

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

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS  
SUBMETIDAS AO ESFORÇO CORTANTE COM A PRESENÇA DE  
ABERTURAS**

**Igor Pacchioni Cândido da Silva**

São Carlos  
2020

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

**ANÁLISE NUMÉRICA DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS  
SUBMETIDAS AO ESFORÇO CORTANTE COM A PRESENÇA DE  
ABERTURAS**

**Igor Pacchioni Cândido da Silva**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil

**Área de Concentração:** Estruturas e Geotecnia

**Orientador:** Prof. Dr. Fernando Menezes de Almeida Filho

São Carlos  
2020



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS**

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

---

**Folha de Aprovação**

---

Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Igor Pacchioni Cândido da Silva, realizada em 11/12/2020.

**Comissão Julgadora:**

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

Prof. Dr. Ricardo Carrazedo (EESC/USP)

Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza (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*

---

Aos meu pais,  
que sempre acreditaram  
e me apoiaram em tudo, verdadeiros  
heróis nas batalhas da vida.

## AGRADECIMENTOS

---

À Deus, pelo maravilhoso dom da vida, por conduzir cada passo da minha jornada e se fazer presente em todos os momentos, surpreendendo-me com dádivas que eu jamais imaginaria receber.

Aos meus pais Sandra Valéria Pacchioni e Olair dos Santos, por todo apoio, incentivo, conselhos, exemplo, e por não medirem esforços na minha formação. Serei eternamente grato por este presente.

À minha namorada, Thamiris Senis, pela dedicação, incentivo, carinho, paciência e por sempre estar presente, trazendo força e tornando mais leve o percurso. A você, minha eterna gratidão.

Ao meu orientador, professor Dr. Fernando Menezes de Almeida Filho, pela orientação, pela compreensão e por todos os conselhos de sabedoria nos momentos de maior necessidade, obrigado por ter caminhado junto comigo.

Aos meus amigos Fernando Kowalski, Lucas Rosa e Eduardo Garcia, por toda colaboração, incentivo e por serem apoiadores do meu crescimento profissional, em especial, ao amigo Kowalski, por ser paciente e ver em mim potencial na caminhada acadêmica, muito obrigado.

Aos colegas e amigos que dividiram comigo as lutas desta jornada, Iuri Fazolin Fraga, Matheus Fernandes, Riterson Nunes e Rogério Chaves, obrigado pelas horas despendidas em estudos, viagens e pela amizade construída, em especial, ao amigo Rogério, pelas incansáveis horas de simulação e por todo conhecimento técnico passado, minha profunda gratidão.

Ao Centro Universitário Adventista de São Paulo (UNASP), pela excelente formação e por fornecer todos os subsídios necessários para a concretização desta pesquisa.

Aos professores, mestres e tutores que tive ao longo desta jornada, a quem agradeço na pessoa do professor Dr. Artur Lenz Sartorti, por serem sempre meu exemplo e incentivo na carreira acadêmica. A vocês minha gratidão.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGECiv) da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), pela oportunidade desta realização pessoal.

## RESUMO

SILVA, I. P. C. **Análise numérica de lajes alveolares protendidas submetidas ao esforço cortante com a presença de aberturas**. 2020. 98p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2020.

O uso das lajes alveolares pré-fabricadas protendidas tem se intensificado à medida em que ocorre o avanço tecnológico na construção civil, e desta forma por se tratar de uma peça pré-fabricada, este elemento, por diversas vezes, precisa de ajustes durante sua aplicação, como por exemplo, durante a realização de aberturas nos painéis alveolares. Sendo assim, o objetivo deste trabalho é analisar o comportamento estrutural do ensaio à força cortante de lajes alveolares protendidas com aberturas de extremidade. Para isso, foi idealizada uma metodologia para a simulação do ensaio à força cortante com a utilização do *software* ABAQUS® por meio do método dos elementos finitos, buscou-se a representação total do processo de fabricação e carregamento do painel alveolar, desde a etapa de aplicação da protensão, etapa de liberação da protensão até a etapa final de carregamento, utilizando as ferramentas disponíveis no *software* para isso. Inicialmente modelou-se uma laje alveolar de referência, sem aberturas, para a validação da metodologia e posteriormente aplicou-se a metodologia nas lajes alveolares com abertura central e de extremidade, realizando a comparação dos resultados conforme estudos experimentais já apresentados na literatura técnica nacional. Desta maneira, foi possível compreender o comportamento dos painéis alveolares com aberturas de extremidade quando submetidos ao ensaio à força cortante. Por fim, os resultados apresentados demonstraram que as aberturas influenciam significativamente na redistribuição dos esforços das nervuras, sendo que para a laje alveolar com abertura central a ruptura ocorreu na nervura adjacente à abertura. E para a laje alveolar com abertura lateral a ruptura ocorreu na nervura da extremidade. Logo, foi possível concluir que as aberturas intensificam as tensões principais de tração das nervuras, sendo elas responsáveis pela ruptura por tração diagonal dos modelos, além de diminuírem a capacidade resistente dos painéis em 27,25% para o caso da abertura central e 50,22% para o caso mais crítico da abertura lateral.

*Palavras-chave:* laje alveolar, concreto pré-fabricado, protensão, método dos elementos finitos, comportamento estrutural, força cortante.

## ABSTRACT

SILVA, I. P. C. **Numerical analysis of prestressed hollow core slabs submitted to shear test with the openings.** 2020. 98p. Dissertation (Master in Civil Engineering) - Federal University of São Carlos, São Carlos, 2020.

The use of prestressed precast hollow core slabs has intensified as technological advances, and as part is manufactured in industry, this element needs adjustments during its application, as for example, when need openings in the hollow core panels. Therefore, the presente study aims to analyze the structural behavior of the shear test of prestressed hollow core slabs with front openings. For that, a methodology for the shear test was proposed with the ABAQUS® software using the finite element method, seeking the total representation of the manufacturing process and loading of the hollow core panel, from the prestressing application step, prestressing step and final loading step, using the tools available in the software for this. Initially, a reference hollow core slab without openings was modeled for the validation of the methodology and later the methodology was applied to hollow core slabs with central and lateral opening, comparing the results according to experimental studies already presented in the national technical literature. In this way, it was possible to understand the behavior of hollow core slabs with front openings when subjected to the shear test. Finally, the results demonstrated that the openings significantly influence the redistribution of the stresses of the web, and for the hollow core slab with central opening the rupture occurred in the web adjacent to the opening, and for the hollow core slab with lateral opening the rupture occurred in the web the end. Therefore, it was possible to conclude that the openings intensify the main tension stresses of the webs, being responsible for the diagonal tension rupture of the models, in addition to decreasing the resistant capacity of the panels by 27.25% for the case of the central opening and 50, 22% for the most critical case of the lateral opening.

*Keywords:* hollow core slab, precast concrete, prestressing, finite element method, structural behavior, shear force.

## LISTA DE FIGURAS

---

Figura 1.1: Sistema dos painéis alveolares .....	13
Figura 1.2: Encontro de painéis alveolares com pilares .....	13
Figura 1.3: Panorama geral de publicações em lajes alveolares com aberturas .....	16
Figura 1.4: Fluxograma da pesquisa .....	17
Figura 2.1: Unidades alveolares e suas diferentes partes.....	19
Figura 2.2: Modelos de funcionamento dos mecanismos resistentes ao cisalhamento .....	20
Figura 2.3 : Resistência ao cisalhamento em peças fissuradas .....	21
Figura 2.4: Fluxo de tensões .....	22
Figura 2.5: Ruptura da nervura por tração diagonal devida ao cisalhamento .....	22
Figura 2.6: Posição do ponto crítico .....	23
Figura 2.7: Elemento submetido a flexão e cisalhamento .....	23
Figura 2.8: Situação em que $6 > av/d > 2,5$ .....	24
Figura 2.9: Situação em que $2,5 > av/d > 1$ .....	25
Figura 2.10: Efeito Hoyer .....	26
Figura 2.11: Pequenas fissuras devido ao efeito “bursting” .....	28
Figura 2.12: Pequenas fissuras devido ao efeito “splitting” .....	28
Figura 2.13: Fissuras devido ao efeito “spalling” .....	29
Figura 2.14: Cortes oblíquos e aberturas em lajes alveolares. ....	30
Figura 2.15: Aberturas com necessidade de reforço.....	30
Figura 2.16: Pórtico de ensaios NETPre-UFSCar .....	34
Figura 2.17: Aberturas com necessidade de reforço .....	36
Figura 2.18: Aberturas com necessidade de reforço .....	37
Figura 2.19: Detalhe de abertura de extremidade .....	38
Figura 2.20: Técnicas de protensão de extrusão .....	41
Figura 2.21: Técnica de protensão embutimento .....	41
Figura 2.22: Seções modeladas .....	43
Figura 2.23: Curva FEM vs Experimental.....	43
Figura 2.24: Curva FEM vs Experimental.....	44
Figura 2.25: Dimensões das aberturas.....	44
Figura 2.26: Painéis modelados por Pachalla e Prakash (2017).....	45
Figura 2.27: Concentração de tensão .....	45
Figura 2.28: Sensibilidade da malha .....	46
Figura 2.29: Parâmetro $fb_0/fc_0$ e $Kc$ .....	46
Figura 2.30: Excentricidade ( $\epsilon$ ) e Ângulo de dilatação ( $\psi$ ),.....	47
Figura 2.31: Força vs deslocamento .....	47
Figura 3.1: Fluxograma da metodologia .....	49
Figura 3.2: Seção transversal dos modelos .....	49
Figura 3.3: Grupo de elementos finitos.....	51
Figura 3.4: Modelos Numéricos.....	51
Figura 3.5: Malhas estruturadas e não estruturadas .....	52
Figura 3.6: Geometria da malha .....	53
Figura 3.7: Elemento sólido C3D8R .....	53
Figura 3.8:Elemento de treliça.....	54
Figura 3.9: Diagrama hipotético tensão vs deformação .....	55
Figura 3.10: Resposta do concreto para o carregamento uniaxial .....	56
Figura 3.11: Curva teórica tensão vs deformação na compressão .....	58



Figura 3.12: Diagrama tensão vs deformação para o concreto.....	60
Figura 3.13: Restrição entre as cordoalhas e o concreto .....	63
Figura 3.14: Ligação entre viga e unidade alveolar .....	63
Figura 3.15: Esquema de ensaio.....	64
Figura 3.16: Ligação do apoio .....	64
Figura 3.17: Aplicação da protensão .....	65
Figura 3.18: Contra-flecha na laje alveolar .....	66
Figura 3.19: Ponto de aplicação do deslocamento.....	66
Figura 3.20: Variação na abertura da malha .....	67
Figura 3.21: Variação no parâmetro viscosidade ( $\nu$ ).....	67
Figura 3.22: Variação no ângulo de dilatação ( $\psi$ ).....	68
Figura 4.1: Comparação da curva força vs deslocamento (HCS – 01) .....	69
Figura 4.2: Comparação da curva força vs deslocamento (HCC – 02).....	70
Figura 4.3: Comparação da curva força vs deslocamento (HCL – 03).....	70
Figura 4.4: Diferença nos valores máximos de deslocamento .....	72
Figura 4.5: Dano à tração e deformação plástica (HCS – 01).....	72
Figura 4.6: Dano à tração e deformação plástica (HCC – 02).....	73
Figura 4.7: Dano à tração e deformação plástica (HCL – 03) .....	75
Figura 4.8: Diferença nos valores de resistência à força cortante.....	77
Figura 5.1: Tensões principais ( $\sigma_{1,2}$ ) .....	78
Figura 5.2: Evolução das tensões cisalhantes $\tau_{xy}$ em MPa. (HCS – 01).....	79
Figura 5.3: Tensão de tração principal nas nervuras ( $\sigma_1$ ). (HCS – 01).....	80
Figura 5.4: Tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ) na seção transversal em MPa. (nerv._02) .....	80
Figura 5.5: Tensão de compressão principal nas nervuras ( $\sigma_2$ ). (HCS – 01).....	81
Figura 5.6: Evolução das tensões cisalhantes $\tau_{xy}$ em MPa. (HCC – 02).....	82
Figura 5.7: Tensão de tração principal nas nervuras ( $\sigma_1$ ). (HCC – 02) .....	82
Figura 5.8: Tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ) na seção transversal em MPa.....	83
Figura 5.9: Tensão de compressão principal nas nervuras ( $\sigma_2$ ). (HCC – 02).....	83
Figura 5.10: Evolução das tensões cisalhantes $\tau_{xy}$ em MPa. (HCL – 03) .....	84
Figura 5.11: Tensão de tração principal nas nervuras ( $\sigma_1$ ). (HCL – 03).....	85
Figura 5.12: Tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ) na seção transversal em MPa.....	85
Figura 5.13: Tensão de compressão principal nas nervuras ( $\sigma_2$ ). (HCL – 03) .....	86
Figura 5.14: Comparação força vs deslocamento entre modelos .....	87
Figura 5.15: Redistribuição das tensões dos modelos HCS – 01 vs HCC – 02 .....	88
Figura 5.16: Redistribuição das tensões dos modelos HCS – 01 vs HCL – 03.....	88
Figura 5.17: Comprimento de transferência .....	90
Figura 5.18: Tensões radiais à armadura ativa .....	90

## LISTA DE TABELAS

---

Tabela 1.1: Descrição dos modelos numéricos.....	17
Tabela 2.1: Cortes e aberturas em LAP .....	31
Tabela 2.2: Cortes e aberturas em LAP .....	34
Tabela 2.3: Dimensões máximas de aberturas .....	36
Tabela 2.4: Dimensões máximas de aberturas FIP.....	37
Tabela 3.1: Modelos numéricos.....	50
Tabela 3.2: Parâmetros do aço .....	56
Tabela 3.3: Parâmetros para as equações da curva tensão vs deformação .....	58
Tabela 3.4: Parâmetros do concreto .....	60
Tabela 3.5: Parâmetros do “Concrete Damage Plasticity” .....	62
Tabela 3.6: Danos do concreto.....	62
Tabela 4.1: Valores experimentais vs numérico.....	71
Tabela 4.2: Valores de força cortante em kN .....	76
Tabela 5.1: Comprimento de transferência .....	89

<b>1. INTRODUÇÃO.....</b>	<b>12</b>
<b>1.1 OBJETIVOS .....</b>	<b>14</b>
1.1.1 GERAL.....	14
1.1.2 ESPECÍFICOS .....	14
<b>1.2 JUSTIFICATIVA .....</b>	<b>15</b>
1.2.1 ESTUDO BIBLIOMÉTRICO .....	15
<b>1.3 RESUMO DA METODOLOGIA .....</b>	<b>16</b>
<b>1.4 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS.....</b>	<b>18</b>
<b>2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E ESTADO DA ARTE.....</b>	<b>19</b>
<b>2.1 COMPORTAMENTO MECÂNICO DE LAJES ALVEOLARES AOS ESFORÇOS CORTANTES.....</b>	<b>19</b>
2.1.1 MECANISMOS DE RUPTURA POR CISALHAMENTO .....	22
2.1.2 EFEITO DA PROTENSÃO .....	25
2.1.3 CONSIDERAÇÕES finais SOBRE O COMPORTAMENTO DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS .....	29
<b>2.2 ABERTURAS EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS PRÉ- FABRICADAS .....</b>	<b>30</b>
2.2.1 RECOMENDAÇÕES TÉCNICAS .....	35
2.2.2 MODELO DE CÁLCULO SEGUNDO A NBR 14861:2011.....	38
2.2.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE ABERTURAS EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS .....	39
<b>2.3 MODELAGEM NUMÉRICA DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS</b>	<b>40</b>
2.3.1 TÉCNICAS DE MODELAGEM .....	40
2.3.2 TRABALHOS NUMÉRICOS REALIZADOS EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS .....	42
2.3.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS .....	48
<b>3. PROCEDIMENTOS PARA A MODELAGEM NUMÉRICA.....</b>	<b>49</b>
<b>3.1 DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS.....</b>	<b>51</b>
<b>3.2 MODELOS CONSTITUTIVOS DOS MATERIAIS .....</b>	<b>54</b>
3.2.1 MATERIAL AÇO .....	55
3.2.2 MATERIAL CONCRETO .....	56
<b>3.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO E INTERAÇÕES.....</b>	<b>63</b>
<b>3.4 ETAPAS DE CARREGAMENTO .....</b>	<b>65</b>
<b>3.5 VALIDAÇÃO DO MODELO .....</b>	<b>66</b>
<b>4. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA .....</b>	<b>69</b>
<b>4.1 RESULTADOS DA VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS .....</b>	<b>69</b>
<b>4.2 RESULTADOS CONFORME AS FOMULAÇÕES DA NBR 14861:2011.....</b>	<b>76</b>
<b>5. ANÁLISE DE RESULTADOS .....</b>	<b>78</b>

<b>5.1</b>	<b>ANÁLISE DO MODO DE FALHA DOS MODELOS NUMÉRICOS .....</b>	<b>78</b>
<b>5.2</b>	<b>ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS ABERTURAS NAS LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS .....</b>	<b>86</b>
<b>5.3</b>	<b>ANÁLISE DO EFEITO DA PROTENSÃO NAS LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS .....</b>	<b>89</b>
<b>6.</b>	<b>CONCLUSÕES.....</b>	<b>91</b>
<b>7.</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>94</b>

# 1. INTRODUÇÃO

Dentre as inúmeras opções de racionalização das estruturas, a utilização de elementos pré-moldados encontra-se como uma alternativa viável, pois garante agilidade no processo e maior fluxo de continuidade nos canteiros. Tornando-se uma alternativa cada vez mais utilizada, com o intuito de diminuir o tempo de obra, bem como garantir qualidade e segurança durante o tempo de execução.

O sistema de lajes alveolares protendidas pré-fabricadas representa uma das soluções estruturais mais avançadas para sistemas de piso. Devido à alta versatilidade e capacidade de utilização em diversas situações, o uso deste elemento tem aumentado consideravelmente nos últimos anos. A elevada competitividade de mercado das lajes alveolares, para Costa (2009), é gerada pela a racionalização de materiais, reduzindo assim o consumo de concreto e aço. Além de ser um elemento pré-fabricado, é comum o emprego em conjunto com outros sistemas estruturais como o sistema de concreto moldado *in-loco*, estruturas metálicas e alvenaria estrutural.

Ainda, segundo Petrucelli (2009), os painéis de lajes alveolares são um dos mais modernos produtos na indústria de concreto pré-fabricado e caracterizados pela rapidez de execução e montagem. O içamento de um painel é ilustrado na Figura 1.1, situação comum em edificações com a utilização das lajes alveolares para sistema de piso. Para Pinheiro *et al.* (2014) as lajes alveolares surgiram da necessidade de se obter um elemento estrutural com baixo peso próprio, baixo consumo de material e com grande alcance de vãos. Logo, a união destes fatores tornou tecnicamente e economicamente viável a utilização deste elemento.

Dentre os processos de fabricação, conforme Santos (2014), estão dois tipos mais utilizados: por meio de máquinas extrusoras, ou por meio de moldadoras com formas deslizantes. Sendo praticamente impossível a introdução de armadura de cisalhamento em ambos os processos, em função disso, as lajes alveolares são compostas exclusivamente por armadura ativa. Há ainda o processo de produção por meio de tubo-sacado, sendo possível a colocação da armadura transversal. Entretanto, não é um método muito convencional e difundido para a fabricação dos painéis.

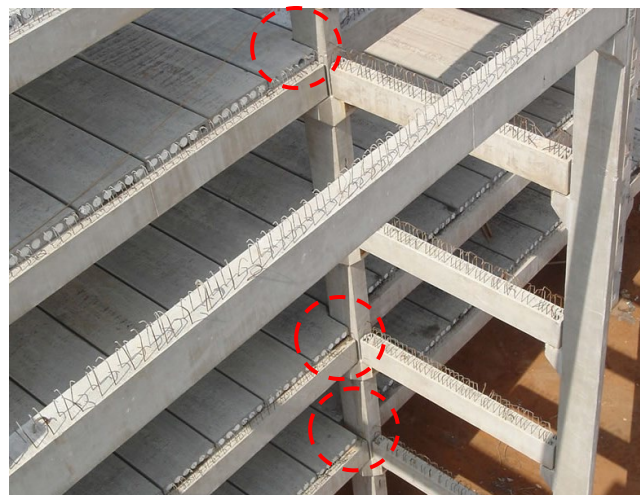
**Figura 1.1:** Sistema dos painéis alveolares



Fonte: Cassol Pré-Fabricados (2019).<sup>1</sup>

Desta forma, uma das principais preocupações para com esse elemento estrutural é a sua capacidade resistente à força cortante, por causa da dificuldade de posicionamento das armaduras transversais e devido seu processo construtivo (MARQUESI, 2014). Assim, com a vasta utilização das lajes alveolares, comumente surge a necessidade de adequar e compatibilizar a estrutura com a arquitetura, instalações e demais elementos estruturais, como o encontro de pilares com os painéis (PINHEIRO, 2017), caso ilustrado na Figura 1.2.

**Figura 1.2:** Encontro de painéis alveolares com pilares



Fonte: Leonardi Pré-Fabricados (2020).<sup>2</sup>

---

<sup>1</sup> Cassol Pré-Fabricados. Disponível em: <https://www.cassol.ind.br/pre-fabricado/lajes/>. Acesso em: 10. set. 2019.

<sup>2</sup> Leonardi Pré-Fabricados. Disponível em: <http://www.leonardi.com.br/laje-alveolar/>. Acesso em: 08. mai. 2020.

Bernardi, Cerioni e Michelini (2008) destacaram que as aberturas nas lajes alveolares são um problema complicado, pois, geralmente, são realizadas após a concretagem do painel, e para isso é necessário o corte dos cabos de protensão gerando um efeito descontínuo nas tensões internas, produzindo fissuras longitudinais na unidade e reduzindo a resistência estrutural.

Em resumo, as aberturas em painéis alveolares frequentemente são admitidas, embora haja poucos estudos na literatura a respeito do comportamento mecânico das unidades alveolares frente aos esforços de execução das aberturas.

## **1.1 OBJETIVOS**

### **1.1.1 GERAL**

O objetivo geral desta pesquisa é propor uma metodologia válida para a simulação numérica do ensaio à força cortante em lajes alveolares protendidas e adaptar a metodologia para modelos com aberturas de extremidade, sem a presença da capa estrutural.

### **1.1.2 ESPECÍFICOS**

Como objetivos específicos, tem-se:

- Simular numericamente o comportamento estrutural do ensaio à força cortante de lajes alveolares protendidas;
- Comparar o comportamento mecânico do modelo numérico frente aos ensaios realizados na pesquisa de Pinheiro (2017);
- Comparar os resultados numéricos com modelos de previsão teórica da NBR 14861:2011
- Analisar as tensões das nervuras e a redistribuição dos esforços devido a realização das aberturas;

Por fim, espera-se contribuir para um melhor entendimento sobre o assunto e desta forma, fornecer maior domínio técnico a respeito das aberturas de extremidade em lajes alveolares pré-fabricadas protendidas.

## 1.2 JUSTIFICATIVA

Por causa do amplo emprego dos elementos pré-fabricados no país, as lajes alveolares têm apresentado crescente utilização em obras que necessitam rápida fase construtiva e elementos de fechamento mais esbeltos. Entretanto, há uma carência de estudos e respostas quanto ao comportamento das unidades alveolares, frente a necessidade da realização de abertura nos painéis, por causa da compatibilização com a arquitetura, instalações ou ajustes estruturais.

As lajes alveolares são consideradas elementos de ruptura frágil e abrupto, devido aos seus elementos construtivos, e por isso a força cortante nestes elementos torna-se um fator decisivo no comportamento estrutural (BARBOSA, 2019). Além do mais, a NBR 14681:2011 (ABNT, 2011) leva somente em consideração em suas formulações a resistência ao cisalhamento devido aos esforços de flexão, não considerando os esforços somente à força cortante. É neste sentido que esta pesquisa visa contribuir, apresentando o comportamento do ensaio à força cortante nos painéis alveolares com aberturas de extremidade.

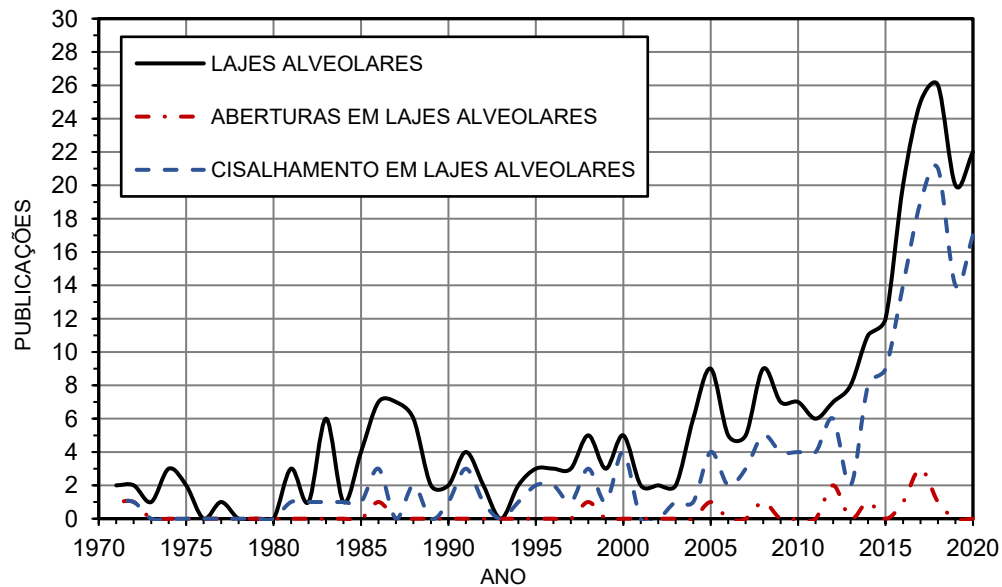
### 1.2.1 ESTUDO BIBLIOMÉTRICO

Neste trabalho foi realizado um estudo bibliométrico por meio de um mapeamento sistemático da literatura “*systematic mapping study*”, conhecido também como “*scoping studies*”. Conforme Petticrew e Roberts (2006) este método consiste em uma pesquisa em base de dados com o objetivo de determinar as publicações existentes sobre determinado tema, fornecendo uma visão ampla da área da pesquisa. É apresentado na Figura 1.3 a quantidade de artigos publicados na base de dados “*Scopus*” na literatura técnica nos últimos anos, e a correlação entre as três grandes palavras chaves: lajes alveolares, aberturas e cisalhamento.

Portanto, nota-se o crescimento desta área de estudo. Entretanto, das 291 publicações encontradas desde o início das publicações em 1971 até os dias atuais, 170 apresentaram estudos que abordavam questões a respeito de esforços cortante em painéis alveolares, 14 apresentavam contribuições a respeito das aberturas em lajes alveolares protendidas pré-fabricadas. Sendo que nenhum dos artigos abordaram ambas as combinações especificamente juntas, logo torna-se viável e interessante estudos que correlacionem o comportamento do painel alveolar com aberturas quando submetidos aos esforços cortantes.



**Figura 1.3:** Panorama geral de publicações em lajes alveolares com aberturas



Fonte: o Autor (2020).

Desta maneira, há necessidade de estudos mais aprofundados, a fim de buscar entender o real comportamento mecânico das lajes alveolares quando solicitadas ao ensaio à força cortante.

### 1.3 RESUMO DA METODOLOGIA

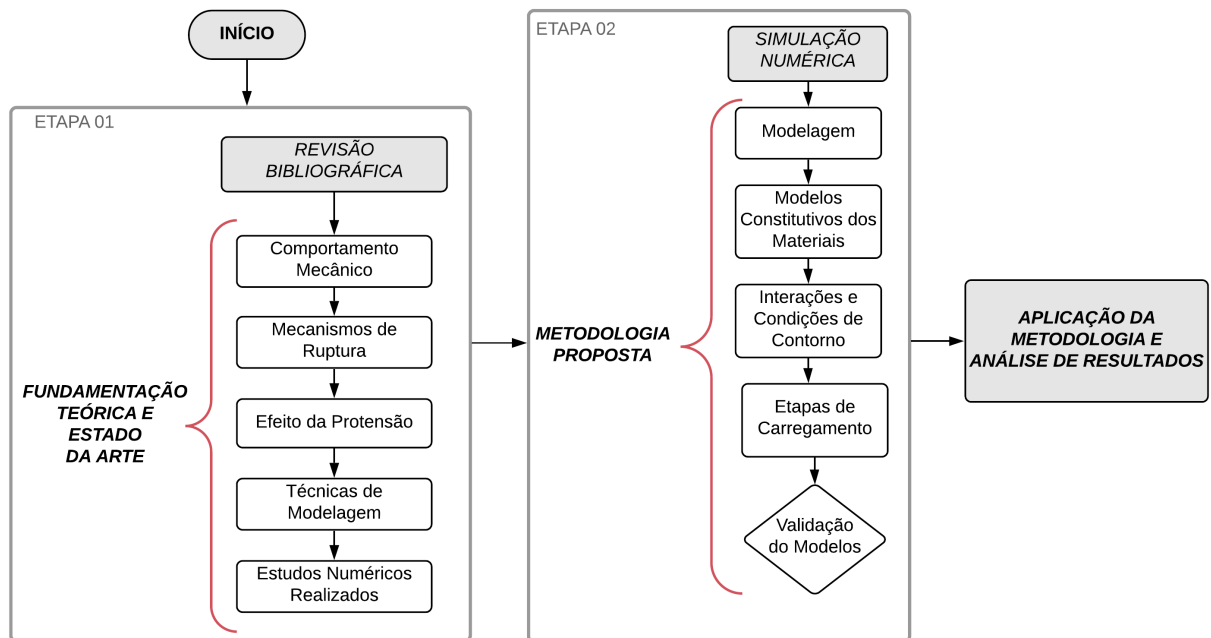
A pesquisa se classifica como um estudo teórico-numérico e está dividida em três etapas: fundamentação teórica, apresentação da metodologia proposta e aplicação da metodologia. Cada etapa foi subdividida a fim de obter melhor entendimento do assunto, inicialmente o comportamento mecânico do sistema de lajes alveolares, posteriormente o processo de análise numérica e por fim da interpretação dos resultados, conforme representado na Figura 1.4.

Este trabalho utiliza o método de elementos finitos para a realização de análises numéricas, com a utilização do “software” ABAQUS®. Para isso, as lajes alveolares foram modeladas utilizando a técnica da extrusão para os elementos sólidos e a técnica do embutimento para os elementos do tipo treliça, representando as armaduras ativas.

Os materiais foram incorporados ao modelo por meio das equações constitutivas representadas por Guo (2014), para o concreto; e pela NBR 6118:2014 (ABNT,2014), para o aço cujo comportamento adotado foi elastoplástico perfeito. As interações e condições de contorno foram impostas mediante comandos do “software” que representam ora a adesão

perfeita entre os materiais, ora uma superfície rugosa com a necessidade da inserção do coeficiente de atrito.

**Figura 1.4:** Fluxograma da pesquisa



Fonte: o Autor (2020).

Por fim, os modelos foram submetidos aos carregamentos com base na sequência cronológica de montagem, inicialmente aplicado a força de protensão e posteriormente o carregamento do ensaio até a carga de ruptura.

Para a validação dos modelos utilizou-se os resultados expressos em Pinheiro (2017), sendo analisada a influência do parâmetro da viscosidade e o ângulo de dilatação no comportamento estrutural do ensaio à força cortante. Os valores obtidos foram comparados com as equações normativas. É apresentado na Tabela 1.1 a descrição dos modelos numéricos desenvolvidos.

**Tabela 1.1:** Descrição dos modelos numéricos

Identificação	Posicionamento da Abertura	Descrição
HCS - 01	Sem abertura	Modelo de referência, sem a presença de aberturas e com oito cordoalhas protendidas.
HCC - 02	Abertura de extremidade central	Modelo com abertura central de 400 x 400 mm e seis cordoalhas protendidas.
HCL - 03	Abertura de extremidade lateral	Modelo com abertura lateral de 400 x 400 mm e cinco cordoalhas protendidas.

Fonte: o Autor (2020).

## 1.4 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS

O trabalho desenvolvido está segmentado em sete capítulos, apresentados a seguir:

- Capítulo 1: A introdução contextualiza a problemática da pesquisa, justifica a relevância e apresenta os objetivos do trabalho.
- Capítulo 2: A síntese da bibliografia fundamental aborda conceitos a respeito do comportamento mecânico de lajes alveolares, principais mecanismos de falha, efeito da protensão sobre os painéis e os conceitos utilizados para a modelagem de elementos pré-fabricados em elementos finitos.
- Capítulo 3: São apresentados os materiais e método utilizado para o desenvolvimento da pesquisa. Descreve as ferramentas utilizadas e os procedimentos da modelagem numérica.
- Capítulo 4: A aplicação da metodologia proposta, apresenta os resultados para validação dos modelos e comparações com formulações normativas nacionais.
- Capítulo 5: É realizada a análise dos resultados obtidos com os modelos numéricos, e estudado o comportamento das tensões principais para as lajes alveolares com e sem aberturas.
- Capítulo 6: As considerações acerca da metodologia proposta e dos resultados obtidos, além da sugestão para trabalhos futuros.
- Capítulo 7: As referências utilizadas.

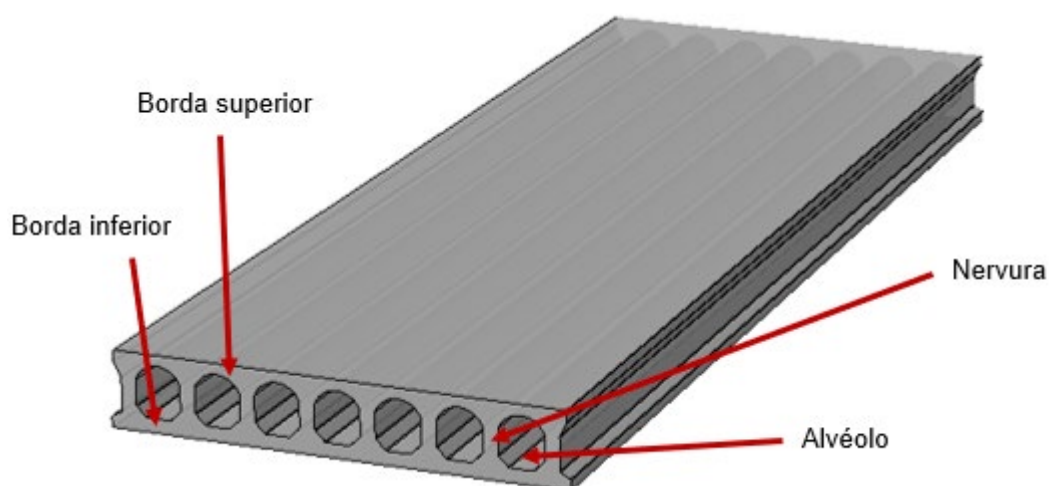
## 2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA E ESTADO DA ARTE

Neste capítulo foi apresentado a bibliografia fundamental sobre o comportamento mecânico de lajes alveolares, os possíveis mecanismos de ruptura e o efeito da protensão. Além da continuidade ao estudo bibliométrico realizado, foi apresentado o estado da arte para lajes alveolares com aberturas e comentado sobre alguns autores que contribuíram para o conhecimento técnico deste elemento. Por fim, demonstrado os principais trabalhos que utilizaram o método dos elementos finitos para a simulação de lajes alveolares protendidas.

### 2.1 COMPORTAMENTO MECÂNICO DE LAJES ALVEOLARES AOS ESFORÇOS CORTANTES

As lajes alveolares protendidas são elementos pré-fabricados que contêm vazios contínuos ao longo de seu comprimento, proporcionando uma redução de peso próprio e do custo de fabricação (CHENG E WANG, 2010). As unidades de lajes alveolares e suas diferentes partes podem ser observadas na Figura 2.1.

**Figura 2.1:** Unidades alveolares e suas diferentes partes



Fonte: adaptado Rettne e Edekling (2006).

Palmer e Schultz (2010) em seus estudos demonstraram que os vazios gerados pelos alvéolos apresentaram continuidade ao longo da laje e o concreto que preencheu o espaço não possuiu uma contribuição significativa para a resistência a flexão, justificando assim sua

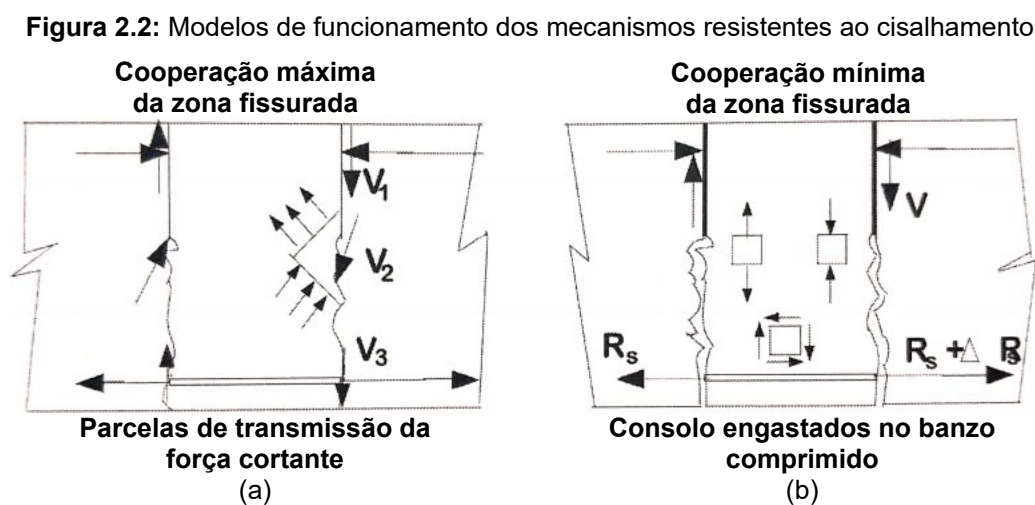
seção transversal. Além de reduzir o peso do elemento, os vazios fornecem um espaço físico para a passagem das instalações elétrica e hidráulica.

Por causa do processo produtivo, os painéis alveolares em sua grande maioria fazem somente uso de armaduras ativas, geralmente são constituídos por cordoalhas protendidas posicionadas na região inferior das nervuras, entretanto, em alguns casos há a necessidade de cordoalhas superiores, a fim de combater o efeito da protensão em vazio. (CATOIA, 2011).

A presença de armaduras transversais nas peças não é comum, portanto, deve-se levar em consideração no dimensionamento que somente a força de protensão, e a tração do concreto serão responsáveis por resistir aos esforços cisalhantes. Além do mais, é comum que o engenheiro de estruturas se depare com situações onde as lajes alveolares apresentem resistência aos esforços de flexão, entretanto, não suportem os esforços cortantes (PINHEIRO, ALMEIDA FILHO e CARVALHO, 2017).

Fusco (2008) apresenta diversos conceitos a respeito do comportamento mecânico de lajes sem a presença da armadura de cisalhamento, um deles é que a fissuração por flexão não inviabiliza a integridade da peça, entretanto, a ruptura da peça acontece praticamente no surgimento da primeira fissura ocasionada pela força cortante, chamada de fissura crítica. Cujos sentido é oblíquo e diferentemente das fissuras de flexão não apresenta direção perpendicular ao eixo da peça.

Ainda em sua publicação Fusco (2008) idealiza dois modelos diferentes de funcionamento dos mecanismos resistentes à força cortante, sendo o primeiro deles admitida a cooperação máxima da zona fissurada conforme observado na Figura 2.2a. Assim a força cortante é transmitida por meio do banzo comprimido ( $V_1$ ), engrenamento dos agregados ( $V_2$ ) e efeito de pino da armadura ( $V_3$ ).



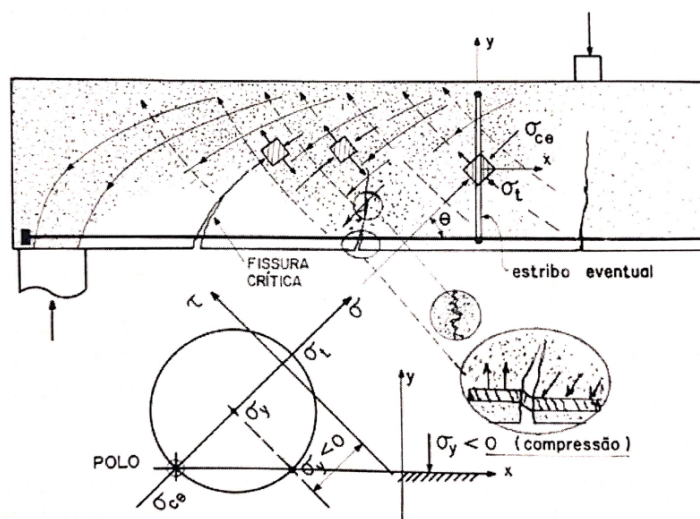
Fonte: adaptado Fusco (2008).

Como pode-se observar a parcela  $V_2$  é transmitida por meio da fissura de flexão, mediante o engrenamento existente entre os grãos do agregado graúdo e retransmitida por tensões de tração na peça. A parcela  $V_3$ , também é transmitida pela fissura de flexão, mediante a armadura inferior, comportando-se como um pino de ligação entre as faces fissuradas.

O modelo de cooperação mínima entre o concreto e a fissura, apresentado na Figura 2.2b, admite-se a transmissão integral da força cortante pelo banzo comprimido da peça, comportando-se os trechos de alma como consolos engastados, subsistindo a viga até a ruptura da peça, após a formação da fissura crítica.

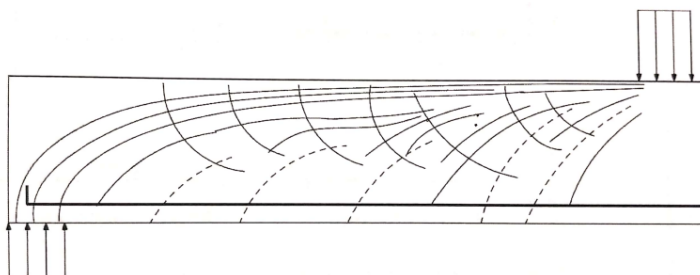
No caso do primeiro modelo, conforme observado na Figura 2.2a., considera-se que o comportamento global do funcionamento da peça seja análogo ao mecanismo de treliça, no qual as tensões diagonais de tração permitem a resistência da peça, conforme ilustrado na Figura 2.3.

**Figura 2.3 :** Resistência ao cisalhamento em peças fissuradas



Fonte: Fusco (2008).

O engrenamento dos agregados graúdos por meio de fissuras com superfícies irregulares faz com que ao longo delas exista transmissão de forças oblíquas. A maior rigidez do aço em relação ao concreto garante o comportamento de pino de ligação deste elemento, possibilitando a solidarização dos dois trechos da peça separados pelas fissuras e aumentando a região de concreto que colabora na transmissão dos esforços cortantes. Devido ao aumento da força cortante, as tensões diagonais de tração chegam à máxima, atingindo a fissura crítica e por fim o colapso da peça. É idealizado na Figura 2.4 o fluxo geral de tensões de compressão desde a sua aplicação até os apoios.

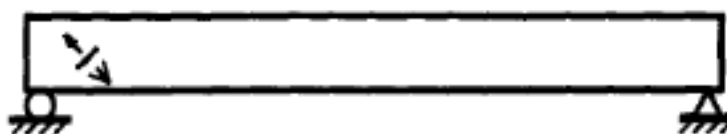
**Figura 2.4:** Fluxo de tensões

Fonte: Fusco (2008).

### 2.1.1 MECANISMOS DE RUPTURA POR CISALHAMENTO

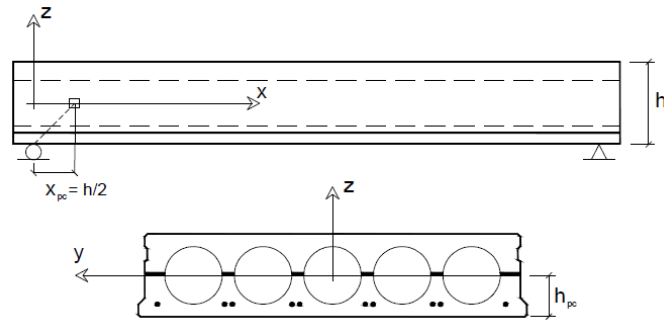
Como citado anteriormente, por causa do seu processo produtivo, as lajes alveolares protendidas em sua grande maioria não fazem uso de armadura transversal, podendo apresentar desta maneira diversos tipos de ruptura, inclusive a ocorrência de combinação dos mecanismos de falha, neste tópico será abordado os principais mecanismos de ruptura por esforço cortante.

A ruptura da nervura por tração é um dos tipos comuns de falha nas lajes alveolares. De acordo com Yang (1994) e Engstrom (2005) caso o concreto atinja altas resistências à tração na borda inferior no estágio I, poderá ocorrer uma fissura inclinada na nervura quando a tensão principal de tração igualar-se a do concreto, conforme Figura 2.5. Geralmente é formada na região onde termina a influência favorável da tensão normal vertical causada pela reação no apoio, propagando-se em ambos os sentidos, ascendente e descendente, resultando em uma ruptura brusca e imediata. (CATOIA, 2011)

**Figura 2.5:** Ruptura da nervura por tração diagonal devida ao cisalhamento

Fonte: Yang (1994).

Este tipo de falha é conhecido também como ruptura por tração diagonal, e caracterizado pela fissura que ocorre próximo ao apoio, para este modelo de cálculo são adotadas algumas hipóteses: tensões verticais nula ( $\sigma_y = 0$ ); altura do ponto crítico é no centro de gravidade ( $y_{pc}$ ); e a distância horizontal do centro do apoio ao ponto crítico ( $x_{pc}$ ) é igual a metade da altura (SANTOS, 2014; MARQUESI, 2014). É ilustrado na Figura 2.6 a posição do ponto crítico.

**Figura 2.6:** Posição do ponto crítico

Fonte: Marquesi (2014).

Conforme a Equação (2.1), a tensão principal de tração pode ser calculada segundo o círculo de Mohr e desta maneira, assumir a ruptura por tração diagonal quando a máxima tensão principal na nervura atingir a resistência à tração do concreto:

$$f_{ct} = \sigma_1 = \frac{\sigma_x}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_x}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (2.1)$$

Sendo:

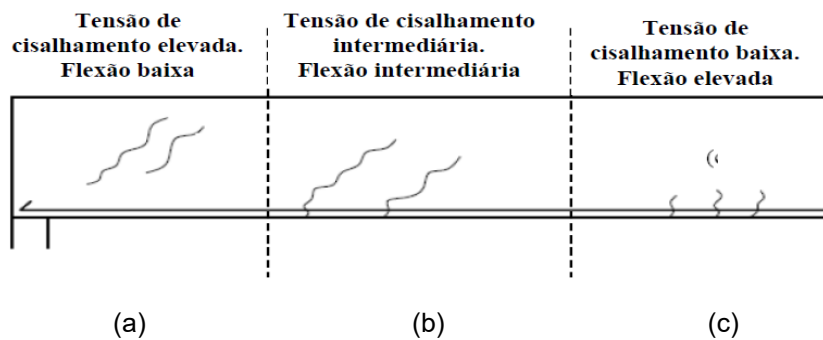
$f_{ct}$ : resistência última à tração do concreto;

$\sigma_1$ : tensão principal máxima;

$\sigma_x$ : tensão normal no eixo x;

$\tau_{xy}$ : tensão de cisalhamento entre os eixos xy.

Outro modo de ruptura é a fissuração do concreto gerada pela interação do cisalhamento e da flexão, sendo apresentado na Figura 2.7 um elemento protendido submetido a esforços de flexão e cisalhamento e os três padrões de fissurações possíveis.

**Figura 2.7:** Elemento submetido a flexão e cisalhamento

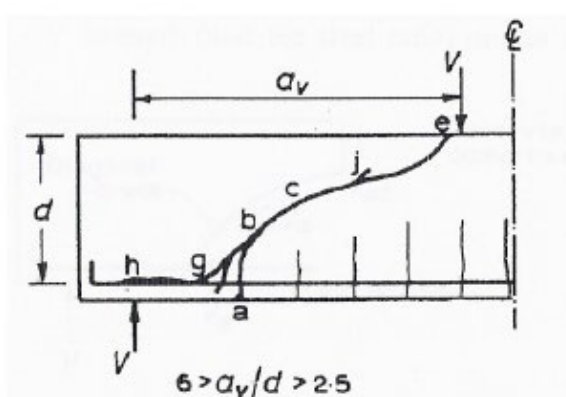
Fonte: Adaptado Rettne e Edekling (2006).



Percebeu-se na região definida na Figura 2.6a, que houve maior concentração de esforços cortantes e menores de esforços de flexão, gerando fissuras inclinadas que apareceram na nervura quando a tensão de tração principal alcançou a resistência à tração do concreto. Na região definida pela Figura 2.6c, notou-se, a partir da utilização de carregamentos distribuídos, com momentos fletores elevados, possível região central do vão, apresentando fissuras de flexão. Entretanto, na região definida na Figura 2.6b ou regiões intermediárias as fissuras de flexão puderam se propagar em fissuras inclinadas de cisalhamento (RETTNE E EDEKLING, 2006).

Kong e Evans (2001) demonstraram que se a carga aplicada estiver entre a relação  $6 > a_v/d > 2,5$  de distância, a ruptura ocorrerá por cisalhamento. Concluíram também que conforme houve o aumento da força ( $V$ ), Figura 2.8, a fissura de flexão apresentada entre os pontos “a-b”, propagou-se em direção ao ponto de carregamento, tornando-se uma fissura diagonal.

**Figura 2.8:** Situação em que  $6 > a_v/d > 2,5$



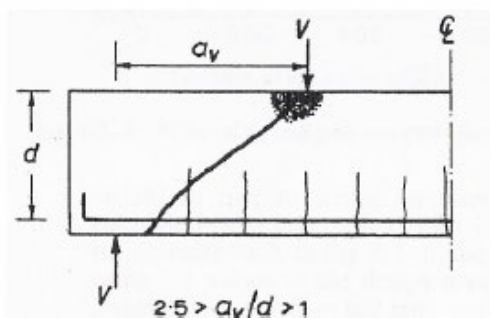
Fonte: Kong e Evans (2001).

Com o aumento da força ( $V$ ), a ruptura ocorreu de dois modos, sendo: Caso a relação  $a_v/d$  acima do limite, a fissura diagonal se estendeu até o ponto “e”, gerando uma ruptura por tração; caso inferior, a fissura tendeu a parar próximo ao ponto “j”, gerando um padrão de fissuração ao longo da armadura longitudinal. Em situações onde a força aplicada ( $V$ ), seja ainda maior, a fissura diagonal se propagaria até o ponto “h”, gerando fissuras causadas pela perda da aderência entre a armadura tracionada e o concreto.

As nervuras das lajes alveolares são responsáveis não somente pela ruptura por tração, mas também por compressão gerada pelos esforços cortantes, ocorrendo quando a tensão principal de compressão na nervura alcança a resistência à compressão do concreto. De acordo com Yang (1994) é difícil o colapso do elemento por este tipo de falha, uma vez que a nervura já estaria fissurada por tração devida aos esforços cisalhantes, antes que haja a equiparação das tensões de compressão aplicadas e do concreto.

Entretanto, Kong e Evans (2001) expuseram que para uma carga aplicada entre  $2,5 > a_v/d > 1$  de distância, e o aumento gradual desta carga gerou uma fissura diagonal na zona de compressão do concreto, até a sua ruptura por esmagamento, apresentado na Figura 2.9.

**Figura 2.9:** Situação em que  $2,5 > a_v/d > 1$



Fonte: Kong e Evans (2001).

Ainda segundo Kong e Evans (2001), quando a carga concentrada estava aplicada a uma distância  $1 < a_v/d$  do apoio, a força de compressão era transmitida diretamente, gerando uma fissura diagonal unindo os pontos de carregamento e apoio

O último caso apresentado foi a ruptura por escorregamento da cordoalha gerado pelo cisalhamento, estabelecido quando o atrito, o intertravamento das fissuras e o efeito de pino não forem suficientes para transferir os esforços cortantes, ou seja, quando as propriedades mecânicas dos materiais são inferiores as solicitadas.

### 2.1.2 EFEITO DA PROTENSÃO

A técnica da protensão é comumente utilizada em elementos pré-moldados, como as lajes alveolares, onde as cordoalhas são protendidas anteriormente à concretagem, sistema conhecido como pré-tração.

Neste caso, segundo Carvalho (2017) a transferência dos esforços ocorre por aderência aço-concreto, não havendo dispositivo de ancoragem como no caso da pós-tração. A aderência entre armadura ativa de pré-tração e concreto apresentam o mesmo comportamento ao das armaduras passivas, existindo os fenômenos de adesão, atrito e mecânica.

Conforme Pinheiro (2016) a aderência por adesão é caracterizada por uma resistência à separação dos materiais, proveniente das ligações físico-químicas na interface da armadura com a pasta de cimento. Fusco (1995) comentou que a aderência por atrito é dependente da

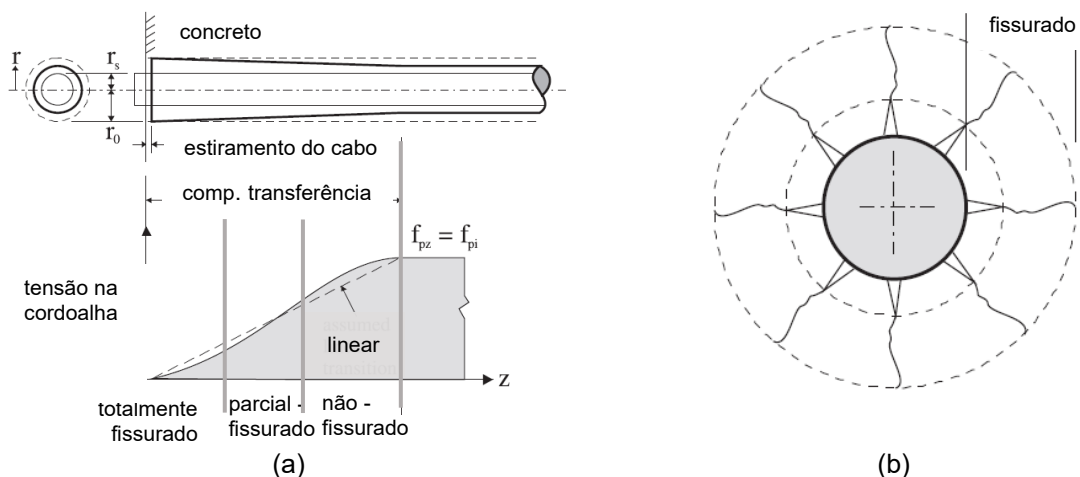
rugosidade superficial da barra de aço e pelo coeficiente de atrito existente na interface aço-concreto. Barboza (2018) associou a aderência mecânica à presença de saliências superficiais na barra, funcionando como peças de apoio, ou seja, irregularidades da superfície da barra de aço. Para Almeida Filho (2006) a aderência mecânica é a grande responsável pela ancoragem da armadura, promovendo resistência depois de atingir a tensão máxima de aderência.

Além destes mecanismos de transferência, outro efeito conhecido é o chamado “efeito Hoyer”, conforme Briere *et al.* (2013) o efeito Hoyer ou efeito da ancoragem, consiste basicamente no estiramento da cordoalha, propiciando a diminuição em seu diâmetro, gerada pelo efeito de Poisson. À medida que a tensão é aliviada, a cordoalha tende a retornar ao seu diâmetro original, onde não há confinamento pelo concreto também se mantém o diâmetro original, no caso das extremidades.

Em contrapartida, onde houver tensões de estiramento, a cordoalha tenderá a manter o diâmetro obtido devido à tensão aplicada. Portanto, a força de protensão varia não linearmente ao longo do comprimento de transferência ( $l_t$ ), gerando forças radiais ao longo da interface aço-concreto, aumentando o coeficiente de atrito e propiciando maior rigidez na ligação. É representado na Figura 2.10a a aplicação do efeito de Hoyer.

Ainda segundo Briere *et al.* (2013) devido as tensões radiais compressivas que surgem no concreto por causa da força de protensão, tensões circunferenciais perpendiculares a de tração também surgiram. Portanto, à medida que houve aumento gradual da força aplicada, fissuras ao redor das cordoalhas apareceram, conforme apresentado na Figura 2.10b.

**Figura 2.10:** Efeito Hoyer



Fonte: Adaptado Briere *et al.* (2013).

Para Catoia (2011) o comprimento de transferência ( $l_t$ ) é a região necessária para o desenvolvimento de toda a força de protensão desenvolvendo-se como uma curva parabólica, entretanto, assume-se o comportamento linear e a não consideração do efeito Hoyer, afim de aumentar os coeficientes de segurança no dimensionamento de peças protendidas.

Algumas recomendações técnicas fazem a consideração de valores inferiores, médio e superior para o cálculo do comprimento de transferência ( $l_t$ ). De acordo com o Eurocode 2 (CEN, 2004) o valor deve ser considerado como o mais desfavorável entre os valores expressos pelas Equações (2.2) e (2.3):

$$l_{pt1} = 0,8. l_{pt} \quad (2.2)$$

$$l_{pt1} = 1,2. l_{pt} \quad (2.3)$$

E o valor do comprimento de transferência ( $l_t$ ) é obtido pela Equação (2.4):

$$l_{pt} = \alpha_1. \alpha_2. \phi. \frac{\sigma_{prn0}}{f_{bpt}} \quad (2.4)$$

Sendo:

$\alpha_1$  : 1,0 (liberação gradual da protensão), 1,25 (liberação repentina da protensão);

$\alpha_2$  : 0,19 (barras de 3 a 7 fios);

$\phi$  : diâmetro nominal da cordoalha;

$\sigma_{prn0}$  : tensão na barra logo após a liberação da protensão;

$f_{bpt}$  : tensão de aderência.

Entretanto, para o ACI 318:2019 (ACI, 2019) o comprimento de transferência pode ser dado por  $50. \phi$  (diâmetro da cordoalha) para a avaliação do desenvolvimento da protensão. Em contrapartida, o ASSAP (2002) apresenta as Equações (2.5) e (2.6) para obtenção do valor do comprimento de transferência ( $l_t$ ).

$$l_{bp} = 70. \phi \quad (2.5)$$

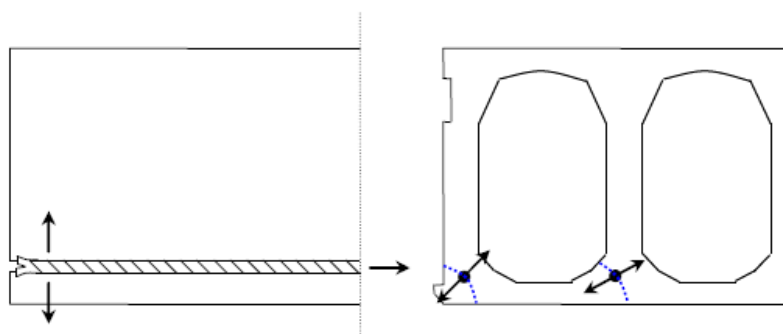
$$l_{bpd} = 1,2. l_{bp} \quad (2.6)$$

Ainda, segundo o ASSAP (2002) a transferência dos esforços da protensão para o concreto era muito influenciada pela ausência ou presença de fissuras na região de transferência, portanto, deve-se evitar a fissuração e verificar as tensões nesta região, alguns tipos de fissuras conhecidas como “*bursting*”, “*splitting*” e “*spalling*” são corriqueiras por causa das elevadas tensões de tração.

A tensão de tração que é gerada pelo escorregamento das cordoalhas na extremidade da laje é chamada de “*bursting*”, devido ao corte da armadura pode-se formar uma cunha, em

conjunto com a retração do concreto resultando na formação de tensões de tração perpendiculares à armadura (CATOIA, 2011). Cordoalhas mal posicionadas em seções de concreto estreitas, são causadores deste efeito, por consequência o prolongamento da região de ancoragem é inevitável, conforme indicado na Figura 2.11.

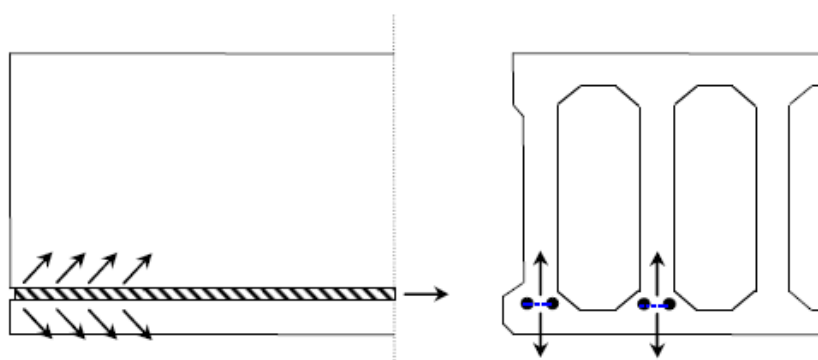
**Figura 2.11:** Pequenas fissuras devido ao efeito “bursting”



Fonte: ASSAP (2002).

Denomina-se “*splitting*” as tensões causadas pelo desenvolvimento da protensão na região de ancoragem, ou seja, pela transferência progressiva da força de protensão ao concreto. Uma vez que as forças possuem tendência de inclinação, são geradas tensões de trações no concreto, se maiores que as resistentes, fissuras horizontais típicas podem aparecer, conforme a Figura 2.12. Como no caso anterior este tipo de fissura possui sua profundidade limitada e ocasionam o prolongamento da região de ancoragem além de favorecer o escorregamento das barras, evita-se com a utilização do cobrimento adequado (ASSAP, 2002)

**Figura 2.12:** Pequenas fissuras devido ao efeito “splitting”

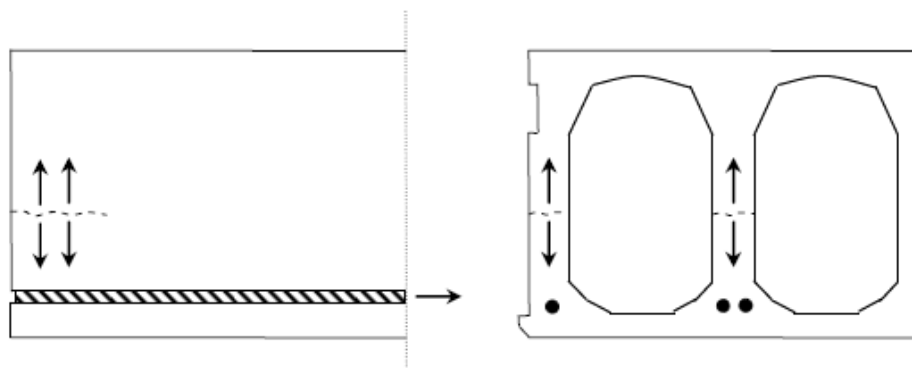


Fonte: ASSAP (2002).

Fissuras que ocorrem acima do eixo das cordoalhas, são ocasionadas pelo efeito “*spalling*”, devido ao fato das nervuras possuírem larguras mínimas e a combinação das

tensões de flexão e compressão separar a borda superior da peça. É comum este tipo de fissura se estender ao longo do comprimento da peça, a Figura 2.13 indica o padrão de fissuração.

**Figura 2.13:** Fissuras devido ao efeito “*spalling*”



Fonte: ASSAP (2002).

### **2.1.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE O COMPORTAMENTO DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

Até aqui foi apresentado uma breve revisão bibliográfica a respeito do comportamento aos esforços cortantes em lajes sem armadura de cisalhamento, e notou-se que os mecanismos resistentes à força cortante são três: banzo comprimido, engrenamento dos agregados e o efeito de pino da armadura. Cada um destes apresentou dois comportamentos diferentes quando em zonas de cooperação máxima ou mínima, sendo favorável a utilização em zona máxima, comportando-se globalmente similar a analogia da treliça clássica.

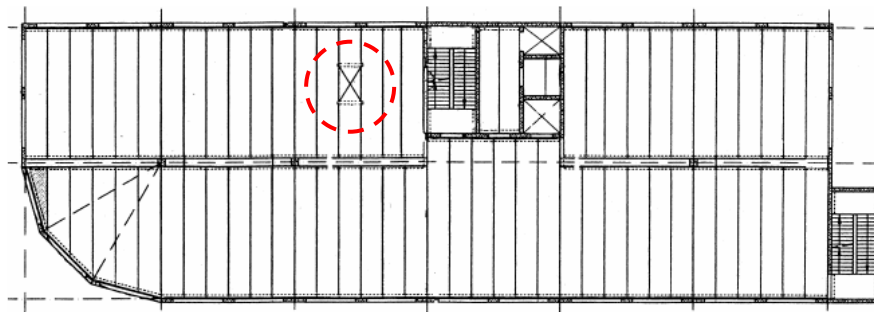
Em contrapartida, os mecanismos de ruptura e falha do sistema de lajes alveolares podem ser por ruptura da nervura por tração, fissuração do concreto gerada pela combinação dos esforços de cisalhamento e flexão, e ruptura na biela de compressão devido ao alto carregamento aplicado na peça, sendo o mais incomum destes o último caso.

Foi visto também outro fator que influência na fissuração das unidades alveolares, imposto no processo de fabricação, a protensão, pode gerar fissuras ao longo do comprimento de transferência uma vez que a tensão aplicada nos cabos apresente altos valores.

## 2.2 ABERTURAS EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS PRÉ-FABRICADAS

Por causa do amplo emprego das lajes alveolares, é muito comum que surja a necessidade de adequar e compatibilizar a estrutura com a arquitetura e instalações, conforme mostrado na Figura 2.14.

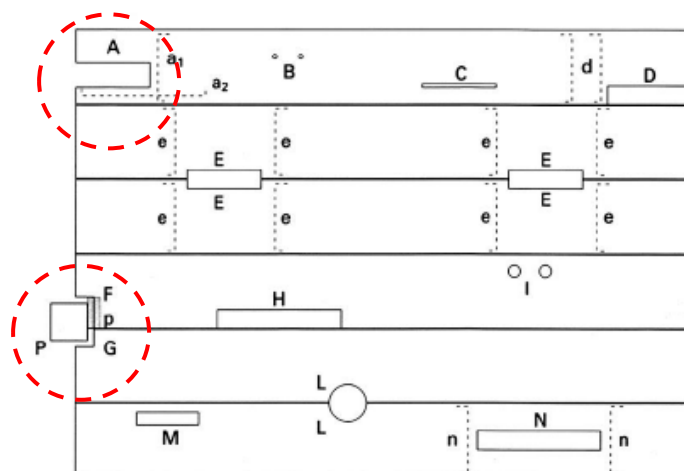
**Figura 2.14:** Cortes oblíquos e aberturas em lajes alveolares.



Fonte: adaptado Acker (2002).

Bernardi, Cerioni e Michelini (2008) demonstraram que a presença de aberturas próximas as extremidades dos painéis alveolares não causaram problemas estruturais significativos, desde que mantidos os limites das aberturas conforme as prescrições normativas não excedendo a 600 mm. A Figura 2.15 mostra os casos mais comuns de ocorrência de aberturas nas unidades alveolares e, em destaque, os tipos abordados neste trabalho.

**Figura 2.15:** Aberturas com necessidade de reforço



Fonte: Adaptado Bernardi *et al.* (2008).

Entretanto, Pachalla e Prakash (2017a) demonstraram que mesmo para aberturas cujas dimensões estejam dentro dos limites normativos, a presença da abertura reduziu significativamente a resistência final da peça. Causando concentração de esforços próximos as regiões das aberturas, além de modificar o modo de ruptura do elemento.

Com base no estudo bibliométrico apresentado no item 1.2.1 foi possível observar a escassez de estudos que correlacionem aberturas em lajes alveolares, portanto, algumas pesquisas mais significativas serão apresentadas adiante. Em ordem cronológica, mostra-se na Tabela 2.1 os principais estudos e seus objetivos para a compreensão do comportamento mecânico de lajes alveolares com aberturas.

**Tabela 2.1:** Cortes e aberturas em LAP

<b>ANO</b>	<b>AUTORES</b>	<b>OBJETIVO</b>	<b>CONCLUSÕES</b>
1998	Monning, F.	Elaborar métodos para o cálculo da consideração das aberturas em lajes alveolares	Aberturas com dimensões maiores que a espessura da laje necessitaram de análise adicional.
2005	Hoogenboom, P.C.J.	Propor uma formulação para consideração das aberturas em lajes alveolares por meio do método de elementos finitos	Não foi necessário o uso de pilares e vigas adicionais em painéis com aberturas.
2008	Bernardi, P.; Cerioni, R.; Michelini, E	Avaliar a influência de pequenas aberturas em lajes, pertencentes a um pano de laje, no comportamento das lajes adjacentes	Aberturas centrais apresentaram maior influência na deformabilidade global dos painéis adjacentes.
2012	Bernandi <i>et al.</i>	Avaliar a influência de grandes aberturas em lajes, pertencentes a um pano de laje, no comportamento das lajes adjacentes	Aberturas centrais influenciaram na deformabilidade e a utilização do capeamento apresentou melhor desempenho.
2016	Hodge <i>et al.</i>	Estudar o comportamento dos suportes/apoios metálicos para aberturas em lajes alveolares	Os suportes/apoios metálicos suportou as cargas aplicadas e garantiu a transferência dos esforços entre painéis.
2017	Pachalla, S. K. S; Prakash, S.S.	Avaliar qual o efeito das aberturas em painéis alveolares	As aberturas reduziram a rigidez do elemento e influenciou no modo de falha e na resistência final.
2017	Pachalla, S. K. S; Prakash, S.S.	Analisar o ganho de resistência em painéis alveolares com aberturas com o uso de CFRP	As aberturas reduziram em 40% a resistência final da peça e com o uso de CFRP foi possível restabelecer a resistência final.
2017	Pachalla, S. K. S; Prakash, S.S.	Analisar o ganho da resistência dos painéis alveolares com aberturas com o uso de GFRP	As aberturas reduziram em 40% a resistência final da peça e com o uso de CFRP foi possível restabelecer em 87% a capacidade portante dos painéis.
2017	Pinheiro, G. L.	Efetuar um estudo teórico e experimental sobre a influência de aberturas e cortes oblíquos na resistência ao esforço cortante de lajes alveolares protendidas pré-fabricadas.	A capacidade de resistência ao esforço cortante foi mais acentuada conforme aumentou a área extraída e diminuiu o ângulo entre a região cortada e a cordoalha.

Fonte: o Autor (2020).



Monning (1998) alertou que todos os sistemas de piso com lajes alveolares deveriam permitir disposição para aberturas, e afirmou que aberturas cuja dimensão máxima não exceda a espessura da laje, não necessita de análise adicional. No entanto, com relação às aberturas maiores, estas exigem análises adicionais e apresentou alguns métodos para a realização destas análises.

Posteriormente, Hoogenboom (2005) por meio de uma análise numérica em elementos finitos estudou o comportamento das lajes alveolares com a presença de grandes aberturas e propôs uma formulação para que fosse realizada a consideração das aberturas quando houver a necessidade. Este estudo mostrou também que por meio da análise numérica foi possível a realização de um dimensionamento mais preciso dos painéis alveolares para situações de projetos e que não houve a necessidade de pilares e vigas adicionais devido as aberturas.

Foi apresentado tal qual a influência das pequenas aberturas nos painéis adjacentes por meio de modelagem em elementos finitos, quando submetido aos esforços de flexão e à força cortante por Bernardi, Cerioni e Michelini (2008). Além de realizar a variação da posição das aberturas e diâmetros, constatou que aberturas de extremidade tiveram pouca ou nenhuma influência em painéis adjacentes, entretanto, aberturas de meio tiveram maior influência na deformabilidade global dos painéis além de afetar o modo de ruptura dos elementos.

Em continuidade aos estudos realizados em 2008 Bernardi *et al.* (2012), apresentou qual era a influência das grandes aberturas nos painéis adjacentes, além de realizar a variação do capeamento estrutural nos modelos. Por meio da análise numérica, foi possível comprovar o que já havia ocorrido anteriormente, que as aberturas centrais influenciaram de maneira significativa na deformabilidade dos painéis adjacentes e que o capeamento estrutural apresentou melhor desempenho conforme maior a sua espessura.

Hodge *et al.* (2016) estudou o comportamento e a transferência dos esforços aplicados nos suportes ou apoios metálicos utilizados para transferência de cargas entre painéis com aberturas. Por meio da modelagem destes sistemas em elementos finitos foi possível encontrar a carga real aplicada nos suportes e qual o grau de transferência desses elementos com os painéis alveolares.

Em seu primeiro estudo Pachalla e Prakash (2017a), avaliaram qual o efeito das aberturas centrais por meio de uma análise experimental e numérica. Inicialmente, seis painéis foram testados em laboratórios a fim de compreender o comportamento mecânico do elemento. Observou que as aberturas reduziram a rigidez e provocaram o surgimento de fissuras, além da perda total da capacidade portante do painel, influenciando diretamente nos

modos de falha e ruptura dos sistemas. Em sequência realizou-se um estudo numérico com os modelos parametrizados conforme o ensaio de laboratório e apresentaram resultados similares aos encontrados em laboratório. O autor ainda propôs um estudo paramétrico em cima dos modelos para que futuramente possa ser realizado uma equação de projeto que leve em consideração os parâmetros de maior sensibilidade em aberturas em lajes alveolares.

No segundo estudo, Pachalla e Prakash (2017b) apresentaram uma pesquisa de cunho experimental, cujo objetivo foi analisar o ganho de resistência em painéis alveolares com aberturas com o uso de CFRP, compósito de fibra de carbono, material de reforço. Dez painéis foram moldados com diferentes aberturas e aplicou-se o uso da fibra de carbono para reforço próximo à região das aberturas. Notou-se que a presença das aberturas diminuiu em mais de quarenta por cento a capacidade portante dos painéis, e com a utilização do reforço com fibra de carbono, CFRP, aplicando-se a técnica de colagem NSM. Foi possível restabelecer a capacidade portante dos painéis, sendo mais eficaz em amostras onde os esforços de cisalhamento foram predominantes.

Por fim, em seu terceiro trabalho, Pachalla e Prakash (2017c) realizaram também uma pesquisa de cunho experimental, sendo o objetivo analisar o ganho da resistência dos painéis alveolares com aberturas com o uso de GFRP, material compósito de fibra de vidro utilizado no reforço dos elementos. Dez painéis foram moldados com diferentes dimensões de aberturas e observou que as aberturas foram responsáveis pela diminuição de mais de quarenta por cento da perda da capacidade portante dos painéis. Quando aplicado o reforço com fibra de vidro, GFRP, foi possível a restauração da carga de ruptura em oitenta e sete por cento, sendo uma alternativa para técnicas de reforço de lajes alveolares.

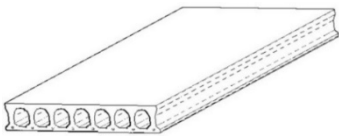
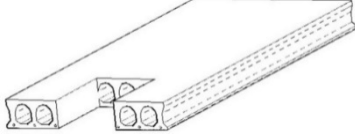
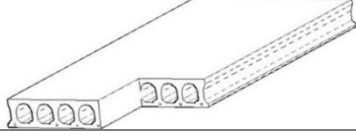
O primeiro trabalho na literatura nacional estudando o comportamento das aberturas em painéis alveolares foi realizado por Pinheiro (2017) no laboratório NETPre na Universidade Federal de São Carlos, cujo objetivo foi analisar a influência das aberturas e cortes oblíquos em lajes alveolares pré-fabricadas protendidas submetidas aos esforços cortantes, por meio de um programa experimental. O autor produziu cerca de 11 lajes pelo processo de formas deslizantes, variando a localização e dimensões das aberturas e ângulos dos cortes, conforme apresentado na Tabela 2.2.

Os modelos foram fabricados seguindo a seção transversal apresentada na Figura 3.2, as cordoalhas de protensão foram do tipo CP 190 RB, 9,5 mm de 7 fios com uma área de aço média de 55,56 mm<sup>2</sup>, e aplicada uma força de protensão média de 10,4tf por cordoalha sendo modificada a força total de cada peça conforme o número de cordoalhas. Para o concreto utilizou-se uma resistência à compressão ( $f_{ck}$ ) igual à 39,09 MPa, e uma resistência à tração ( $f_{ctk}$ ) igual à 2,94 MPa.

Notou-se que os modelos foram ensaiados em um pórtico com ponte rolante com capacidade de 50 kN e atuador de carga hidráulico com capacidade de 500 kN gerando esforço cortante nos painéis, como é apresentado o esquema proposto na Figura 2.16.

Após a realização dos ensaios, o autor notou que houve perda de capacidade resistente para lajes com aberturas laterais chegando à grandeza de 47,60% quando comparadas a laje de referência. Entretanto, as lajes com aberturas centrais apresentaram perdas de até 33,70% em relação ao modelo de referência.

**Tabela 2.2:** Cortes e aberturas em LAP

<b>Tipo de laje</b>	<b>Esquema da LAP</b>
<b>Laje 1: 90° Referência</b>	
<b>Lajes 2 e 3: Abertura central</b>	
<b>Lajes 4 e 5: Abertura lateral</b>	

Fonte: adaptado Pinheiro (2017).

Já os modelos com cortes oblíquos apresentaram decréscimo de capacidade resistente na ordem de 30,40%, 30,70% e 43,17% para cortes com ângulos de 60°, 45° e 30° respectivamente, se comparados ao modelo de referência. Logo, o autor concluiu que o decréscimo de capacidade de resistência ao esforço cortante tende a ser mais acentuado conforme se aumenta a área extraída, ou ao se diminuir o ângulo entre a região cortada e a cordoalha.

**Figura 2.16:** Pórtico de ensaios NETPre-UFSCar



Fonte: Pinheiro (2017).

Desde os estudos iniciais as aberturas em lajes alveolares apresentam um dos pontos de maior atenção neste sistema. Aberturas maiores que a espessura da laje devem ser consideradas no dimensionamento, aberturas centrais são as mais prejudiciais apresentando alta deformabilidade dos painéis, medidas como a utilização dos suportes metálicos e o capeamento estrutural podem contornar esta situação.

Entretanto, os estudos realizados apenas averiguaram o comportamento do painel quando submetido aos ensaios de flexão, para o ensaio à força cortante, somente o estudo de Pinheiro (2017) apresentou a conclusão de que quanto maior a área extraída, maior a perda de capacidade resistente do painel.

### **2.2.1 RECOMENDAÇÕES TÉCNICAS**

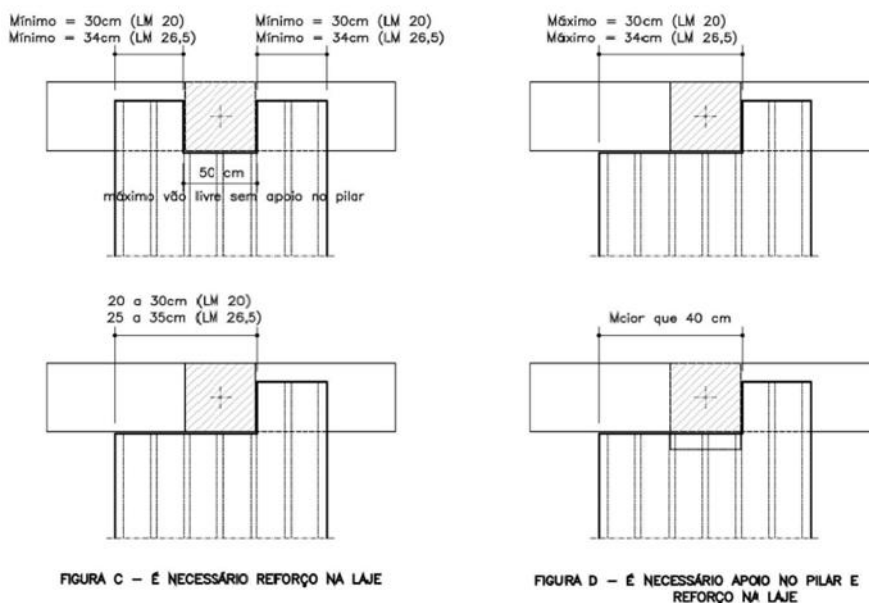
A seguir serão apresentadas algumas recomendações técnicas de diversos manuais e normas relativas a aberturas em lajes alveolares. A fim de maior abrangência nas recomendações, foram utilizadas a norma e um manual técnico brasileiro, além dos manuais técnicos padronizados na Europa, Itália e Estados Unidos.

No Brasil, a NBR 6118:2014 (ABNT,2014) estabelece alguns parâmetros de abertura para lajes maciças, entretanto, é a NBR 9062:2017 (ABNT, 2017) responsável pelo projeto e execução de estruturas pré-moldadas que especifica tolerâncias de fabricação e orienta a utilização da NBR 14861:2011 (ABNT, 2011) para a execução de aberturas em lajes alveolares.

Entretanto, a abrangência da norma é relativa a processos de fabricação e demais informações técnicas, e por isso, há a necessidade de recorrer a manuais que especificam dimensões limites de aberturas e quais situações necessitam de reforço. Um desses manuais é o da MUNTE, feito por Melo (2007) baseado nos procedimentos da própria empresa, tornando-se referência no país na época em que ocorria o maior crescimento de estruturas pré-fabricadas.

Melo (2007) especificou que para cortes nas extremidades em lajes com altura de 200 mm pode-se apresentar largura de até 200 mm. Para elementos com 265 mm de altura, a largura da abertura é de até 250 mm. Quando as aberturas forem maiores que nos casos acima, deve-se utilizar armadura de reforço, conforme indicado na Figura 2.17.

**Figura 2.17:** Aberturas com necessidade de reforço



Fonte: MUNTE (2007).

Ainda segundo Pinheiro (2017) quando a laje conter abertura na extremidade para encaixe com o pilar, caso a abertura exceda 410 mm, seu apoio na viga ficará comprometido. Neste caso, deve existir um consolo para o apoio da laje também no pilar, mantendo uma largura mínima de apoio da laje, é apresentada as dimensões máximas de aberturas junto a pilares na Tabela 2.3.

**Tabela 2.3:** Dimensões máximas de aberturas

	LM 20	LM 26,5
<b>Máximo recorte sem qualquer reforço</b>	$l \leq 20 \text{ cm}$	$l \leq 25 \text{ cm}$
<b>Recorte com reforço na laje</b>	$20 < l \leq 30 \text{ cm}$	$25 < l \leq 34 \text{ cm}$
<b>Recorte com reforço na laje e apoio no pilar</b>	$l > 41 \text{ cm}$	$l > 41 \text{ cm}$
<b>Mínima faixa lateral junto ao pilar</b>	$x \geq 30 \text{ cm}$	$x \geq 35 \text{ cm}$

Fonte: Adaptado MUNTE (2007).

O manual FIB:1998 (FIP, 1998), federação europeia fundada em 1952, faz observações a respeito da dimensão de aberturas pequenas nas extremidades que devem ser executados durante o processo de fabricação com o concreto no estado fresco e, mostram-se as dimensões recomendadas na Tabela 2.4. Caso a abertura ultrapasse estes valores, recomenda-se a utilização de apoio metálico na região de maior dimensão transmitindo os esforços para os painéis adjacentes.

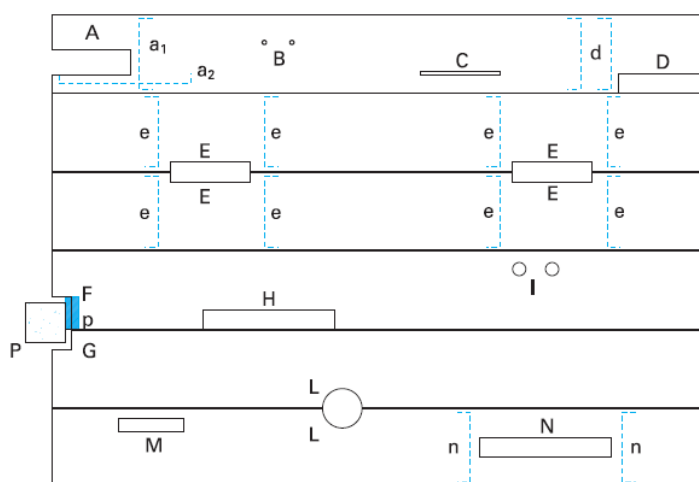
**Tabela 2.4:** Dimensões máximas de aberturas FIP  
Dimensão do furo: comprimento *versus* largura

Local da abertura/furo	largura	
	Altura da laje [mm] 180 - 300	Altura da laje [mm] 400
Quina	600/400	600/300
Frontal	600/400	600/200

Fonte: Adaptado FIB/FIP (1998).

As recomendações contidas no manual ASSAP:2002 (ASSAP, 2002), associação italiana fundada em 1982, trata de pequenas e grandes aberturas - sendo que para as pequenas aberturas de extremidades das lajes - estas não devem exceder a 400 mm em ambas as direções. Entretanto, caso ocorra é apresentado na Figura 2.18 os limites especificados e caso haja necessidade de armaduras transversais.

**Figura 2.18:** Aberturas com necessidade de reforço



Fonte: ASSAP (2007).

Algumas precauções devem ser tomadas conforme indicadas na Figura 2.18:

Corte A: pode ter aberturas de até 40 cm de extensão, e deve estar a uma distância de no mínimo 30 cm da lateral da laje. Quando seu comprimento for maior que 50 cm, há a necessidade de reforço com armadura transversal em (a1) e longitudinal (a2). É necessário ainda realizar a verificação ao esforço cortante

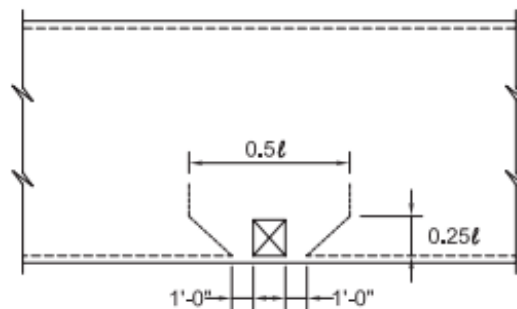
Corte D: não deve ser maior, em largura, do que 40 cm, necessidade de reforço com armadura transversal em (d). A verificação ao esforço cortante é indispensável.

Corte F – é destinado ao encaixe de pilar pré-fabricado (P). Os cortes grandes (F) devem apoiar em suportes metálicos fixados no pilar.

Corte G – quando a abertura for menor que 40x40 cm, não há verificações, com exceção da verificação ao esforço cortante.

O PCI:2015 (PCI, 2015), instituto do concreto pré-fabricado, localizado nos Estados Unidos, recomenda-se que a execução de aberturas em lajes seja feita em fábrica e que furos de até 25,4 mm sejam executados em obra. Para aberturas localizadas na extremidade, deve-se seguir as recomendações mostradas na Figura 2.19.

**Figura 2.19:** Detalhe de abertura de extremidade



Fonte: PCI (2015).

### 2.2.2 MODELO DE CÁLCULO SEGUNDO A NBR 14861:2011

A NBR 14861:2011 (ABNT, 2011), demonstra dois modos de verificação da resistência à força cortante para lajes alveolares protendidas, sendo realizada na seção transversal mais crítica da peça, e satisfeita as condições expressas nas Equações (2.7) e (2.8) para lajes alveolares sem capa e sem preenchimento de alvéolos.

$$V_{Sd} \leq V_{Rd1} \quad (2.7)$$

$$V_{Sd} \leq V_{Rd2} \quad (2.8)$$

Sendo:

$V_{Sd}$  : força cortante solicitante na seção;

$V_{Rd1}$  : força cortante resistente de cálculo na seção;

$V_{Rd2}$  : força cortante resistente de cálculo na seção, das diagonais comprimidas.

Os valores para as seguintes resistências são obtidos mediante as Equações (2.9), (2.10), (2.11) e (2.12), para a força cortante resistente de cálculo na seção e a força cortante resistente de cálculo das diagonais comprimidas, respectivamente.

$$V_{Rd2} = 1/2 \cdot v \cdot f_{cd} \cdot 0,9 \cdot d \cdot \sum b_{w,1} \quad (2.9)$$

$$V_{Rd1} = V_{c,1} + V_{p,1} \quad (2.10)$$

$$V_{c,1} = 0,25 \cdot f_{ctd} \cdot k \cdot (1,2 + 40 \cdot \rho_1) \cdot \sum b_{w,1} \cdot d \quad (2.11)$$

$$V_{p,1} = 0,15 \cdot \sigma_{cp,1} \cdot \sum b_{w,1} \cdot d \quad (2.12)$$

Sendo:

$f_{cd}$  : resistência de cálculo à compressão do concreto usada no projeto;

$d$  : altura útil da seção transversal da laje alveolar;

$\sum b_{w,1}$  : somatório da largura das nervuras da laje alveolar;

$v$  :  $0,7 - f_{ck} / 200 \geq 0,5$ , com  $f_{ck}$  em megapascal [MPa];

$f_{ctd}$  : resistência à tração do concreto usada no projeto;

$\rho_1$  : taxa de armadura;

$\sigma_{cp,1}$  : tensão de compressão do concreto devido à força de protensão;

$k$  :  $1,6 - d \geq 1$ , com  $d$  em metros [m].

Quando necessário, a resistência ao esforço cortante nas lajes alveolares pode ser aumentada com a especificação de capa estrutural e/ou preenchimento de alvéolos. Conforme Pinheiro (2017) a norma técnica brasileira, não apresenta procedimentos de cálculo para lajes alveolares protendidas com aberturas, e por isso, o autor propôs uma adaptação para o cálculo, utilizando o somatório da largura das nervuras na seção crítica ( $\sum b_{w,1}$ ), igual ao número reduzido de nervuras.

Neste trabalho não foi abordado a utilização do capeamento estrutural e do preenchimento de alvéolos, além da utilização da adaptação proposta por Pinheiro (2017) para o cálculo da força cortante em lajes alveolares com aberturas.

### **2.2.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE ABERTURAS EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

Foi apresentado o estado da arte para lajes alveolares protendidas pré-fabricadas com aberturas, e notou-se que comumente há a necessidade da realização destes recortes. Os estudos mostraram que as aberturas são responsáveis pela perda de capacidade resistente, além de gerar concentrações de tensão e modificar o modo de falha do elemento.

Embora a literatura e manuais técnicos abordarem alguns fatores de dimensionamento e execução, ainda sim carece de estudos sobre o comportamento mecânico do painel com abertura. Contudo, observa-se algumas prescrições comuns, como: aberturas



retangulares frontais ou de extremidade com largura de até 40 cm, em painéis com até 30 cm, pode ser executado sem necessidade de reforço; aberturas acima de 40 cm recomenda-se apoios metálicos; as aberturas devem ser realizadas com o concreto no estado fresco.

A NBR 14861:2011 (ABNT, 2011) carece de formulações que leve ao dimensionamento de painéis alveolares com aberturas, além de informações referentes a execução destas aberturas.

## **2.3 MODELAGEM NUMÉRICA DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

Este item consiste na abordagem de conceitos relacionados à modelagem numérica para elementos de painéis alveolares. Serão apresentadas as estratégias e técnicas de modelagem para a aplicação da protensão, e apontados estudos de análise numérica já realizadas sobre lajes alveolares que possuíram maior influência sobre a metodologia proposta neste trabalho.

### **2.3.1 TÉCNICAS DE MODELAGEM**

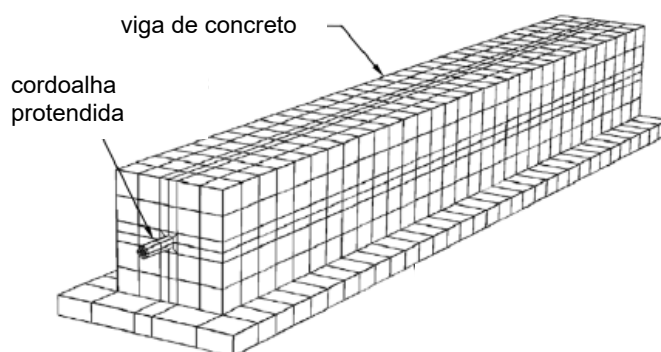
As lajes alveolares por serem um elemento pré-moldado e protendido, apresentam algumas peculiaridades durante a sua modelagem, dentre elas está a aplicação da protensão, a literatura apresenta algumas técnicas utilizadas, brevemente serão explicadas e por fim apresentada a técnica mais utilizada atualmente.

Ren *et al.* (2014) em seu trabalho, onde estudaram o comportamento de painéis de concreto para lajes de pontes aplicou a protensão mediante o efeito da temperatura, portanto, utilizou-se um coeficiente linear de expansão térmica para que gerasse tensões ao longo do modelo, em um elemento linear, representando as armaduras ativas. Sendo esta técnica muito utilizada em softwares comerciais de análise de elementos finitos.

Outra técnica é a da extrusão, "*extrusion technique*". Yapar, Basu, e Nordendale. (2015) em seu estudo de vigas protendidas pré-moldadas apresentaram está técnica como sendo a única capaz de simular o comportamento real do efeito da protensão no concreto. Basicamente, consiste em realizar a extrusão do diâmetro da cordoalha no sólido do concreto e criar uma parte do modelo no lugar do espaço extrudado. Por meio de formulações de contato será realizado a transferência de forças entre os elementos em um "*step*" isolado, cujo intuito é simular o processo real de fabricação da peça.

Entretanto, Arab, Badie e Manzari (2011) demonstraram em seu estudo um comparativo entre a técnica da extrusão, “*extrusion technique*” e a técnica do embutimento, “*embedment technique*”. A “*extrusion technique*” é mostrado na Figura 2.20, e a “*embedment technique*” na Figura 2.21.

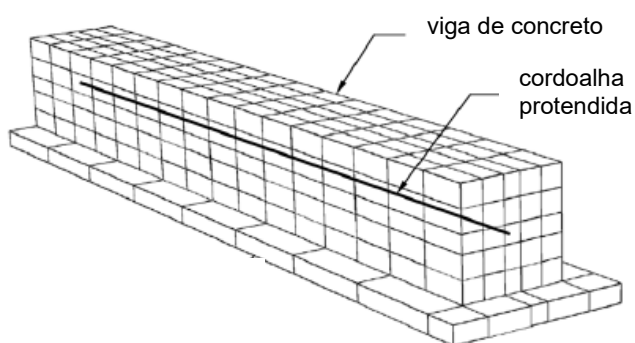
**Figura 2.20:** Técnicas de protensão de extrusão



Fonte: adaptado Arab, Badie e Manzari (2011).

De maneira geral, a diferença entre as duas era na utilização do elemento e no contato da interface, para a técnica da extrusão, utilizou-se um elemento sólido para a modelagem da cordoalha e interações de contato para a interface, aonde assumiu-se coeficientes de atrito e de forças tangenciais que seriam transferidas para o concreto. Em contrapartida, a técnica de embutimento era realizada com um elemento tipo treliça e assumido uma interação perfeita entre o elemento do concreto e o da cordoalha.

**Figura 2.21:** Técnica de protensão embutimento



Fonte: adaptado Arab, Badie e Manzari (2011).

Em ambas as técnicas o sistema de montagem era o mesmo, inicialmente aplicou-se a tensão, em seguida permitiu-se a transferência das tensões da protensão para o elemento do concreto em uma etapa isolada da análise.

Arab, Badie e Manzari (2011) concluíram que, ambas as técnicas apresentaram os mesmos resultados, entretanto durante o comprimento teórico de transferência da protensão, a técnica da extrusão apresentou resultados não lineares, enquanto a técnica do embutimento fez a consideração linear. Além do mais, o custo computacional para a realização da técnica da extrusão era relativamente muito mais alto se comparado ao da outra técnica.

Por este motivo e pela literatura não apresentar valores reais dos coeficientes e parâmetros do contato entre a interface concreto-cordoalha, atualmente prefere-se a utilização da técnica do embutimento, como pode ser visto nos trabalhos publicados por Mercan, Schultz e Stolarski (2010), Dhara (2015), Murray *et al.* (2018), Nguyen, Tan e Kanda (2019) e, entre outros trabalhos que apresentaram a modelagem numérica de elementos pré-moldados protendidos, com a utilização do efeito da protensão em elementos do tipo treliça.

### **2.3.2 TRABALHOS NUMÉRICOS REALIZADOS EM LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

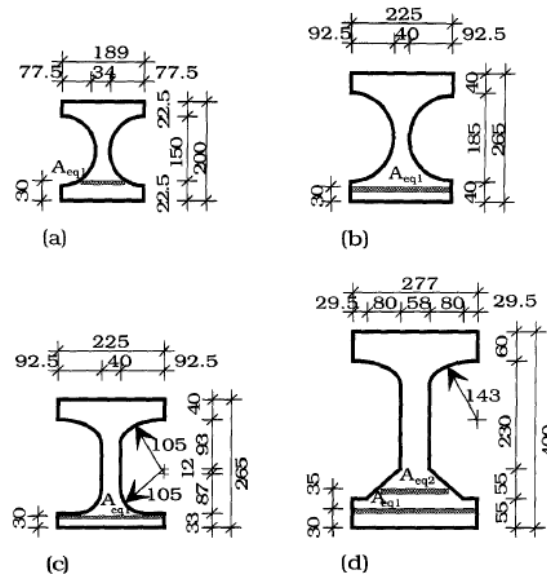
Alguns estudos apresentaram fatores que devem ser levados em consideração durante a modelagem numérica por meio de elementos finitos dos painéis alveolares, dentre tais, vale destacar aqueles que mais causaram impacto nas propriedades definidas na metodologia proposta para a simulação do ensaio à força cortante.

Um dos pioneiros no estudo de força cortante em lajes alveolares Yang (1994), apresentou um procedimento analítico para determinar a capacidade resistente à força cortante em lajes alveolares protendidas e comparou os resultados com modelagens numéricas usando o software ABAQUS®, versão de 1989. O autor propôs que para encontrar o ponto crítico, ou seja, aquele ponto onde a tensão principal tem seu valor máximo, é necessário encontrar o ângulo da fissura, determinado por ele como 35° em média.

Dentre as opções de configurações da modelagem, ele adotou as seguintes premissas, para discretizar o concreto um elemento que possui dez nós com integração reduzida, contendo três graus de liberdade em cada nó nas direções globais. Para o aço foi utilizado o elemento de dois nós e três graus de liberdade, é ilustrado na Figura 2.22 as seções modeladas por Yang (1994).

Além de inserir a protensão nas condições iniciais, ele também considerou a aderência perfeita entre a armadura ativa e o concreto. Posteriormente concluiu que os resultados apresentados por suas formulações analíticas, foram capazes de representar as forças últimas de ruptura para lajes alveolares e o comprimento de transferência entre as cordoalhas e o concreto do painel.

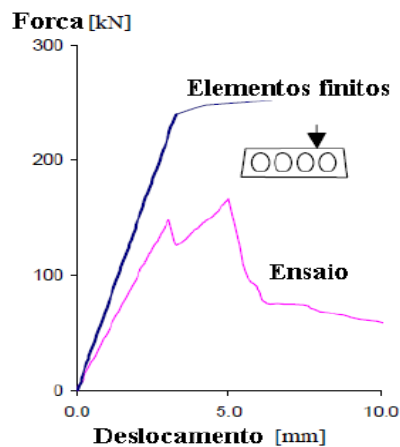
**Figura 2.22:** Seções modeladas



Fonte: Yang (1994).

Broo e Lundgren (2002) também estudaram o comportamento ao cisalhamento e à torção das lajes alveolares por meio de uma simulação numérica. Para a modelagem utilizaram elementos do tipo vigas e sólidos, e apresentaram resultados numéricos divergentes dos experimentais, conforme é apresentado na Figura 2.23

**Figura 2.23:** Curva FEM vs Experimental

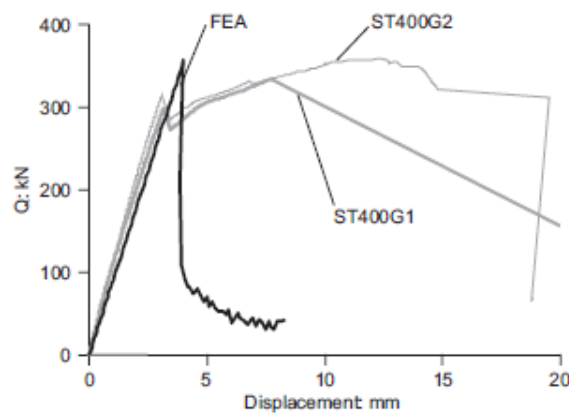


Fonte: Broo e Lundgren (2002).

Notou-se que o modelo apresentou rigidez elevada e devido a isto, não há convergência dos resultados, entretanto, após algumas simulações as autoras perceberam que os elementos tipo sólido descreveram melhor comportamento, capazes de se comportar corretamente na presença de tensões de cisalhamento.

Posteriormente, em continuidade aos estudos Broo, Lundgren e Engström (2005) verificaram que para os modelos realizados anteriormente se tornarem menos rígidos, deveriam modelar o apoio da laje como elemento de superfície, e não somente colocar um apoio linear, pois o contato da superfície poderia gerar menor concentração de esforços e maior rotação entre os elementos. Utilizaram malhas mais refinadas e o contato entre os materiais aço-concreto, é ilustrado na Figura 2.24 a curva do modelo numérico *versus* experimental e notória a aproximação da curva numérica.

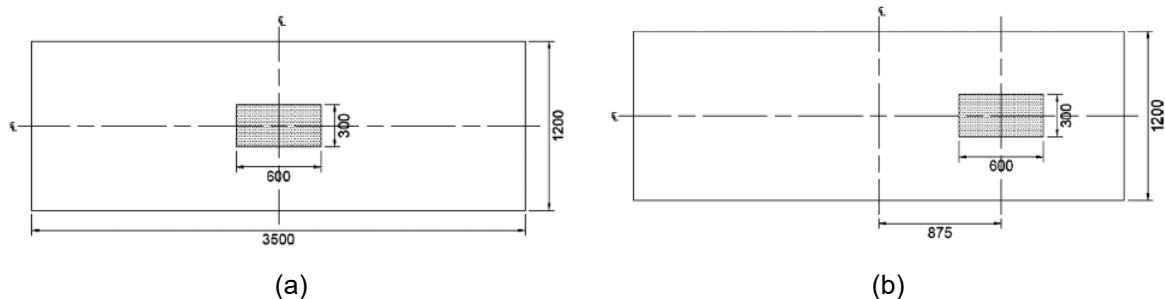
**Figura 2.24:** Curva FEM vs Experimental



Fonte: Broo, Lundgren e Engström (2005).

Dentre os estudos realizados por Pachalla e Prakash (2017a), destaca-se um que teve como objetivo analisar experimentalmente e numericamente o comportamento mecânico das lajes alveolares com aberturas centrais, caso apresentado na Figura 2.25.

**Figura 2.25:** Dimensões das aberturas

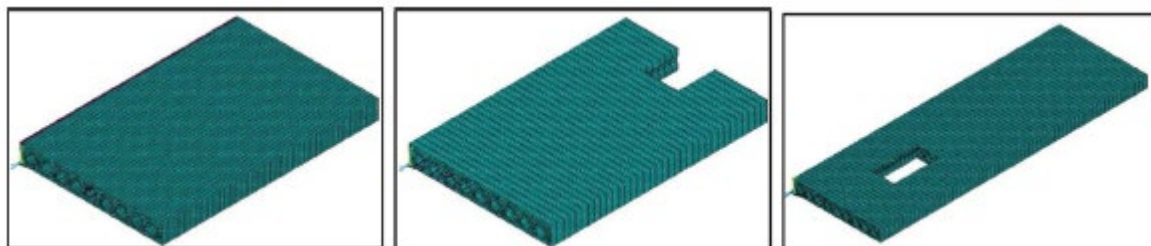


Fonte: Pachalla e Prakash. (2017a).

Por meio de análise numérica com o método dos elementos finitos, os autores modelaram o painel com elemento sólido de oito de nós com três graus de liberdade disponível no *software* utilizado, e os cabos de protensão com elemento do tipo *truss*, bidimensional.

Além da consideração de aderência perfeita entre os cabos e o elemento do concreto, é apresentado na Figura 2.26 os painéis.

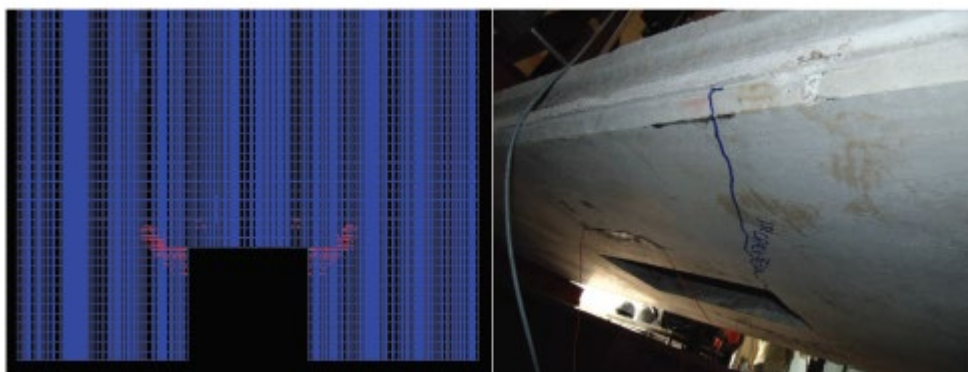
**Figura 2.26:** Painéis modelados por Pachalla e Prakash (2017).



Fonte: Pachalla e Prakash (2017).

Foi utilizado duas etapas para a aplicação dos carregamentos, na primeira protendeu-se os cabos e na etapa subsequente foi aplicado o deslocamento com um critério de convergência de 5% nos resultados. Percebeu-se que a redução da resistência final do elemento não é proporcional ao tamanho da abertura, além da redução da rigidez em 13%, houve concentração de tensão ao redor do local da abertura, conforme Figura 2.27.

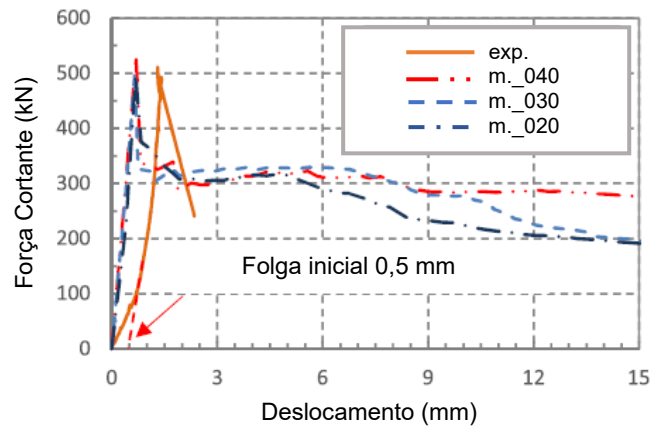
**Figura 2.27:** Concentração de tensão



Fonte: Pachalla e Prakash (2017).

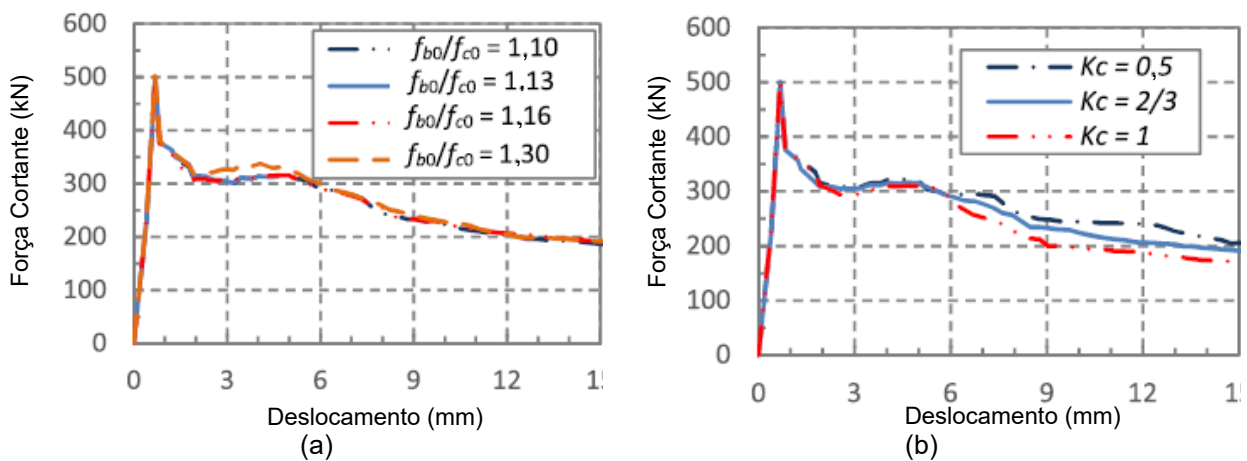
Foi notado também que as prescrições do ACI:2014 (ACI, 2014), para lajes com aberturas, não é precisa para painéis cuja ruptura ocorreu por cisalhamento, portanto deve-se desenvolver diretrizes de projeto para a consideração da ruptura por cisalhamento em lajes alveolares protendidas pré-fabricas com aberturas.

Já Nguyen, Tan e Kanda (2019) para seu estudo a respeito do comportamento ao cisalhamento de lajes alveolares com grandes alturas, utilizou também os mesmos elementos de discretização citados acima e o *software* ABAQUS® para simulação. Entretanto, realizou um estudo de sensibilidade da malha, e dos fatores que influenciam no modelo CDP. A Figura 2.28: Sensibilidade da malha apresenta os resultados para a sensibilidade da malha.

**Figura 2.28:** Sensibilidade da malha

Fonte: adaptado Nguyen, Tan e Kanda (2019).

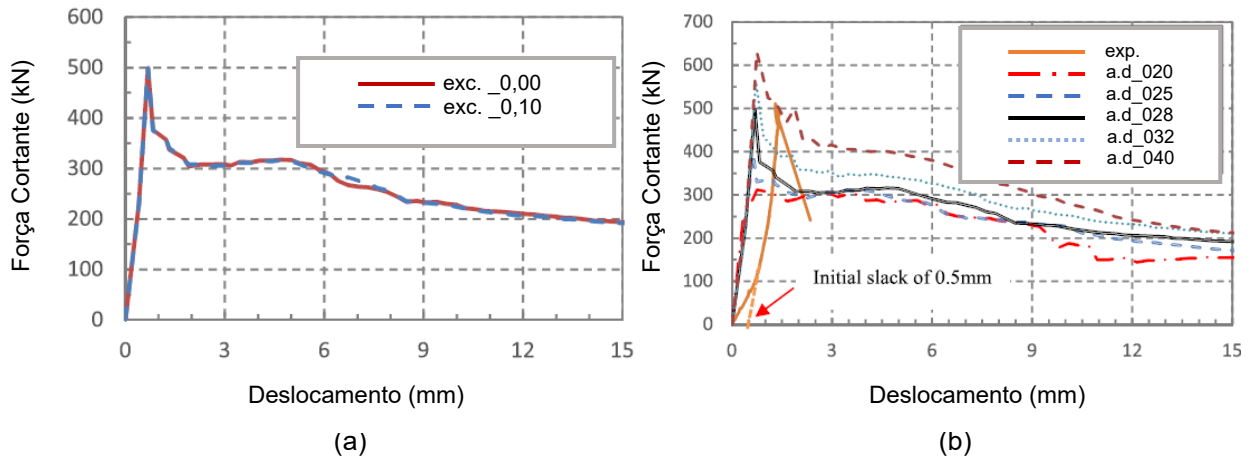
Portanto, concluiu que os resultados para a malha de 20 e 40 mm eram confiáveis para o estudo do comportamento ao cisalhamento das lajes alveolares, O modelo CDP “*concrete damage plasticity*”, apresenta cinco parâmetros plástico de entrada para o usuário, sendo eles: parâmetro ( $f_{b0}/f_{c0}$ ), parâmetro ( $K_c$ ), a excentricidade ( $\epsilon$ ), ângulo de dilatação ( $\psi$ ) e a viscosidade ( $\nu$ ), todos explicados item 3.2.2. É apresentado na Figura 2.29a a variação do parâmetro ( $f_{b0}/f_{c0}$ ), e na Figura 2.29b é apresentado o parâmetro ( $K_c$ ), nos resultados obtidos por Nguyen, Tan e Kanda (2019).

**Figura 2.29:** Parâmetro  $f_{b0}/f_{c0}$  e  $K_c$ 

Fonte: adaptado Nguyen, Tan e Kanda (2019).

Observou-se que a variação dos parâmetros acima, não apresentou divergência nenhuma nos resultados obtidos, logo, realizou-se o estudo para os outros parâmetros, conhecido como a excentricidade ( $\epsilon$ ) e o ângulo de dilatação ( $\psi$ ), apresentados na Figura 2.30.

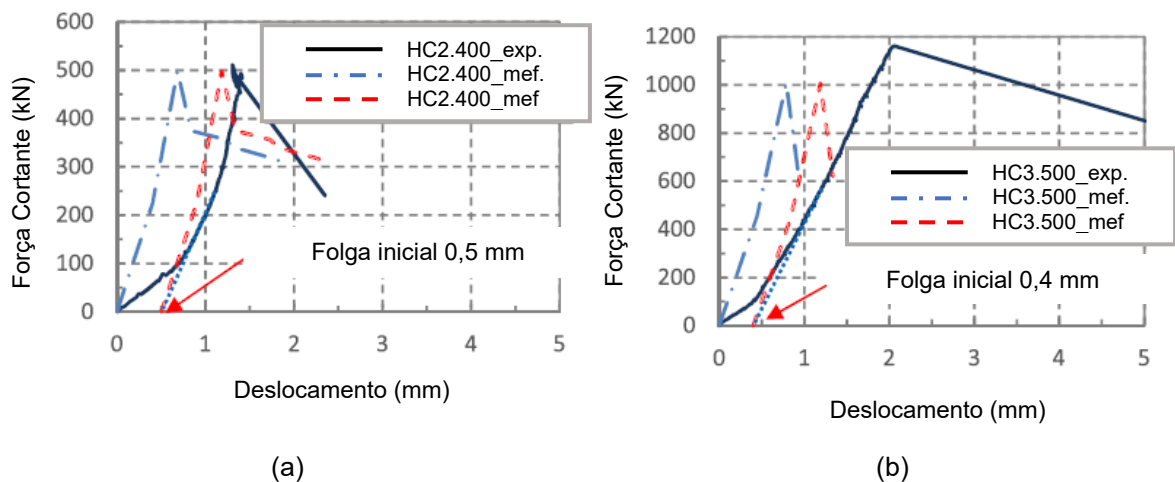
**Figura 2.30:** Excentricidade ( $\epsilon$ ) e Ângulo de dilatação ( $\psi$ ),



Fonte: adaptado Nguyen, Tan e Kanda (2019).

Notou-se, portanto, que a excentricidade não apresentou nenhuma divergência nos resultados, em contrapartida, a variação do ângulo de dilatação demonstrou o parâmetro mais crítico para a análise ao cisalhamento em lajes alveolares. Concluiu que a resistência ao cisalhamento é altamente sensível ao ângulo de dilatação, pois à medida que se aumentava o ângulo, a carga de ruptura também crescia. Os autores além de realizar uma simulação numérica, também fizeram ensaios laboratoriais e foi comparado os valores resultantes entre os dois métodos, conforme apresentado na Figura 2.31a para lajes de 400 mm de altura e Figura 2.31b para lajes de 500 mm de altura.

**Figura 2.31:** Força vs deslocamento



Fonte: adaptado Nguyen, Tan e Kanda (2019).

Foi possível observar uma ligeira diferença na rigidez inicial do modelo, proveniente dos ajustes do ensaio e acomodação dos elementos durante a execução do teste. Segundo



Ozturk e Dok (2016) e Nguyen, Tan e Kanda (2019), é comum na modelagem de cisalhamento em estruturas de concreto a diferença de rigidez entre as curvas obtidas experimentalmente e as curvas em elementos finitos e, portanto, apresentou aceitável este resultado.

### **2.3.3 CONSIDERAÇÕES FINAIS SOBRE SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS**

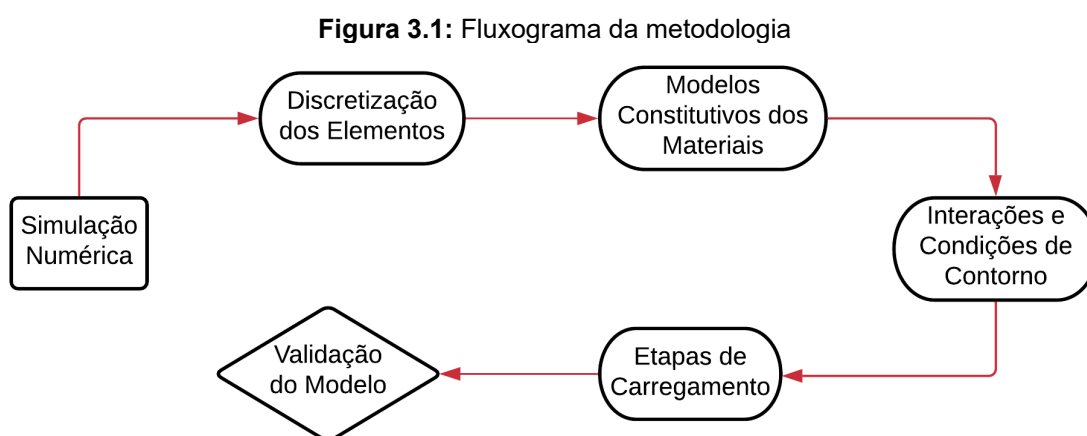
A modelagem numérica por meio de elementos finitos tem sido amplamente utilizada para análises comportamentais das estruturas, o *software* utilizado neste trabalho apresenta uma vasta biblioteca de ferramentas para modelagem e solução dos modelos.

As lajes alveolares protendidas, em sua maioria foram modeladas com a utilização da técnica do embutimento, por meio de um elemento linear inserido no elemento sólido, realizando o carregamento do modelo em duas etapas, protensão e estabilização das tensões e posteriormente a aplicação dos carregamentos externos.

Alguns trabalhos apresentaram fatores e parâmetros precisos para a modelagem dos elementos e utilizados na incorporação do modelo constitutivo do concreto, os valores com melhores resultados apresentados em estudos paramétricos realizados por Nguyen, Tan e Kanda (2019) foram utilizados neste trabalho.

# 3. PROCEDIMENTOS PARA A MODELAGEM NUMÉRICA

Este capítulo apresenta as características e os modelos utilizados para determinar as propriedades físicas e mecânicas dos materiais, está subdividido em: discretização dos elementos, modelos constitutivos dos materiais, interações e condições de contorno, e por fim etapas de carregamento. É ilustrado na Figura 3.1 o fluxograma das etapas da metodologia proposta para a simulação numérica.



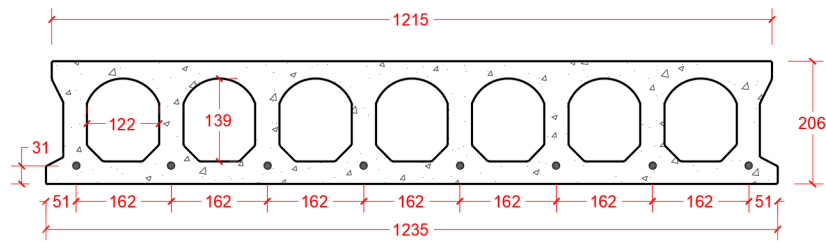
Fonte: o Autor (2020).

Neste trabalho foi utilizado como referência os painéis alveolares estudados por Pinheiro (2017), apresentados no Capítulo 2. , item 2.2. É ilustrado na Figura 3.2a a seção transversal das unidades alveolares de Pinheiro (2017), e na Figura 3.2b as dimensões padronizadas da seção cujo comprimento é 6000 mm, por 1235 mm de largura e 206 mm de altura, além da utilização de cordoalhas CP 190 RB  $\varnothing$ 9,5 mm.

**Figura 3.2:** Seção transversal dos modelos



(a)



(b)

Fonte: (a) Pinheiro, 2017; (b) o Autor (2020).

Além do modelo de referência (*HCS-01*), que não possui nenhuma abertura, também foi simulado o modelo com abertura de extremidade central (*HCC-02*) e posteriormente com abertura de extremidade lateral (*HCL-03*). Os modelos numéricos já foram previamente descritos na Tabela 1.1 e expostos novamente sua representação na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1:** Modelos numéricos

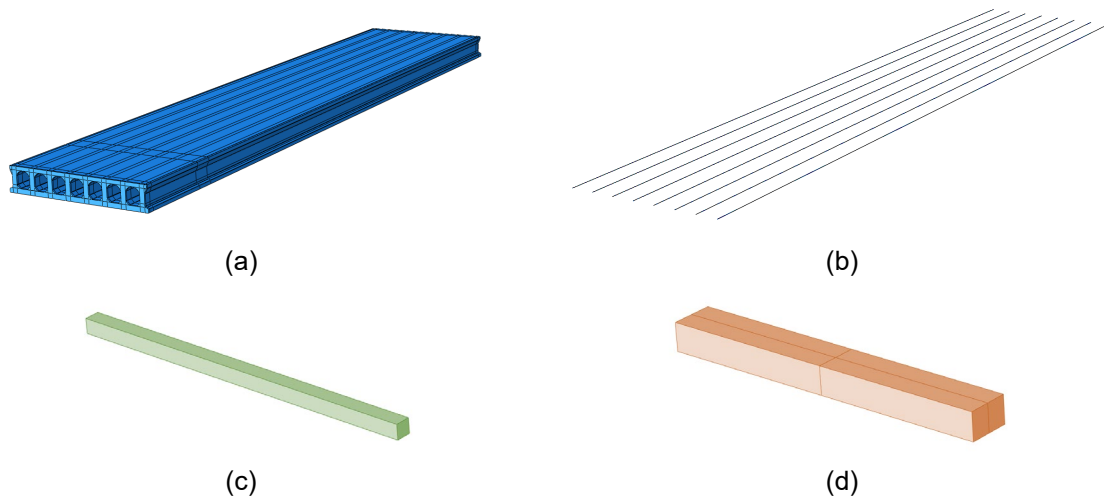
Modelos	Esquema da LAP
<b>HCS - 01</b>	
<b>HCC - 02</b>	
<b>HCL - 03</b>	

Fonte: o Autor (2020).

### 3.1 DISCRETIZAÇÃO DOS ELEMENTOS

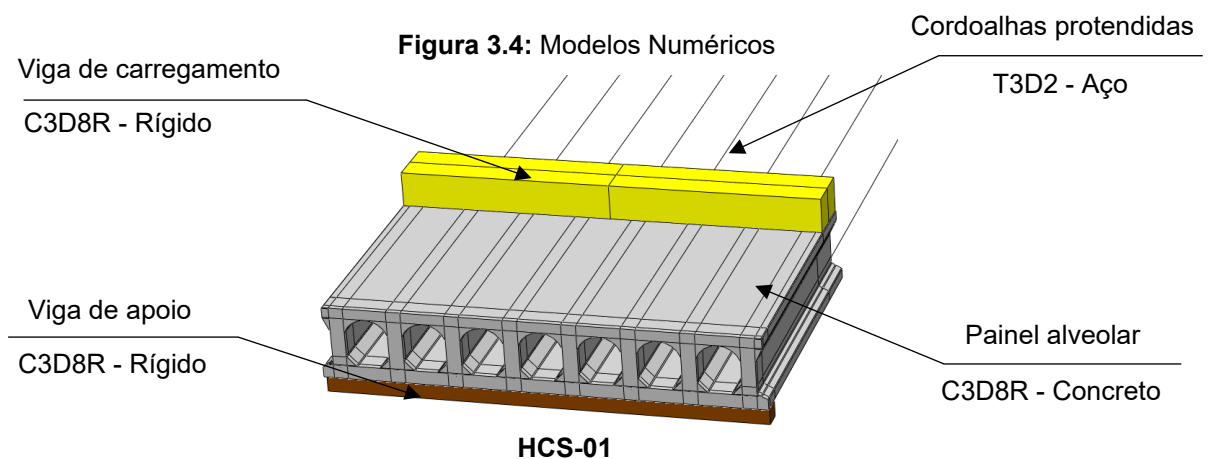
Para reproduzir a geometria e os componentes da estrutura investigada experimentalmente, foram modelados o painel alveolar de concreto, os cabos de protensão, as vigas que serviram de apoio para o painel durante o ensaio e a viga metálica que serviu para distribuição da aplicação da carga concentrada, é mostrado na Figura 3.3 a geometria de cada elemento. O painel (a) foi modelado com o elemento tipo sólido C3D8R, os cabos de protensão (b) com o elemento de barra “truss” T3D2, e as vigas de apoio (c) como de aplicação (d) também com o elemento sólido discretizado como rígido.

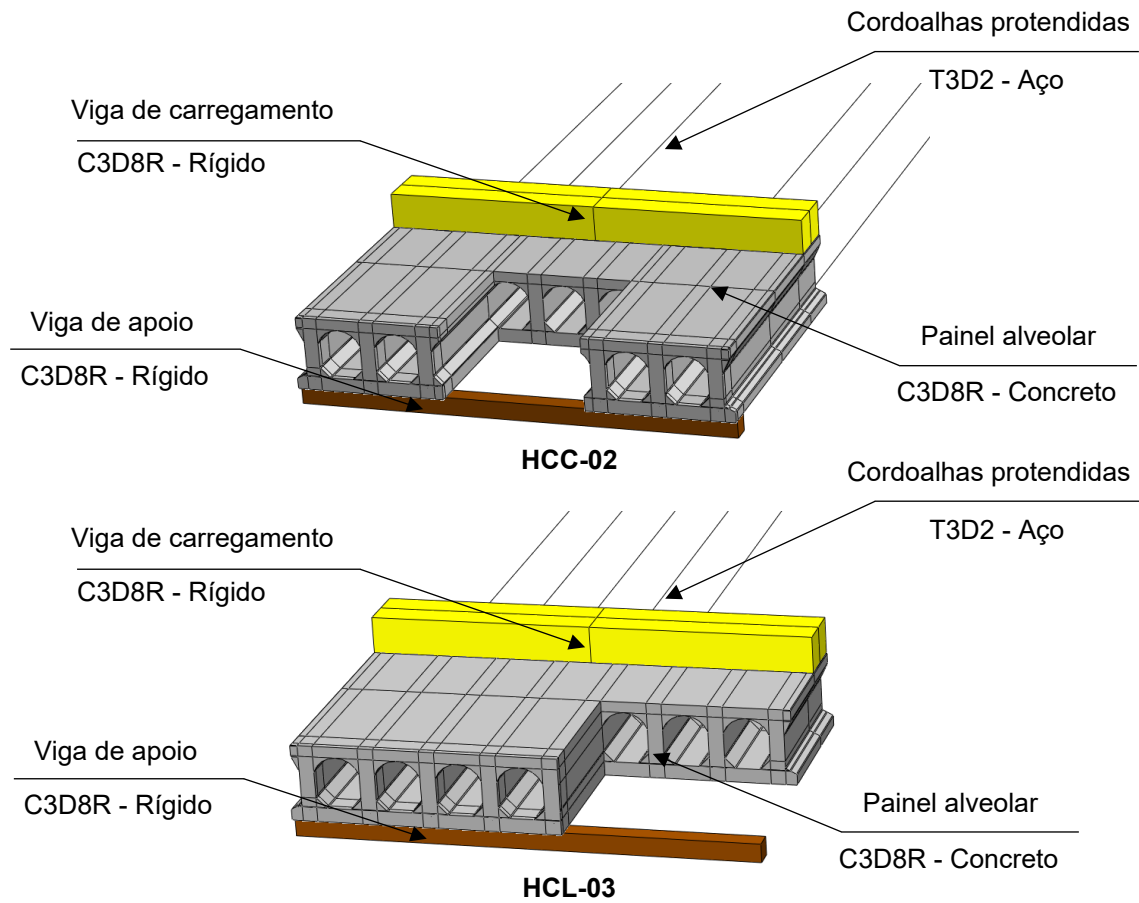
**Figura 3.3:** Grupo de elementos finitos



Fonte: o Autor (2020).

Foram utilizados 86142 elementos para a discretização do modelo HCS – 01, 79324 para o modelo HCC – 02 e 76504 elementos para o modelo HCL – 03, para os modelos HCC-02 e HCL-03 houve um decréscimo no número de cordoalhas, devido a realização da abertura no processo de moldagem conforme apresentado por Pinheiro (2017). É ilustrado na Figura 3.4 os modelos e elementos discretizados.

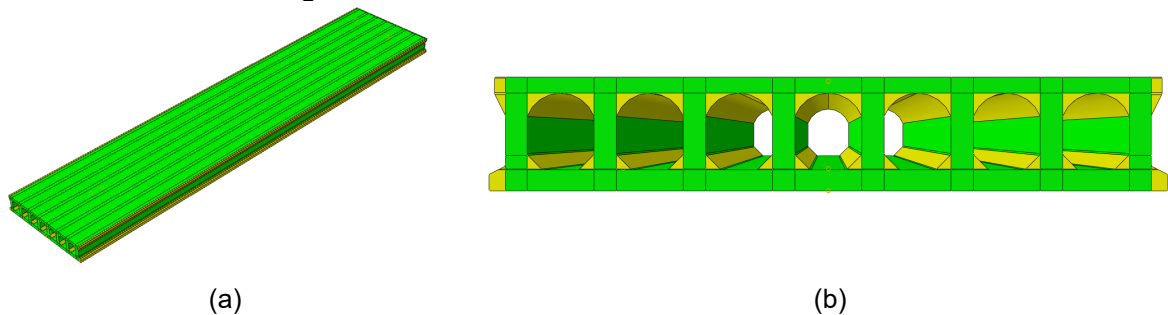




Fonte: o Autor (2020).

Conforme estudo realizado por Nguyen, Tan e Kanda (2019), a abertura de 20 mm para a malha apresentou excelente resultado nas tensões de cisalhamento. Por isso optou-se pela utilização desta abertura na região aonde ocorreu a aplicação da carga. Para reduzir o custo computacional uma malha com abertura de 100 mm foi utilizada ao longo da seção longitudinal da peça. Na seção transversal aplicou-se uma abertura de malha de 10 mm, com o objetivo de evitar malhas não estruturadas, embora nas regiões com grandes irregularidades geométricas tenha sido gerada malhas por varredura. É apresentado na Figura 3.5 as regiões onde foram utilizadas malhas estruturadas e não estruturadas.

**Figura 3.5:** Malhas estruturadas e não estruturadas

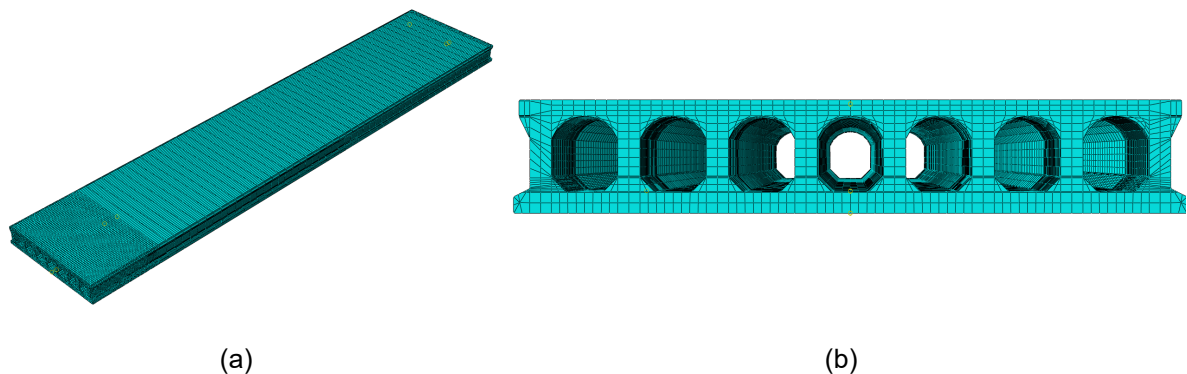


Fonte: o Autor (2020).

Segundo o manual ABAQUS® (2017) as malhas estruturadas, “*structured mesh*” são padrões pré-estabelecidos a topologias particulares de modelos, em contrapartida, as malhas por varreduras “*swept meshing*” são malhas geradas ao longo de um perfil curvo ou em torno de um eixo de revolução.

O manual ABAQUS® (2017) em seu pacote ABAQUS/CAE, padroniza no “*software*” a utilização de cores verdes para indicar a região aonde pode ser discretizada utilizando os métodos estruturados das malhas e em amarelo indicando a região discretizada usando o método de varredura. A geometria da malha é ilustrada na Figura 3.6 é possível observar a abertura da malha ao longo da seção longitudinal (a) e a abertura na seção transversal (b).

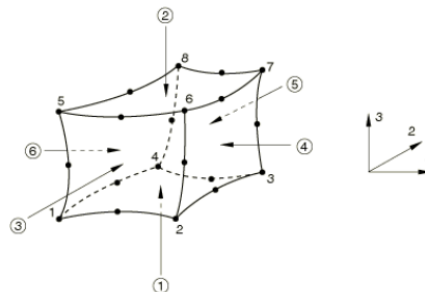
**Figura 3.6:** Geometria da malha



Fonte: o Autor (2020).

Conforme já mencionado acima, o elemento tipo sólido *C3D8R* foi utilizado para a discretização do material concreto, este elemento tridimensional possui oito nós com integração reduzida, contendo três graus de liberdade de translação em cada nó nas direções globais. Conforme ilustrado na Figura 3.7.

**Figura 3.7:** Elemento sólido *C3D8R*



Fonte: Manual ABAQUS® (2017).

Além da capacidade de modelar geometrias complexas, possui características que representam bem o material concreto, com capacidade de suportar análises plásticas e deformações, além da fissuração em regiões de esforços de tração e esmagamento em

regiões comprimidas. Por ser um elemento com integração reduzida, diminui o tempo de processamento das matrizes de rigidez, gerando economia de tempo em longas análises, além de todas as características mencionadas o elemento *C3D8R* permite a inserção de barras de armadura em seu interior.

Outro elemento utilizado foi de treliça, “truss” *T3D2*, para a discretização do material aço, possuindo dois nós e três graus de liberdade para cada nó nas direções globais, além de não possuir rigidez necessária para resistir a esforços perpendiculares ao seu eixo. Este é um elemento definido pela área da seção transversal e uma deformação inicial, caso necessário. O elemento é apresentado na Figura 3.8.

**Figura 3.8:**Elemento de treliça



Fonte: Manual ABAQUS® (2017).

### 3.2 MODELOS CONSTITUTIVOS DOS MATERIAIS

Os modelos constitutivos dos materiais foram utilizados como parâmetros de entrada para a realização da análise não linear do modelo numérico. Portanto, tornou-se fundamental a utilização de modelos que possuíssem a capacidade de representar fidedignamente o comportamento plástico dos materiais.

Uma vez que, a resposta elástica foi considerada linear e isotrópica, logo, dependente apenas do módulo de elasticidade e do coeficiente de Poisson. Desta maneira a parte plástica, requer a satisfação de uma relação de tensão plástica uniaxial, sendo necessário a subtração da deformação total a parcela referente a deformação elástica, utilizando a Equação (3.1).

$$\varepsilon^{pl} = \varepsilon - \sigma_v / E \quad (3.1)$$

Sendo:

$\varepsilon^{pl}$ : deformação plástica;

$\varepsilon$ : deformação total,

$\sigma_v$ : tensão atuante em determinado ponto;

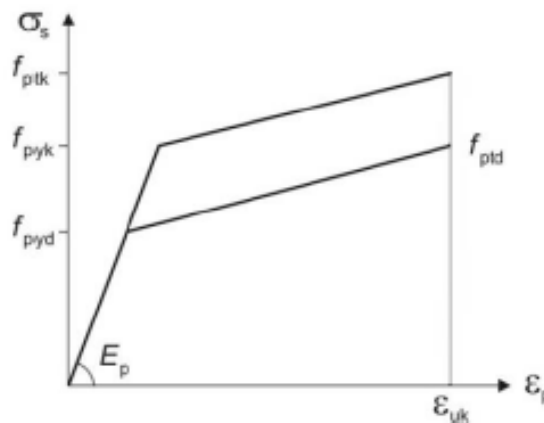
$E$ : módulo de elasticidade do material.

A seguir mostra-se os modelos constitutivos utilizados para cada material durante a análise não linear.

### 3.2.1 MATERIAL AÇO

O comportamento do material aço, utilizado para a armadura ativa do painel alveolar foi idealizado pelo comportamento apresentado pela NBR 6118:2014 (ABNT, 2014) indicado na Figura 3.9.

**Figura 3.9:** Diagrama hipotético tensão vs deformação



Fonte: adaptado NBR 6118:2014 (2014).

A NBR 6118:2014 (ABNT, 2014) apresenta também o valor limite para a carga de aplicação da força de protensão, expressa pela Equação (3.2), e respeitada neste trabalho.

$$\sigma_{pi} \leq \begin{pmatrix} 0,77 \cdot f_{ptk} \\ 0,85 \cdot f_{pyk} \end{pmatrix} \quad (3.2)$$

Sendo:

$\sigma_{pi}$  : tensão inicial de protensão;

$f_{ptk}$ : tensão de resistência última característica do aço da armadura ativa;

$f_{pyk}$ : tensão de resistência ao escoamento característica do aço da armadura ativa

É necessário fornecer ao programa os valores de densidade, módulo de elasticidade inicial, e o coeficiente de Poisson, todos os valores utilizados são apresentados na Tabela 3.2.



Tabela 3.2: Parâmetros do aço	
Parâmetros do aço	
Densidade (Kg/mm <sup>3</sup> )	$7,85 \times 10^{-06}$
Módulo de Elasticidade (N/mm <sup>2</sup> )	199346,667
Coefficiente de Poisson	0,3

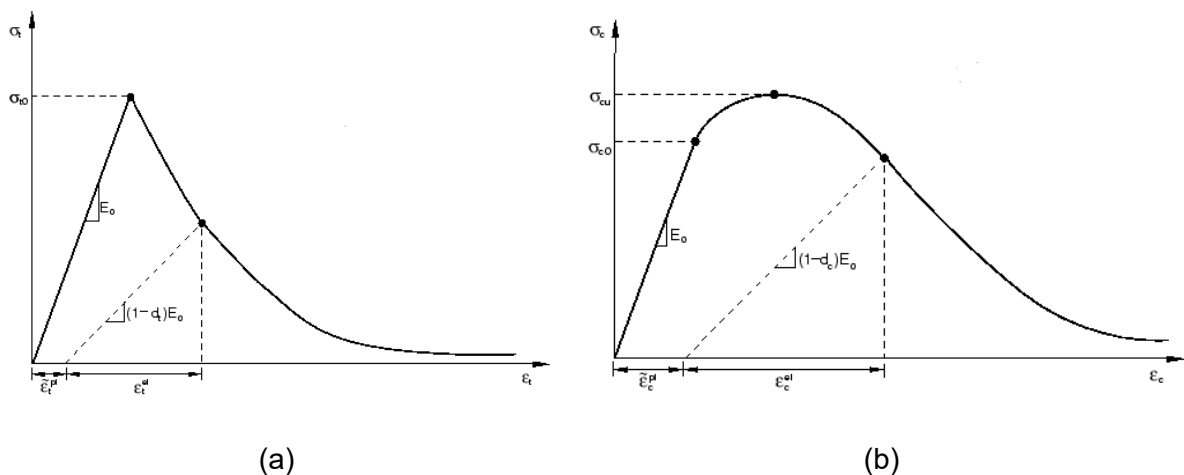
Fonte: o Autor (2020).

### 3.2.2 MATERIAL CONCRETO

Com o intuito de simular a resposta não linear do concreto, utilizou-se o modelo CDP, “Concrete Damaged Plasticity”, disponível no ABAQUS®. Este modelo desenvolvido por Lubliner *et al.* (1989) e Lee e Fenves (1998) cuja função é capaz de prever o comportamento de materiais frágeis caracterizado pela plasticidade danificada, utilizando os modos de ruptura como por tração, fissuras, e compressão, esmagamento. A resposta à tração do concreto para o carregamento uniaxial é mostrada na Figura 3.10a, e a resposta à compressão é mostrada na Figura 3.10b.

Nota-se que a reta tracejada corresponde a rigidez residual do material, ou seja, o dano sofrido na fase de descarregamento, caso esteja submetido a um carregamento cíclico, a rigidez danificada seria a inicial para um novo processo de carregamento.

Figura 3.10: Resposta do concreto para o carregamento uniaxial



Fonte: Manual ABAQUS® (2017).

Segundo Medeiros (2018) no modelo CDP a degradação da rigidez é inicialmente isotrópica e definida pela variável  $dc$  em uma zona de compressão e  $dt$  em uma zona de tração. Para Jankwoiak e Lodygowski (2005) as tensões de danificações plásticas do material

podem ser descritas pelas Equações (3.3) para danos de compressão e (3.4) para danos de tração.

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c}{f_c} \quad (3.3)$$

Sendo:

$d_c$  : porcentagem de degradação do concreto a compressão;

$\sigma_c$  : tensão de resistência plástica concreto a compressão;

$f_c$  : tensão de resistência do concreto a compressão.

$$d_t = 1 - \frac{\sigma_t}{f_t} \quad (3.4)$$

Sendo:

$d_t$  : porcentagem de degradação do concreto a tração;

$\sigma_t$  : tensão de resistência plástica do concreto a tração;

$f_t$  : tensão de resistência do concreto a tração.

Conforme já mencionado, para se definir o comportamento inelástico de um material no ABAQUS®, é necessário a inserção da curva de tensão *versus* deformação, já se corrigindo as tensões verdadeiras e deformações plásticas. Na falta de valores experimentais para a formação desta curva, utiliza-se recursos matemáticos baseados em formulações empíricas para defini-la, neste trabalho foi utilizado o modelo proposto por Guo (2014), onde foi realizado uma conversão da curva em coordenadas adimensionais, apresentado nas Equações (3.5) e (3.6).

$$x = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_p} \quad (3.5)$$

Sendo:

$x$  : abcissa do sistema cartesiano;

$\varepsilon$  : deformação plástica do material;

$\varepsilon_p$  : deformação última do material.

$$y = \frac{\sigma}{f_c} \quad (3.6)$$

Sendo:

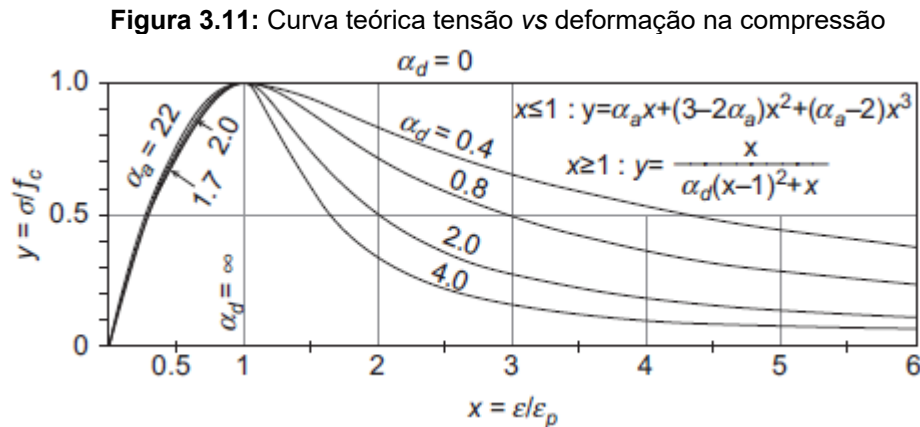
$y$  : ordenada do sistema cartesiano;

$\sigma$  : tensão de resistência plástica concreto a compressão;

$f_c$ : tensão de resistência do concreto a compressão.

Neste modelo os ramos ascendentes e descendentes da curva de compressão são simulados por duas funções diferentes, conforme mostrado na Figura 3.11.

Observa-se que para o ramo ascendente da curva ( $x \leq 1$ ) deve-se utilizar a função polinomial de grau três, e para o ramo descendente ( $x \geq 1$ ) a função racional. Dois parâmetros físicos determinados por  $\alpha_a$  e  $\alpha_d$  são utilizados nas funções respectivamente. O valor do parâmetro  $\alpha_a$  representa a relação entre módulo de elasticidade inicial ( $E_0$ ) e o módulo secante no ponto de pico ( $E_p = f_c/\varepsilon_p$ ), possuindo o intervalo  $1,5 \leq \alpha_a \leq 3,0$ .



Já o parâmetro  $\alpha_d$  possui o período de  $0 \leq \alpha_d \leq \infty$ , na Tabela 3.3 é apresentado sugestões de valores para este parâmetro, com base na classe do cimento utilizado. É importante destacar que quando selecionados valores apropriados para ambos os parâmetros a representação da curva se encaixa de maneira similar ao resultado experimental para diferentes tipos de concretos estruturais.

**Tabela 3.3:** Parâmetros para as equações da curva tensão vs deformação

Classe de resistência	Classe do cimento utilizado	$\alpha_a$	$\alpha_d$	$\varepsilon_p$ ( $10^{-3}$ )
C20, C30	32,5	2,2	0,4	1,40
	42,5	1,7	0,8	1,60
C40	42,5	1,7	2,0	1,80

Fonte: adaptado Guo (2014).

Guo (2014) apresentou também a curva completa da tensão *versus* deformação do concreto para o comportamento à tração, de maneira análoga a curva da compressão, sendo necessária a conversão dos valores para coordenadas cartesianas, conforme as Equações (3.7) e (3.8).

$$x = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{t,p}} \quad (3.7)$$

Sendo:

$x$  : abscissa do sistema cartesiano;

$\varepsilon$  : deformação plástica do material;

$\varepsilon_{t,p}$  : deformação última do material.

$$y = \frac{\sigma}{f_{cr}} \quad (3.8)$$

Sendo:

$y$  : ordenada do sistema cartesiano;

$\sigma$  : tensão de resistência plástica concreto a compressão;

$f_{cr}$ : tensão de resistência do concreto a tração.

Neste modelo, as curvas ascendentes e descendentes também são representadas por funções, sendo elas uma função polinomial de grau seis para o ramo ascendente, expressa pela Equação (3.9) e uma função racional para o ramo descendente expressa pela Equação (3.10).

$$x \leq 1 \quad y = 1,2x - 0,2x^6 \quad (3.9)$$

$$x > 1 \quad y = \frac{x}{\alpha_t(x-1)^{1,7} + x} \quad (3.10)$$

O coeficiente 1,2 na Equação (3.9) é a relação entre o módulo de elasticidade inicial e os módulos secantes de deformação no pico, relativos a dados experimentais. Em contrapartida, o parâmetro  $\alpha_t$  é obtido por meio da Equação (3.11), que consiste em uma função empírica e cuja curvas teóricas representadas pelas formulações estão ilustradas na Figura 3.11.

$$\alpha_t = 0.312ft^2 \quad (3.11)$$

Sendo:

$ft$  : resistência a tração do concreto.

Para o correto funcionamento do modelo adotado para o concreto, foi necessário fornecer os parâmetros de tensão de tração ( $ft$ ), tensão de compressão ( $f_c$ ), módulo de elasticidade inicial ( $E_0$ ), deformação de compressão ( $\varepsilon_p$ ) e a calibragem dos parâmetros do modelo na compressão ( $\alpha_d$ ). É apresentado na Tabela 3.4 os valores inseridos nas formulações apresentadas por Guo (2014).

Nota-se que os valores utilizados para resistência à compressão, tração e módulo de elasticidade foram apresentados em resultados laboratoriais realizados por Pinheiro (2017).

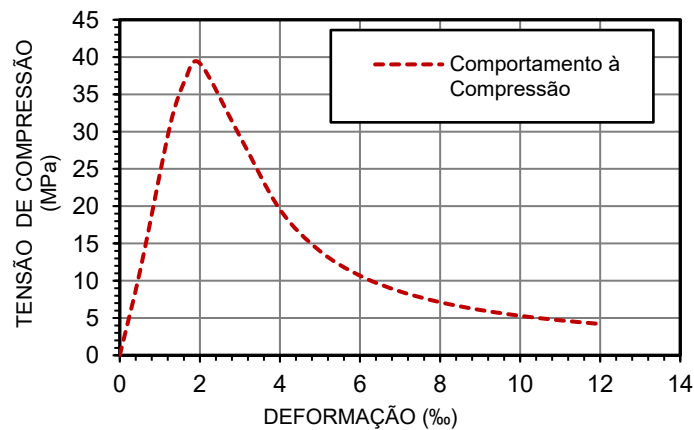
**Tabela 3.4: Parâmetros do concreto**

Parâmetros do concreto	
Tensão de tração (N/mm <sup>2</sup> )	2,94
Tensão de compressão (N/mm <sup>2</sup> )	39,09
Módulo de elasticidade (N/mm <sup>2</sup> )	30620,00
Deformação de compressão (‰)	3,00
Parâmetro $\alpha_d$	1,50

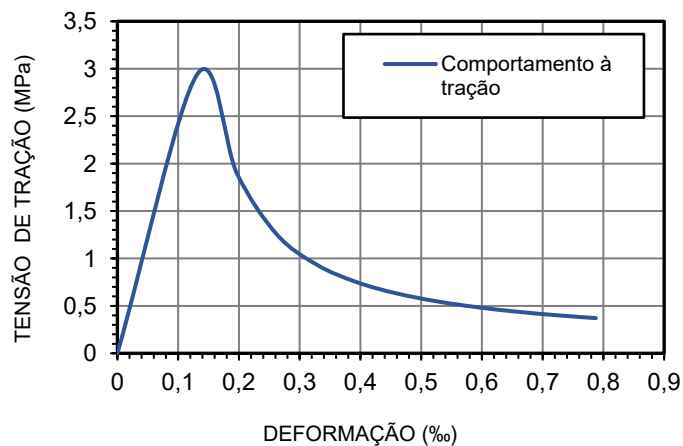
Fonte: o Autor (2020).

É ilustrado na Figura 3.12a a curva de compressão e Figura 3.12b a curva de tração geradas pelo modelo e utilizadas como parâmetros de entrada no ABAQUS®.

**Figura 3.12:** Diagrama tensão vs deformação para o concreto



(a)



(b)

Fonte: o Autor (2020).

Além dos valores apresentados, foi necessário fornecer outros parâmetros para o modelo de CDP utilizado no ABAQUS®, sendo estes, os parâmetros de plasticidade, já mencionados no item 2.3.2 e aqui novamente expostos.

O primeiro foi o ângulo de dilatação ( $\psi$ ), segundo o manual do ABAQUS®, trata-se do ângulo de dilatação medido no plano p-q em alta pressão de confinamento, que fisicamente interpretado como o ângulo de atrito interno do concreto (MEDEIROS, 2018).

O segundo parâmetro inserido foi a excentricidade ( $\epsilon$ ), que segundo Jankowaiak e Lodygowski (2005) pode ser calculada como uma proporção de força de tração para a resistência à compressão, o ABAQUS® apresenta o valor padrão de 0,1 para o modelo de CDP.

O parâmetro ( $f_{b0}/f_{c0}$ ), foi o terceiro inserido e conforme Kupfer, Hilsdorf e Rusch (1969)<sup>3</sup> *apud* (Medeiros, 2018) trata-se da proporção da força no estado biaxial para a força no estado uniaxial. O manual do ABAQUS® também apresenta um valor padrão de 1,16.

O quarto parâmetro conhecido como ( $K_c$ ), é segundo o manual do ABAQUS® uma modificação da hipótese de força proposta por Drucker-Prager e recomenda-se assumir o valor de 2/3.

Por fim, o último parâmetro foi a viscosidade ( $\nu$ ), que é apresentado no manual do ABAQUS® como um fator de regularização viscoplástica das equações constitutivas, sendo o valor padrão 0. A utilização deste parâmetro facilita a convergência de resultados, entretanto, conforme apresentado por Demir *et al.* (2018) foi comum a discrepância dos valores experimentais de carga última em até 49,9%.

É fornecido na Tabela 3.5 os valores utilizados para cada um dos parâmetros, seguindo como referência os melhores resultados obtidos por Nguyen, Tan e Kanda (2019) em seu estudo de sensibilidade para lajes alveolares. É também mostrado os valores inseridos para a densidade do concreto e o coeficiente de Poisson, dados necessários para o comportamento elástico do material concreto.

---

<sup>3</sup> KUPFER, H.; HILSDORF, H. K.; RUSCH, H. **Behavior of concrete under biaxial stresses**. Journal Proceedings of the Institute of Civil Engineers. v. 66, n.8, p. 656-666, Jan. 1969.

**Tabela 3.5:** Parâmetros do “Concrete Damage Plasticity”

<b>Parâmetros do “Concrete Damage Plasticity”</b>	
<b>Ângulo de dilatação (<math>\psi</math>)</b>	28°
<b>Excentricidade (<math>\epsilon</math>)</b>	0,1
<b>Parâmetro (<math>f_{b0}/f_{c0}</math>)</b>	1,16
<b>Parâmetro (<math>K_c</math>)</b>	0,667
<b>Viscosidade (<math>\nu</math>)</b>	0,0005
<b>Densidade (Kg/mm<sup>3</sup>)</b>	$2,5 \times 10^{-06}$
<b>Coefficiente de Poisson</b>	0,2

Fonte: o Autor (2020).

Além dos parâmetros e coeficientes apresentados, ainda é necessário a inserção do dano à tração e a compressão do material concreto, desta maneira à medida em quem foi atingida determinada deformação inelástica houve um determinado dano para aquela respectiva deformação, ou seja, o modelo passa por um processo de fissuração ocorrendo a inserção das não linearidades dos materiais a cada novo passo, é mostrado na Tabela 3.6 os valores adotados com base nas equações de Guo (2014).

**Tabela 3.6:** Danos do concreto

<b>Danos do concreto à compressão</b>		<b>Danos do concreto à tração</b>	
<b>Deformação Inelástica (<math>\epsilon_{inel}</math>)</b>	<b>Dano</b>	<b>Deformação Inelástica (<math>\epsilon_{inel}</math>)</b>	<b>Dano</b>
<b>(‰)</b>	<b>(%)</b>	<b>(‰)</b>	<b>(%)</b>
0,0000	0,0000	-	-
0,8793	0,0000	0,0000	0,00000
2,0074	0,1150	0,0718	0,3562
3,1913	0,2829	0,1321	0,5741
4,3352	0,4157	0,1832	0,6824
5,4386	0,5132	0,2304	0,7449
6,5127	0,5854	0,2758	0,7853
7,5662	0,6400	0,3201	0,8135
8,6052	0,6825	0,3639	0,8344
9,6336	0,7163	0,4072	0,8505
10,6539	0,7438	0,4502	0,8634
11,6678	0,7665	0,4931	0,8739

Fonte: o Autor (2020).

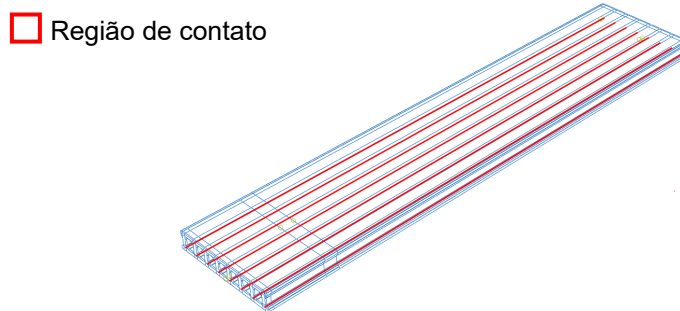
### 3.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO E INTERAÇÕES

Os modelos realizados tem no total quatro partes, apresentadas na Figura 3.4, todas os elementos foram acoplados entre si, seguindo as interações, restrições e condições de contorno especificadas.

A primeira restrição imposta foi entre as cordoalhas de protensão e o painel alveolar, conforme representado na Figura 3.13, com a ajuda do comando “*embedded region*” realizou-se a técnica do embutimento, explicada no item 2.3.1. Esta ferramenta fez com que os graus de liberdade dos nós no elemento “*truss*” fossem restringidos a valores interpolados dos graus de liberdade dos elementos sólidos *C3D8R*.

Posteriormente, uma nova restrição foi imposta no modelo, desta vez com a utilização do comando “*tie*”, ilustrada na Figura 3.14a, entre o painel alveolar e a viga de aplicação.

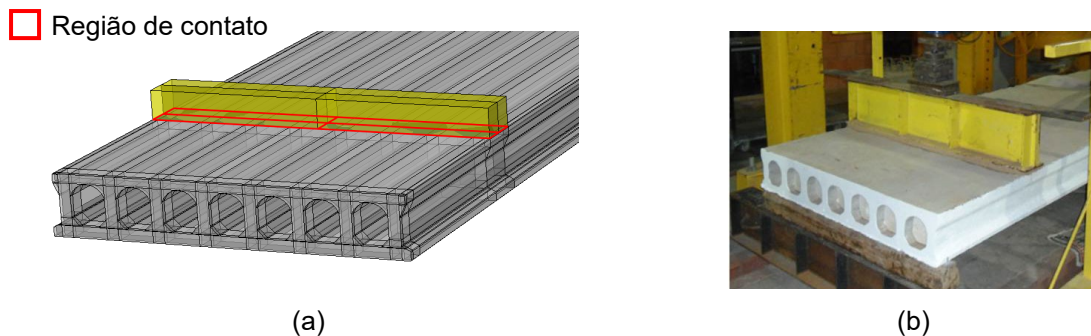
**Figura 3.13:** Restrição entre as cordoalhas e o concreto



Fonte: o Autor (2020).

Este comando permitiu o acoplamento dos nós comuns entre as duas superfícies com restrição de todos os nós, simulando uma ligação rígida. Conforme mostrado na Figura 3.14b foi possível notar o procedimento utilizado em laboratório para transferência da carga aplicada.

**Figura 3.14:** Ligação entre viga e unidade alveolar

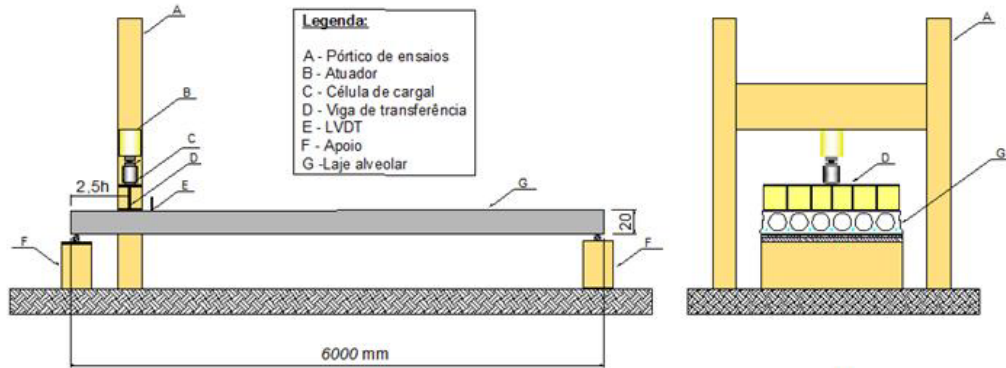


Fonte: (a) o Autor (2020); (b) Pinheiro (2017).



Com o intuito de simular o real comportamento do ensaio realizado em laboratório, mostrado na Figura 3.15, foi inserido vigas que serviram de apoio para o painel alveolar.

**Figura 3.15:** Esquema de ensaio

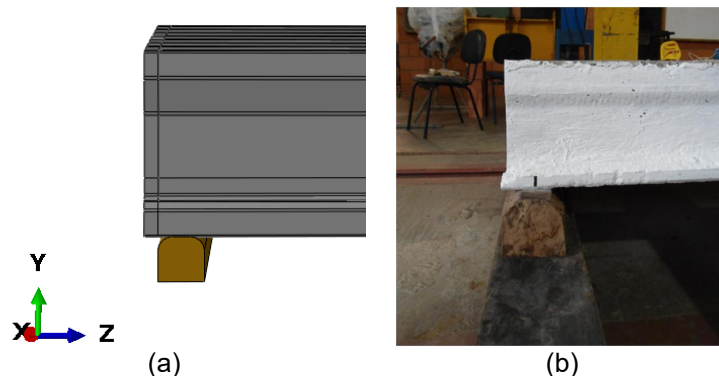


Fonte: Pinheiro (2017).

A interação entre as vigas de apoio e o painel alveolar foi realizada com a utilização do contato tipo “*hard*”, cuja função é impedir que uma superfície penetre em outra e o contato tipo “*tangential behavior*”, que tem como propriedade a aplicação de um coeficiente de atrito, simulando a rugosidade da superfície; para a análise optou-se por utilizar um coeficiente no valor de 0,6. É mostrado na Figura 3.16a o contato simulado entre os elementos e na Figura 3.16b o contato real entre os elementos realizado no laboratório.

Assim como o procedimento experimental foi restringido os deslocamentos dos apoios, conforme pode ser observado na Figura 3.16a, para isso, utilizou-se a restrição na direção  $U_2$  e  $U_3$  simulando o apoio fixo, e na outra extremidade a restrição apenas em  $U_2$ , sendo padrão do ABAQUS®, a seguinte nomenclatura:  $U_1$ ,  $U_2$  e  $U_3$  para os eixos x, y e z respectivamente.

**Figura 3.16:** Ligação do apoio



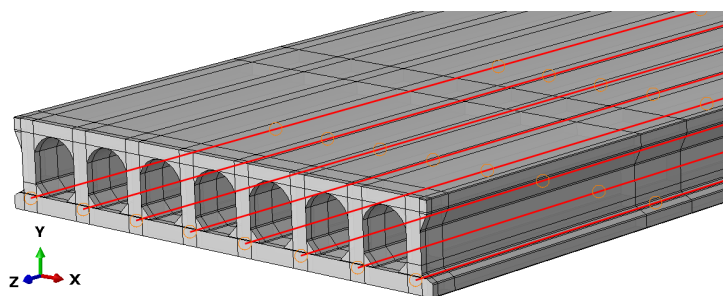
Fonte: (a) o Autor (2020); (b) Pinheiro (2017).

### 3.4 ETAPAS DE CARREGAMENTO

A aplicação da carga foi realizada em algumas etapas para que a peça apresentasse o comportamento real de fabricação, por se tratar de um elemento pré-moldado. Foi necessário inicialmente protender os cabos da armadura ativa e posteriormente realizar a transferência dos esforços para o concreto, então por fim, aplicar a carga. Para a solução das equações e matriz de rigidez utilizou-se o ABAQUS®/Standard, devido a melhor interatividade com o usuário e possuir parâmetros de convergência mais cautelosos.

Durante a primeira etapa *“initial step”* foi realizado a aplicação da tensão nos cabos de protensão, uma vez que os elementos pré-fabricados são protendidos antes da concretagem, o comando utilizado *“predenifed field”* aplica uma tensão inicial no elemento, conforme Figura 3.17, sem que haja transferência de esforço para os demais componentes.

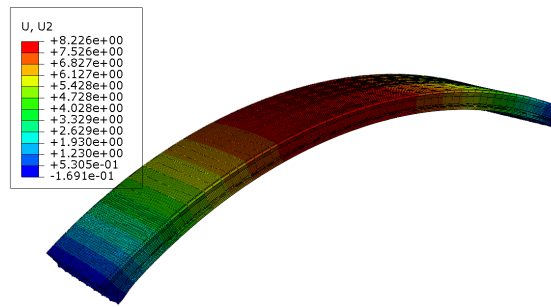
**Figura 3.17:** Aplicação da protensão



Fonte: o Autor (2020).

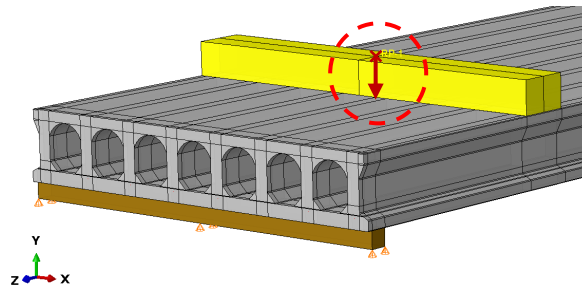
Após a primeira etapa, foi iniciado o *“step 1”*, aonde a estrutura recebeu o carregamento do peso próprio, através da ferramenta *“gravity”*, na qual utilizou as propriedades especificadas para as densidades dos materiais. Além deste carregamento, o comando *“tie”* aplicado entre as cordoalhas e o concreto entrou em funcionamento e iniciou a transferência das tensões dos cabos para o concreto, de maneira similar à liberação da protensão em pistas de fabricação das lajes alveolares.

Ao final do *“step 1”* o modelo apresentou os esforços solicitado das tensões geradas pela protensão e devido ao peso próprio, conforme ilustrado na Figura 3.18.

**Figura 3.18:** Contra-flecha na laje alveolar

Fonte: o Autor (2020).

Iniciou-se então o “*step 2*”, após todas as tensões iniciais, o modelo entrou em equilíbrio e estava pronto para receber a aplicação do deslocamento. O ponto de referência “reference point” é o local de aplicação do deslocamento apresentado na Figura 3.19.

**Figura 3.19:** Ponto de aplicação do deslocamento

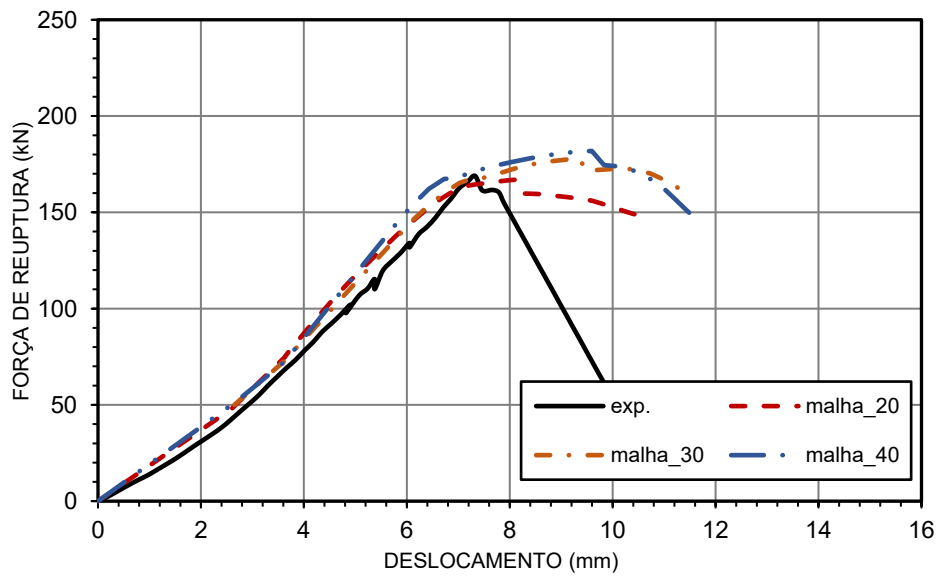
Fonte: o Autor (2020).

Em suma, percebeu-se que a metodologia proposta, abordou todas as etapas de fabricação do painel alveolar e desta maneira foi possível a simulação de todo comportamento estrutural da laje alveolar protendida quando submetida ao ensaio à força cortante.

### 3.5 VALIDAÇÃO DO MODELO

Inicialmente realizou-se o estudo de sensibilidade para a malha dos modelos, utilizando os valores já recomendados apresentados no item 2.3.2, é ilustrado na Figura 3.20 a variação na abertura da malha dos modelos entre os valores de 20 mm, 30 mm e 40 mm.

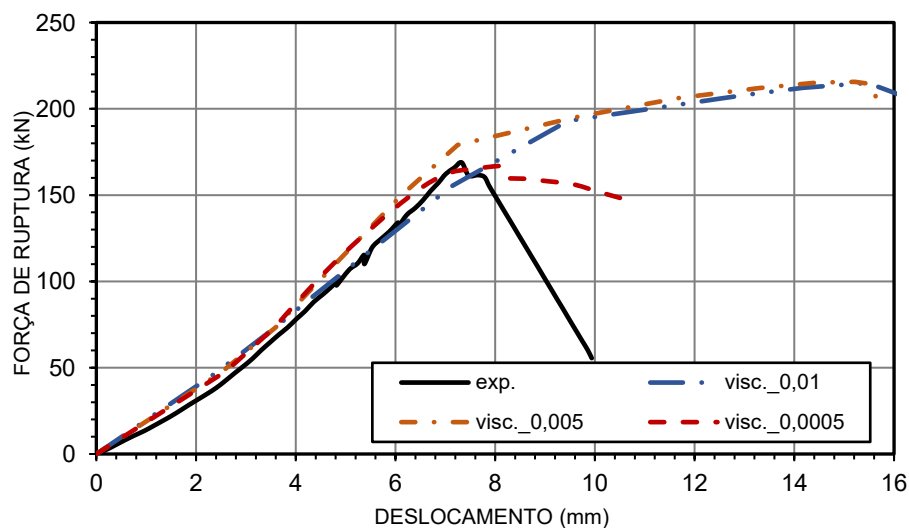
Notou-se que a utilização da malha de 20 mm apresentou melhor resultado de carga última, fornecendo uma diferença de 0,11% entre o valor último da malha de 40 mm. Apesar de exigir maior custo computacional, optou-se pela utilização da malha de 20 mm, por apresentar comportamento mais próximo ao experimental.

**Figura 3.20:** Variação na abertura da malha

Fonte: o Autor (2020).

Conforme Nguyen, Tan e Kanda (2019) perceberam, o modelo do CDP apresentou fatores de equacionamento que geraram grandes diferenças nos resultados, para isso foi necessário a utilização do parâmetro de viscosidade ( $\nu$ ) e a calibração do ângulo de dilatação ( $\psi$ ).

É apresentado na Figura 3.21 a variação no parâmetro de viscosidade ( $\nu$ ), cuja função é incorporar o comportamento viscoplástico do concreto nas equações de tensões e deformações do modelo CDP. Como previamente citado, este parâmetro fez que houvesse menos custo computacional, gerando menos incremento nas etapas de processamento, além de facilitar a convergência na estabilização das forças nodais (DEMIR *et al.*, 2018).

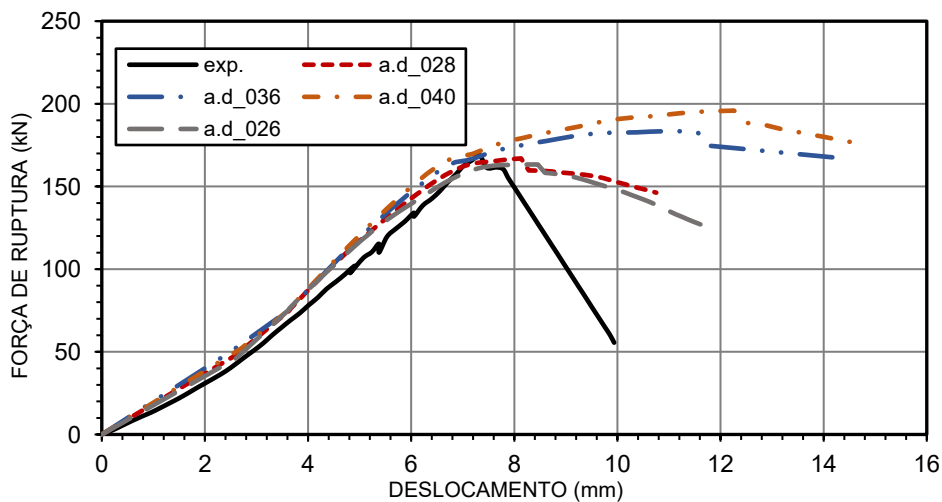
**Figura 3.21:** Variação no parâmetro viscosidade ( $\nu$ )

Fonte: o Autor (2020).

Observou-se que a utilização do parâmetro de viscosidade (visc.) com valor de 0,0005 apresentou comportamento bem próximo ao experimental, em contrapartida quando utilizado o valor 0,01 o resultado de carga última divergiu em 27,3% do modelo em laboratório. Além do número de incrementos para solucionar o modelo ter sido 1/3 do primeiro valor de teste. O resultado apresentado comprova a hipótese de Demir *et al.* (2018), em que a viscosidade é capaz de divergir em até 49,9% da carga última de ruptura.

O último fator avaliado a sensibilidade do modelo CDP é o ângulo de dilatação ( $\psi$ ). Para Medeiros (2018), em simulações é usualmente utilizado para o concreto valores entre 36° e 40°. É apresentado no Figura 3.22 a variação deste parâmetro.

**Figura 3.22:** Variação no ângulo de dilatação ( $\psi$ )



Fonte: o Autor (2020).

Observou que assim como Nguyen, Tan e Kanda (2019) apresentaram, o valor de 28° para o ângulo de dilatação (a.d) expõem melhor resposta para os esforços cortantes. Além de concluírem que o ângulo de dilatação não é apenas uma propriedade do material, mas é responsável pelo controle do comportamento estrutural do modelo.

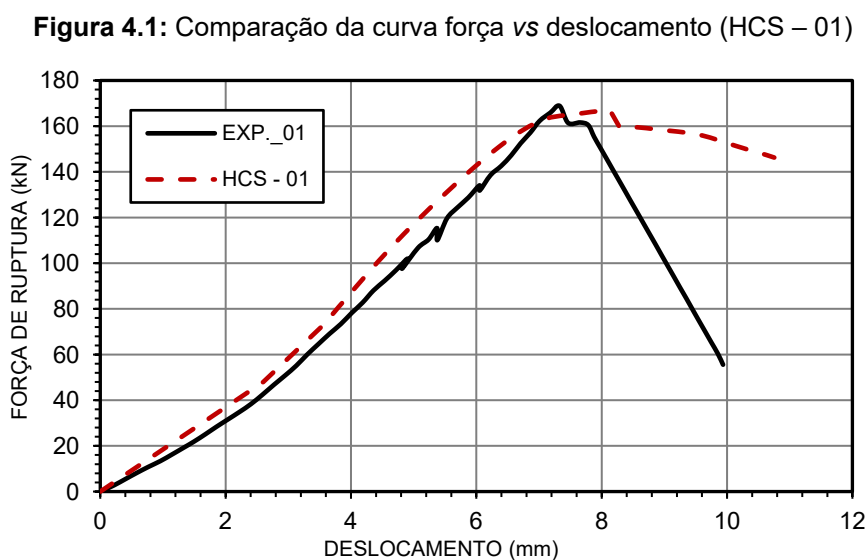
É válido ressaltar que após a validação do modelo HCS-01, sem abertura, foi possível observar os parâmetros de maiores influências, e desta maneira, aplicou-se a mesma metodologia nos modelos HCC-02, abertura de extremidade central e HCL-03, abertura de extremidade lateral. Os resultados das simulações de calibração e validação estão apresentados em sequência juntamente com a aplicação da metodologia.

# 4. APLICAÇÃO DA METODOLOGIA

Neste capítulo é exposto os resultados obtidos mediante a aplicação da metodologia proposta descrita anteriormente para a simulação de ensaio à força cortante. Inicialmente apresenta-se as curvas força vs deslocamento para os modelos, em sequência as cargas e deslocamentos últimos e é realizada também uma análise visual sobre o comportamento estrutural dos modelos em vista dos padrões de fissuras apresentados experimentalmente. Por fim, é demonstrado os valores obtidos numericamente e experimentalmente em comparação com o modelo de dimensionamento proposto pela NBR 14861:2011.

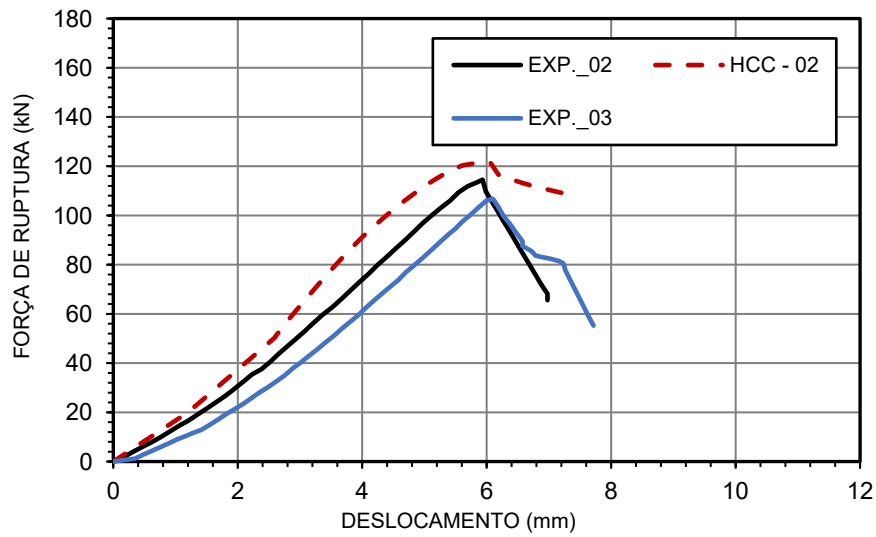
## 4.1 RESULTADOS DA VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

A comparação dos modelos inicialmente se deu a partir da curva força *versus* deslocamento, entre os resultados dos ensaios laboratoriais e com a utilização do MEF (método dos elementos finitos). É mostrado na Figura 4.1 o diagrama do modelo HCS - 01 com a utilização das não linearidades do aço e do concreto.



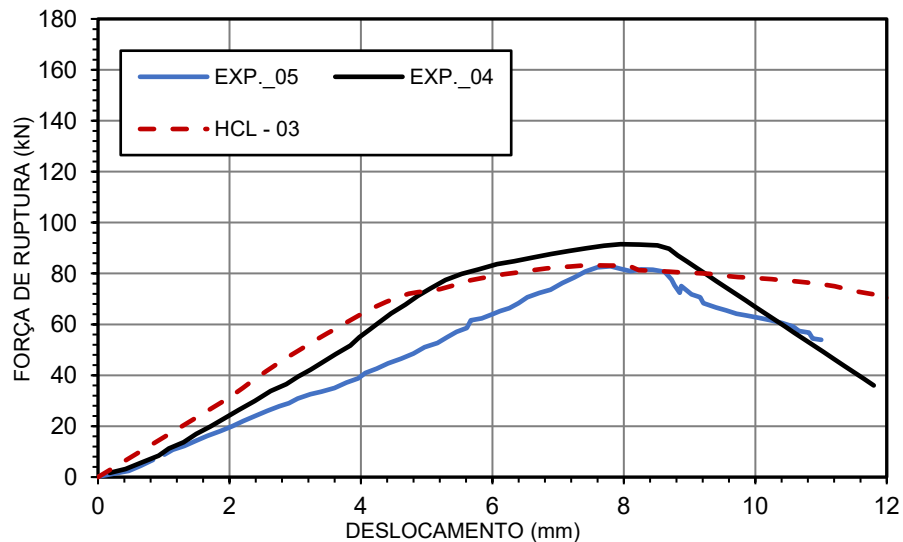
Fonte: o Autor (2020).

Percebeu-se, que o modelo foi capaz de prever o comportamento estrutural da laje alveolar para o ensaio à força cortante, apresentando boa concordância com o modelo experimental realizado. Em seguida, é ilustrado na Figura 4.2 a curva para o modelo HCC - 02.

**Figura 4.2:** Comparação da curva força vs deslocamento (HCC – 02)

Fonte: o Autor (2020).

Como foi possível observar, o modelo HCC – 02 apresentou em seu comportamento ligeira diferença de rigidez com relação aos modelos experimentais, entretanto se manteve com aproximação nas cargas e deslocamentos últimos, é demonstrado na Figura 4.3 a curva para o modelo HCL – 03.

**Figura 4.3:** Comparação da curva força vs deslocamento (HCL – 03)

Fonte: o Autor (2020).

Notou-se que o modelo HCL – 03, representou o comportamento estrutural da laje alveolar com abertura de extremidade para o ensaio à força cortante, devido à proximidade da curva do modelo numérico com o experimental, apesar de ligeira diferença na rigidez o modelo ainda sim foi capaz de apresentar cargas e deslocamentos últimos iguais ao ensaio

experimental 05. A diferença entre os valores experimentais 04 e 05, ocorreu devido ao processo de produção, posicionamento do ensaio e demais imperfeições que podem ocorrer em laboratório. É apresentado na Tabela 4.1 os valores para as cargas últimas e deslocamentos máximo dos modelos em comparação aos resultados experimentais, para o modelo HCC – 02, utilizou-se como parâmetro de referência a curva exp.\_02 e para o modelo HCL – 03, a curva exp.\_04.

**Tabela 4.1:** Valores experimentais vs numérico

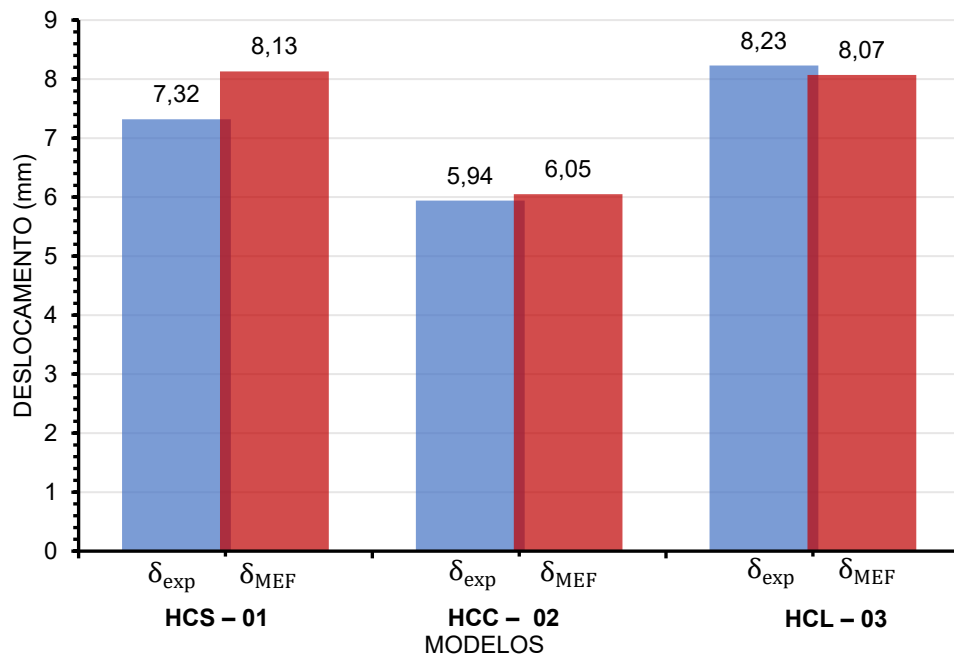
<b>Modelo</b>	$f_u$ (kN)	$\delta_{m\acute{a}x}$ (mm)	$f_{u/MEF}$ (kN)	$\delta_{m\acute{a}x/MEF}$ (mm)	$f_{u/MEF}/f_{u/exp}$	$\delta_{m\acute{a}x/MEF}/\delta_{m\acute{a}x/exp}$
<b>HCS - 01</b>	168,89	7,32	166,98	8,13	0,99	1,11
<b>HCC - 02</b>	114,51	5,94	121,45	6,05	1,06	1,02
<b>HCL - 03</b>	91,50	8,23	83,30	8,07	0,92	0,98

Fonte: o Autor (2020).

Portanto, foi observado que o valor de força última ( $f_u$ ) para o modelo de referência HCS – 01 apresentou divergência de 1,00% em relação ao ensaio experimental, assim como o modelo HCL – 03 divergiu em 0,80% do experimental, ambos os modelos apresentaram pequena diferença e valores de força de ruptura bem aproximadas. Entretanto, o modelo HCC – 02 foi o que apresentou significativa divergência de força de ruptura com 6,00%, além de apresentar o comportamento mais rígido durante o processamento do ensaio. Este comportamento ocorreu devido as condições de contorno do modelo numérico, a laje com a abertura de extremidade central, no ensaio experimental possivelmente perdeu mais área de apoio e contato, em contrapartida, o contato utilizado na simulação numérica, se manteve proporcionalmente distribuído na região de apoio.

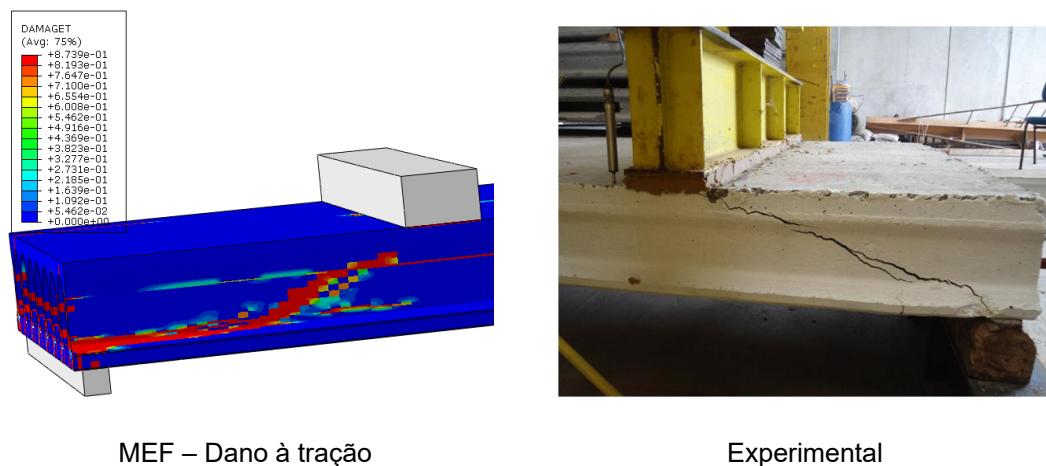
Além do mais, foi comparado os deslocamentos máximos ( $\delta_{m\acute{a}x}$ ), e para os modelos HCC – 02 e HCL – 03, os valores não apresentaram significativa divergência, constando diferenças abaixo de 2,00% de deslocamento máximo. O modelo HCS – 01 apresentou maior tenacidade e, portanto, maior deslocabilidade ultrapassando em 0,81 mm a laje alveolar do ensaio experimental demonstrando assim, que o modelo numérico foi capaz de deslocar mais até a força de ruptura, apresentando uma divergência de 11% em relação ao modelo experimental. É ilustrado na Figura 4.4 a diferença nos valores máximos de deslocamentos.

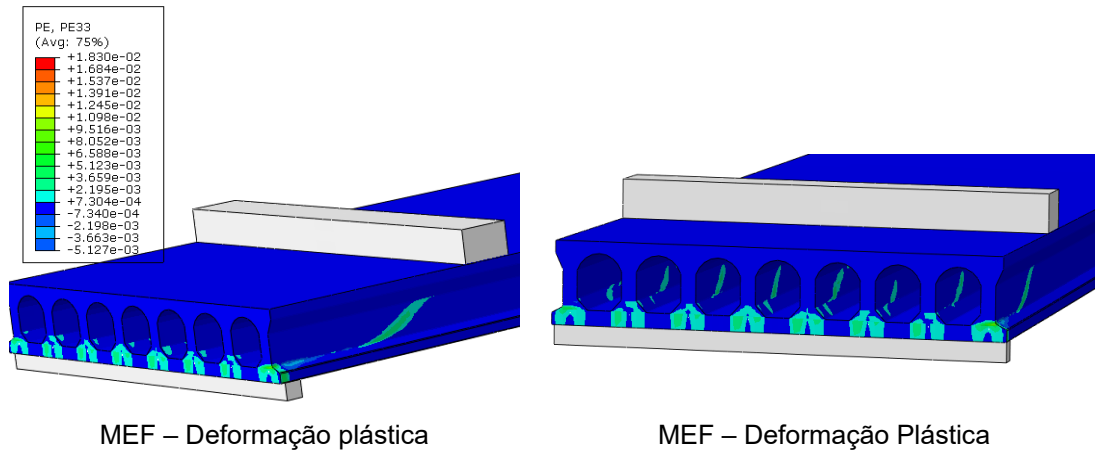


**Figura 4.4:** Diferença nos valores máximos de deslocamento

Fonte: o Autor (2020).

Além das curvas força *versus* deformação, foi utilizado como critério de comparação o padrão de fissuração no momento da ruptura de cada laje alveolar, e desta maneira, captada pelo método dos elementos finitos por meio de danos à tração inseridos no modelo do CDP através do software ABAQUS®, é demonstrado na Figura 4.5 o dano à tração e a deformação plástica do concreto para o modelo HCS – 01.

**Figura 4.5:** Dano à tração e deformação plástica (HCS – 01)

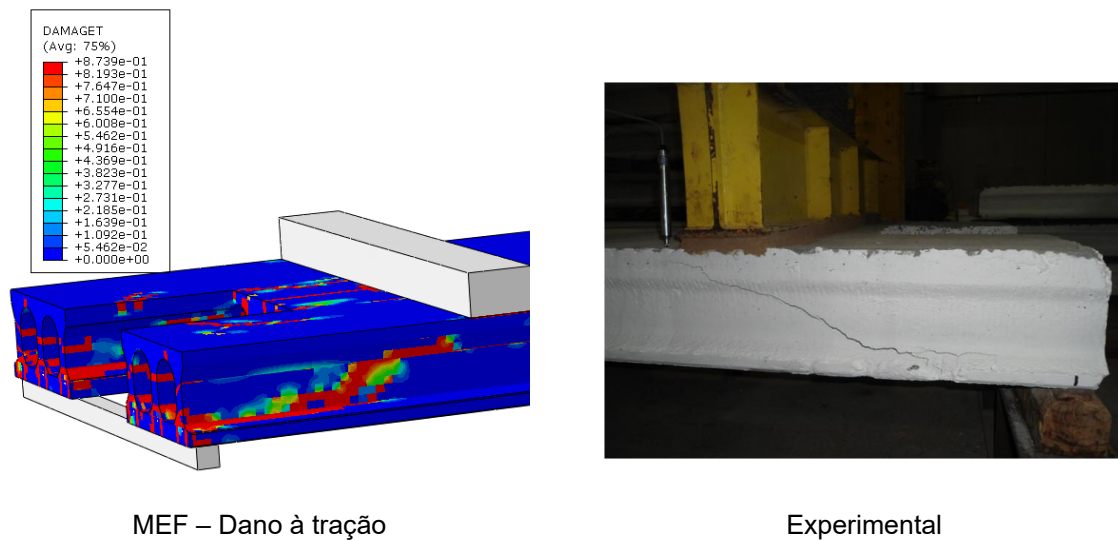


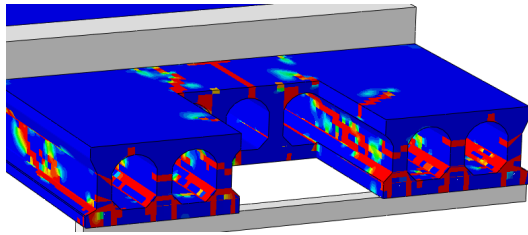
Fonte: o Autor (2020).

Como foi possível observar, o dano à tração do modelo HCS – 01 se equiparou ao padrão de fissuração da laje alveolar ensaiada em laboratório. Conforme o manual ABAQUS®, o dano à tração representa a parte em que o material atingiu o limite de plasticidade e, portanto, ocorre a consideração de redução da rigidez naquele elemento. Ainda foi possível observar a parte plastificada do concreto nas nervuras da laje alveolar, sendo o posicionamento do dano à tração e da fissura em escala real similares, logo percebeu-se que o modelo rompeu por força cortante e apresentou o mesmo padrão que o experimental.

O modelo HCC – 02 também foi analisado mediante os padrões de fissuração e deformação plástica do concreto, é ilustrado na Figura 4.6 os resultados.

**Figura 4.6:** Dano à tração e deformação plástica (HCC – 02)

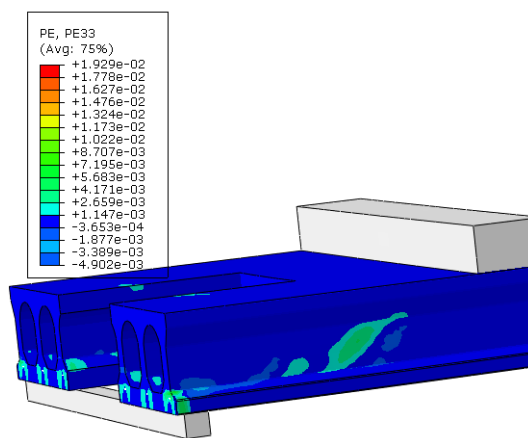




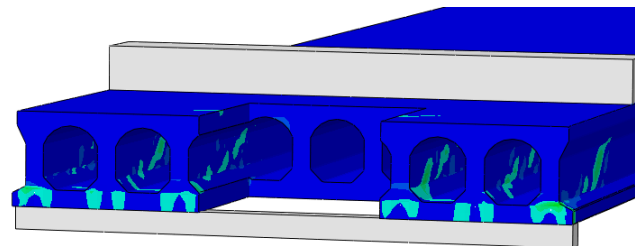
MEF – Dano à tração



Experimental



MEF – Deformação plástica



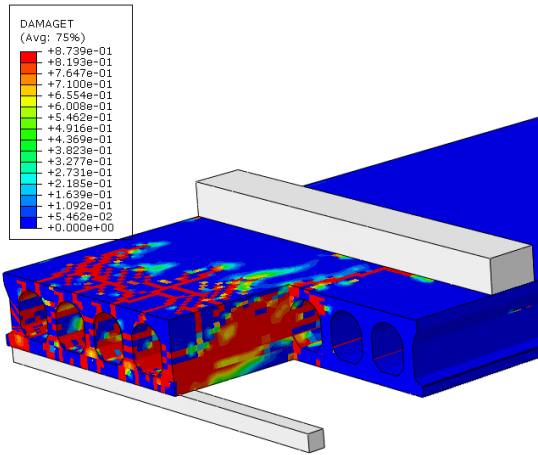
MEF – Deformação plástica

Fonte: o Autor (2020).

Notou-se que o modelo HCC – 02, com abertura de extremidade central apresentou ruptura tipicamente por força cortante, e o dano à tração obtido foi semelhante ao resultado experimental, com o aparecimento da fissura inclinada conforme demonstrado por Fusco (2008). Além do mais, a presença da abertura apresentou maiores deformações plásticas nas nervuras existentes, devido a redistribuição dos esforços. É apresentado na Figura 4.7 o mesmo procedimento para o modelo HCL – 03.

Como pode-se perceber, o modo de ruptura do modelo HCL – 03, apresentou grande proximidade do ensaio experimental, sendo tipicamente por força cortante. Entretanto, assim como Pinheiro (2017) pontuou, houve na parte superior da laje uma aparente tendência de ruptura por torção iniciando-se do lado direito, e confirmada com a deformação plástica do concreto indicado que houve deformações significativas na região.

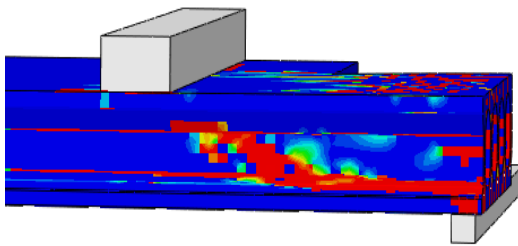
**Figura 4.7:** Dano à tração e deformação plástica (HCL – 03)



MEF – Dano à tração



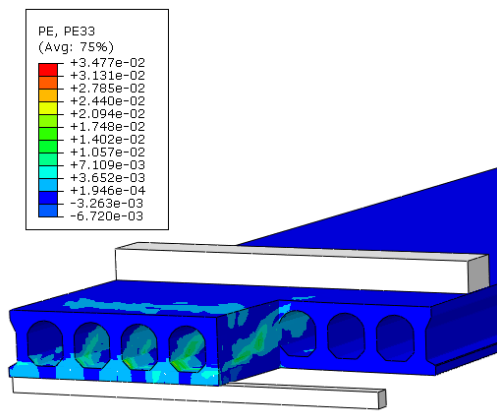
Experimental



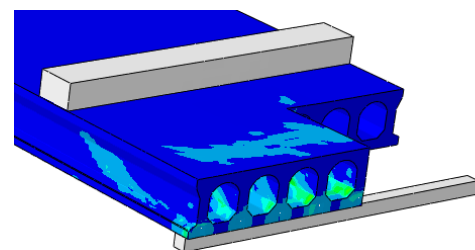
MEF – Dano à tração



Experimental



MEF – Deformação plástica



MEF – Deformação plástica

Fonte: o Autor (2020).

## 4.2 RESULTADOS CONFORME AS FOMULAÇÕES DA NBR 14861:2011

Uma vez obtido os valores últimos dos modelos numéricos, foi interessante averiguar se estavam dentro dos padrões normativos de segurança, e para isso, foi realizada as comparações entre os valores numéricos e as formulações da NBR 14861:2011 (ABNT, 2011).

Logo, foi utilizado as Equações (2.7) até (2.12), e desta maneira, verificado se os valores apresentados encontraram-se conforme a norma brasileira. A metodologia de cálculo da resistência ao esforço cortante contida na norma técnica nacional, não prevê aberturas em lajes alveolares, portanto, para o modelo HCS – 01, utilizou-se as formulações conforme é prescrito. Entretanto, para os modelos HCC – 02 e HCL – 03, com aberturas, foi realizado a adaptação na NBR 14861:2011 (ABNT, 2011), conforme Pinheiro (2017) apresentou. Deste modo foi possível obter os valores de: força cortante de projeto ( $V_{rd}$ ), força cortante característica ( $V_{rk}$ ), força cortante experimental ( $V_{exp}$ ) e força cortante numérica ( $V_{mef}$ ). Todos os valores são apresentados na Tabela 4.2.

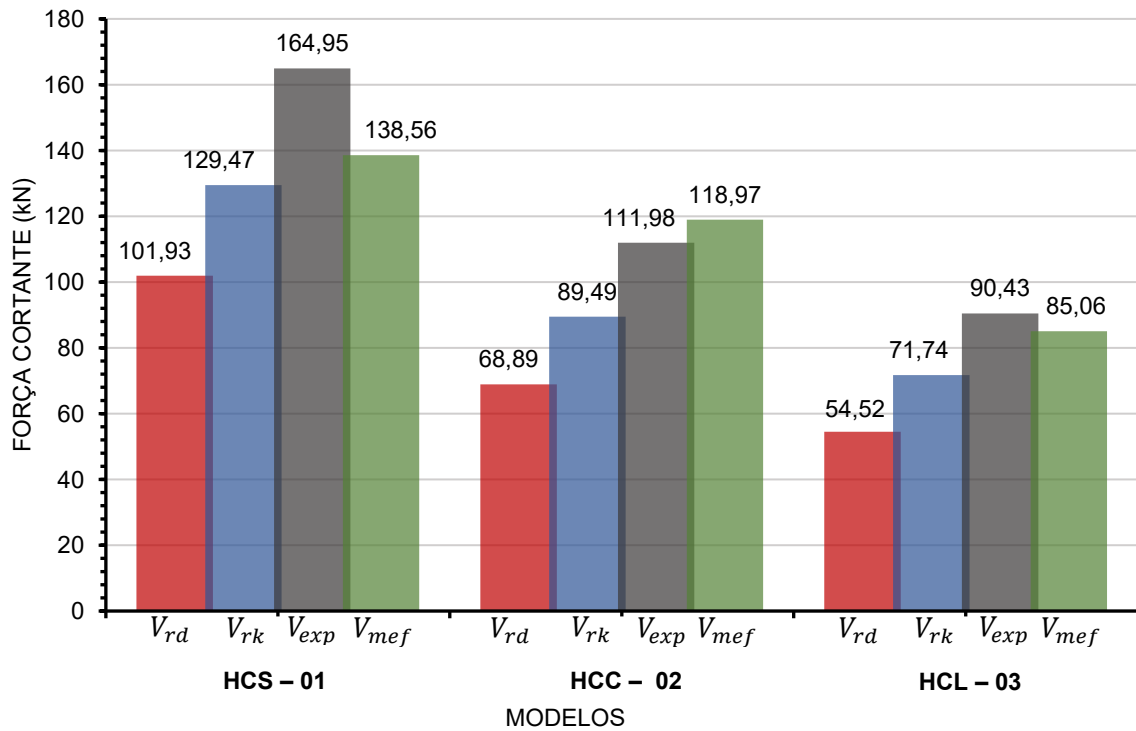
**Tabela 4.2:** Valores de força cortante em kN

Modelo	Cortante de projeto ( $V_{rd}$ )	Cortante característica ( $V_{rk}$ )	Cortante experimental ( $V_{exp}$ )	Cortante numérica ( $V_{mef}$ )	$V_{mef}/V_{exp}$
HCS - 01	101,93	129,47	164,95	138,56	0,84
HCC - 02	68,89	89,49	111,98	118,97	1,06
HCL - 03	54,52	71,74	90,43	85,06	0,94

Fonte: o Autor (2020).

Como foi possível observar, os valores de força cortante de projeto ( $V_{rd}$ ), são os valores encontrados no dimensionamento dos painéis alveolares com a adoção dos coeficientes de segurança, em contrapartida, os valores característicos ( $V_{rk}$ ), são referentes ao dimensionamento de projeto, porém sem a utilização dos coeficientes de segurança. Logo, percebeu-se que a diferença entre os valores de força cortante experimental ( $V_{exp}$ ) e força cortante numérica ( $V_{mef}$ ), foram relativamente próximas.

Demonstrando assim que o comportamento da simulação do ensaio à força cortante, apresentou resultados esperados. Foi possível observar também que a retirada dos coeficientes de segurança nas formulações apresenta um acréscimo de aproximadamente 29,50% na capacidade resistiva de força cortante de cada laje alveolar, mesmo para os modelos com aberturas. Na Figura 4.8 é ilustrado a diferença nos valores de resistência à força cortante.

**Figura 4.8:** Diferença nos valores de resistência à força cortante

Fonte: o Autor (2020).

Assim sendo, foi possível notar a diferença nos valores de resistência à força cortante, e observou que os modelos numéricos HCS - 01 e HCL - 03, apresentaram valores inferiores de força cortante numérica em relação ao ensaio experimental, e somente o modelo HCC - 02, apresentou valor numérico superior ao experimental.

# 5. ANÁLISE DE RESULTADOS

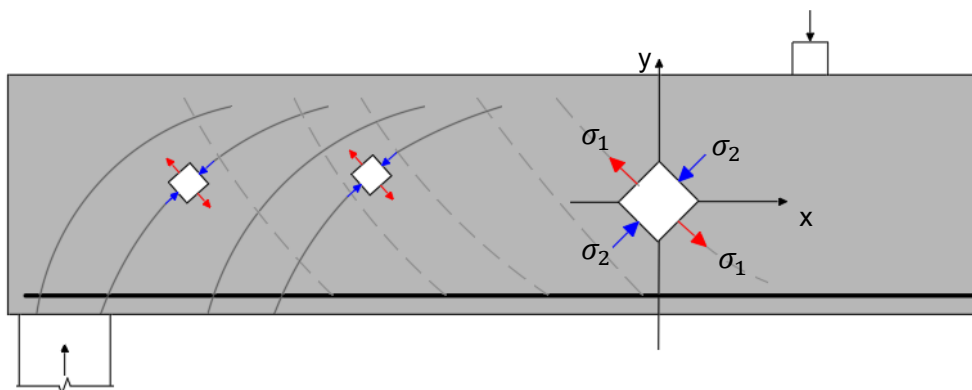
Ao longo deste capítulo é apresentada a análise dos resultados obtidos mediante a aplicação da metodologia descrita. Desta forma, buscou-se analisar o comportamento estrutural do ensaio à força cortante das lajes alveolares, demonstrando os modos de falha dos modelos, as tensões principais e o comportamento nas nervuras e pôr fim a influência das aberturas no comportamento global do elemento.

## 5.1 ANÁLISE DO MODO DE FALHA DOS MODELOS NUMÉRICOS

Previamente, notou-se que todos os modelos apresentaram rupturas similares aos ensaios experimentais, sendo tipicamente por força cortante. Desta maneira, buscou-se investigar por meio dos elementos finitos e demais formulações analíticas, o comportamento estrutural do ensaio à força cortante de lajes alveolares protendidas com e sem aberturas.

O modelo tradicional da ruptura por tração diagonal é composto pela teoria elementar das vigas e desta forma, para o cálculo das tensões principais ( $\sigma_{1,2}$ ), Figura 5.1, nas nervuras das lajes alveolares, utilizou os valores encontrados no ABAQUS® referente a tensão normal no eixo x ( $\sigma_x$ ), e a tensão de cisalhamento ( $\tau_{xy}$ ), sendo assim foi possível com a utilização da Equação (2.1), obter as tensões de tração nas nervuras.

**Figura 5.1:** Tensões principais ( $\sigma_{1,2}$ )

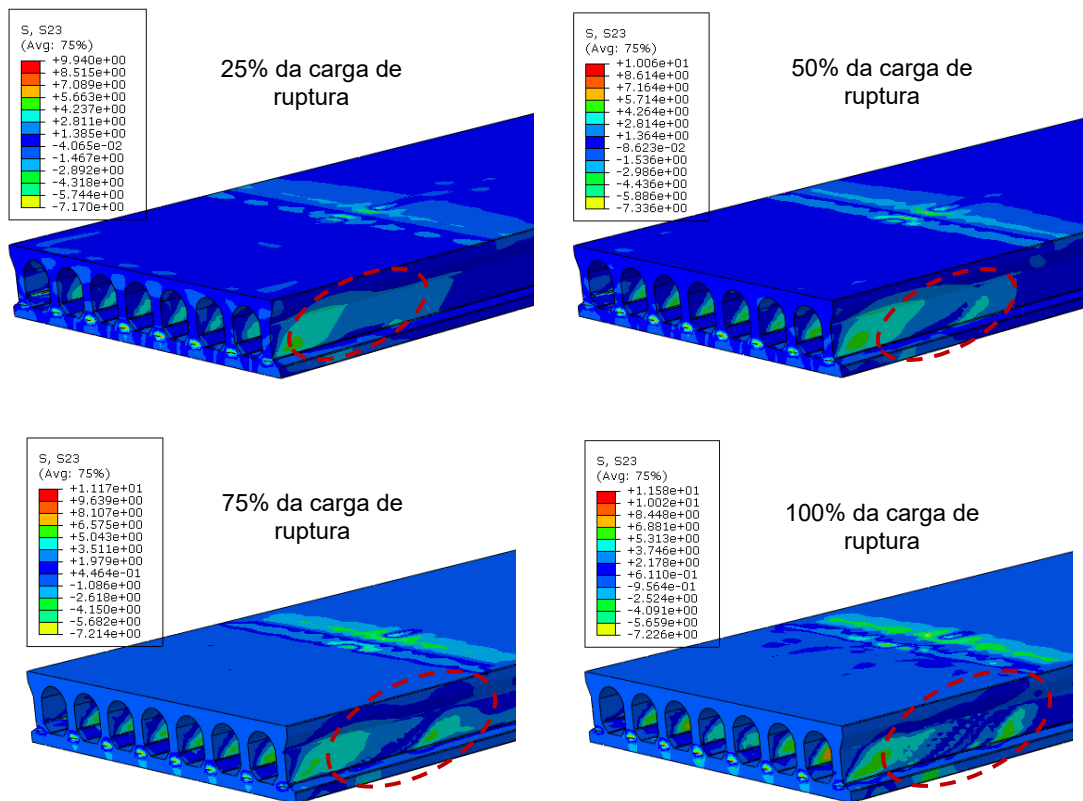


Fonte: o Autor (2020).

Inicialmente encontrou-se o ponto crítico, como apresentado na Figura 2.6, e posteriormente aplicou os valores encontrados nas formulações das tensões principais, obtendo desta maneira, a tensão de tração que ocasionou a ruptura das nervuras e a tensão

de compressão na biela, este procedimento foi realizado em todos os modelos, e os resultados apresentados adiante foram as tensões encontradas no ponto crítico de cada painel alveolar. É ilustrado na Figura 5.2 a evolução das tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ), provenientes dos esforços cortantes, no modelo sem a presença de aberturas HCS – 01.

**Figura 5.2:** Evolução das tensões cisalhantes  $\tau_{xy}$  em MPa. (HCS – 01)



Fonte: o Autor (2020).

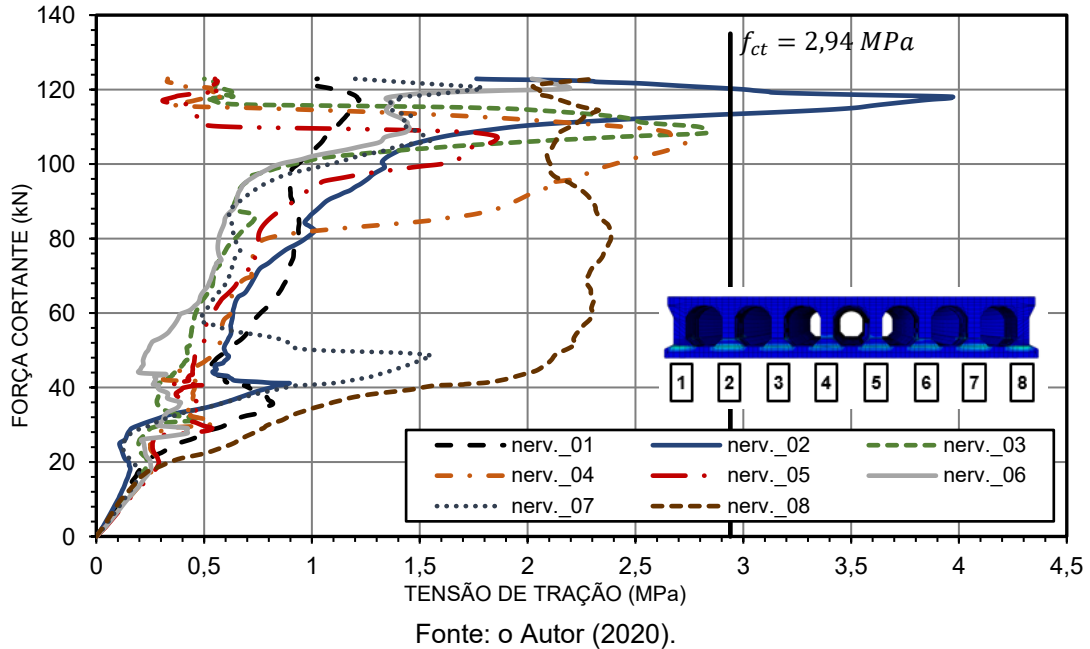
Foi possível verificar que o início das tensões de cisalhamento ocorreu de maneira ascendente, ou seja, do início da altura da armadura longitudinal até a região de aplicação da carga e intensificando-se à medida em que foi imposto maior carregamento, surgindo desta maneira o ângulo de inclinação da biela de compressão, comprovando que a tensão de cisalhamento é responsável pela inclinação das tensões principais. É apresentado na Figura 5.3 a tensão de tração principal ( $\sigma_1$ ) das nervuras para o modelo sem abertura (HCS – 01).

Logo notou-se que a nervura 2 (nerv.\_02) apresentou tensão de tração acima do limite do concreto ( $f_{ct}$ ), com o valor máximo de 3,96 MPa, superando em 34,69% a resistência à tração do concreto. Portanto, conforme Yang (1994), Marquesi (2014) e Santos (2014) afirmaram, a ruptura por tração diagonal foi responsável pela falha do modelo, e ocorreu localizada somente na nervura 2, ficando as outras nervuras ainda abaixo do limite em até

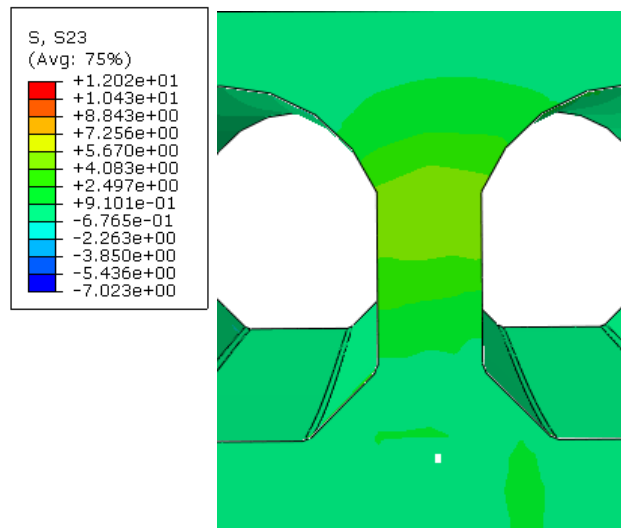


3,88%, caso da nervura 3 (nerv.\_03). É apresentado na Figura 5.4 a seção transversal no ponto crítico da nervura 2, no momento da ruptura.

**Figura 5.3:** Tensão de tração principal nas nervuras ( $\sigma_1$ ). (HCS – 01)

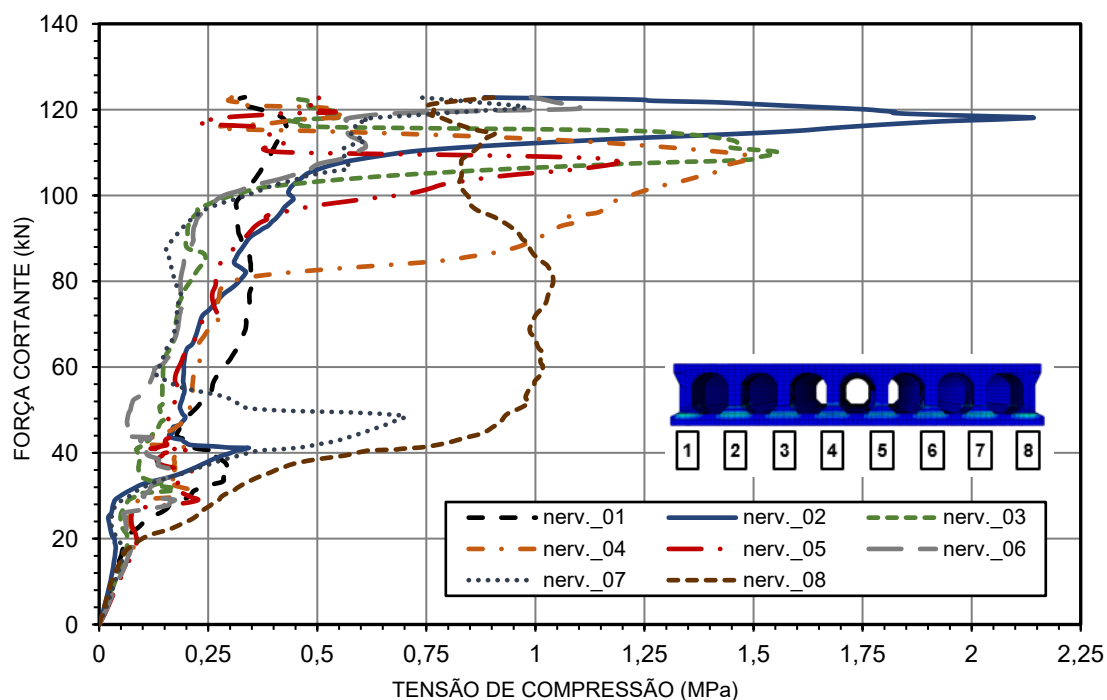


**Figura 5.4:** Tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ) na seção transversal em MPa. (nerv.\_02)



Portanto, observou que as tensões cisalhantes nas extremidades tendem a zero, como já era esperado, entretanto as tensões estão próximas a 5,67 MPa na região central da nervura, aonde ocorre a redução da largura da seção, sendo estas tensões responsáveis pela ruptura do modelo e também por inclinarem a biela de compressão em um ângulo médio de 28,53° para o caso da nervura 2, é ilustrado na Figura 5.5 a tensão na biela de compressão para cada nervura do modelo HCS – 01.

**Figura 5.5:** Tensão de compressão principal nas nervuras ( $\sigma_2$ ). (HCS – 01)



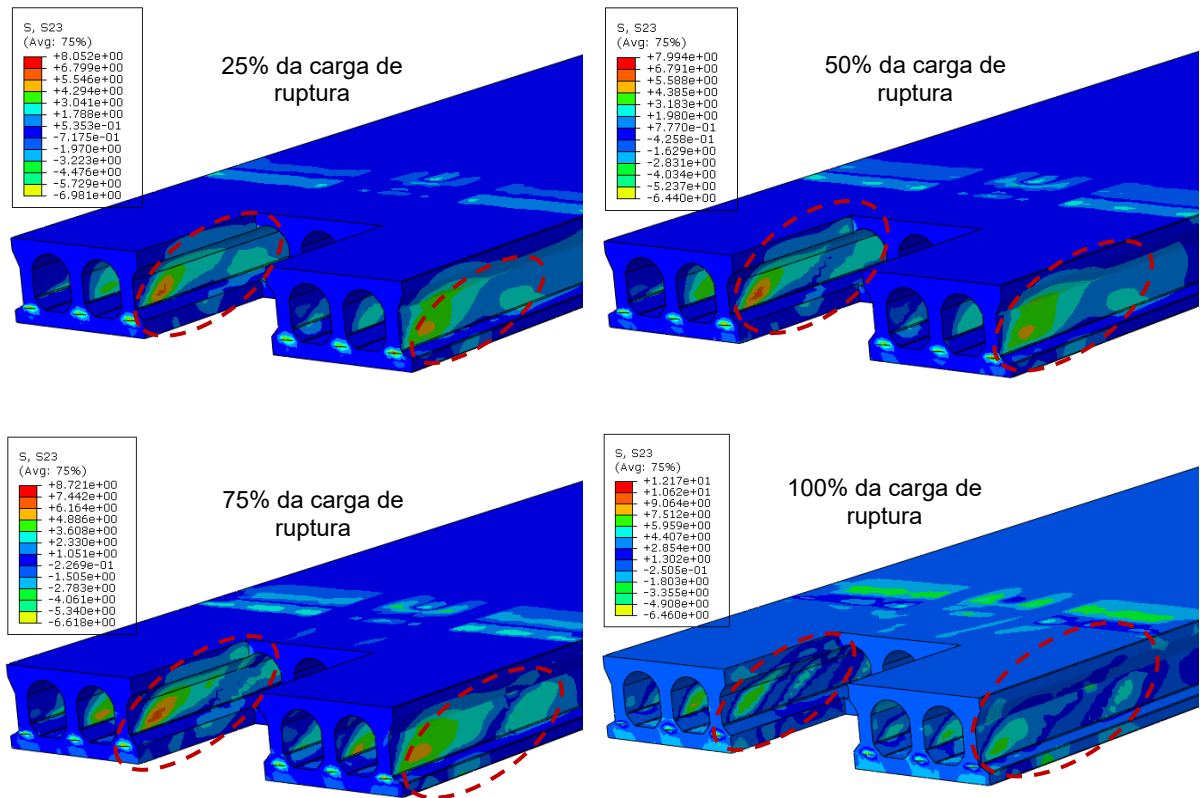
Fonte: o Autor (2020).

Quanto a tensão de compressão, foi verificado que nenhuma das nervuras atingiram o limite da biela, que estava próximo a 5,54 MPa, calculado segundo a NBR 14861:2011 (ABNT, 2011) com base no  $V_{rd,2}$ . Além de que a nerv.\_02, também atingiu os maiores valores de tensão na compressão, na ordem de 2,14 MPa, ainda assim correspondente a 38,63% do limite. Portanto, para o modelo HCS – 01, comprovou-se que a nervura 2 foi a mais solicitada em ambas as situações e a ruptura do modelo ocorreu de fato por tração diagonal devido as altas tensões de cisalhamento. Ainda segundo Yang (1994), é comum que a ruptura ocorra por tração nas nervuras, uma vez que as tensões de tração foram maiores que as tensões de compressão.

Os mesmos processos de cálculo foram realizados para o modelo HCC – 02, e obtido os valores das tensões principais, ângulo da biela de compressão e a evolução das tensões de cisalhamento conforme o incremento de carregamento, ilustrado na Figura 5.6.

Foi possível constatar que a evolução das tensões de cisalhamento ocorreu no sentido inclinado saindo da armadura longitudinal em direção ao ponto de aplicação da carga, assim como no modelo HCS – 01, sendo perceptível este comportamento também nas nervuras ao lado da abertura central. Percebeu-se que as tensões nas nervuras próximas as aberturas apresentaram valores superiores as demais para os esforços de força cortante com observado na Figura 5.6.

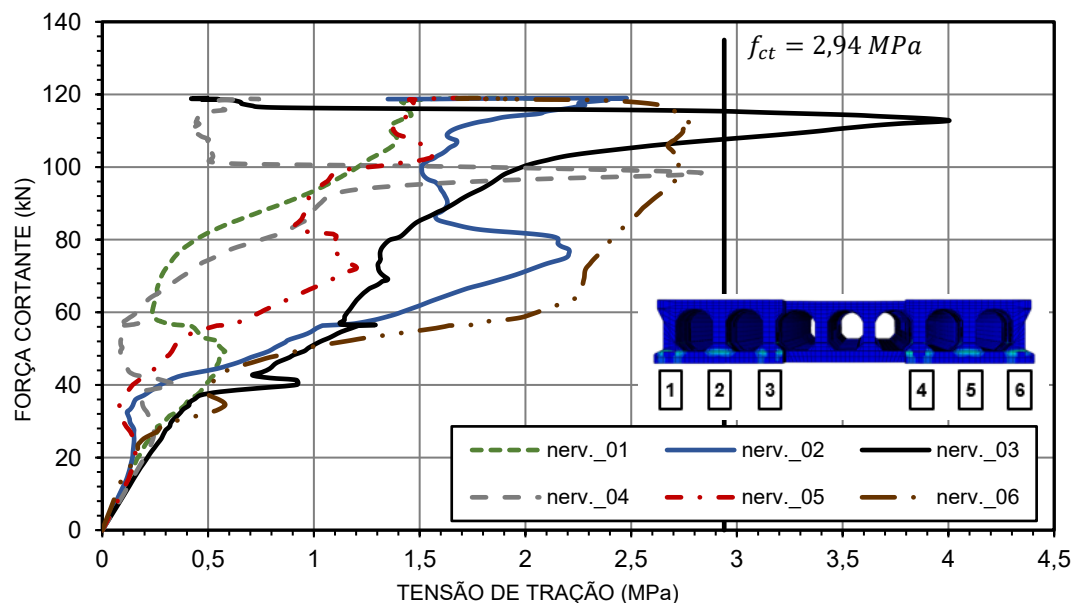
**Figura 5.6:** Evolução das tensões cisalhantes  $\tau_{xy}$  em MPa. (HCC – 02)



Fonte: o Autor (2020).

É ilustrado na Figura 5.7 o valor da tensão de tração principal nas nervuras para lajes alveolares com abertura de extremidade central com 400 x 400 mm, modelo HCC – 02.

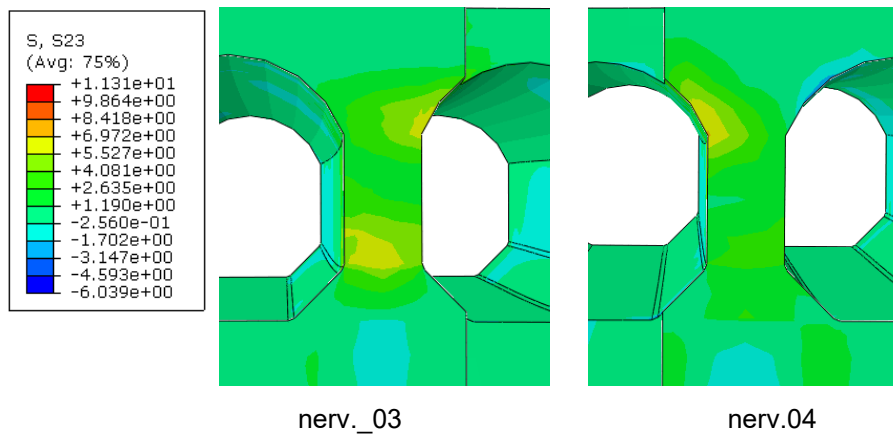
**Figura 5.7:** Tensão de tração principal nas nervuras ( $\sigma_1$ ). (HCC – 02)



Fonte: o Autor (2020).

Logo, a nervura 3 (nerv.\_03) apresentou valor superior da resistência à tração do concreto, com uma magnitude de 36,05% de carga acima do limite, totalizando uma tensão de 4,00 MPa. Notou-se que a nerv.\_04, também apresentou valores próximos ao limite de ruptura ficando 0,38% abaixo, ou seja, as nervuras adjacentes a abertura central foram sobrecarregadas e apresentaram valores próximos ao limite. É apresentado na Figura 5.8 a seção transversal no ponto crítico da nervura 3 e 4, no momento da ruptura.

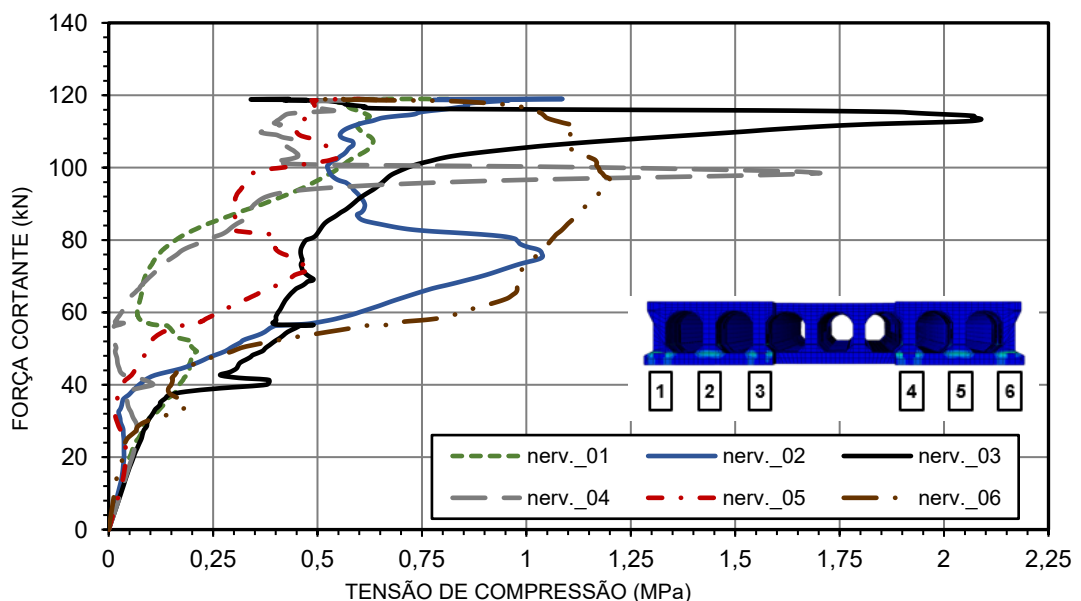
**Figura 5.8:** Tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ) na seção transversal em MPa



Fonte: o Autor (2020).

Portanto, as tensões de extremidades foram próximas de zero, e a região com a menor largura apresentou elevadas tensões de cisalhamento, gerando altas tensões de tração e fazendo com que o ângulo da biela de compressão fosse em média de 25,50°, é apresentado no Figura 5.9 as tensões na biela de compressão para o modelo HCC – 02.

**Figura 5.9:** Tensão de compressão principal nas nervuras ( $\sigma_2$ ). (HCC – 02)

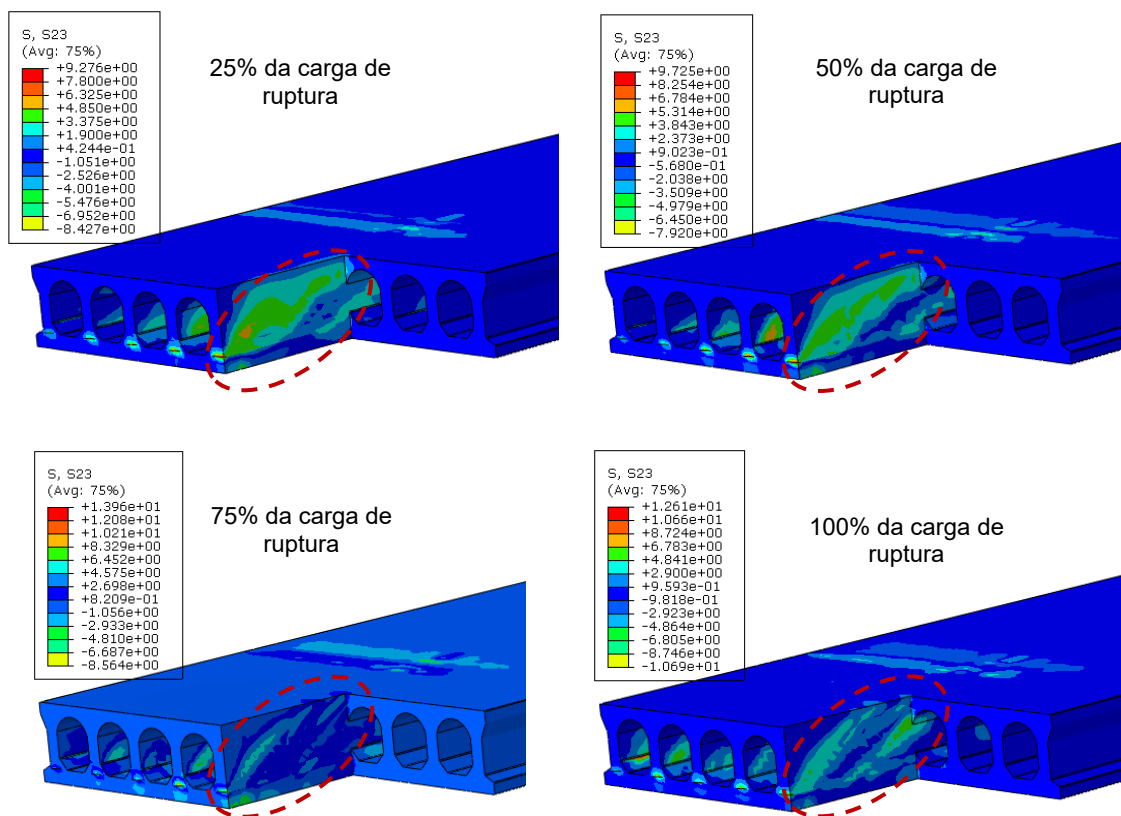


Fonte: o Autor (2020).

No modelo HCC – 02, observou-se que as tensões na biela de compressão para a nerv.\_03, maior solicitação, foi de 2,08 MPa, apresentando valor 37,54% inferior ao limite. Portanto, como era esperado a ruptura do modelo HCC – 02, ocorreu por tração diagonal na nervura 3, apresentando valor muito superior a resistência à tração do concreto, fato este que ocorreu devido a presença da abertura ocasionando a redistribuição dos esforços e sobrecarregando as nervuras adjacentes a abertura, situação também apresentada por Pachalla e Prakash (2017a).

Para o modelo com abertura de extremidade lateral, HCL – 03, também foi realizado os mesmos procedimentos que os demais, e conforme Figura 5.10, foi possível notar que a tensão de cisalhamento iniciou próxima a armadura longitudinal e percorreu de maneira inclinada até o ponto de aplicação da carga, maneira análoga aos outros dois modelos.

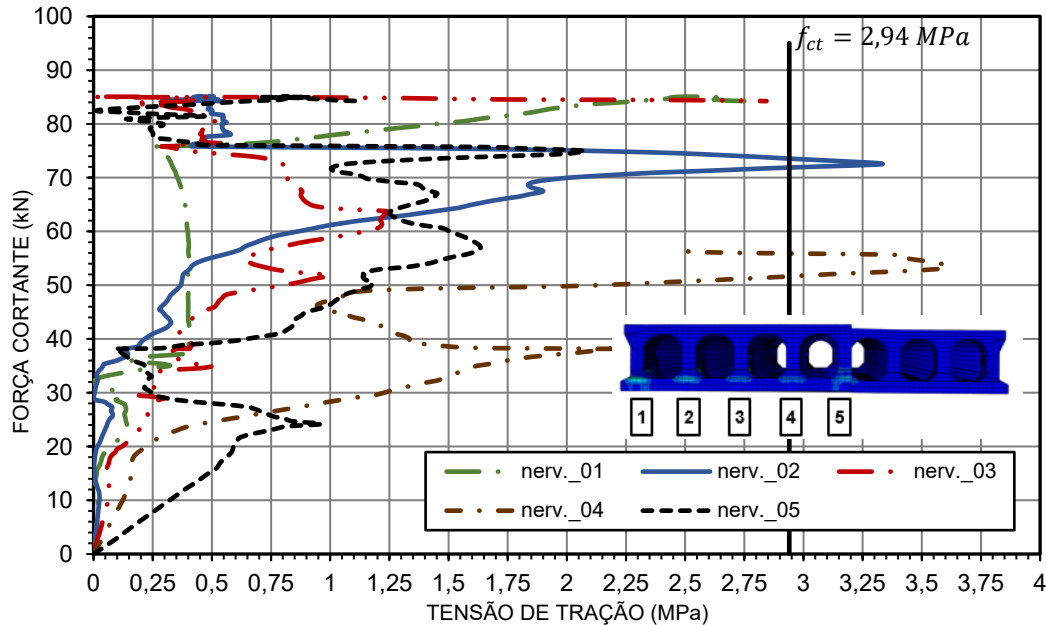
**Figura 5.10:** Evolução das tensões cisalhantes  $\tau_{xy}$  em MPa. (HCL – 03)



Fonte: o Autor (2020).

Os valores obtidos, apresentaram elevada concentração de tensões na região das nervuras, superiores as tensões encontradas nos modelos anteriores. É apresentado no Figura 5.11 a tensão principal de tração para o modelo HCL – 03.

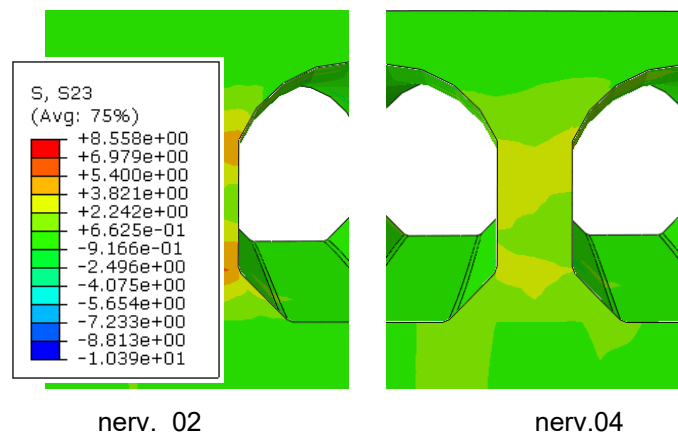
**Figura 5.11:** Tensão de tração principal nas nervuras ( $\sigma_1$ ). (HCL – 03)



Fonte: o Autor (2020).

Logo, foi visto que a nervura 2 (nerv.\_02) e a nervura 4 (nerv.04) apresentaram tensão de tração superior à tensão de resistência à tração do concreto, e devido a isto, houve a ruptura. Entretanto, as demais nervuras apresentaram valores aproximados da ruptura, e possivelmente, se fosse suportado mais carga elas também apresentariam o mesmo tipo de ruptura, é demonstrado na Figura 5.12 a seção transversal no ponto crítico da nervura 2 e 4, no momento da ruptura.

**Figura 5.12:** Tensões cisalhantes ( $\tau_{xy}$ ) na seção transversal em MPa

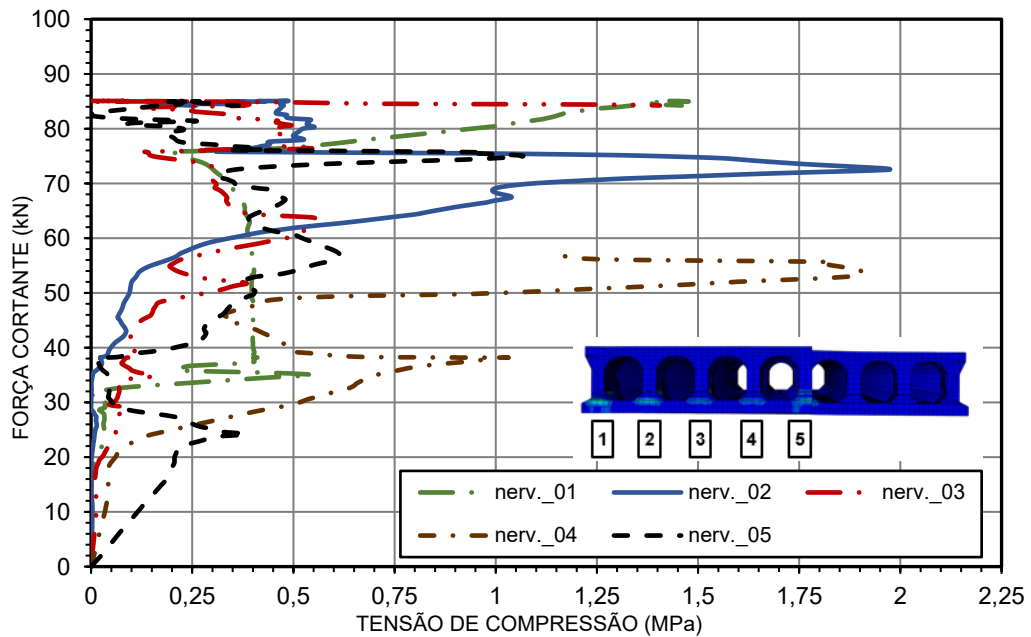


Fonte: o Autor (2020).

A seção transversal das nervuras apresentou valores aproximados de zero nas extremidades e valores de até 6,97MPa, na região próxima ao centro de gravidade do elemento, confirmando a teoria de que as tensões principais se igualam as tensões normais

nas regiões de esforços horizontais e assim, as tensões cisalhantes são responsáveis pela inclinação da biela de compressão, apresentada neste modelo pelo valor médio de 26,59%. É demonstrado na Figura 5.13 a tensão principal de compressão para as nervuras do modelo HCL – 03.

**Figura 5.13:** Tensão de compressão principal nas nervuras ( $\sigma_2$ ). (HCL – 03)

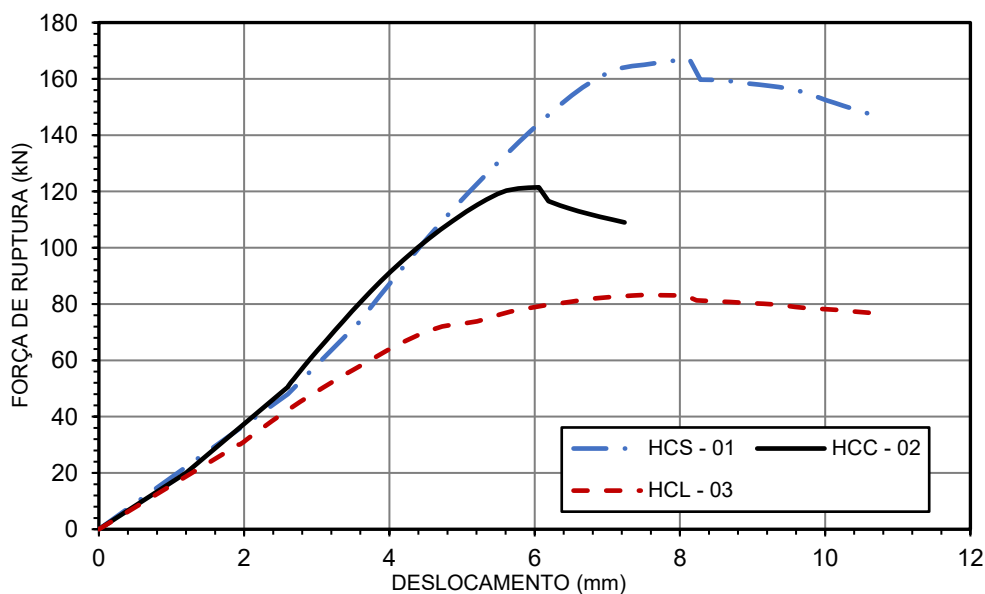


Fonte: o Autor (2020).

Por fim, observou que a tensão principal de compressão apresentou valores abaixo do limite, e o modelo HCL – 03, rompeu por tração diagonal devido a falha da nervura 2 e 4, estas localizadas anteriormente à extremidade, além de apresentar a redistribuição das solicitações para todas as outras nervuras.

## 5.2 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DAS ABERTURAS NAS LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS

Após realizada a análise do modo de falha das lajes alveolares no ensaio à força cortante, foi possível comparar os modelos numéricos e assim quantificar a influência da abertura na redistribuição dos esforços e na capacidade resistiva de cada laje alveolar, além de verificar se as cargas de carregamento últimas estavam inferiores a NBR 14861:2011, garantindo a segurança no dimensionamento dos sistemas. É apresentado no Figura 5.14 a comparação entre a carga de ruptura e o deslocamento máximo para cada modelo numérico.

**Figura 5.14:** Comparação força vs deslocamento entre modelos

Fonte: o Autor (2020).

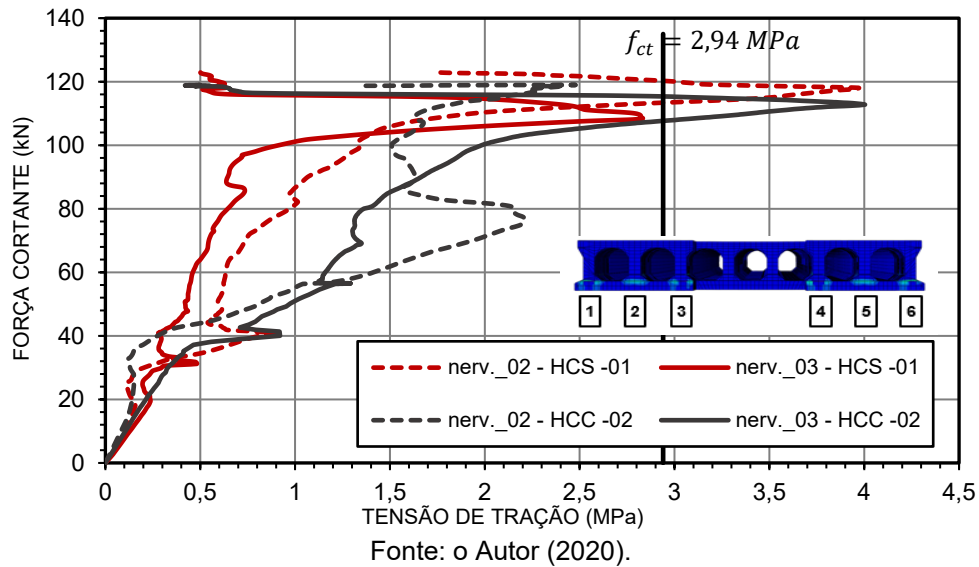
Com base nos resultados obtidos, foi possível perceber que a presença da abertura central, conforme o modelo HCC – 02, diminuiu em 27,26% a resistência à força última das lajes alveolares no caso estudado, além de apresentar 2,08 mm de diferença no deslocamento último, demonstrando assim que o modelo não foi capaz de apresentar alta tenacidade e deslocar conforme o carregamento.

Em contrapartida, o modelo com abertura de extremidade lateral, HCL – 03, apresentou alta capacidade de deformação, rompendo com o deslocamento aproximado de 8,07 mm, similar ao modelo de referência, HCS – 01. Entretanto, a abertura lateral reduziu em até 50,22% a capacidade resistente da laje alveolar e desta forma a abertura demonstrou significativa influência de força última, resultado similar ao encontrado por Pinheiro (2017).

Conforme demonstrado nas Figura 5.3 e Figura 5.7, foi capaz de visualizar a distribuição das tensões nas nervuras entre os modelos HCS – 01 e HCC – 02, respectivamente sem abertura e com abertura de extremidade central. É apresentado na Figura 5.15 a redistribuição de tensões somente das nervuras de maiores influências, ou seja, aquelas que foram responsáveis pela ruptura de cada modelo e assim analisado qual a diferença entre seus valores últimos.



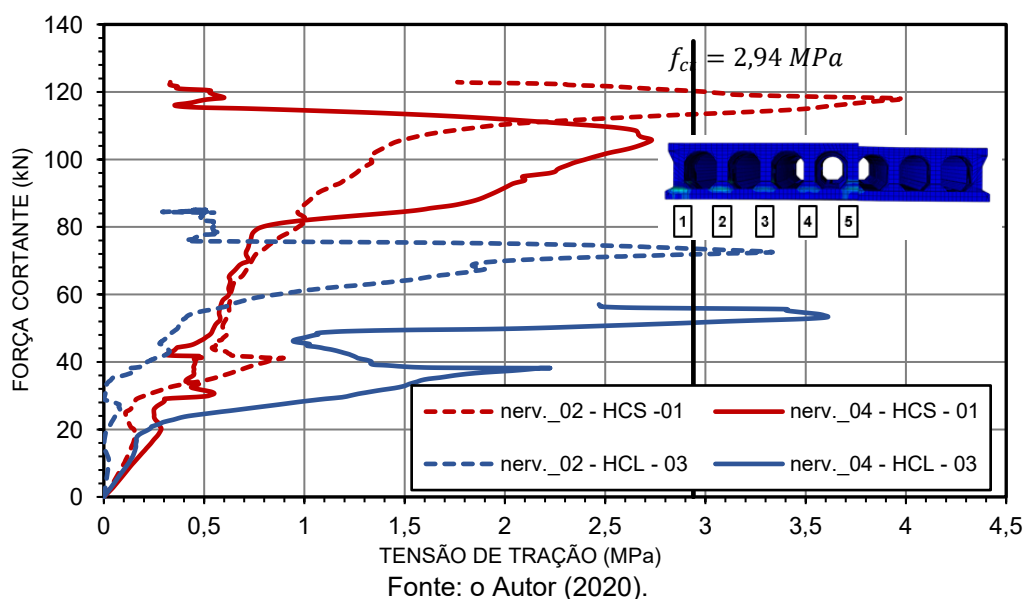
**Figura 5.15:** Redistribuição das tensões dos modelos HCS – 01 vs HCC – 02



Logo foi observado que a nerv.\_02 do modelo de referência, HCS – 01, apresentou 3,96 MPa de tensão máxima, sofrendo uma redução de 55,55% e passando a uma tensão de 2,20 MPa. Entretanto, a nerv.\_03, próxima a abertura no modelo HCC – 02, apresentou acréscimo de 41,34% nas tensões em relação ao modelo HCS – 01, passando de 2,83 MPa, para 4,00 MPa. Desta maneira comprovou-se que as tensões críticas nas nervuras foram influenciadas, e houve a redistribuição dos esforços para as nervuras adjacentes a abertura.

Na Figura 5.11 é possível visualizar que a ruptura do modelo ocorreu na nervura 4, e posteriormente nas demais nervuras, é ilustrado na Figura 5.16 as nervuras 2 e 4, para os modelos sem abertura, HCS – 01, e com abertura lateral HCL – 03.

**Figura 5.16:** Redistribuição das tensões dos modelos HCS – 01 vs HCL – 03



Diferentemente da Figura 5.15, foi possível visualizar na Figura 5.16 que os valores das rupturas para as forças cortantes divergiram bastante, demonstrando que a capacidade resistente das nervuras no modelo HCL – 03, foi muito inferior ao modelo de referência. Desta maneira, para a nerv.\_02 no modelo HCL – 03, a tensão máxima foi de 3,33 MPa, 0,16% a menos que o valor obtido no modelo HCS – 01, entretanto, o valor de força cortante correspondente para obter a tensão máxima foi correspondente a 61,58% do obtido no modelo HCS – 01, sendo as nervuras no modelo com abertura lateral muito mais solicitadas com menores cargas de força cortante.

Para a nerv.\_04, ocorreu o inverso, no modelo sem abertura a tensão máxima era 2,74 MPa, e para o modelo com abertura lateral passou a ser 3,61 MPa, ou seja, houve um aumento de 31,75% na tensão de tração desta nervura, mesmo que tenha ocorrido a diminuição da força cortante em 51,43% fazendo com que houvesse a ruptura do modelo com abertura lateral.

Logo, ficou comprovado de forma quantitativa que as aberturas influenciaram na distribuição das tensões principais das nervuras e desta forma, modificaram a capacidade resistente de cada modelo de laje alveolar protendida.

### 5.3 ANÁLISE DO EFEITO DA PROTENSÃO NAS LAJES ALVEOLARES PROTENDIDAS

Conforme prescrito pelo manual ASSAP (2002) e apresentado por Catoia (2011), é possível o surgimento de tensões de tração no ato da liberação da protensão, ao longo do comprimento de transferência ao redor da armadura ativa, gerando microfissuras chamadas “bursting”, “splitting” e “spalling” já explicadas no item 2.1.2.

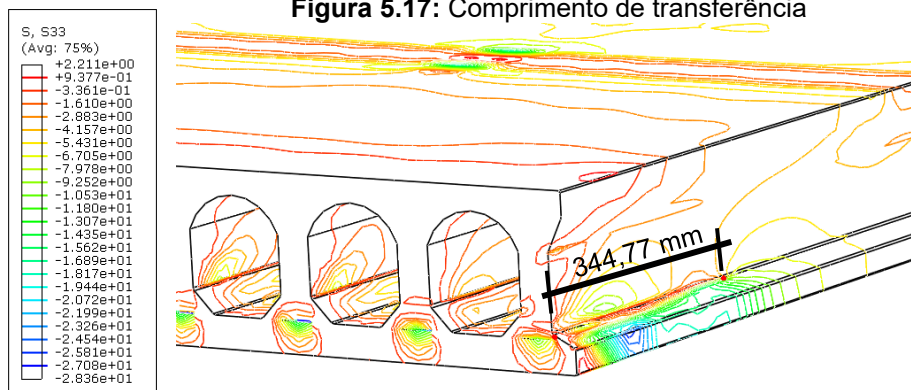
Com o intuito de verificar estes efeitos nos modelos numéricos, foi inicialmente calculado o comprimento de transferência de acordo com as equações normativas. É apresentado na Tabela 5.1 os valores obtidos.

**Tabela 5.1:** Comprimento de transferência

Norma	Comprimento (mm)
Eurocode: 2004	522,26
ACI 318: 2019	475,00
ASSAP: 2002	665,00

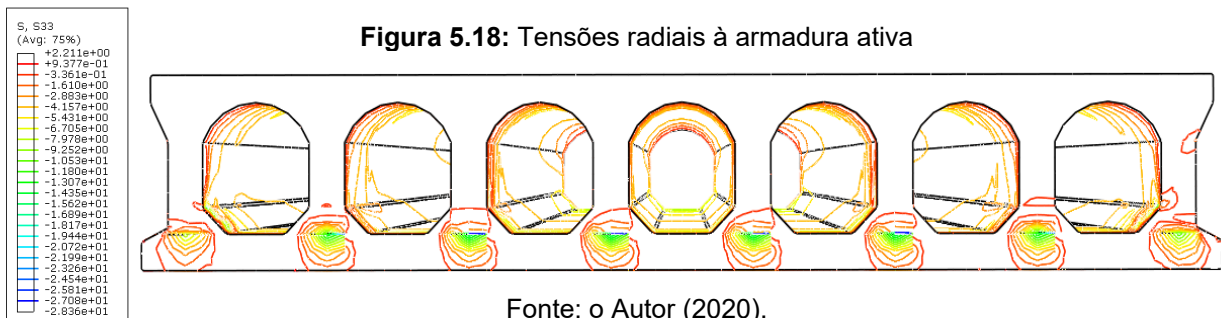
Fonte: o Autor (2020).

Logo, foi possível observar por meio da Figura 5.17 que o valor encontrado nos modelos numéricos não superou os valores normativos, apresentando um comprimento de transferência de 344,77 mm.



Fonte: o Autor (2020).

E, desta maneira, também não houve o surgimento de elevadas tensões de tração no ato da liberação da protensão ao redor das armaduras ativas, ao longo do comprimento de transferência, fato observado mediante a Figura 5.18. Sendo possível notar, o surgimento de tensões máximas de tração na ordem de 0,94 MPa, portanto, não apresentado os efeitos de “bursting”, “splitting” e “spalling”.



Fonte: o Autor (2020).

Demonstrado desta forma, que os níveis de protensão aplicados durante a fabricação dos painéis alveolares, encontravam-se dentro dos limites normativos e de manuais técnicos de fabricação, não interferindo significativamente no modo de falha e ruptura do elemento.

## 6. CONCLUSÕES

Este trabalho se propôs a investigar, o comportamento estrutural do ensaio à força cortante de lajes alveolares protendidas com aberturas de extremidade, além da influência das aberturas no modo de falha dos painéis alveolares.

Para tal, foi proposta uma metodologia de modelagem numérica com a utilização do *software* ABAQUS®, e expressos todos os procedimentos para a modelagem numérica e calibração do modelos, posteriormente através de uma análise em elementos finitos foi possível a representação e o entendimento do ensaio à força cortante de lajes alveolares protendidas com base em comparações experimentais e analíticas.

Após a aplicação da metodologia foram obtidos os resultados dos modelos de lajes alveolares com e sem aberturas, e dentre estes, vale destacar:

- A metodologia proposta para a simulação do ensaio à força cortante de lajes alveolares leva em consideração todas as etapas de fabricação e carregamento dos painéis, fazendo com que o comportamento numérico do modelo apresente fielmente o comportamento experimental.
- Assim como Nguyen, Tan e Kanda (2019) previram, o ângulo de dilatação do modelo CDP utilizado no *software* ABAQUS® é altamente sensível aos esforços de força cortante, sendo ele quem governa o comportamento mecânico do elemento, e para lajes alveolares a adoção de um ângulo de dilatação de 26° apresenta valores satisfatórios de força *versus* deslocamento.
- A utilização do parâmetro de viscosidade foi necessária para o correto equacionamento das tensões e deformações na matriz de rigidez do solucionador do ABAQUS®/Standard, apresentando resultado mais precisos para a força última com o valor de 0,0005.
- Os valores de força última entre dos modelos numéricos apresentaram boa concordância, divergindo em até 6% dos valores experimentais apresentados por Pinheiro (2017), e desta forma confirmaram o funcionamento da metodologia proposta.
- O modelo sem abertura rompeu tipicamente por força cortante, conforme a tração diagonal, e foi possível observar a deformação plástica do concreto ao

longo das nervuras, surgindo fissuras críticas à medida em que a tensão de tração aumentava.

- O modelo com abertura central apresentou redistribuição das tensões por causa da abertura, e desta maneira as nervuras mais solicitadas foram as adjacentes a abertura, ocorrendo a ruptura do elemento nesta seção crítica por tração diagonal e ainda apresentando a diminuição na resistência última em 27,25% se comparado ao modelo sem abertura.
- O modelo com abertura lateral apresentou capacidade resistiva 50,22% menor que o modelo sem abertura, além de apresentar elevadas tensões em todas as nervuras superiores a 31,75% e ainda assim expressar valores inferiores de força cortante. Observou também que o modo de falha deste elemento ocorreu por tração diagonal, entretanto, surgiram elevadas deformações na região superior do modelo, apresentando deformações e fissuras relativas a esforços torcionais.
- Todos os modelos apresentaram carga de ruptura superiores aos valores normativos com base nas formulações da NBR 14861:2011, mesmo com a utilização da adaptação da norma para as lajes com a presença de aberturas.

Por fim, os resultados demonstraram que ocorreu de fato a redistribuição de esforços para as lajes com aberturas de extremidade central e lateral, sendo a abertura lateral mais crítica e apresentando menores valores de capacidade resistente.

Logo, foi possível observar que a metodologia apresentada demonstrou resultados satisfatórios, sendo capaz de prever o comportamento e as cargas últimas dos modelos de lajes alveolares protendidas sem aberturas e com aberturas, e desta forma servindo de auxílio como estimativa de capacidades de cargas e deslocamento no processo de controle de produção das lajes alveolares, gerando maior assertividade nos ensaios laboratoriais.

Como sugestão para trabalho futuros, é recomendado:

- Avaliar a influência do capeamento estrutural em lajes alveolares protendidas com aberturas submetidas ao ensaio de força cortante, uma vez que a parcela resistente à tração é dependente da seção de concreto;
- Avaliar a influência do preenchimento de alvéolos em lajes alveolares protendidas com aberturas submetidas ao ensaio de força cortante, uma vez que a parcela resistente à tração é dependente da seção de concreto;
- Simular o comportamento estrutural de lajes alveolares protendidas com aberturas laterais com a presença de apoio na menor extremidade;

- Simular o comportamento estrutural de lajes alveolares protendidas com aberturas de diferentes tamanhos e localizações.

# 7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS. V. 2017. Johnston: Dassault Systèmes, 2016.

ALMEIDA FILHO, F. M. (2006). **Contribuição ao estudo de aderência entre barras de aço e concretos auto-adensáveis**. Tese de doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 291 p.310, São Carlos-SP, Brasil.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE – ACI Committee 318. **Building code requirements for structural concrete (ACI 318-14) and commentary**. Farmington Hills, MI.2014.

\_\_\_\_\_. **Building code requirements for structural concrete (ACI 318-19) and commentary**. Farmington Hills, MI.2019.

ARAB, A. A.; BADIE, S. S.; MANZARI, M. T. **A methodological approach for finite element modeling of pretensioned concrete members at the release of pretensioning**. Engineering Structures, v. 33, p. 1918-1929, Jun. 2011.

ASSAP. **Association of manufacturers of prestressed hollow core floors**. 2002. 220p The Hollow Core Floor Design and Applications. 1ed, Verona: Offset Print Veneta, 2002.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118:2014: Projeto de estruturas de concreto – Procedimento**. Rio de Janeiro: ABNT, 2014.

\_\_\_\_\_. **NBR 9062:2017: Projeto e execução de estruturas de concreto pré-moldado**. Rio de Janeiro: ABNT, 2017.

\_\_\_\_\_. **NBR 14861:2011: Lajes alveolares pré-moldadas de concreto protendido – Requisitos e procedimentos**. Rio de Janeiro: ABNT, 2011.

BARBOSA, R. N. L. **Análise de sensibilidade entre modelos de cálculo de resistência à força cortante de lajes alveolares pré-fabricadas protendidas**, 2019. 111p. Dissertação (Mestrado) – Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de São Carlos, 2019.

BARBOZA, B. L. **Produção de concretos autoadensáveis com baixo consumo de cimento e sua influência na aderência aço-concreto**. 2018. 236f. Tese (Doutorado) - Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2018.

BERNARDI, P.; CERIONI, R.; GARUTTI, N; IORI, I; MICHELINI, E. **Numerical study on structural behavior of HC floors with large openings: short report on research activity**.

International Conference on Numerical Modeling Strategies for Sustainable Concrete Structures - França, 2012.

BERNARDI, P.; CERIONI, R.; MICHELINI, E. **Numerical study on the structural behaviour of hollow core slabs with small openings**, in: Advances in Reinforced Concrete and Precast Constructions, Edited by Marco Di Prisco, 2008, 53-61.

BRIERE, V.; HARRIES, K. A.; KASAN, J.; HAGER C. **Dilation behavior of seven-wire prestressing strand – The Hoyer effect**. Construction and Building Materials, v. 40, p. 650-658, Mar.2013.

BROO, H. LUNDGREN, K. **Finite Element Analyses of Hollow Core Units Subjected to Shear and Torsion**. Structural Engineering report, n.2:17, Dec. 2002.

BROO, H. LUNDGREN, K. ENGSTRÖM, B. **Shear and Torsion interaction in prestressed hollow core units**. Magazine of concrete research, v. 9, p.521-533; 2005.

CARVALHO, R. C. **Estruturas em concreto protendido: cálculo e detalhamento**. 2. ed. São Paulo, Pini. 2017.

CASSOL – **Cassol Pré-Fabricados**. Disponível em: <https://www.cassol.ind.br/pre-fabricado/lajes/>. Acesso em:10. Set. 2019.

CATOIA, B. **Lajes alveolares protendidas: cisalhamento em região fissurada por flexão**. 2011. 325p. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2011.

CHENG, S., WANG, X. **Impact of interaction between adjacent webs on the shear strength of prestressed concrete hollow-core units**. PCI Journal, v. 55, n. 3, pp. 46-63, Chicago, IL, Summer 2010.

COMITÉ EUROPÉEN DE NORMALISATION – CEN. EN 1992 – 1 – 1:2004. **Eurocode 2 – Projeto de estruturas de betão** – Parte 1-1: Regras gerais para edifícios.

COSTA, O.O. **Avaliação de desempenho de elementos de lajes alveolares protendidas pré-fabricadas**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil, Universidade Federal de São Carlos, 132 p., São Carlos, SP, 2009.

DEMIR, A.; OZTURK, H.; EDIP, K.; STOJMANOVSKA, M.; BOGDANOVIC, A. **Effect of viscosity parameter on the numerical simulation of reinforced concrete deep beam behavior**. The Online Journal of Science and Technology, v. 8, July, 2018.

DHARA, J. S. **Behaviour of precast prestressed hollow core slabs with na without FRP strengthening**. 2015. 121f. Thesis (Master) – Department of Civil Engineering of Indian Institute of Technology Hyderabad, Índia, 2015.



ENGSTRÖM, B. **Design and analysis of prestressed concrete structures**. Chalmers University of Technology, Division of Structural Engineering, Göteborg, p.144. 2005.

FEDERATION INTERNATIONALE de la PRÉCONTAİNTE, FIP. **Guide to good practice: quality assurance of Hollow core slabs**. London, England. 1998.

FERREIRA, M. A. **Manual de sistemas pré-fabricados de concreto** (tradução). Autor do texto original: Arnold Van Acker (2002). Associação Brasileira da Construção Industrializada de Concreto – ABCIC, São Paulo, 2003.

PCI. **Precast prestressed hollow core floors**. The International Federation for Structural Concrete, Draft May 2015.

FUSCO, P. B. **Estruturas de concreto – Solicitações Tangenciais**. 1.ed. São Paulo, Pini. 2008.

FUSCO, P.B. **Técnica de armar as estruturas de concreto**. São Paulo, Pini. 1995.

GUO, Z. **Principles of reinforced concrete**. Oxford: Elsevier 2014.

HODGE, D.F; O'ROURKE, B.D; MURPHY, J.J; HARRINGTON, J.R. **Testing and analysis of trimmer brackets (headers) incorporated within hollow-core floors**. ACI Structural Journal. vol. 113, ed. 6, p. 1153-1164, Farmington Hills, United States, nov-dec, 2016.

HOOGENBOOM, P.C.J. **Analysis of hollow-core slab floors**. Heron. vol. 50, ed. 3, p. 173-185, Delft, Netherlands, 2005.

JANKWOIAK, T.; LODYGOWSKI, T. **Identification of parameters of concrete damage plasticity constitutive model**. Foundations of Civil and Environmental Engineering, Poznan, v. 6, p.53-69, 2005.

KONG, F. K; EVANS, R. H. **Reinforced and prestressed concrete**. Spon Press, UK. 2001.

KUPFER, H.; HILSDORF, H. K.; RUSCH, H. **Behavior of concrete under biaxial stresses**. Journal Proceedings of the Institute of Civil Engineers. v. 66, n.8, p. 656-666, Jan. 1969.

LEE, J.; FENVES, G. L.; **Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures**. Journal of engineering mechanics. v.124, p. 892-900, aug., 1998.

LEONARDI – **Leonardi Pré-Fabricados**. Disponível em: <http://www.leonardi.com.br/laje-alveolar/>. Acesso em: 08. Mai. 2020.

LUBLINER, J.; OLIVER, J.; OLLER, S. OÑATE, E. **Plastic-damage model for concrete**. International Journal of Solids and Structures, v. 25, p. 299-326, mar. 1989.

MARQUESI, M. L. G. **Contribuição ao estudo dos mecanismos resistentes à força cortante em lajes alveolares protendidas**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de São Carlos, 144 p., São Carlos, SP, 2014.

MEDEIROS, W. A. **Pórticos em concreto pré-moldado preenchidos com alvenaria participante**. 2018. 164. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2018.

MELO, C. E. E. **Manual Munte de projetos pré-fabricados de concreto**. 2004. 2ed., Pini, São Paulo, SP. 2007.

MERCAN, B.; SCHULTZ, A. E.; STOLARSKI, H. K. **Finite element modeling of prestressed concrete spandrel beams**. Engineering Structures, v. 32, p. 2804-2813, Sep. 2010.

MONNIG, F. **Prestressed Hollow Core Floors - No Problems with large Openings**. Concrete Precasting Plant and Technology. vol. 64, ed. 4, p. 84-89, Chicago, United States, jan, 1998.

MURRAY, C. D.; ARANCIBIA, M. D.; OKUMUS, P.; ROYCE, W. F. **Destructive testing and computer modeling of a scale prestressed concrete I-girder bridge**. Engineering Structures, v. 183, p. 195-205, Mar. 2019.

NGUYEN, T. N. H.; TAN, K.; KANDA, T. **Investigations on web-shear behavior of deep precast, prestressed concrete hollow core slabs**. Engineering Structures, v. 183, p. 579-593, Mar. 2019.

PACHALLA, S. K. S; PRAKASH, S.S. **Experimental Evaluation on Effect of Openings on Behavior of Prestressed Precast Hollow-Core Slabs**". ACI Structural Journal. vol. 114, ed. 2, p. 427-436, Farmington Hills, United States, mar -apr, 2017a.

PACHALLA, S. K. S; PRAKASH, S.S. **Efficient near surface mounting CFRP strengthening of pretensioned hollowcore slabs with opening – An experimental study**. Composite Structure. vol. 162, p. 28-38, Washington, United States, feb, 2017b.

PACHALLA, S. K. S; PRAKASH, S.S. **Load resistance and failure modes of GFRP composite strengthened hollow core slabs with openings**. Materials and Structures. Vol. 50, ed. 1, New York, United States feb, 2017c.

PALMER, K.D., SCHULTZ, A.E. **Factors affecting web-shear capacity of deep hollow-core units**. PCI Journal, v. 55, n. 2, pp. 123-146, Chicago, IL, Spring 2010.

PETRUCELLI, N.S. **Consideração sobre projeto e fabricação de lajes alveolares protendidas**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal de São Carlos, 126 p., São Carlos, SP, 2009.

PETTICREW, M. ROBERTS, H. **Systematic Reviews in the Social Sciences: A practical Guide**. Blackwell Publishing, 2006.

PINHEIRO, G.L. (2017). **Estudo sobre a influência de aberturas e cortes oblíquos na resistência ao esforço cortante em lajes alveolares protendidas pré-fabricadas**. Tese de doutorado, Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção civil, Universidade Federal de São Carlos, 269p, São Carlos, SP, 2017.

PINHEIRO, G.L., ALMEIDA FILHO, F. M. e CARVALHO, R.C. **Lajes alveolares pré-fabricadas: estudo da influência do número e do instante de preenchimento de alvéolos no ganho de resistência à força cortante**. Revista Matéria, v. 22, n. 4, Junho, 2017.

PINHEIRO, G.L., FERREIRA, M.A., ALMEIDA FILHO, F. M. e CARVALHO, R.C. **Estudo preliminar sobre a influência do preenchimento dos alvéolos na resistência à força cortante em lajes alveolares protendidas pré-fabricadas**. 3º PPP, 2013, 10 pág, 2014.

PINHEIRO, L.M. **Fundamentos do Concreto e Projeto de Edifícios**. São Carlos, 2016.

REN, W.; LESLEY, H. S.; YANG, Y.; RUILI, H. **Numerical simulation of prestressed precast concrete bridge deck panels using damage plasticity model**. International Journal of Concrete Structures and Materials, v. 9, p. 45-54, Mar. 2014.

RETTNE, L.; EDEKLING, K. **Improved design method for web shear tension failure in hollow core unit**. 2006. 153p. Master's Thesis, Department of Civil and Environmental Engineering, Division of Structural Engineering, Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden, 2006.

SANTOS, A. P. **Análise da continuidade em lajes alveolares: estudo teórico e experimental**. 2014. 370p. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

YANG, L. (1994) **Design of prestressed hollow core slabs with reference to web shear failure**. ASCE Journal of Structural engineering. V.120, n.9, Set, p.2675-2696.

YAPAR, O.; BASU, P. K.; NORDENDALE, N. **Accurate finite element modeling of pretensioned prestressed concrete beams**. Engineering Structures, v. 101, p. 163-178, Oct. 2015.