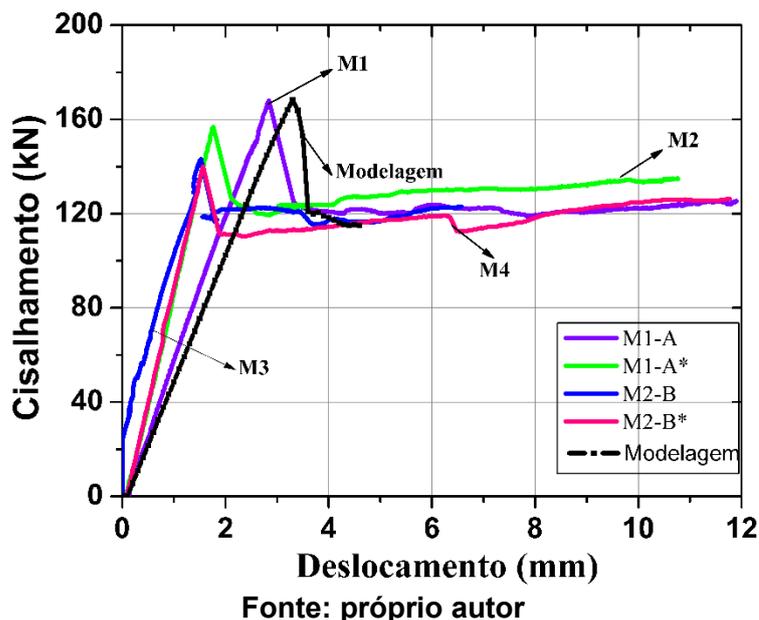


Fonte: próprio autor

A partir da curva bilinear (Figura 9-5) foi realizado um novo processamento para verificar se a curva deslocamento por força, no modelo numérico, está coerente com as curvas experimentais.

A Figura 9-6 mostra que a resposta numérica está próxima aos limites dos resultados experimentais. Portanto, a curva da Figura 9-5 será usada para analisar as deformações na cordoalha e no concreto. Os modelos nomeados como M1-A, M1-A*, M2-B e M2-B* são os modelos ensaiados por Silva (2015).

Figura 9-6 - Curvas forças deslocamento usando lei de escorregamento multilinear



9.2 Análise da laje de 200 mm

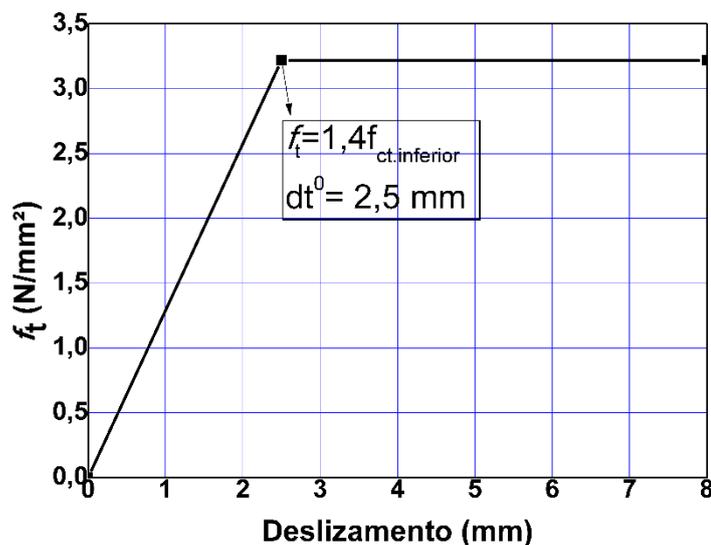
Nesta seção é analisada o comportamento da curva proposta na seção anterior para as lajes de 200 mm. No capítulo do programa experimental vários ensaios foram realizados. Estes ensaios foram nomeados em séries, variando de série I até a série VI. As séries de interesse nesta seção são as séries I, II e VI.

Como na seção anterior já ficou provado que a resistência à tração do concreto influencia na resistência ao cisalhamento, esta análise paramétrica não foi exposta nesta seção. Mas, vale ressaltar que esta análise paramétrica foi realizada para a laje de 200 mm, mesmo não tendo sido apresentada neste texto.

A lei de deslizamento relativo da interface entre a cordoalha de aço e o concreto foi a mesma utilizada na laje de 160,0. Porém, a resistência à tração da laje de 200,0 mm é diferente da resistência à tração da laje de 160,0 mm. Por este motivo a resistência a tração (f_t) não possui o mesmo valor (Figura 9-7). O eixo y da curva, Figura 9-7, possui pico de resistência à tração da interface (f_i) igual a 1,4 da resistência à tração inferior do concreto ($f_{ctk,inf} = 2,30$ MPa). A curva da Figura 9-7 está dentro dos limites dos ensaios, para interface, realizados por Dang et. al. (2014).

Por fim, todos os parâmetros dos materiais podem ser encontrados no capítulo de metodologia para o modelo computacional.

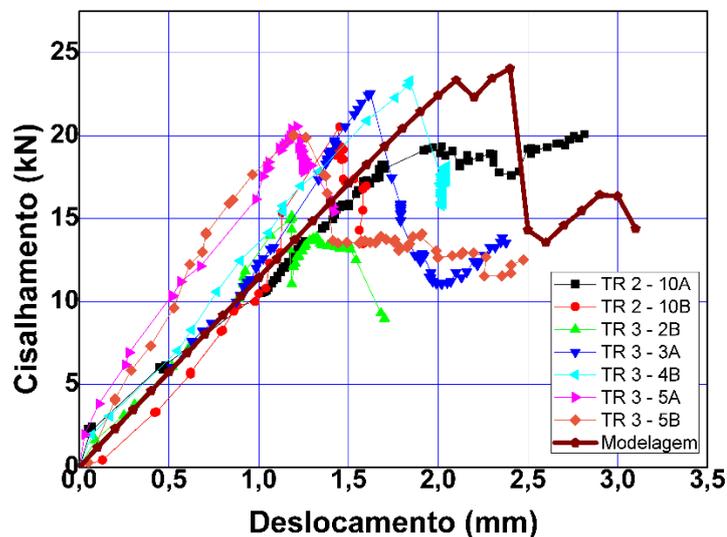
Figura 9-7 - Lei constitutiva da interface em para laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

A partir da curva multilinear (Figura 9-7) foram realizados processamentos para as séries I, II e III com a finalidade de validar a resistência à força cisalhante. Para validar os modelos, as curvas da modelagem de cada série foram comparadas com seus respectivos ensaios.

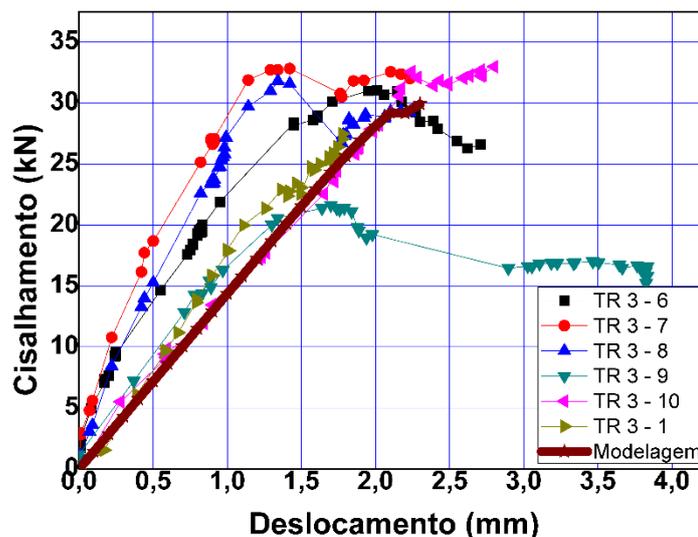
Figura 9-8 - Curvas forças por deslocamento da série I da laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

Para a série I Figura 9-8 foi comparado o resultado da modelagem numérica com a média do ensaio experimental. A curva da modelagem está dentro dos limites e variações dos diversos ensaios. Então, a curva multilinear da Figura 9-7 representou bem os ensaios experimentais para os segmentos da série I.

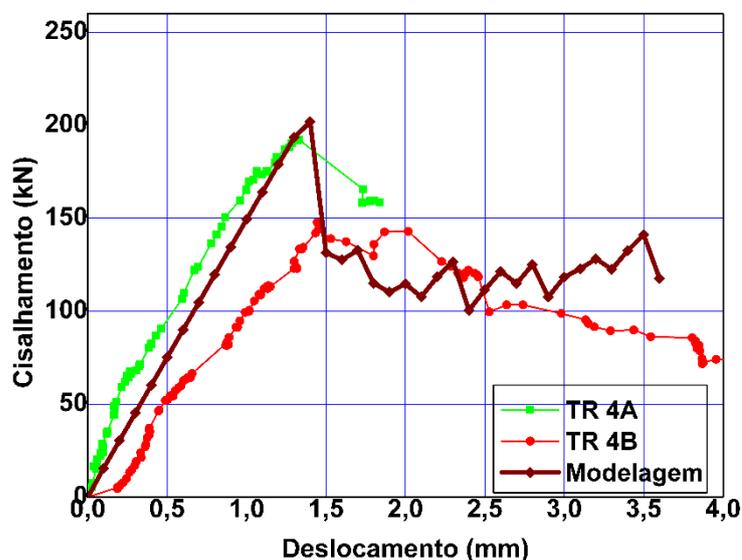
Figura 9-9 - Curvas forças por deslocamento da série II da laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

A Figura 9-9 mostra a comparação das curvas experimentais da série II com sua respectiva modelagem numérica. Observa-se que a curva da modelagem numérica está dentro dos limites da variação dos ensaios.

Figura 9-10 - Curvas forças por deslocamento da série VI da laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

A Figura 9-10 apresenta a comparação das curvas dos resultados experimentais da série VI com sua respectiva modelagem numérica. Para este caso, a inclinação da curva do modelo numérico, está dentro dos limites das curvas dos resultados experimentais, Figura 9-10. Além disso, a força de cisalhamento é próxima do modelo TR-4A.

Como os resultados da modelagem computacional para todas as séries estão dentro dos limites em relação aos resultados dos ensaios experimentais, a lei constitutiva da interface (Figura 9-7) está validada para laje de 200,0 mm.

10 COMPRIMENTO DE TRANSFERÊNCIA DA FORÇA DE PROTENSÃO EM LAJE NÃO CARREGADA

Neste capítulo são analisadas as respostas dos modelos computacionais em relação ao comprimento de transferência da força de protensão em lajes não carregadas.

As deformações das malhas de elementos finitos que representam o concreto foram extraídas da face lateral de cada modelo processado. Estas deformações são apresentadas em forma de gráficos em seus eixos verticais, sendo os eixos horizontais o comprimento longitudinal da laje. A partir destes gráficos foi possível verificar em qual distância da extremidade da laje as deformações no concreto se tornaram constantes. Também foi analisado o comportamento e medido o comprimento da transferência da protensão da cordoalha para o concreto. Para a laje de 200 mm, as deformações numéricas são comparadas com as deformações encontradas a partir do programa experimental.

As deformações nas malhas de elementos finitos, que representam a cordoalha e o concreto imediatamente ao redor da cordoalha, são apresentadas em forma de gráfico para cada laje. Destes gráficos foi possível estimar qual a distância para que os materiais trabalhem de forma conjunta, e em qual a distância da extremidade da laje as deformações da cordoalha de protensão se tornam constantes. No fim do capítulo encontra-se um resumo das principais conclusões.

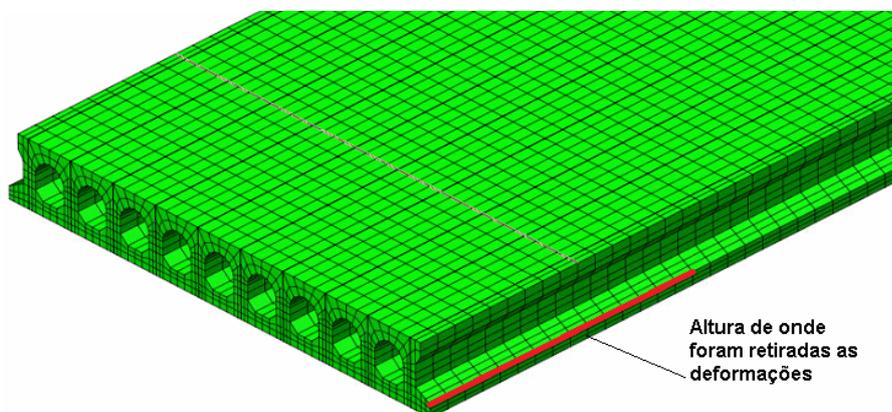
10.1 Laje com 160 mm de altura

A) Deformação no concreto

De posse da lei constitutiva mostrada na Figura 9-5, o modelo da laje de 160 mm de Silva (2015) foi processado sem força externa. O objetivo desse processamento é encontrar as deformações na seção longitudinal da malha que representa o concreto na altura da cordoalha, mostrado na linha vermelha da Figura 10-1, para comparar com o obtido dos experimentos de Oliveira e Araújo (2018).

No trabalho de Oliveira e Araújo (2018) foi realizado um experimento com pinos fixados na lateral da laje alveolar, em uma altura semelhante à da Figura 10-1, para medir as deformações, e, assim, medir o comprimento de transferência.

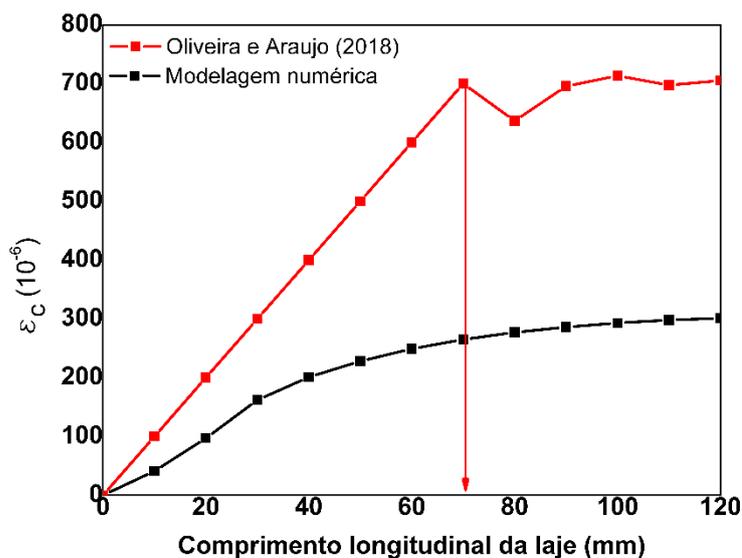
Figura 10-1 - Região de onde foram retiradas as deformações



Fonte: próprio autor

Importante ressaltar, que mesmo que as geometrias sejam iguais para os trabalhos de Oliveira e Araújo (2018) e Silva (2015), a quantidade de cordoalhas eram diferentes. No primeiro trabalho havia oito cordoalhas inferiores, e no segundo havia oito inferiores e mais quatro superiores. Portanto, é razoável que as deformações das duas lajes não sejam iguais. Contudo, como os diâmetros das cordoalhas, das duas lajes, eram de 9,5 mm e a resistência à compressão do concreto eram semelhantes, o comprimento de regularização e de transferência deve ser semelhante para as duas lajes.

Figura 10-2 - Deformações da seção lateral da laje de 160 mm



Fonte: próprio autor

Na Figura 10-2 são mostradas as deformações encontradas a partir do experimento de Oliveira e Araújo (2018), representado pela linha vermelha, e as deformações encontradas

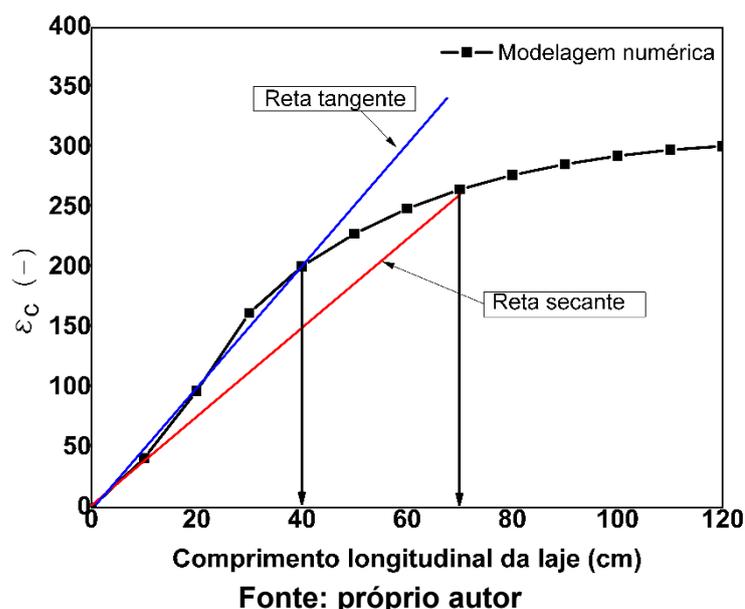
na modelagem, representada pela linha preta. Estas deformações foram retiradas da altura da face lateral da laje, mostrada na Figura 10-1.

A curva em vermelho é o resultado experimental do trabalho de Oliveira e Araújo (2018), onde o valor encontrado foi de 74ϕ , que é a divisão do comprimento de 700,0 mm por 9,5 mm do diâmetro da cordoalha.

O valor de 74ϕ , de Oliveira e Araújo (2018), foi determinado quando as deformações do concreto se tornaram constantes. Na curva preta, modelagem numérica (Figura 10-2), mostra-se que as deformações se tornaram constantes pouco acima de 700,0 mm, o que representa 74ϕ . As deformações foram consideradas constantes quando o valor de deformação era menor que 5% em relação à deformação anterior.

As deformações ao longo do comprimento da face lateral do modelo numérico da laje de 160 mm são apresentadas isoladamente na Figura 10-3 representada pela curva preta da Figura 10-2 obtida da modelagem. Nesta curva as deformações iniciam seu desenvolvimento de forma linear, sendo que seu valor é de 400 mm, aproximadamente. As deformações apresentam uma região não linear ao longo da face lateral do concreto, e continuam se desenvolvendo até que se tornem constantes. Como já mencionado, considerou-se constante quando a diferença da deformação de um certo ponto da curva fosse menor que 5% em relação ao ponto anterior. Neste caso, as deformações são consideradas constantes acima de 700 mm, ou $73,64\phi$. Este valor é muito próximo dos 74ϕ encontrado no programa experimental de Oliveira e Araújo (2018). A reta secante poderia ser usada para definir o comprimento de transferência para esta laje de 160 mm.

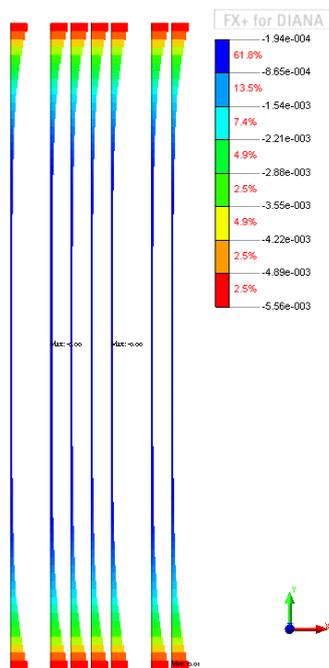
Figura 10-3 - Deformação da modelagem numérica da laje de 160 mm



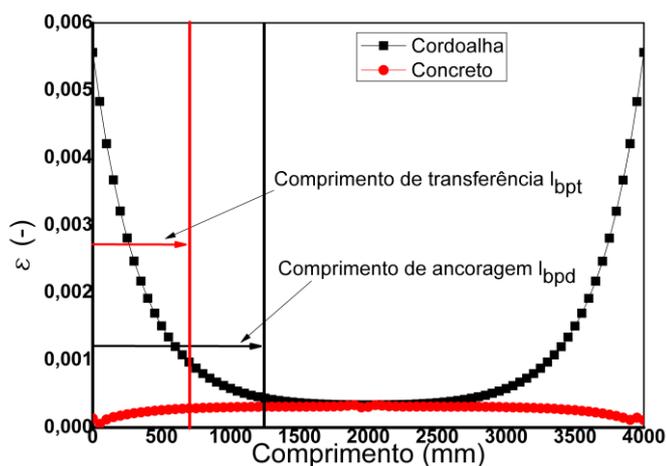
B) Deformação na cordoalha e no concreto imediatamente ao redor da cordoalha

Neste item são analisadas as deformações da cordoalha. Para isso, foram elaboradas as Figura 10-4a e Figura 10-4b. Observa-se, a partir da Figura 10-4a, que existe claramente um decaimento das deformações e tensões ao longo da cordoalha.

Figura 10-4 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 160 mm



a) Tensões na cordoalha



b) Deformação no concreto e cordoalha
Fonte: próprio autor

Na Figura 10-4b são mostradas as deformações do concreto e do aço. Percebe-se que as deformações iniciais são diferentes para o concreto e a cordoalha de aço, mas a partir de,

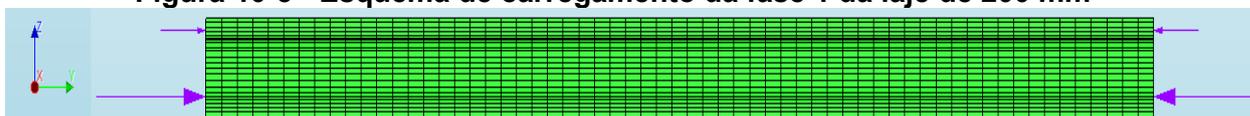
aproximadamente, 1250,0 mm as deformações do aço e do concreto são iguais. Nesta região, pode-se dizer que os materiais estão trabalhando conjuntamente.

Na curva preta da Figura 10-4b, observa-se que até 300 mm ocorre um decaimento linear das deformações da cordoalha, porém de 300 mm até 1250 mm ocorre um decaimento não linear.

10.2 Laje com 200 mm de altura

Para esta análise considera-se que não existe força externa, atuando apenas a força de protensão nas cordoalhas. O esquema de aplicação de força de protensão da primeira fase pode ser visto na Figura 10-5, e é o mesmo para todas as séries I, II e IV.

Figura 10-5 - Esquema de carregamento da fase 1 da laje de 200 mm

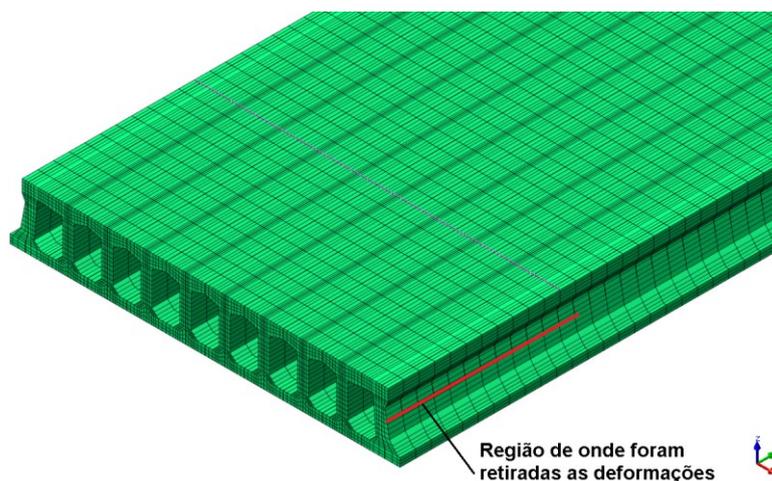


Fonte: próprio autor

A) Deformação no concreto da laje de 200 mm

O objetivo desse processamento era encontrar as deformações na seção longitudinal do concreto na altura da cordoalha, como pode ser visto na linha vermelha da Figura 10-6. Também, o nível de protensão usada foi de 900,0 MPa, já considerando as perdas de protensão de 23,69% (encontrado na série IV do programa experimental).

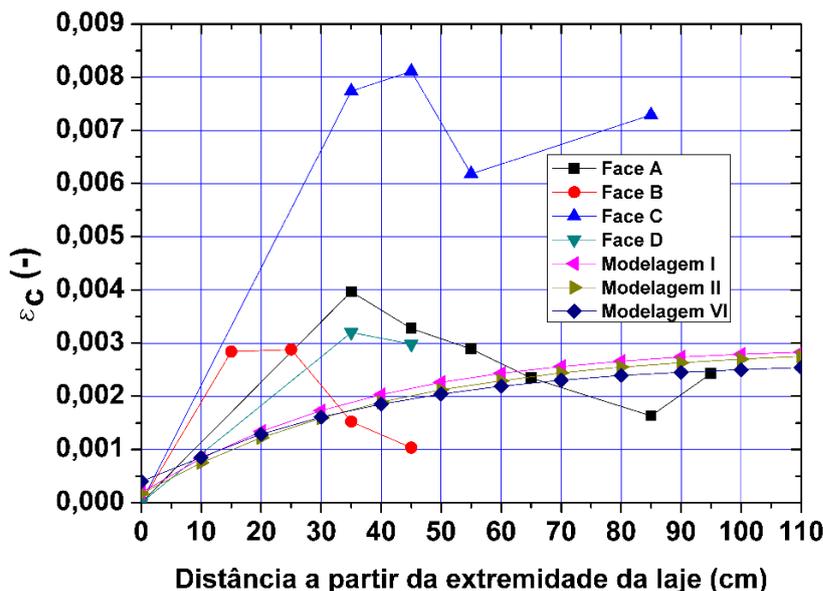
Figura 10-6 - Altura das deformações no concreto para laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

A Figura 10-7 foi elaborada para analisar as curvas de deformações, da laje de 200,0 mm. A altura de onde foram retiradas as deformações é representada de forma esquemática, para todas as séries, na Figura 10-6. Esta é a mesma altura onde foram colados os pinos mostrados no capítulo de resultado experimental.

Figura 10-7 - Comprimento de transferência da laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

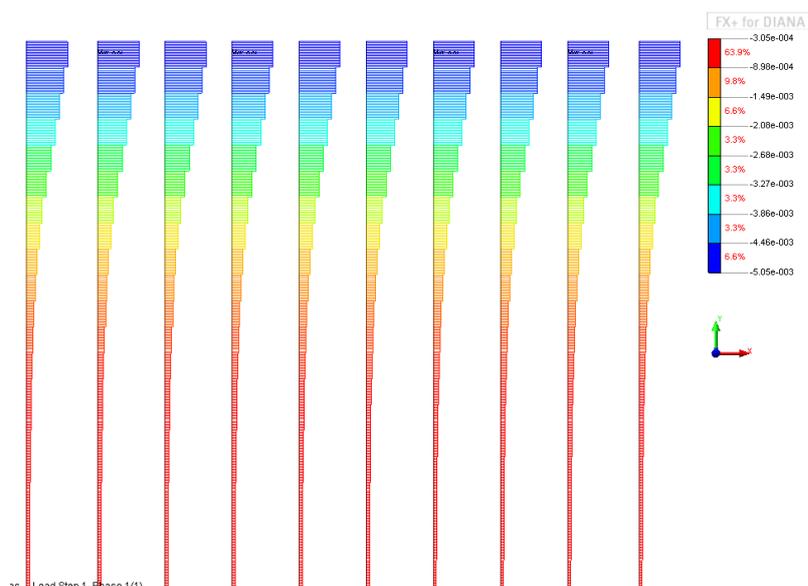
As curvas que representam o comprimento de transferência encontrados pelas modelagens das séries I, II e VI se encontram na Figura 10-7. Nesta figura, também se encontram as deformações medidas a partir dos ensaios experimentais descrito no capítulo do programa experimental. Excluindo a curva vermelha, Figura 10-7, todas as outras apresentam a distância do comprimento de transferência entre 30,0 e 40,0 cm da face da laje, onde ocorre o fim da linearidade. De forma geral, a partir do resultado experimental não foi possível determinar a região não linear do comprimento de transferência. Contudo, as regiões lineares dos resultados numéricos mediram valor médio na ordem de 35,0 cm. Dessa forma, pode-se dizer que os resultados numéricos e experimentais foram próximos no comportamento linear.

Pelas curvas das modelagens numéricas, as deformações constantes ocorreram em torno de 70 cm (considerando diferença de 5% em relação ao valor anterior). Sabendo que as cordoalhas inferiores, usadas na laje de 200,0 mm, possuíam diâmetros iguais a 12,5 mm, e que o comprimento de transferência seria 700 mm, chega-se a uma relação para a estabilização das deformações do concreto de 56ϕ .

B) Deformação na cordoalha e no concreto imediatamente ao redor da cordoalha da laje de 200 mm

Neste item são analisadas as deformações das cordoalhas. Todas as séries obtiveram resultados semelhantes, e por isso apenas a série VI usada nesta análise. Observa-se, a partir da Figura 10-8, que existe um claro decaimento das deformações e tensões ao longo da cordoalha, e é similar aos resultados encontrados para a laje de 160,0 mm.

Figura 10-8 - Tensões na cordoalha superior de 12,7 mm da laje de 200 mm

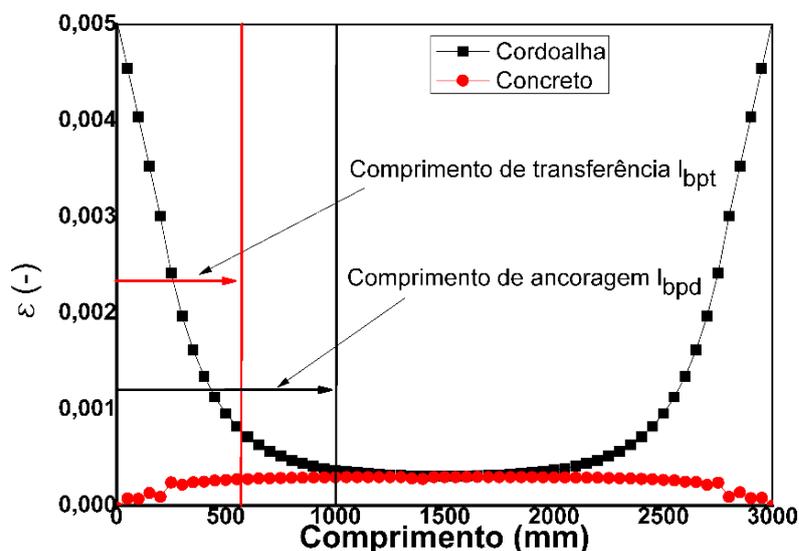


Fonte: próprio autor

Na Figura 10-9 é mostrado que as deformações nas cordoalhas decaem linearmente até aproximadamente 400,0 mm, embora até 1000,0 mm ainda haja decaimento, porém não linear. Este efeito ocorreu para todas as séries modeladas.

As deformações do concreto e da cordoalha são iguais a partir de 1000,0 mm, aproximadamente. Contudo, as deformações do concreto se tornam constantes antes das deformações da cordoalha. Assim, a cordoalha apresenta um comprimento maior para que suas deformações se tornem constantes. Isso quer dizer, que o modelo numérico apresenta um comportamento variação das deformações mais acentuado do que o concreto. Este efeito ocorreu em relação à laje de 160 mm também.

Figura 10-9 - Deformação no concreto e cordoalha de 12,7 mm para laje de 200 mm



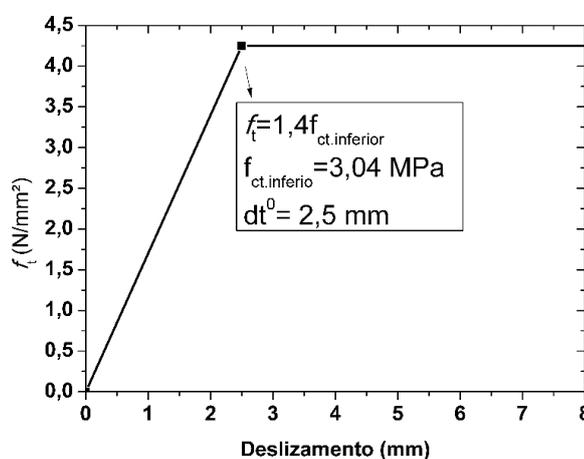
Fonte: próprio autor

10.3 Lajes com 320 mm e 400 mm de altura

Assi, como na laje de 160,0 mm, foi usada uma lei de escorregamento relativo entre o aço e o concreto, Figura 10-10. Apesar da forma da curva da Figura 10-10 ser parecida com a da laje de 160,00 mm, a força de aderência usada foi de 4,25 MPa, com limite elástico do deslizamento de 2,50 mm.

A curva mostrada na Figura 10-10 foi utilizada para representar o modelo constitutivo da interface para as lajes de 320 mm e 400 mm, uma vez que as propriedades dos concretos eram iguais. A curva da Figura 10-10 está dentro dos limites dos ensaios, para interface, realizados por Dang et. al. (2014).

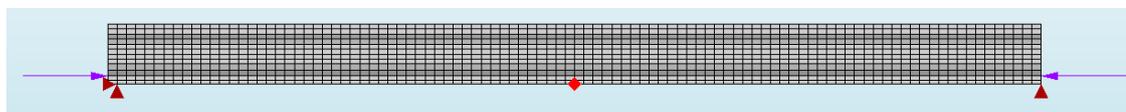
Figura 10-10 - Lei constitutiva da interface para as lajes de 320 mm e 400 mm



Fonte: próprio autor

Para esta análise considera-se que não existe força externa, ou seja, a força atuante é apenas a de protensão nas cordoalhas. Isso pode ser visto na Figura 10-11.

Figura 10-11 - Esquema de carregamento da fase 1 das lajes de 320 mm e 400 mm



Fonte: próprio autor

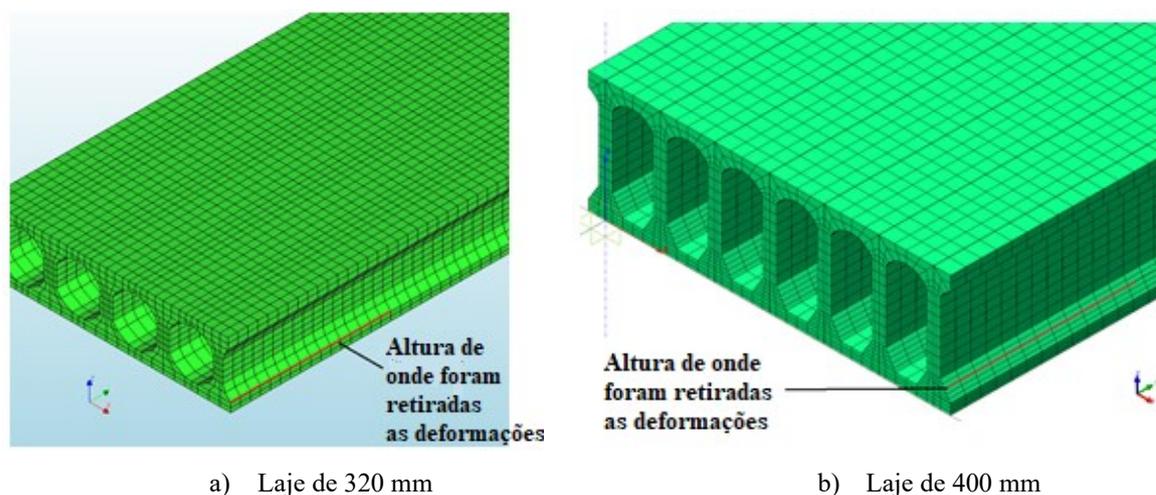
A) Deformação no concreto da laje de 320 mm e 400 mm

O objetivo desse processamento era encontrar as deformações na seção longitudinal do concreto na altura da cordoalha, como pode ser visto na linha vermelha da Figura 10-12. Também, o nível de protensão usada foi de 1000,0 MPa para a laje de 320 mm, e de 1300,0 MPa para a laje de 400 mm.

De posse das deformações na altura da linha vermelha, Figura 10-12, a Figura 10-13 foi confeccionada para analisar a curva de deformações nesta face lateral, de cada modelo. Na Figura 10-13 as retas azuis são as curvas tangentes e são capazes de representar o

desenvolvimento inicial linear do comprimento de transferência. As restas vermelhas são as restas secantes onde foram consideradas as deformações constantes para cada modelo (considerando a diferença de uma deformação em relação à anterior menor que 5%).

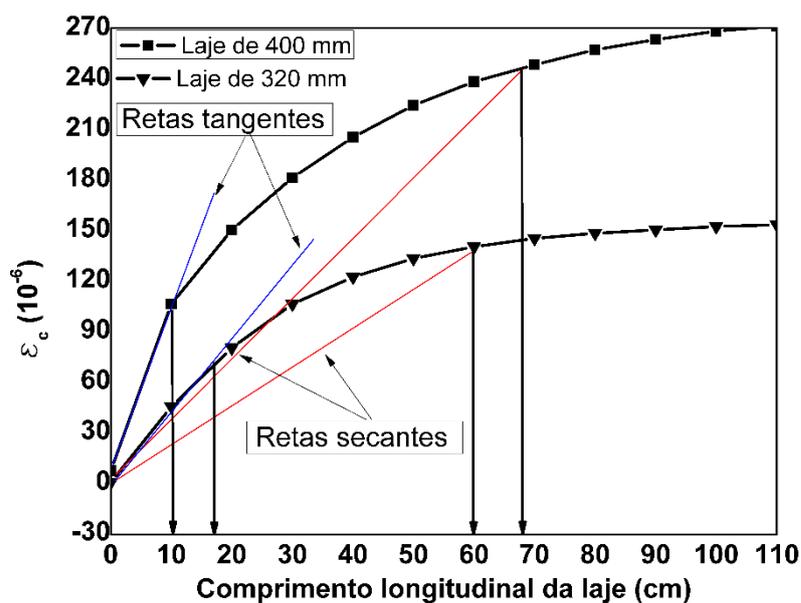
Figura 10-12 - Altura das deformações no concreto para laje de 320 mm e 400 mm



Fonte: próprio autor

Para a laje de 320 mm a região linear é da ordem de 20 cm, e 10 cm para a laje de 400mm. Os comprimentos de transferência estimados foram da ordem de 60 cm e 70 cm para a laje de 320 mm e 400 mm, respectivamente. Estes comprimentos seriam da ordem de 48ϕ para a laje de 320 mm e 56ϕ para a laje de 400 mm (considerando as cordoalhas de 12,5 mm de diâmetro).

Figura 10-13 - Comprimento de transferência de protensão das lajes 320 mm e 400 mm



Fonte: próprio autor

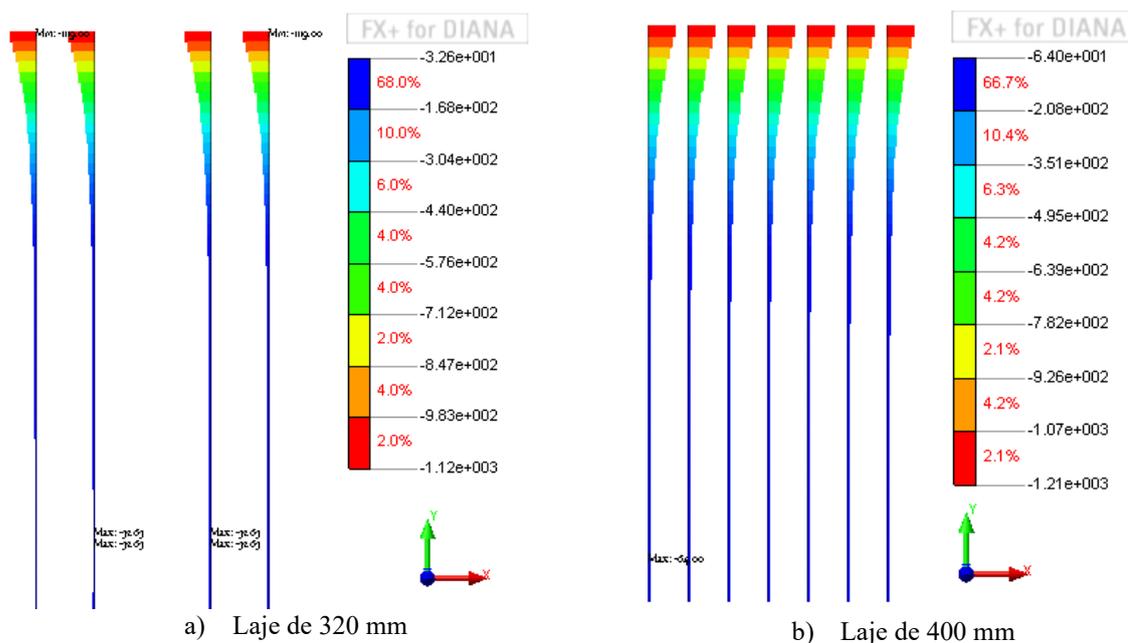
As propriedades do concreto das duas lajes eram iguais, e, ainda assim, os comprimentos de transferência foram diferentes. Neste caso o comprimento de transferência

da laje de 320 mm foi menor que o da laje de 400 mm. A diferença básica entre os dois modelos é a intensidade da protensão. No caso da laje de 400 mm esta intensidade foi da ordem de 1300 MPa, e para a laje de 320 mm foi de 1000 MPa. Neste sentido, a intensidade da protensão pode ser um fator que influencia no comprimento de transferência.

B) Deformação na cordoalha e no concreto imediatamente ao redor da cordoalha da laje de 320 mm e 400 mm

Neste item são analisadas as deformações da cordoalha. Para isso, foram confeccionadas as Figura 10-14a e Figura 10-14b. Observa-se estas lajes de 320 mm e 400 mm também apresentaram decaimento das deformações ao longo das cordoalhas de protensão.

Figura 10-14 - Tensões nas cordoalhas das lajes 320 mm e 400 mm

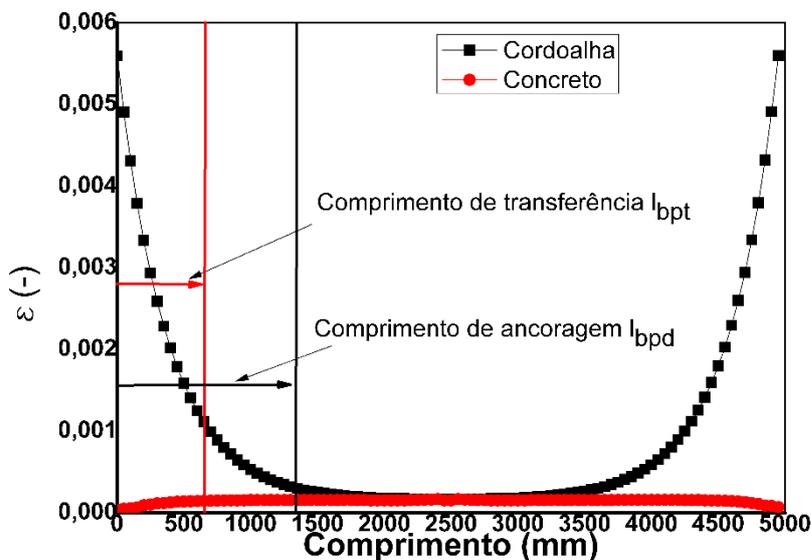


Fonte: próprio autor

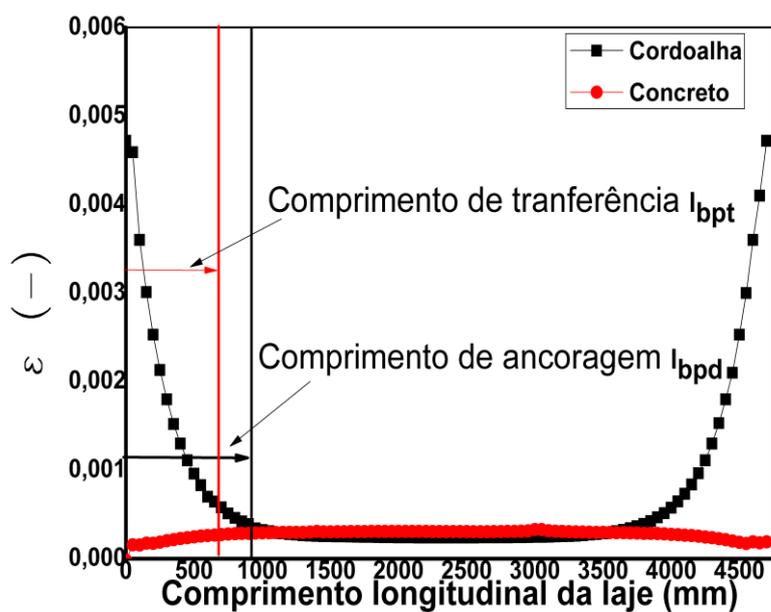
Na Figura 10-15a, para laje de 320,0 mm, as deformações são iguais, para o concreto e para a cordoalha, na distância de 1270,0 mm. Para a curva da laje de 400 mm, da Figura 10-15b, as deformações são iguais em aproximadamente 900 mm.

O comportamento das deformações foi ligeiramente diferente para as duas lajes. No caso da transferência a intensidade da protensão pode ter sido o fator responsável pela diferença entre os modelos. Para o caso das deformações na cordoalha, a altura da laje pode ter influenciado, pois a fibra onde as cordoalhas estão presentes em alturas diferentes nas lajes. Assim, o efeito da flexão da protensão devido às excentricidades das cordoalhas somado à intensidade da protensão devem ser analisadas com maior rigor em trabalhos futuros. A finalidade de mais análises seria comprovar a influência destas duas variáveis na medida do comprimento de transferência.

Figura 10-15 - Deformações no aço e na cordoalha para as lajes de 320 mm e 400 mm



a) Laje de 320 mm



b) Laje de 400 mm

Fonte: próprio autor

10.4 Análise dos comprimentos de transferência

Os comprimentos de transferência da modelagem, extraídos da modelagem, foram comparados com as equações da NBR 6118 (ABNT, 2014) e do ACI 318 (ACI, 2019). Os resultados podem ser vistos na Tabela 10-1.

Os comprimentos de transferência encontrados a partir do modelo numérico foram maiores que os estimados a partir da equação da NBR 6118 (ABNT, 2014). Já as duas recomendações do ACI 318 (ACI, 2019) estimam o comprimento de transferência mais próximos aos dos modelos numéricos, em especial a equação (2-24).

Contudo, o modelo da laje de 160 mm apresentou comprimento de transferência muito acima do esperado, sendo da ordem de 700 mm. Isso porque, o diâmetro da cordoalha usado foi de 9,5 mm, e esperava-se um comprimento de transferência menor para esta cordoalha. Neste sentido, o valor encontrado de comprimento de transferência do ACI 318 (ACI, 2019) usando 50 ϕ foi de 475 mm, e no caso da equação (2-24) do ACI 318 (ACI, 2019) foi da ordem de 541,70 mm, ou seja, maior. A equação (2-24) leva em consideração a intensidade da protensão, sendo que nas análises das deformações das lajes de 320 mm e 400 mm levantou-se a hipótese que a intensidade da protensão e os efeitos de flexão devido à excentricidade da cordoalha podem influenciar na estimativa do comprimento de transferência.

Tabela 10-1 - Comparação dos comprimentos de transferência entre a modelagem e normas

Laje	Diâmetro da cordoalha (mm)	L_{bpt} modelagem (mm)	¹ L_{bpt} NBR 6118 (2014) (mm)	² L_{bpt} ACI 318 (2019) (mm)	³ L_{bpt} ACI 318 (2019) 50 ϕ (mm)
160 ^{a)}	9,5	700,00	216,32	541,70	475,00
200 ^{b)}	12,5	700,00	191,75	544,00	625,00
320 ^{c)}	12,5	600,00	179,11	604,45	625,00
400 ^{d)}	12,5	700,00	302,69	785,78	625,00

1) Calculado a partir da equação (2-27); 2) calculado a partir do primeiro termo da equação (2-24); 3) Calculado como 50 ϕ ; a) f_{ct} igual a 2,66 MPa; f_{ypd} igual a 1860 MPa; σ_{pi} igual a 1179,2 MPa, ϕ igual a 9,5 mm; b) f_{ct} igual a 2,30 MPa, f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 900 MPa, ϕ igual a 12,5 mm; c) f_{ct} igual a 3,04 MPa; f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 1000,0 MPa, ϕ igual a 12,5 mm. d) f_{ct} igual a 3,04 MPa; f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 1300 MPa, ϕ igual a 12,5 mm. * As porcentagens de perda se encontram na Tabela 8-2.

Fonte: próprio autor

10.5 Principais conclusões da análise das deformações sem força externa

As análises das deformações das faces laterais do concreto, para cada laje, apresentaram comportamento não linear, com um trecho linear, para os modelos numérico. Os experimentos para estimar o comprimento de transferência apresentaram deficiência na representação do comportamento da curva, ou seja, das curvas experimentais foi possível estimar a região linear com clareza, mas não a região não linear.

O comprimento de transferência foi estimando partindo da hipótese de que é a distância da extremidade até a seção onde as deformações no concreto são constantes. Uma curva secante pode ser usada para representar todo o trecho, linear e não linear. Os comprimentos de transferência giraram em torno de 600 mm e 700 mm para todas as lajes. Contudo, a intensidade da protensão parece ser uma variável a ser levada em consideração.

A equação do ACI 318 (ACI, 2019) leva a intensidade da protensão em consideração. É possível que a excentricidade da cordoalha também tenha influência no comportamento da transferência.

No caso das deformações da cordoalha observou-se que se tornaram constantes depois do comprimento de transferência. Partiu-se da hipótese de que o comprimento de regularização é a distância da extremidade até a seção onde as deformações do aço e do concreto são iguais. A regularização ocorre na seção em que as deformações do aço se tornam constantes, e como já mencionado iguais as deformações do concreto.

11 COMPRIMENTO DE REGULARIZAÇÃO EM LAJE CARREGADA

Neste capítulo são analisadas as deformações no aço e no concreto, nas lajes de 160 mm, 200 mm, 320 mm e 400 mm quando sujeitas ao carregamento externo até a ruptura.

As curvas de deformações do concreto foram retiradas das faces laterais das lajes modeladas, assim como no capítulo anterior. Comparou-se as deformações da face lateral com e sem a aplicação da força externa. Assim, foi possível analisar a influência da força externa na região de comprimento de transferência para cada laje.

Também, foram extraídas as deformações da cordoalha e do concreto imediatamente ao redor desta com a presença da força externa. Assim, foi possível analisar o comportamento das deformações dos materiais sujeitos as solicitações.

11.1 Comportamento das deformações da laje de 160 mm

As fissuras causam a perda de ancoragem da protensão, e, conseqüentemente, reorganizam a distribuição de tensões na região fissurada. Também, a transferência da protensão pode ser prejudicada por fissuras que ocorrem na altura da cordoalha.

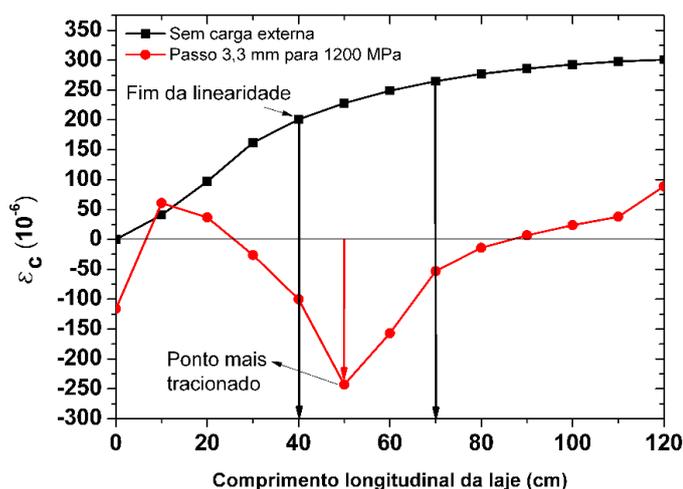
Para tanto, à medida que as fissuras de flexão aumentam, a cordoalha de protensão necessita cada vez mais de ancoragem, e picos de tensões vão se formando na região abaixo da força externa. Com isso, existe a tendência de que a cordoalha perca parte de sua aderência e dificulte a transferência para o concreto.

A fim de analisar o comprimento de transferência em região fissurada foi usada uma protensão de 1200,0 MPa, que é próxima a protensão instalada na laje de 160,0 mm de 1340,0 MPa com 12% de perda (SILVA, 2015). O comprimento de transferência foi retirado da mesma região mostrada na Figura 10-1, e pode ser vista na Figura 11-1. A curva em vermelho foi extraída quando o passo de carga estava a 3,3 mm de deslocamento vertical.

A curva em preto da Figura 11-1 mostra o desenvolvimento das deformações no concreto quando o modelo foi processado sem carga externa, ou seja, apenas com protensão na cordoalha, e é a mesma curva da Figura 10-3.

A curva em vermelho mostra as deformações no concreto para a laje carregada com força concentrada junto ao apoio imediatamente antes da ruptura, portanto fissurada. Percebe-se que até 450,0 mm existe uma região de perturbação na curva de comprimento de transferência.

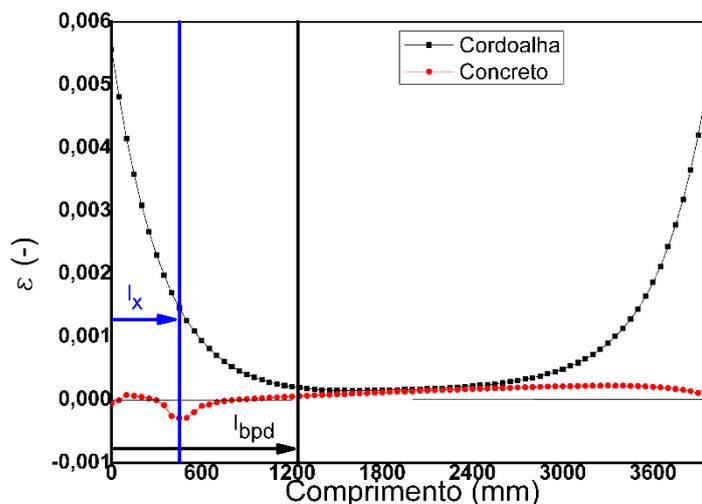
Figura 11-1 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última para laje de 160 mm



Fonte: próprio autor

Na Figura 11-2 são mostradas as deformações do aço e do concreto imediatamente ao redor da cordoalha próximas à força de ruptura da laje. Comparando a Figura 10-4b com a Figura 11-2 observa-se que o comprimento, para que os materiais trabalhassem de forma conjunta, permaneceu da ordem de 1250,0 mm, mesmo valor encontrado sem a presença da carga externa. Isso quer dizer que a laje não sofreu perda de ancoragem significativa.

Figura 11-2 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 160 mm em região fissurada na carga última



Fonte: próprio autor

O ponto a 450,0 mm, Figura 11-2, foi o primeiro onde provavelmente ocorreu a ruptura da peça, e este ponto é considerado o ponto crítico. Silva (2015) havia medido a distância da extremidade da laje até o ponto crítico e encontrou valores oscilando entre 300,0 mm e 450,0 mm.

11.2 Comportamento das deformações da laje de 200 mm

Nesta seção será mostrado qual foi o comportamento das deformações no aço e no concreto para as séries experimentais I, II e IV considerando a carga externa, ou seja, no momento da ruptura do modelo.

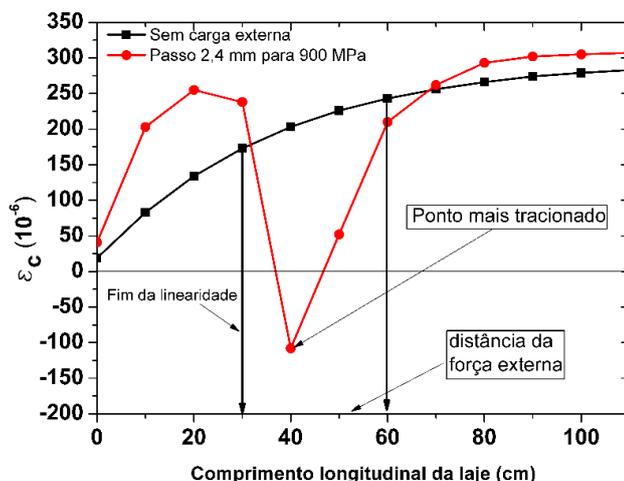
A fim de analisar o comprimento de transferência, em região fissurada, foi usada uma protensão de 900,0 MPa, que considera as perdas de protensão. O comprimento de transferência de cada série foi retirado da mesma região mostrada na Figura 10-6.

A Figura 11-3 mostra as deformações na face lateral do concreto para a série I. A curva em preto da Figura 11-3 mostra o desenvolvimento das deformações no concreto quando não foi processado com carregamento externo, ou seja, apenas com protensão na cordoalha. A curva em vermelho mostra as deformações no concreto com carregamento externo imediatamente antes da ruptura, e ocorreu no deslocamento vertical de 2,4 mm.

Percebe-se, pela curva vermelha, que em 400,0 mm se situa o ponto mais tracionado. Este ponto antes da seção de aplicação de carga, como mostrado na Figura 11-3. De forma geral, a série I obteve grande perturbação na região do comprimento de transferência.

Para a série II, as deformações laterais do concreto, antes e depois da solicitação externa, são mostradas na Figura 11-4. Diferente da série I, a posição do apoio da série II se situava, aproximadamente, a 50,0 cm da extremidade da laje alveolar, portanto depois do trecho de transferência da força de protensão. A posição do ponto mais tracionado se situa a 60,0 cm do apoio, aproximadamente. A força concentrada foi aplicada a 55,0 cm do apoio. A ruptura ocorreu com 2,4 mm de deslocamento vertical.

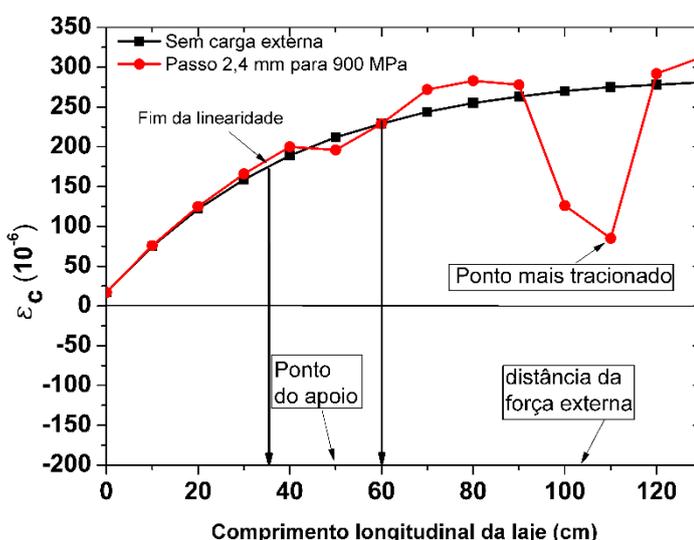
Figura 11-3 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última da laje de 200 mm, série I



Fonte: próprio autor

Além disso, diferente do modelo da série I a série II apresentou menor perturbação na região do comprimento de transferência. Esse efeito contribui com a capacidade resistente à força cortante, pois a força externa pode ser resistida por seções de concreto totalmente protendidas, assim a região de comprimento de transferência não foi afetada de forma significativa. O mesmo aconteceu com ensaio experimental, pois as forças resistentes foram maiores para a série II do que para a série I.

Figura 11-4 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última da laje de 200 mm, série II

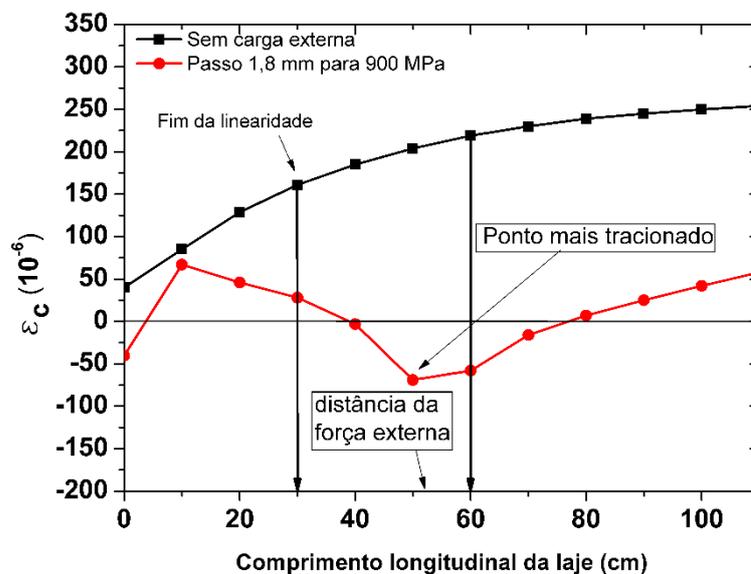


Fonte: próprio autor

A Figura 11-5 mostra as deformações da série VI na face lateral do modelo numérico. Assim como as séries I e II a curva vermelha apresenta um ponto mais tracionado próximo ao ponto de aplicação da carga. A curva vermelha foi elaborada quando o modelo computacional registrava 1,8 mm de deslocamento vertical. A região de transferência da laje alveolar foi

afetada pela presença da carga externa, ou seja, a região do comprimento de transferência foi perturbada. Isso quer dizer, que a resistência à força cortante é prejudicada, uma vez que a protensão não é completamente transferida para o concreto.

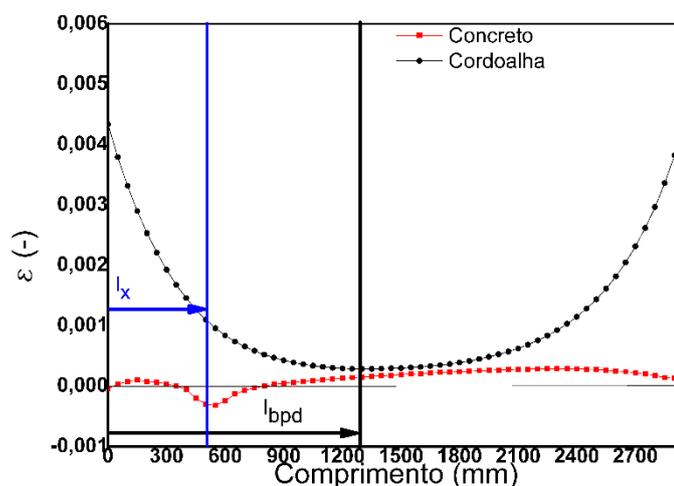
Figura 11-5 - Deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última da laje de 200 mm, série VI



Fonte: próprio autor

A fim de contribuir ainda mais com o estudo de deformações, foram estudadas as deformações, para cada série, da cordoalha e do concreto imediatamente ao redor da cordoalha.

Figura 11-6 - Tensões e deformações na cordoalha (12,5 mm) e concreto da laje de 200 mm em região fissurada na carga última, série I

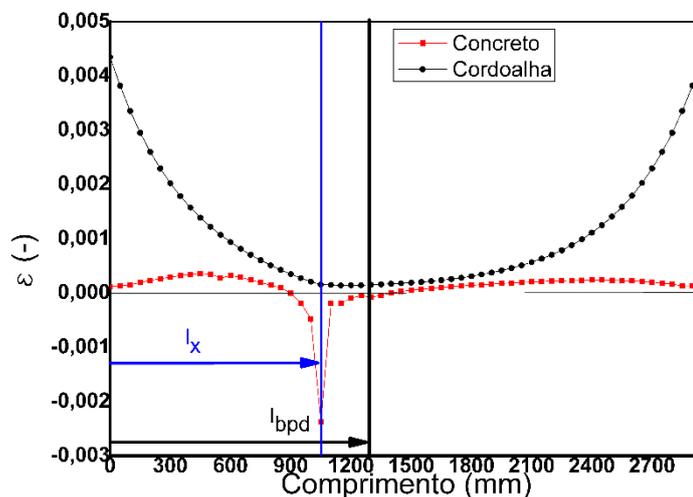


Fonte: próprio autor

Nas Figura 11-6, Figura 11-7 e Figura 11-8 são mostradas as deformações da cordoalha de 12,5 mm e do concreto imediatamente ao seu redor. Cada figura representa

uma série, e pode-se perceber que o comportamento é semelhante. Todos os comprimentos de regularização (l_{bpd}) são da ordem de 1200,0 mm.

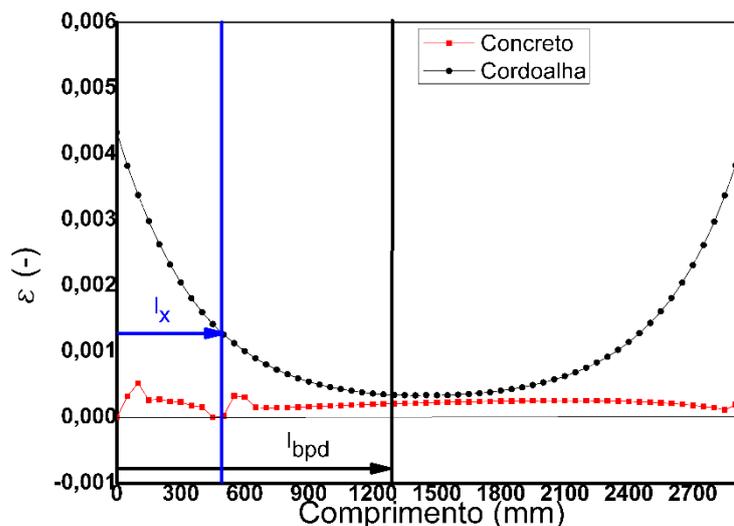
Figura 11-7 - Tensões e deformações na cordoalha (12,5 mm) e concreto da laje de 200 mm em região fissurada na carga última, série II



Fonte: próprio autor

Para as séries I e VI (Figura 11-6 e Figura 11-8) os comprimentos dos pontos mais tracionados são praticamente os mesmos. Isso é razoável, considerando que as duas séries têm mesmas condições de contorno, e a mesma distância de aplicação de carga. Embora, as duas tenham seções transversais diferentes, a diferença entre elas está apenas na magnitude das deformações do concreto. Ainda na série II, Figura 11-7, o ponto mais tracionado ocorre na região da força aplicada, que está posicionada longe do comprimento de transferência.

Figura 11-8 - Tensões e deformações na cordoalha (12,5 mm) e concreto da laje de 200 mm em região fissurada na carga última, série VI



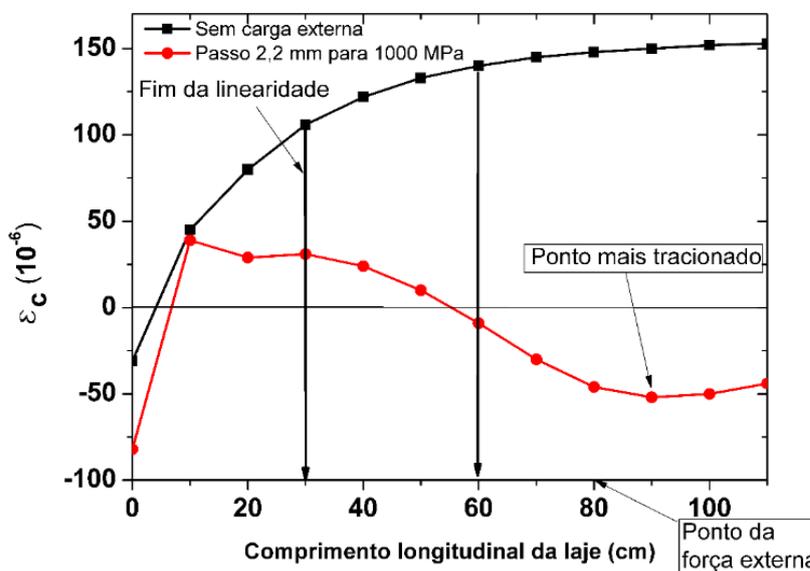
Fonte: próprio autor

11.3 Comportamento das deformações da laje de 320 mm

Nesta seção a carga externa foi aplicada na segunda fase, ou seja, após a protensão ter sido aplicada na primeira fase. Como já mencionado, as tensões da protensão estavam presentes no processamento da segunda fase, porém com deslocamentos nulos.

Para a protensão de 850,0 MPa, considerando as perdas, foram extraídas as deformações na altura mostrada na Figura 10-12, e foi reproduzida na Figura 11-9. A curva em preto da Figura 11-9 mostra o desenvolvimento das deformações no concreto quando não foi processado com carga externa, ou seja, apenas com protensão na cordoalha. Esta curva de cor preta é a mesma curva da Figura 10-13. A curva em vermelho, desta figura, representa as deformações na altura mostrada na Figura 10-12, no momento da ruptura do modelo numérico, ou seja, quando o modelo numérico apresentou deslocamento vertical de 2,2 mm. Esta curva vermelha possui o ponto mais tracionado entre 80,0 e 90,0 mm da extremidade da laje. Este ponto está muito próximo do ponto de aplicação da carga, que era 80,0 mm (2,5H do apoio, com H igual a 320,0 mm). De forma geral, o comprimento de transferência foi afetado pela força externa.

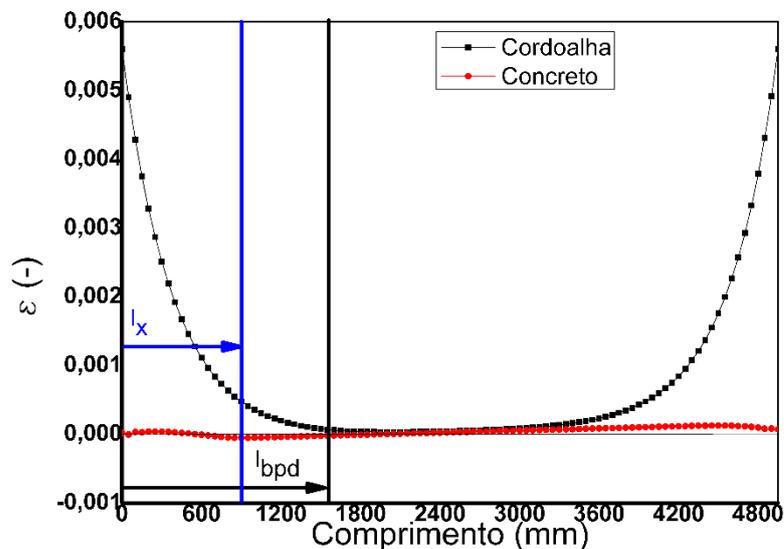
Figura 11-9 - Comparação das deformações na seção longitudinal nas situações sem carga externa e na carga última para as lajes de 320 mm



Fonte: próprio autor

Na Figura 11-10, são mostradas as deformações do aço e do concreto próximo a força de ruptura. Comparando a Figura 10-15a com a Figura 11-10, observa-se que o comprimento para que os materiais trabalhassem de forma conjunta sofreu um acréscimo próximo de 1500,0 mm.

Figura 11-10 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 320 mm em região fissurada na carga última

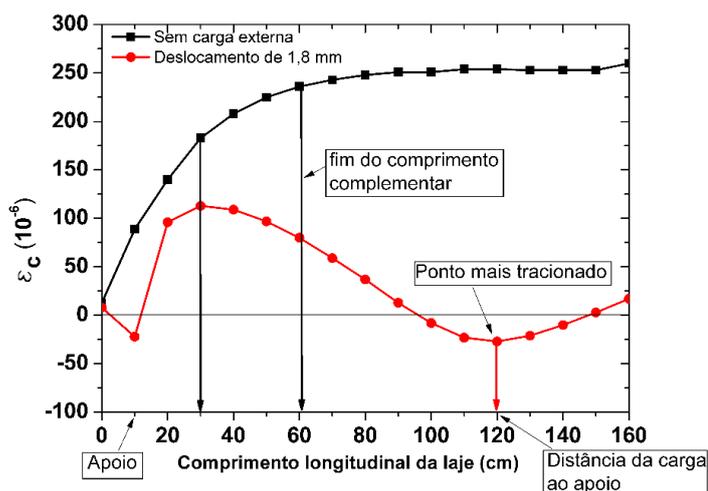


Fonte: próprio autor

11.4 Comportamento das deformações da laje de 400 mm

A fim de analisar as deformações em região fissurada foi usada uma protensão de 1300,0 MPa, por Tawadrous e Morcouc (2018). As deformações foram retiradas na altura mostrada na Figura 10-12, e pode ser vista na Figura 11-11.

Figura 11-11 - Deformações na seção longitudinal da laje de 400 mm nas para situação sem carga externa e na carga última



Fonte: próprio autor

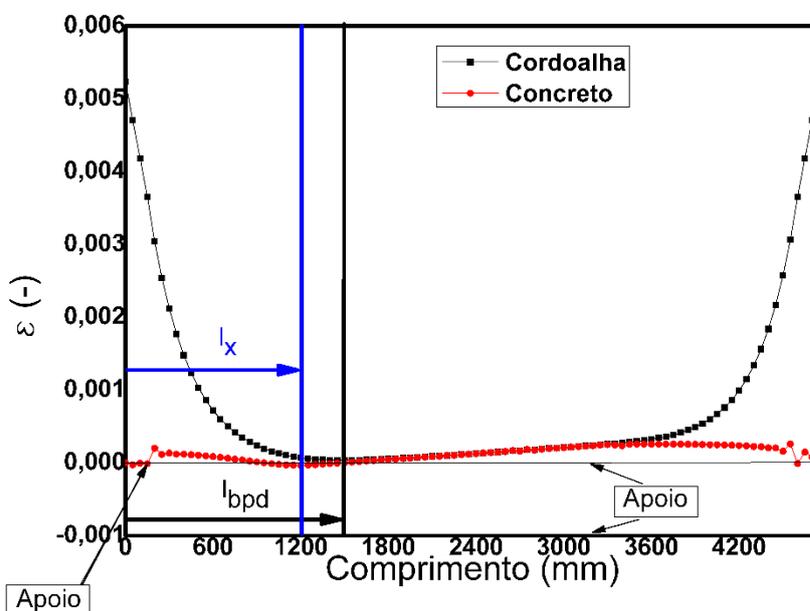
A curva em preto da Figura 11-11 mostra o desenvolvimento das deformações no concreto quando não foi processado com carga externa, ou seja, apenas com protensão na cordoalha, e é a mesma curva da Figura 10-13. A curva em vermelho mostra as deformações no concreto com protensão e carga externa imediatamente antes da ruptura, e quando o modelo numérico apresentava deslocamento vertical de 1,8 mm. Percebe-se que em 1200,0

mm se encontra as deformações máximas de tração. Este ponto está situado sob o ponto de aplicação da carga, ou seja, a carga está também a 1200,0 mm da extremidade.

A região de comprimento de transferência foi afetada, porém como menos intensidade que os modelos das lajes de 160 mm, 200 mm e 320 mm. Contudo, ainda assim observa-se a perturbação gerada nas deformações na região de transferência da protensão, Figura 11-11.

Na Figura 11-12, são mostradas as deformações do aço e do concreto próximo à força de ruptura. Comparando a Figura 10-15b com a Figura 11-12 observa-se que o comprimento, para que os materiais trabalhassem de conforma junta, aumentou de 900,0 mm para 1490,0 mm, aproximadamente.

Figura 11-12 - Tensões e deformações na cordoalha e concreto da laje de 400 mm em região fissurada na carga última



Fonte: próprio autor

11.5 Análise do comprimento de regularização

Os comprimentos de regularização da modelagem foram comparados com as equações da NBR 14861 (ABNT, 2011) e do ACI 318 (ACI, 2019). Os resultados podem ser vistos na Tabela 11-1. A terceira coluna mostra os comprimentos necessários retirados da modelagem numérico para a carga última.

Os comprimentos de regularização (l_{bpd}) encontrado via elementos finitos foi próximo ao da NBR 14861 (ABNT, 2011) para as lajes de 160 mm e 200 mm. Já para as lajes de 320 mm e 40 mm o modelo em elementos finitos apresentou um comprimento de regularização necessário maior que o exigido pela equação da norma Brasileira.

De forma geral, a equação do ACI 318 (ACI, 2019) exige uma regularização maior que o estimado pelos modelos numéricos.

A sexta coluna da Tabela 11-1, mostra o comprimento básico calculado a partir da NBR 14861 (ABNT, 2011). O comprimento básico é o comprimento necessário para ancorar a cordoalha em sua resistência última. Comparando os resultados da coluna 3, com os de comprimento básico, coluna seis, observa-se que foi próximo ao determinado pela modelo numérico da laje 160 mm. Isso também ocorreu para o caso das lajes de 320 mm e 400 mm. No caso da de 200 mm o comprimento básico da NBR 14861 (ABNT, 2011) foi mais conservadora, que o modelo numérico.

Tabela 11-1 - Comparação dos comprimentos de regularização entre a modelagem e normas

Laje	Diâmetro da cordoalha (mm)	L_{bpd} modelagem (mm)	¹ L_{bpd} NBR 14861 (2011) (mm)	² L_{bpd} ACI 318 (2019) (mm)	³ L_{bp} NBR 14861 (2011) (mm)
160 ^{a)}	9,5	1250,00	1093,98	1480,40	1076,39
200 ^{b)}	12,5	1200,00	1195,41	2285,66	1637,98
320 ^{c)}	12,5	1500,00	972,93	2436,81	1239,26
400 ^{d)}	12,5	1490,00	803,03	2155,52	1239,26

1) Calculado a partir da equação (2-27); 2) calculado a partir do primeiro termo da equação (2-28); 3) Comprimento básico de regularização. a) f_{ct} igual a 2,66 MPa; f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 1340,54 MPa, ϕ igual a 9,5 mm e $\sigma_{p\infty} = 1179$ MPa; b) f_{ct} igual a 2,30 MPa, f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 1222,0 MPa, ϕ igual a 12,5 mm e $\sigma_{p\infty} = 900$ MPa; c) f_{ct} igual a 3,04 MPa; f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 1000 MPa e $\sigma_{p\infty} = 850$ MPa, ϕ igual a 12,5 mm. d) f_{ct} igual a 3,04 MPa; f_{ypd} igual a 1860 MPa, σ_{pi} igual a 1000 MPa e $\sigma_{p\infty} = 1105$ MPa, ϕ igual a 12,5 mm * As porcentagens de perda se encontram na Tabela 8-2.

Fonte: próprio autor

11.6 Principais conclusões da análise das deformações com força externa

O modelo numérico é capaz de apresentar as deformações do concreto e da cordoalha quando a carga é aplicada na laje. Em relação ao comprimento de transferência, a presença da força externa apresentou perturbação para todas as lajes, exceto para o modelo numérico que representa a série II. Tanto o modelo numérico da série II quanto o experimento apresentaram resistência à força cortante maior que os modelos com forças aplicadas na região de comprimento de transferência. Isso era de se esperar, pois a protensão está totalmente transferida para a região afeta pela força cortante presente na série II.

O ponto onde ocorre a maior deformação de tração foi encontrado para todas as lajes. Estas seções são candidatas a seções críticas, ou seja, a região onde a peça efetivamente inicia o processo de fissuração até perder a sua integridade estrutural. Os modelos numéricos

foram capazes de medir a distância da extremidade até esse ponto crítico, e estas distâncias são próximas aos pontos de aplicação das cargas. No caso da laje de 400 mm não existe um ponto evidentemente mais tracionado que os outros. Portanto, é necessário analisar o panorama de fissuração desta laje e verificar a trajetória das fissuras.

Os modelos numéricos também foram capazes de estimar o comprimento de regularização das cordoalhas. Observou-se que houve grande perturbação no concreto ao redor da cordoalha, na região com força cortante.

De forma geral, foi possível estimar a distância da extremidade até o ponto onde os materiais trabalharam conjuntamente, ou seja, o comprimento de regularização. Estes valores foram comparados com as equações de duas normas. Neste caso, a equação da NBR 6118 (ABNT, 2014) para comprimento necessário exige um valor menor que o da modelagem numérica, e, também, em comparação com a equação do ACI 318 (ACI 2019). Contudo, os comprimentos básicos estimados pela NBR 6118 (ABNT, 2014) ficaram mais próximo dos modelos numéricos.

12 PANORAMA DE FISSURAÇÃO DETERMINADOS VIA M.E.F.

O padrão da fissura auxilia na determinação do modo de ruptura da peça. Nesse sentido, o modelo numérico deve ser capaz de representar a forma de ruptura, ou seja, se ocorreu por flexo-cortante ou por tração diagonal.

Por este motivo, nesta seção são analisados os panoramas de fissuração para as lajes modeladas. As fissuras foram verificadas na força cortante última do modelo, ou seja, quando romperam.

Também são comparadas as forças últimas dos modelos numéricos com os resultados experimentais.

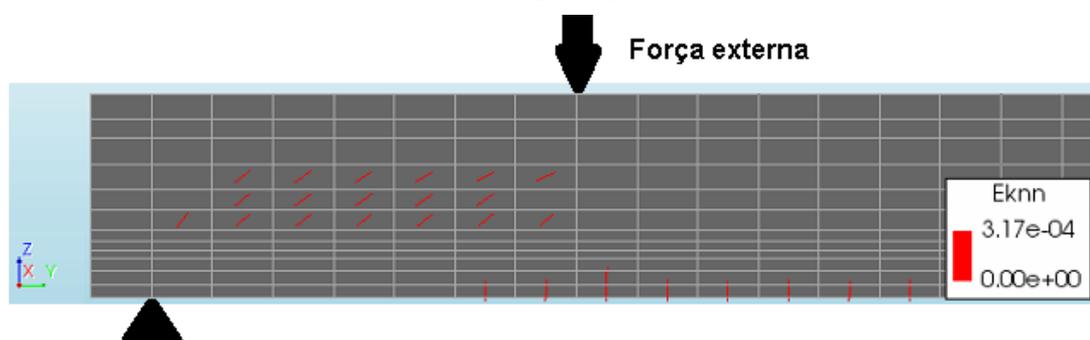
No fim deste capítulo foram apresentadas as principais conclusões.

12.1 Análise da fissuração da laje de 160 mm

Neste item é analisada o panorama de fissuração da modelagem que representa o experimento de Silva (2015), e é proposta uma forma de calcular o ponto crítico para peças com ruptura por flexo-cortante.

Na Figura 12-1 é possível observar que algumas fissuras de flexão alcançam a altura da cordoalha. Estas fissuras ocorrem em, aproximadamente, 2,9 mm de deslocamento vertical da laje e imediatamente antes da ruptura da peça.

Figura 12-1 - Fissuras laje 160 mm deslocamento 2,9 mm (imediatamente antes da ruptura)



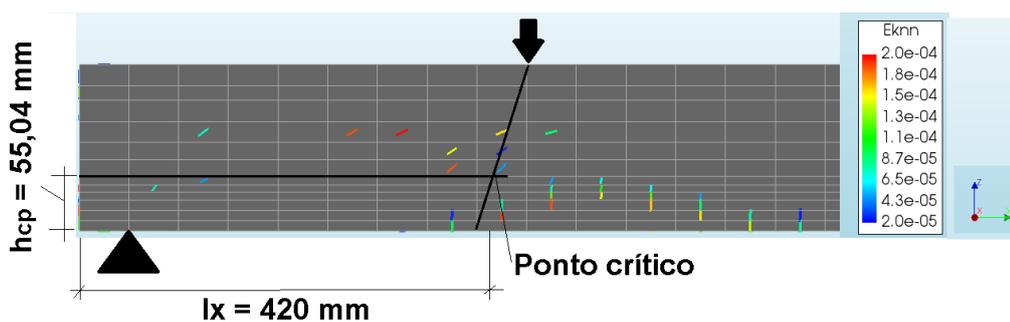
Fonte: próprio autor

Imediatamente após a ruptura da laje, o que ocorre com aproximadamente 3,3 mm de deslocamento vertical da laje (Figura 12-2a), é possível observar que as fissuras de flexão logo abaixo da carga aumentam consideravelmente em comparação com a Figura 12-1.

Neste instante, a cordoalha foi afetada pela fissuração, reduzindo, assim, sua capacidade de transferir a protensão para o concreto, via interface. Além disso, o padrão de fissuração, mostrado na Figura 12-2a, é semelhante ao resultado experimental de Silva (2015), mostrado Figura 12-2b.

Em Yang (1994) foi relatado que o caminho das fissuras tende a se iniciar diretamente do apoio. Contudo, isso não parece acontecer em todos os tipos de lajes. No caso dos modelos ensaiados por Silva (2015) vários experimentos mostram que a fissura não parte do apoio.

Figura 12-2 - Fissuras laje 160 mm deslocamento 3,3 mm (imediatamente depois da ruptura)



a) Fissuras da modelagem numérica (Fonte: próprio autor)

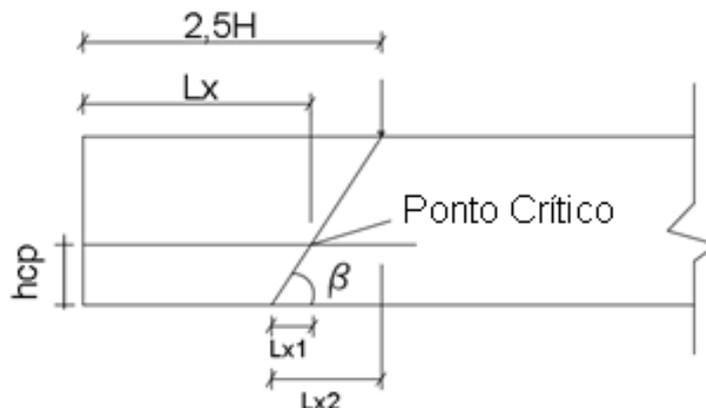


b) Fissuras do modelo M2-A de Silva (2015)

Conforme proposto por Pajari (2005) e Yang (1994), o ponto crítico e a seção crítica podem ser vistos na Figura 12-2a.

A inclinação média da fissura diagonal nas lajes de altura igual a 160,0 mm está acima de 40° e pode chegar a 50° , dependendo de onde se tirar a reta da fissura, e a média pode ser dada por 47° , que é um valor muito próximo dos 45° . Este ângulo, de 45° , difere do valor de 35° proposto por Yang (1994).

Figura 12-3 - Padrão de fissura



Fonte: próprio autor

Também, uma representação da distância do início da laje até o ponto crítico (l_x) pode ser vista na Figura 12-3. Desta figura é possível utilizar semelhança de triângulo e encontrar o valor do comprimento da seção crítica dado na equação (12-1) com ângulo médio (β).

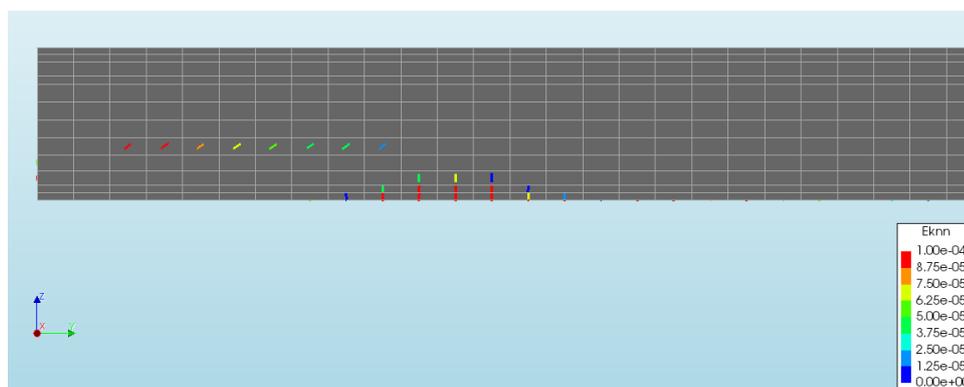
$$l_x = 2.5H - l_{x2} + l_{x1} = 2.5H - \frac{H}{\operatorname{tg}(\beta)} + \frac{h_{cp}}{\operatorname{tg}(\beta)} = 2.5H + \frac{1}{\operatorname{tg}(\beta)}(h_{cp} - H) \quad (12-1)$$

12.2 Análise da fissuração da laje de 200 mm

Nesta seção são analisadas as fissurações das modelagens referentes às séries I, II e VI, com protensão de 900,0 MPa. Na Figura 12-4, as fissuras de flexão já alcançam altura da cordoalha, e estas fissuras ocorrem, aproximadamente, em 2,5 mm de deslocamento imediatamente antes da ruptura da peça.

O modelo numérico mostra que as peças da série I rompem, primeiramente, por flexão e depois evoluem para cisalhamento. Embora, é possível observar, na Figura 12-4, que algumas fissuras surgem na altura da alma no modelo numérico.

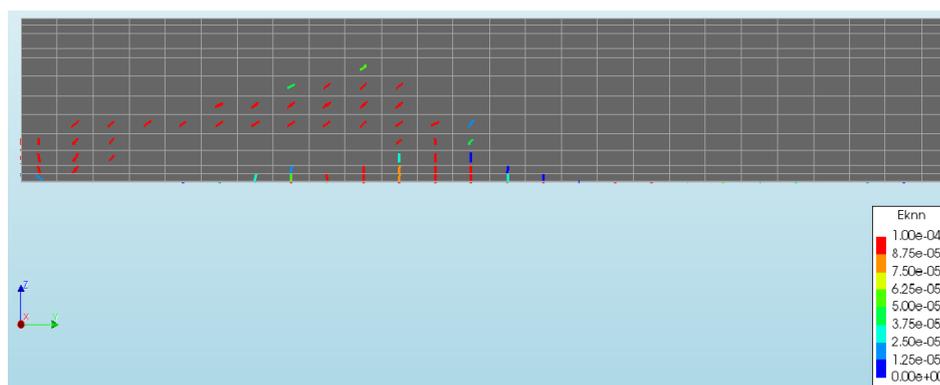
Figura 12-4 - Fissuras laje 200 mm deslocamento 2,4 mm (imediatamente antes da ruptura), série I



Fonte: próprio autor

O padrão de fissuração do modelo numérico da série II é mostrado na Figura 12-5. Este padrão mostra fissuras partindo do apoio até a região de aplicação da carga externa. Isso caracteriza fissuras por cisalhamento. Este foi o mesmo padrão observado nos resultados experimentais da série II. O Modelo numérico, ainda, mostra fissuras de flexão, contudo menos intensas do que as fissuras de cisalhamento.

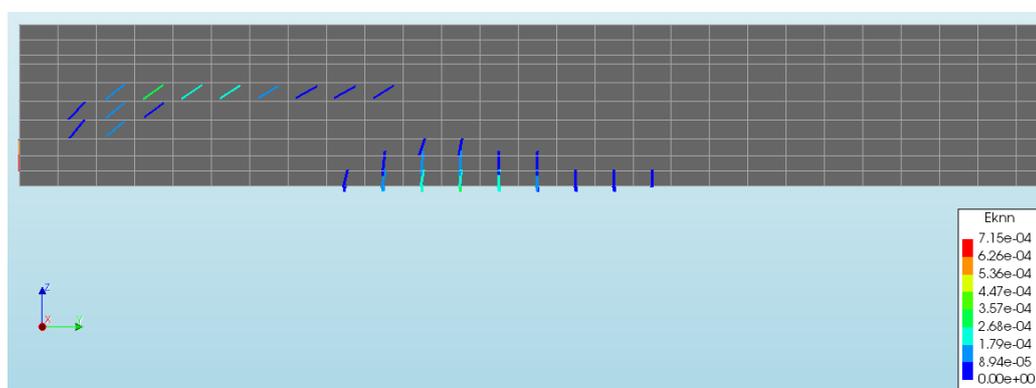
Figura 12-5 -Padrão de fissuras da laje 200 mm série II



Fonte: próprio autor

Para a série VI o mesmo comportamento da série I é observado, ou seja, o modelo numérico apresenta fissuras por flexão, além fissuras na alma, Figura 12-6.

Figura 12-6 - Fissuras laje 200 mm deslocamento 1,8 mm (imediatamente antes da ruptura), série VI

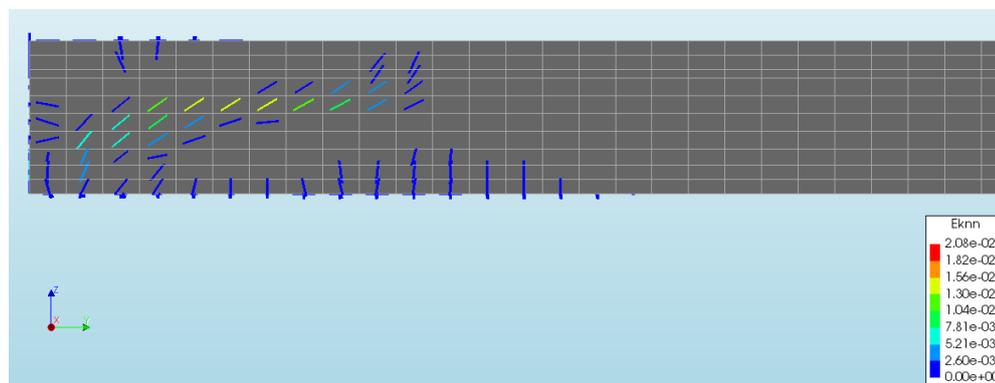


Fonte: próprio autor

Após a ruptura, o modelo numérico apresenta panorama de fissuração de cisalhamento, com as fissuras partindo do apoio e caminhando até o ponto de aplicação da carga externa, Figura 12-7.

De maneira geral, os modelos numéricos representaram bem as fissurações encontradas pelo ensaio físico. A conclusão é que esta peça, de 200,0 mm, tende a aparecer primeiramente fissuras de flexão, e, posteriormente, as fissuras evoluem tornando o padrão de ruptura por cisalhamento com influência da flexão.

Figura 12-7 - Fissuras laje 200 mm deslocamento 1,9 mm (imediatamente depois da ruptura), série VI



Fonte: próprio autor

12.3 Análise da fissuração da laje de 320 mm

A Figura 12-8 mostra que o padrão de fissuração encontrado após o pico de força cortante foi do tipo flexão. Vale ressaltar que esta laje de 320,0 mm é considerada alta. Portanto, esta era uma laje que se esperava ruptura por força cortante e não por flexão como mostrou a modelagem. Contudo, os alvéolos praticamente circulares influenciam na forma de ruptura da peça, já que o centro de gravidade da seção transversal é praticamente a altura do ponto crítico. Outro fator é que esta laje tem baixa protensão na seção transversal, com apenas quatro cordoalhas. Assim, estes fatores podem contribuir com a mudança de mecanismo de ruptura. Embora, mais trabalhos devem ser realizados para avaliar se tais variáveis realmente influenciam.

Figura 12-8 - Forma da fissuração após o pico de carga da laje de 320 mm



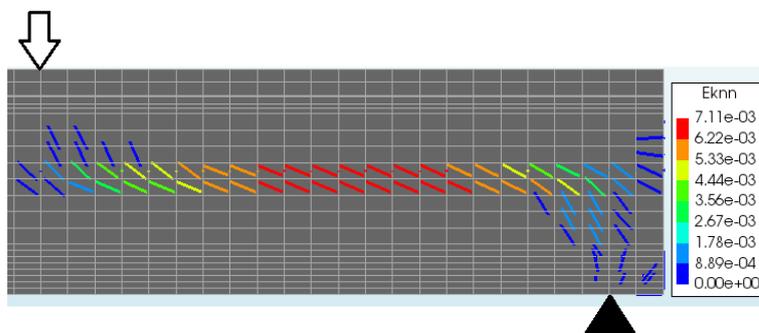
Fonte: próprio autor

Outro fator que chama a atenção é que nesta laje as fissuras não partiram do apoio, o que foi observado, também, na laje de 160,0 mm. O ângulo da fissura é praticamente 90° para este caso.

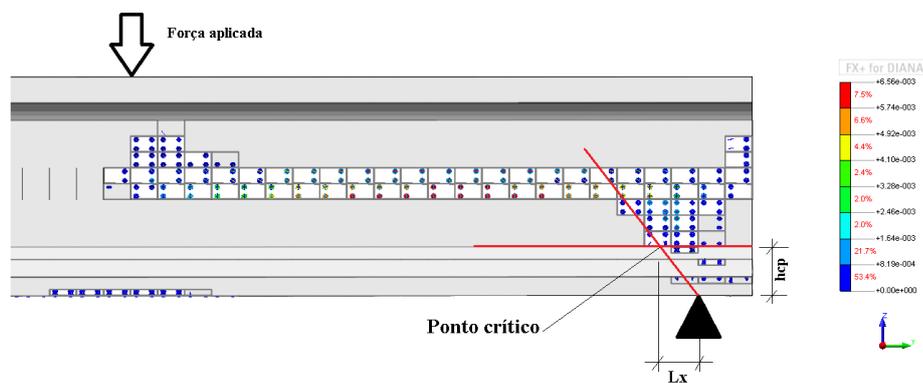
12.4 Análise da fissuração da laje de 400 mm

A Figura 12-9a mostra o padrão de fissuração encontrado após o pico de força cortante. Percebe-se que esse padrão indica uma ruptura por tração diagonal.

Figura 12-9 - Forma da fissuração após o pico de carga da laje de 400 mm



a) Representação do ponto crítico



b) Panorama das fissuras

Fonte: próprio autor

Vale ressaltar que esta laje de 400 mm é considerada alta, e, além disso, a forma dos alvéolos são do tipo não circular, oblongo, o que quer dizer que o ponto crítico não coincide com o centro de gravidade a seção transversal. Portanto, esta era uma laje que se esperava por tração diagonal, como devidamente mostrado pela modelagem.

Nesta laje as fissuras partiram do apoio, o que resultou num padrão diferente das lajes de 320,0 mm e de 160,0 mm. Assim, o ângulo da fissura (Figura 12-9) é a tangente entre a altura do ponto crítico (h_{cp} igual a 90,47 mm) dividido pela distância horizontal do início da fissura até o encontro entre as duas retas vermelhas, que é de, aproximadamente, 65,0 mm. Portanto, o valor do ângulo da fissura encontrado a partir da modelagem foi de 35,69°. Este ângulo é próximo ao sugerido por Yang (1994) que é $h_{cp}/0,7$, onde 0,7 é igual a tangente de 35,0°.

12.5 Comparação das forças cisalhantes entre modelagens e experimentos

Na Tabela 12-1 são mostrados os resultados encontrados para cada laje modelada via elementos finitos. A coluna 2 mostra os resultados de força de cisalhamento na ruptura já considerando as perdas de protensão.

Na terceira coluna são apresentadas as forças resistentes determinadas via ensaio experimental. Também, é apresentado o desvio padrão de cada ensaio. Não se tinha informação sobre o desvio padrão da laje de 320 mm, nem do conjunto de lajes ensaiadas. Portanto, não é possível determinar o desvio padrão.

De forma geral, pode-se dizer os modelos numéricos estão dentro dos limites dos desvios padrão. Para a laje de 320 mm, se considerar 10% de desvio o modelo numérico ainda está dentro dos limites.

Tabela 12-1 - Comparação das resistências últimas entre modelagens e experimentos

Laje	$V_{u,mod}$ modelagem (kN)	$V_{u,exp}$ experimental (kN)	Diferença = $1-(V_{u,mod}/V_{u,exp})$ em módulo
160	162,24	151,67 ± 15,00	6,96%
200	201,91	201,8 ± 25,00	0,06%
320	176,86	189,5	6,67%
400	230,38	255,33 ± 40,03	9,77%

Fonte: próprio autor

Na quarta coluna são mostradas as diferenças entre as forças das modelagens numéricas e os experimentos. Todos as diferenças estão abaixo de 10 %.

12.6 Principais conclusões sobre o panorama de fissuração dos modelos

A laje de 160 mm apresentou panorama de fissuração para mecanismo de flexo-cortante no modelo numérico. Isso foi coerente com os resultados experimentais. A partir disso uma proposta de equação para o cálculo de l_x foi apresentada, considerando a altura do ponto crítico proposta por Yang (1994).

As séries I e VI da laje de 200 mm obtiveram panoramas de fissuração nos modelos numéricos também semelhante aos resultados experimentais. Para a série I, a fissuração apresentou ruptura por flexo-cortante. No caso da série VI, fissuras de flexão ocorreram primeiramente, e posteriormente houve inclinação, destas fissuras, devido aos efeitos de cisalhamento. Este também, é um padrão de flexo-cortante.

No caso da série II, as fissuras apresentam trajetória definida no domínio entre o apoio e o ponto de aplicação da força. Estas fissuras são caracterizadas por tração diagonal, e, também, foram verificadas nos resultados experimentais.

A laje de 320 mm apresentou panorama de fissuração com ruptura por flexão, ou seja, as fissuras foram praticamente 90° . Em uma análise simplificada, e obviamente sem um conjunto de amostragens maior, poderia se afirmar que a ruptura foi por flexão pura, ou seja, sem influência do cisalhamento. Isso pode ser resultado da baixa protensão instalada nesta laje. Contudo, mais análises devem ser realizadas para verificar esta informação.

No caso da laje de 400 mm a ruptura apresentada nos experimentos foram de tração diagonal, o que foi bem representado no modelo computacional. O ângulo da fissuração, considerando o ponto crítico na altura sugerida por Yang (1994), foi da ordem de 35° .

Sugere-se que sejam ensaiadas lajes com intensidades de protensões diferentes, mas mesma seção transversal. Embora, sabe-se que isso seria muito oneroso para as fábricas. Assim, modelar numericamente via elementos finitos pode ser uma com melhor custo benefício por ser mais econômica.

De forma geral, a modelagem via elementos finitos apresentou resultados para força última próximos aos resultados dos ensaios experimentais. Dessa forma, os modelos analisados podem ser considerados validados para análises de extrapolação de resultados. Assim, no próximo capítulo uma análise foi realizada para verificar a influência da protensão na força última nestes modelos.

13 ANÁLISE DA EQUAÇÃO PARA ESTIMATIVA DA PARCELA DE PROTENSÃO

Nesta seção será mostrada como a protensão influencia na capacidade resistente da laje alveolar protendida com altura de 160,0 mm. Para isso, foi variada a intensidade da protensão em cada processamento. O objetivo analisar a influência da parcela de protensão como componente da força resistente cortante. Esta análise é comparada com uma equação analítica para verificar a validade do modelo computacional. Estas análises são realizadas isolando o parâmetro K (nomenclatura definida neste trabalho) das equações, que as normas em geral usam como 0,15.

A Tabela 13-1 apresenta um resumo da força cortante máxima obtida da modelagem computacional ao variar a tensão de protensão nas cordoalhas de 600 MPa até 1400 MPa. Na terceira coluna são mostrados os resultados de cada modelo menos a parcela de contribuição do concreto determinado pela equação (2-39), que foi de 99,04 kN para essa laje. Para determinação deste valor foram utilizadas as propriedades geométricas da seção disponibilizadas por Silva (2015) e que se encontram na Tabela A 4, disponível no Apêndice A.

Tabela 13-1 - Variação da protensão na laje de 160 mm

Variação da protensão	Resistência ao cisalhamento (kN)	Influência da Presença da cordoalha (kN) *
600 MPa	115,20	15,80
700 MPa	125,48	26,08
800 MPa	135,72	36,32
900 MPa	145,91	46,51
1000 MPa	152,09	52,69
1100 MPa	162,24	62,84
1200 MPa	163,32	63,92
1300 MPa	174,16	74,76
1400 MPa	179,94	80,54

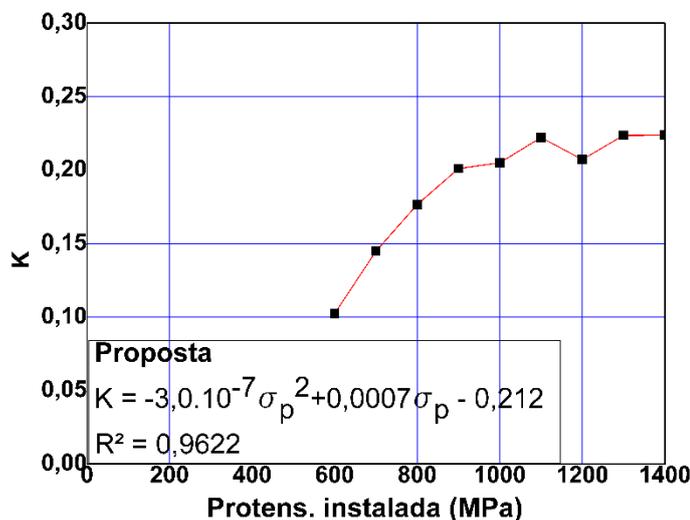
* Diferença da coluna 2 da tabela menos o valor de parcela de concreto determinado pela equação (2-39); $f_{ct} = 2,66$ MPa.

Fonte: próprio autor

A parcela que leva em consideração a influência da força de protensão (V_p) na resistência à força cortante das lajes alveolares foi deduzida analiticamente no capítulo 2. Partindo das simplificações da NBR 14861 (ABNT, 2011) e do Eurocode 2 (CEN, 2004), chega-se à Eq. (2-45) mostrada no item 2.16. Esta equação foi reescrita como mostrado na

equação (6-4), que leva em consideração a variação do parâmetro K com a tensão de protensão aplicada nas cordoalhas.

Figura 13-1 - Função de interpolação da protensão para a laje de 160 mm



Fonte: próprio autor

Isolando a parcela V_p da Eq. (6-4) e usando a equação da curva da Figura 13-1 para K encontra-se a equação (13-1). Note que o parâmetro 0,15 da Eq. (2-44) foi substituído pela equação da Figura 13-1.

$$V_p = K \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d = (-3,0 \cdot 10^{-7} \sigma_p^2 + 0,0007 \sigma_p - 0,212) \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (13-1)$$

Considerando a intensidade da protensão de 1200 MPa da laje ensaiada por Silva (2015), chega-se a uma função simplificada mostrada na Eq. (13-2).

$$V_p = 0,19 \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (13-2)$$

O mesmo processo foi realizado para as lajes de 200 mm, 320 mm e 400 mm de altura e os resultados estão mostrados nas Tabela C 1, Tabela C 2 e Tabela C 3, que se encontram no Apêndice C. As curvas obtidas para o parâmetro K para essas lajes estão mostradas nas Figura C 3, Figura C 6, Figura C 9, disponíveis no Anexo C. Ao se utilizar os valores da intensidade de protensão usadas nos ensaios dessas lajes, obtém-se os valores de K mostrados na Tabela 13-2.

Os parâmetros K determinados na Tabela 13-2 apresentaram valores que variam de 0,11 a 0,22, com um valor médio de 0,17.

De forma alternativa, a parcela V_p pode ser determinada diretamente da Eq. (2-43), que rescrita resulta na Eq. (13-3). Nessa equação, A_p é a área da seção transversal da soma das cordoalhas, l_x é a distância até a seção crítica considerada, e_p é a excentricidade da cordoalha medida do centro de gravidade, I_{cg} é o momento de inércia com relação ao eixo que

passa pelo centro de gravidade, y é a altura da fibra considerada e A_c é a área da seção transversal de concreto.

$$K = \frac{V_p}{\sigma_p A_p} = \frac{1}{l_x} \left(ep + \frac{I_{cg}}{y_{cg} A_c} \right) \quad (13-3)$$

Tabela 13-2 - Comparação do parâmetro K

Laje ^{a)}	Parâmetro K *
160 mm	0,19 ^{b)}
200 mm	0,11 ^{c)}
320 mm	0,15 ^{d)}
400 mm	0,22 ^{e)}
Média	0,17
Desvio Padrão	0,04
Coef. de variação	0,25

a) Propriedades encontradas nas Figura C 3, Figura C 6, Figura C 9 disponíveis no Apêndice C. b) l_x igual a 303,65 mm, sendo média dos valores medidos por Silva (2015) e disponível na quarta coluna Tabela 3-2; c) l_x igual a 472 mm, sendo média dos valores medidos na série I e disponíveis na quarta coluna e na quinta da Tabela 6-2. d) l_x igual a 800 mm com sendo o ponto de aplicação da carga, valor também encontrado pela modelagem. e) l_x igual a $h_{cp}/0,7$ por se tratar de ruptura por cisalhamento, igual a 142,85 mm. *Parcela V_c determinada pela equação analítica (2-39).

Fonte: próprio autor

Adotando os valores efetivos de A_c , e_p , I_{cg} e y_{cg} de cada laje analisada e tomando o valor de l_x como sendo a distância da extremidade da laje até a seção onde a força foi aplicada, obtém-se os valores para o parâmetro K mostrados na Tabela 13-3. Nessa análise admitiu-se que a seção é descomprimida pelo momento fletor máximo na seção onde a força foi aplicada antes da laje alcança a sua resistência à força cortante. Ou seja, admitiu-se uma ruína por flexo-cortante.

Tabela 13-3 - Comparação do parâmetro K determinados a partir da equação analítica

Laje	Parâmetro K para hipótese de $l_x = a$
160 mm	0,17 ^{a)}
200 mm	0,22 ^{b)}
320 mm	0,24 ^{c)}
400 mm	0,24 ^{d)}
Média	0,22
Desvio Padrão	0,03
Coef. de variação	0,13

a) l_x igual a 2,5 vezes de 160,0 mm usado no trabalho de Silva (2015) b) l_x igual a 525,00 mm; c) l_x igual a 800,0 mm. d) l_x igual a 1100,0 mm. * Propriedades retiradas das Tabela A 4, Tabela A 5, Tabela A 6 e Tabela A 7, disponíveis no Apêndice A.

Fonte: próprio autor

Da Tabela 13-3 nota-se que os valores do parâmetro K variaram entre 0,17 e 0,24, com média de 0,22. Este valor está um pouco acima do encontrado na Tabela 13-2, que foi de 0,17. Para verificar se de fato a média do caso I da Tabela 13-2 é estatisticamente igual a média da equação analítica para parcela de protensão da Tabela 13-3 foi realizado uma análise de variância (ANOVA). Considerou-se índice de significância 5%, com 95% de certeza. O valor de F de 2,95 foi menor que o $F_{crítico}$ igual a 5,99, o que quer dizer que de fato

a diferença entre as médias é estatisticamente irrelevante, ou seja, o valor de 0,17 é estatisticamente igual a 0,22.

Também, o valor de 0,22, da Tabela 13-3, está próximo do valor encontrado na última seção do capítulo 2 para relação a/d igual a 2,5, isto é, $K= 0,25$. Vale ressaltar, que não sendo analisado a segurança de projeto das equações, mas sim a precisão da equação com o resultado experimental com carregamento pontual aplicado a $2,5H$ do apoio. Porém, para o caso da NBR 6118 (ABNT ,2014) o valor de K é igual a 0,15, que é 60% de 0,25, ou seja, a norma brasileira já possui esta segurança embutida na parcela de protensão.

14 CONCLUSÕES

De forma geral, conclui-se que a metodologia experimental apresentada neste trabalho é capaz de extrair diversas informações referente aos mecanismos resistentes em lajes alveolares protendidas e sem protensão. A metodologia numérica é dependente dos ensaios experimentais numa análise quantitativa. Embora, ela pode ser usada para análises qualitativas, como, por exemplo, determinar a forma das curvas de deformações do aço e do concreto. Da análise numérica é possível estimar o comportamento das deformações na cordoalha, o qual ainda não existe uma forma de ensaio precisa, o mesmo vale para as deformações do concreto protendido.

De forma específica, a resistência à tração foi estimada a partir de corpos de prova sujeitos a ensaio de flexão e compressão diagonal. Os resultados foram próximos aos encontrados pela equação empírica da NBR 6118 (ABNT, 2014).

Também, os valores de resistência à tração foram medidos nos segmentos não protendidos sob ensaio flexão pura. Os resultados mostraram um significativo desvio padrão de um segmento para outro. Assim, o valor de resistência à tração característico sugerido neste trabalho deve levar em consideração o desvio padrão, sendo que uma forma é usar uma equação parecida a da estimativa da resistência à compressão do concreto.

A metodologia de engraxar as cordoalhas foi considerada fundamental nestas análises. Pois, foi a partir desta metodologia que conseguiu-se determinar a resistência à tração da própria laje, com isso foi possível determinar a perda de protensão no ensaio de flexão pura do segmento protendido.

Os ensaios experimentais e os modelos numéricos foram capazes de determinar o comprimento de transferência da força protensão da cordoalha para o concreto. No caso da modelagem numérica, o valor do comprimento de transferência foi resultado do uso da curva de lei constitutiva da interface.

A metodologia experimental para medir o comprimento de transferência conseguiu representar bem a parte linear da curva de deformações. Contudo, não apresentou a parte não linear. O comportamento da curva de deformações analisada de maneira numérica apresentou curva com trecho linear e não linear bem definidos. A região linear da curva de deformações para comprimento de transferência do modelo numérico foi semelhante ao da curva experimental.

A partir do programa numérico foi possível determinar o comprimento de transferência considerando a distância da extremidade até a seção onde as deformações do concreto se tornaram constantes. Os comprimentos de transferência foram encontrados para todas as lajes modeladas.

A força externa, nos modelos numéricos, perturbou a região de comprimento de transferência. Este fenômeno ocorreu para as lajes de 160 mm, 200 mm série I e VI, e 400 mm em menor intensidade. Para o caso da série II, onde o apoio estava fora do comprimento de transferência, não houve perturbação na região de transferência de protensão. Assim, a força cortante resistente da série II foi maior que a série I, que possuía apoio na extremidade, e, portanto, perturbou a região de transferência.

Os comprimentos de regularização de cada laje foram medidos pelos modelos numéricos. A metodologia utilizada foi extrair as deformações da cordoalha e do concreto imediatamente ao redor da cordoalha, e verificar em qual comprimento, a partir da extremidade da laje, estas deformações se tornaram constantes. Nesta análise observou-se que as deformações do concreto se tornaram constantes antes das deformações da cordoalha.

A influência do comprimento de transferência na ruptura do modelo foi avaliada na laje de 200,0 mm de altura com força externa aplicada a $2,5H$ do apoio. O ensaio experimental mostrou que quando o apoio estava próximo da extremidade a ruptura foi por flexo-cortante. Quando o apoio estava fora do comprimento de transferência o mecanismo de ruptura foi de tração diagonal. Assim, foi possível representar duas formas de ruptura em uma mesma laje modificando as condições de contorno em relação ao comprimento de transferência.

Os ensaios de cisalhamento nos segmentos sem protensão (série III) apresentaram fissuras com 90° de inclinação. A força cortante desse modelo pode ser considerada a parcela de concreto na resistência à força cortante quando o mecanismo for de ruptura por flexo-cortante. Assim, os segmentos protendidos sujeitos ao ensaio de cisalhamento (série I) apresentaram a força cortante total, ou seja, reduzindo o valor determinado pela série III (segmento sem protensão sob ensaio de cisalhamento), é possível determinar a parcela de protensão na força cortante.

O ângulo das fissuras da série I, segmento protendido, variou de 47° a 55° na ruptura por flexo-cortante. Quando modificados as condições de contorno com apoio fora do comprimento de transferência, série II, o mecanismo de ruptura foi de tração diagonal, com ângulo variando entre 21° e 25° .

Para a série I, a distância do ponto crítico até a extremidade da laje foi da ordem de 43 cm. Para a série II foi da ordem de 17 cm. Isso indica que a distância da extremidade até

a seção crítica é diferente para mecanismo de flexão e de tração diagonal. Assim, no mecanismo de flexo-cortante a tendência é que a seção crítica esteja próxima do ponto de aplicação da carga. No caso da tração diagonal, a tendência é que a seção crítica esteja próxima do apoio.

No ensaio da laje alveolar completa, quando ensaiada na configuração de cisalhamento, as nervuras externas apresentaram fissuras, já as nervuras internas não apresentaram fissuras visíveis. Assim, as nervuras externas foram os elementos com menor resistência do conjunto.

A série com entalhe (VII), e sem protensão, apresentou uma fissura inclinada do entalhe até o apoio. A inclinação da fissura variou de 45° até 71° , com média de 56° . O padrão de fissuras foi de tração diagonal. A equação analítica para estimar a parcela do concreto na ruptura por tração diagonal, proposta neste trabalho, obteve boa estimativa para a força última dos modelos com entalhe. No caso, as equações de flexo-cortante foram muito a favor da segurança. Esta proposta também apresentou boa estimativa para as forças cortantes resultantes do ensaio da série II, que era o segmento protendido ensaiado fora do comprimento de transferência e apresentou ruptura por tração diagonal.

O mecanismo de ruptura, para modelagem numérica, do modelo de 200,0 mm com apoio fora do comprimento de transferência, série II, seguiu o programa experimental, e apresentou ruptura por tração diagonal. A laje de 320,0 mm de altura mostrou ruptura por flexão mesmo com a força aplicada fora do comprimento de transferência. Esta laje possuía apenas quatro cordoalhas de protensão, ou seja, baixa intensidade de tensão na seção transversal. A modelagem da laje de 400,0 mm mostrou ruptura por tração diagonal, o que era de se esperar para uma laje alta com carga aplicada fora do comprimento de transferência.

Foi possível determinar a parcela resistente do concreto a partir do engraxamento das cordoalhas dos segmentos. As peças sem entalhe apresentaram ruptura com fissura praticamente a 90° . As peças com entalhe apresentaram ruptura de tração diagonal.

Quando comparado o resultado experimental da série I (protendido) com o resultado experimental da série III (não protendido), concluiu-se que a parcela de protensão apresentou influência de 58% na força cortante última, ao passo que a parcela de concreto em torno de 42%. De maneira geral, para esta laje de 200 mm a parcela de protensão tem significativa influência na força cortante última. Destaca-se que este cálculo foi realizado encontrado no valor de força cortante da série III a partir do momento de fissuração dividido por $2,5H$, e não por $2,0H$ como foi realizado no ensaio.

As séries ensaiadas mostraram que os segmentos protendidos podem apresentar diferentes tipos de ruptura dependendo da posição do apoio e da carga. Para o caso da série

I, em que a ruptura foi por flexão, o valor médio foi estimado em apenas 1% acima do resultado experimental pela norma brasileira. Para as normas do Eurocode 2 (CEN, 2004) e da EN 1168 (BS, 2004) a estimativa média foi abaixo do resultado experimental. A equação do ACI 318-14 (ACI, 2019) estima valores acima do experimental, e a equação de Yang (1994) obteve aproximação 16% acima.

Para a série II, que era protendida e com apoio fora do comprimento de transferência, as equações da NBR 14861 (ABNT, 2011), Eurocode 2 (CEN, 2004) e da EN 1168 (BS, 2008) apresentaram estimativas muito abaixo do resultado real. O ACI 318-14 (ACI, 2019) estimou 13% abaixo, e a equação de Yang (1994) 15% acima.

No caso da série III, que não era protendida, a NBR 14861 (ABNT, 2011) e do ACI 318-14 (ACI, 2019) superestimaram em 17% e 28% acima do experimental, respectivamente. A equação da EN 1168 (BS, 2008) estimou próximo do resultado experimental. Por fim, a equação de Yang (1994) apresentou bom resultado com estimativa da ordem de 10% acima do experimental se levar em consideração a influência do desvio padrão na resistência à tração do concreto.

Para série VII, que não era protendida e com presença de entalhe, a equação analítica estimou em apenas 5% abaixo do resultado experimental. A equação da EN 1168 (BS, 2008) estimou valores abaixo e as equações do ACI 318-14 (ACI, 2019) e da NBR 14861 (ABNT, 2011) estimaram valores muito acima.

A parcela de protensão da norma brasileira usa um parâmetro igual a 0,15. Este valor é igual ao parâmetro encontrado analiticamente seguindo a hipótese de relação a/d igual a 4. Contudo, para relação a/d igual 2,5, usada neste trabalho, o valor do parâmetro K determinado analiticamente deveria ser 0,25. Experimentalmente, o valor encontrado foi de 0,263, o que é muito próximo de 0,25, portanto coerente com o equacionamento analítico. No caso da equação da NBR 6118 (ABNT, 2014) o parâmetro 0,15 é 60% de 0,25. Dessa forma, a parcela de protensão certa segurança na equação para projeto.

Os resultados numéricos mostraram que o parâmetro (K) que multiplica a protensão variou de 0,11 até 0,22. A equação analítica para a parcela de concreto depende de propriedades geométricas e da excentricidade, o que quer dizer que lajes diferentes apresentam diferentes parâmetros que multiplicam a parcela de protensão. Os modelos numéricos apresentaram variação semelhante ao da equação analítica, o que sugere que talvez ao invés de usar um parâmetro fixo, seria melhor utilizar as propriedades reais de cada laje, ou talvez as de projeto quando não for possível medir as propriedades reais da laje.

14.1 Sugestões para trabalhos futuros

- 1) Modelar lajes alveolares protendidas com outras seções transversais e alturas de 260,0 mm, 320,0 mm e 400,0 mm usando a metodologia numérica deste trabalho;
- 2) Ensaiair segmentos de lajes sem protensão com outras alturas e modelar numericamente;
- 3) Ensaiair a cordoalha com esquema de arrancamento descrito na literatura, para verificar a lei constitutiva da interface;
- 4) Analisar o comprimento de transferência de forma experimental, de mais lajes para produzir grande banco de dados e realizar análises estatísticas;

REFERÊNCIAS

- ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas. **NBR 8522**: Determinação do módulo estático de elasticidade à compressão– Referências – Apresentação. Rio de Janeiro, 2008, 20p
- ABNT _____. **NBR 5739**: Concreto: Ensaio de compressão de corpos-de-prova cilíndricos – Referências – Apresentação. Rio de Janeiro, 2007, 10p.
- ABNT _____. **NBR 7222**: Argamassa e concreto – Determinação à tração por compressão diametral de corpos-de-prova cilíndricos – Referências – Apresentação. Rio de Janeiro, 2011, 3p.
- ABNT _____. **NBR 6118**: Projeto de estruturas de concreto - Procedimento. Rio de Janeiro. 2014.
- ABNT _____. **NBR 14861**: Laje pré fabricada– painel alveolar de concreto protendido - Requisitos. Rio de Janeiro. 2011.
- ACI - American Concrete Institute ACI – **ACI 318**. Building code requirements for structural concrete. ACI Committee 318, Farmington Hills. 2009.
- ANTUNES, C. F. M. **Resistência ao cisalhamento de lajes alveolares preenchidas: uma análise exploratória**. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de Goiás. Goiânia, p. 146. 2011.
- ARAÚJO, C. A. M. LORIGGIO, D. D. CAMARA, J. M. M. N. **Anchorage failure and shear design of hollow-core slabs**. Structural Concrete Journal of the FIB (CEB-FIP). V. 12. N. 2. Pg. 109-119. June, 2011.
- ASSOCIATION OF MANUFACTURERS OF PRESTRESSED HOLLOW CORE FLOORS – ASSAP (2002). **The hollow core floor design and applications**. Verona – Italy.
- BROO, H. LUNDRÉN K. **Finite Element Analyses of Hollow Core Units Subjected to Shear and Torsion**. Structural Engineering report. N. 2:17. December 2002.
- BROO, H. LUNDRÉN K. ENGSTRÖM, B. **shear and Torsion interaction in prestressed hollow core units**. Magazine of concrete research, v. 9, p.521-533; 2005.
- BRUNESI E. NASCIBENE R. **Numerical web-shear strength assessment precast prestressed hollow core slab units**. Report 2-17, v.102, p.1-80; 2002.
- CAMPOS, M. A. **Resistência ao cisalhamento em lajes alveolares**: Análise via modelagem computacional. Goiânia, Goiás, 2017. 136f. Dissertação de Mestrado (Mestrado em estruturas) – Universidade Federal de Goiás (UFG), 2017.
- CATOIA, B. **Lajes Alveolares Protendidas**: Cisalhamento em região fissurada por flexão. São Carlos, 2011. 325f. Tese de Doutorado (Doutorado em estruturas) – Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), 2011.
- CHAUVENET, W. **A manual of spherical and practical astronomy**, vol. II (5th ed., 1960). New York: Dover; 1863.
- COMITE EUROPÉEN DE NORMALISATION – **EN 1168:2008. Precast Concrete Product – Hollow Core Slabs**.
- COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. **CEB-FIP Model Code 2010**, First Complete draft, First Volume, fib, March 2010

COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. **CEB-FIP Model Code 2010**, First Complete draft, Second Volume, fib, April 2010

CP110: **Code of practice of the structural use of concrete: Part 1**: London: British Standards Institution. November 1972. ISBN: 0 580 074889

DANG, C. N.; FLOYD, R. W.; HALE, W. M.; MARTÍ-VARGAS, J.R.; **Measured Transfer Lengths of 0.7 in. (17.8 mm) Strands for Prestensioned Beams**. ACI STRUCTURAL JOURNAL: V.113, No. 1, Jan.-Fev. 2016, pp 85-94.

DANG, C. N.; MURRAY C. D.; HALE W. M.; MARTÍ-VARGAS, J.R.; **Analyzes of bond stress distribution for prestressing strand by standard test for strand bond**. Engineering Structures: V. 22, No. 1, Apr-May. 2014, pp 152-159.

DANG, C. N.; MURRAY C. D.; HALE W. M.; MARTÍ-VARGAS, J.R.; **Bond Stress-Slip Model for 0.6 in. (15.2 mm) Diameter Strand**. ACI structural journal: V. 51, No. 112, Sep-Oct. 2015, pp 625-634.

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

EL DEBS, M. K. **Concreto Pré-Moldado: Fundamentos e Aplicações**. 1ª. ed. São Carlos: EESC-USP, 2000.

EL DEBS, M. K. **Concreto Pré-Moldado: Fundamentos e Aplicações**. 2ª. ed. São Carlos: EESC-USP, 2017.

ELLIOTT, K.S. (2005). **I Workshop Internacional: Design and construction of precast concrete structures**. São Carlos, UFSCar – NETPRE.

EN 1922-1-1. EUROCODE 2. **Design of concrete structures: Parte 1: General rules and rules for buildings**. 2004.

ENGSTROM, B. **Design and analysis of prestressed concrete structures**. Chalmers University of Technology, Division of Structural Engineering, Goteborg, 144 pp. 2005.

EUROCODE 2 – Design of Concrete Structures – Part 1.1 General Rules and Rules for Buildings, 2004.

EUROCODE 2 – Commentary – European Concrete Platform ASBL, 2008.

FEDERATION INTERNATIONALE DE LA PRECONTRAINTÉ. **FIP**. Guide to good practise - quality assurance of hollow core slab. London, England: 1992.

FEDERATION INTERNATIONALE DE LA PRECONTRAINTÉ - **FIP**. **Guide to Good Practice - Composite Floor Structures**. London:, 1998.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON (FIB). **Precast Prestressed Hollow Core Floors**. London: Thomas Telford, 1988. 31f. ISBN: 0 7277 1375 2.

FEDERATION INTERNATIONALE DU BETON - FIB (CEB-FIB). **Guide to good practice: special design considerations for precast prestressed hollow core floors**. Lausanne. 2000.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON - FIB. **Structural connections for precast concrete buildings**. fib Bulletin N° 43. London, p. 370. 2008.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON (FIB). **Precast Prestressed Hollow Core Floors. Commission on Prefabrication: Task Group TG 6.1**, 2011. 154f.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON - FIB. **Structural connections for precast concrete buildings**. Task Group TG 6.1.. London, p. 189. 2016.

FERREIRA, M. A.; CARVALHO, R. C.; ALMEIDA FILHO, F. M.; ORTENZI, A.; FERNANDES, N. S.; COSTA, O. O.; DONIAK, Í. L. O. Resistência ao cisalhamento em lajes protendidas pré-

fabricadas: Avaliação de desempenho segundo a EM:1168:2005. **Associação Nacional dos Industriais de Prefabricação em Betão - ANIPB**, Lisboa, Portugal, Março 2008.

FLOYD, R. W.; HOWLAND, B. M.; HALE, W. M. **Evaluation of strand bond equations for prestressed members cast with self-consolidation concrete**. ACI Structural Journal: V.33, July. 2011, pp 2879-2887.

FUSCO, P.B. **Estruturas de concreto – Solicitações tangenciais**. 1ª ed. São Paulo. Pini; 2008.

GIRHAMMAR, U. A. **Design principles for simply supported prestressed hollow core slabs**. Estrut. Engreg. Advance.1986. Oxford. England, 4(4), 301-316.

GRUBBS, F. E. **Procedures for detecting outlying observations in samples**. Technometrics, v. 11, n. 1, p. 1-&, 1969.

KONG, F.K.; EVANS, R.H. (2001). **Reinforced and prestressed concrete**. Spon Press, UK.

LEONHARDT, F. (1983). **Construções de concreto. v.5 – Concreto protendido**. Interciência.

MACGREGOR, J. G.; WIGHT, J. K. **Reinforced Concrete - Mechanics and Design**. 6ª. ed. Pearson, 2012.

MACIEL, M. M. **Influência da variação geométrica dos alvéolos na capacidade resistente ao cisalhamento de lajes alveolares protendidas**. São Carlos, 2017. 133f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), 2017.

MARQUESI, M. L. G. **Contribuição ao Estudo dos Mecanismos Resistentes à força Cortante em Lajes Alveolares Protendidas**. São Carlos, 2014. 144f. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), 2014.

MARTÍ-VARGAS, JR, HALE, WM, GARCIA-TAENGUA, P. SERNA. **Slip distribution model along the anchorage length of prestressing strands**. Engineering structures, 59. pp. 674-685. 2014.

MELO, C. E. E. **Manual Munte de Projetos em Pré-fabricados de Concreto**. 2ª. ed. São Paulo: PINI, 2007.

NGUYEN, T. N. TAN, K. H. KANDA, T. **Investigations on web-shear behavior of deep precast, prestressed concrete hollow core**. Engineering Structures. V. 183. Pg. 579-593. March, 2019.

OLIVEIRA, L. M; ARAÚJO, D. L. **Avaliação das perdas progressivas de protensão em lajes alveolares**. Goiânia, 2018. 19f. Iniciação Científica – Universidade Federal de Goiás (UFG), 2018.

PAJARI, M. **Disign of prestressed hollow core slabs**. Espoo: Technical Research Centre of Finlândia. 1989. 88 p. + 38 p. app. ISBE: 951-38-3539-1.

PAJARI, M. **Resistance of prestressed hollow core slabs against web shear failure**. VVT Technical Research Centre of Finland. Research Notes 2292. 2005. 68 p.

PAJARI, M. **Pure torsion test on single slab units**. Internal report RTE50-IR25/2002, Technical Research Centre of Finland, VTT Building and Transport. 2003a.

PAJARI, M. **Shear-torsion interaction tests on single slab units**. Internal report RTE50-IR-1/2003, Technical Research Centre of Finland, VTT Building and Transport. 2003b.

Precast prestressed hollow core floors. **FIP recommendation 1988**. Thomas Telford. London, England. 1988.

RAMIREZ-GARCIA, A. T.; DANG, C. N.; DESCHENES, R. A. JR.; HALE, W. M.; MARTÍ-VARGAS, J. R. **A new smoothing technique for transfer-length determination**. Aci structural journal: V.115, No. 120, Nov. 2018, pp 1551-1561.

RETTNE, L.; EDEKLING, K. (2006). **Improved design method for web shear tension failure in hollow core units**. 153p. Master's Thesis - Department of Civil and Environmental Engineering, Division of Structural Engineering, Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden, 2006.

RILEM DRAFT RECOMMENDATION. 50-FMC. Committee On Fracture Mechanics Of Concrete. Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams. **Matériaux et Constructions**, v. 33, p. 347-351, july 1985. ISSN 1359-5997.

SALES, M. W. R. ARAÚJO, D. L. **Conector de cisalhamento tipo pino com cabeça para viga mista aço-concreto com laje alveolar**. Goiânia, Goiás, 2014. 79f. Dissertação de Mestrado (Mestrado em estruturas) – Universidade Federal de Goiás (UFG), 2014.

SANTOS, A. P.. **Análise de continuidade de lajes alveolares: Estudo teórico e experimental**. (Tese de doutorado). Universidade de São Carlos. São Carlos, p. 370. 2014.

SILVA, R. P. M. **Resistência à Força Cortante de Lajes Alveolares Preenchidas de Pequenas Alturas**. Goiânia, Goiás, 2015. 183f. Dissertação de Mestrado (Mestrado em estruturas) – Universidade Federal de Goiás (UFG), 2015.

Swedish regulation for concrete structures. **BBK 1979**. The National Swedish board of Physical Planning and Building, Stockholm, Sweden. 1979.

TAWADROUS, R. MORCOUS, G. **Shear strength of deep Hollow-Core slabs**. ACI Structural Journal, 2018. Vol. 115, No 53, pp 699-709.

TNO Building and Construction Research. **DIANA User's Manual – Release 10.0**. Delft, Netherlands, 2017.

VASCONCELOS, A. C. (2002). **O Concreto no Brasil: pré-fabricação, monumentos, fundações**. Volume III. Studio Nobel. São Paulo.

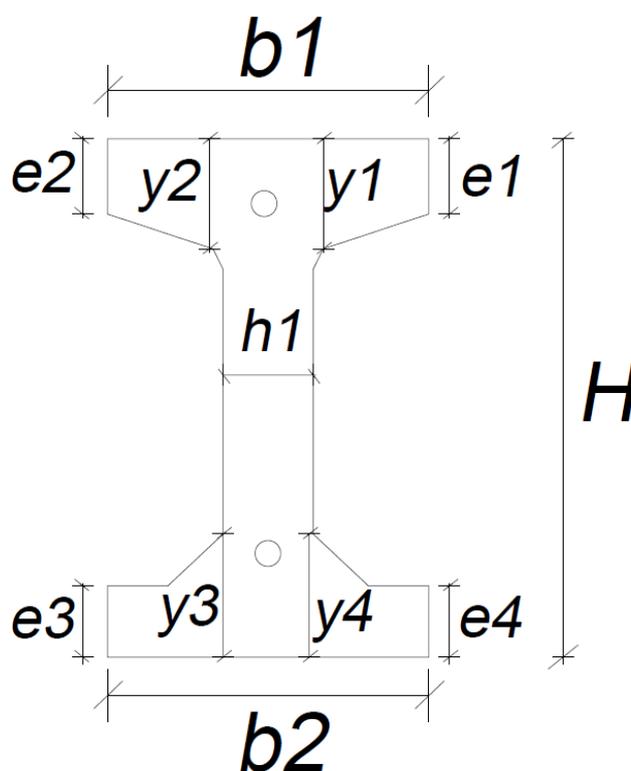
WALRAVEN, J. C., MERCX, W. P. M. **The bearing capacity of prestressed hollow core slabs**. Heron 1983. Vol. 28. 46 p.

YANG, L. **Design of Prestressed Hollow core Slabs with Reference to Web Shear Failure**. ASCE Journal of Structural Engineering, 1994. Vol. 120, No 9, pp 2675-2696.

APÊNDICE A – MEDIDAS DAS PEÇAS ENSAIADAS

A seguir seguem as tabelas com as medidas da seção transversal de cada segmento de laje. As medidas foram baseadas na Figura A 1.

Figura A 1 - Esquema das medidas dos segmentos



Fonte: próprio autor

Tabela A 1 - Medidas da seção transversal das peças sem protensão Fonte: próprio autor

H	h1	y4	y3	y2	y1	x4	x3	x2	x1	e4	e3	e2	e1	b2	b1	
210	39	63	65	49	47	40	46	43	41	39	42	33	35	124	123	SP-02A
211	42	63	60	50	51	31	49	50	32	44	43	35	39	124	123	SP-2B
209	39	63	62	49	46	33	35	33	35	34	35	42	41	105	106	SP-03A
212	32	59	62	46	50	33	34	42	24	39	39	33	34	104	103	SP-04A
214	32	64	60	48	52	33	36	33	36	43	43	37	32	103	101	SP-4B
211	41	62	59	50	48	42	40	43	38	39	38	31	33	123	123	SP-05A
214	41	55	63	50	53	35	45	41	40	42	46	37	36	125	123	SP-5B
210	35	66	64	50	46	38	34	37	34	33	40	34	32	107	106	SP-06A
215	35	62	60	49	50	32	38	37	32	42	44	36	40	108	107	SP-6B
210	40	60	63	53	49	46	38	41	38	38	39	32	33	124	124	SP-07A
213	38	66	65	59	49	30	47	42	35	43	44	39	38	119	116	SP-7B
216	40	65	66	53	55	34	47	44	33	41	42	36	39	119	119	SP-08A
210	38	67	66	46	49	39	41	44	36	40	42	34	39	120	120	SP-8B
213	33	63	62	49	31	29	44	44	31	43	43	37	38	109	108	SP-09A
211	34	64	65	47	47	33	39	39	33	42	40	35	36	109	109	SP-9B

Tabela A 2 - Medidas da seção transversal das peças pretendidas primeira série ou trecho 2/1

H	h1	y4	y3	y2	y1	x4	x3	x2	x1	e4	e3	e2	e1	b2	b1	
211	33	61	62	49	44	33	35	37	35	40	41	37	36	103	103	TR2-2A
214	35	62	55	47	49	37	33	34	37	37	36	37	39	103	102	TR2-2B
213	39	61	62	51	50	42	41	41	42	40	41	35	35	124	124	TR2-3A
215	40	57	58	53	53	43	43	40	42	37	39	38	37	123	123	TR2-3B
214	38	60	59	49	48	37	32	33	36	41	41	39	35	107	107	TR2-4A
215	39	58	64	48	51	36	34	37	34	41	39	37	41	107	106	TR2-4B
214	39	62	62	48	51	25	49	28	44	44	42	39	38	111	113	TR2-5A
216	39	57	62	53	45	38	44	43	39	40	39	38	38	120	120	TR2-5B
210	41	58	60	49	49	46	34	33	43	40	42	37	35	119	120	TR2-6A
213	39	58	58	48	50	32	43	47	32	42	40	36	37	119	119	TR2-6B
213	33	61	67	51	48	45	30	31	44	37	42	36	36	108	108	TR2-7A
212	36	59	60	50	52	28	45	46	27	42	43	35	38	109	109	TR2-7B
213	42	63	61	58	49	49	32	32	48	41	44	39	35	124	123	TR2-8A
213	41	59	62	47	52	30	48	53	30	39	42	34	37	124	122	TR2-8B
213	32	63	64	48	48	48	28	28	45	42	43	35	36	106	105	TR2-9A
214	34	58	59	50	44	25	48	50	22	44	40	35	36	105	106	TR2-9B

Tabela A 3 - Medidas da seção transversal das pretendidas segunda série ou trecho 2/2

H	h1	y4	y3	y2	y1	x4	x3	x2	x1	e4	e3	e2	e1	b2	b1	
214	32	60	63	53	48	41	28	31	40	39	39	3	34	104	103	TR3-2A
210	33	60	61	49	51	38	30	38	35	42	40	39	39	103	103	TR3-2B
212	42	58	58	46	48	50	33	37	47	38	41	35	35	124	124	TR3-3A
213	39	62	60	47	53	38	49	46	37	40	41	36	37	124	123	TR3-3B
213	34	64	70	50	48	46	27	27	44	40	41	39	35	108	107	TR3-4A
214	38	61	59	50	50	27	38	42	30	42	43	36	38	107	107	TR3-4B
212	40	62	66	54	49	32	55	33	49	40	40	35	36	125	124	TR3-5A
214	39	61	59	52	52	31	51	48	35	41	41	37	37	121	120	TR3-5B
214	39	58	61	51	48	49	26	28	49	43	41	38	34	119	119	TR3-6A
213	39	61	59	50	51	40	39	37	38	41	40	43	40	119	120	TR3-6B
213	36	62	61	49	47	52	22	21	50	42	41	39	35	109	108	TR3-7A
214	35	57	63	48	50	34	38	40	37	38	41	37	37	109	109	TR3-7B
210	40	60	59	51	49	55	25	27	56	43	41	38	36	123	122	TR3-8A
213	41	56	55	48	49	38	44	44	37	40	36	34	37	123	123	TR3-8B
213	33	62	61	47	49	52	19	19	52	41	47	37	36	105	104	TR3-9A
214	34	61	63	47	45	28	41	40	32	41	40	37	35	106	105	TR3-9B

Tabela A 4 - Propriedades da laje alveolar de 160 mm

Item	Valores médios
Área da Laje – A_c (mm ²)	138.316,22
Área acima do ponto crítico da Laje – A_{cp} (mm ²)	115562,38
Altura da laje – H (mm)	168,79
Distância da fibra inferior até o centro de gravidade – y_{cg} (mm)	84,84
Momento de inércia de segunda ordem – I (mm ⁴)	444.670.465,89
Área do alvéolo – A_{alv} (mm ²)	8275,24
Momento estático acima do ponto crítico – S_{cp} (mm ³)	5.833.131,20
Distância da fibra inferior até o ponto crítico – h_{cp} (mm)	49,94
Distância da cordoalha inferior até o centro de gravidade – e_{pinf} (mm)	31,56
Distância da cordoalha superior até o centro de gravidade – e_{sup} (mm)	37,63
Distância do centro de gravidade até a seção crítica z_{cp} (mm)	23,00
Somatória das nervuras internas mais a externas – b_w (mm)	390,00
Comprimento entre os apoios da laje – L (mm)	4000,00

Fonte: próprio autor

Tabela A 5 - Propriedades da laje alveolar de 200 mm

Item	Valores médios
Área da Laje – A_c (mm ²)	153.716,81
Área acima do ponto crítico da Laje – A_{cp} (mm ²)	92.319,41
Altura da laje – H (mm)	210,00
Distância da fibra inferior até o centro de gravidade – y_{cg} (mm)	104,76
Momento de inércia de segunda ordem – I (mm ⁴)	825.455.306,46
Área do alvéolo – A_{alv} (mm ²)	10.670,61
Momento estático acima do ponto crítico – S_{cp} (mm ³)	8.631.634,03
Distância da fibra inferior até o ponto crítico – h_{cp} (mm)	54,44
Distância da cordoalha inferior até o centro de gravidade – e_{pinf} (mm)	64,76
Distância da cordoalha superior até o centro de gravidade – e_{sup} (mm)	55,24
Distância do centro de gravidade até a seção crítica z_{cp} (mm)	49,35
Somatória das nervuras internas mais a externas – b_w (mm)	414,62
Comprimento entre os apoios da laje – L (mm)	2950,00

Fonte: próprio autor

Tabela A 6 - Propriedades da laje alveolar de 320 mm

Item	Valores médios
Área da Laje – A_c (mm ²)	217.664,91
Área acima do ponto crítico da Laje – A_{cp} (mm ²)	127.880,40
Altura da laje – H (mm)	320,00
Distância da fibra inferior até o centro de gravidade – y_{cg} (mm)	160,00
Momento de inércia de segunda ordem– I (mm ⁴)	2.704.737.417,30
Área do alvéolo – A_{alv} (mm ²)	44.780,89
Momento estático acima do ponto crítico – S_{cp} (mm ³)	17.397.182,16
Distância da fibra inferior até o ponto crítico – h_{cp} (mm)	106,24
Distância da cordoalha inferior até o centro de gravidade – e_{pinf} (mm)	119,30
Distância da cordoalha superior até o centro de gravidade– e_{sup} (mm)	-
Distância do centro de gravidade até a seção crítica Z_{cp} (mm)	0
Somatória das nervuras internas mais a externas – b_w (mm)	310,00
Comprimento entre os apoios da laje – L (mm)	4950,00

Fonte: próprio autor

Tabela A 7 - Propriedades da laje alveolar de 406 mm

Item	Valores médios
Área da Laje – A_c (mm ²)	215.077,33
Área acima do ponto crítico da Laje – A_{cp} (mm ²)	144.255,00
Altura da laje – H (mm)	406,00
Distância da fibra inferior até o centro de gravidade – y_{cg} (mm)	204,61
Momento de inércia de segunda ordem – I (mm ⁴)	4,36 10 ⁹
Área do alvéolo – A_{alv} (mm ²)	240.540,00
Momento estático acima do ponto crítico – S_{cp} (mm ³)	2,79 10 ⁷
Distância da fibra inferior até o ponto crítico – h_{cp} (mm)	90,47
Distância da cordoalha inferior até o centro de gravidade – e_{pinf} (mm)	166,42
Distância da cordoalha superior até o centro de gravidade – e_{sup} (mm)	-
Distância do centro de gravidade até a seção crítica z_{cp} (mm)	114,14
Somatória das nervuras internas mais a externas – b_w (mm)	305,00
Comprimento entre os apoios da laje – L (mm)	3300,00

Fonte: próprio autor

APÊNDICE B – FOTOS DOS SEGMENTOS

Neste apêndice são mostradas as fotos de cada segmento com uma régua para facilitar e determinar a escala da figura.

Figura B 1 - Medições das seções transversais



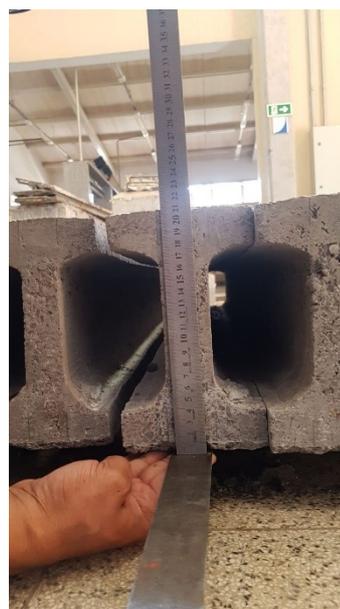
i. SP2A



ii. SP3A



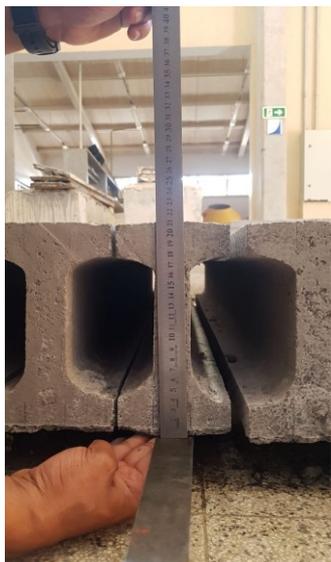
iii. SP4A



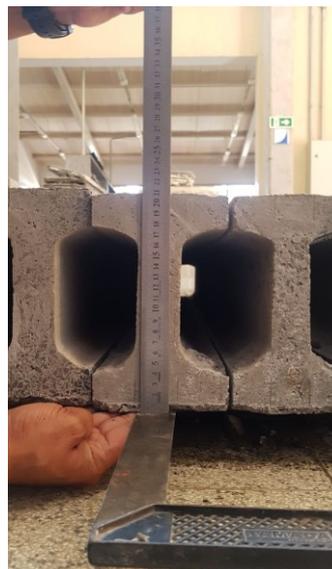
iv. SP5A

Fonte: próprio autor

Figura B1 - Medições das seções transversais (continuação)



v. SP6A



vi. SP7A



vii. SP8A



viii. SP9A

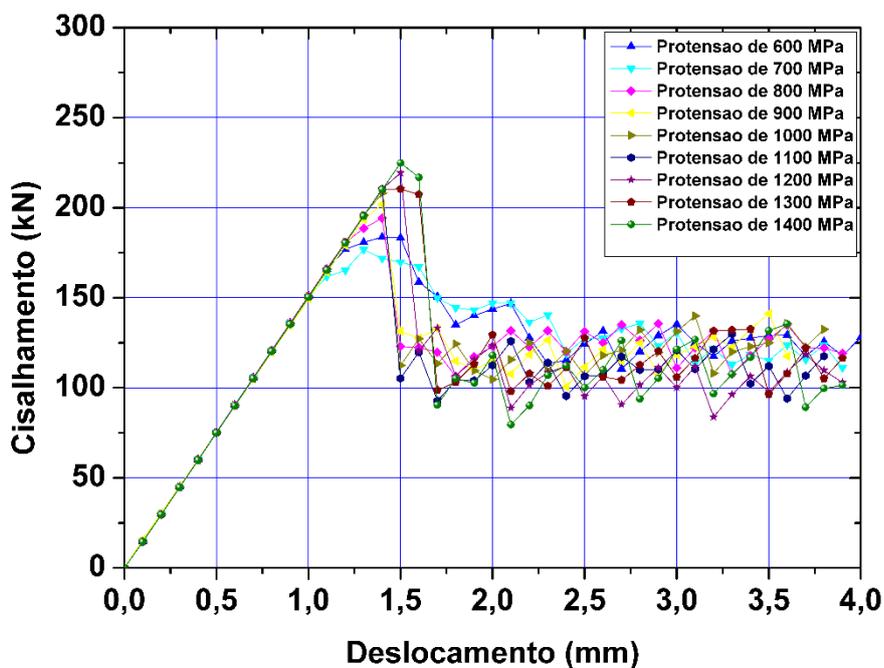
Fonte: próprio autor

APÊNDICE C – INFLUÊNCIA DA PROTENSÃO

i. Análise da influência da protensão da laje de 200 mm

Nesta seção, será mostrado como a protensão influencia na capacidade resistente ao cisalhamento da laje alveolar protendida com altura de 200 mm. Na Figura C 1 são mostradas as curvas deslocamento por força destes processamentos.

Figura C 1 - Variação da protensão na laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

A variação da protensão, de 600 MPa até 1400 MPa, resultou em significativo aumento da resistência à força cortante, Figura C 1. Para analisar os picos das curvas presentes na Figura C 1, foi confeccionada Figura C 1, onde são mostrados as forças resistentes ao cisalhamento para cada variação da protensão. A primeira coluna representa a variação da protensão usados no processamento. A segunda coluna representa a força resistente devido ao cisalhamento encontrada na modelagem. A quarta coluna representa o valor de cada modelo menos a parcela de concreto armado calculado pela equação analítica (2-39). Para uma protensão de 900 MPa, por exemplo, a modelagem mostrou que a contribuição da protensão na resistência ao cisalhamento foi de 46,99 kN. Assim, observa-se nas colunas 2 e

3 que a capacidade resistente ao cisalhamento é aumentada devido ao aumento da influência da resistência, que por sua vez está diretamente ligada à intensidade de protensão instalada.

Tabela C 1 - Variação da protensão na laje de 200 mm

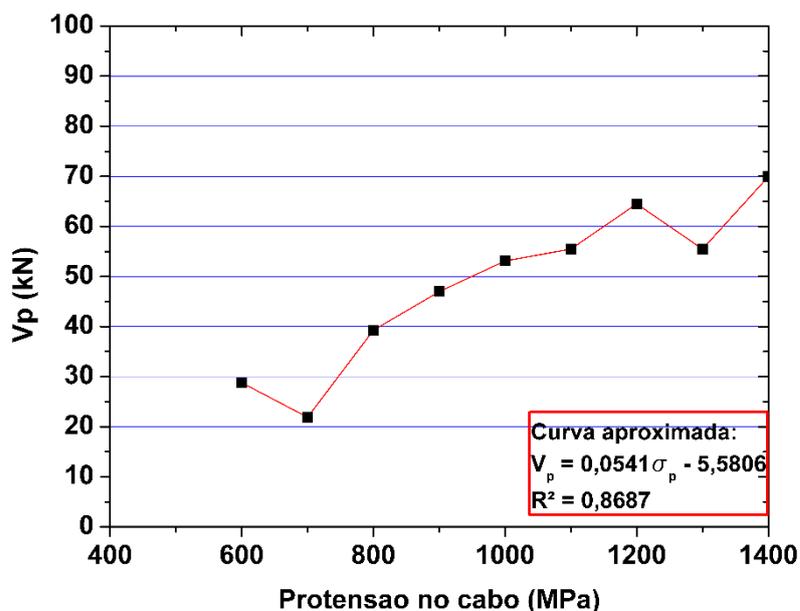
Varição da protensão	Resistência ao cisalhamento (kN)	Influência da Presença da cordoalha (kN)
600 MPa	183,70	28,78
700 MPa	186,71	31,79
800 MPa	194,18	39,26
900 MPa	201,91	46,99
1000 MPa	208,03	53,11
1100 MPa	210,40	55,48
1200 MPa	219,41	64,49
1300 MPa	210,41	55,49
1400 MPa	224,86	69,94

Fonte: próprio autor

A variação da contribuição da protensão ao cisalhamento, coluna 3 da Tabela C 1, em função da tensão de protensão instalada, pode ser colocada ainda em forma de gráfico para melhor visualizar o comportamento da protensão, Figura C 2.

Percebe-se que a variação da protensão instalada tende a aumentar sua influência na resistência ao cisalhamento. Para o caso destas modelagens a equação que melhor representa esta curva é do tipo linear, como pode ser visto no canto inferior esquerdo da Figura C 2.

Figura C 2 - Protensão no cabo versus contribuição da protensão (V_p) na laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

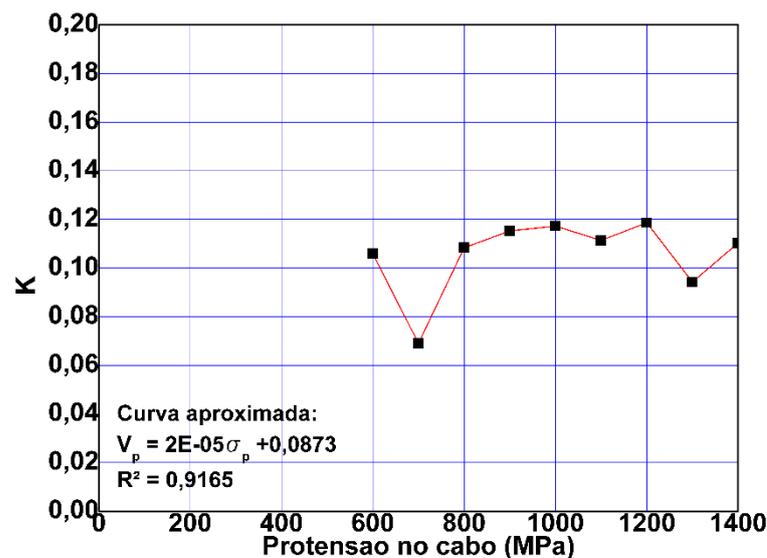
Com a finalidade de levar em consideração as variáveis: a protensão instalada na cordoalha (σ_p), área da seção transversal da cordoalha, a largura da nervura b_w , a área da

seção transversal do concreto, altura útil d . Para isso usou-se o mesmo processo da laje de 160 mm, ou seja, a partir da parcela de protensão definido pela NBR 14861 (ABNT, 2011).

A equação da NBR 14861 (ABNT, 2011) existe das parcelas para determinar a resistência à força cisalhante de uma laje alveolar protendida. A primeira parcela representa a resistência do concreto armado, e a segunda é a parcela que leva em consideração a influência da protensão (V_p), que foi modificada e mostrada na equação Eq. (6-4). Lembrando que esta equação foi mostrada analiticamente no capítulo de fundamentação teórica e é resultado a equação (2-43), sendo igual a equação (2-44).

Assim, de posse da equação Eq. (6-4) foi possível construir um gráfico (Figura C 3) que leva em consideração todos os parâmetros abordados não abordados na curva linear, mostrada na Figura C 2. Portanto, na (Figura C 3), foi possível determinar uma função de interpolação da variação da protensão para esta laje alveolar de 200 mm, variando de 600 MPa até 1400 MP.

Figura C 3 - Função de interpolação da protensão para a laje de 200 mm



Fonte: próprio autor

A partir da Eq. (6-4) construiu-se a curva mostrada na Figura C 3, assim o valor de V_p pode ser definida como a equação abaixo.

$$V_p = K \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d = (0,0873 + 0,00002\sigma_p) \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (1)$$

Considerando a intensidade da protensão de 900 MPa, e substituindo na equação (13-1) chega-se a uma função simplificada, com um termo iguala 0,10. Pela (Figura C 3), novamente, observa-se que para protensões de 800 MPa até 1400 MPa, a variação do parâmetro gira em torno de 0,11. No caso da laje de 200 mm, a equação que melhor determinaria a parcela da protensão com valores médios seria:

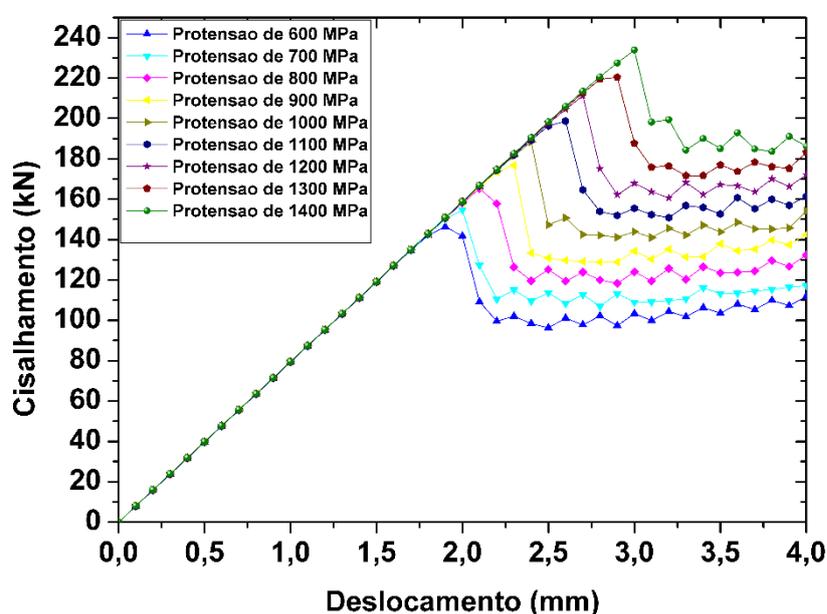
$$V_p = 0,11 \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (2)$$

Nas próximas seções serão analisadas outras lajes com alturas diferentes usando esta mesma metodologia de modelagem numérica.

ii. Análise da influência da protensão da laje de 320 mm

Conforme foi realizado na laje de 160 mm, o modelo da laje de 320,0 mm foi processado de modo a variar a força de pré-tração com a finalidade de avaliar a influência da protensão, Figura C 4.

Figura C 4 - Variação da protensão na laje de 320 mm



Fonte: próprio autor

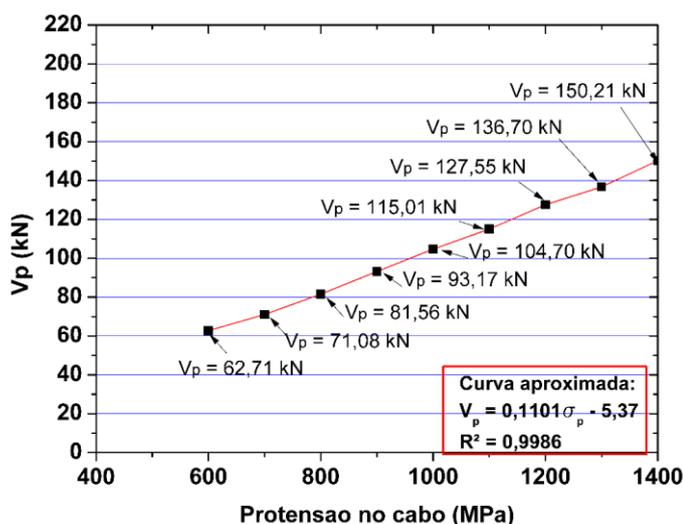
Na Figura C 4, o aumento da protensão resultou no aumento da resistência ao cisalhamento. Por exemplo, para uma protensão de 600 MPa a capacidade resistente desta laje alveolar seria de 146,4 kN, e para uma protensão de 1400 MPa a capacidade seria de 233,90 kN.

Na Tabela C 2 é mostrado um resumo dos picos de cargas encontrados a partir da Figura C 4. A primeira coluna representa a variação da protensão usada no processamento. A segunda coluna representa a carga última devido ao cisalhamento encontrada na modelagem. Por fim, a quarta coluna representa o valor de cada modelo menos a parcela de concreto armado determinado pela equação analítica (2-39). Para uma protensão de 1000 MPa, por exemplo, a modelagem mostrou que a contribuição da protensão na resistência ao cisalhamento foi de 106,76 kN.

Tabela C 2 - Variação da protensão na laje de 320 mm

Varição da protensão	Resistência ao cisalhamento (kN)	Influência da Presença da cordoalha (kN)
600 MPa	146,4	0
700 MPa	154,77	8,26
800 MPa	165,25	18,74
900 MPa	176,86	30,35
1000 MPa	188,39	41,88
1100 MPa	198,7	52,19
1200 MPa	211,24	64,73
1300 MPa	220,39	73,88
1400 MPa	233,9	87,39

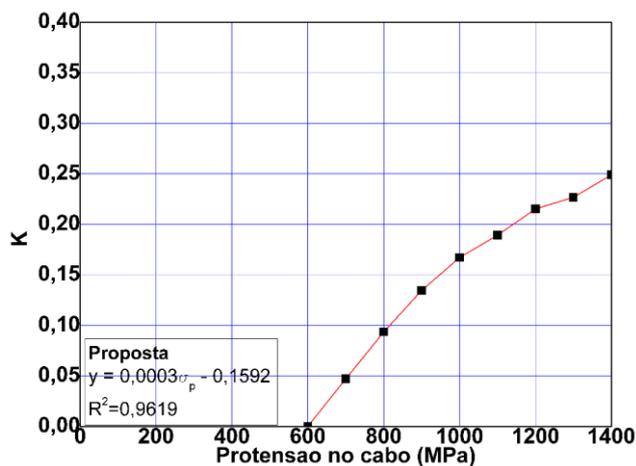
Fonte: próprio autor

Figura C 5 - Protensão no cabo vs contribuição da protensão (V_p) na laje de 320 mm

Fonte: próprio autor

Para contribuir com esta discussão foi confeccionado o gráfico dado na Figura C 5 a partir das colunas 1 e 4 da Tabela C 2. Observa-se, que o aumento V_p em função da protensão é próxima de uma função linear, Figura C 5.

Figura C 6 - Função de interpolação da protensão para a laje de 320 mm



Fonte: próprio autor

Contudo, esta função despreza valores como a área da seção transversal da cordoalha, o b_w de cada laje, a área da seção transversal do concreto, altura útil d , área de concreto A_c e área de protensão A_p . A partir da Eq. (6-4) é possível construir um gráfico similar ao da Figura C 5 levando em consideração todos os estes parâmetros.

Na Figura C 6, foi possível definir uma função de interpolação em função da protensão instalada no cabo. Esta função, que varia entre 600 MPa até 1400 MPa, mostra que a curva é próxima a uma reta, pela qual foi possível o valor de V_p .

$$V_p = K \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d = (0,0003\sigma_p - 0,1592) \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (3)$$

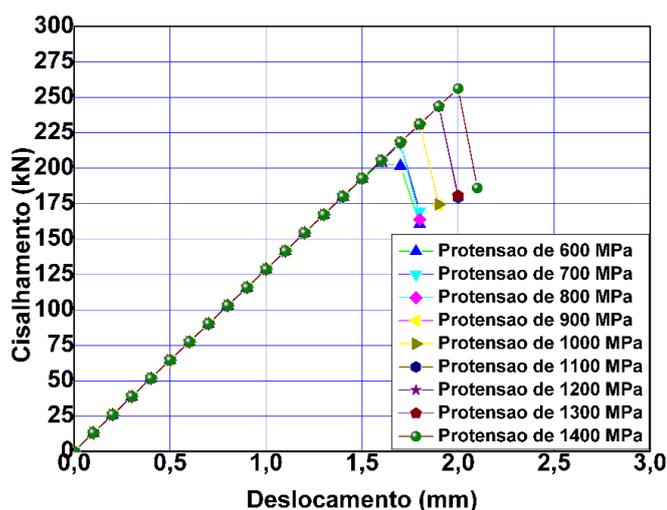
A média dos valores de K , para protensões instaladas de 600 MPa até 1400 MPa, rende um valor médio de, aproximadamente, 0,15.

$$V_p = K \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d = 0,15 \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (4)$$

iii. Análise da influência da protensão da laje de 400 mm

Conforme foi realizado nas lajes anteriores, esta análise tem a finalidade de avaliar a influência da protensão na laje de 400 mm, Figura C 7. A variação de 600 MPa até 1400 MPa da protensão instalada aumentou a capacidade resistente da peça. Contudo, a variação parece obter uma taxa de aumento menor quando comparado com as lajes analisadas anteriormente.

Figura C 7 - Variação da protensão na laje de 400 mm



Fonte: próprio autor

Na Tabela C 3 é mostrado um resumo dos picos de cargas encontrados a partir da Figura C 7. A primeira coluna representa a variação da protensão usada no processamento, a segunda coluna representa a carga última devido ao cisalhamento encontrada na modelagem, e terceira coluna representa o valor de cada modelo menos a parcela de concreto

armado pela equação analítica (2-39). Para uma protensão de 1100 MPa, por exemplo, a modelagem mostrou que a contribuição da protensão na resistência ao cisalhamento foi de 243,71 kN.

A variação da contribuição da protensão ao cisalhamento, coluna 4 da Tabela C 3, em função da tensão de protensão instalada pode ser colocada ainda em forma de gráfico para melhor visualizar o comportamento da curva, Figura C 8.

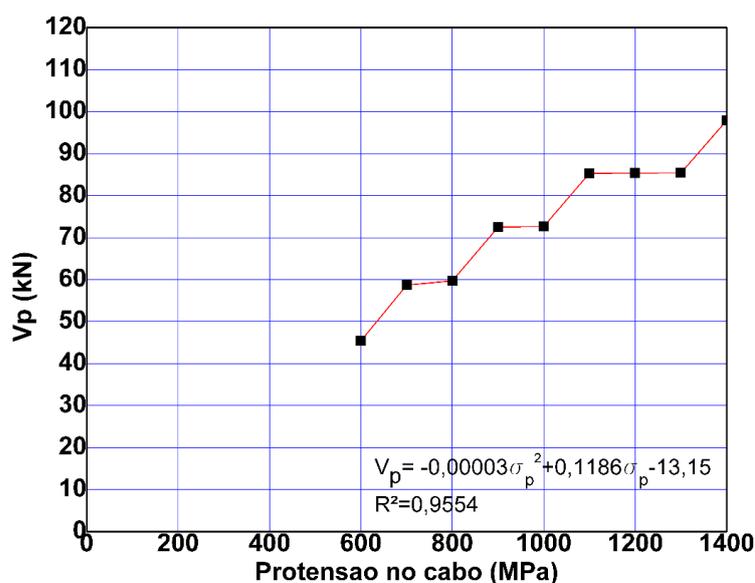
Tabela C 3 - Variação da protensão na laje de 400 mm

Varição da protensão	Resistência ao cisalhamento (kN)	Influência da Presença da cordoalha (kN)
600 MPa	203,83	45,45
700 MPa	217,06	58,68
800 MPa	218,09	59,71
900 MPa	230,89	72,51
1000 MPa	231,03	72,65
1100 MPa	243,71	85,33
1200 MPa	243,73	85,35
1300 MPa	243,77	85,39
1400 MPa	256,25	97,87

Fonte: próprio autor

Como nas lajes anteriores, uma curva que leva em consideração apenas o valor da protensão não é satisfatória para analisar a resistência ao cisalhamento. Para isso é necessário considerar a área da seção transversal da cordoalha, o b_w de cada laje, a área da seção transversal do concreto, altura útil d , área de concreto A_c e área de protensão A_p .

Figura C 8 - Protensão no cabo versus contribuição da protensão (V_p) na laje de 400 mm



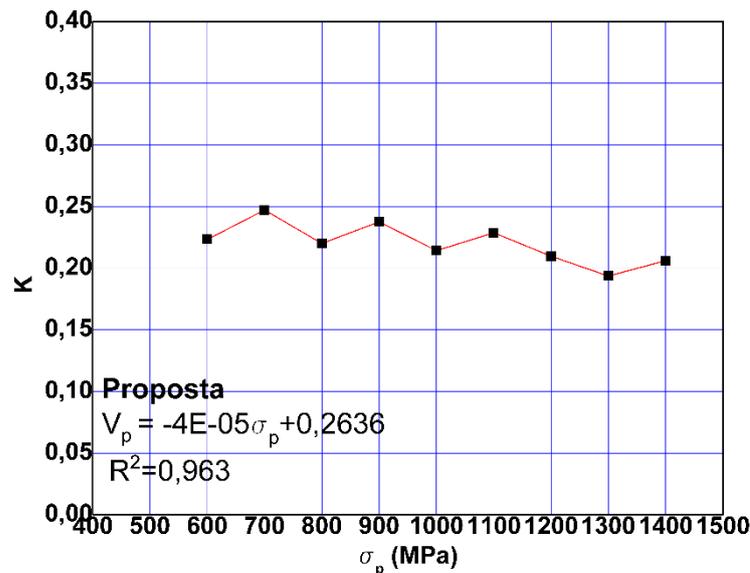
Fonte: próprio autor

A partir da Eq. (6-4) foi confeccionada a Figura C 9 variando a protensão de 600 MPa até 1400 MPa. Dessa forma, foi possível retirar uma função de interpolação da variação da

protensão para esta laje alveolar de 406 mm. Esta função mostra uma curva com decaimento linear, Figura C 9.

A laje de 400,0 mm, a Figura C 9 mostra uma curva aproximadamente linear. Contudo, para as lajes de 160,0 mm, 200 e 320,0 mm a curva eram praticamente retas horizontais. Esta diferença é razoável considerando que a laje de 400,0 mm rompe por força cisalhante, ao passo que as outras rompem por fissuras de flexão.

Figura C 9 - Função de interpolação da protensão para a laje de 400 mm



Fonte: próprio autor

A parcela de protensão na resistência ao cisalhamento pode ser definida como mostrada na equação abaixo

$$V_p = K \frac{L_x}{L_{pt}} \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d = (0,2636 - 0,00004\sigma_p) \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (5)$$

A equação acima deve ser tomada com bastante cuidado, pois a estrutura desta equação está associada a peças que rompem por flexão. Assim, peças com ruptura por cisalhamento são melhores determinadas por equações que levam em consideração a tração diagonal. Contudo, na norma Brasileira não possui equação específica para cálculo de peças com ruptura por tração diagonal.

Assim, esta análise é interessante, pois mostra a diferença do comportamento de uma laje que rompe por força cisalhante e outras que romperam por flexão. Portanto, o valor do parâmetro estaria próximo de uma média de 0,22.

$$V_p = K \frac{L_x}{L_{pt}} \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d = 0,22 \frac{\sigma_p A_p}{A_c} b_w d \quad (6)$$

ANEXO - PRODUÇÕES DESTE TRABALHO



ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA PROTENSÃO EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS EM COMPARAÇÃO COM A NORMA BRASILEIRA

ANALYSIS OF THE PRETRESS INFLUENCE IN HOLLOW-CORE SLABS IN COMPARISON WITH THE BRAZILIAN STANDARD

Marcel William Reis Sales (1, P); Daniel de Lima Araújo (2); Marcelo de Araújo Ferreira (3);
Rafaela Bernardes Rabelo (4)

(1) P) Me. Prof., Instituto Federal Goiano, Rio Verde - GO, Brasil
(2) Dr. Prof., Universidade Federal do Goiás, Goiânia - GO, Brasil
(3) Dr. Prof., Universidade Federal de São Carlos, São Carlos - SP, Brasil
(4) Graduanda de Engenharia Civil, Faculdade Araguaia - Goiânia - GO, Brasil
Email para Correspondência: marcel.engcivil@hotmail.com; (P) Apresentador

Resumo: Atualmente os projetos e obras devem levar em consideração as normas visando sempre a sustentabilidade, segurança e custo. Para isso, elementos pré-fabricados possuem características que visam o menor desperdício e perdas de material. Assim deve-se conhecer com a maior precisão possível o comportamento de elementos pré-fabricados. Dentre esses elementos, se encontram as lajes alveolares protendidas, que é um dos tipos de lajes mais utilizados no mundo. Contudo, seu comportamento ao cisalhamento ainda não é preciso. Assim, as equações de norma necessitam de maiores informações sobre a ruptura e comportamento da fissuração. O objetivo dessa pesquisa é a análise da resistência ao cortante de uma laje alveolar protendida de altura com 270 mm, 1160 mm de largura e 4507 mm de comprimento e 5 alvéolos circulares. Para realizar essa análise foi utilizado o método dos elementos finitos pelo software comercial Diana 10.2. Além disso foi utilizado como referência um modelo com geometria e propriedades do material já ensaiado experimentalmente por outro autor. Na malha foram usados elementos tridimensionais para a malha do concreto, de treliça para a cordoalha e de interface com bonslip para a interface existente entre o concreto e a cordoalha, representando o escorregamento relativo. O modelo foi validado comparando o deslocamento com a equação de flecha de teoria das estruturas. Depois o comprimento de transferência foi encontrado de 52ϕ , e é diferente do proposto pela Norma Brasileira fixado em 85ϕ . Posteriormente, foi verificado o padrão de fissuração, que sofre influência da flexão. Contudo, rompeu por cisalhamento devido as fissuras de tração diagonal. O ângulo da fissura, o comprimento l_f , foram próximos dos descritos pela literatura. Nesta modelagem numérica a protensão influenciou bastante a resistência ao cisalhamento quando comparado com uma modelagem sem protensão. A equação da Norma Brasileira foi muito a favor da segurança, e não foi razoável em comparação com o valor da resistência ao cisalhamento dessa laje, nem do experimental e nem do numérico. A parcela da influência de concreto armado da Norma Brasileira foi muito diferente da parcela encontrada na modelagem numérica, quando se retirou a protensão.

Palavras-chaves: Tração diagonal; Lajes alveolares protendidas; modelagem numérica

Abstract: Currently the projects and works must take into consideration the norms always aiming at sustainability, safety and cost. For this, prefabricated elements have characteristics that aim for less waste and loss of material. Thus, the behavior of prefabricated elements must be known as accurately as possible. Among these elements are the hollow-core slabs, which is one of the most widely used



INFLUENCES OF INTERFACE BETWEEN CONCRETE AND STRAND IN THE WEB SHEAR FAILURE OF HOLLOW CORE SLABS

Sales, Marcel Willian Reis

marcel.sales@ifgoiano.edu.br

Instituto Federal Goiano – Rio Verde

Rodovia Sul Goiana, km 01, Zona Rural, 75.901-970, Goiás, Brasil

Araújo, Daniel de Lima

daniel.araujo.ufg@gmail.com

Universidade Federal de Goiás

Avenida universitária, quadra 86, setor leste universitário, 74605-220, Goiás, Brasil

Ferreira, Marcelo de Araújo

marcelof@ufscar.br

Universidade Federal de São Carlos

Rodovia Washington Luiz km 235 – SP 310, 13656-905, São Paulo, Brasil

Rabelo, Rafaela Bernardes

rafaela_neoqev@hotmail.com

Faculdade Araguaia

Av. T-1, 1047 St. Bueno, 74223-060, Goiás, Brasil

Abstract. Many researches have been carried out in the world about hollow core slabs. One area that has the most of those researches is about web shear failure to represent more accurately the shear strength. One of those uncertainties is related with the behavior the interface between concrete and slab. Therefore, in this research a hollow core slab that already were carried out for other researcher was modelled, wherein the main variable is the interface law with aim to verify what the influence in shear strength, varying tensile strength and slip. Firstly, one curve, which is present in the software and was created for Doer in 1980, was used. The results showed that tensile strength of interface influences the shear strength and the how the hardness of interface law affects the slab strength. Beside, a analyze strain is realized to verify a concrete behavior. Lastly, is processed a model without stands and prestress to understand show influences of prestress in the slab and it was compared with Brazilian code.

Keywords: Hollow core slab, Prestress, Web shear failure



Contents lists available at ScienceDirect

Engineering Structures

journal homepage: www.elsevier.com/locate/engstruct

Shear strength of prestressed 160 mm deep hollow core slabs

Daniel de Lima Araújo^{a,*}, Marcel Willian Reis Sales^b, Roberta Paula Medeiros Silva^a,
Cristina de Fátima Mattos Antunes^a, Marcelo de Araújo Ferreira^c



^a Escola de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade Federal de Goiás, Rua Universitária, n° 1488, Qd 86, Setor Universitário, Goiânia, GO, Brazil

^b Campus Rio Verde, Instituto Federal Goiano, Rodovia Sul Goiana, Km 01, Zona Rural, Setor Gameleira, Goiânia, GO, Brazil

^c Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e de Tecnologia, Universidade Federal de São Carlos, Rodovia Washington Luís, Km 235, Morjollinho, São Carlos, SP, Brazil

ARTICLE INFO

Keywords:

Precast concrete
Hollow core slabs
Filled core
Shear
Design resistance

ABSTRACT

Prestressed hollow core (HC) slabs have been used all over the world due to their technical and economic advantages for diverse applications. Therefore, knowledge of the structural behaviour of this precast element is required for successful floor design, especially in relation to its actual shear failure mode. For this purpose, many analytical and empirical equations have been proposed to predict the shear strength of HC slabs; however, the depth of the slab influences its failure mode. Shear tests on HC slabs with 160 mm depth were carried out to describe the failure mode of these slabs. The failure loads were compared with the equations available in the literature, to identify which of the equations better represent the shear strength obtained from the shear tests. Two series of tests were carried out for slab elements with the same transversal section, but with different numbers of strands. Some HC slabs had cores filled with concrete in order to analyse the influence of the concrete filling on the shear strength of these slabs. In this case, an expansive additive was used to compensate the shrinkage of the concrete cast in the cores. Additionally, some slabs were tested under pure flexure in order to determine the effective prestress losses at the strands. Additional tests were carried out to estimate the actual transmission length of prestress to the concrete. The results show that the equations based on the flexural shear failure mode suggested by Brazilian Standard NBR 14861 and by European standard EN 1168 predicted the shear strength of the 160 mm deep HC slabs with good accuracy. Furthermore, equations based on the tension shear failure mode with an adequate reduction in flexural stiffness can be used to predict the shear strength of these slabs. The filled cores did not contribute to an increase of the shear strength of the slabs, which is overestimated by the equations reported by some standards. Good prediction accuracy of the shear strength of these slabs can be achieved by equations based on the tension shear failure mode with an adequate reduction in flexural stiffness.

CURRÍCULO VITAE



Cursou Engenharia Civil pela Universidade Federal de Goiás, onde iniciou na vida acadêmica pesquisando na área de instabilidade dinâmica em torres estaiadas, e feitos dinâmicos em vigas com fluído e base elástica. Concluiu o mestrado em Engenharia Civil pela Universidade Federal de Goiás estudando estruturas mistas aço concreto com conectores. Finalizou o doutorado pela Universidade Federal de São Carlos estudando efeitos da força cortante em lajes alveolares protendidas. Tem experiência em fabricação de estruturas metálicas e construção civil de obras verticais. Também, foi engenheiro civil no Instituto Federal Goiano e na Universidade Federal de Goiás atuando, principalmente, em fiscalização de obras, licitação, revisão de projetos (compatibilidade) e orçamentos. Nesse período atuou, também, em projetos de estruturas metálicas e de concreto armado, bem como reforço estrutural. Foi coordenador dos cursos de Engenharia Civil e Construção de Edifícios na Faculdade Araguaia. Hoje é professor do curso de Engenharia Civil do IF Goiano campus Rio Verde, onde realiza pesquisas nas áreas de pré-fabricados de concreto, protendidos, estruturas mistas e análise de estrutural.