

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

SINEVAL ESTEVES PEREIRA JUNIOR

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS MISTAS PARCIALMENTE REVESTIDAS
FORMADAS POR PERFIL CELULAR E LAJE ALVEOLAR EM PISO DE
PEQUENA ALTURA**

São Carlos - SP
2022

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

SINEVAL ESTEVES PEREIRA JUNIOR

**CAPACIDADE RESISTENTE DE VIGAS MISTAS PARCIALMENTE REVESTIDAS
FORMADAS POR PERFIL CELULAR E LAJE ALVEOLAR EM PISO DE
PEQUENA ALTURA**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas e Geotecnia

Orientadora: Prof.^a Dr.^a Silvana De Nardin

São Carlos - SP
2022



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

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

Folha de Aprovação

Defesa de Tese de Doutorado do candidato Sineval Esteves Pereira Junior, realizada em 30/05/2022.

Comissão Julgadora:

Profa. Dra. Silvana de Nardin (UFSCar)

Prof. Dr. José Julio de Cerqueira Pituba (UFCAT)

Profa. Dra. Ana Elisabete Paganelli Guimarães de Avila Jacintho (PUCCAMP)

Prof. Dr. Gerson Moacyr Sisniegas Alva (UFU)

Prof. Dr. Carlos Humberto Martins (UFSCar)

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

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho ao meu pai Sineval e minha Tia Dora, que foram pilares na construção da minha carreira profissional. Sempre acreditaram nos meus sonhos, e não mediram esforços para que eu pudesse alcançá-los.

AGRADECIMENTO

Agradeço à DEUS por todo o amor, compaixão e misericórdia que recebi ao longo de toda essa jornada. Sempre fui abençoado com muitas oportunidades, mesmo em condições que pensei serem impossíveis, ELE me mostrou a direção e colocou pessoas dignas em meu caminho. Somente ELE sabe o quanto eu caminhei para chegar até aqui, e somente eu sei o quanto dependente sou de SUA bondade.

Um agradecimento muito especial à minha amada esposa Aline pela compressão e muita cumplicidade. Sem o apoio dela, esta vitória não seria possível.

Aos meus pais, Sineval e Martha, pelo amor incondicional. Sou muito grato por todo esforço que fizeram para que nada me faltasse. Agradeço também ao meu irmão Rodrigo, companheiro de fé.

À minha orientadora Prof. Dr.^a Silvana De Nardin pela orientação, dedicação e paciência. Sempre com muita empatia para compreender as dificuldades que passei ao longo de todo o período.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos - PPGECiv-UFSCar.

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – CAPES.

RESUMO

PEREIRA JÚNIOR, S. E. Capacidade resistente de vigas mistas parcialmente revestidas formadas por perfil celular e laje alveolar em piso de pequena altura. Tese de doutorado, Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2022.

Os pisos mistos de pequena altura se caracterizam pelo embutimento da laje na altura do perfil de aço, usualmente assimétrico, configurando uma viga mista parcialmente revestida. Neste estudo, o objetivo foi avaliar o comportamento estrutural de vigas mistas parcialmente revestidas formadas por lajes alveolares de concreto e perfil celular de aço, submetidas à flexão. Os principais aspectos avaliados foram a capacidade resistente à flexão e modos de falha. Para isso, modelagens numéricas de 46 vigas mistas parcialmente revestidas sob flexão em quatro pontos foram desenvolvidas no pacote computacional ABAQUS®. Os modelos numéricos foram validados utilizando resultados experimentais disponíveis na literatura. Os principais parâmetros avaliados foram o diâmetro da barra transversal, espessuras das mesas e alma, diâmetro e quantidade de aberturas na alma do perfil celular, espessura da capa estrutural e a largura da laje. Uma das revelações do estudo numérico foi que a barra transversal imersa no concreto contribui na capacidade resistente da conexão aço-concreto e conseqüente aumento da capacidade resistente à flexão. O aumento da espessura das mesas e alma resultou em acréscimo significativo da capacidade resistente da viga mista e valores reduzidos de espessura da alma comprometem a capacidade da seção. Com o aumento da largura da laje e da espessura da capa estrutural, a seção mista apresentou maior rigidez e capacidade resistente. O aumento do diâmetro das aberturas do perfil celular reduziu a rigidez de forma significativa e a capacidade resistente da viga mista. Além do programa numérico, foi desenvolvido um modelo analítico inicial, para determinação do momento resistente. Os resultados da análise numérica foram comparados com a equação proposta para determinação do momento resistente. O modelo analítico demonstrou coerência e boa correlação com os resultados numéricos, com eficiência do concreto passante nas aberturas do perfil celular como conector de cisalhamento.

Palavras-chave: vigas mistas parcialmente revestidas, piso misto de pequena altura, lajes alveolares, perfil celular, modelagem numérica

ABSTRACT

PEREIRA JUNIOR, S. E. Flexural resistance of partially encased composite beams with concrete hollow core slabs and steel cellular profile in slim floor systems. Ph.D. in Civil Engineering. Federal University of São Carlos, São Carlos, 2022.

The slim floor systems are characterized by partially encased beam, usually asymmetrical steel profile, configuring a partially encased composite beam. This research aims to evaluate the structural behavior of partially encased composite beams with concrete hollow core slabs and steel cellular profile, under flexural condition. The main aspects evaluated were the flexural strength and failure modes. Numerical modeling of 46 partially encased composite beams under bending tests was developed in ABAQUS[®] software. Numerical models and procedures were validated from experimental tests of partially encased composite beams in slim floor systems published by several researchers. The main parameters evaluated were the diameter of the reinforcing bars, steel web and flange thicknesses, diameter and number of web openings in cellular profile, concrete topping thickness and the width of the slab. The numerical study revealed the contribution of reinforcing bar in the resistance of the steel-concrete shear connection and consequent increase of the bending resistance. The increase of the steel web and flanges thickness resulted in a significant increase in the strength capacity of the composite beam and reduced values of web thickness compromise the section capacity. The increase in the width of the slab and concrete topping thickness, the composite section presented increased strength and stiffness. Increasing the diameter of the web openings significantly reduced the stiffness and strength of the composite beam. In addition to the numerical program, an initial analytical model was developed to determine the bending moment. The results of the numerical analysis were compared with the equation proposed to determine the bending moment. The analytical model demonstrated coherence and satisfactory correlation with numerical results, and efficiency of the infill concrete in circular openings in the encased steel beam as a shear connector.

Keywords: Partially encased composite beams, prestressed concrete hollow core slabs, slim floor, cellular beams, numerical analysis

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1: CONFIGURAÇÃO DE VIGAS EM PISOS MISTOS - (A) VIGA EM PISO CONVENCIONAL; (B) VIGA MISTA EM PISO DE PEQUENA ALTURA.....	19
FIGURA 1.2: SEÇÕES TRANSVERSAIS TÍPICAS DE LAJES ALVEOLARES.....	21
FIGURA 1.3: PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DO PERFIL CELULAR - (A) OXICORTE DE PERFIS LAMINADOS; (B) SOLDAGEM DO MONTANTE DA ALMA	22
FIGURA 1.4: ETAPAS DE FABRICAÇÃO – (A) PERFIL SOLDADO ASSIMÉTRICO; (B) CORTE DA ALMA; (C) EXPANSÃO DA ALMA COM SEPARAÇÃO E DESLOCAMENTO DAS PARTES; (D) SOLDAGEM DOS MONTANTES DA ALMA; (E) CORTE E REMOÇÃO DAS EXTREMIDADES; (F) PERFIL CELULAR ASSIMÉTRICO	23
FIGURA 1.5: (A;B) HOSPITAL SANTA MARIA DELLA MISERICORDIA (2013); (C;D) EDIFÍCIO ENVIRONNEMENT (2014).....	26
FIGURA 1.6: CONSTRUÇÃO DO EDIFÍCIO KONS (2016)	27
FIGURA 1.7: COMPONENTES DO SISTEMA DE PISO MISTO DE PEQUENA ALTURA COM LAJE ALVEOLAR E PERFIL CELULAR	30
FIGURA 1.8: PARÂMETROS ANALISADOS NO MODELO DE VIGA MISTA EM PISO MISTO DE PEQUENA ALTURA.....	32
FIGURA 2.1: GEOMETRIA DO MODELO EXPERIMENTAL ANALISADO POR LAWSON ET AL. (2006) [MM]	40
FIGURA 2.2: ESQUEMA DE ENSAIO A FLEXÃO EM QUATRO PONTOS REALIZADO POR SOUZA (2016) – (A) VIGA MISTA DO PISO CONVENCIONAL; (B) VIGA MISTA DO PISO DE PEQUENA ALTURA	45
FIGURA 2.3: ENSAIO DE CISALHAMENTO DIRETO COM BARRAS TRANSVERSAIS COMO CONECTORES REALIZADOS POR HUO (2012)	47
FIGURA 2.4: DESENHO ESQUEMÁTICO DO PINO DE CONCRETO COMO CONECTOR DE CISALHAMENTO	48
FIGURA 2.5: GEOMETRIA DE ALGUNS MODELOS ENSAIADOS POR HUO (2012) [MM].	49
FIGURA 2.6: GEOMETRIA DOS MODELOS DO GRUPO T6, ENSAIADOS POR HUO (2012) [MM].	50
FIGURA 2.7: COMPONENTES DA CONEXÃO DE CISALHAMENTO	52
FIGURA 2.8: MECANISMO DE TRANSFERÊNCIA DE FORÇAS NA CONEXÃO DE CISALHAMENTO – (A) AÇÃO DA COMPRESSÃO LOCAL; (B) AÇÃO DENTRO DA ABERTURA; (C) EFEITO DE BLOQUEIO DA BARRA DE AÇO.	53
FIGURA 2.9: (A) SEÇÃO TRANSVERSAL TÍPICA – REGIÃO DA VIGA MISTA EM PISO DE PEQUENA ALTURA; (B) CORTE A-A.....	55
FIGURA 2.10: MODELO DOS ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO DE COLDEBELLA (2019)	55

FIGURA 2.11: ESQUEMAS DE ENSAIO DE FLEXÃO PARA UM ÚNICO PROTÓTIPO: (A) FLEXÃO EM QUATRO PONTOS; (B) FLEXÃO EM TRÊS PONTOS	57
FIGURA 2.12: MONTAGEM EXPERIMENTAL DO ENSAIO DE FLEXÃO EM QUATRO PONTOS	59
FIGURA 2.13: MODELO EXPERIMENTAL SCSFB 1	59
FIGURA 2.14: ENSAIOS EXPERIMENTAL REALIZADO POR DAI ET AL. (2020)	61
FIGURA 2.15: (A) BARRA TRANSVERSAL PASSANTE NOS ALVÉOLOS DAS LAJES E NA ABERTURA DO PERFIL CELULAR ANTES DO PREENCHIMENTO DE CONCRETO MOLDADO <i>IN LOCO</i> ; (B) EFEITO DO CONCRETO DE PREENCHIMENTO E DAS BARRAS TRANSVERSAIS NAS ABERTURAS DO PERFIL CELULAR.	62
FIGURA 2.16: PISOS MISTOS COM PERFIL CELULAR - (A) LAJE SEM CAPA ESTRUTURAL; (B) LAJE SEM CAPA ESTRUTURAL COM PREENCHIMENTO DAS ABERTURAS; (C) LAJE COM CAPA ESTRUTURAL ...	63
FIGURA 2.17: DIAGRAMA DE DEFORMAÇÕES: (A) INTERAÇÃO COMPLETA; (B) INTERAÇÃO PARCIAL	64
FIGURA 3.1: GEOMETRIA DA SEÇÃO MISTA – (A) SEÇÃO DE AÇO; (B) SEÇÃO DE CONCRETO.	70
FIGURA 3.2: (A) LINHA NEUTRA NA MESA SUPERIOR E DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NO (B) AÇO; (C) CONCRETO.	71
FIGURA 3.3: A) LINHA NEUTRA NA ALMA DO T SUPERIOR – (B) AÇO; (C) CONCRETO.	72
FIGURA 3.4: A) LINHA NEUTRA NA ABERTURA CIRCULAR; DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES – (B) AÇO; (C) CONCRETO.	73
FIGURA 3.5: A) LINHA NEUTRA NA ABERTURA CIRCULAR; DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES – (B) AÇO; (C) CONCRETO.	74
FIGURA 3.6: A) LINHA NEUTRA ENTRE O LIMITE INFERIOR DA ABERTURA CIRCULAR E A MESA INFERIOR; DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES – (B) AÇO; (C) CONCRETO.	75
FIGURA 3.7: A) LINHA NEUTRA ENTRE O LIMITE INFERIOR DA ABERTURA CIRCULAR E A MESA INFERIOR; DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES – (B) AÇO; (C) CONCRETO.	76
FIGURA 3.8: ÁREA DE CISALHAMENTO DAS SEÇÕES T SUPERIOR E INFERIOR	77
FIGURA 3.9: REGIÃO DE CISALHAMENTO NA SEÇÃO TRANSVERSAL	79
FIGURA 4.1: PROCESSO DE DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS.	83
FIGURA 4.2: MODELO SCSFB 1 ENSAIADO POR LIMAZIE E CHEN (2016)	84
FIGURA 4.3: MODELO FSF ENSAIADO POR SOUZA (2016) [MM]	86
FIGURA 4.4: MODELO SBT5 [MM].	87
FIGURA 4.5: CONDIÇÕES DE CONTORNO E RESTRIÇÕES NO MODELO FSF	90
FIGURA 4.6: EXEMPLO DAS SUPERFÍCIES DE CONTATO MASTER E SLAVE – MODELO SCSFB 1 ...	92
FIGURA 4.7: SUPERFÍCIES DE CONTATO DO MODELO FSF	93

FIGURA 4.8: RESTRIÇÕES DE CONTATO TIPO <i>TIE</i> : (A) BARRA TRANSVERSAL DO MODELO SCSFB 1, (B) ELEMENTO DE APLICAÇÃO DE FORÇA NO MODELO SBT5 E (C) FÔRMA DE AÇO DO MODELO SCSFB 1	95
FIGURA 4.9: ARMADURA DA TELA SOLDADA IMERSA NA REGIÃO SUPERIOR DA LAJE DE CONCRETO – MODELO SBT5.....	96
FIGURA 4.10: ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS NAS MODELAGENS – (A) C3D8R; (B) T3D2; (C) S4R	98
FIGURA 4.11: MALHA DE ELEMENTOS FINITOS NOS DIVERSOS COMPONENTES DO MODELO SCSFB 1	99
FIGURA 4.12: DISCRETIZAÇÃO DA SEÇÃO MISTA DO MODELO SCSFB 1.....	100
FIGURA 4.13: MALHA E ELEMENTOS FINITOS DO MODELO FSF	100
FIGURA 4.14: DISCRETIZAÇÃO DO MODELO FSF	101
FIGURA 4.15: MALHA E ELEMENTOS FINITOS DO MODELO SBT5	102
FIGURA 4.16: DISCRETIZAÇÃO DA SEÇÃO MISTA DO MODELO SBT5	102
FIGURA 4.17: REPRESENTAÇÃO ESQUEMÁTICA DO ESTADO DE FORÇAS NO CONCRETO DE PREENCHIMENTO	104
FIGURA 4.18: RESPOSTA DO CONCRETO SOB CARREGAMENTO UNIAXIAL – (A) TRAÇÃO; (B) COMPRESSÃO.....	105
FIGURA 4.19: SUPERFÍCIE DE FALHA INICIAL EM ESTADO PLANO DE TENSÕES	108
FIGURA 4.20: SUPERFÍCIE DE FALHA NO PLANO DESVIADOR	109
FIGURA 4.21: FUNÇÃO HIPERBÓLICA DE DRUCKER-PRAGER.....	109
FIGURA 4.22: PARÂMETROS DO CONCRETO À COMPRESSÃO – (A) CURVA TENSÃO VERSUS DEFORMAÇÃO; (B) CURVA DANO VERSUS DEFORMAÇÃO INELÁSTICA.	112
FIGURA 4.23: CURVAS PARA O CONCRETO À TRAÇÃO – (A) TENSÃO <i>VERSUS</i> DEFORMAÇÃO; (B) DANO <i>VERSUS</i> DEFORMAÇÃO INELÁSTICA.	113
FIGURA 4.24: MODELO CONSTITUTIVO MULTILINEAR DO AÇO	115
FIGURA 4.25: MODELOS CONSTITUTIVOS DO AÇO - (A) ELASTOPLÁSTICO PERFEITO; (B) ELASTOPLÁSTICO COM ENCRUAMENTO POSITIVO.....	116
FIGURA 4.26: FORÇA APLICADA VERSUS DESLOCAMENTO	118
FIGURA 4.27: CALIBRAGEM DO ÂNGULO DE ATRITO	121
FIGURA 4.28: INDICAÇÃO DO ESMAGAMENTO DO CONCRETO (A) MODELO NUMÉRICO; (B) MODELO EXPERIMENTAL, MODELO SCSFB1.....	123
FIGURA 4.29: (A) DISTRIBUIÇÃO DE DANO À TRAÇÃO DO CONCRETO MOLDADO <i>IN LOCO</i> ; (B) DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DE VON MISES NO PERFIL DE AÇO – MODELO FSF [MPa]	124
FIGURA 4.30: DIAGRAMA DE DANO A TRAÇÃO DO CONCRETO MOLDADO <i>IN LOCO</i> ; (B) DISTRIBUIÇÃO DAS REGIÕES PLASTIFICADAS, MODELO SBT5	125

FIGURA 5.1: SEÇÃO TRANSVERSAL – (A) MODELO VM1-B00; (B) VM2-3B12 [MM].....	128
FIGURA 5.2: DIMENSÕES DA LAJE ALVEOLAR LP15 – CASSOL [MM].....	128
FIGURA 5.3: GEOMETRIA DO PERFIL CELULAR VC216X56: (A) VISTA LONGITUDINAL; (B) CORTE A – A; (C) CORTE B – B [MM].	129
FIGURA 5.4: PARÂMETROS DO PERFIL I ASSIMÉTRICO	130
FIGURA 5.5: (A) VIGA BIAPOIADA SUBMETIDA A FLEXÃO EM QUATRO PONTOS; (B) POSICIONAMENTO DAS BARRAS TRANSVERSAIS PARA OS MODELOS VM2-3B12 E VM3-3B16 [MM].....	131
FIGURA 5.6: PARÂMETROS GEOMÉTRICOS PARA ANÁLISE PARAMÉTRICA [MM].....	133
FIGURA 5.7: PARÂMETROS INVESTIGADOS NA SIMULAÇÃO NUMÉRICA.....	134
FIGURA 5.8: (A) SEÇÃO TRANSVERSAL DO MODELO DE REFERÊNCIA, (B) ESQUEMA ESTÁTICO [MM]	135
FIGURA 5.9: (A) MODELO VMST21-B00; (B) MODELO VMLM22-B00.....	139
FIGURA 5.10: MODELO VM1-B00 (REFERÊNCIA) - (A) CONDIÇÕES DE CONTORNO; (B) TIPOS DE ELEMENTOS FINITOS; (C) ELEMENTOS DE CONTATO AÇO-CONCRETO.....	140
FIGURA 5.11.: GRÁFICO DE FORÇA APLICADA VERSUS DESLOCAMENTO VERTICAL DO MODELO DE REFERÊNCIA.....	142
FIGURA 5.12: DISTRIBUIÇÃO DAS BARRAS TRANSVERSAIS NOS MODELOS.....	143
FIGURA 5.13: FORÇA VERSUS FLECHA – BARRA TRANSVERSAL	143
FIGURA 5.14: FORÇA VERSUS DESLIZAMENTO RELATIVO – BARRA TRANSVERSAL	144
FIGURA 5.15: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DE VON MISES NOS COMPONENTES DA VIGA MISTA: – (A) PERFIL CELULAR; (B) CONCRETO – VM1-B00 [P=125kN]	146
FIGURA 5.16: DISTRIBUIÇÃO DO DANO E ESMAGAMENTO NO CONCRETO PARA A FORÇA MÁXIMA – MODELO DE REFERÊNCIA VM1-B00 [P=242 kN].....	147
FIGURA 5.17: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DE VON MISES - BARRAS TRANSVERSAIS - VM2-3B12 [P = 258 kN]	147
FIGURA 5.18: TENSÕES NA DIREÇÃO AXIAL PARA A FORÇA MÁXIMA - MODELO VM3-3B16 [P = 260 kN].....	148
FIGURA 5.19: FORÇA VERSUS FLECHA - INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE ATRITO	149
FIGURA 5.20: INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE ATRITO: FORÇA VERSUS DESLIZAMENTO RELATIVO	150
FIGURA 5.21: INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DAS ABERTURAS. CURVAS (A) FORÇA VERSUS FLECHA; (B) FORÇA VERSUS DESLIZAMENTO RELATIVO.....	151
FIGURA 5.22: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DE VON MISES NO PERFIL CELULAR – MODELO VM8-D160	152
FIGURA 5.23: INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DA ABERTURA NA DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES AXIAIS NO PERFIL CELULAR	153

FIGURA 5.24: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NO MONTANTE DA ALMA NO MEIO DO VÃO	154
FIGURA 5.25: INFLUÊNCIA DO NÚMERO DE ABERTURAS E DE BARRAS TRANSVERSAIS - (A) FORÇA VERSUS FLECHA; (B) FORÇA VERSUS DESLIZAMENTO RELATIVO; (C) DISTRIBUIÇÃO DAS ABERTURAS [MM]	157
FIGURA 5.26: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DE VON MISES – (A) PERFIL CELULAR; (B) DANO NO CONCRETO A TRAÇÃO – VM28A6-B00.....	159
FIGURA 5.27: COMPORTAMENTO FORÇA VERSUS FLECHA: (A) ESPESSURA DA MESA INFERIOR; (B) ESPESSURA DA MESA SUPERIOR.....	161
FIGURA 5.28: INFLUÊNCIA DA ESPESSURA DA ALMA NA RESPOSTA FORÇA VERSUS FLECHA.....	162
FIGURA 5.29: COMPORTAMENTO FORÇA VERSUS FLECHA PARA: (A) ESPESSURA DA CAPA ESTRUTURAL; (B) TAXA DE ARMADURA PARA CONTROLE DE FISSURAÇÃO (TELA SOLDADA)	163
FIGURA 5.30: DISTRIBUIÇÃO DO DANO NO CONCRETO POR ESMAGAMENTO (A) $\phi 4,2$ C/10 CM; (B) $\phi 6$ C/10 CM (REFERÊNCIA); (C) $\phi 8$ C/10 CM; (D) $\phi 10$ C/10 CM – [P=241kN]	164
FIGURA 5.31: COMPORTAMENTO FORÇA VERSUS FLECHA EM FUNÇÃO DA LARGURA DA LAJE DE CONCRETO.....	165
FIGURA 5.32: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES LONGITUDINAIS	166
FIGURA 5.33: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NORMAIS PARA OS MODELOS COM LARGURAS DE 930MM E 950MM (VM1-B00 E VM40-B930, RESPECTIVAMENTE)	167
FIGURA 5.34: INFLUÊNCIA DA RESISTÊNCIA AO ESCOAMENTO DO AÇO NA RESPOSTA FORÇA VERSUS FLECHA	169
FIGURA 5.35: GRÁFICOS FORÇA VERSUS DESLOCAMENTO VERTICAL – VARIAÇÕES DE SEÇÕES TRANSVERSAIS	170
FIGURA 5.36: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES DE VON MISES – VMST20-B00 [P = 130 kN]	171
FIGURA 5.37: GRÁFICO DE DANO NO CONCRETO POR FISSURAÇÃO À TRAÇÃO	172
FIGURA 6.1: ILUSTRAÇÃO DAS DIVERSAS POSIÇÕES DA LINHA NEUTRA PLÁSTICA NA SEÇÃO MISTA [MM].....	176
FIGURA 6.2: TIPOS DE SEÇÕES TRANSVERSAIS.....	180
FIGURA 6.3: DISTRIBUIÇÕES DE TENSÕES NA REGIÃO DE MOMENTO FLETOR CONSTANTE	182
FIGURA 6.4: DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES NORMAIS (S33) NA SEÇÃO DE AÇO	183
FIGURA 6.5: PARÂMETROS GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO MISTA	186
FIGURA 6.6: DOMÍNIOS DE COLAPSO DA SEÇÃO	188
FIGURA 6.7: POSIÇÕES DA LINHA NEUTRA PLÁSTICA (A) DOMÍNIO I; (B) DOMÍNIO II.	189
FIGURA 6.8: CURVA DE FORÇA APLICADA VERSUS FLECHA DO MODELO VM1-B00 – COMPARAÇÃO ENTRE O MODELO NUMÉRICO E TEÓRICA A PARTIR DO MÉTODO DE CHEN E LIMAZIE (2018) - ADAPTADO	191

LISTA DE TABELAS

TABELA 1.1: ARTIGOS CIENTÍFICOS PÚBLICOS EM BASES DE DADOS ACADÊMICOS	27
TABELA 2.1: RESUMO DOS RESULTADOS DE HUO (2012)	49
TABELA 2.2: RESUMO DOS RESULTADOS DOS GRUPOS T5 E T6	51
TABELA 2.3: SÍNTESE DA FORMULAÇÃO PARA PREVISÃO DA FORÇA RESISTENTE AO CISALHAMENTO LONGITUDINAL - MODELOS DE HUO (2012) E CHEN ET AL. (2015).....	54
TABELA 2.4: MODELOS EXPERIMENTAIS DE DAI ET AL. (2020)	60
TABELA 2.5: TENSÃO RESISTENTE AO CISALHAMENTO	65
TABELA 4.1: ESTUDOS DE REFERÊNCIA	84
TABELA 4.2: PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS, MODELO SCSFB 1	85
TABELA 4.3: PROPRIEDADES DOS MATERIAIS DO MODELO FSF	86
TABELA 4.4: PROPRIEDADES DOS MATERIAIS DO MODELO SBT5, ENSAIADO POR DAI ET AL. (2020)	88
TABELA 4.5: VALORES INICIAIS UTILIZADOS NO MODELO <i>CONCRETE DAMAGE PLASTICITY</i>	110
TABELA 4.6: MODELOS CONSTITUTIVOS ATRIBUÍDOS A CADA COMPONENTE DE AÇO DOS MODELOS DE REFERÊNCIA	116
TABELA 4.7: VALORES DE FORÇA ÚLTIMA E FLECHA CORRESPONDENTE, MODELOS SCSFB 1 E FSF	119
TABELA 4.8: VALORES DE FORÇA ÚLTIMA PARA O MODELO SBT5	120
TABELA 5.1: CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DO PERFIL I ASSIMÉTRICO, BASEADO EM LAWSON E HICKS (2011)	130
TABELA 5.2: RELAÇÕES GEOMÉTRICAS RECOMENDADAS PELA ARCELORMITTAL (2014).....	131
TABELA 5.3: PROPRIEDADES MECÂNICAS NOMINAIS DOS MATERIAIS	132
TABELA 5.4: MODELOS E PARÂMETROS AVALIADOS	136
TABELA 5.5: DESCRIÇÃO DOS MODELOS ADICIONAIS E PRINCIPAIS CARACTERÍSTICAS	139
TABELA 5.6: PARÂMETROS DO <i>CONCRETE DAMAGE PLASTICITY</i> PARA O MODELO VM1-B00	140
TABELA 5.7: MODELOS CONSTITUTIVOS DOS COMPONENTES DE AÇO	141
TABELA 5.8: INFLUÊNCIA DA BARRA TRANSVERSAL SOBRE FORÇA APLICADA	145
TABELA 5.9: INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE ATRITO – FORÇA APLICADA.....	148
TABELA 5.10: INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO DAS ABERTURAS NA FORÇA MÁXIMA	154
TABELA 5.11: INFLUÊNCIA DO DIÂMETRO E DO NÚMERO DE ABERTURAS NA FORÇA APLICADA.....	155
TABELA 5.12: INFLUÊNCIA DA ESPESSURA DAS MESAS E ALMA SOBRE A FORÇA APLICADA	160
TABELA 5.13: INFLUÊNCIA DA ESPESSURA DA CAPA DE CONCRETO NA FORÇA APLICADA	163
TABELA 5.14: INFLUÊNCIA DA LARGURA DA LAJE DE CONCRETO SOBRE A FORÇA APLICADA.....	165
TABELA 5.15: INFLUÊNCIA DA RESISTÊNCIA AO ESCOAMENTO DO AÇO SOBRE A FORÇA APLICADA.....	168
TABELA 5.16: FORÇA APLICADA POR DESLOCAMENTO VERTICAL NO MEIO DO VÃO – VARIAÇÕES DA SEÇÃO TRANSVERSAL	172

TABELA 6.1: MOMENTO DE PLASTIFICAÇÃO E FORÇA APLICADA PARA AS DIVERSAS POSIÇÕES DA LINHA NEUTRA	176
TABELA 6.2: RESULTANTES E ÁREAS DA SEÇÃO MISTA.....	185
TABELA 6.3: MOMENTO DE PLASTIFICAÇÃO DO MODELO VM1-B00.....	186
TABELA 6.4: LIMITE ENTRE DOMÍNIOS	188
TABELA 6.5: VALORES DE MOMENTO FLETOR DE PLASTIFICAÇÃO PARA OS LIMITES DOS DOMÍNIOS	189

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	18
1.1. ASPECTOS GERAIS.....	18
1.2. JUSTIFICATIVA.....	25
1.3. OBJETIVOS.....	28
1.4. METODOLOGIA DE PESQUISA.....	30
1.5. ESTRUTURA DA TESE.....	33
2. ESTADO DA ARTE	34
2.1. VIGAS MISTAS EM PISOS CONVENCIONAIS COM LAJES ALVEOLARES.....	34
2.2. VIGAS MISTAS EM PISOS CONVENCIONAIS COM PERFIL CELULAR.....	38
2.3. VIGAS MISTAS EM PISO DE PEQUENA ALTURA COM PERFIL DE ALMA CHEIA.....	43
2.4. VIGAS MISTAS EM PISO MISTO DE PEQUENA ALTURA UTILIZANDO PERFIL COM ABERTURAS SEQUENCIAIS.....	46
2.4.1. ESTUDOS ENVOLVENDO ENSAIOS DE CISALHAMENTO DIRETO.....	46
2.4.2. ENSAIOS DE FLEXÃO EM TRÊS OU QUATRO PONTOS.....	56
2.5. MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE FORÇAS.....	61
2.6. GRAU DE INTERAÇÃO.....	63
2.7. ADERÊNCIA.....	64
2.8. SÍNTESE E CONCLUSÕES.....	66
3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA	68
3.1. MOMENTO RESISTENTE DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA EM PISO DE PEQUENA ALTURA.....	68
3.2. FORÇA CORTANTE RESISTENTE.....	77
3.3. RIGIDEZ À FLEXÃO.....	79
3.4. SÍNTESE E CONCLUSÕES.....	80
4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS	82
4.1. MODELOS DE REFERÊNCIA.....	83
4.2. MODELOS NUMÉRICOS.....	89
4.2.1. CONDIÇÕES DE CONTORNO E APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO.....	89
4.3. ELEMENTOS DE CONTATO.....	91
4.4. TIPOS DE ELEMENTOS FINITOS E DISCRETIZAÇÃO.....	96
4.5. MODELOS CONSTITUTIVOS.....	103
4.5.1. CONCRETO.....	103

4.5.2. AÇO	114
4.6. MÉTODOS DE PROCESSAMENTO E CONVERGÊNCIA	116
4.7. VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS	117
4.7.1. COMPORTAMENTO GLOBAL E VALORES ÚLTIMOS DE FORÇA E FLECHA.....	117
4.7.2. INFLUÊNCIA DO ÂNGULO DE ATRITO.....	120
4.7.3. MODOS DE FALHA.....	122
4.8. SÍNTESE E CONCLUSÕES	125
5. ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	127
5.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS E GEOMETRIA DOS MODELOS	127
5.2. ANÁLISE DOS RESULTADOS	141
5.2.1. INFLUÊNCIA DAS BARRAS TRANSVERSAIS INSERIDAS NOS ALVÉOLOS	142
5.2.2. INFLUÊNCIA DO COEFICIENTE DE ATRITO ENTRE PERFIL DE AÇO E LAJE DE CONCRETO	148
5.2.3. INFLUÊNCIA DAS ABERTURAS NO PERFIL CELULAR.....	150
5.2.4. INFLUÊNCIAS DAS ESPESSURAS DA ALMA E DAS MESAS	159
5.2.5. INFLUÊNCIA DA CAPA ESTRUTURAL DE CONCRETO E DA TAXA DE ARMADURA PARA FISSURAÇÃO	162
5.2.6. LARGURA DA LAJE DE CONCRETO.....	164
5.2.7. RESISTÊNCIA AO ESCOAMENTO DO AÇO.....	167
5.2.8. PARÂMETROS NÃO QUANTITATIVOS.....	170
5.3. SÍNTESE E CONCLUSÕES	173
6. MOMENTO RESISTENTE: ANÁLISE COMPARATIVA.....	175
6.1. MOMENTO FLETOR DE PLASTIFICAÇÃO.....	175
6.2. CRITÉRIO DE CAPACIDADE RESISTENTE A PARTIR DAS EQUAÇÕES DE COMPATIBILIDADE	187
6.3. RIGIDEZ À FLEXÃO.....	190
6.4. SÍNTESE E CONCLUSÕES	192
7. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	194
7.1. CONCLUSÕES.....	194
7.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	197
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	198
APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO.....	208
APÊNDICE B – ESTUDO CDP	225
APÊNDICE C – LINHA NEUTRA.....	228

1. INTRODUÇÃO

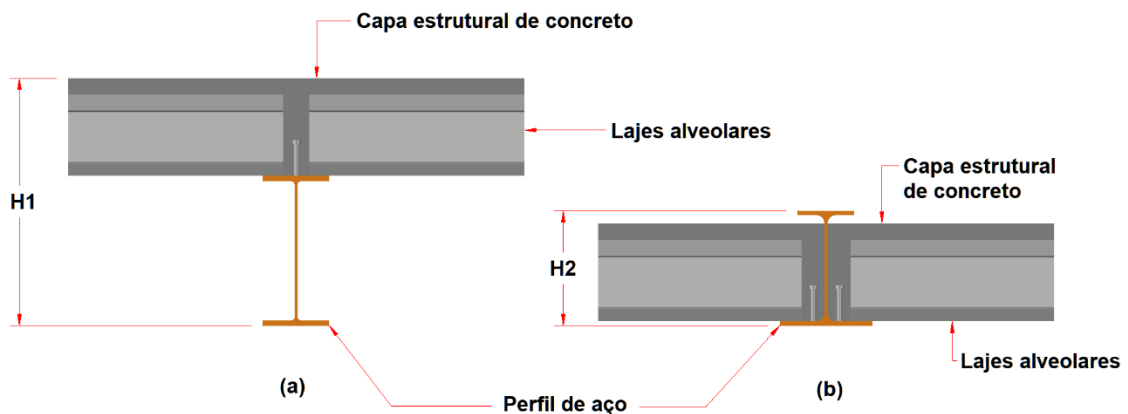
1.1. Aspectos gerais

As estruturas mistas de aço e concreto têm ampla aplicação na construção civil e apresentam soluções com alta eficiência estrutural e viabilidade econômica tanto para edifícios de múltiplos pavimentos quanto pontes e outros tipos de sistemas construtivos. A resistência dos materiais e a possibilidade de industrialização dos componentes estruturais são fatores que favorecem a utilização de sistemas mistos em praticamente todos os setores da construção civil, criando soluções para várias aplicações na engenharia estrutural. O presente trabalho propõe a análise numérica e teórica de um sistema de piso misto de aço e concreto, de pequena altura, formado por lajes alveolares pré-fabricadas de concreto e perfis de aço com aberturas regulares na alma (perfis celulares). O estudo tem a finalidade principal de avaliar a viabilidade estrutural da associação dos componentes supracitados na composição de um sistema de piso de alta eficiência estrutural, formado predominantemente por componentes industrializados, capaz de vencer vão médios, de rápida execução e com baixa geração de resíduos de construção. Os pisos compostos por lajes alveolares de concreto e perfil de aço são exemplos de elementos estruturais de grande desempenho para edificações. A interação desses componentes na forma de seção mista pode apresentar maior eficiência estrutural pois resulta em um conjunto mais resistente aos esforços solicitantes e com estabilidade estrutural superior à solução convencional laje de concreto e viga de aço, propiciando também uma alternativa construtiva com maior grau de industrialização. Os pisos mistos de pequena altura, objeto de estudo desse trabalho, são caracterizados pelo embutimento de parte ou de toda a laje no perfil de aço, havendo algum mecanismo de ligação responsável por promover o comportamento conjunto entre os componentes de aço e de concreto. Os pisos mistos configuram-se em dois tipos usuais, nominados como piso misto convencional e piso misto de pequena altura ou sistema *slim floor*, distintas pela configuração geométrica, sobretudo pela posição dos

1. INTRODUÇÃO

componentes laje e viga, e comportamento estrutural. Nas vigas mistas de pisos convencionais (Figura 1.1a), a laje de concreto é apoiada sobre o perfil de aço, tendo comportamento misto garantido por conectores de cisalhamento fixados na mesa superior. Usualmente são utilizados conectores tipo pino com cabeça para fazer a ligação aço-concreto nesse sistema de piso misto. Por outro lado, nas vigas mistas em piso misto de pequena altura distingue-se do convencional por apresentar, fundamentalmente, o posicionamento da laje de concreto embutido na altura do perfil de aço, resultado da condição de apoio na mesa inferior do perfil. O efeito desse novo posicionamento da laje em relação ao perfil é que o sistema laje-viga apresenta altura total inferior ao piso misto convencional, como mostra a Figura 1.1b.

Figura 1.1: Configuração de vigas em pisos mistos - (a) Viga em piso convencional; (b) Viga mista em piso de pequena altura



Fonte: Próprio autor

O desenvolvimento de pesquisas e aplicação de sistemas mistos compostos por perfis de aço e lajes alveolares de concreto protendido são relativamente recentes. No final da década de 1980, ensaios de pisos mistos com lajes pré-moldadas foram realizados e publicados por pesquisadores da Universidade de Salford (LAM, 2002). Em estudo posterior (MOY; TAYLER, 1996) foi avaliada a capacidade resistente de conectores de cisalhamento em lajes pré-moldadas considerando a influência da resistência do concreto e variação de parâmetros como a altura da laje, a altura do conector tipo pino com cabeça, a distância entre as peças pré-moldadas, que configuram a chave de cisalhamento, e a taxa de armadura transversal responsável por resistir às tensões localizadas na região do conector de cisalhamento, que podem

1. INTRODUÇÃO

provocar fissuração no concreto de preenchimento moldado *in loco*. Jolly¹ *apud* Lam (1998), na Universidade de Southampton, investigou o comportamento de pisos mistos com lajes pré-moldadas, de grandes vãos, aplicados a edifícios-garagem. Nas últimas duas décadas, os pisos mistos convencionais compostos por lajes alveolares vêm sendo amplamente utilizados na Europa como solução alternativa às lajes mistas com fôrma de aço incorporada (LAM, 2002). Para Hicks e Lawson (2003), as principais vantagens desse sistema é o aproveitamento da alta capacidade resistente das lajes alveolares protendidas para vencer grandes vãos, reduzindo a quantidade de apoios intermediários e ampliando a distância entre esses apoios.

Segundo Wallin² *apud* Jurado (2009), o piso misto de pequena altura teve seu desenvolvimento mais intenso na década de 1970 em países do norte europeu, principalmente na Suécia, onde pesquisadores da *Swedish Institute of Steel Construction*, com o objetivo de reduzir a altura total do piso, criaram um perfil de aço de seção assimétrica, com a mesa inferior mais larga que a mesa superior, embutindo a laje de concreto na altura do perfil. Lu e Mäkeläinen (1996) relataram a aplicação do sistema construtivo em edifícios públicos, comerciais e hospitalares de Estocolmo como fator determinante para aceitação e utilização da tecnologia nos anos seguintes, contribuindo de forma significativa para o aumento do número de edifícios de aço, passando de 5% de aplicação nos projetos de edifícios comerciais, no início da década de 1980, para 50% a nível nacional e 80% na região de Estocolmo, no final da década. A crescente utilização nos países nórdicos (Suécia, Finlândia, Dinamarca, Noruega e Islândia) e o aperfeiçoamento do sistema de piso de pequena altura propiciaram a difusão desse sistema laje-viga pelo continente europeu atraindo interesse de pesquisadores e investidores britânicos da *British Steel* (MULLETT; LAWSON, 1993).

No presente estudo foram investigados pisos com lajes alveolares produzidas industrialmente, pré-fabricadas, e caracterizadas por armadura longitudinal e seção

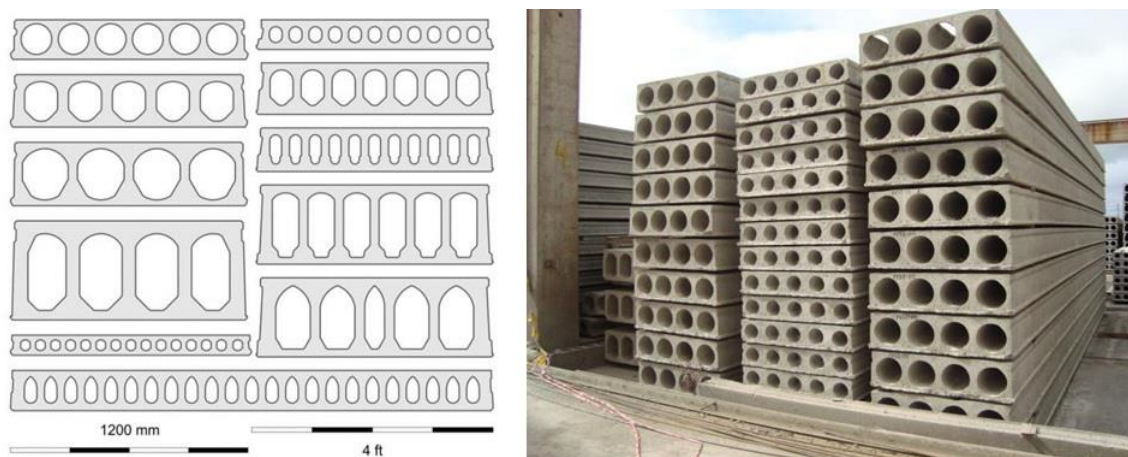
¹ JOLLY, C. K. **Long span composite beams for car parks. Proceedings of the Joint:** The Institution of Structural Engineers/City University of London. International Seminar, City University of London, London, 1996, p. 57.1–57.8.

² WALLIN, L. **Technical and Economic Advantages of Steel Construction, Building Costs and Overall Economy.** ECCS Publication: European Convention for Constructional Steelwork. Brussels, 1978.

1. INTRODUÇÃO

alveolar. As lajes e painéis alveolares pré-fabricados de concreto são componentes eficientes para pisos e fechamentos laterais de edifícios industriais, comerciais e residenciais caracterizados, principalmente, pela rapidez de execução, montagem e qualidade do acabamento superficial (PETRUCELLI, 2009). As lajes alveolares estão disponíveis em diversas alturas para atender a vários critérios de desempenho, com percentual de vazio que pode variar entre 30% e 50% (FIB, 2013). Sua utilização em edificações está relacionada a fatores econômicos diretamente associados à redução do consumo de materiais, menor prazo de execução e elevado desempenho em soluções estruturais que exigem vencer grandes vãos. Os processos de fabricação mais modernos e mão de obra qualificada, aumentam a precisão dimensional deste tipo de laje, proporciona maior confiabilidade estrutural e durabilidade dos materiais e componentes. A produção industrializada é outro fator importante que torna as lajes alveolares pré-fabricadas mais competitivas em relação ao sistema de lajes mistas com fôrma de aço incorporada, permitindo maior variedade na altura da seção transversal (Figura 1.2), com possibilidade de vencer vãos de até 20 metros. Segundo Elliott (2002), as indústrias de estruturas de aço e concreto pré-fabricado, que no início apenas competiam entre si no mercado da construção civil, atualmente vêm trabalhando em conjunto para fornecer produtos com dimensões padronizadas, buscando sinergia em relação às suas vantagens e desvantagens.

Figura 1.2: Seções transversais típicas de lajes alveolares



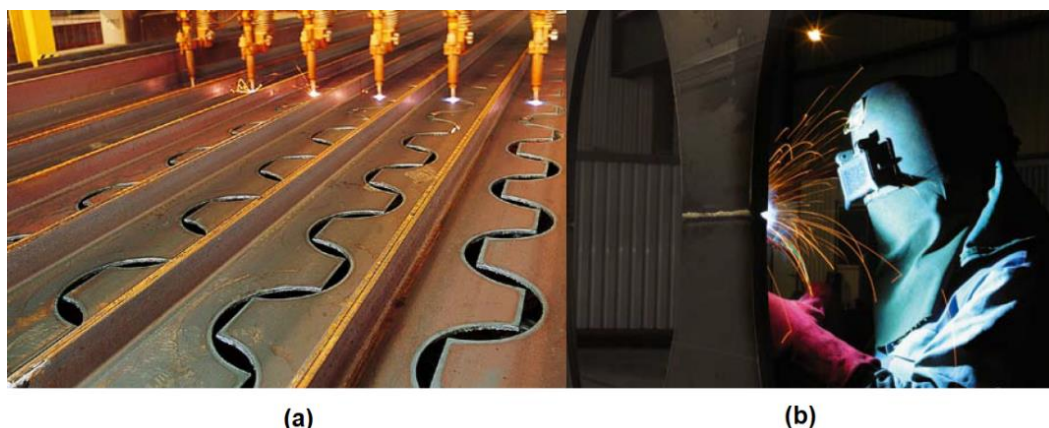
Fontes: FIB, 2013

Quanto ao perfil de aço associado a lajes alveolares, é caracterizado por aberturas sequenciais circulares na alma, obtidas por processos de corte e soldagem de perfis com seção transversal assimétrica. Geralmente, os perfis com aberturas na

1. INTRODUÇÃO

almas são fabricados a partir do corte a plasma, laser ou técnica de oxicorte ao longo do eixo longitudinal de perfis laminados de seções I ou H, utilizando-se máquinas de Controle Numérico Computadorizado – CNC (Figura 1.3a), que ampliam as possibilidades de configurações geométricas e precisão nas aberturas sequenciais. Após o corte, as seções T resultantes são reposicionadas para soldagem dos montantes da alma, como mostra a Figura 1.3b.

Figura 1.3: Processos de fabricação do perfil celular - (a) Oxicorte de perfis laminados; (b) soldagem do montante da alma



(a)

(b)

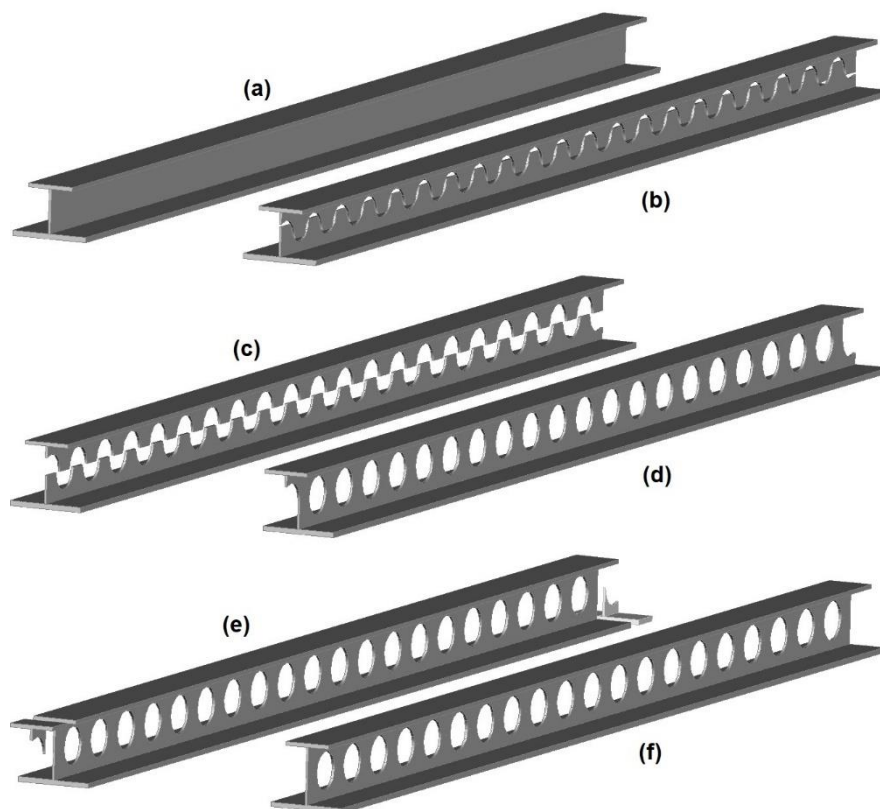
Fonte: ARCELORMITTAL, 2014

Os avanços tecnológicos das últimas décadas favorecem o desenvolvimento de perfis com aberturas sequenciais de geometrias diversas e a um custo competitivo. A evolução do conhecimento técnico científico do comportamento destes perfis como elemento estrutural, proporcionou a definição de especificações técnicas com ampliação das escalas produtivas, com diferentes métodos de fabricação. A fabricação por processos de expansão da alma é o aumento da inércia da seção sem aumentar o consumo de aço. Outro método alternativo para a fabricação da viga com aberturas sequenciais é o corte e solda de três chapas para formação de um perfil I soldado. Assim, as aberturas podem ser executadas antes ou após a composição do perfil. Essa alternativa favorece a fabricação de seções transversais assimétricas como as utilizadas nos pisos mistos de pequena altura (Figura 1.4). Segundo Tsavdaridis (2010) as vigas com aberturas sequenciais são aplicadas usualmente como vigas secundárias, e projetadas segundo limites de serviço; mas as vigas principais, que podem estar submetidas a elevadas forças de cisalhamento vertical, são projetadas apenas com aberturas isoladas com espaçamento variável, para

1. INTRODUÇÃO

passagem de dutos. Para esta configuração, em alternativa aos processos automatizados de corte e expansão da alma, o método de aberturas isoladas também pode ser utilizado, principalmente, quando o objetivo é fazer aberturas com maior espaçamento e diâmetros variados, tendo como desvantagens a menor precisão, maior consumo de material e não padronização das aberturas.

Figura 1.4: Etapas de fabricação – (a) Perfil soldado assimétrico; (b) Corte da alma; (c) expansão da alma com separação e deslocamento das partes; (d) Soldagem dos montantes da alma; (e) corte e remoção das extremidades; (f) perfil celular assimétrico



Fonte: Próprio autor

Apesar das diversas configurações e processos de composição para fabricação dos perfis com aberturas sequenciais, atualmente as seções mais comuns no mercado e no meio acadêmico são aquelas com aberturas casteladas e celulares confeccionadas a partir da expansão da alma. Fabricadas com aberturas regulares hexagonais, os perfis castelados podem apresentar acréscimo de até dois terços da altura do perfil original enquanto as vigas celulares caracterizam-se pela flexibilidade das aberturas circulares, que possibilitam maior variedade de espaçamentos e diâmetros das aberturas (LAWSON et al., 2017).

1. INTRODUÇÃO

A aplicação dos perfis castelados e celulares como vigas em sistemas estruturais oferecem uma série de vantagens: aumento da inércia da seção, quando fabricados a partir da expansão da alma, proporciona maior capacidade para vencer grandes vãos com menor peso próprio, em relação ao perfil de alma cheia; possibilidade de projetar sem apoios intermediários, o que propicia uma economia significativa na execução de pilares e fundações, com redução do consumo de materiais e prazo de execução. A utilização de vigas celulares pode reduzir de 25% a 30% o custo inicial da construção, diminuindo o peso próprio em até 30% e resultando em economia que pode chegar a 10% do custo da estrutura (TSAVDARIDIS, 2010). As vigas celulares podem ser fabricadas com várias combinações de altura da seção transversal, diâmetro das aberturas circulares e distância entre centros de aberturas. Outra característica interessante é a possibilidade de passagem de dutos e instalações prediais através das aberturas. Em contrapartida, a presença das aberturas na alma requer atenção especial aos efeitos de instabilidade e formação de áreas localizadas de plastificação, que podem reduzir a capacidade resistente. Segundo Lawson et al.(2006), em edifícios modernos, em que são exigidos pavimentos com longos vãos, o perfil celular já é empregado em conjunto com lajes de concreto na composição dos pisos mistos convencionais, configurando o elemento misto de aço e concreto, que tem sua capacidade resistente aumentada devido à interação dos materiais.

Assim, o presente estudo contribui na compreensão e avaliação do comportamento estrutural à flexão de vigas mistas parcialmente revestidas compostas por perfil celular e lajes alveolares em piso de pequena altura. Para isto foi utilizada a simulação numérica de um conjunto de vigas e os resultados foram combinados a um modelo analítico proposto pelo autor numa tentativa de estimar o momento fletor resistente e desenvolver estratégias de modelagem numérica incorporando as complexas interações entre aço e concreto.

Ao longo do presente texto, a referência a “vigas mistas parcialmente revestidas compostas por perfil celular e lajes alveolares em piso de pequena altura” será simplificada feita utilizando a designação “vigas mistas parcialmente revestidas”.

1. INTRODUÇÃO

1.2. Justificativa

As estruturas mistas de aço e concreto são aplicáveis quando se deseja o aproveitamento mais eficiente das características, principalmente de resistência de cada material, projetar estruturas mais leves, estruturalmente mais eficientes, com menor prazo de execução e menor geração de resíduos. Ao longo das últimas duas décadas houve uma expansão considerável das pesquisas científicas que enfocam os elementos mistos de aço e concreto. Esse crescimento foi responsável pela criação de várias soluções estruturais capazes de ampliar as opções de projeto e potencializar o desempenho dos materiais a partir da otimização e melhor uso de suas propriedades mecânicas. Para implementar um determinado sistema estrutural misto é necessário o desenvolvimento de estudos científicos que possam contribuir para elaboração e validação de modelos analíticos, elaboração de prescrições normativas, criação de métodos construtivos que atendam às exigências atuais de planejamento e qualidade de execução e comprovação da viabilidade técnica e econômica do sistema. A atual busca por sistemas estruturais e construtivos de rápida execução e alto desempenho, permitindo vencer grandes vãos com menores deslocamentos, faz dos pisos mistos compostos por laje alveolar e perfil celular em aço, uma solução bastante interessante para aumentar a qualidade e produtividade das etapas construtivas, principalmente por constituir-se de elementos com elevado grau de industrialização.

Na última década, os pisos mistos de pequena altura se tornaram uma realidade em projetos de edifícios e apresentam uma ampla utilização na Europa, tendo como configurações preferenciais as combinações entre lajes mistas ou lajes alveolares, e perfil em alma cheia. Como exemplo, O Hospital Santa Maria della Misericordia (Figura 1.5a e Figura 1.5b), construído em Udine na Itália; e o edifício Environnement (Figura 1.5c e Figura 1.5d), em Bruxelas na Bélgica, projetados com pisos mistos de pequena altura compostos por lajes alveolares pré-moldadas.

1. INTRODUÇÃO

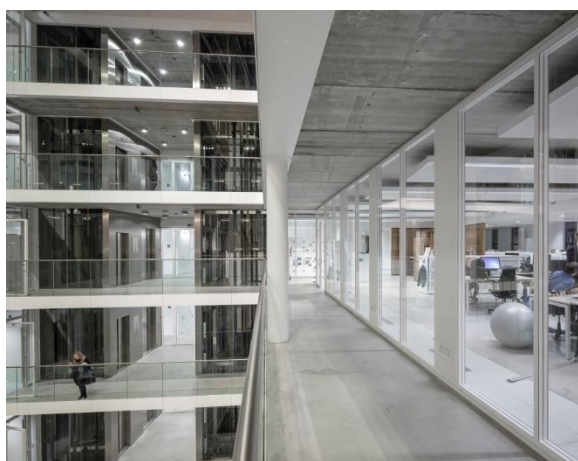
Figura 1.5: (a;b) Hospital Santa Maria della Misericordia (2013); (c;d) Edifício Environnement (2014)



(a)



(b)



(c)



(d)

Fonte: <https://constructalia.arcelormittal.com/en/>

A construção do edifício Kons (Figura 1.6) na cidade de Luxemburgo, projetado com viga em alma e lajes mistas, exemplifica um relevante aspecto para viabilidade deste tipo de sistema construtivo: a interação entre a seção de aço e a laje de concreto. Para os pisos mistos de pequena altura, com perfis de aço em alma cheia, posicionar os conectores de cisalhamento na mesa superior pode elevar consideravelmente a altura do pavimento, já que a laje está apoiada na mesa inferior do perfil. A utilização de perfis com aberturas na alma, com perfil celular, possibilita a passagem de barras transversais que podem resistir ao cisalhamento longitudinal e garantir esta interação.

1. INTRODUÇÃO

Figura 1.6: Construção do Edifício Kons (2016)



Fonte: <https://constructalia.arcelormittal.com/en/>

Apesar da laje alveolar de concreto protendido e o perfil celular de aço serem empregados na composição do sistema de piso de edificações diversas, com uma aplicabilidade crescente, a associação destes elementos estruturais na forma do piso misto de pequena altura é pouco explorada pelo meio científico. Com objetivo de avaliar a produção científica relacionado aos estudos de sistemas construtivos com esta associação, buscou-se trabalhos acadêmicos em diversas bases de dados. Em quatro base de dados foram obtidos resultados 69 (Periódico Capes), 56 (*Science Direct*), 67 (*Scopus*) e 53 (*ASCE - American Society of Civil Engineers*) artigos científicos, publicados nos últimos 10 anos, cujo tema central era piso misto de pequena altura (*slim floor*). O cruzamento dos dados mostrou que estes quantitativos foram bem reduzidos quando se associou o piso misto de pequena altura com as lajes alveolares, resultando em 14, 18, 9 e 7 trabalhos, respectivamente. Para sistemas de piso de pequena altura com perfil celular foram encontrados 2, 7, 2 e 5 artigos publicados respectivamente aos quatro bando de dados (Tabela 1.1).

Tabela 1.1: Artigos científicos públicos em bases de dados acadêmicos

Banco de dados	Capes	Science	Scopus	ASCE
<i>Slim floor</i>	69	56	67	53
Piso de pequena altura				
<i>Slim floor and hollow core slab</i>	14	18	9	7
Piso de pequena altura e laje alveolar				
<i>slim floor and cellular beam or Shallow cellular</i>	2	7	2	5
Piso de pequena altura e viga celular ou perfil celular				

Fonte: Próprio autor

1. INTRODUÇÃO

Assim, este trabalho de pesquisa justifica-se pela proposta de interação desses elementos estruturais na composição do piso misto de pequena altura, objetivando investigar a capacidade resistente de vigas mistas parcialmente revestidas, e contribuir para a elucidação do comportamento desse tipo de piso misto. Os resultados teóricos e numéricos oriundos do estudo aqui proposto podem auxiliar na elaboração de critérios de projeto e, com isso, colaborar com a popularização dos sistemas mistos de aço e concreto e com o aumento do grau de industrialização dos sistemas de piso.

No entanto, para constituir a viga mista do piso de pequena altura é necessário que os componentes trabalhem em conjunto. Assim, para avaliar a eficiência da composição aqui proposta é preciso investigar como se dá a transferência de forças entre aço e concreto e como aumentar a força transferida entre os componentes. Contudo, essa solução deve apresentar eficiência estrutural e ser de fácil execução.

Além disso, há poucos estudos que abordam vigas parcialmente revestidas em pisos de pequena altura com perfil celular e, aqueles que o fazem, tratam da transferência de forças aço-concreto via ensaios de cisalhamento direto e de flexão em três ou quatro pontos. Em ambos os casos, a laje é representada, de forma simplificada, por um elemento maciço de concreto. Essa abordagem não representa todas as particularidades da laje alveolar pré-fabricada pois, nesse caso em específico, os alvéolos do perfil de aço não coincidem, em sua totalidade, com os alvéolos da laje. Isso requer uma série de ajustes e pode alterar os mecanismos de transferência de forças de cisalhamento entre os componentes de aço e de concreto.

O conjunto dos aspectos aqui relatados justificou a elaboração da presente tese como forma inicial de contribuição na determinação da capacidade resistente de vigas mistas parcialmente revestidas em sistemas construtivos de pisos mistos de pequena altura com laje alveolar e viga celular em aço.

1.3. Objetivos

A pesquisa teve como foco principal determinar a capacidade resistente à flexão de vigas mistas parcialmente revestidas em pisos de pequena altura, e investigar o

1. INTRODUÇÃO

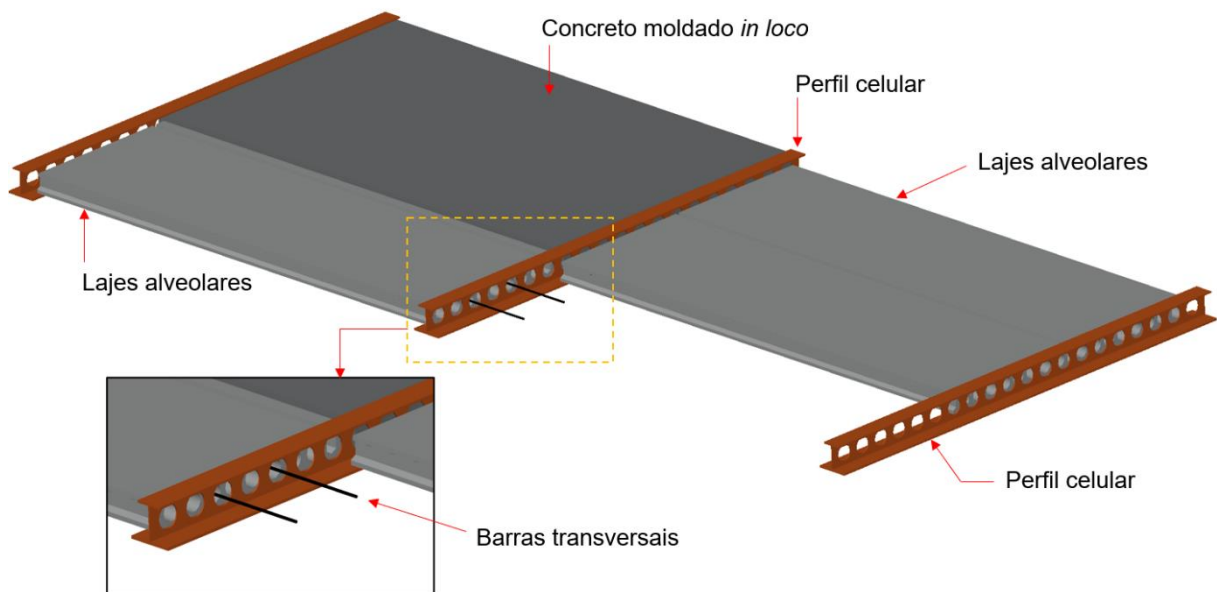
comportamento estrutural do sistema misto. Este estudo foi realizado a partir da análise teórica e numérica de vigas mistas biapoiadas representativas do sistema de piso misto de pequena altura (Figura 1.7), considerando a variação de diversos parâmetros como a contribuição da aderência de atrito e a influência da barra transversal de aço para a interação aço-concreto.

A partir desse objetivo de caráter geral, definiram-se os objetivos específicos descritos a seguir:

- Avaliar o comportamento global de vigas mistas e quantificar a capacidade resistente à flexão em vigas biapoiadas;
- Identificar os principais modos de falha e a contribuição de cada componente para o comportamento global e para a capacidade resistente das vigas mistas;
- Avaliar os mecanismos que contribuem para o comportamento conjunto aço-concreto e, nesse contexto, avaliar a contribuição de barras de aço que atravessam os alvéolos de laje e aberturas do perfil de aço;
- Desenvolver e validar modelos numéricos de vigas mistas representativas do piso misto de pequena altura para posterior análise paramétrica.
- Propor uma expressão analítica que possa estimar a capacidade resistente ao momento fletor de vigas parcialmente revestidas.

1. INTRODUÇÃO

Figura 1.7: Componentes do sistema de piso misto de pequena altura com laje alveolar e perfil celular



Fonte: Próprio autor

1.4. Metodologia de pesquisa

A metodologia para desenvolvimento deste trabalho foi dividida inicialmente em quatro fases principais: revisão e estudo bibliográfico, programa experimental constituído de ensaios e análises, simulações numéricas e análise teórica.

A primeira fase consistiu em ampla revisão literária e estudo bibliográfico a fim de aprofundar os conhecimentos teóricos, analisar soluções desenvolvidas por outros pesquisadores e identificar métodos numéricos e experimentais que pudessem ser aplicados aos pisos mistos de pequena altura. A partir da revisão bibliográfica foram identificados os principais parâmetros que interferem no comportamento e capacidade resistente dos pisos mistos de pequena altura. Estas primeiras informações foram utilizadas no desenvolvimento de um modelo numérico prévio, utilizando o pacote computacional ABAQUS®, para definição da geometria (dimensões) dos modelos físicos, possíveis concentrações de tensões, principais pontos de instrumentação e aplicação das forças.

1. INTRODUÇÃO

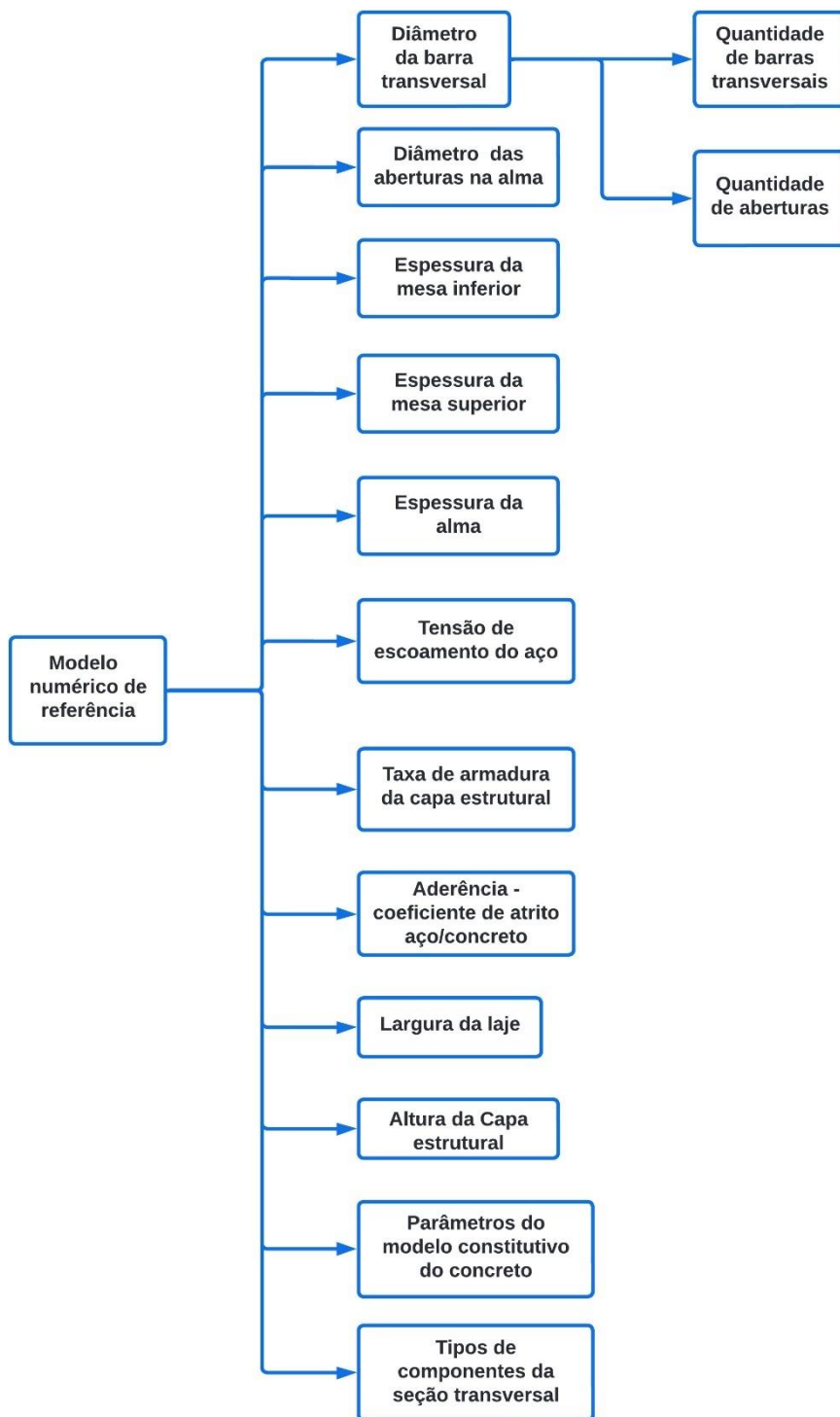
Na segunda fase da metodologia original deste estudo havia a previsão de realizar um conjunto de ensaios. Os modelos físicos foram projetados e os materiais foram adquiridos para confecção de três protótipos de vigas em pisos mistos de pequena altura com perfil celular e viga celular em aço. Considerando a emergência em saúde pública devido à propagação do COVID-19, os procedimentos para realização dos ensaios no Laboratório do Núcleo de Estudo e Tecnologia em Pré-Moldados de Concreto – NETPre, localizado na Universidade Federal de São Carlos – UFSCar, foram suspensos. Diante da incerteza na retomada do programa experimental, decidiu-se por dar continuidade aos estudos desta tese com a exclusão dos ensaios experimentais, adaptando os objetivos propostos às condições estabelecidas.

Na terceira fase foram desenvolvidos modelos numéricos em elementos finitos, utilizando o pacote computacional ABAQUS®. Os procedimentos de modelagem assim como a representatividade dos modelos foram aferidos a partir dos resultados experimentais de três estudos realizados por pesquisadores em trabalhos acadêmicos que permitiram validar o programa numérico. Após a calibração dos modelos numéricos, na análise paramétrica foi possível investigar variações de parâmetros como diâmetro da barra transversal de aço e o diâmetro das aberturas da viga celular (Figura 1.8).

A partir dos resultados numéricos gerados pela presente tese foi possível obter subsídios que mostrem a capacidade resistente à flexão de vigas parcialmente revestidas em pisos mistos de pequena altura compostos por lajes alveolares pré-fabricadas e perfis celulares. Inicialmente foi avaliado, por análise comparativa, a correlação entre valores dos modelos numéricos e teóricos de momento fletor resistente e comportamento global. Nessa etapa também foram avaliados deformações e deslocamentos, bem como deslizamento relativo aço-concreto; esse último forneceu informações do comportamento misto da seção. Por fim, a análise de resultados concentrou-se na avaliação dos valores de deformações da laje de concreto, da capa estrutural, do perfil de aço e das barras de aço utilizadas para auxiliar no comportamento conjunto aço-concreto.

1. INTRODUÇÃO

Figura 1.8: Parâmetros analisados no modelo de viga mista em piso misto de pequena altura



Fonte: Próprio autor

1.5. Estrutura da tese

A presente tese foi estruturada em sete capítulos:

O Capítulo 1 introduz o tema a partir de uma contextualização e conceitos fundamentais sobre os pisos mistos de pequena altura e suas particularidades. A seção esclarece a justificativa para realização da pesquisa, delimita os objetivos gerais e específicos e descreve a metodologia de trabalho.

No Capítulo 2 apresenta de forma sucinta as principais referências bibliográficas que orientaram os estudos teóricos e que contribuíram para a compreensão dos vários sistemas estruturais relevantes. Nesta seção é descrito os trabalhos experimentais de referência que influenciaram as modelagens numéricas.

O Capítulo 3 expõe um estudo analítico para determinação do momento fletor de plastificação de vigas mistas parcialmente revestidas composta por perfil celular e lajes alveolares.

No Capítulo 4 é realizada uma descrição dos modelos experimentais de referência e os procedimentos de modelagem numérica. O Capítulo apresenta as características do programa computacional utilizado para simulação, métodos, ferramentas e parâmetros adotados para calibração dos modelos.

O Capítulo 5 apresenta o modelo proposto para estudo com descrição das propriedades físicas e geométricas. A seção analisa o comportamento à flexão de vigas em pisos mistos de pequena altura com laje alveolar de concreto protendido e perfil celular em aço e propõe um método teórico para determinação do momento fletor resistente de cálculo.

A análise numérica de parametrização é descrita no Capítulo 6, com apresentação dos resultados numéricos e análises. Nesta parte do trabalho foi investigado a influência de determinados parâmetros no comportamento estrutural do modelo proposto, e expõe as proposições teóricas.

O Capítulo 7 apresenta as considerações finais, conclusões e sugestões para futuros trabalhos.

2. ESTADO DA ARTE

Neste capítulo são apresentados os principais achados sobre vigas mistas parcialmente revestidas. Devido ao número bastante limitado de estudos sobre vigas mistas parcialmente revestidas inseridas em pisos mistos de pequena altura, este capítulo contempla: a) vigas mistas com lajes alveolares; 2) vigas mistas com perfis celulares; 3) vigas mistas parcialmente revestidas de alma cheia e 4) vigas mistas parcialmente revestidas com perfis celulares.

2.1. Vigas mistas em pisos convencionais com lajes alveolares

A laje alveolar pré-fabricada de concreto pode ser utilizada no sistema de piso misto, seja ele convencional ou de pequena altura. Elemento de características interessantes quanto ao comportamento estrutural, foi amplamente estudado nos últimos 50 anos. No presente texto são destacados os estudos mais relevantes associados ao comportamento em pisos mistos convencionais, a fim de contextualizar a utilização das lajes pré-fabricadas em pisos mistos.

Nesse contexto, apresenta-se Lam (1998) e Lam et al., (2000a) realizados na Universidade de Nottingham, com vigas mistas tendo vão de 5700 mm, perfil de aço 356x171x51UKB e conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça de 19 mm diâmetro, que foram ensaiadas até a ruptura. Laje constituída de unidades pré-moldadas de concreto protendido com 150 mm de altura, 1200 mm de largura e preenchimento em concreto classe C25 moldado *in loco* foram utilizadas. Dois parâmetros principais foram investigados: taxa de armadura transversal na região dos conectores e aderência entre os concretos pré-fabricado e moldado *in loco*. A aderência foi investigada com a adição de lâminas de polietileno com 1 mm ao longo da região de interface em um dos modelos, de duas , de modo a simular a pré-fissuração nesta região. Foi constatado que as barras transversais são fundamentais para a capacidade resistente e ductilidade da ligação aço-concreto. A taxa de armadura transversal deve ser controlada de forma a permitir a contribuição por alongamento à tração da barra transversal e evitar ruptura frágil do elemento misto,

2. ESTADO DA ARTE

como mostraram os resultados experimentais (Lam et al. (2000a). Os pesquisadores recomendam uma taxa de armadura de pelo menos 0,11% na região dos conectores.

Segundo Lam et al. (2000), no início do ensaio, o protótipo pré-fissurado na interface entre a laje alveolar e o concreto moldado *in loco* apresentava uma linha neutra a 20 mm abaixo da interface aço-concreto, localizada na alma do perfil de aço, com distanciamento progressivo a partir dos incrementos de carga. No modelo com as lâminas de polietileno a flexão dos conectores e o esmagamento do concreto à compressão foram os modos de falha observados, indicando redução da largura efetiva da laje e perda de rigidez. Esses modos de falha foram associados à ineficiência da aderência entre o concreto de preenchimento e as unidades pré-fabricadas. Os resultados experimentais foram utilizados para validação de modelos numéricos no pacote computacional ABAQUS® (LAM et al., 2000b) e investigação da influência de determinados parâmetros geométricos na capacidade resistente de pisos mistos convencionais com lajes alveolares pré-moldadas. Por meio de análise paramétrica de 45 modelos bidimensionais (LAM et al., 2000b) avaliar a influência de quatro parâmetros: geometria da seção transversal de aço, altura da laje alveolar (150mm, 200mm e 250mm), espaçamento dos conectores de cisalhamento (150mm, 300mm e 450mm) e taxa de armadura transversal (R6, T8, T10, T12, T16, T25).

Maiores taxas de armadura transversal causaram aumento do momento fletor resistente porém houve efeito pouco significativo na rigidez e redução da ductilidade, conduzindo à ruptura frágil (LAM et al., 2000b). O aumento na altura da laje alveolar resultou em acréscimo da capacidade resistente e da rigidez a flexão da viga mista. Ao aumentar o espaçamento dos conectores e, com isso, diminuir o grau de interação aço-concreto, houve decréscimo da capacidade resistente. O estudo também mostrou grande influência da seção de aço na rigidez da viga mista podendo, inclusive, determinar o modo de falha que governa a capacidade resistente.

Os resultados (LAM et al., 2000b) demonstraram o aumento da capacidade resistente ao momento fletor para taxas mais elevadas de armadura transversal, porém indicaram efeito pouco significativo desse parâmetro na rigidez e redução da ductilidade, conduzindo à ruptura frágil. O aumento na altura da laje alveolar resultou em acréscimo da capacidade resistente e da rigidez a flexão da viga mista quando comparada a vigas mistas com lajes pré-moldadas de menor altura. Ao aumentar o

2. ESTADO DA ARTE

espaçamento dos conectores, os pesquisadores avaliaram o efeito do grau de interação aço-concreto e constataram decréscimo da capacidade resistente para espaçamentos maiores pois isso significava menor grau de interação (interação parcial). O estudo também mostrou uma grande influência das características da seção de aço na rigidez da seção mista podendo determinar o modo de falha que governa a capacidade resistente.

Embora alguns estudos abordem a laje como elemento isolado, trazem informações importantes para o presente estudo. Por exemplo, numa edificação estruturada em elementos pré-fabricados, a laje alveolar é apoiada sobre vigas de concreto armado de grande rigidez. Caso a laje seja apoiada num perfil de aço, que é mais deformável, como a deformabilidade dos apoios pode influenciar a resposta estrutural da laje? Nesse contexto, Pajari e Koukkari (1998) investigaram experimentalmente a influência da rigidez das vigas de apoio na capacidade resistente ao cisalhamento de lajes alveolares pré-moldadas. Investigações anteriores haviam indicado o surgimento de fissuras em sistemas de piso com altura reduzida, possivelmente associadas à deformabilidade das vigas de apoio. Quando posicionadas próximas aos apoios das vigas, as unidades pré-moldadas são submetidas a uma combinação de cisalhamento vertical e transversal (PAJARI; KOUKKARI, 1998). Essa combinação pode levar estas unidades de laje à falha, mesmo que estejam submetidas a uma força cortante consideravelmente menor que a força cisalhante em lajes apoiadas em vigas de maior rigidez. A avaliação do efeito da deformabilidade dos apoios contou com um programa experimental constituído de dez ensaios em escala real de pisos com dois vãos biapoiados, ambos sustentados por uma viga externa e uma viga central e submetidos a cargas linearmente distribuídas próximas ao apoio central (PAJARI; KOUKKARI, 1998). Houve variação da seção transversal e materiais da viga central. A deflexão excessiva das vigas de apoio afetou significativamente a resistência ao cisalhamento das lajes alveolares com reduções entre 23% e 60% (PAJARI; KOUKKARI, 1998), Todos os modelos ensaiados falharam por cisalhamento da alma na extremidade da laje.

Embora os modos de falha e os valores de flecha da viga central sugeriram que a redução da capacidade resistente ao cisalhamento vertical está relacionada à elevada deformação da laje próxima ao apoio central, a magnitude da deformação e a

2. ESTADO DA ARTE

consequente redução de capacidade resistente estão associados não somente à deflexão da viga; há também o feito do tipo de ligação entre as lajes alveolares e a viga de apoio (PAJARI; KOUKKARI, 1998). A presença de capa de concreto estrutural e o preenchimento dos alvéolos na região dos apoios são fatores que contribuem para elevar a capacidade resistente ao cisalhamento.

Outro aspecto importante é a aderência entre os concretos pré-fabricado e a capa de concreto da laje que compõem a viga mista. Ajdukiewicz et al. (2008) avaliaram experimentalmente a eficiência da aderência/atrito entre a laje alveolar pré-fabricada e a capa de concreto estrutural. O comportamento da interface entre laje alveolar pré-moldada e capa de concreto moldada in loco, sem reforço ou qualquer preparação especial que (apenas limpeza e adição de umidade para concretagem) e o acréscimo de resistência devido ao capeamento foram avaliados. Para todas as condições analisadas, as lajes com capa de concreto apresentaram maior resistência, registrando aumento de 22% maior no momento fletor e 13% no momento de fissuração, sem deslizamentos e fissurações na interface até 95% da força máxima.

É usual utilizar barras de aço imersas em chanfros executados na laje pré-fabricada para auxiliar na transferência de forças entre o perfil de aço e a laje. Embora essa não tenha sido exatamente a abordagem, Elliott (2014) avaliou a influência do comprimento de transferência na capacidade resistente ao cisalhamento de lajes alveolares protendidas sem armadura de cisalhamento. Com o objetivo de propor uma equação que relacione o comprimento de transferência ao esforço cisalhante foi desenvolvido um programa experimental composto de 12 lajes alveolares e 14 vigas protendidas para piso.

Os estudos realizados até então mostram a viabilidade das vigas mistas com lajes alveolares e o desenvolvimento de pesquisas sobre pisos mistos convencionais que utilizam conectores tipo pino com cabeça para resistir ao cisalhamento longitudinal. A influência da capa de concreto estrutural, analisada (AJDUKIEWICZ; KLISZCZEWICZ; WĘGLORZ, 2008) é um parâmetro bastante explorado e deve ser investigado para pisos mistos de pequena altura, assim como o comportamento das lajes pré-moldadas quando apoiadas em vigas de menor rigidez (mais deformáveis) (PAJARI; KOUKKARI, 1998).

2.2. Vigas mistas em pisos convencionais com perfil celular

Pesquisas utilizando modelos analíticos, numéricos e experimentais foram realizadas com o intuito de avaliar o comportamento de vigas com aberturas sequenciais na alma, investigar os modos de falha e desenvolver expressões para estimar a capacidade resistente à flexão considerando características geométricas e configurações de carregamentos diversos. Esse item traz uma síntese dos estudos acadêmicos mais relevantes e principais resultados de vigas mistas convencionais com perfis celulares.

Os estudos envolvendo esse tipo de perfil tiveram início na década de 1930 e, na década de 1960, os primeiros perfis foram patenteados; os primeiros registros de utilização datam de 1970, na Suíça (REDWOOD, 2000). Nas décadas seguintes houve um grande esforço da comunidade científica no sentido de identificar os modos de falha das vigas alveolares de aço. Uma primeira dificuldade nesse tipo de perfil é a determinação dos esforços máximos, ou da seção crítica, pois, como cada alvéolo está sujeito a um determinado valor de momento fletor e de força cortante, a combinação de ambos é que gerará a situação mais desfavorável.

No tocante aos modos de falha mais frequentes em vigas alveolares de aço, Kerdal e Nethercot (1984) apresentam uma síntese que foi confirmada por uma série de estudos posteriores, e é simplificada a seguir:

- 1) Formação do mecanismo Vierendeel: surgimento de rótulas plásticas nos cantos das aberturas, deformando a viga em forma de paralelogramo. Este mecanismo é mais comum em vigas com grandes vãos. Ao transferir as forças de cisalhamento ao longo da porção da alma com abertura formam-se rótulas plásticas. Esse mecanismo propõe que o perfil alveolar seja comparado a uma viga Vierendeel com articulações no ponto médio dos montantes e dos segmentos de banzo entre montantes, e forças aplicadas nos nós fictícios.
- 2) Instabilidade do montante de alma por cisalhamento: a parte comprimida do montante tende a se deslocar para fora do plano longitudinal do perfil enquanto a parte tracionada tende a permanecer na posição inicial.

2. ESTADO DA ARTE

- 3) Escoamento do montante de alma por cisalhamento: surgimento de esforços de flexão no montante de alma pode levar ao escoamento na região tracionada, da comprimida ou de ambas.
- 4) Instabilidade lateral com torção: se caracteriza pelo deslocamento lateral e giro da seção transversal. Comum em vigas de aço de alma cheia, também ocorre nas vigas com abertura de alma, porém as propriedades geométricas são bem diferentes. Embora alguns autores afirmem que os alvéolos não têm influência nesse modo de falha, um estudo mostrou que a forma das aberturas (circular ou retangular) pode influenciar no momento fletor resistente à instabilidade lateral com torção (THEVENDRAN; SHANMUGAM, 1991).

Os estudos iniciais com vigas alveolares mistas datam de 1968 (GRANADE¹, 1968 apud DARWIN; DONAHEY, 1988)) e estavam voltados à avaliação do efeito de uma grande abertura, de formato retangular, localizada na alma e posicionada a meio vão. Os estudos seguintes também buscavam avaliar os efeitos de aberturas retangulares de grandes dimensões e buscar critérios de projeto para estimar a capacidade resistente desse tipo de viga mista. Na sua grande maioria, os estudos contemplavam vigas mistas com lajes mistas com fôrma de aço incorporada, e a posição e dimensões da grande abertura eram os parâmetros mais avaliados. Após esses primeiros estudos, novas configurações de aberturas passaram a ser avaliadas: aberturas hexagonais (vigas casteladas) e aberturas circulares (vigas celulares). Foi constatado que a presença da laje desempenha papel importante na melhoria da capacidade resistente ao cisalhamento, reduzindo a parcela de cisalhamento vertical resistida pelas seções T superior e inferior, e diminuindo o cisalhamento horizontal na alma.

Lawson et al. (2006) avaliaram os efeitos da assimetria do perfil de aço em vigas mistas com aberturas sequenciais na alma, considerando aberturas relativamente próximas entre si, com espaçamento reduzido e que podem provocar instabilidade

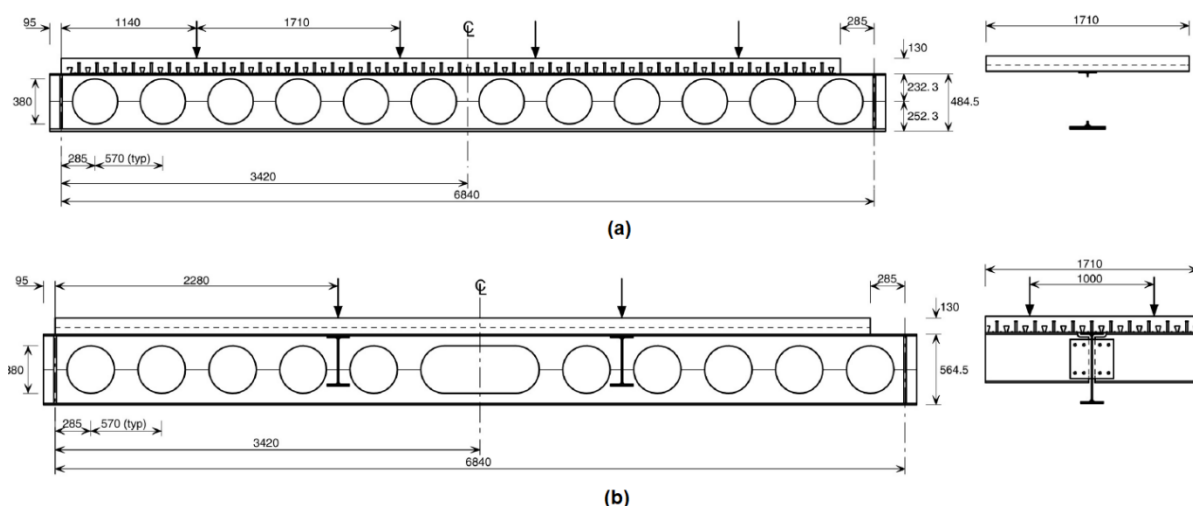
¹ Granade, C. J. (1968). "An investigation of composite beams having large rectangular openings in their webs." Thesis presented to the University of Alabama, at University, Alabama, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science.

2. ESTADO DA ARTE

local por esforços de flexão no montante da alma. O objetivo desenvolver um procedimento teórico de dimensionamento, baseado no equilíbrio de forças e métodos simplificados.

Em vigas mistas com aberturas sequenciais na alma, a capacidade resistente à flexão é predominantemente dominada pela resistência à compressão do concreto e resistência à tração do T inferior. Geralmente, a tensão no T superior é ignorada para o momento fletor resistente, embora possa ocorrer o mecanismo Vierendeel pela formação de rótulas plásticas (LAWSON et al., 2006). A capacidade resistente das seções T pode ser reduzida devido aos efeitos combinados de cisalhamento e forças axiais. Após propor procedimentos de cálculo para determinação de momento fletor e esforço cortante resistente e deslocamento vertical, Lawson et al. (2006) realizaram uma série de análises numéricas utilizando o pacote computacional ANSYS®. O estudo numérico utilizou resultados de ensaios (Figura 2.1) realizados por Müller et al. (2006) e investigou a influência do espaçamento horizontal entre aberturas, assimetria na posição da abertura e espessura da alma do perfil.

Figura 2.1: Geometria do modelo experimental analisado por Lawson et al. (2006) [mm]



Fonte: Lawson et al. (2006)

Houve grande influência da assimetria da seção transversal no momento resistente e suscetibilidade a instabilidades locais no montante da alma (LAWSON et al., 2006). (LAWSON et al., 2006) Algumas situações de projeto com a presença de aberturas alongadas (Figura 2.1b), principalmente nas regiões com valores reduzidos

2. ESTADO DA ARTE

de cisalhamento vertical, podem acentuar os efeitos da instabilidade e devem ser equilibradas com maior largura do montante ou da espessura da alma. A redução da rigidez nas regiões de aberturas alongadas pode gerar forças localizadas adicionais nos conectores de cisalhamento. Para considerar este efeito, Lawson et al. (2006) propuseram um fator de redução do momento resistente à flexão em função da possibilidade de ocorrência do mecanismo Vierendeel devido ao comprimento alongado da abertura.

O efeito das instabilidades nos perfis celulares de vigas mistas foi investigado por Gizejowski e Salah (2008) utilizando simulações numéricas no pacote computacional ABAQUS®. Efeitos de instabilidades dos perfis celulares devido a esforços de cisalhamento e compressão em vigas contínuas sob momentos negativos foram investigados. Segundo Gizejowski e Salah (2008) as vigas mistas celulares com seções transversais de aço assimétricas são mais vulneráveis a falhas que envolvam instabilidade por cisalhamento local da alma, acompanhadas de distorção por restrição da mesa superior nas regiões de momento negativo, resultando em menor capacidade resistente da seção transversal. Comparando a seção celular com uma seção correspondente em alma cheia, foi constatado que parâmetros como a extensão do momento negativo, abertura dos alvéolos e configuração da abertura dos alvéolos próximos aos apoios podem afetar os estados limites de uma viga mista celular contínua. (GIZEJOWSKI; SALAH, 2008). Lawson e Hicks (2011) publicaram um extenso documento com recomendações para o projeto de vigas mistas com aberturas sequenciais na alma, incluindo capacidade resistente, parâmetros geométricos da seção de aço e método analítico para determinação da força cortante resistente.

Investigação experimental da capacidade resistente de vigas mistas com perfis celulares e castelados, incluindo tensões residuais, foi realizada por Sonck et al. (2014). Foi constatado aumento nas tensões residuais de compressão nas mesas dos perfis, efeito desfavorável para a estabilidade do elemento. O efeito foi ainda maior nos perfis celulares devido à entrada de calor próximo às mesas durante a execução das aberturas. Na alma dos perfis o corte longitudinal para separação dos T gerou efeito de menor magnitude com tensões de tração na região de corte. Sonck et al. (2014) recomendam a consideração das tensões residuais devido aos processos de

2. ESTADO DA ARTE

fabricação na determinação da capacidade resistente de perfis com aberturas na alma.

No Brasil os estudos de vigas celulares mistas tiveram como foco o desenvolvimento de procedimentos para a definição das características geométricas de perfis alveolares de aço para utilização em sistemas de piso e de cobertura (OLIVEIRA, 2012). Gonçalves (2015) desenvolveu modelos numéricos para representar o comportamento desse sistema. Brinkhus (2015) e Badke Neto (2015) apresentam sínteses de modelos de cálculo, disponíveis na literatura, para verificação dos modos de falha em vigas de aço e mistas com perfis celulares. Badke Neto et al. (2015) sintetizam as metodologias para o dimensionamento de vigas mistas com perfil celular. Por fim, Piassi (2016) propõe uma formulação para estimar a rigidez rotacional de vigas mistas com perfil celular e laje maciça de concreto. Em Piassi et al., (2018) é dado destaque à flambagem lateral com distorção, que é um dos modos de falha das vigas celulares mistas.

Em pesquisa recente, Ferreira, Martins e De Nardin (2020) realizaram um amplo estudo numérico de vigas em pisos mistos convencionais com lajes alveolares, com objetivo de investigar o comportamento de vigas com interação completa e parcial. As variáveis analisadas foram diâmetro e quantidade de conectores de cisalhamento e diâmetro da barra transversal de reforço. Para interação completa, foi constatada influência significativa da barra transversal, contribuindo para o aumento na capacidade resistente, com destaque para a barra transversal com diâmetro de 16mm. Em modelos com interação parcial, a influência da barra transversal não foi significativa em função da redução da capacidade resistente do sistema misto. Ferreira, Martins e De Nardin (2021) investigaram a influência de parâmetros do modelo de dano *Concrete Damage Plasticity* como ângulo de dilatação e viscosidade em modelos numéricos de vigas celulares mistas com lajes mistas. Em vigas cujo esforço cortante não determina a capacidade resistente o ângulo de dilatação não tem influência significativa no comportamento à flexão. Valores reduzidos de viscosidade elevam a área de dano e aumentam o custo de processamento computacional. Ferreira et al. (2021) investigaram a capacidade resistente de vigas celulares mistas com lajes alveolares e compararam com o desempenho de vigas celulares mistas com lajes mistas. Ferreira et al. (2021) verificaram a predominância de modos de falha

2. ESTADO DA ARTE

associados a instabilidades locais na alma dos perfis celulares ou combinados com mecanismos de rótulas plásticas localizadas e mecanismo Vierendeel. Os autores concluíram que a laje alveolar contribui significativamente para elevar a capacidade resistente viga mista.

Embora a ausência de normas específicas seja um obstáculo para o uso de vigas celulares mistas com lajes pré-fabricadas, várias pesquisas apresentam e propõem métodos de dimensionamento. A realização de ensaios contribui para validação de modelos analíticos, confirmação de modos de falha identificados em simulações numéricas e compreensão do comportamento estrutural da viga mista com perfil celular. Vários estudos propõem a otimização dos parâmetros geométricos, o que reduz as possibilidades de instabilidades locais e formação de rótulas plásticas, aumentando a capacidade resistente da viga mista.

2.3. Vigas mistas em piso de pequena altura com perfil de alma cheia

O estudo dos pisos mistos de pequena altura, assim denominados devido à redução da altura do conjunto laje-viga por conta do embutimento da laje na altura da viga, é recente e nas últimas duas décadas tem se observado uma difusão maior desse tipo de piso.

Com o objetivo de orientar as concepções de projeto, difundir o conhecimento técnico e ampliar a aplicação dos sistemas construtivos *slim floor* no setor de construção civil, o *Steel Construction Institute* (SCI) publicou, na década de 1990, uma série de manuais sobre práticas construtivas, comportamento e verificação de alguns sistemas construtivos. Dentre as publicações, por destaca-se Lawson et al. (1997), que apresenta detalhes construtivos e características do piso misto de pequena altura com perfil *Asymmetric Slimflor® Beams (ASB)* e lajes mistas. O documento traz recomendações e verificações para etapas construtivas, Estados-Limites Últimos e de Serviço. Rackham et al. (2006) apresentam orientações para concepção de pisos mistos de pequena altura com perfis *Asymmetric Slimflor® Beams (ASB)* e lajes alveolares pré-fabricadas de concreto. O documento reúne limites dimensionais para

2. ESTADO DA ARTE

apoio da laje alveolar no perfil de aço, dimensões dos componentes, limites para deslocamentos verticais e verificações para fase construtiva e de utilização.

As publicações de Lawson et al. (1997) e Rackham et al. (2006) têm caráter bastante geral e incluem recomendações de projeto de pisos mistos de pequena altura com perfil patenteado ASB e lajes mistas ou pré-fabricadas de concreto.

Em Hegger et al. (2009) são apresentados resultados experimentais de pisos de pequena altura incluindo o comportamento e a capacidade resistente ao cisalhamento de lajes alveolares protendidas. O estudo envolveu o ensaio de um completo e complexo protótipo de piso misto de pequena altura, em escala real. A capacidade resistente ao cisalhamento foi avaliada considerando a influência das condições de apoio. Os principais parâmetros avaliados foram a seção transversal da laje alveolar, a rigidez à flexão da viga de apoio (em aço), o preenchimento dos alvéolos e a restrição horizontal da laje pré-fabricada. Hegger et al. (2009) concluíram que a interação entre as lajes alveolares e o perfil de aço pode conduzir a deformações excessivas e levar ao surgimento de tensões transversais nas lajes posicionadas próximo às extremidades do vão. Contudo, os ensaios demonstraram que esse não é o único fator determinante para a redução da capacidade resistente ao cisalhamento. As forças são transferidas das porções de laje internas para as externas por meio das chaves de cisalhamento, aumentando gradualmente as tensões de cisalhamento em direção ao perfil de aço. A combinação e interação desses dois efeitos pode ser a razão para a diminuição da capacidade resistente ao cisalhamento (HEGGER et al., 2009).

No Brasil, Souza (2016) fez análises teórica e experimental de pisos mistos de pequena altura compostos por perfis de aço em alma cheia e lajes alveolares de concreto protendido. A ligação aço-concreto foi feita por meio de conectores tipo pino com cabeça. Foram realizados três ensaios de cisalhamento direto (*push-out test*) para investigar a capacidade resistente e modos de falha da ligação aço-concreto. Além disso, foram realizados dois ensaios de flexão em quatro pontos: uma viga mista em piso convencional (modelo FC) e uma viga mista em piso de pequena altura (modelo FSF), ambas com vão de 373,5 cm.

2. ESTADO DA ARTE

A Figura 2.2 mostra os ensaios de flexão realizados por Souza (2016). Os resultados do estudo exploratório mostraram maior resistência da viga mista do piso convencional; ocorreram menores deformações que as observadas na viga mista do piso misto de pequena altura. Em contrapartida, a viga do piso de pequena altura apresentou melhor desempenho quanto à transferência de esforços entre a laje de concreto e o perfil de aço devido à maior ductilidade do conector. O piso misto convencional apresentou início de fissuração no trecho de cisalhamento constante após atingir 67% da carga máxima; foi registrado descolamento da capa de concreto ao atingir 82% da força máxima aplicada. Na viga mista do piso de pequena altura o estado de fissuração na região tracionada foi atingido para 75% da força máxima aplicada, falha pela combinação de escoamento do perfil de aço e ruptura do concreto na região tracionada (SOUZA, 2016).

Figura 2.2: Esquema de ensaio a flexão em quatro pontos realizado por Souza (2016) – (a) Viga mista do piso convencional; (b) Viga mista do piso de pequena altura



Fonte: Souza (2016)

Por meio de análise numérica, Souza, J. (2021) avaliou a capacidade resistente à força cortante de lajes alveolares em pisos mistos de pequena altura. Nas análises foi avaliada a influência da rigidez do apoio, especialmente submetidos a cisalhamento vertical e a contribuição do preenchimento dos alvéolos da laje para elevar a resistência do conjunto. No caso de apoios flexíveis, o preenchimento dos alvéolos teve influência discreta na força cortante resistente. A redução da rigidez das vigas de apoio afeta diretamente a capacidade resistente das lajes alveolares.

2. ESTADO DA ARTE

Os estudos relacionados às vigas mistas de piso de pequena altura com perfil em alma cheia e lajes alveolares apresentaram resultados interessantes e efetivos, que promovem a reflexão sobre as razões do sistema construtivo ainda não ter aplicação significativa no Brasil. A justificativa pode estar relacionada às poucas pesquisas desenvolvidas, e conseqüente desinformação técnica.

2.4. Vigas mistas em piso misto de pequena altura utilizando perfil com aberturas sequenciais

O comportamento de uma viga mista de aço e concreto pode ser avaliada por meio de ensaios de flexão, usualmente, flexão em quatro pontos. Além deste tipo de ensaio, há também a avaliação da interface aço-concreto que, usualmente, é feita por meio de ensaios de cisalhamento direto. Tendo em vista a forma de avaliação da viga mista, este item foi subdividido em: ensaios de cisalhamento direto e ensaios de flexão.

2.4.1. Estudos envolvendo ensaios de cisalhamento direto

O primeiro estudo desse grupo foi o de Huo (2012) que, em ampla investigação experimental e teórica, contribuiu para a compreensão do mecanismo de transferência de cisalhamento longitudinal em pisos mistos de pequena altura compostos por laje maciça e perfil celular de aço. O programa experimental constituiu-se de 24 ensaios de cisalhamento direto (*push-out test*) e um ensaio de flexão (em três e quatro pontos). Foram avaliados quatro dispositivos mecânicos de cisalhamento: barra de aço passando pelos alvéolos (Figura 2.3), conectores pino com cabeça soldados na alma, concreto passante nas aberturas do perfil celular e tubos ortogonais às aberturas simulando a passagem de dutos.

Os resultados experimentais foram avaliados quanto à ductilidade da ligação, modos de colapso e parâmetros que influenciam a conexão de cisalhamento. Nos modelos apenas com concreto para preenchimento das aberturas como mecanismo responsável pela interação aço-concreto foi observada ruptura frágil e falha por esmagamento do concreto na direção da força de cisalhamento e separação entre os materiais na direção transversal. Modelos com armadura transversal (Figura 2.3)

2. ESTADO DA ARTE

apresentaram aumento da capacidade resistente ao cisalhamento, falha dúctil e capacidade resistente residual. Modelos com barra transversal apresentaram os melhores resultados dentre os grupos analisados. Esses resultados demonstram que a resistência à tração da barra de aço, combinada com o concreto de preenchimento que atravessa as aberturas, contribuem significativamente para os mecanismos resistentes ao cisalhamento longitudinal e para a transferência de forças entre os componentes. A configuração com barras de 16 mm e 1000 mm de comprimento (ancoragem) demonstrou melhor capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal e ductilidade. Huo (2012) propôs métodos analíticos para determinar a capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal e esses métodos são detalhados em capítulo posterior.

Figura 2.3: Ensaio de cisalhamento direto com barras transversais como conectores realizados por Huo (2012)

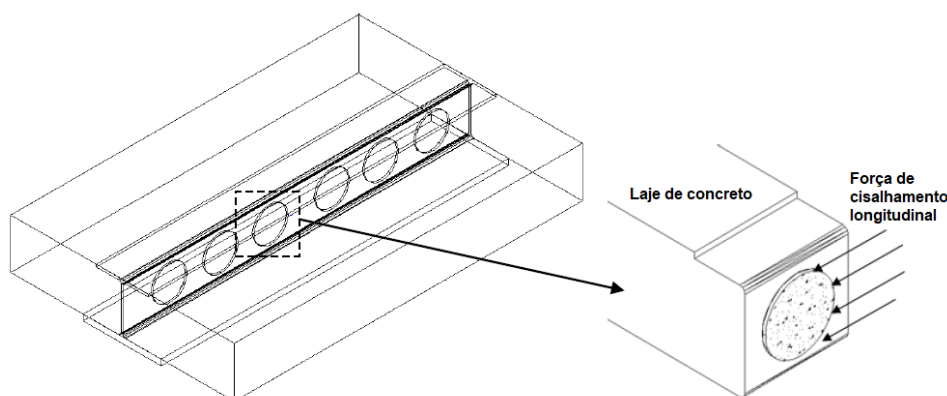


Fonte: Huo (2012)

Nos ensaios de cisalhamento direto realizados por Huo (2012), os resultados de duas séries de dois grupos de protótipos mostram a efetividade do mecanismo de transferência de forças via concreto passando nas aberturas da viga celular e as vantagens da utilização das barras transversais para a ductilidade e o aumento da capacidade resistente da ligação aço-concreto. Os modelos ensaiados por Huo (2012) consideraram laje maciça de concreto (Figura 2.4).

2. ESTADO DA ARTE

Figura 2.4: Desenho esquemático do pino de concreto como conector de cisalhamento



Fonte: Huo (2012) - Adaptado

Huo (2012) avaliou a influência dos seguintes parâmetros: preenchimento dos alvéolos, diâmetro da abertura circular (150mm e 200mm), tipo de concreto (comum e reforçado com fibras de aço) e barras transversais imersas no concreto dos alvéolos.

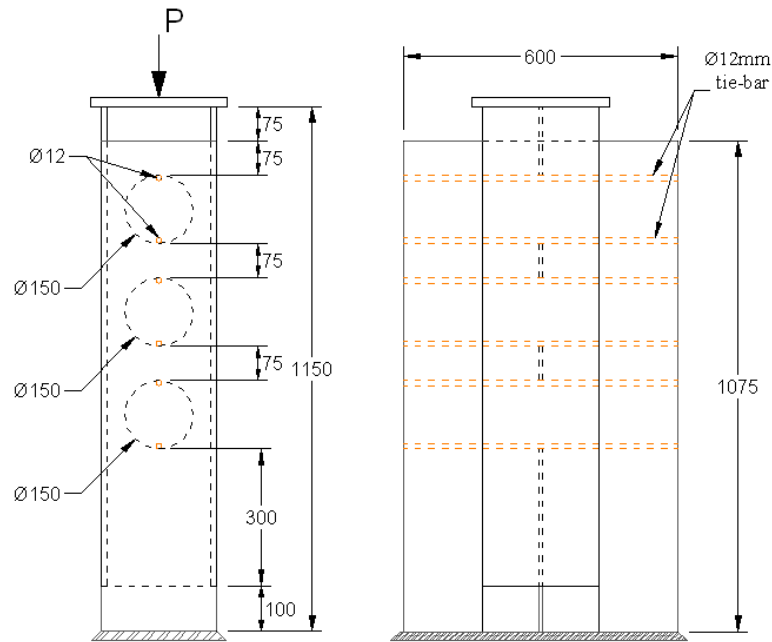
Na ausência de barras de aço, a capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal aumentou com o aumento do diâmetro do pino de concreto, aumento esse causado pelo aumento do diâmetro das aberturas (HUO, 2012). Este aumento não foi influenciado pelo tipo de concreto. Nos modelos com abertura de mesmo diâmetro, a capacidade resistente ao cisalhamento dos pinos virtuais de concreto aumenta com o aumento da resistência à compressão do concreto (Tabela 2.1). Os deslizamentos relativos aço-concreto variaram entre 3 e 8mm, indicando a eficiência da conexão ao cisalhamento e o efeito do pino de concreto como conector. A falha foi caracterizada por esmagamento do concreto na região das aberturas (perímetro próximo à força aplicada), na direção do cisalhamento longitudinal, seguido de ruptura à tração na direção transversal na parte interna do pino de concreto. O efeito foi identificado com maior evidência nos modelos reforçados com fibras de aço.

Os quatro protótipos do grupo T1 apresentaram três alvéolos preenchidos, o que resultou em três pinos de concreto passando nas aberturas do perfil celular. Os parâmetros avaliados foram o diâmetro da abertura circular na alma do perfil (150 mm e 200mm) e o tipo de concreto da laje maciça, constituído de concreto comum e concreto reforçado com fibras.

2. ESTADO DA ARTE

No grupo T2, Huo (2012) ensaiou quatro espécimes com as mesmas variações de parâmetros do grupo T1 mas com barras transversais com diâmetro de 12 mm passando nas aberturas do perfil celular e imersas no concreto. Duas barras foram dispostas em cada uma das três aberturas, posicionadas no perímetro da abertura circular (Figura 2.5).

Figura 2.5: Geometria de alguns modelos ensaiados por Huo (2012) [mm].



Fonte: Huo (2012)

Tabela 2.1: Resumo dos resultados de Huo (2012)

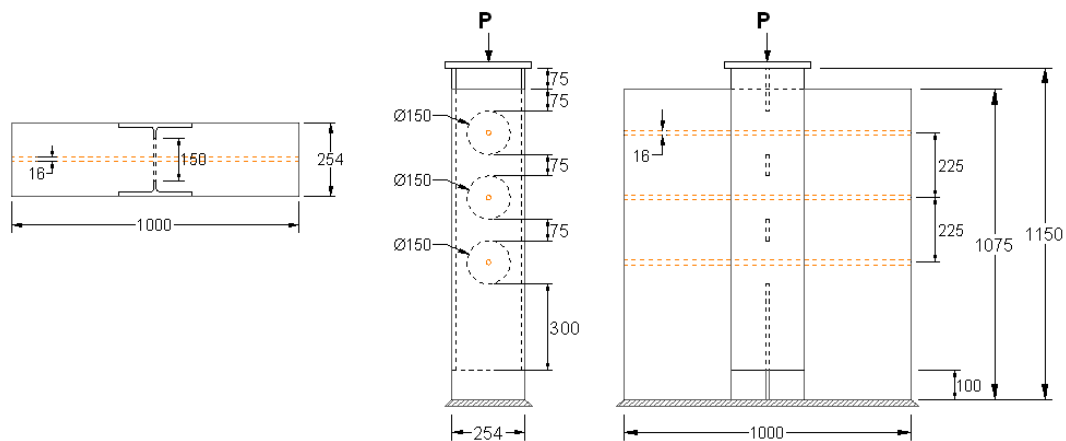
Modelos	Diâmetro da abertura [mm]	Tipo de concreto	f_{cu} [MPa]	f_{ct} [MPa]	Força última [kN]	Deslizamento para força última [mm]
T1-A-N	φ150	Normal	56,5	4,53	354	2,85
T1-A-F		Reforçado com fibras	58,1	4,85	393	4,09
T1-B-N	φ200	Normal	56,5	4,53	1086	4,92
T1-B-F		Reforçado com fibras	58,1	4,85	1191	7,70
T2-A-N	φ150	Normal	54,5	4,54	927	10,68
T2-A-F		Reforçado com fibras	51,9	4,07	315	11,62
T2-B-N	φ200	Normal	54,5	4,54	1170	12,85
T2-B-F		Reforçado com fibras	51,9	4,07	1116	8,41

2. ESTADO DA ARTE

Na presença de barras de aço, o deslocamento relativo correspondente à força máxima variou entre 8 e 13 mm, indicando ductilidade satisfatória na conexão aço-concreto. Houve acréscimo da capacidade resistente em função do aumento do diâmetro do pino de concreto. Considerando o mesmo diâmetro de abertura, modelos com concreto mais resistente apresentaram maior capacidade resistente. A falha se deu por ruptura por cisalhamento da barra superior, posicionada mais próxima da força aplicada no ensaio. A falha no concreto foi similar à observada nos modelos sem barra de aço, ou seja, por esmagamento do concreto na abertura, na região

A contribuição da aderência foi eliminada em alguns exemplares (Tabela 4.7). Para isso foi aplicado graxa na superfície do perfil de aço para evitar a contribuição da aderência na avaliação de mecanismo de cisalhamento. O grupo T5 era composto de quatro protótipos idênticos com características similares ao grupo T1, porém laje com 1000mm de concreto comum (Tabela 2.1). Nos exemplares do grupo T6 a capacidade resistente do conjunto concreto + barra transversal foi avaliada considerando a barra transversal passando no centro de cada abertura do perfil celular (Figura 2.6). Nestes modelos foram utilizadas barras com diâmetro de 16mm e 1000mm de comprimento imersas no concreto.

Figura 2.6: Geometria dos modelos do grupo T6, ensaiados por Huo (2012) [mm].



Fonte: Adaptado de Huo (2012)

Não houve influência significativa da aderência sobre os deslizamentos, que variaram entre 4 e 5 mm (Tabela 2.2), semelhantes aos valores do grupo T1. A aderência também não influenciou o mecanismo de falha, também foi similar ao

2. ESTADO DA ARTE

observado nos espécimes da primeira série. Para os modelos do grupo T6 foram observados deslizamentos relativos entre 12 e 14mm, demonstrando a eficiência da barra para aumentar a ductilidade da ligação aço-concreto. As barras transversais aumentaram significativamente a capacidade resistente da conexão ao cisalhamento (Tabela 2.2).

Tabela 2.2: Resumo dos resultados dos Grupos T5 e T6.

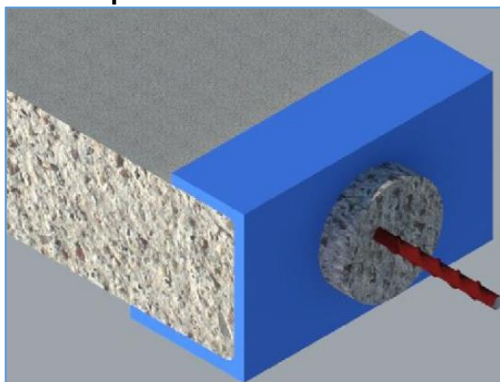
Modelos	f_{cu} [MPa]	f_{ct} [MPa]	Força última [Kn]	Deslizamento para força última [mm]
T5-1	35	3,21	677	4,9
T5-2	35	3,21	581	3,9
T5-3	32	2,90	546	3,9
T5-4	30	3,02	525	4,4
T6-1	29	2,85	1173	13,0
T6-2	32	2,92	1159	12,2
T6-3	28	2,49	982	13,7
T6-4	27	2,57	1075	13,7

Fonte: Adaptado de Huo (2012)

Limazie e Chen (2017) também avaliaram a contribuição dos pinos de concreto para a transferência de forças aço-concreto. O concreto que preenche completamente as aberturas do perfil celular favorece o fluxo cisalhante entre o componente de aço e a laje de concreto. Como a viga celular está parcialmente revestida pelo concreto, grande parte da interação aço-concreto é ativada pela combinação de pino de concreto e barra de aço (Figura 2.7).

2. ESTADO DA ARTE

Figura 2.7: Componentes da conexão de cisalhamento

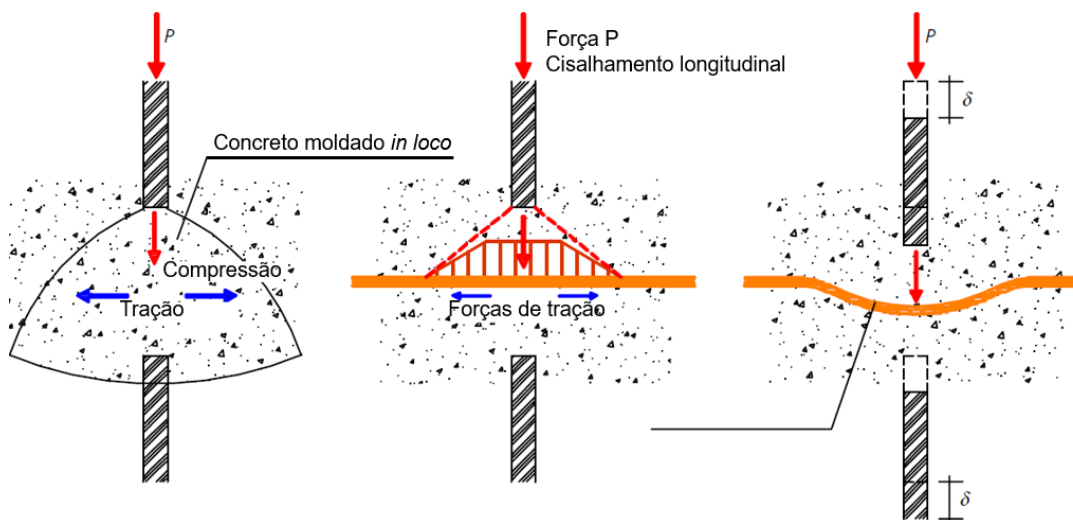


Fonte: Limazie e Chen (2017)

A transferência de forças entre os componentes no início do carregamento pode ser atribuída a mecanismos como o atrito, aderência e compressão local, que são ativados na zona de contato entre os componentes (LIMAZIE; CHEN, 2017). Assim, o perfil de aço está submetido a uma tensão de cisalhamento longitudinal que induz a esforços de flexão e de cisalhamento na seção. Com o aumento da carga, a capacidade resistente ao cisalhamento do elemento de concreto que passa pela abertura será atingida. Pode ocorrer deslizamento significativo na interface entre a barra de aço e a laje de concreto, acompanhado do início da fissuração no concreto (LIMAZIE; CHEN, 2017). As barras transversais de aço imersas no concreto melhoram a conexão aço-concreto pós-fissuração da laje. Com o aumento da carga aplicada, a fissuração evolui e a barra transversal resistirá aos esforços internos de tração, aumentando a capacidade resistente da conexão de cisalhamento e contribuindo para a redistribuição das forças internas entre a laje de concreto e o perfil de aço (Figura 2.8).

2. ESTADO DA ARTE

Figura 2.8: Mecanismo de transferência de forças na conexão de cisalhamento – (a) ação da compressão local; (b) ação dentro da abertura; (c) efeito de bloqueio da barra de aço.



Fonte: Adaptado de Limazie e Chen (2017)

Segundo Huo (2012) a capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal é resultado da contribuição do pino de concreto que se forma nas aberturas e da barra transversal (Figura 2.9) de aço imersa nesse pino. Nas aberturas sem a barra transversal de aço, é considerada apenas a contribuição do pino de concreto. Na Tabela 2.3 é apresentada uma síntese do modelo de Huo (2012) para previsão da força resistente ao cisalhamento longitudinal. Assim como no caso dos conectores tipo pino com cabeça em vigas mistas convencionais, os valores de força resistente se referem ao somatório das forças dos conectores no trecho entre a seção de momento positivo máximo e a seção de momento nulo.

Outro modelo analítico que pode ser utilizado para a previsão da força resistente ao cisalhamento longitudinal é o modelo proposto por Chen et al. (2015) e que é muito semelhante ao de Huo (2012) porém com algumas alterações nos coeficientes que incidem nas parcelas de concreto comprimido e tracionado. Segundo Chen et al. (2015) os coeficientes 1,68 e 1,44 devem ser substituídos, respectivamente, por 1,30 e 1,15. Uma síntese dos modelos de Huo (2012) e de Chen et al. (2015) é apresentada na Tabela 2.3.

2. ESTADO DA ARTE

Tabela 2.3: Síntese da formulação para previsão da Força resistente ao cisalhamento longitudinal - modelos de Huo (2012) e Chen et al. (2015)

Modelo de Huo (2012)	Modelo de Chen et al. (2015)
Força resistente de um pino de concreto	
$R_{c1} = 1,68 \cdot (f_{ck} \cdot A_c) + 1,44 \cdot (f_{ctm} \cdot A_t)$	$R_{c1} = 1,30 \cdot (f_{ck} \cdot A_c) + 1,15 \cdot (f_{ctm} \cdot A_t)$
Contribuição da barra de aço imersa no pino de concreto	
$Q_R = f_y \cdot \left(\frac{\pi \cdot \phi_b^2}{4} \right)$	
Força resistente de um pino de concreto com armadura	
$R_{c2} = 1,68 \cdot (f_{ck} \cdot A_c) + 1,44 \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_R$	$R_{c2} = 1,3 \cdot (f_{ck} \cdot A_c) + 1,15 \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_R$
Capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal (entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo)	
$\Sigma R_c = \Sigma R_{c1} + \Sigma R_{c2}$	

(Fonte: Próprio autor)

Sendo,

R_{c1} Força resistente apenas do pino de concreto na abertura;

R_{c2} força resistente do pino de concreto combinado com a barra de aço imersa no pino de concreto;

f_{ctm} resistência média à tração do concreto;

f_{ck} resistência característica à compressão do concreto;

f_y resistência ao escoamento do aço da barra;

ϕ_b diâmetro da barra de armadura imersa no pino de concreto;

A_c área do pino de concreto à compressão: $t_w \cdot d_0$;

A_t área de concreto preenchido submetido à tração área da abertura circular: $\left(\frac{\pi d_0^2}{4} \right)$;

d_0 diâmetro da abertura circular na alma;

t_w espessura da alma do perfil;

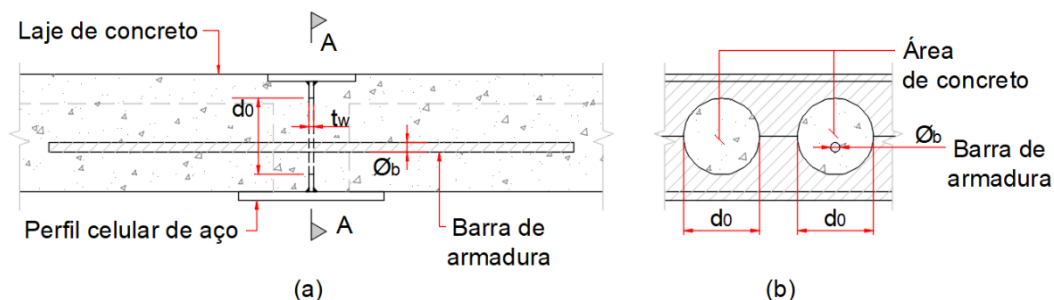
Q_R resistência adicional da armadura transversal;

a Coeficiente empírico igual a 1,68;

b Coeficiente empírico igual a 1,44.

2. ESTADO DA ARTE

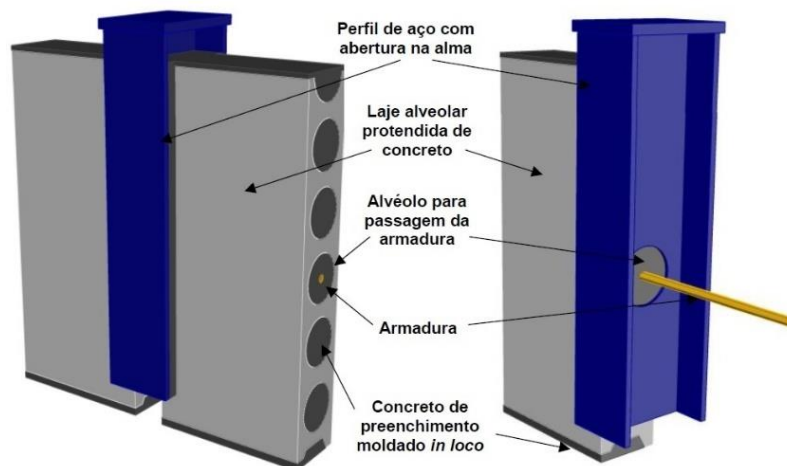
Figura 2.9: (a) Seção transversal típica – região da viga mista em piso de pequena altura; (b) Corte A-A



Fonte: Próprio autor

Coldebella (2019) avaliou experimentalmente a transferência de forças de cisalhamento em pisos mistos de pequena altura com lajes alveolares pré-fabricadas e perfil celular de aço (Figura 2.10). O programa experimental desenvolvido por Coldebella (2019) é de grande relevância para esta tese, cujo mecanismo de transferência de forças de cisalhamento é o mesmo para os modelos propostos neste trabalho. Seis modelos físicos em ensaios de cisalhamento direto foram avaliados e o autor concluiu que a presença da barra transversal contribui de forma significativa na capacidade resistente da conexão aço e concreto; a barra reduz o deslizamento relativo na interface aço-concreto. Modelos com a barra transversal apresentaram, comportamento dúctil e elevada capacidade resistente residual. Entretanto, os resultados de Coldebella (2019) não mostraram boa correlação com modelos analíticos da literatura.

Figura 2.10: modelo dos ensaios de cisalhamento direto de Coldebella (2019)



Fonte: Coldebella (2019)

2. ESTADO DA ARTE

Coldebella, Pereira Junior e De Nardin (2022) fizeram alguns ajustes nos modelos analíticos existentes e a correlação com resultados experimentais de Coldebella (2019) foi satisfatória.

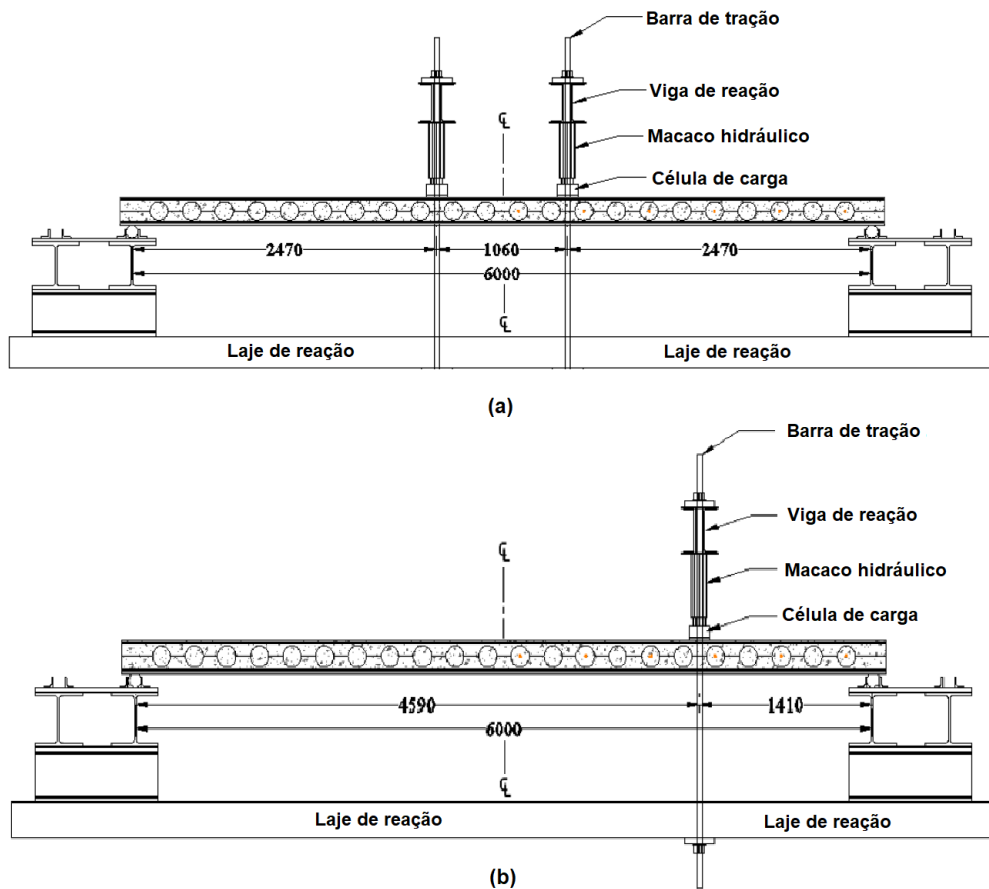
Os trabalhos expostos nesta seção indicaram boa capacidade resistente do concreto passante na abertura do perfil como conector de cisalhamento. A presença do reforço com a barra transversal promoveu maior ductilidade à conexão entre os materiais após o rompimento do pino de concreto.

2.4.2. Ensaio de flexão em três ou quatro pontos

Para complementar a avaliação da transferência de forças na direção longitudinal, determinar o grau de interação aço-concreto bem como o comportamento à flexão, Huo (2012) ensaiou duas vigas mistas representativas de pisos mistos de pequena altura com laje maciça e perfil celular de aço. Dois tipos de conectores de cisalhamento foram avaliados: 1) concreto atravessando as aberturas do perfil e 2) barra transversal de aço associada ao concreto moldado in loco. Diferentemente de outros ensaios de flexão, os modelos ensaiados tinham metade do vão com comportamento conjunto promovido pela combinação concreto + barras transversais de $\phi 16\text{mm}$ pelas aberturas e a metade restante apenas com concreto preenchendo as aberturas. Um único exemplar foi ensaiado sob flexão em quatro pontos (Figura 2.11a) e, posteriormente, ensaiado sob flexão em 3 pontos (Figura 2.11b). O primeiro ensaio, com sistema de carregamento simétrico foi realizado até a fase de plastificação da seção no meio do vão sem levar à ruptura. Após isso, um segundo esquema de ensaio foi montado, flexão assimétrico em três pontos (Figura 2.11b), com a força aplicada no trecho de vão que continha as barras transversais de aço; o modelo foi levado ao esgotamento da capacidade resistente.

2. ESTADO DA ARTE

Figura 2.11: Esquemas de ensaio de flexão para um único protótipo: (a) flexão em quatro pontos; (b) flexão em três pontos



Fonte: Huo (2012)

Huo (2012) verificou que a rigidez da viga mista na fase elástica não foi influenciada pelo mecanismo de transferência do cisalhamento longitudinal aço-concreto, evidenciado pela variação insignificante dos deslocamentos no quarto de vão de ambos os lados, sem fissuração significativa do concreto. O trecho de vão sem barras transversais apresentou maior deslizamento relativo entre laje e perfil de aço, indicando uma maior fragilidade e falha da conexão aço-concreto, com separação dos componentes ainda na fase elástica para cargas próximas ao início da plastificação. O trecho de vão com conexão aço-concreto formada por barras transversais e concreto preenchendo as aberturas apresentou deslizamento elástico insignificante. A continuidade do ensaio para a flexão em três pontos evidenciou falha frágil para a região sem as barras transversais e falha dúctil para a metade do vão com o concreto e barras transversais, similar aos resultados obtidos nos ensaios de cisalhamento direto. Portanto, as barras transversais influenciam diretamente no modo de falha da

2. ESTADO DA ARTE

conexão aço-concreto, na ductilidade da ligação e na capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal da viga mista (HUO, 2012).

Com base nos resultados experimentais dos ensaios de cisalhamento direto citados anteriormente (HUO, 2012), Huo e D'Mello (2013) propuseram um método analítico para o cálculo da força resistente dos conectores de cisalhamento com e sem a barra transversal. Para Huo e D'Mello (2013), a resistência da conexão de cisalhamento deve ser considerada como a combinação da resistência do concreto de preenchimento (confinado) nas aberturas do perfil celular e da barra transversal de aço. O desenvolvimento do método de cálculo da força resistente ao cisalhamento longitudinal baseou-se nos mecanismos de ruptura apresentados nos ensaios de cisalhamento direto (HUO e D'MELLO, 2013), como esmagamento do concreto na região das aberturas (perímetro próximo à força aplicada), na direção do cisalhamento longitudinal, seguida por ruptura à tração na direção transversal, na parte interna do pino de concreto. O método desenvolvido pelos pesquisadores foi referência neste trabalho de pesquisa.

As vigas mistas do piso de pequena altura formado por perfil de aço e laje mista com fôrma de aço incorporada foram investigadas por Limazie e Chen (2015). Os autores apresentam modelos analíticos para estimar, para as situações de interação parcial e total: posição da linha neutra, rigidez elástica a flexão, relação momento vs. curvatura e momentos elástico e de plastificação. Os métodos analíticos para previsão das relações momento-curvatura e momento-deflexão foram validados por modelagens numéricas.

Complementando os estudos de Limazie e Chen (2015), Chen et al. (2015) apresentam resultados experimentais de vigas mistas celulares em pisos mistos de pequena altura, utilizando o concreto de preenchimento dos alvéolos do perfil celular de aço, reforçado com barra de aço, como mecanismo de transferência aço-concreto. O programa experimental foi constituído por quatro vigas simplesmente apoiadas, ensaiadas a flexão em quatro pontos (Figura 2.12), com vão de 4000 mm e forças aplicadas a 1500 mm dos apoios. Dois modelos (SCSFB 1 e SCSFB 2) foram projetados com perfil I assimétrico e os dois restantes (SCSFB 3 e SCSFB 4) com perfil de seção T invertido.

2. ESTADO DA ARTE

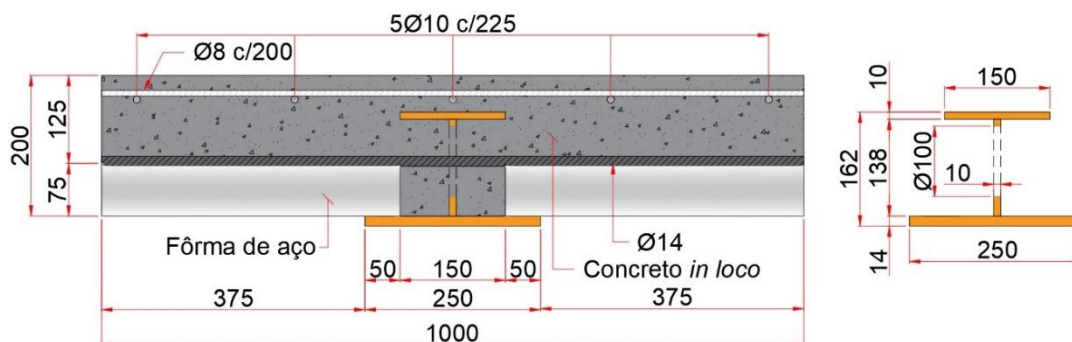
Figura 2.12: Montagem experimental do ensaio de flexão em quatro pontos



Fonte: Chen et al. (2015)

Chen et al. (2015) avaliaram três parâmetros específicos: geometria do perfil celular, abertura dos alvéolos e altura da laje de concreto acima da mesa superior do perfil de aço (Figura 2.13). Os modelos com perfil I assimétrico, SCSFB 1 e SCSFB 2, apresentaram maior capacidade resistente e ductilidade, falha por flexão em regime plástico devido ao esmagamento do concreto na região comprimida, sem falha na ligação aço-concreto. Já os modelos SCSFB 3 e SCSFB 4, com seção T invertido, falharam na conexão aço-concreto após escoamento do aço; isso pode indicar colapso por compressão ou cisalhamento do concreto de preenchimento dos alvéolos. As vigas mistas apresentaram comportamento elástico e discretos valores de deformações e deslizamentos até o limite de escoamento da mesa inferior do perfil de aço. A capacidade resistente da ligação aço-concreto é dada pela soma da resistência à compressão do concreto e da resistência à tração da barra de aço transversal (CHEN et al., 2015).

Figura 2.13: Modelo experimental SCSFB 1



Fonte: Próprio autor

2. ESTADO DA ARTE

Lam et al. (2015) apresentaram um método de dimensionamento, baseado nos critérios e requisitos em Estados-Limites Últimos do Eurocode 4 (2004) e adaptados aos pisos mistos de pequena altura com viga assimétrica e lajes mistas. Dois modelos analíticos para determinação da força resistente de cálculo de conectores tipo pino com cabeça são apresentados: um primeiro modelo constituído de conectores de cisalhamento tipo pino com cabeça soldados na mesa superior na posição vertical e um segundo modelo com conectores tipo pino com cabeça soldados na alma do perfil na posição horizontal. O estudo traz ainda uma análise da contribuição de barras de reforço transversais aplicadas como conectores de cisalhamento, na transferência do cisalhamento longitudinal; tais barras passam por aberturas circulares de pequeno diâmetro, entre 25 mm e 40 mm, na alma do perfil CoSFB®. Os autores concluíram que as barras transversais utilizadas como conectores de cisalhamento apresentam rigidez suficiente e comportamento dúctil, como requerido pelo Eurocode 4:2004, constituindo uma solução complementar aos tipos usuais de conectores.

Dai et al. (2020) analisaram o comportamento a flexão e o mecanismo de conexão ao cisalhamento longitudinal de vigas em pisos mistos de pequena altura com laje maciça e perfis celulares. No mesmo trabalho, os autores apresentam modelagem numérica validada com resultados experimentais de ensaios de flexão em quatro pontos de 8 modelos com diferentes configurações Tabela 2.4.

Tabela 2.4: Modelos experimentais de Dai et al. (2020)

Modelos	Parâmetros
SBT1a	Abertura com $\varphi = 40$ mm; com barra transversal; aplicação de força excêntrica; estribos de reforço.
SBT1b	Abertura com $\varphi = 40$ mm; com barra transversal; aplicação de força excêntrica
SBT2	Abertura com $\varphi = 40$ mm; com barra transversal
SBT3	Sem aberturas; aplicação de força excêntrica (apenas aderência por atrito)
SBT4	Abertura com $\varphi = 40$ mm; com barra transversal, sem armadura de controle de fissuração
SBT5	Abertura com $\varphi = 80$ mm; com barra transversal
SBT6	Sem aberturas; com conectores tipo <i>stud bolts</i> soldados na alma.
SBT7	Abertura com $\varphi = 80$ mm; sem barra transversal

Fonte: Próprio autor

2. ESTADO DA ARTE

A Figura 2.14 exemplifica um dos protótipos ensaiados. A conexão aço-concreto com concreto passante nas aberturas do perfil promoveu acréscimos importantes na capacidade resistente da viga mista (DAI et al., 2020). Além disso, quanto maior diâmetro da abertura, maior a resistência ao cisalhamento longitudinal e maior o grau de interação. Porém, uma vez que a abertura reduz a área da seção de aço, ocorre redução da capacidade resistente da viga mista.

Figura 2.14: Ensaio experimental realizado por Dai et al. (2020)



Fonte: Dai et al. (2020)

2.5. Mecanismos de transferência de forças

Nos elementos mistos os conectores de cisalhamento são o dispositivo mecânico que resiste ao cisalhamento longitudinal, limita o deslizamento aço-concreto e transfere as forças de cisalhamento longitudinais na interface aço-concreto. Os conectores do tipo pino com cabeça são os mais utilizados devido à praticidade, produtividade e comportamento dúctil; podem ser aplicados tanto com lajes mistas com fôrma de aço incorporada quanto com lajes pré-fabricadas.

No caso dos pisos mistos convencionais, é usual fixar os conectores na posição vertical soldados na mesa superior do perfil em aço. Nos pisos mistos de pequena altura, isto aumentaria a altura total do piso e, conseqüentemente, seu peso próprio já que a capa de concreto estrutural teria altura consideravelmente maior.

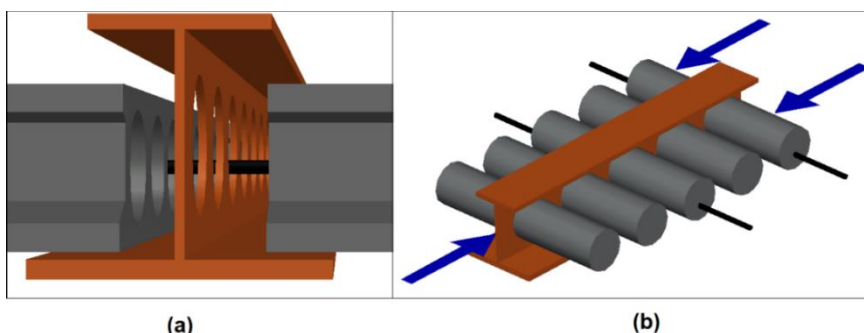
Esta condição específica, estabelecida pelo posicionamento da laje requer mecanismos diversos e com diferentes configurações para resistir ao cisalhamento longitudinal e cumprir a função de promover a interação entre os componentes da seção transversal. O efeito do concreto nas aberturas da alma do perfil celular,

2. ESTADO DA ARTE

reforçado ou não com armadura transversal (Figura 2.15a), vem sendo pesquisado como alternativa para a transferência do cisalhamento longitudinal.

Nos pisos mistos de pequena altura com lajes alveolares e perfil celular, as barras transversais podem atravessar os alvéolos das unidades de concreto pré-moldado e as aberturas na alma da seção assimétrica de aço. Após o lançamento e a cura do concreto moldado *in loco*, o concreto que passa pelas aberturas na alma do perfil (Figura 2.15b) e preenche os alvéolos da laje, associado ou não a barras de aço, formam o mecanismo resistente ao cisalhamento longitudinal e são responsáveis pelo comportamento conjunto aço-concreto.

Figura 2.15: (a) Barra transversal passante nos alvéolos das lajes e na abertura do perfil celular antes do preenchimento de concreto moldado *in loco*; (b) Efeito do concreto de preenchimento e das barras transversais nas aberturas do perfil celular.

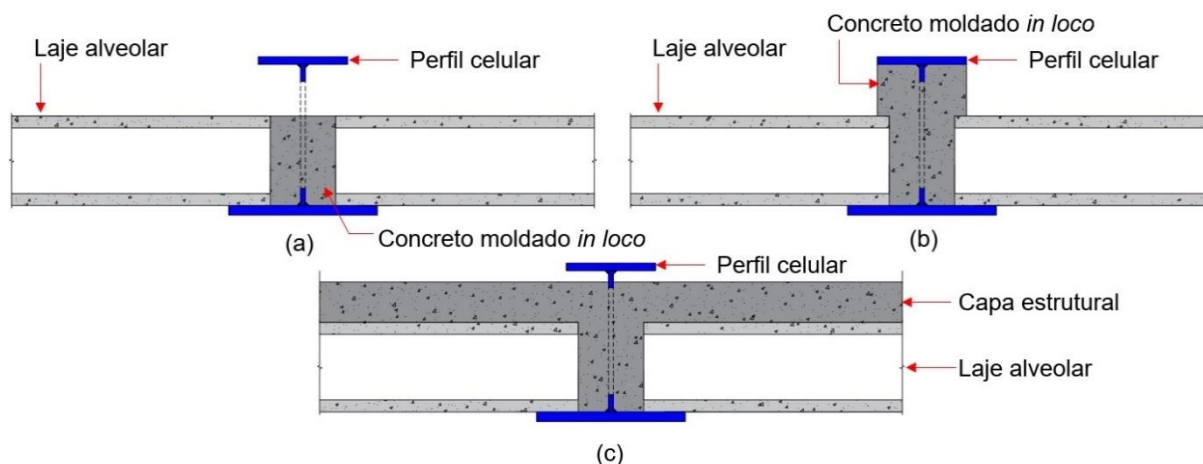


(Fonte: Próprio autor)

Pisos mistos de pequena altura com lajes alveolares e perfil celular apresentam uma particularidade em relação a outros sistemas de pavimento com lajes pré-moldadas. Em razão da necessidade de o concreto passar pela abertura do perfil celular, este deve preencher todo o diâmetro da abertura. A depender da altura da laje alveolar, a capa estrutural torna-se um elemento “obrigatório” para garantir a formação dos conectores de cisalhamento (Figura 2.16c). Configurações sem a capa estrutural, inviabilizam ou precarizam a formação da conexão (Figura 2.16a, Figura 2.16b).

2. ESTADO DA ARTE

Figura 2.16: Pisos mistos com perfil celular - (a) laje sem capa estrutural; (b) laje sem capa estrutural com preenchimento das aberturas; (c) laje com capa estrutural



2.6. Grau de Interação

O grau de interação consiste na capacidade total da conexão aço-concreto ao cisalhamento em relação às máximas resultantes de força que podem ser mobilizadas pelos componentes da seção mista (perfil de aço ou laje de concreto). Esse parâmetro tem influência direta na rigidez à flexão e na capacidade resistente e depende, essencialmente, da capacidade resistente do conjunto de conectores.

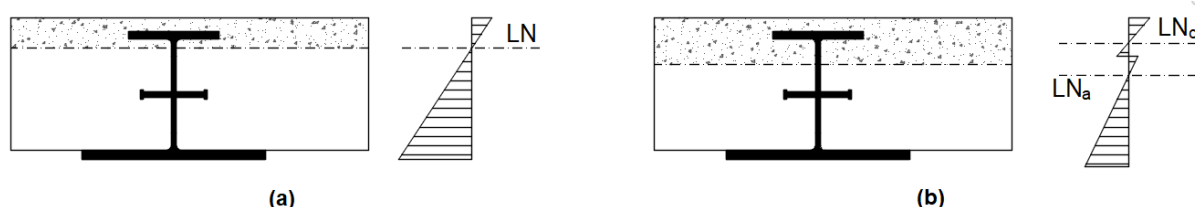
O grau de interação pode ser completo ou parcial. Na interação completa assume-se que não há deslizamento significativo na interface aço-concreto e, por isso, há compatibilidade de deformações entre os componentes (Figura 2.15a). Esta condição é suficiente para garantir que a capacidade resistente ao momento fletor não será definida pelas forças resistentes dos conectores.

No caso de a força longitudinal solicitante na interface aço-concreto exceder à capacidade resistente ao cisalhamento longitudinal, ocorrerá deslizamento entre a laje de concreto e o perfil de aço caracterizando a interação parcial (LIMAZIE; CHEN, 2015). Ao aumentar a carga aplicada, o fluxo de cisalhamento longitudinal entre o perfil de aço e a laje de concreto é crescente do meio do vão para os apoios. A ductilidade dos dispositivos de conexão aço-concreto permite a transferência de forças dos conectores mais solicitados, próximos aos apoios, para os conectores adjacentes e menos solicitados, promovendo a redistribuição do fluxo cisalhante e deslizamento na interface aço-concreto, tendo como consequência a redução da

2. ESTADO DA ARTE

efetividade da seção mista. Com o acréscimo de esforços, as deformações normais passam do regime elástico para o plástico, havendo plastificação do concreto à compressão ou escoamento do aço. Na interação parcial, o diagrama tensão-deformação apresentará duas linhas neutras (Figura 2.17b).

Figura 2.17: Diagrama de deformações: (a) interação completa; (b) interação parcial



Fonte: Próprio autor

Segundo Huo (2012) e Chen et al., (2015), o grau de interação (η) da viga mista parcialmente revestida do piso de pequena altura com laje de concreto e perfil celular em aço pode ser determinado pela expressão (2.1), sendo R_q a capacidade resistente ao cisalhamento entre o componente de aço e a laje de concreto e R_c a capacidade resistente da espessura comprimida da laje de concreto considerando interação completa.

$$\eta = R_q/R_c \quad (2.1)$$

A eficiência estrutural dos pisos mistos de pequena altura depende da efetividade da ação mista entre os componentes do sistema estrutural

2.7. Aderência

Um aspecto relevante na análise da interação aço-concreto é a contribuição da aderência por atrito na resistência ao cisalhamento na superfície de contato. Diferente dos pisos mistos convencionais, os perfis de aço em vigas de pisos mistos de pequena altura estão revestidos de concreto com a maior parte da superfície lateral em contato com o material. Quantificar a tensão de contato e a contribuição dessa aderência na redução do deslizamento relativo depende do coeficiente de atrito e das áreas em contato entre os dois materiais. A questão principal do problema é a efetividade desta aderência e a magnitude de sua contribuição na interação aço e concreto. A maior parte normas e estudos teóricos relacionados desconsidera a contribuição da

2. ESTADO DA ARTE

aderência para determinar a força resistente ao cisalhamento. Para Chen e Limazie (2018), em pisos mistos com lajes mistas e perfis de aço em alma cheia é considerado apenas a interação com dispositivos mecânicos de cisalhamento em razão da limitação da aderência entre os materiais que fica sujeita a ruptura por cisalhamento com valores reduzidos de carregamento. Em estudo experimental de vigas parcialmente revestidas desenvolvido por De Nardin e El Debs (2009), verificou-se a efetividade da aderência em um modelo (PEB) sem os conectores de cisalhamento. Os resultados confirmaram ruptura da interação para valores iniciais de carregamento, quando o deslizamento é de pequena magnitude.

Segundo Chen, Limazie e Tan (2015), a força de aderência resistente máxima na interface entre o aço e o concreto pode ser calculada pela equação (2.2).

$$P_b = \tau_{yb} \cdot C \cdot L_{ef} \quad (2.2)$$

Onde τ_{yb} é dado Tabela 2.5, C é o perímetro da seção transversal de aço em contato com o concreto e L_{ef} é o comprimento efetivo ao cisalhamento. Para os modelos aqui propostos, deve-se adotar o valor de tensão apenas entre as mesas de 0,20MPa, o perímetro a ser considerado deve contemplar apenas as seções T superior e inferior em contato com a superfície de concreto e o comprimento efetivo deve ser do apoio ao ponto de aplicação da força, excluindo a região de esforço cortante nulo.

Tabela 2.5: Tensão resistente ao cisalhamento

Tipo de seção transversal	τ_{yb} (MPa)
Seção totalmente revestida	0,30
Seção tubular circular preenchida com concreto	0,55
Seção tubular retangular preenchida com concreto	0,40
Mesas com seção parcialmente revestida com concreto	0,20
Alma de seção parcialmente revestida com concreto	0,00

Fonte: Eurocode 4 (2004)

2.8. Síntese e conclusões

Nesta seção foram apresentados estudos que contribuíram para a compreensão do comportamento e mecanismos de transferência de força aço-concreto em vigas celulares mistas de pisos de pequena altura. Alguns achados mais relevantes são pontuados a seguir:

- As pesquisas relacionadas aos pisos mistos de pequena altura mostram que este tipo de piso tem capacidade resistente à flexão satisfatória.
- A evolução do sistema construtivo iniciou com a aplicação de novas alternativas de lajes de concreto na seção mista, associando-se o perfil de aço às lajes alveolares pré-fabricadas e lajes mistas com fôrma de aço incorporada, com objetivo de aproveitar o alto desempenho dos sistemas mistos, permitindo vencer grandes vãos.
- A otimização do sistema construtivo passou pela aplicação de novas seções de aço, com desenvolvimento de perfis variados e que ainda estão em estudo em vários centros de pesquisa.
- Para os pisos mistos de pequena altura com perfil celular, pode-se destacar os estudos de Huo (2012), Chen et al. (2015), Souza (2016), Coldebella (2019) e Dai et al. (2020), que demonstram a eficiência do concreto confinado nas aberturas da viga celular associado à armadura transversal como mecanismo de cisalhamento longitudinal.
- Em vigas de pisos mistos de pequena altura, a barra transversal contribui para elevar a capacidade resistente da viga mista e aumentar a ductilidade da conexão aço-concreto.
- O aumento da área de concreto passante nas aberturas favorece a interação entre os componentes da seção mista, mas não garante maior capacidade resistente.
- A transferência de forças entre os componentes no início do carregamento pode ser atribuída a mecanismos como atrito, aderência e compressão local, que são ativados na zona de contato entre os componentes

2. ESTADO DA ARTE

- Em pisos mistos de pequena altura, assim como ocorre nos pisos mistos convencionais, a interação ocorre por meio dos conectores de cisalhamento.
- O grau de interação consiste na capacidade total da conexão aço-concreto ao cisalhamento em relação às máximas resultantes de tensão que podem ser mobilizadas pelos componentes da seção mista (perfil de aço ou laje de concreto).
- O grau de interação pode ser completo ou parcial.
- A capacidade resistente ao momento fletor da seção mista em vigas de piso de pequena altura depende do grau de interação entre o perfil de aço e a laje de concreto.
- Para que a capacidade resistente da viga ao momento fletor não seja governada pela interação entre os elementos de aço e de concreto, os dispositivos mecânicos de cisalhamento precisam ter força resistente superior às forças resistentes da seção de aço ou de concreto.
- A tensão de contato e a contribuição da aderência na redução do deslizamento relativo depende do coeficiente de atrito e das áreas em contato entre os dois materiais.
- A maior parte das normas e estudos teóricos relacionados desconsidera a contribuição da aderência para determinar a força resistente ao cisalhamento.

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

3.1. Momento resistente da viga mista parcialmente revestida em piso de pequena altura

A formulação aqui proposta foi obtida a partir de adaptações no modelo proposto por Lawson et al. (1997) e que estabelece procedimentos para determinação da capacidade resistente e verificação dos estados limites últimos e de serviço aplicáveis a vigas mistas de pisos de pequena altura compostos por lajes mistas com fôrma de aço incorporada e perfil de aço assimétrico de alma cheia. Tal modelo não prevê a utilização de perfis celulares.

Na estimativa da capacidade resistente foram desconsiderados os efeitos de longa duração do concreto. Além disso, foi admitido aderência perfeita entre o concreto pré-moldado e o concreto moldado no local. Em relação ao perfil de aço, foi considerada uma seção crítica passando numa das aberturas e dividindo a seção de aço em seções T superior e inferior.

A previsão do momento resistente foi realizada em regime elastoplástico considerando:

- não há contribuição do concreto tracionado;
- interação completa entre aço e concreto;
- o volume de concreto impede a flambagem local da alma do perfil;
- a seção de aço é submetida a tensões uniformes de tração ou de compressão;
- os esforços de compressão são uniformemente distribuídos na laje de concreto.

A análise baseou-se no equilíbrio de forças na seção transversal considerando distribuição uniforme de tensões na seção, como adotado por Lawson et al. (1997) e expressões desenvolvidas por De Nardin e El Debs (2009). Para a determinação do

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

momento de plastificação total foram considerados os limites de escoamento da seção de aço e de esmagamento do concreto comprimido da laje, tomando a seção transversal correspondente aos centros das aberturas na alma do perfil celular como seção crítica.

O momento resistente à plastificação total pode ser determinado pela expressão (3.1).

$$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c + f_{cd}^{pre} \cdot Z_c^{pre} \quad (3.1)$$

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{a1}} \quad (3.2)$$

$$f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (3.3)$$

$$f_{cd}^{pre} = \frac{f_{ck}^{pre}}{\gamma_c} \quad (3.4)$$

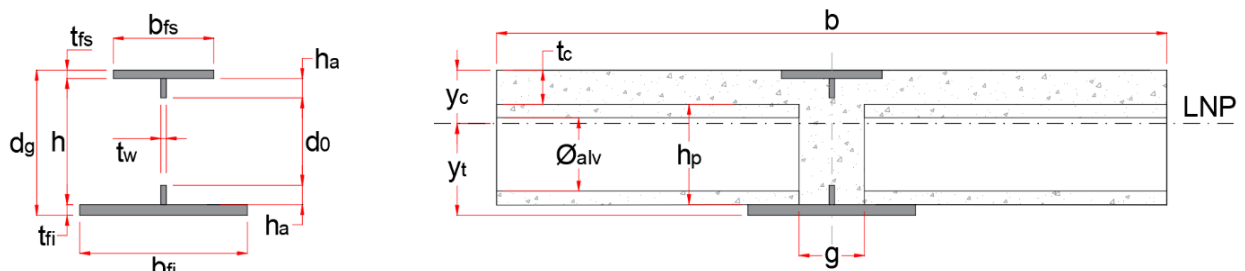
Sendo,

- $M_{R,pl}$ Momento resistente a plastificação total;
- f_{yd} Resistência ao escoamento do aço, valor de cálculo;
- f_y Resistência ao escoamento do aço;
- γ_{a1} Coeficiente de ponderação da resistência do aço;
- Z_{ac} Módulo de resistência plástico da seção de aço submetida à compressão;
- Z_{at} Módulo de resistência plástico da seção de aço submetida à tração;
- Z_c Módulo de resistência plástico da seção de concreto moldado *in loco* submetido à compressão;
- f_{cd} Resistência à compressão do concreto moldado *in loco*, valor de cálculo;
- f_{cd}^{pre} Resistência à compressão do concreto pré-moldado, valor de cálculo;
- f_{ck} Resistência à compressão do concreto, valor característico;
- γ_c Coeficiente de ponderação da resistência do concreto;
- Z_c^{pre} Módulo de resistência plástico da seção de concreto pré-moldado submetido à compressão.

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

Os módulos de resistência plásticos no eixo de flexão podem ser determinados a partir da posição da linha neutra, tomando como referência a face superior do perfil de aço. A Figura 3.1 ilustra os dados geométricos considerados na determinação do momento resistente.

Figura 3.1: Geometria da seção mista – (a) seção de aço; (b) seção de concreto.



(Fonte: Próprio autor)

Sendo:

- d_g altura total da seção de aço;
- h distância entre as faces internas das mesas;
- b_{fs} largura da mesa superior;
- t_{fs} espessura da mesa superior;
- t_w espessura da alma do perfil;
- h_a altura da alma até a abertura, admitindo simetria entre as porções superior e inferior;
- t_{fi} espessura da mesa inferior;
- b_{fi} largura da mesa inferior;
- b largura efetiva da laje de concreto;
- y_c distância da linha neutra à face superior do perfil de aço;
- y_t distância da linha neutra à face inferior do perfil de aço;
- g distância entre lajes alveolares;
- t_c espessura da capa de concreto;
- h_p altura da laje pré-moldada;
- ϕ_{alv} diâmetro do alvéolo.

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

A determinação do momento resistente requer que se determine a posição da linha neutra. Assim, foram estabelecidos os diversos estágios para a linha neutra e as correspondentes equações para os módulos de resistência plásticos. Cada uma das possibilidades para a posição da linha neutra é detalhada a seguir.

a) Linha neutra na mesa superior

As equações (3.5), (3.6) e (3.7) representam os módulos de resistência plásticos para a linha neutra posicionada na mesa superior do perfil de aço. A Figura 3.2 mostra a distribuição de tensões para as seções de aço e de concreto.

$$Z_{ac} = b_{fs} \cdot \frac{y_c^2}{2} \quad (3.5)$$

$$Z_{at} = b_{fs} \cdot \frac{(t_{fs} - y_c)^2}{2} + A_{fi} \cdot (y_t - 0,5 \cdot t_{fi}) + [A_{ws} \cdot (0,5 \cdot h_a + t_{fs} - y_c) + A_{wi} \cdot (y_t - t_{fi} - 0,5 \cdot h_a)] \quad (3.6)$$

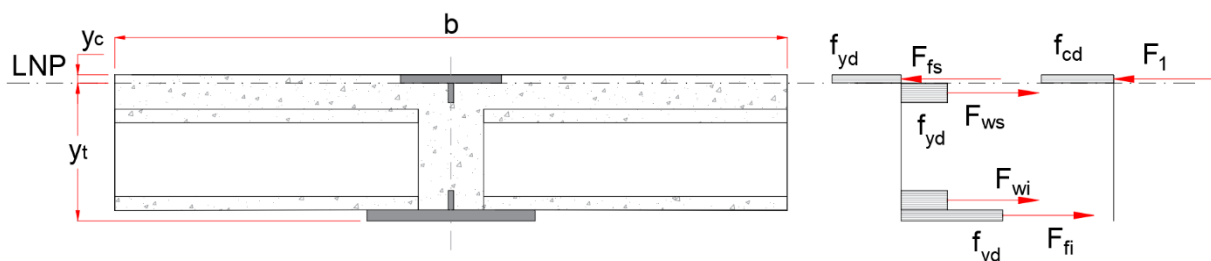
$$Z_c = \frac{(b - b_{fs}) \cdot y_c^2}{2} \quad (3.7)$$

Sendo,

A_{wi} área da alma entre a mesa inferior e a abertura;

A_{fi} área da mesa inferior

Figura 3.2: (a) Linha neutra na mesa superior e distribuição de tensões no (b) aço; (c) concreto.



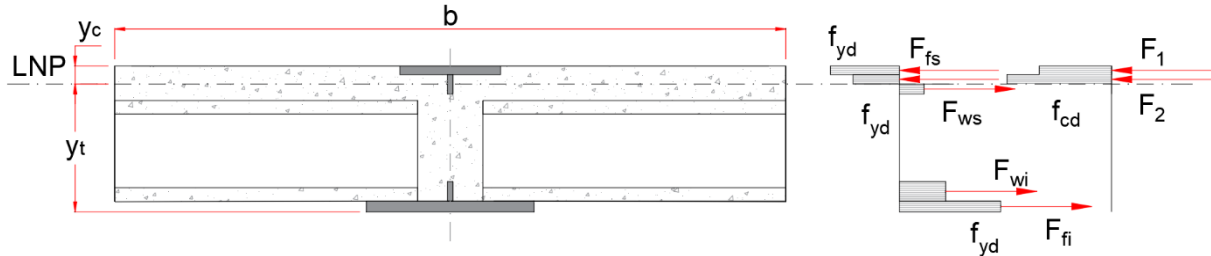
(Fonte: Próprio autor)

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

b) Linha neutra na alma da seção T superior

A distribuição de tensões para as seções de aço e de concreto considerando a linha neutra na alma da seção T superior é mostrada na Figura 3.3.

Figura 3.3: a) Linha neutra na alma do T superior – (b) aço; (c) concreto.



(Fonte: Próprio autor)

As equações (3.8), (3.9) e (3.10) representam os módulos de resistência plásticos para a linha neutra posicionada na região da alma, acima da abertura circular do perfil de aço.

$$Z_{ac} = [A_{fs} \cdot (y_c - 0,5 \cdot t_{fs})] + \left[A_{ws} \cdot \left(\frac{y_c - t_{fs}}{2} \right) \right] \quad (3.8)$$

$$Z_{at} = A_{fi} \cdot (y_t - 0,5 \cdot t_{fi}) + \left[A_{wi} \cdot \left(\frac{h_a + t_{fs} - y_c}{2} \right) + A_{wi} \cdot (y_t - t_{fi} + -0,5h_a) \right] \quad (3.9)$$

$$Z_c = \left\{ [(b - b_{fs}) \cdot t_{fs}] \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right\} + \left[(b - t_w) \cdot \frac{(y_c - t_{fs})^2}{2} \right] \quad (3.10)$$

Sendo, A_{fs} a área da mesa superior e A_{ws} a área da alma entre a mesa superior e a abertura.

c) Linha neutra entre o T superior e a laje alveolar ($y_c \leq t_c$)

As equações (3.11), (3.12) e (3.13) representam os módulos de resistência plásticos para a linha neutra posicionada na abertura circular da alma do perfil de aço. A Figura 3.4 mostra a distribuição de tensões para as seções de aço e de concreto.

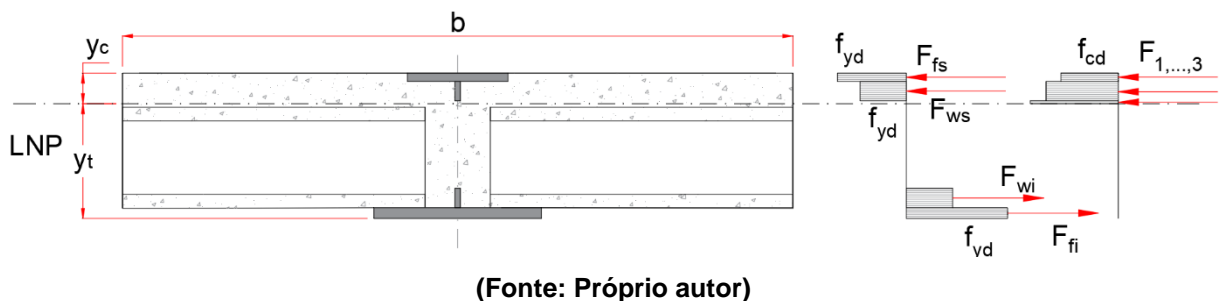
3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

$$Z_{ac} = [A_{fs} \cdot (y_c - 0,5 \cdot t_{fs})] + \left[A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] \quad (3.11)$$

$$Z_{at} = [A_{fi} \cdot (y_t - 0,5 \cdot t_{fi})] + \left[A_{wi} \cdot \left(y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2} \right) \right] \quad (3.12)$$

$$Z_c = \left\{ [(b - b_{fs}) \cdot t_{fs}] \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right\} + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} + \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right], \quad y_c \leq t_c \quad (3.13)$$

Figura 3.4: a) Linha neutra na abertura circular; Distribuição de tensões – (b) aço; (c) concreto



d) Linha neutra nas aberturas da alma do perfil e na laje alveolar ($y_c \geq t_c$)

As equações (3.14) a (3.18) representam os módulos de resistência plásticos para a linha neutra posicionada na abertura circular da alma do perfil de aço, onde Onde:

A_{Ts} área total da seção T superior;

A_{Ti} área total da seção T inferior;

y_{Ts} distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T superior;

y_{Ti} distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T inferior;

Figura 3.5 mostra a distribuição de tensões para as seções de aço e de concreto.

$$Z_{ac} = [A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts})] \quad (3.14)$$

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

$$Z_{at} = [A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c)] \quad (3.15)$$

$$Z_c = \left\{ [(b - b_{fs}) \cdot t_{fs}] \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right\} + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} + \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right] \quad (3.16)$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \frac{(y_c - t_c)^2}{2}, \quad y_c \leq t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \quad (3.17)$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot \left(y_c - t_c - \frac{h_p - \phi_{alv}}{4} \right), \quad (3.18)$$

$$y_c > t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right)$$

Onde:

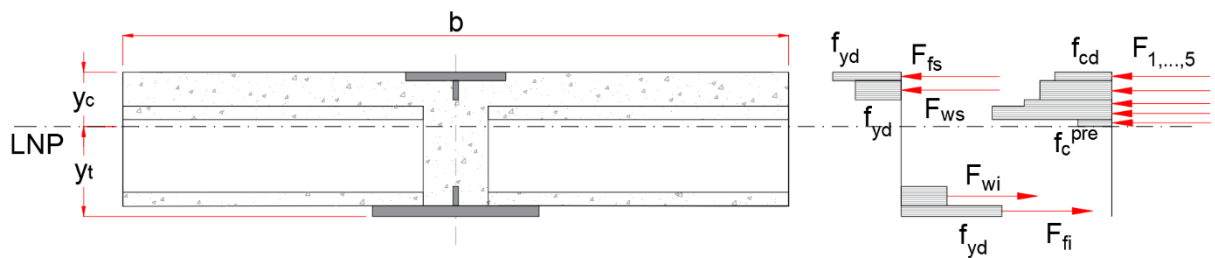
A_{Ts} área total da seção T superior;

A_{Ti} área total da seção T inferior;

y_{Ts} distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T superior;

y_{Ti} distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T inferior;

Figura 3.5: a) Linha neutra na abertura circular; Distribuição de tensões – (b) aço; (c) concreto



(Fonte: Próprio autor)

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

e) Linha neutra entre a alma da seção T inferior e a laje alveolar ($y_c < h_p + t_c$)

Para a linha neutra passando na região da alma, abaixo da abertura circular do perfil de aço, as equações (3.19) a (3.22) representam os módulos de resistência plásticos. A Figura 3.6 mostra a distribuição de tensões para as seções de aço e de concreto.

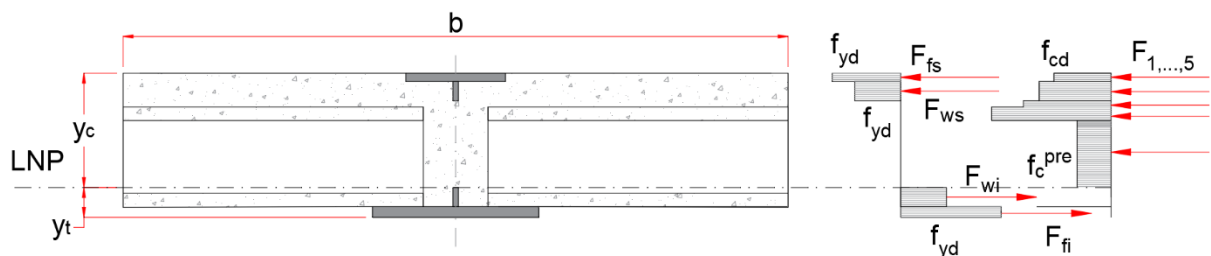
$$Z_{ac} = [A_{fs} \cdot (y_c - 0,5 \cdot t_{fs})] + \left[A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[t_w \cdot \left(\frac{(y_c - t_{fs} - h_a - d_0)^2}{2} \right) \right] \quad (3.19)$$

$$Z_{at} = A_{fi} \cdot (y_t - 0,5 \cdot t_{fi}) + t_w \cdot \frac{(y_t - t_{fi})^2}{2} \quad (3.20)$$

$$Z_c = \left\{ [(b - b_{fs}) \cdot t_{fs}] \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right\} + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} + \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right] \quad (3.21)$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) \quad (3.22)$$

Figura 3.6: a) Linha neutra entre o limite inferior da abertura circular e a mesa inferior; Distribuição de tensões – (b) aço; (c) concreto.



(Fonte: Próprio autor)

f) Linha neutra na parte inferior da laje alveolar

Para a linha neutra passando na região da alma, abaixo da abertura circular do perfil de aço, as equações (3.23) a (3.26) representam os módulos de resistência

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

plásticos. A Figura 3.7 mostra a distribuição de tensões para as seções de aço e de concreto.

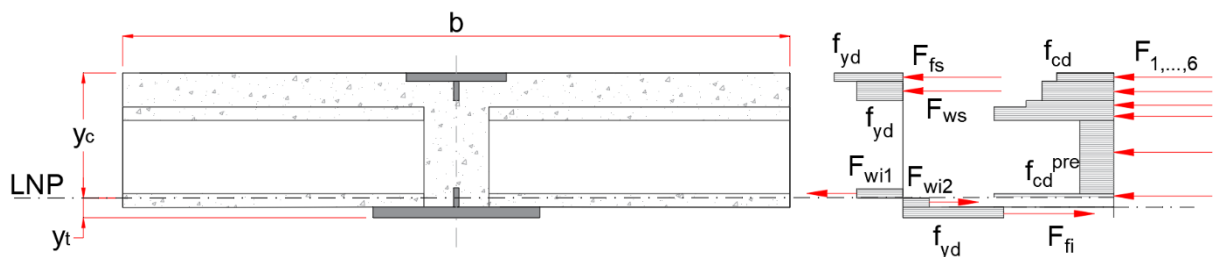
$$Z_{ac} = [A_{fs} \cdot (y_c - 0,5 \cdot t_{fs})] + \left[A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[t_w \cdot \left(\frac{(y_c - t_{fs} - h_a - d_0)^2}{2} \right) \right] \quad (3.23)$$

$$Z_{at} = A_{fi} \cdot (y_t - 0,5 \cdot t_{fi}) + t_w \cdot \frac{(y_t - t_{fi})^2}{2} \quad (3.24)$$

$$Z_c = \left\{ [(b - b_{fs}) \cdot t_{fs}] \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right\} + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} + \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] + \left[g \cdot (h_p - h_a) \cdot \left(y_c - t_{fs} - h_a - \frac{d_0}{2} \right) \right] \quad (3.25)$$

$$Z_c^{pre} = (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) + \left[(b - g) \cdot \frac{\left(y_c - t_c - \frac{h_p}{2} - \frac{\phi_{alv}}{2} \right)^2}{2} \right] \quad (3.26)$$

Figura 3.7: a) Linha neutra entre o limite inferior da abertura circular e a mesa inferior; Distribuição de tensões – (b) aço; (c) concreto.



Fonte: Próprio autor

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

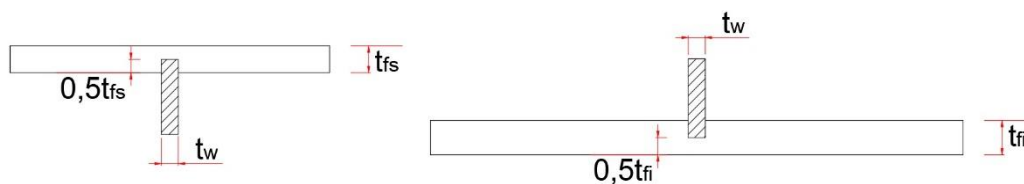
3.2. Força cortante resistente

Para vigas em pisos mistos convencionais, as normas Eurocode 4 (2004) e ABNT NBR 8800 (2008) prescrevem que a capacidade resistente de vigas mistas deve ser determinada sem a contribuição da laje de concreto. Segundo Paes (2003), geralmente em vigas de pisos mistos de pequena altura, a força cortante é resistida pelo perfil de aço, desconsiderando a contribuição da seção de concreto. Lawson e Hicks (2011) recomenda que a força cortante resistente de cálculo de perfis com aberturas na alma seja calculada conforme a Eurocode 3 (2005), adaptando a expressão para a seção crítica do perfil com abertura, em que a seção resistente corresponde às áreas das seções T inferior e superior. Para Lawson e Hicks (2011) A força resistente ao esforço cortante de vigas com aberturas na alma, sem a contribuição do concreto, pode ser calculada pela equação (3.27).

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_{VTi} + A_{VTs}) \cdot f_y / \sqrt{3}}{\gamma_{a1}} \quad (3.27)$$

Onde, A_{VTi} e A_{VTs} são as áreas das seções T inferior e superior, respectivamente, calculadas conforme mostra a Figura 3.8.

Figura 3.8: Área de cisalhamento das seções T superior e inferior



Fonte: Adaptado de Lawson e Hicks (2011)

A análise dos resultados experimentais de Chen, Limazie e Tan (2015) e Dai et al. (2020) indicam que este método é conservador para os pisos mistos de pequena altura com aberturas na alma. Em ambos os experimentos, considerando o método proposto por Lawson e Hicks (2011), a força cortante resistente tem o valor de 93,95kN para o modelo SCSFB1 de Chen, Limazie e Tan (2015), correspondendo a apenas 27% da força máxima aplicada no ensaio, que não indicou falha por cisalhamento. Para o modelo SBT5 de Dai et al. (2020), o método teórico fornece

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

176,79kN, sendo 26% inferior à força aplicada para 30 mm de deflexão (ver Apêndice A).

Para Lawson e Hicks (2011), testes experimentais já demonstraram que a laje de concreto pode ser considerada na determinação da capacidade resistente do cisalhamento vertical, calculando o valor da largura efetiva para o cisalhamento equivalente à largura da mesa do perfil. Em pisos mistos convencionais com vigas celulares e lajes mistas, Lawson e Hicks (2011) propõe que a força cortante global seja da capacidade resistente das seções T, calculado conforme equação (3.27) e a parcela de contribuição da laje de concreto, conforme equação (3.28).

$$V_{Rd} = V_{pl,Rd} + V_{c,Rd} \quad (3.28)$$

Sendo $V_{c,Rd}$ a força cortante resistente da laje de concreto, calculada pela equação (3.29), prescrita pelo Eurocode 2 (2004):

$$V_{c,Rd} = \left[C_{Rd,c} \cdot k(100\rho_1 \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} + k_1 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d \quad (3.29)$$

Onde,

$C_{Rd,c}$ é um coeficiente experimental igual a $0,18/\gamma_c$, definido pelo Eurocode 2 (2004);

k é dado pela expressão $1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2$;

ρ_1 taxa de armadura para controle de fissuração dada por $\frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} \leq 0,02$;

A_{sl} área de armadura para controle de fissuração;

k_1 é um fator que depende da classe do concreto: 0,15 dado pelo Eurocode 2 (2004);

σ_{cp} parcela da tensão de compressão no T superior igual a $\frac{N_{c,Ed}}{b_{eff} \cdot h_c}$ e inferior a $0,2f_{cd}$.

b_w largura efetiva da laje de concreto apoiada na mesa superior igual a $b_{fi} + 2h_{s,eff}$, sendo $h_{s,eff} = 0,75h_s$;

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

- h_s altura total da laje;
 d altura efetiva da laje de concreto acima da fôrma de aço.

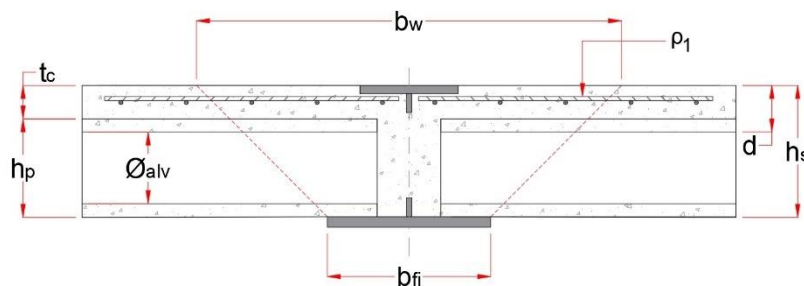
Este trabalho propõe uma expressão baseada no método recomendado pelo Eurocode 2 (2004), aplicado a pisos mistos de pequena altura com laje alveolar de concreto pré-moldado e viga celular em aço, considerando a contribuição da laje de concreto, adaptando a equação (3.29), pela expressão (3.30).

$$V_{c,Rd} = \left[\frac{0,18}{\gamma_c} \cdot k(100\rho_1 \cdot f_{ck})^{\frac{1}{3}} \right] \cdot b_w \cdot (h_s - \phi_{alv}) \quad (3.30)$$

Sendo ρ_1 calculado a partir da largura da região de cisalhamento na capa de concreto e $b_w = b_{fi} + 2(0,75 \cdot h_s)$, como mostra a (Figura 3.9).

A parcela da tensão de compressão no T superior (σ_{cp}) foi desconsiderada, para generalização da expressão sem tensão por força axial ou protensão, pois neste trabalho não se usou protensão nas lajes. A favor da segurança, considera-se a resistência característica do concreto moldado *in loco*, normalmente inferior à resistência do concreto pré-moldado.

Figura 3.9: Região de cisalhamento na seção transversal



Fonte: Próprio autor

3.3. Rigidez à flexão

Em vigas mistas, a determinação da rigidez à flexão é bastante complexa e, usualmente, utiliza-se a homogeneização da seção. Esta simplificação teórica possibilita determinar as tensões e deformações em regime elástico para uma seção equivalente composta de um único material.

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

Chen e Limazie (2018) desenvolveram um método para determinar a rigidez ($E_s \cdot I_{comp}$) em vigas de pisos mistos de pequena altura com laje mista. A seção mista é transformada em uma seção homogeneizada de aço com módulo de elasticidade E_s e momento de inércia misto I_{comp} , definido pela equação (3.31).

$$I_{comp} = I_s + A_s \cdot (y_s - y_{ec})^2 + \frac{A_c}{\alpha_e} \cdot \frac{D_s^2}{12} + \frac{A_c}{\alpha_e} \cdot \left(\frac{D_s}{2} - D_c - y_{ec} \right)^2 \quad (3.31)$$

Sendo,

- I_s Momento de inércia da seção de aço;
- A_s Área da seção de aço (seção da abertura do perfil celular);
- A_c Área de seção de concreto ($A_c = b \cdot t_c$);
- D_c espessura da seção de concreto acima na mesa superior;
- D_s espessura da seção de concreto acima da fôrma de aço;
- y_s altura da linha neutra elástica da seção de aço;
- y_{ec} altura da linha neutra elástica obtida pela equação (3.32).

$$y_{ec} = \left[y_s A_s + \frac{A_c}{\alpha_e} \cdot \left(\frac{D_s}{2} - D_c \right) \right] / \left(A_s + \frac{A_c}{\alpha_e} \right) \quad (3.32)$$

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_c} \quad (3.33)$$

A equação pode ser adaptada para pisos mistos de pequena altura com lajes alveolares pré-moldadas e perfil celular em aço, adotando o módulo de elasticidade do concreto moldado *in loco* e a espessura de concreto (D_s) igual à altura da capa de concreto (t_c).

3.4. Síntese e conclusões

A análise teórica da viga mista parcialmente revestida composta por perfil celular e laje alveolar foi descrita neste capítulo. A síntese das principais conclusões está descrita a seguir:

3. ANÁLISE TEÓRICA DA VIGA MISTA PARCIALMENTE REVESTIDA

- Os módulos plásticos de resistência no eixo de flexão podem ser determinados a partir da posição da linha neutra, tomando como referência a face superior do perfil de aço.
- A construção de equações para determinação do momento resistente requer que se determine a posição da linha neutra.
- As barras transversais de aço imersas no concreto contribuem para melhorar a conexão aço-concreto pós-fissuração da laje.
- Os ensaios de Lawson e Hicks (2011) demonstraram que a laje de concreto pode ser considerada na determinação da capacidade resistentes cisalhamento vertical, calculando o valor da largura efetiva para o cisalhamento equivalente à largura da mesa do perfil.
- Em vigas mistas, a determinação teórica desta rigidez é um desafio complexo. Um método usual para determinar as propriedades do elemento misto é a técnica de homogeneização da seção.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

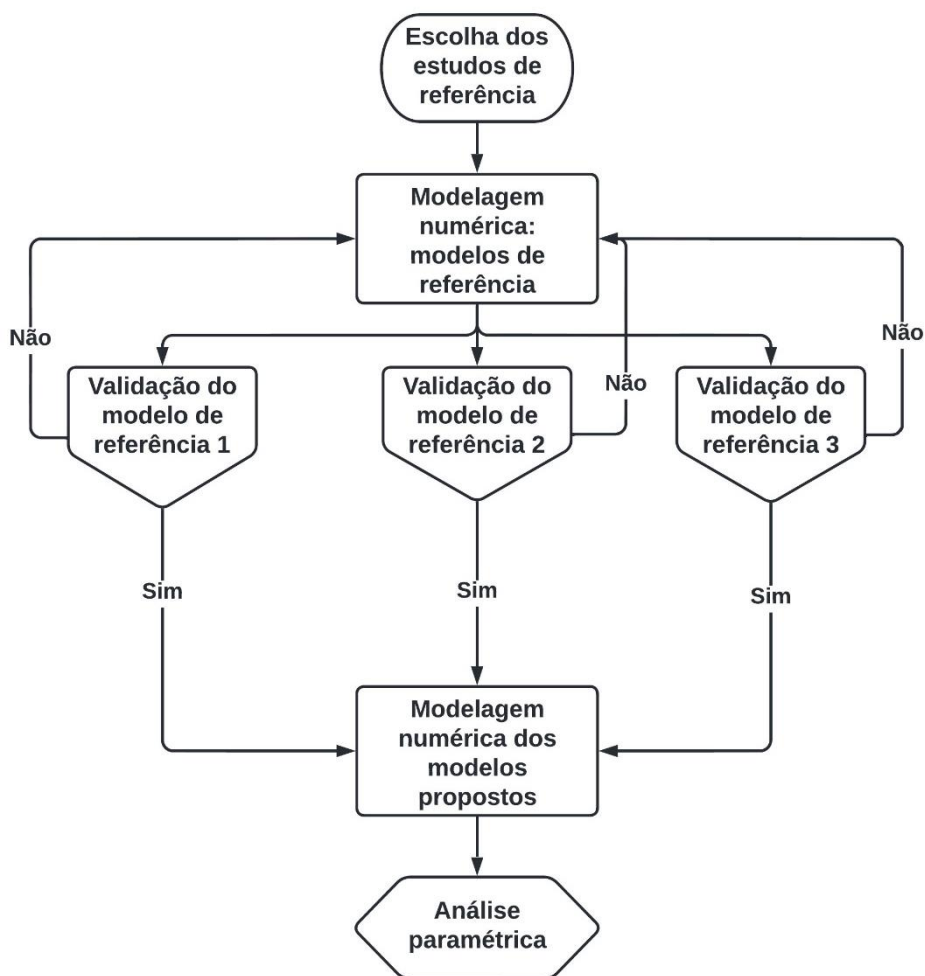
Para analisar o comportamento estrutural de vigas parcialmente revestidas inseridas em pisos mistos de pequena altura foi desenvolvido um conjunto de simulações numéricas.

Para validação da modelagem numérica foram selecionados três modelos ensaiados por outros autores e cujos resultados estão disponíveis na literatura. Estes modelos foram identificados durante a revisão bibliográfica, e cujas características e resultados experimentais eram compatíveis com os objetivos do presente estudo. Os resultados experimentais foram analisados a partir das curvas Força aplicada versus Flecha e os modos de falha. Após a validação, foi realizada uma ampla análise paramétrica.

Os espécimes foram modelados utilizando o programa computacional ABAQUS®. Os procedimentos e parâmetros de modelagem foram validados e utilizados para elaboração dos modelos numéricos propostos nesta tese. A Figura 4.1 ilustra, de forma esquemática, os procedimentos para desenvolvimento e validação dos modelos numéricos.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.1: Processo de desenvolvimento dos modelos numéricos



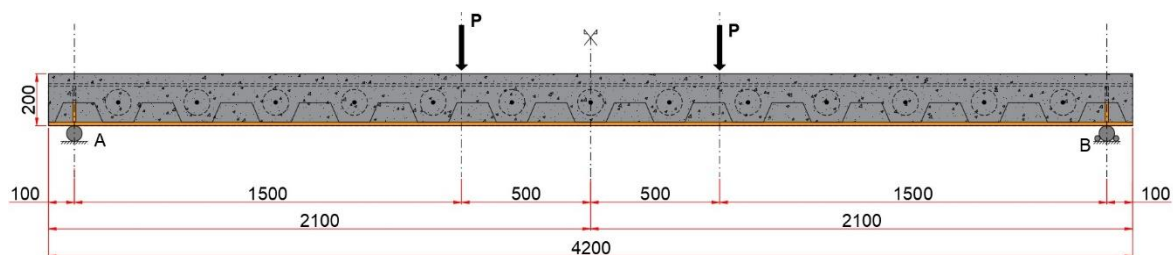
Fonte: Próprio autor

4.1. Modelos de referência

Para validação dos modelos numéricos foram utilizados resultados de ensaios disponibilizados em três publicações (Tabela 4.1). Os três modelos físicos selecionados têm características em comum: vigas biapoiadas submetidas a flexão em quatro pontos; seção mista de viga parcialmente revestida de pisos mistos de pequena altura.

A seleção destes documentos foi pautada em características como: geometria, qualidade dos resultados disponibilizados e necessidade de desenvolver uma estratégia de modelagem aplicável a tipos diversos de perfis de aço e lajes de

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS



(b) Esquema estático. Unidade: mm

Fonte: Adaptado de Limazie e Chen (2016)

As principais propriedades mecânicas de aço e concreto foram determinadas experimentalmente e são apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2: Propriedades mecânicas dos materiais, Modelo SCSFB 1

Aço			
Elemento	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistencia ao escoamento [MPa]	Tensão de ruptura [MPa]
Mesa superior	188.000	462,9	558,8
Mesa inferior	185.000	410,5	553,9
Alma	188.000	462,9	558,7
Barra transversal $\varphi = 14\text{mm}$	210.000	548,3	586,7
Armação long. $\varphi=10\text{mm}$	210.000	415,0	588,3
Armação transv. $\varphi=8\text{mm}$	210.000	428,3	551,7
Fôrma de aço $e = 1,5 \text{ mm}$	210.000 ¹	280 ^a	280 ^a
Concreto			
Material	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistência característica a compressão [MPa]	Resistência média a tração [MPa]
Concreto moldado <i>in loco</i>	32.589	29,10 ^b	2,84

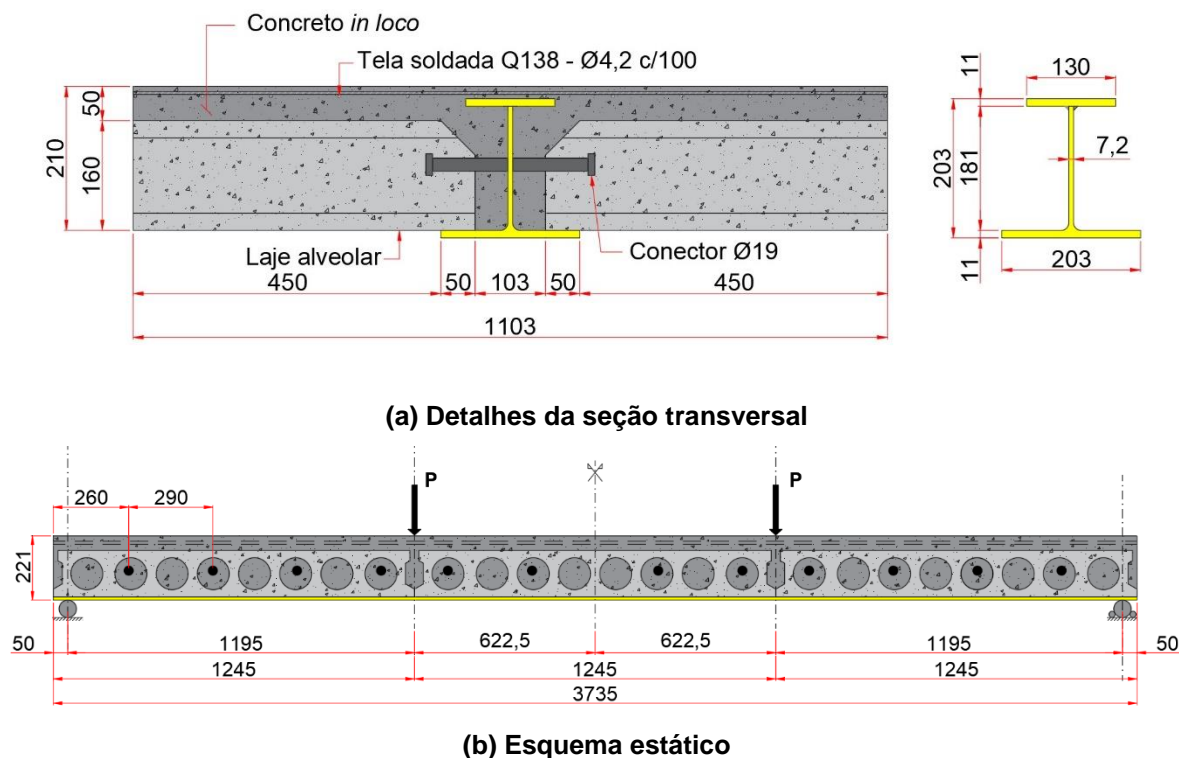
^a Valores nominais especificados pelo fabricante
^b $f_{cu} = 36,17\text{MPa}$. O valor da resistência à compressão medida em corpos de prova cúbicos foi convertida para corpos cilíndricos a partir das recomendações do Eurocode 2 (2004).

Fonte: Próprio autor

Souza (2016) ensaiou o modelo FSF, composto por lajes alveolares pré-moldadas de concreto e perfil de aço em alma cheia (Figura 4.3).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.3: Modelo FSF ensaiado por Souza (2016) [mm]



Fonte: Adaptado de Souza (2016)

A Tabela 4.3 apresenta as principais propriedades mecânicas dos componentes da viga mista.

Tabela 4.3: Propriedades dos materiais do Modelo FSF

Aço			
Elemento	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistencia ao escoamento [MPa]	Tensão de ruptura [MPa]
Perfil W200x46,1	200.000 ^a	345 ^a	450 ^a
Conector $\phi = 19\text{mm}$	200.000	330	430
Tela soldada Q138	210.000 ^a	600 ^a	632 ^a
Concreto			
Material	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistência média à compressão [MPa]	Resistência média a tração [MPa]
Laje alveolar	32.000	45	2,7
Concreto moldado <i>in loco</i>	28.000	36	2,5

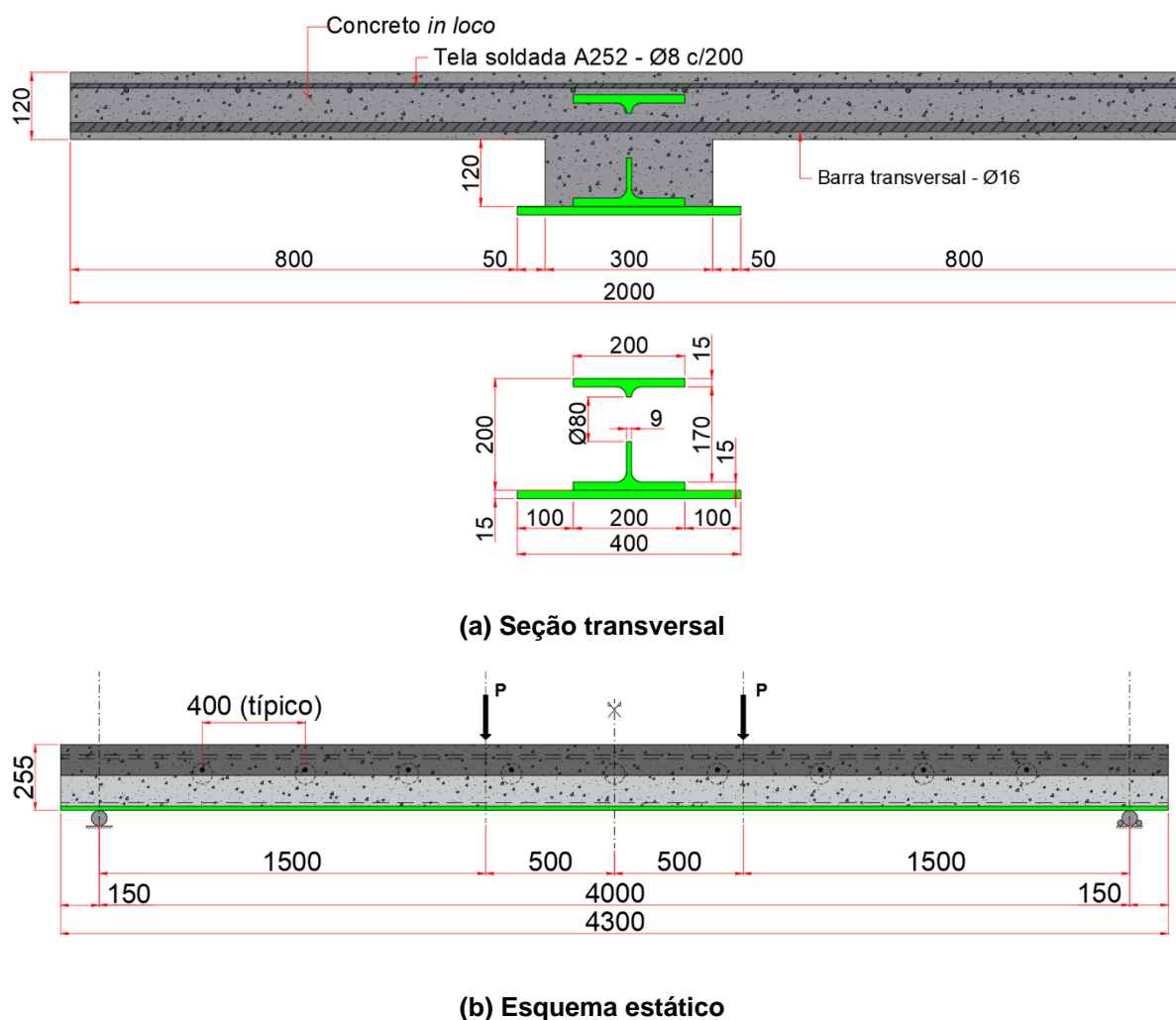
^a Valores nominais especificados pelo fabricante

Fonte: Próprio autor

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

O terceiro e último modelo, ensaiado por Dai et al. (2020), é constituído por laje de concreto moldada no local, perfil laminado de aço com aberturas sequenciais circulares na alma e uma chapa soldada na mesa inferior. Diferentemente dos modelos anteriores, este possui barras de aço transversais ao perfil e que passam pelas aberturas. As características geométricas do modelo STB5 estão ilustradas na Figura 4.4.

Figura 4.4: Modelo SBT5 [mm].



Fonte: Adaptado de Dai et al. (2020)

As principais propriedades mecânicas dos componentes do modelo STB5 dos materiais estão descritas na Tabela 4.4.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Tabela 4.4: Propriedades dos materiais do Modelo SBT5, ensaiado por Dai et al. (2020)

Aço			
Elemento	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistência ao escoamento [MPa]	Resistência à ruptura [MPa]
Perfil HEB200	210.000 ^a	428	519
Chapa inferior	210.000 ^a	455	525
Barra transversal $\varphi = 16\text{mm}$	210.000 ^a	500 ^a	650 ^a
Tela soldada A252	210.000 ^a	485 ^a	500 ^a
Concreto			
Material	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistência característica a compressão [MPa]	Resistência média a tração [MPa]
Concreto moldado <i>in loco</i>	33948 ^c	34,5	3,2 ^c

^a Valores nominais especificados pelo fabricante
^b $f_{cu} = 42,5\text{MPa}$
^c Valores teóricos

Fonte: próprio autor

Na ausência de informações, o módulo de elasticidade e a resistência à tração do concreto (f_{ctm}) foram determinados a partir das expressões do Eurocode 2 (2004). As expressões (4.1) a (4.4) expressam a resistência à tração e o módulo de elasticidade em função da resistência característica à compressão do concreto.

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \quad (4.1)$$

$$E_{cm} = 22 \cdot \left(\frac{f_{cm}}{10}\right)^{0,3} \quad (4.2)$$

$$E_c = 1,05 \cdot E_{cm} \quad (4.3)$$

$$f_{ctm} = 0,30 \cdot f_{ck}^{2/3} \quad (4.4)$$

Em todos os modelos numéricos analisados nesta pesquisa, para os coeficientes de Poisson foram considerados os valores teóricos de 0,2 para o concreto, prescrito pelo Eurocode 2 (2004) e ABNT NBR6118 (2014); e 0,3 para os elementos de aço conforme recomendação do Eurocode 3 (2005) e ABNT NBR 8800 (2008).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

4.2. Modelos numéricos

Nas análises numéricas foi utilizado o pacote computacional ABAQUS® que permite a construção de modelos com base no método dos elementos finitos. As etapas de pré-processamento, processamento e pós-processamento foram realizadas para simulação dos modelos de vigas mistas parcialmente revestidas.

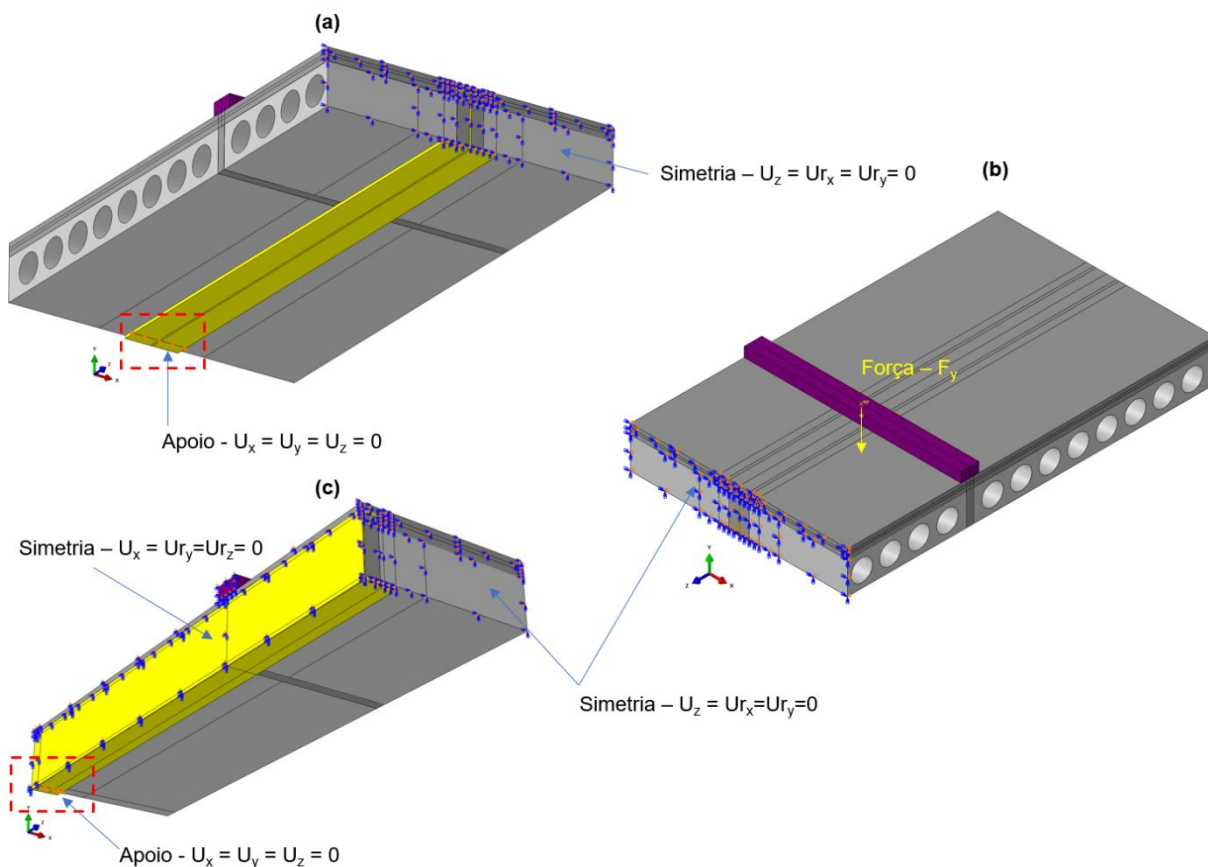
4.2.1. Condições de contorno e aplicação do carregamento

Neste item, apresenta-se as considerações de contorno, restrições de apoio e aplicação dos carregamentos para os modelos de referência.

A fim de reduzir o tempo de processamento, os três modelos de referência foram modelados considerando, na primeira etapa, um plano de simetria (plano XY), e eixo de simetria na direção Z. Para isso, nós no plano de simetria foram aplicadas restrições de forma a simular os graus de liberdade (translações e rotações) do nó no modelo completo Figura 4.5a. Numa segunda etapa, após a validação, foi avaliada a possibilidade de representar apenas um quarto dos modelos de referência, ou seja, dois planos de simetria (Figura 4.5b): plano XY, com eixo de simetria na direção Z; plano YZ, com eixo de simetria na direção de X. Com isso, houve redução considerável do tempo de processamento. As restrições correspondentes aos vínculos externos foram inseridas para representar as condições de vinculação dos modelos físicos, com translações impedidas nas direções de X, Y e Z (Figura 4.5a).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.5: Condições de contorno e restrições no Modelo FSF



Fonte: Próprio autor

A consideração de um plano de simetria é muito comum em simulações numéricas de vigas submetidas à flexão em quatro pontos. Por outro lado, a modelagem com dois planos de simetria apresenta algumas limitações, principalmente na simulação de sistemas com instabilidade local e global da viga de aço, cujas restrições do plano de simetria longitudinal impedem a ocorrência da instabilidade local, influenciando equivocadamente os resultados. Como nos pisos mistos de pequena altura é comum o uso de seções compactas de aço e várias partes da seção estão contidas na laje de concreto, as instabilidades não limitam a capacidade resistente da viga mista, geralmente governada pela resistência dos materiais. Minhaneli (2018) e Alberio et al. (2019) utilizaram dois planos de simetria em suas simulações de pisos mistos de pequena altura no software ABAQUS®, cujos resultados não foram influenciados pelo método.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

O carregamento, constituído de uma força concentrada na direção z, foi aplicado em um nó de referência associado ao elemento de transmissão de força. Para isso foi utilizado o recurso *rigid body*, que permite vincular os deslocamentos em um único nó e transmiti-los uniformemente ao elemento de aplicação de força, que permanece indeformável (corpo rígido), apenas para transmissão de forma distribuída na superfície de contato com a viga. No caso do modelo FSF (Figura 4.5c), a força foi aplicada no nó de referência, localizado no centro da viga de transmissão. Toda força aplicada no nó de referência é transmitida ao elemento de transmissão que descarrega, de forma uniforme, na laje. O método é similar à aplicação de pressão sobre uma superfície e produz efeito semelhante. A vantagem desta técnica é não depender das propriedades físicas e da rigidez da viga de transmissão que, em muitos estudos experimentais é de difícil definição.

As condições exemplificadas na Figura 4.5 foram aplicadas de forma análoga a todos os modelos de referência, com as devidas adaptações decorrentes da geometria e da dupla simetria utilizada.

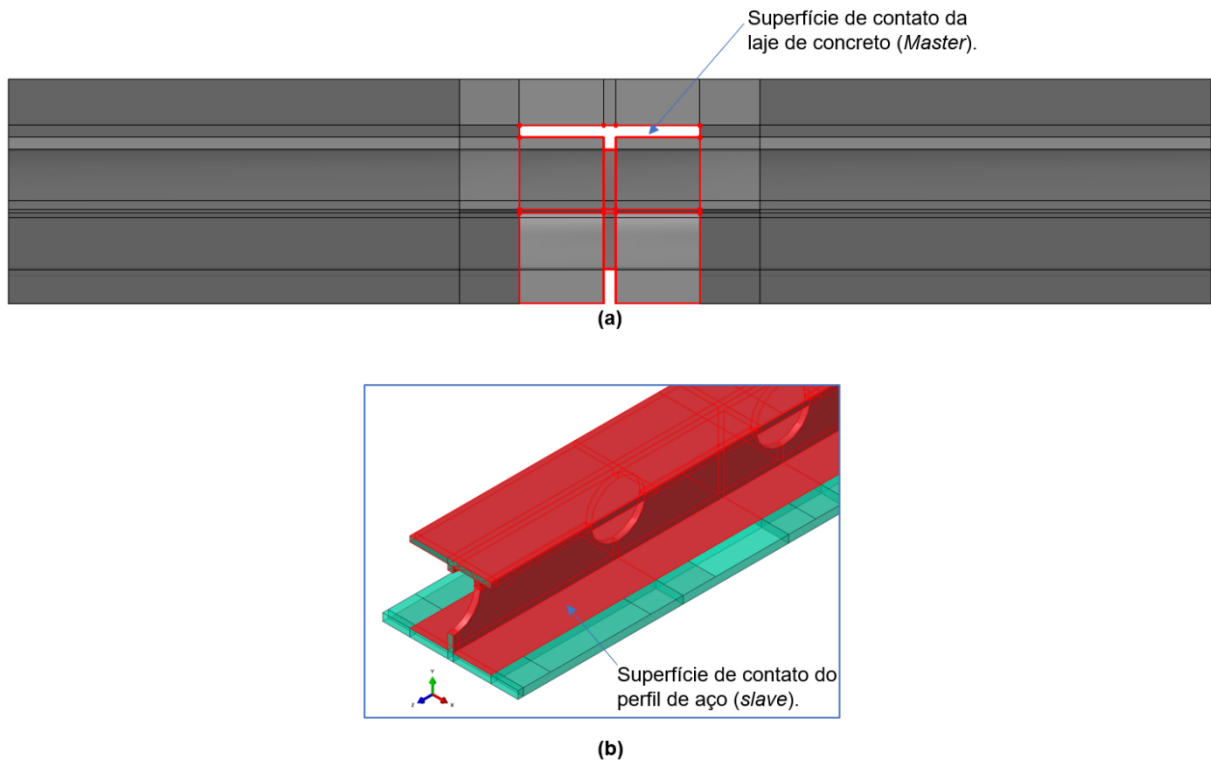
4.3. Elementos de contato

A interação aço-concreto é um parâmetro fundamental no comportamento dos pisos mistos. Nas simulações numéricas, uma das principais dificuldades é encontrar interações de contato que representem a transferência de forças entre os componentes. A biblioteca do ABAQUS® oferece uma extensa gama de possibilidades de interação.

Neste estudo, a discretização da interação entre o perfil de aço e a laje de concreto foi realizada utilizando o contato *surface-to-surface*. A formulação considera um par de superfícies de contato composto por uma superfície *master* e uma superfície *slave* (Figura 4.6). Esta abordagem diminui a complexidade da solução numérica quando as malhas das superfícies de contato apresentam incompatibilidade ou refinamentos distintos (SIMULIA, 2014a), impedindo a penetração de nós *master* na superfície *slave*. A escolha das superfícies *master* e *slave* levou em conta a rigidez e o refinamento da malha; a superfície do elemento de maior rigidez e menor refinamento de malha foi definida como *master*.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.6: Exemplo das superfícies de contato master e slave – Modelo SCSFB 1

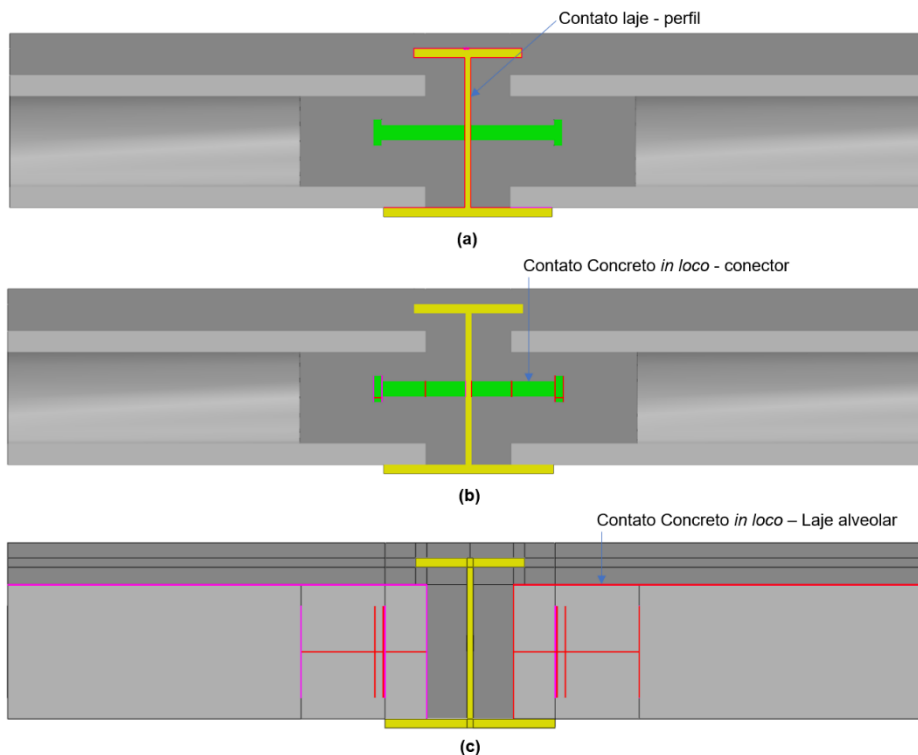


Fonte: Próprio autor

O mesmo critério foi utilizado para o contato entre o concreto de preenchimento dos alvéolos e as porções de concreto no modelo FSF (Figura 4.7).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.7: Superfícies de contato do modelo FSF



Fonte: Próprio autor

Uma vez definidas as superfícies de contato, foram selecionadas as propriedades do contato para estabelecer as características das interfaces. Em todos os modelos foi ativada a propriedade *“Hard” contact* na direção normal; isso impede a penetração dos nós entre as superfícies sem limite da magnitude da pressão de contato. Esta opção auxilia na correção de distorções devido a diferenças no refinamento da malha das partes em contato. O contato na direção tangencial foi representado pelo modelo de atrito de Coulomb (*Coulomb friction*), que expressa o comportamento entre duas superfícies a partir do coeficiente de atrito. Foi adotado coeficiente de atrito igual a 0,2 para o contato aço-concreto, valor recomendado por Guezouli e Lachal (2012) e Dai et al. (2020). Entre as superfícies de contato do concreto moldado *in loco* e concreto pré-moldado, presente no modelo FSF (Figura 4.7c), foi atribuído coeficiente de atrito igual a 1,0, proposto por Araújo (1997, p. 71) e recomendado por PCI (2004) e ACI 318-14 (2014). Para o contato entre a fôrma de aço e o perfil celular, existente no modelo SCSFB 1, foi adotado coeficiente de atrito igual a 0,01. O valor foi utilizado por Katwal, Tao e Hassan (2018) em estudo similar.

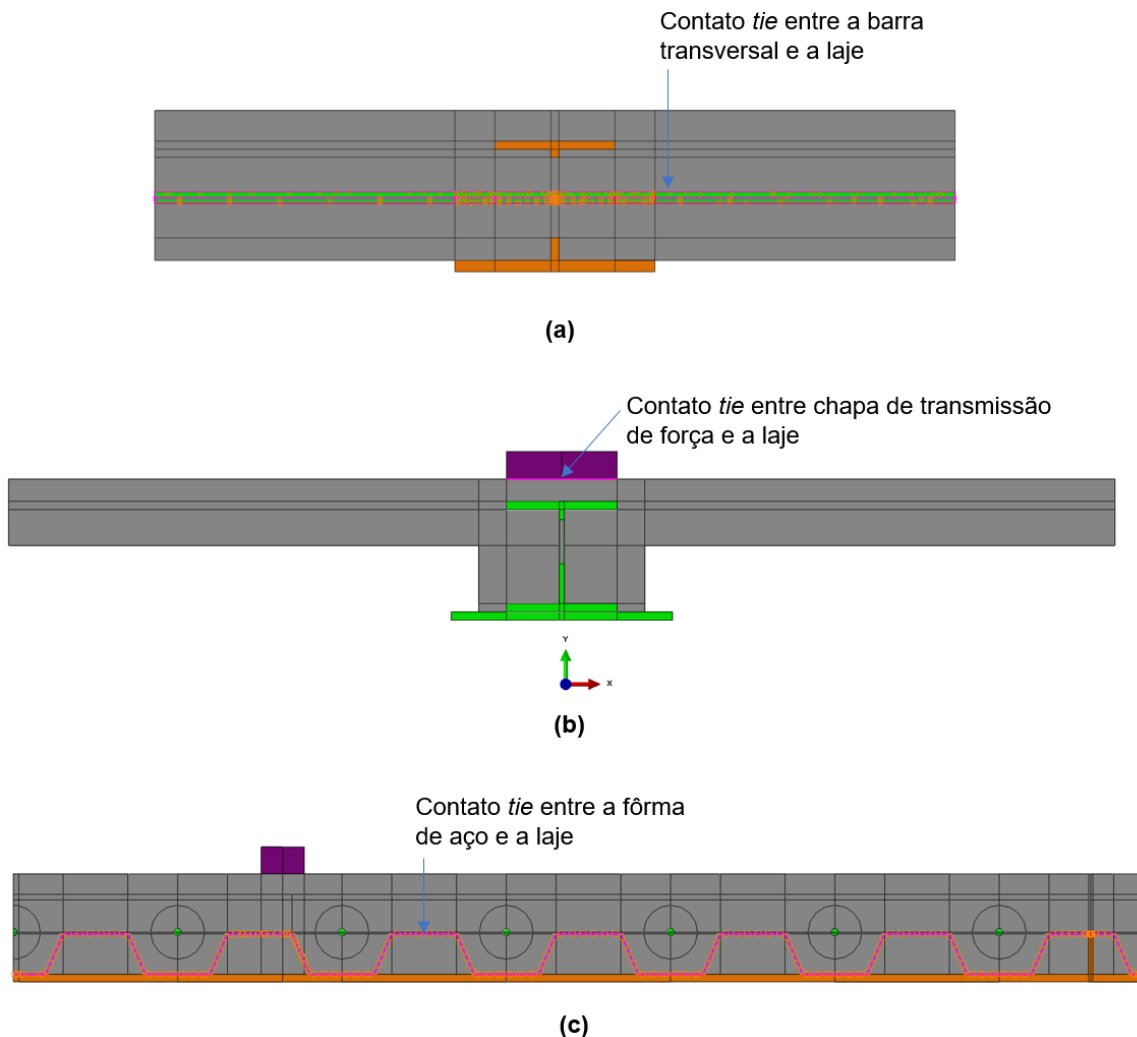
4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

A aferição destes valores foi realizada a partir dos resultados de validação, descritos no item 4.7.

Para as interações entre o concreto e as barras transversais dos modelos SCSFB 1 (Figura 4.8a) e SBT5 foram utilizadas superfícies de restrição tipo tie, que vincula os elementos nodais de duas superfícies com malhas distintas. Esta propriedade permite a rotação dos nós vinculando apenas os deslocamentos nodais de cada nó da superfície estabelecendo, para a superfície *slave* os mesmos graus de liberdade da superfície *master*. A mesma técnica também foi utilizada entre as superfícies de contato dos elementos de aplicação de força (Figura 4.8b), e nas superfícies de contato entre a parte de concreto moldado no local e a fôrma de aço do modelo SCSFB 1 (Figura 4.8c).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.8: Restrições de contato tipo *tie*: (a) barra transversal do modelo SCSFB 1, (b) elemento de aplicação de força no modelo SBT5 e (c) fôrma de aço do modelo SCSFB 1

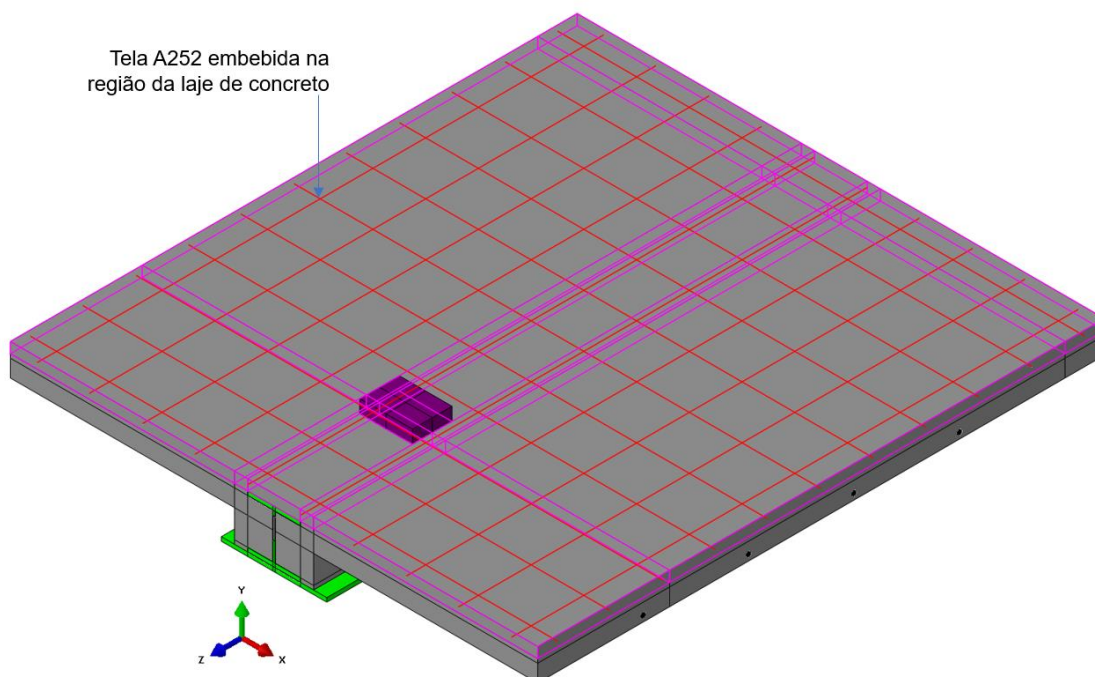


Fonte: Próprio autor

No contato entre o concreto moldado *in loco* e as armaduras foi utilizado o elemento de interação *Embedded region*, utilizado para informar que um elemento está incorporado ou imerso em outro. Em um nó do elemento da armadura (imersa no concreto), os graus de liberdade de translação são eliminados e restritos aos valores interpolados correspondentes aos graus de liberdade da malha do elemento de concreto (Figura 4.9).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.9: Armadura da tela soldada imersa na região superior da laje de concreto – Modelo SBT5



Fonte: Próprio autor

4.4. Tipos de elementos finitos e discretização

Os modelos numéricos foram desenvolvidos utilizando representação tridimensional e três tipos de elementos finitos (Figura 4.10):

- Elementos sólidos – C3D8R;
- Elementos de barra – Truss T3D2;
- Elementos de casca – S4R

Na modelagem dos elementos de concreto, perfis de aço, barras transversais e conectores de cisalhamento foram utilizados elementos *C3D8R*, com 8 nós, 3 graus de liberdade por nó (translação em X, Y e Z) e integração reduzida. Como o ABAQUS® utiliza técnicas numéricas de Quadratura Gaussiana para integração das partes discretizadas da estrutura, a resposta do material é definida em cada ponto de integração do elemento (SIMULIA, 2014b). Alguns elementos finitos podem utilizar integração completa ou reduzida. A discretização produz uma quantidade considerável de procedimentos algébricos e a opção por um elemento com integração

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

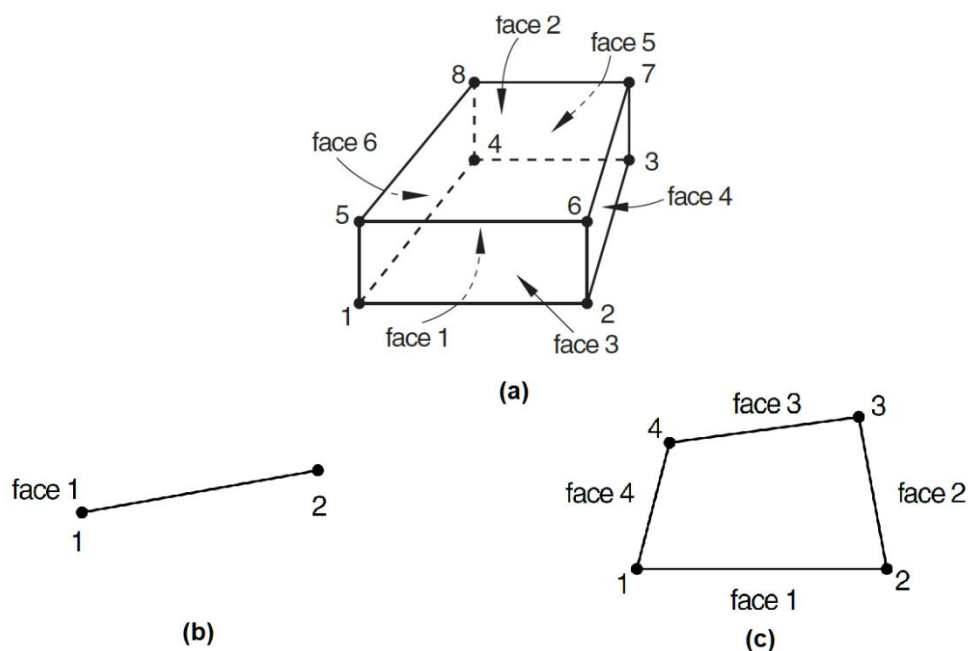
reduzida pode influenciar significativamente o tempo de processamento sem afetar a qualidade dos resultados. A formulação para elementos de integração reduzida considera apenas a parte linearmente variável do campo de deslocamento incremental no elemento para o cálculo do incremento de deformação (SIMULIA, 2014b). Na biblioteca de elementos do ABAQUS® há elementos finitos com interpolações de 1ª e 2ª ordem. Elementos de integração reduzida de segunda 2ª ordem geralmente produzem resultados mais precisos do que aqueles com integração completa (SIMULIA, 2014b). O elemento *C3D8R* também foi utilizado para discretizar lajes de concreto e perfis de aço nos estudos de Tahmasebinia, Ranzi e Zona (2012); Nguyen, Tan e Kanda (2019); Dai et al. (2020); Dai et al. (2021); Ferreira, Martins e De Nardin (2020); Xu et al. (2012).

As armaduras para controle de fissuração foram discretizadas com elementos finitos lineares de barra *Truss T3D2*, com 2 nós e 3 graus de liberdade por nó. Esse elemento de barra apresenta deformação apenas na direção axial, e é adequado a regiões em que não há valores significativos de tensões em direções perpendiculares ao eixo longitudinal da barra e o monitoramento destas deformações não é relevante para a análise. Genikomsou e Polak (2015); Rewers (2019); Fink, Petraschek e Ondris (2007) utilizaram elementos T3D2 para discretizar barras de aço.

Na validação dos modelos numéricos, apenas a fôrma de aço incorporada da laje mista do modelo SCSFB 1, ensaiado por Chen, Limazie e Tan (2015) foi discretizada com elementos *S4R*, que são elementos de casca quadrilateral com 4 nós, integração reduzida e controle *hourglass*. Elementos *S4R* também foram utilizados por Qureshi, Lam e Ye (2011) e Dai et al. (2018).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.10: Elementos finitos utilizados nas modelagens – (a) C3D8R; (b) T3D2; (c) S4R



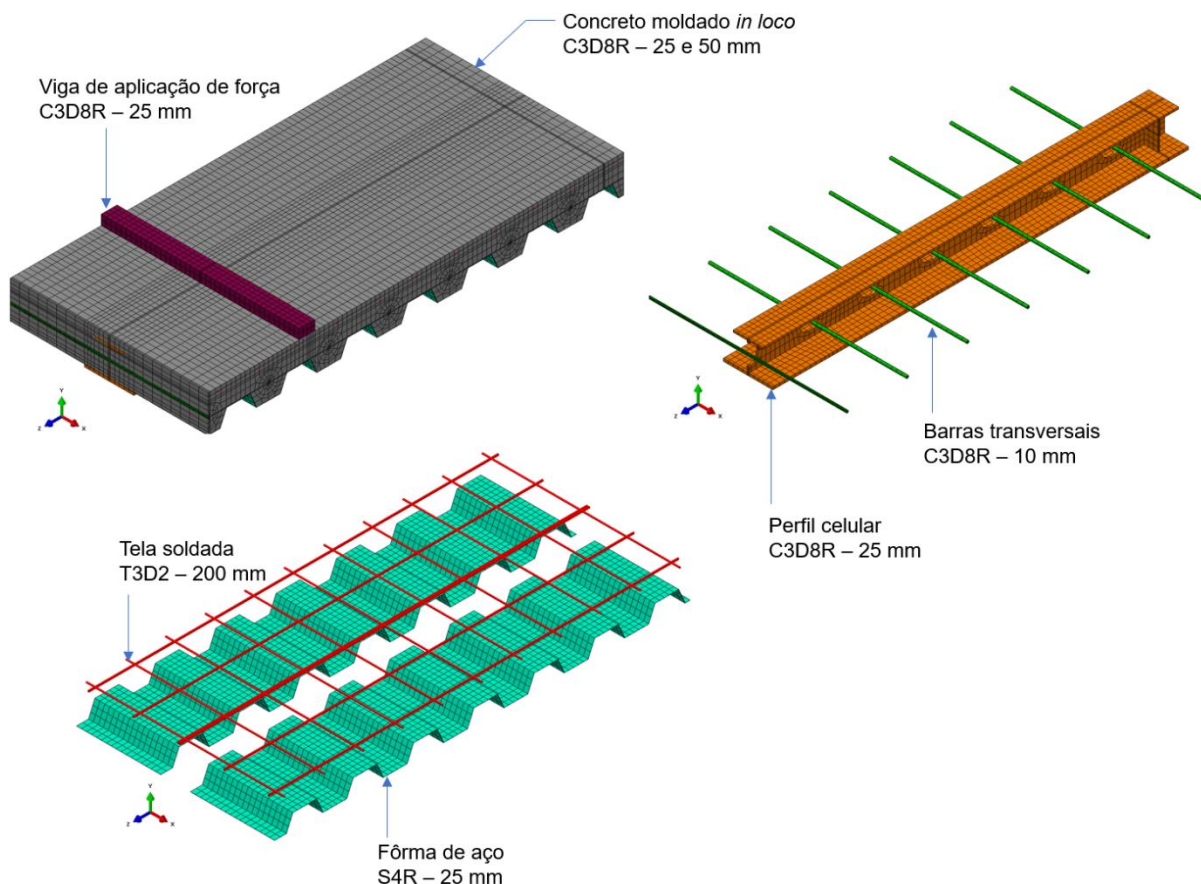
Fonte: Simulia (2014b)

O refinamento das malhas foi definido por meio de análises de sensibilidade. A partir do controle de dimensões dos elementos, a representatividade dos resultados e o tempo de processamento foram avaliados na etapa de validação. Adicionalmente, também foi considerada a necessidade de padronizar o refinamento das malhas para os três modelos de referência.

A Figura 4.11 mostra, para o modelo SCSFB 1, a malha de elementos finitos, os elementos finitos utilizados em cada componente do piso misto e as respectivas dimensões.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.11: Malha de elementos finitos nos diversos componentes do Modelo SCSFB 1

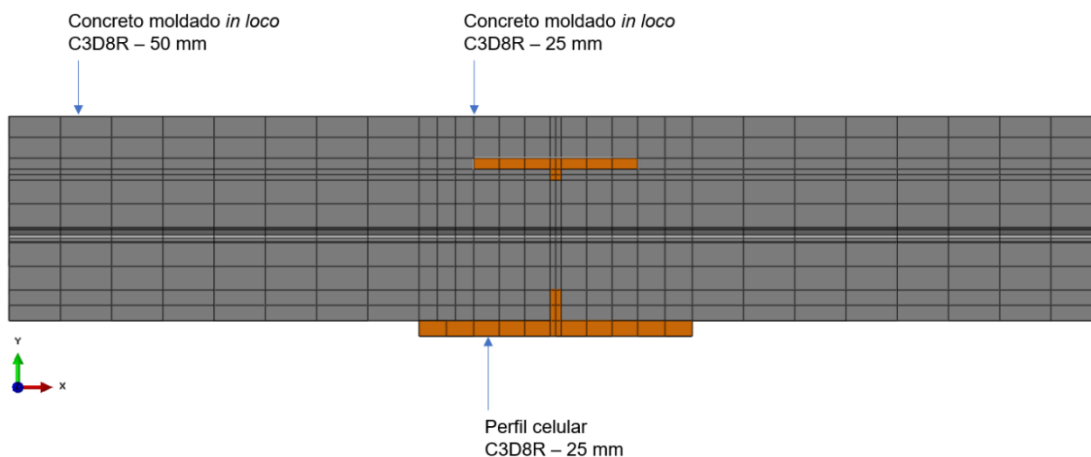


Fonte: Próprio autor

A porção de concreto da laje mista foi modelada com duas densidades de malha: 1) região central, onde ocorre o contato concreto-perfil de aço, foi discretizada com malha mais densa e elementos de 25mm; 2) na porção mais externa foi utilizada malha menos densa e elementos de 50 mm (Figura 4.12). Essa variação na dimensão dos elementos finitos permitiu representar melhor a região central, onde ocorrem as maiores deformações e deslocamentos. Por outro lado, utilizar malha menos densa em regiões onde a distribuição de tensões é mais uniforme reduz o tempo de processamento.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

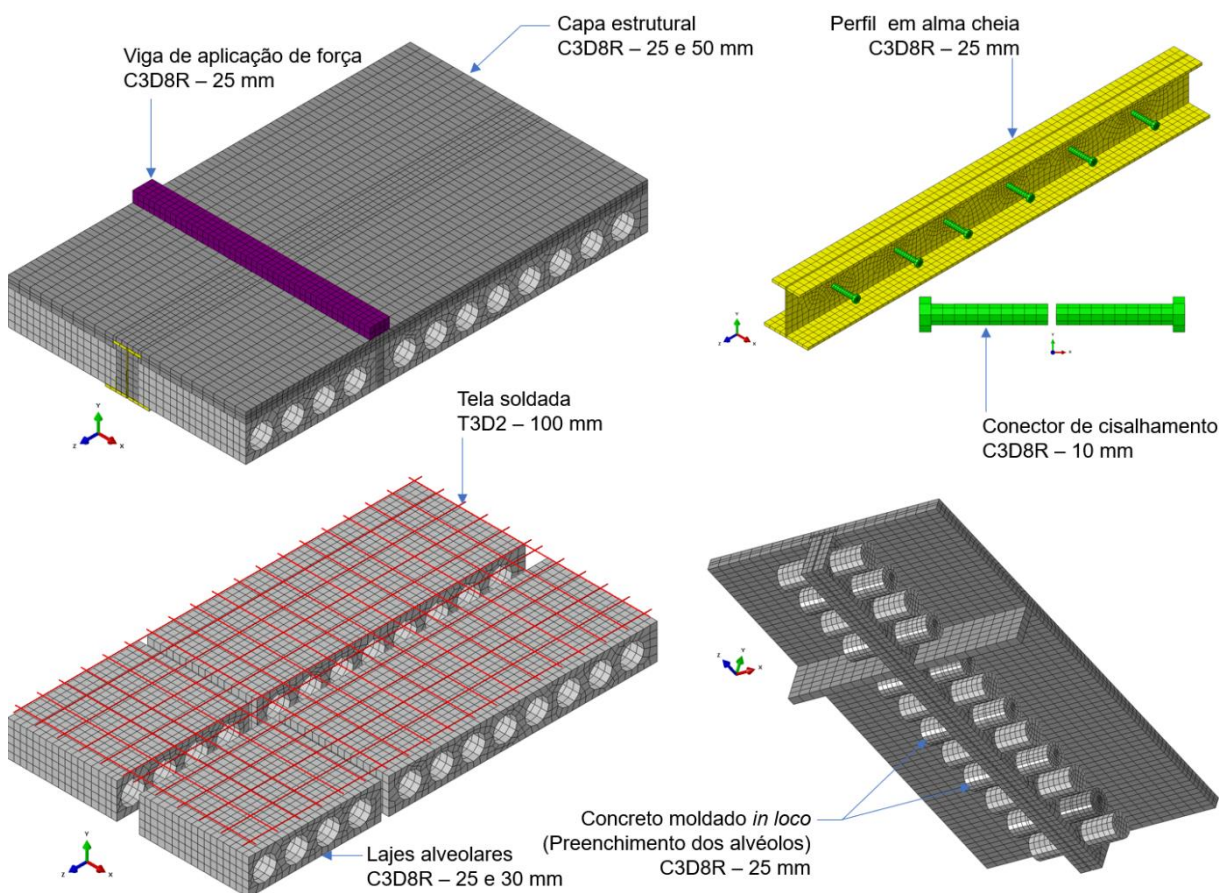
Figura 4.12: Discretização da seção mista do modelo SCSFB 1



Fonte: Próprio autor

Para discretizar o modelo FSF foi utilizada a mesma metodologia do modelo SCSFB 1, porém com as devidas adaptações para atender às suas especificidades Figura 4.13.

Figura 4.13: Malha e elementos finitos do Modelo FSF

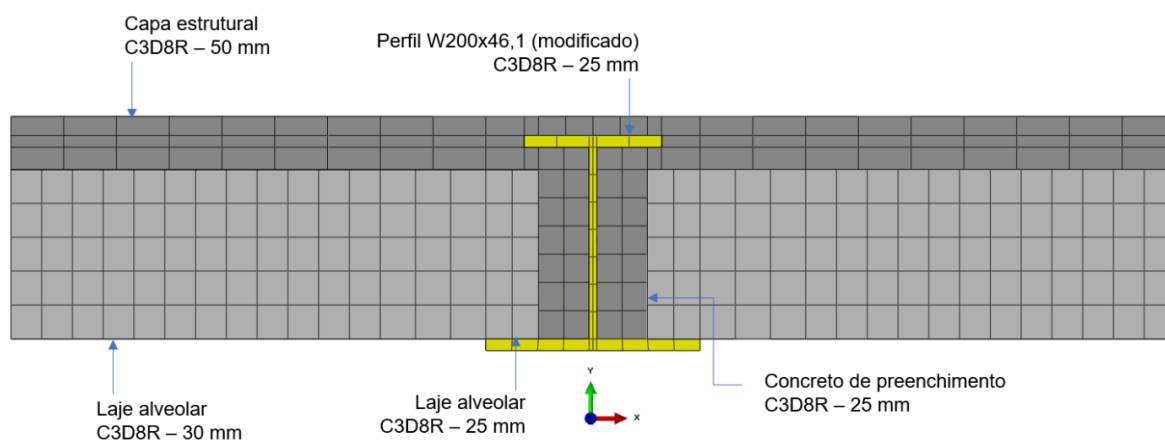


Fonte: Próprio autor

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

O modelo FSF apresenta duas porções de concreto: a primeira correspondente às lajes alveolares (concreto pré-moldado) e a segunda é composta pela capa de concreto e pelo concreto de preenchimento da chave de cisalhamento e dos alvéolos (concreto moldado *in loco*). Todas as porções de concreto foram discretizadas com malhas mais densas na região central da viga, compatibilizando os elementos nas interfaces das seções de aço e de concreto (Figura 4.14).

Figura 4.14: Discretização do modelo FSF

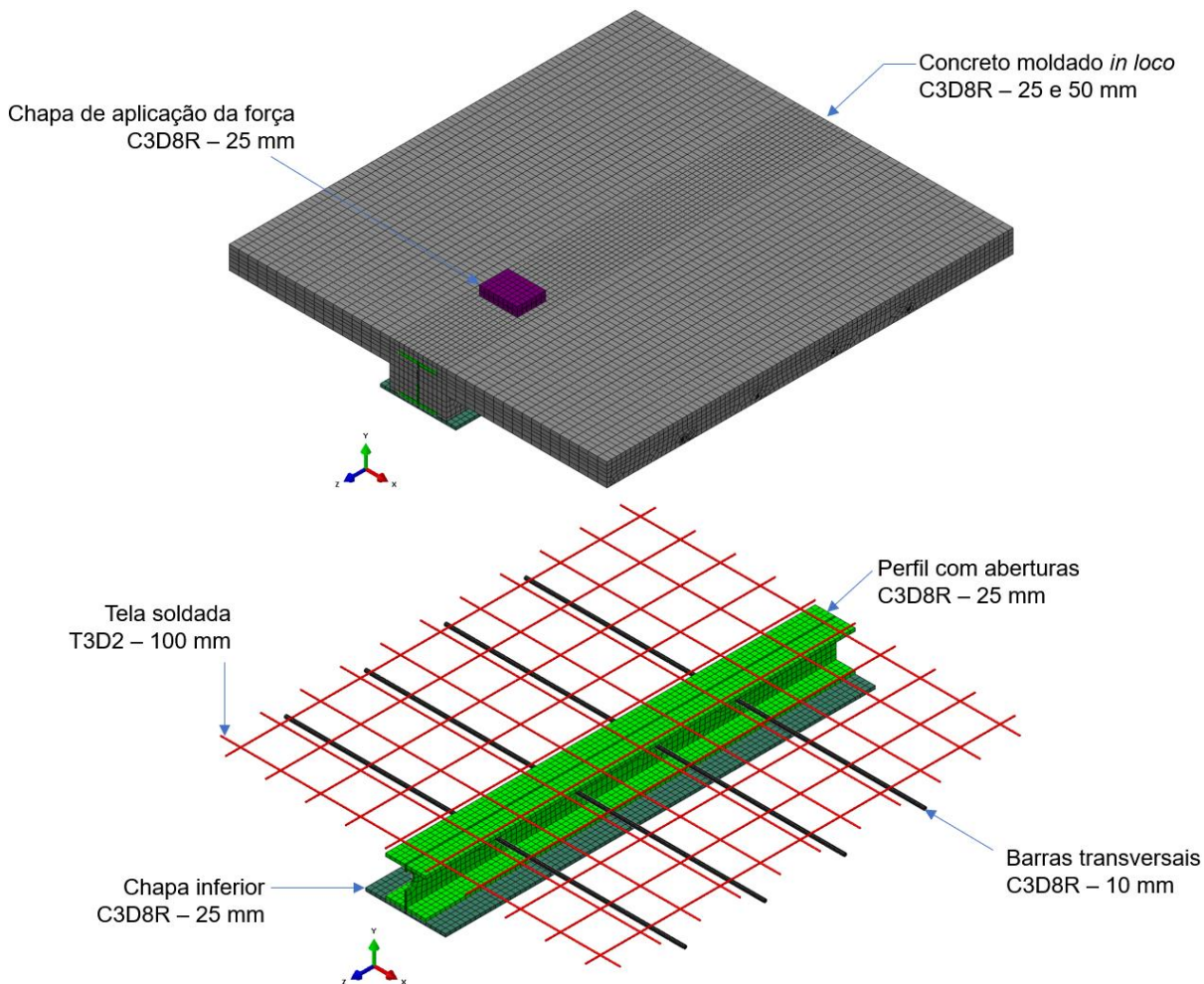


Fonte: Próprio autor

No modelo SBT5 foi utilizada a estratégia já descrita e detalhes das dimensões e tipos de elementos finitos são apresentados a seguir (Figura 4.15 e Figura 4.16).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

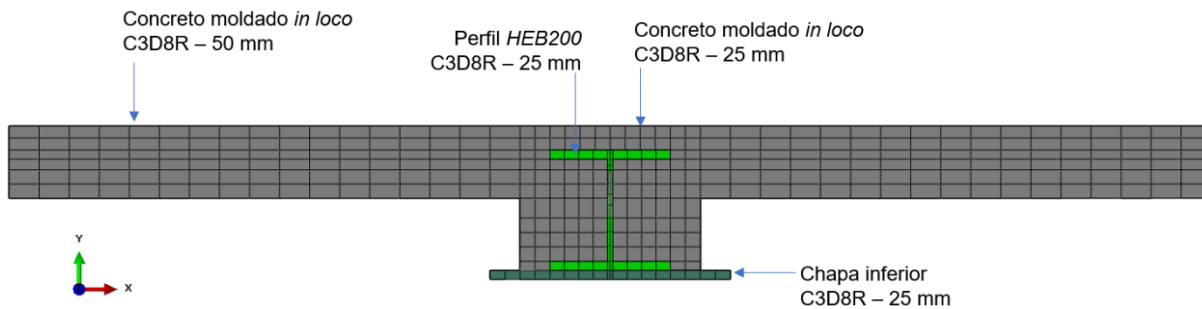
Figura 4.15: Malha e elementos finitos do Modelo SBT5



Fonte: Próprio autor

Detalhes da discretização da seção mista do modelo SBT5 são mostrados na Figura 4.16.

Figura 4.16: Discretização da seção mista do modelo SBT5



Fonte: Próprio autor

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

4.5. Modelos constitutivos

A seleção dos modelos constitutivos para representar o comportamento dos materiais foi realizada após ampla pesquisa bibliográfica sobre o comportamento de vigas mistas semelhantes às estudadas neste trabalho. Inicialmente, foram adotados modelos constitutivos e parâmetros numéricos semelhantes aos utilizados em outras pesquisas sobre elementos mistos de aço e concreto. A seguir são detalhados os modelos constitutivos e critérios de falha utilizados para concreto e aço.

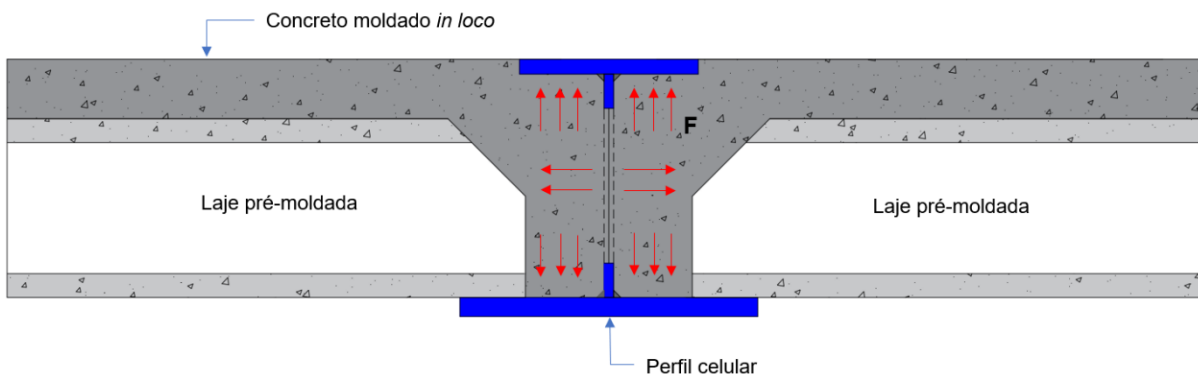
4.5.1. Concreto

As vigas de pisos mistos de pequena altura com perfil celular impõem uma condição singular às deformações do concreto. Como parte da laje “reveste” o perfil de aço, os planos de cisalhamento entre o elemento de aço e o concreto de preenchimento tendem a elevar a complexidade da análise e a representação do estado de tensões do concreto. Partes do concreto de preenchimento estão confinadas entre os elementos do perfil de aço e submetidas a estados múltiplos de tensões.

O concreto confinado nas aberturas do perfil é submetido a cisalhamento nos planos da alma e surgem esforços de tração após esmagamento do volume confinado (Figura 4.17). A natureza do concreto, fabricado a partir da composição de materiais diversos, e a condição estrutural do sistema misto em estudo exige que o modelo adotado para representar o concreto seja capaz de reproduzir a sua plastificação, a progressão dos estágios de fissuração, a perda de rigidez com a evolução da fissuração e o estado multiaxial de tensões.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.17: Representação esquemática do estado de forças no concreto de preenchimento

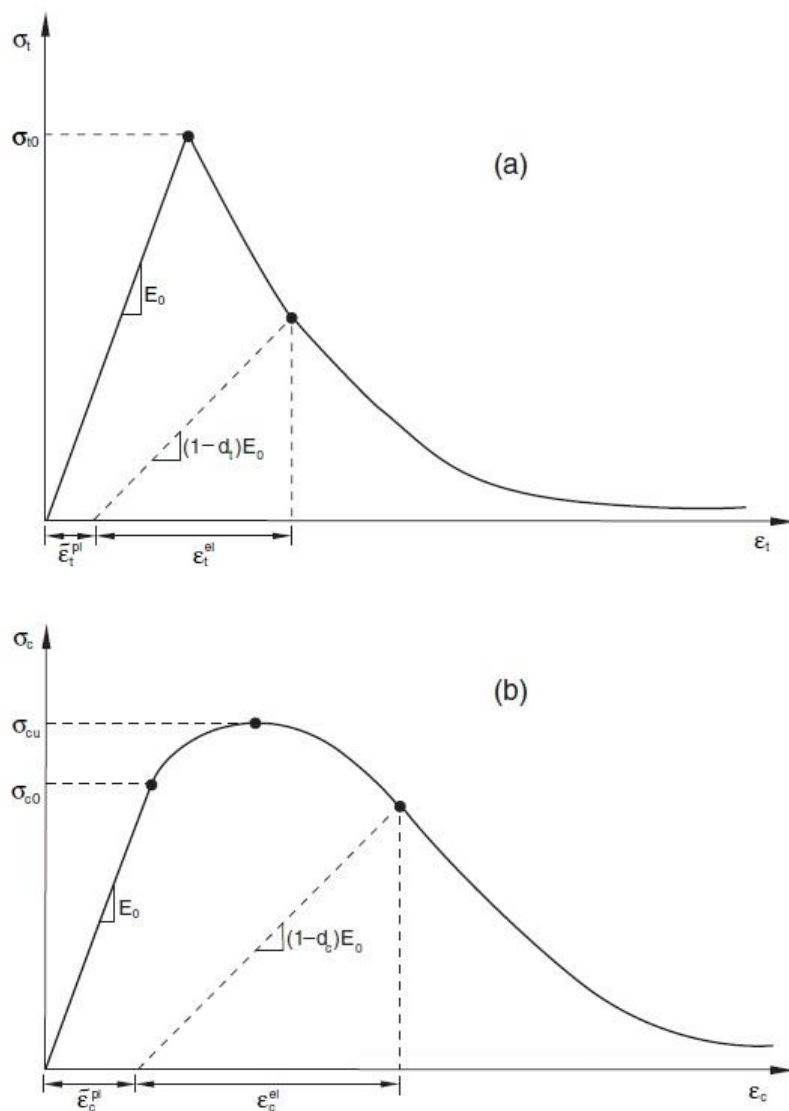


Fonte: Próprio autor

Nesta investigação, para representar o dano e a falha do concreto foi utilizado o modelo de dano *Concrete Damage Plasticity* (CDP), disponível no ABAQUS® e que permite caracterizar o comportamento mecânico do concreto tanto à compressão quanto à tração. O modelo é baseado no estudo teórico de Lubliner et al. (1989) e foi modificado por Lee e Fenves (1998). Este modelo de dano representa a plastificação do concreto a partir de danos progressivos assumindo que os principais modos de falha do concreto são a fissuração à tração e o esmagamento à compressão com evolução da superfície de escoamento ou superfície de falha (SIMULIA, 2014c). A evolução da superfície de escoamento está relacionada à perda progressiva de rigidez durante a propagação de fissuras e à perda de resistência do concreto. Como mostra a Figura 4.18, as respostas uniaxiais do concreto à tração e à compressão são caracterizadas por parâmetros de dano na fase não-linear (SIMULIA, 2014c). Sob tração uniaxial, o comportamento Tensão *versus* Deformação segue uma relação elástico-linear até a ruptura e a tensão σ_{t0} corresponde ao aparecimento de microfissuras (SIMULIA, 2014c). Quando submetido à compressão uniaxial, a resposta é linear até a tensão característica do concreto (σ_{c0}). A partir de σ_{c0} se inicia o regime plástico, o comportamento é caracterizado pelo endurecimento e ganho de resistência até um valor máximo σ_{cu} , seguido por perda da resistência até um valor residual (SIMULIA, 2014c).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.18: Resposta do concreto sob carregamento uniaxial – (a) tração; (b) compressão



Fonte: SIMULIA, 2014c

Embora simplificada, essa representação (Figura 4.18) consegue simular as principais características do comportamento do concreto, tanto à tração quanto à compressão (SIMULIA, 2014b). Os valores de deformação uniaxial são processados em termos de deformação plástica a partir das relações dadas pelas equações (4.5) e (4.6). O modelo de dano *Concrete Damage Plasticity* assume que a redução do módulo de elasticidade (E) é função da variável de degradação (d), como indica a equação (4.7).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

$$\sigma_t = (1 - d_t)E_0(\varepsilon_t - \varepsilon_t^{pl}) \quad (4.5)$$

$$\sigma_c = (1 - d_c)E_0(\varepsilon_c - \varepsilon_c^{pl}) \quad (4.6)$$

$$E = (1 - d)E_0 \quad (4.7)$$

Sendo,

σ_t tensão de tração do concreto;

ε_t deformação à tração do concreto;

σ_c tensão de compressão do concreto;

ε_c deformação à compressão do concreto;

ε_t^{pl} deformação plástica à tração do concreto;

ε_c^{pl} deformação plástica à compressão do concreto;

d_t dano à tração em estado uniaxial;

d_c dano à compressão em estado uniaxial;

E_0 módulo de elasticidade inicial (anterior ao dano).

Os principais desafios dos modelos constitutivos são representar a perda gradativa de rigidez e a dificuldade de convergência. Uma técnica comum para superar as dificuldades de convergência é realizar uma regularização viscoplástica das equações constitutivas (SIMULIA, 2014c). No modelo de dano CDP é utilizada a função de escoamento proposta por Lubliner et al. (1989) e adaptada por Lee e Fenves (1998) para representar o comportamento do concreto submetido à compressão e à tração em uma superfície de falha, definida pelo escoamento. A evolução desta superfície de falha depende das deformações plásticas de compressão (ε_c^{pl}) e de tração (ε_t^{pl}). As equações (4.8) a (4.11) apresentam a função da superfície F de escoamento para problemas não lineares:

$$F = \frac{1}{1 - \alpha} \cdot (\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta(\tilde{\varepsilon}^{pl})\langle\hat{\sigma}_{max}\rangle - \gamma\langle-\hat{\sigma}_{max}\rangle) - \bar{\sigma}_c(\tilde{\varepsilon}_c^{pl}) = 0 \quad (4.8)$$

$$\alpha = \frac{(\sigma_{b0}/\sigma_{c0}) - 1}{2(\sigma_{b0}/\sigma_{c0}) - 1}; \quad 0 \leq \alpha \leq 0,5 \quad (4.9)$$

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{pl})}{\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}_t^{pl})} (1 - \alpha) - (1 + \alpha) \quad (4.10)$$

$$\gamma = \frac{3(1 - K_c)}{2K_c - 1} \quad (4.11)$$

Onde,

$\hat{\sigma}_{max}$ tensão principal efetiva máxima;

\bar{q} tensão equivalente de von Mises, dada por $\bar{q} = \sqrt{\frac{2}{3}(\bar{S}:\bar{S})}$, sendo \bar{S} o tensor de tensão desviador igual a $\bar{\sigma} + \bar{p}I$;

$\bar{\sigma}$ tensão efetiva, dada por $\bar{\sigma} = D_0^{el}:(\varepsilon - \varepsilon^{pl})$;

D_0^{el} matriz de elasticidade inicial (material sem dano);

\bar{p} tensão hidrostática efetiva;

σ_{b0}/σ_{c0} razão entre a tensão de escoamento a compressão uniaxial e a tensão de escoamento de compressão biaxial, tomada como valor padrão 1,16;

K_c razão entre o segundo invariante de tensão no meridiano de tração (q_{TM}) e de compressão (q_{CM}) na superfície de falha, e deve estar entre $0,5 < K_c < 1,0$. O valor padrão é 2/3 (Figura 4.20).

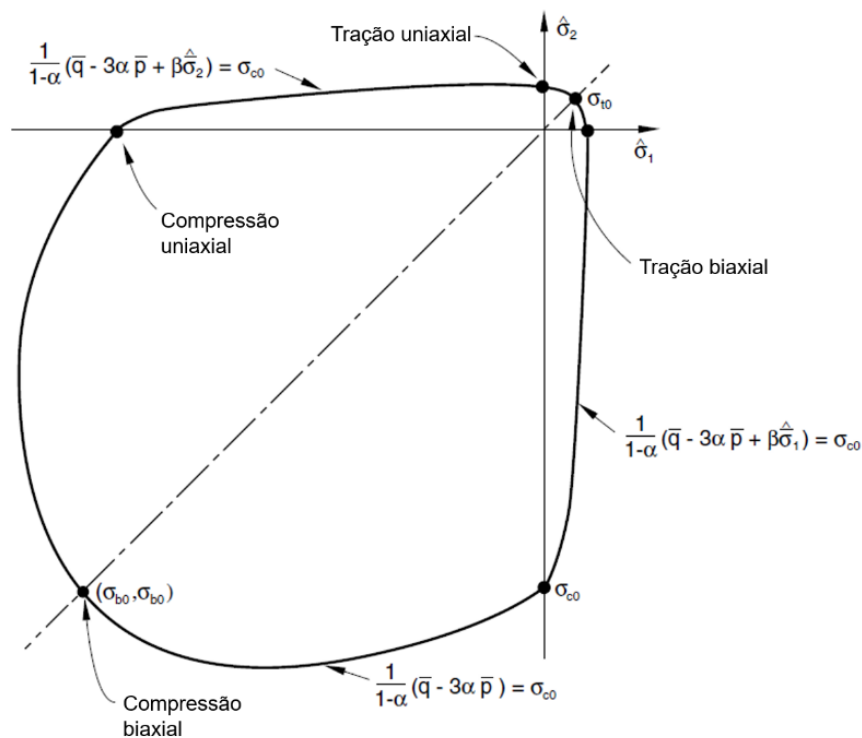
$\bar{\sigma}_c(\bar{\varepsilon}_c^{pl})$ tensão efetiva de compressão correspondente à deformação plástica de compressão;

$\bar{\sigma}_t(\bar{\varepsilon}_t^{pl})$ tensão efetiva de tração correspondente à deformação plástica de tração.

A Figura 4.19 mostra a representação da superfície inicial de falha (escoamento) definida por Lubliner et al. (1989) e Lee e Fenves (1998) para o estado plano de tensões uniaxial e biaxial. Esta superfície é fruto da combinação da forma geométrica de duas funções de Drucker-Prager (MALM, 2009).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.19: Superfície de falha inicial em estado plano de tensões

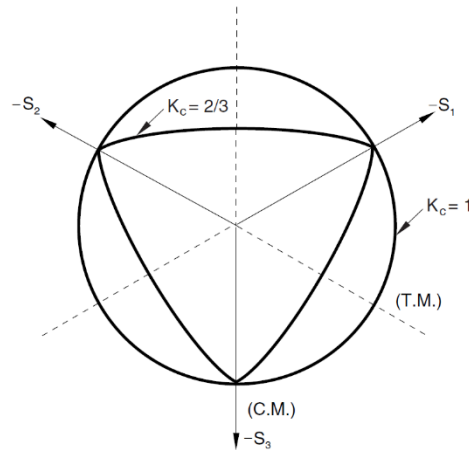


Fonte: Simulia (2014c)

A superfície de falha também pode ser representada no plano desviatório (Figura 4.20), que indica o critério de falha das tensões principais de um determinado elemento. Estando as tensões principais dentro do espaço interno da superfície de falha, o elemento está em comportamento elástico. Com a elevação das tensões neste mesmo elemento, as tensões principais tendem a situar-se exatamente na superfície de falha, atingindo a fase de escoamento. Ao ultrapassar a linha limítrofe da superfície de falha ocorre a plastificação do material até à ruptura. Os eixos $-S_1$, $-S_2$ e $-S_3$ indicam os meridianos sendo C.M. o meridiano de compressão e T.M. o meridiano de tração. Fisicamente, o parâmetro K_c (Figura 4.20) representa a razão da distância do eixo hidrostático aos meridianos de compressão e de tração, respectivamente (KMIECIK; KAMIŃSKI, 2011). Admitindo K_c igual a 1,0, a superfície de falha é delimitada pelo círculo. No modelo CDP, o valor padrão é $K_c = 2/3$, que corresponde à delimitação mostrada na Figura 4.20.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

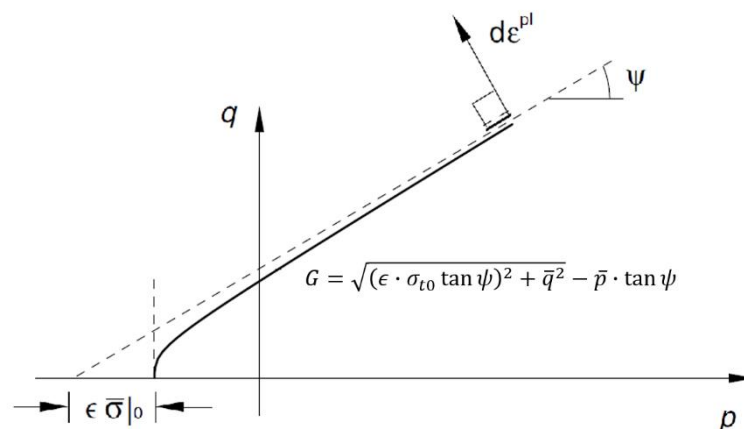
Figura 4.20: Superfície de falha no plano desviador



Fonte: Simulia (2014c)

Para utilização do modelo de dano *Concrete Damage Plasticity* foi necessário fornecer os parâmetros numéricos de representação do comportamento não-linear do concreto. Os principais parâmetros necessários à definição do modelo CDP são: ângulo de dilatação (ψ), excentricidade (ϵ), razão de tensão biaxial (σ_{b0}/σ_{c0}), fator de forma (K_c) e viscosidade (μ). No caso do CDP, o plano meridional assume a forma de uma função hiperbólica de Drucker-Prager e que depende desses parâmetros (Figura 4.21).

Figura 4.21: Função hiperbólica de Drucker-Prager



Fonte: Adaptado de Simulia (2014c)

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Nos modelos numéricos os parâmetros citados assumiram os valores indicados na Tabela 4.5. Os valores adotados são recomendados por vários pesquisadores. Naturalmente, a influência desses parâmetros pode ser significativa então, num primeiro momento foram utilizados os valores padrões e, posteriormente, foi avaliada a influência de cada um destes parâmetros.

Tabela 4.5: Valores iniciais utilizados no modelo *Concrete Damage Plasticity*.

Modelos	Tipo de concreto	ψ	ϵ	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	μ
SCSFB 1	Moldado <i>in loco</i>	40°	0,1	1,16	0,667	10 ⁻³
FSF	Moldado <i>in loco</i>	20°	0,1	1,16	0,667	10 ⁻³
	Pré-moldado	30°	0,1	1,16	0,667	10 ⁻³
SBT5	Moldado <i>in loco</i>	30°	0,1	1,16	0,667	10 ⁻³

Fonte: Próprio autor

O ângulo de dilatação (ψ) e a excentricidade (ϵ) são extraídos da representação do plano meridional p-q. O ângulo ψ representa a inclinação da superfície de falha em relação ao eixo hidrostático (Figura 4.21). Segundo Kmiecik e Kamiński (2011), este parâmetro pode ser interpretado como um “ângulo de atrito interno” do concreto. Para Behnam, Kuang e Samali (2018), como o concreto é um material frágil geralmente submetido à compressão, sofre significativa expansão volumétrica, e o valor do ângulo de dilatação simula esta capacidade de dilatação.

Não há consenso quanto à faixa de valores do ângulo de dilatação pois este parâmetro pode representar uma condição equivalente à ductilidade específica da estrutura de concreto a modelar. Diversos autores adotam valores entre 30° e 40°. Após estudo investigativo de valores entre 5° e 45°, Rewers (2019) concluiu que os modelos se tornavam mais representativos quando o ângulo de dilatação era superior a 25°. Behnam, Kuang e Samali (2018), por sua vez recomendam valores entre 38° e 42°. Em estudo numérico de lajes alveolares, Nguyen, Tan e Kanda (2019) observaram que o aumento do ângulo de dilatação elevava consideravelmente a capacidade resistente do elemento estrutural, indicando resultados satisfatórios para ângulo igual a 28°. Qureshi, Lam e Ye (2010); Genikomsou e Polak (2015) e Earij et al. (2017) utilizaram ângulo de dilatação igual a 40°. Em estudo com seções mistas, Katwal, Tao e Hassan (2018) adotaram 30° e obtiveram bons resultados. Em estudo

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

de calibração dos parâmetros do CDP, Michał e Andrzej (2015) observaram dilatação excessiva no concreto para o valor de 30° ; os autores recomendam valores inferiores para o ângulo de dilatação a fim de não superestimar a capacidade resistente do elemento de concreto.

Percebe-se que o ângulo de dilatação varia bastante e deve ser calibrado em função do comportamento estrutural do elemento que se deseja representar. No presente estudo, os ângulos de dilatação foram definidos por meio de estudo de sensibilidade e considerando alguns resultados experimentais de referência.

A convergência no processamento de modelos estruturais cujos modelos constitutivos representam a queda da energia de fratura por meio da perda gradual de rigidez é um problema recorrente. O ABAQUS® utiliza um método viscoplástico que permite que as tensões principais estejam fora da superfície de falha (Figura 4.19). O programa utiliza a generalização da regularização de Duvaut-Lions, em que a taxa de deformação viscoplástica ($\dot{\varepsilon}_v^{pl}$) é definida pela equação (4.12) sendo μ o parâmetro de viscosidade, ε^{pl} a deformação plástica e ε_v^{pl} a deformação viscoplástica.

$$\dot{\varepsilon}_v^{pl} = \frac{1}{\mu} \cdot (\varepsilon^{pl} - \varepsilon_v^{pl}) \quad (4.12)$$

Geralmente, utilizar parâmetro de viscosidade com valores pequenos em relação ao tempo de incremento, ajuda a melhorar a convergência do modelo sem comprometer os resultados (SIMULIA, 2014c). No ABAQUS®, o valor padrão para este parâmetro é zero, mas sem regularização viscoplástica a convergência é difícil. Segundo Behnam, Kuang e Samali (2018), atribuir adequadamente o parâmetro de viscosidade auxilia na redução do tempo de processamento. Contudo, Michał e Andrzej (2015) advertem que em regiões de concentração de tensões a utilização de valores elevados do parâmetro de viscosidade aumenta a propagação do dano com padrão difuso artificial. Os valores do parâmetro de viscosidade estão indicados na Tabela 4.5. Para os demais parâmetros, excentricidade (ϵ), coeficiente de forma (K_c) e razão de tensão biaxial (σ_{b0}/σ_{c0}) foram utilizados os valores padrão.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

A curva Tensão versus Deformação do concreto à compressão descrita pela equação (4.13) foi construída a partir das formulações e parâmetros propostos pelo Eurocode 2 (2004), sendo $\eta = \varepsilon_c / \varepsilon_{cu1}$, $k = 1,05 \cdot E_{cm} \cdot |\varepsilon_{cu1}| / f_{cm}$. A continuidade da curva para comportamento além da deformação última, não estabelecida pelo Eurocode 2 (2004), foi estabelecida utilizando as equações e parâmetros de Xu et al. (2012) e Pavlović et al. (2013). As equações (4.14) e (4.15) representam a continuidade do comportamento do concreto no trecho descendente. Nestas equações os parâmetros α_a e α_d são definidos a partir da resistência característica à compressão do concreto.

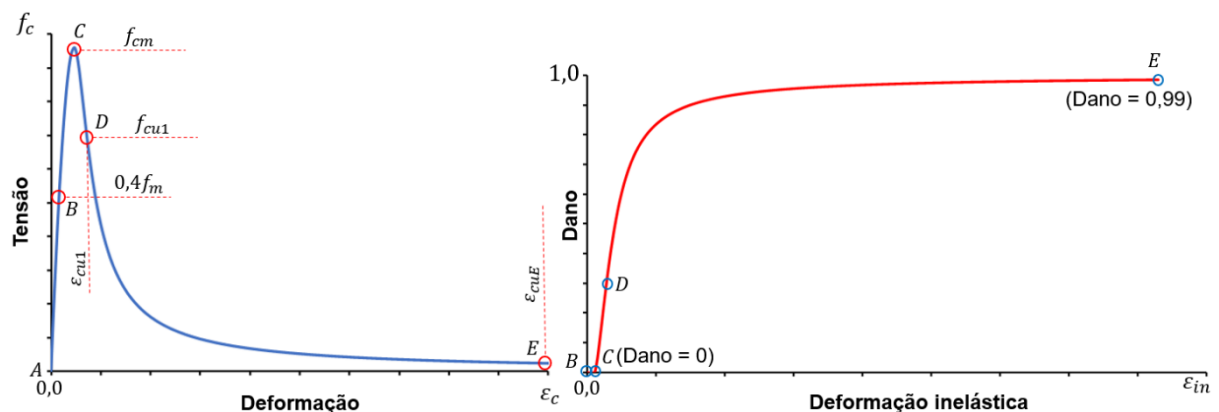
$$\sigma_c = f_{cm} \cdot \frac{k \cdot \eta - \eta^2}{1 + (k - 2) \cdot \eta}, \quad \eta \leq \varepsilon_{cu1} / \varepsilon_c \quad (4.13)$$

$$\sigma_c = f_{cm} \cdot [\alpha_a \cdot \eta + (3 - 2\alpha_a) \cdot \eta^2 + (\alpha_a - 2) \cdot \eta^3], \quad \eta \leq 1 \quad (4.14)$$

$$\sigma_c = f_{cm} \cdot \frac{\eta}{[\alpha_d \cdot (\eta - 1)^2 + \eta]}, \quad \eta > 1 \quad (4.15)$$

A Figura 4.22 ilustra as curvas Tensão versus Deformação e Dano versus Deformação inelástica do concreto à compressão utilizadas no modelo *Concrete Damage Plasticity*.

Figura 4.22: Parâmetros do concreto à compressão – (a) curva Tensão versus Deformação; (b) curva Dano versus Deformação inelástica.

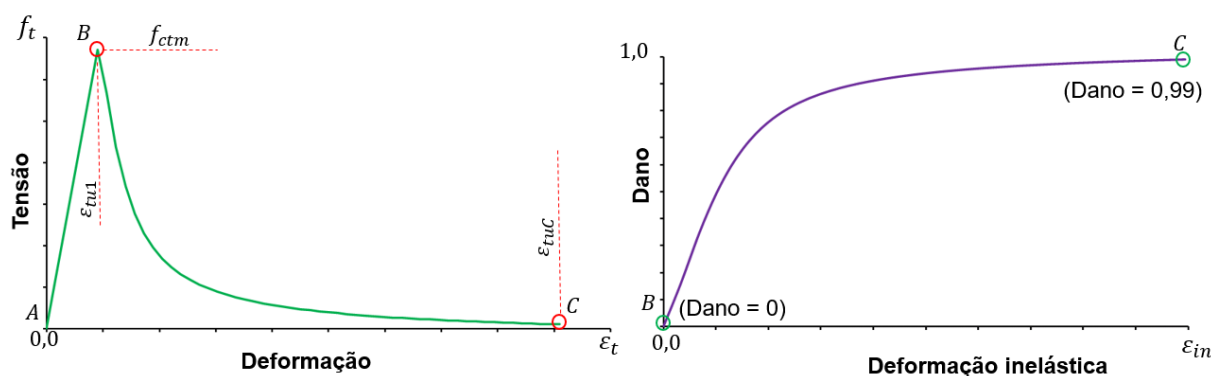


4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Fonte: Adaptado de Pavlović et al. (2013)

Para definir o comportamento à tração do concreto foi necessário estabelecer o parâmetro de encruamento à tração (*tension stiffening*), que permite considerar o efeito da aderência entre a armadura e o concreto e que capacita o concreto armado a resistir à tração, definindo uma suavização da curva Tensão *versus* Deformação após o pico (Figura 4.23a).

Figura 4.23: Curvas para o concreto à tração – (a) Tensão *versus* Deformação; (b) Dano *versus* Deformação inelástica.



Fonte: Próprio autor

O encruamento à tração é representado pela relação Tensão pós-ruptura *versus* Deformação do concreto fissurado (SIMULIA, 2014c). A deformação de fissuração (ε_t^{ck}) é resultado da deformação total (ε_t) menos a deformação elástica (ε_{t0}^{el}), que corresponde ao material não danificado, sendo $\varepsilon_{t0}^{el} = \sigma_t / E_0$. No pacote computacional ABAQUS®, o encruamento à tração é função da deformação de fissuração (ε_t^{ck}). Com o dano à tração (d_t), os valores de deformação de fissuração são convertidos em deformação plástica utilizando a equação (4.16).

$$\varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{ck} - \frac{d_t}{(1 - d_t)} \cdot \frac{\sigma_t}{E_0} \quad (4.16)$$

Para o modelo constitutivo uniaxial do concreto à tração, a relação Tensão *versus* Deformação foi construída a partir das equações de Xu et al. (2012), baseadas no NSPRC (2002). As equações (4.17) e (4.18) foram utilizadas para construção das curvas Tensão *versus* Deformação e Dano *versus* Deformação inelástica, parâmetros necessários ao modelo *Concrete Damage Plasticity*.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

$$\sigma_t = f_{ctm} \cdot 1,2\eta - 0,2\eta^6, \eta \leq 1 \quad (4.17)$$

$$\sigma_t = f_{ctm} \cdot \frac{\eta}{\alpha_t \cdot (\eta - 1)^{1,7} + \eta}, \eta > 1 \quad (4.18)$$

Onde, $\eta = \varepsilon_t / \varepsilon_{tu}$, ε_{tu} é a deformação correspondente à tensão de tração média (f_{ctm}).

4.5.2. Aço

O comportamento do aço dos componentes da seção mista foi representado por três modelos constitutivos: (a) elastoplástico multilinear com encruamento isotrópico e critério de plastificação de von Mises; (b) elastoplástico bilinear com encruamento e (c) modelo elastoplástico perfeito. O pacote computacional ABAQUS® descreve o comportamento do material na fase plástica a partir dos valores de tensão e deformação reais. Segundo Silva (2006), a consideração da não-linearidade da curva Tensão *versus* Deformação definida com base na geometria inicial e valores nominais de tensão e deformação não representa adequadamente o comportamento do aço. Para corrigir esta condição, deve-se considerar as tensões e deformações calculadas com base na geometria real da estrutura deformada (SILVA, 2006). Admitindo que as deformações não são mais desprezíveis, a deformação é dada pela expressão (4.19).

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l} \quad \therefore \quad \varepsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (4.19)$$

Sendo, ε a deformação real ou deformação logarítmica, l_0 o comprimento inicial e l o comprimento final deformado.

A relação entre a deformação real e a deformação nominal é dada pela equação (4.20). A deformação real é obtida pela aplicação do logaritmo natural resultando na equação (4.21).

$$\varepsilon_{nom} = \frac{l - l_0}{l_0} \quad \therefore \quad \varepsilon_{nom} = \frac{l}{l_0} - 1 \quad (4.20)$$

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

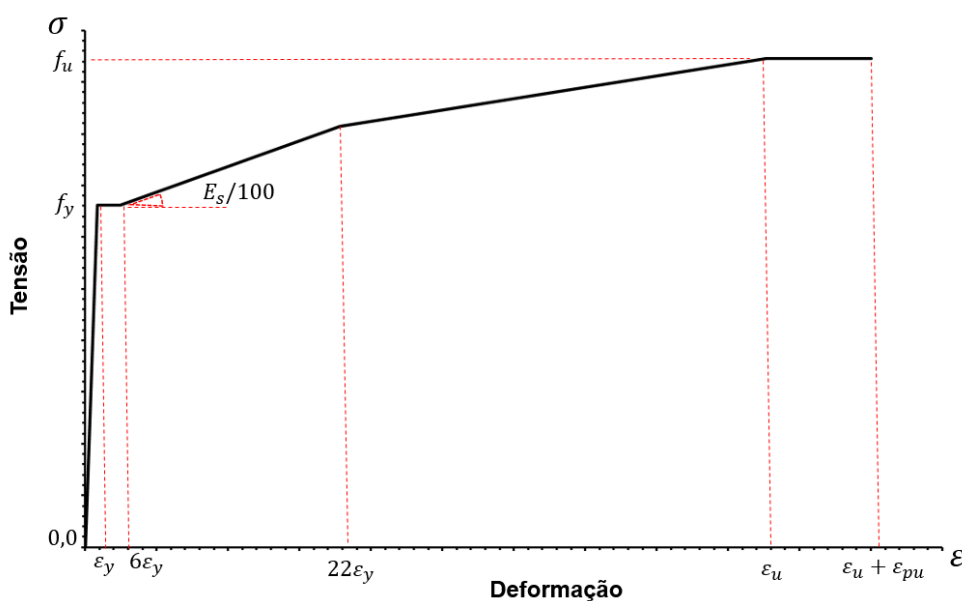
$$\varepsilon = \ln(\varepsilon_{nom} + 1) \quad (4.21)$$

Pelas definições de tensão nominal, $\sigma_{nom} = F/A_0$, e tensão real $\sigma = F/A$, a área final é dada por $A = A_0 \cdot (l_0/l)$, que resulta na tensão real dada pela equação (4.22).

$$\sigma = \sigma_{nom} \cdot (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.22)$$

Com a determinação das tensões reais, o modelo de caracterização do aço aplicado ao perfil celular e aos enrijecedores obedeceu às relações e formulações dos estudos de Byfield et al. (2005) e Lawson e Saverirajan (2011). A Figura 4.24 ilustra a relação Tensão *versus* Deformação utilizada nos modelos constitutivos elastoplásticos multilíneares das porções principais como os perfis de aço dos modelos SCSFB 1 e SBT5 e conector de cisalhamento do modelo FSF.

Figura 4.24: Modelo constitutivo multilíneares do aço



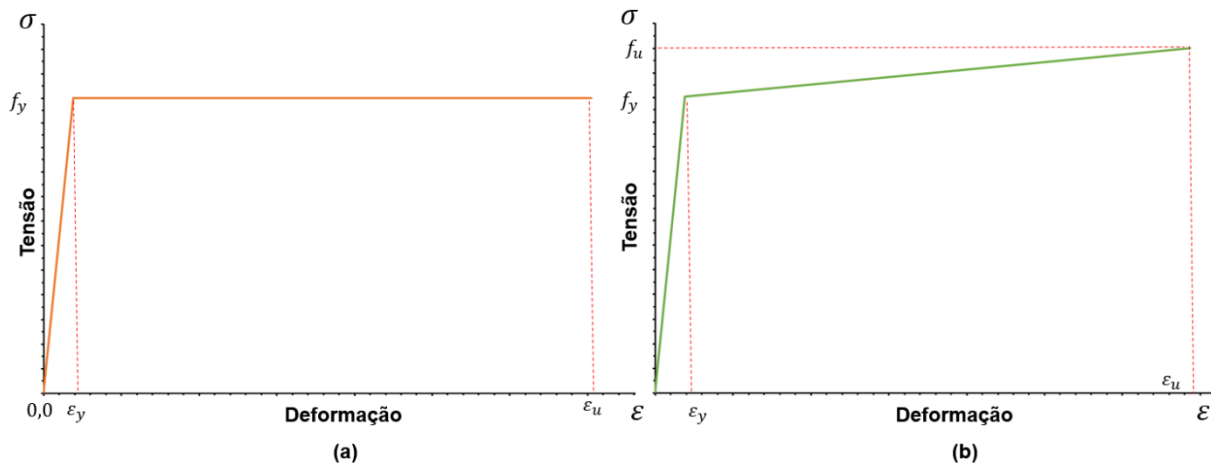
Fonte: Próprio autor

O comportamento do aço da fôrma da laje mista do modelo SCSFB 1 foi assumido elastoplástico perfeito (sem encruamento), baseado no critério de von Mises e na tensão uniaxial (Figura 4.25a). Para as telas soldadas, barras transversais utilizadas como conectores de cisalhamento e perfil de aço do modelo FSF, foi utilizado um modelo bilinear com encruamento isotrópico e critério de falha de von Mises (Figura 4.25b).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

A Tabela 4.6 sintetiza os modelos constitutivos adotados para cada modelo.

Figura 4.25: Modelos constitutivos do aço - (a) Elastoplástico perfeito; (b) Elastoplástico com encruamento positivo



Fonte: Próprio autor

A Tabela 4.6 sintetiza os modelos constitutivos adotados em cada modelo de referência.

Tabela 4.6: Modelos constitutivos atribuídos a cada componente de aço dos modelos de referência

Elemento	Modelos		
	SCSFB 1	FSF	SBT5
Perfil celular	Multilinear	-	Multilinear
Perfil W200x46,1	-	Bilinear com encruamento	
Conector	Multilinear	-	-
Barra transversal	Bilinear com encruamento	-	Bilinear com encruamento
Tela soldada	Bilinear com encruamento	Bilinear com encruamento	Bilinear com encruamento
Chapa inferior da mesa	Multilinear	-	-
Fôrma	Bilinear sem encruamento	-	-

Fonte: Próprio autor

4.6. Métodos de processamento e convergência

Para o processamento foi considerada análise não-linear utilizando o Método de *Newton-Raphson* para resolução do sistema de equações e processo incremental-iterativo que possibilitou a busca pela solução com convergência. O carregamento foi

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

aplicado por incrementos automáticos de força com tolerância mínima de 10^{-5} da força aplicada para convergência. Em média, o programa aplicou automaticamente incrementos de 0,1% da força total aplicada.

4.7. Validação dos modelos numéricos

Nesta etapa foram utilizados, como referência, os resultados experimentais de Chen, Limazie e Tan (2015); Souza (2016) e Dai et al. (2020).

A resposta à flexão das vigas mistas parcialmente revestidas de pisos mistos considerando a resposta Força Aplicada *versus* Flecha foi o principal parâmetro para validação. Esta análise possibilita verificar a representatividade dos modelos numéricos em relação aos experimentais a partir da trajetória da curva, que fornece subsídios para análise da rigidez e capacidade resistente da viga mista. Pontualmente, foram analisados de forma qualitativa, os modos de falha de cada modelo.

4.7.1. Comportamento global e Valores últimos de força e flecha

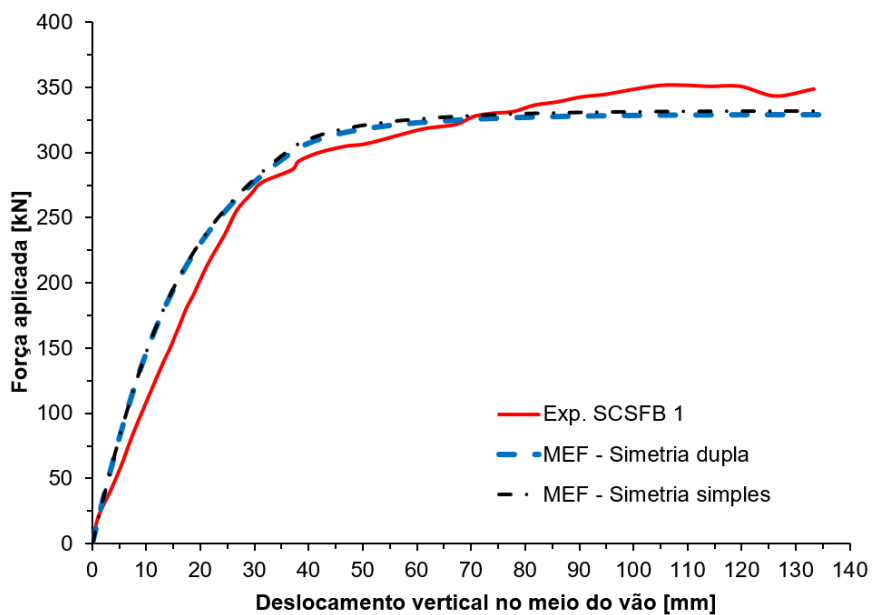
A Figura 4.26 mostra os gráficos Força Aplicada vs Flecha dos modelos de referência, comparando as curvas dos modelos experimentais e modelos numéricos. Conforme descrito no item 4.2.1, inicialmente foi desenvolvido um modelo considerando apenas um plano de simetria. Foi avaliada a representatividade de dois planos de simetria. Houve correlação satisfatória entre os modelos físico e numérico para os três modelos de referência.

Durante a validação da simulação numérica, foram identificados procedimentos e parâmetros de modelagem que se adequaram bem a um modelo específico, mas que não se mostraram adequados para os demais. Assim, para definição de cada um dos parâmetros, foi realizada análise simultânea dos três modelos.

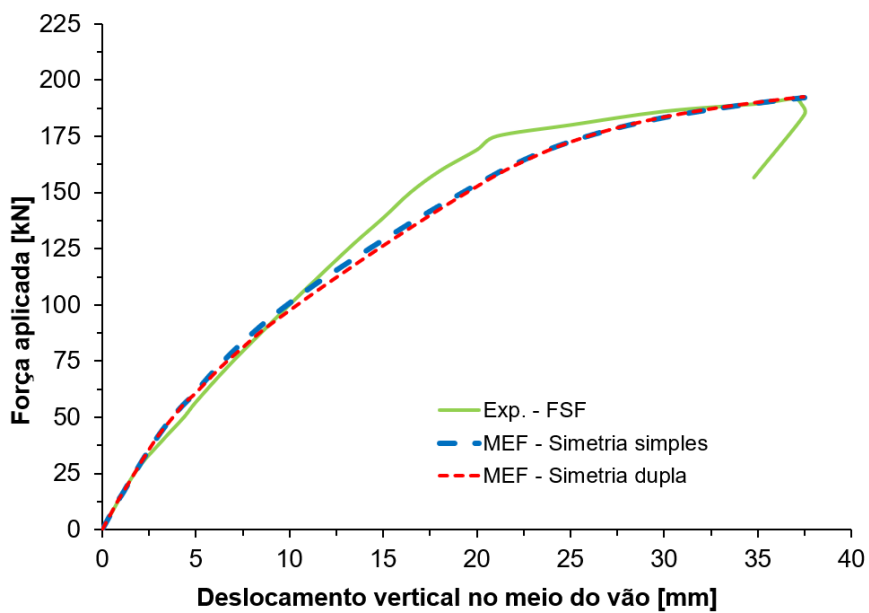
Não houve influência significativa da consideração de um ou dois planos de simetria sobre a resposta Força vs. Flecha dos três modelos de referência (Figura 4.26).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.26: Força aplicada versus deslocamento

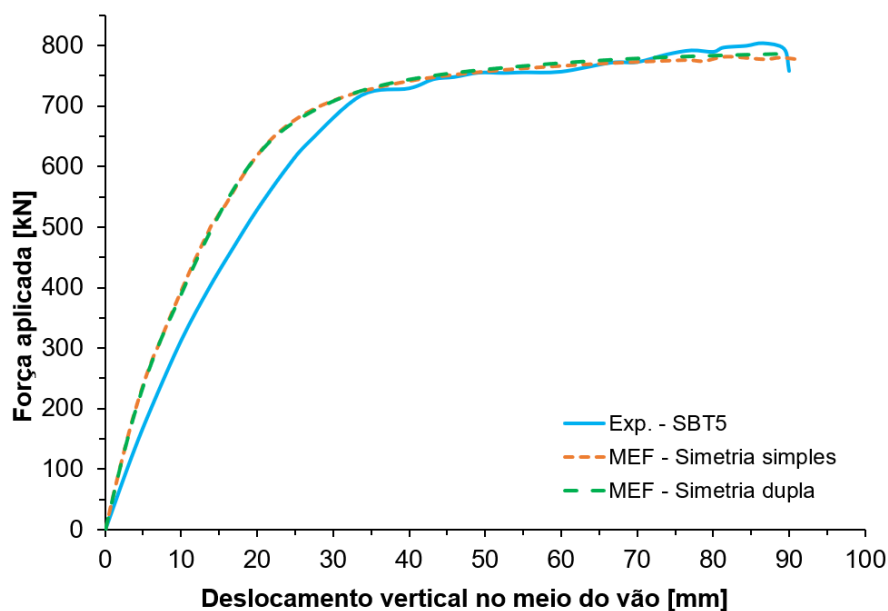


(a) Validação do modelo SCSFB 1



(b) Validação do modelo FSF

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS



(c) Validação do modelo SBT5

Os modelos numéricos apresentaram boa correlação com os dados experimentais. A Tabela 4.7 mostra os valores de força última e flecha bem como a relação entre eles, para os espécimes SCSFB1 e FSF. Ambos os modelos apresentaram boa correlação com os resultados experimentais.

Tabela 4.7: Valores de força última e flecha correspondente, modelos SCSFB 1 e FSF

Modelo de referência SCSFB 1				
Simetria	P_{exp} (kN)	δ_{exp} (mm)	P_{num} (kN)	δ_{num} (mm)
Simetria simples	349	133	332 (95%)	134 (99%)
Dupla simetria			329 (94%)	135 (98%)
Modelo de referência FSF				
Simetria	P_{exp} (kN)	δ_{exp} (mm)	P_{num} (kN)	δ_{num} (mm)
Simetria simples	194	37	192 (99%)	37 (100%)
Dupla simetria			192 (99%)	37 (100%)

Fonte: Próprio autor

Para o modelo SBT5, a Tabela 4.8 fornece os valores de força correspondentes às flechas de 30 mm, 60 mm e 90 mm. Esta apresentação por estágios de deslocamento foi apresentada pelos autores.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Tabela 4.8: Valores de força última para o modelo SBT5

Modelos	$\delta = 30 \text{ mm}$	$\delta = 60 \text{ mm}$	$\delta = 90 \text{ mm}$
	$P_{30} [kN]$	$P_{60} [kN]$	$P_{90} [kN]$
Experimental – SBT5	686	740	758
MEF – Simetria Simples	710 (97%)	767 (97%)	787 (96%)
MEF – Simetria dupla	708 (97%)	771 (96%)	778 (97%)

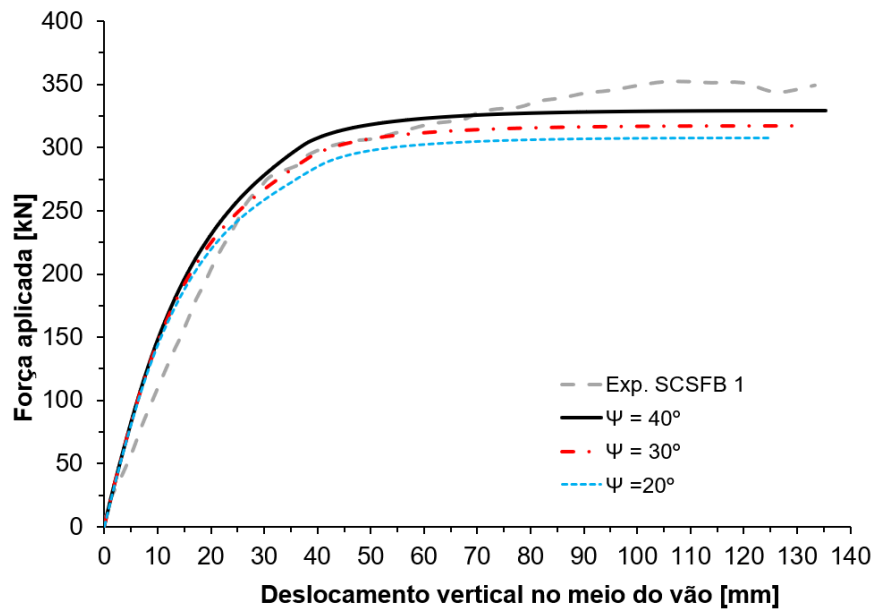
Após verificada a representatividade dos modelos numéricos em relação aos modelos de referência, foram adotados modelos com dupla simetria para as análises posteriores.

4.7.2. Influência do ângulo de atrito

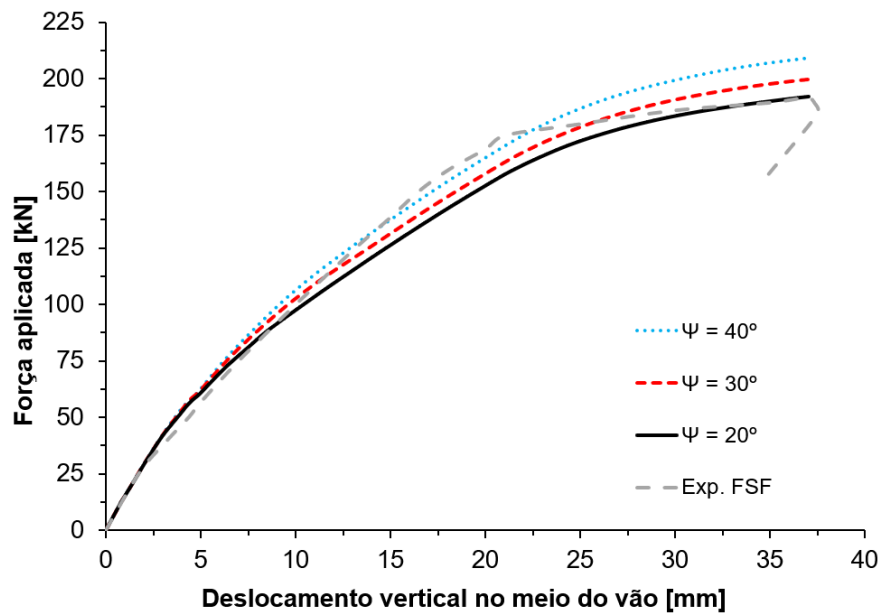
Para avaliar a sensibilidade dos modelos numéricos à variação no ângulo de dilatação foram considerados três valores: 20°, 30° e 40°. A análise confirmou a influência deste parâmetro (Figura 4.27); houve aumento da capacidade resistente das vigas com o aumento do ângulo de dilatação. Entre os três valores avaliados, o ângulo de 40° mostrou maior representatividade dos resultados experimentais. No modelo FSF (Figura 4.27b) o ângulo de dilatação foi avaliado também para o concreto moldado *in loco*. O ângulo atribuído ao concreto da laje alveolar, foi mantido constante em 30°. Para o modelo FSF, o valor de 20° mostrou ser o mais adequado para o concreto moldado *in loco*, com boa precisão em relação à curva experimental. Para este modelo (FSF), a análise da influência do ângulo de dilatação mostrou menor variação na força aplicada e seu deslocamento correspondente. A redução da influência do parâmetro é coerente, já que o ângulo de dilatação das lajes alveolares não foi alterado. Por ser uma viga mista parcialmente revestida com laje maciça, o modelo SBT5 demonstrou maior sensibilidade à variação do ângulo de dilatação (Figura 4.27c); na fase inelástica, houve aumento considerável da rigidez do material para o valor de 40°, com redução da rigidez para o valor de 20°. Na modelagem numérica do modelo SBT5, o valor de 30° apresentou maior precisão e compatibilidade com a característica da curva e capacidade resistente demonstrada pelo modelo experimental.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.27: Calibragem do ângulo de atrito

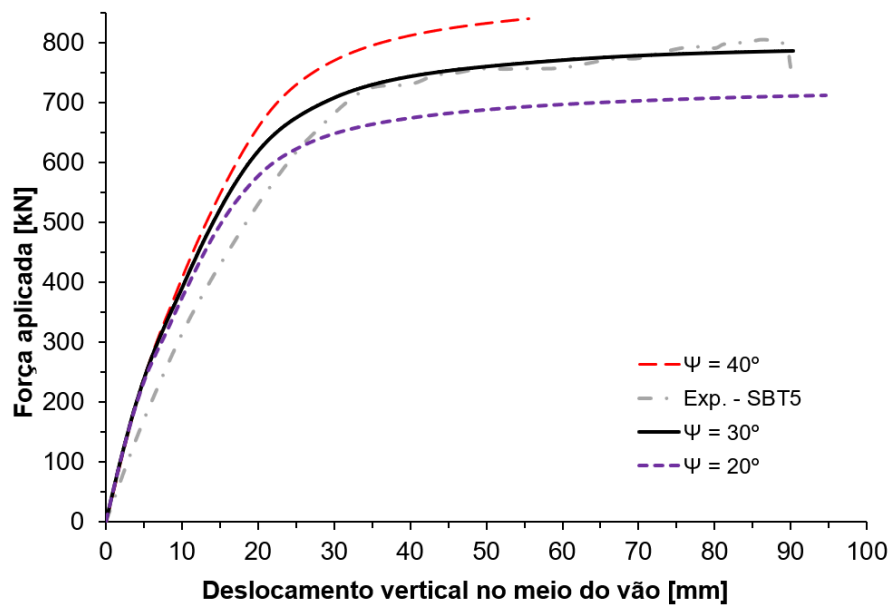


(a) Modelo SCSFB 1



(b) Modelo FSF

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS



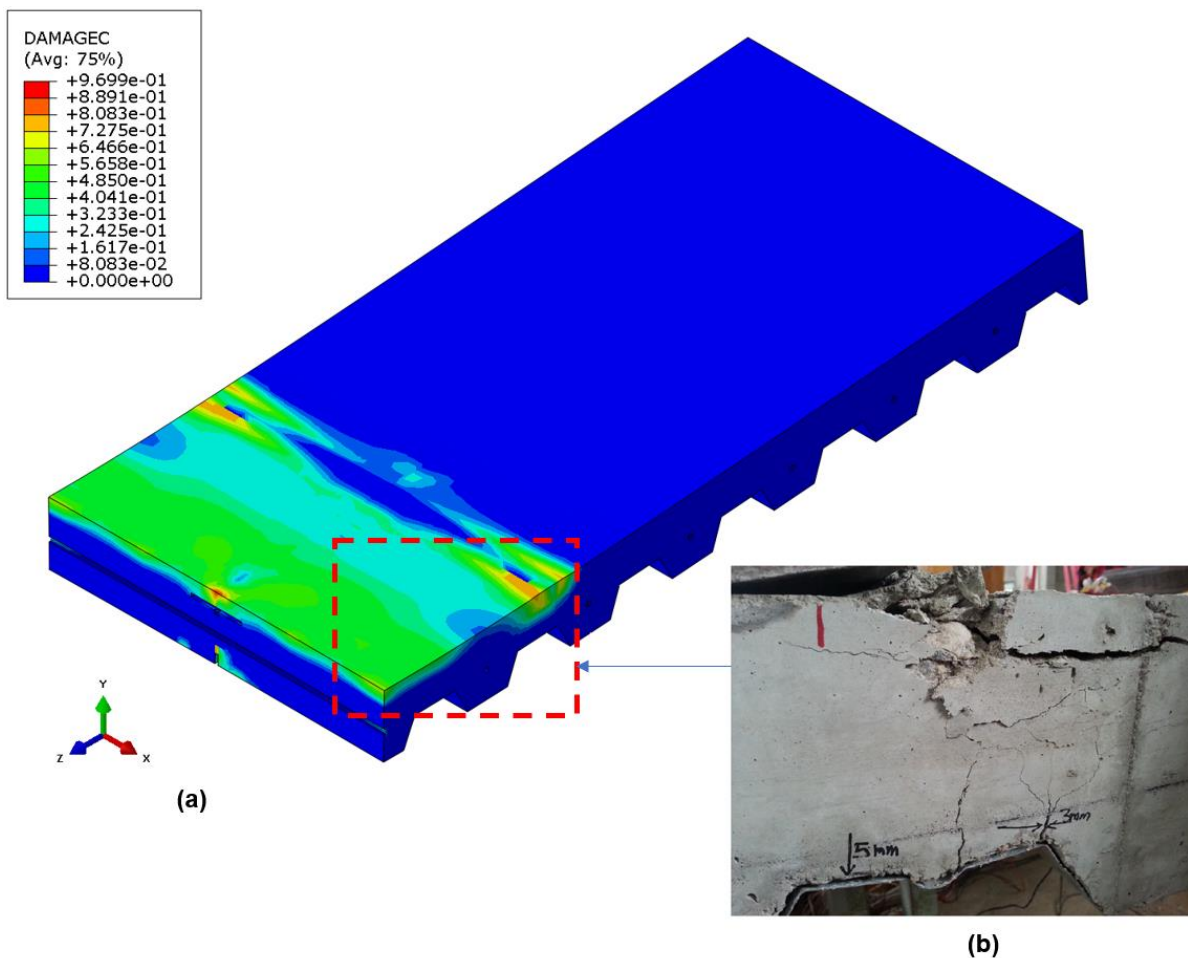
(b) Modelo SBT5

4.7.3. Modos de falha

Chen, Limazie e Tan (2015) identificaram falha por esmagamento do concreto na região comprimida e de momento fletor constante, indicando plastificação da porção comprimida de concreto. A distribuição do dano à compressão do modelo numérico identificou panorama semelhante ao descrito pelos autores Figura 4.28.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.28: Indicação do esmagamento do concreto (a) modelo numérico; (b) modelo experimental, Modelo SCSFB1

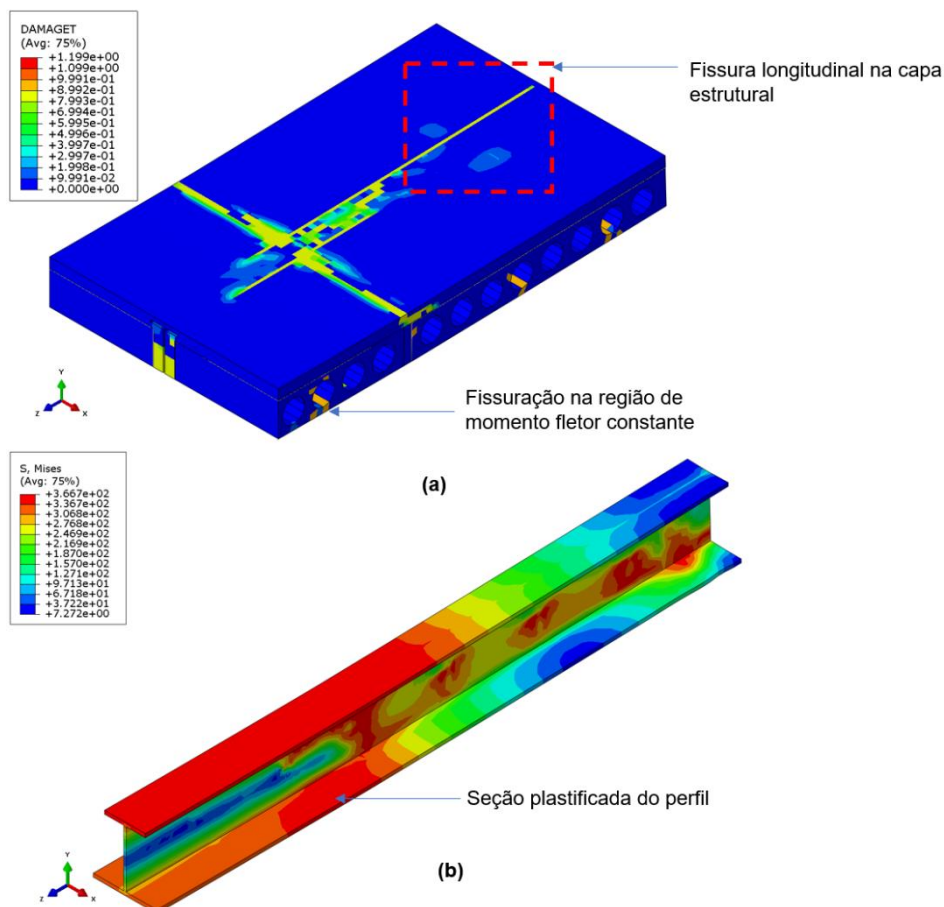


Fonte: (a) Próprio autor; (b) Chen, Limazie e Tan (2015)

Na fase final do ensaio do protótipo FSF, Souza (2016) identificou uma fissura longitudinal na capa estrutural, fissuração na região tracionada, no trecho de momento fletor constante, e escoamento do perfil de aço. As mesmas características foram identificadas no modelo numérico (Figura 4.29).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.29: (a) Distribuição de dano à tração do concreto moldado *in loco*; (b) distribuição de tensões de von Mises no perfil de aço – Modelo FSF [MPa]

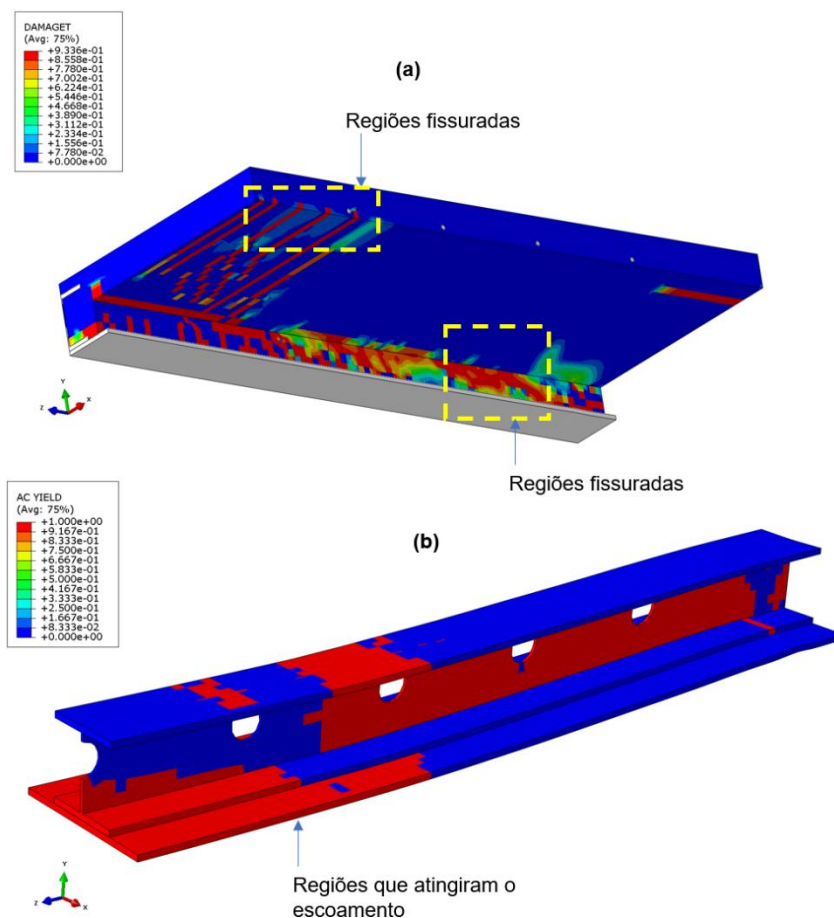


Fonte: Próprio autor

Dai et al. (2020) apresentam poucos detalhes sobre os modos de falha do modelo SBT5, mas descrevem a ocorrência de regiões de fissuração. O modelo numérico também mostra regiões de fissuração (Figura 4.30), como descrito por Dai et al. (2020). Também foi possível verificar, no estudo numérico, que a seção de aço apresentou regiões de plastificação, mas não ocorreu plastificação total da seção (Figura 4.30b).

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

Figura 4.30: Diagrama de dano a tração do concreto moldado *in loco*; (b) distribuição das regiões plastificadas, modelo SBT5



Fonte: Próprio autor

4.8. Síntese e conclusões

Neste capítulo foram apresentados os procedimentos e características da modelagem numérica, aferida e calibrada à partir de comparação com resultados experimentais de referência. A seguir, apresenta-se observações sobre a modelagem numérica:

- A modelagem considerando dois planos de simetria se mostrou eficiente e precisa, sem comprometimento da qualidade dos resultados numéricos.
- A discretização da interação entre o perfil de aço e a laje de concreto utilizando o método de contato *surface-to-surface* apresentou bons resultados.

4. DESENVOLVIMENTO DOS MODELOS NUMÉRICOS

- Seguindo critério de rigidez e refinamento da malha para definição das superfícies *master* e *slave*, considerar a laje de concreto como superfície *master* se mostrou adequado.
- Para a interação de contato entre os materiais, os valores dos coeficientes de atrito demonstraram resultados satisfatórios com 0,2 para aço laminado e concreto *in loco*; 1,0 para superfície concreto moldado *in loco* e concreto pré-moldado; e 0,01 para coeficiente de atrito entre fôrma de aço e aço laminado.
- Os modelos constitutivos dos materiais apresentaram satisfatória representatividade, com precisão e coerência. Porém, os parâmetros do modelo influenciaram na rigidez, limitando a precisão na fase inicial de deformação.
- O ângulo de dilatação do concreto forneceu resultados efetivos entre os valores de 20° e 40°. Para o parâmetro de viscosidade (μ), o valor padrão 0 (zero) não atingiu convergência. O valor adotado para convergência em todos os modelos foi $\mu = 0,001$. Os valores padrão para os demais parâmetros do CDP apresentaram bons resultados.
- A curva Tensão versus Deformação do concreto à compressão, construída a partir das formulações e parâmetros propostos pelo Eurocode 2 (2004) e métodos desenvolvidos por Xu et al. (2012) e Pavlović et al. (2013), permitiu boa representação do comportamento dos materiais.
- O método de *Newton-Raphson* não apresentou dificuldades na resolução do sistema de equações, tendo convergido para os três modelos de referência.
- Os procedimentos de modelagem numérica adotados foram validados para três tipos de lajes de concreto: laje mista, laje alveolar e laje maciça.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

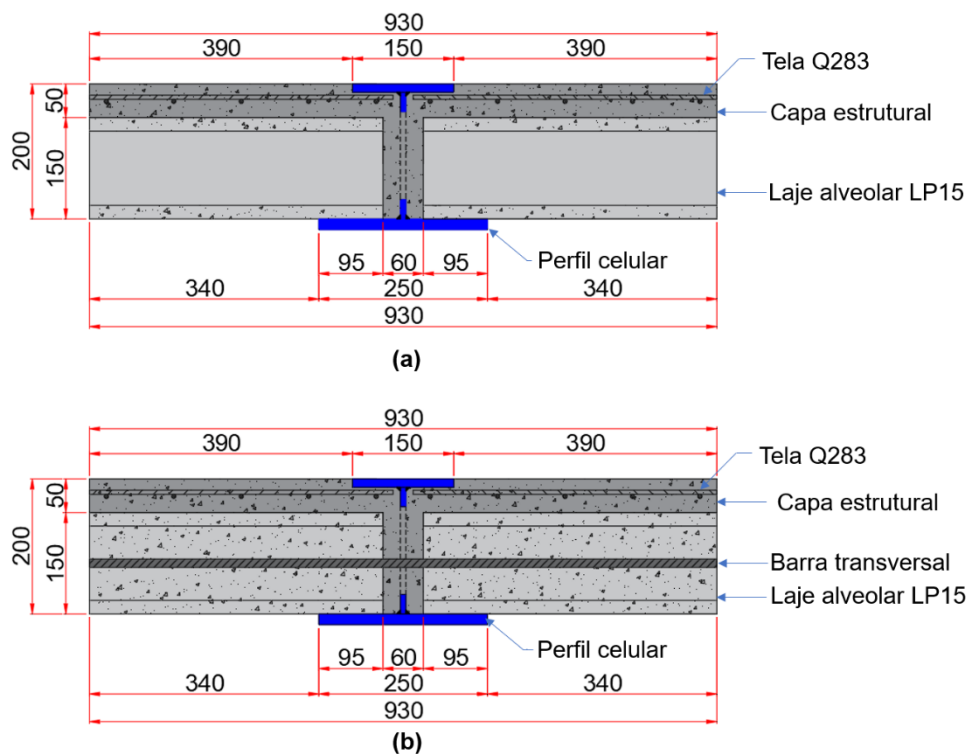
5.1. Considerações iniciais e geometria dos modelos

As características geométricas dos modelos de viga mista em piso de pequena altura foram definidas de tal forma que o momento fletor governe a capacidade resistente e, portanto, visando que a falha ocorra predominantemente por flexão.

Na Figura 5.1a são apresentadas as características geométricas do modelo de referência (VM1-B00), que tem capa estrutural de concreto armado e transferência de forças promovida pelos pinos virtuais de concreto sem barra de aço transversal. Nos demais modelos, manteve-se as características do perfil celular e da laje pré-fabricada de concreto, como é o exemplo do modelo VM2-3B12 (Figura 5.1b), que apresenta as mesmas características mas possui barras transversais de 12,5 mm (Figura 5.1). A definição da geometria foi pautada na previsão de força resistente apresentada ainda nesse capítulo e nos equipamentos que havia disponíveis para aplicação de força.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

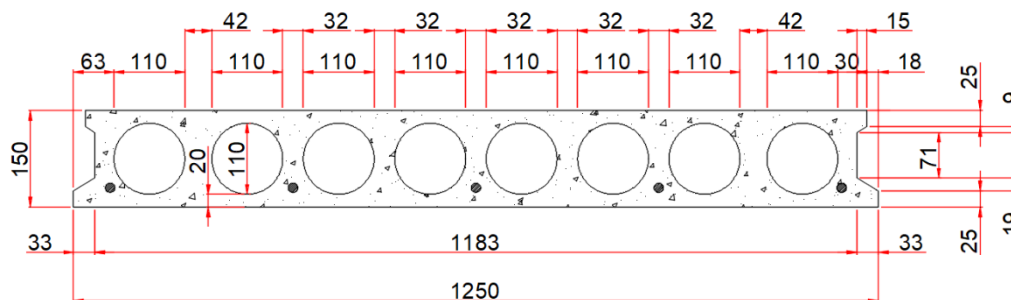
Figura 5.1: Seção transversal – (a) Modelo VM1-B00; (b) VM2-3B12 [mm]



Fonte: Próprio autor

As lajes foram constituídas de peças pré-moldadas de concreto protendido produzidas industrialmente em condições rigorosas de controle de qualidade. A Figura 5.2 mostra as características geométricas da seção transversal das unidades de laje, doadas pela empresa CASSOL Pré-fabricados LTDA, que também forneceu os dados de resistência do material.

Figura 5.2: Dimensões da laje alveolar LP15 – CASSOL [mm].



Fonte: Próprio autor

O concreto de preenchimento das chaves de cisalhamento e da capa estrutural foi idealizado para moldagem *in loco* com armadura em tela soldada para controle de fissuração da capa. A armadura para controle de fissuração foi projetada com tela

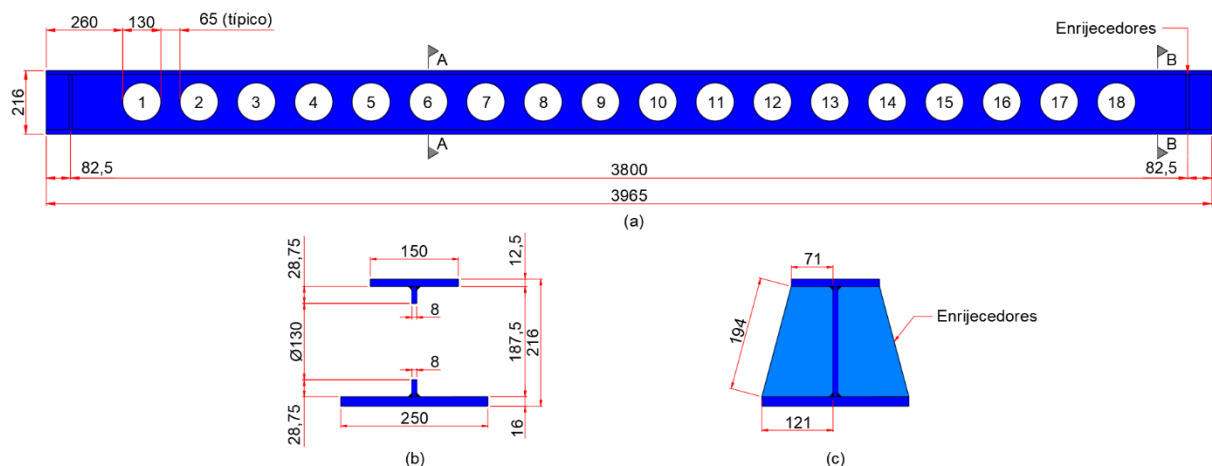
5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

soldada em aço CA60, especificada pelo fabricante como Q283, com diâmetro de 6 mm a cada 10 cm na direção transversal e longitudinal.

As barras de aço foram projetadas transversalmente ao eixo longitudinal da viga mista, para reforçar os dispositivos mecânicos de cisalhamento.

Usualmente, os perfis I assimétricos de aço são fabricados a partir da expansão da alma por corte e soldagem de um perfil soldado ou laminado. No entanto, como o perfil utilizado em sistema de piso misto de pequena altura requer que a mesa inferior seja maior que a superior pois serve como apoio para os elementos de laje, o processo mais simples para obtenção do perfil celular assimétrico foi a soldagem de chapas de aço. Assim, o perfil idealizado neste presente trabalho foi projetado a partir da soldagem de chapas de aço, especificado como VC216x56, projetado e fabricado em A36. A Figura 5.3 traz as dimensões da seção celular, comum a todos os espécimes e que foram definidas a partir de parâmetros geométricos recomendados por Lawson e Hicks (2011), publicados no manual de projeto *Design of composite beams with large web openings*.

Figura 5.3: Geometria do Perfil celular VC216x56: (a) vista longitudinal; (b) corte A – A; (c) corte B – B [mm].



Fonte: Próprio autor

As recomendações Lawson e Hicks (2011) para construções não-escoradas foram utilizadas para definir a geometria do perfil celular assimétrico. A Tabela 5.1 mostra os limites recomendados e valores adotados, e a Figura 5.4 mostra os parâmetros na seção assimétrica.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Tabela 5.1: Características geométricas do perfil I assimétrico, baseado em Lawson e Hicks (2011)

Parâmetro	Limites	Valores recomendados [mm]	Valores adotados [mm]
Máximo diâmetro da abertura (d_0)	$< 0,8 \cdot d_g$	173	130
Razão entre as seções T (h_i/h_s)	$0,5 < h_i/h_s < 3$	1,1	1,0
Largura mínima do montante da alma	$\geq 0,4 \cdot d_0$	52	65
Largura mínima do montante da alma até a extremidade da viga	$\geq 0,5 \cdot d_0$	65	260

Fonte: Próprio autor

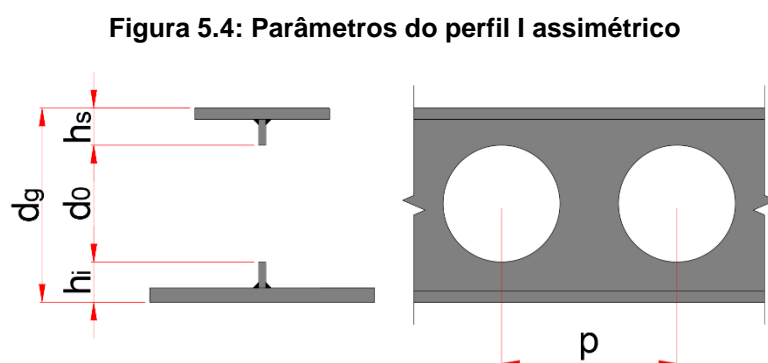
Sendo,

d_0 diâmetro da abertura circular na alma;

d_g altura total da seção de aço;

h_i altura da seção T inferior;

h_s altura da seção T superior;



Fonte: próprio autor

Para efeito de comparação, as dimensões do perfil foram verificadas considerando as relações geométricas recomendadas pela Arcelormittal (2014), para sistemas de piso. Os parâmetros fornecidos pelo fabricante de perfis celulares estão associados à expansão da alma de perfis laminados e visam aumentar a capacidade resistente à flexão dos perfis de alma cheia. A expansão parte da altura inicial do perfil original (d) laminado a quente. Na Tabela 5.2 são mostrados os limites geométricos e respectivas relações adotadas.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Tabela 5.2: Relações geométricas recomendadas pela Arcelormittal (2014).

Parâmetro	Limites	Valores adotados
k	$1,3 \leq k \leq 1,4$	1,3
α	$1,2 \leq \alpha \leq 1,7$	1,5
β	$0,8 \leq \beta \leq 1,1$	0,8

Fonte: Próprio autor

Sendo,

k a razão de expansão igual a d_g/d ;

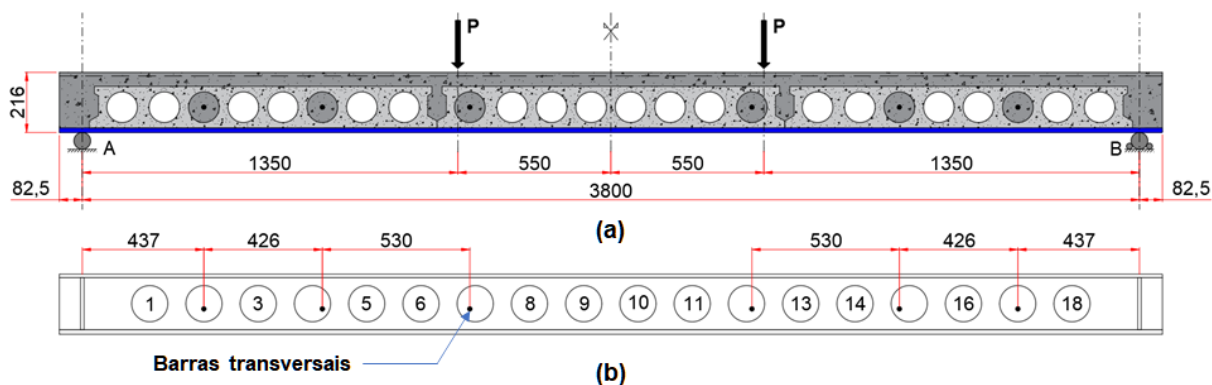
α razão entre a distância entre aberturas (p) e o diâmetros entre aberturas ($\alpha = p/d_0$);

β razão entre o diâmetro das aberturas e a altura do perfil original $\beta = d_0/d$.

Nas regiões próximas aos apoios foram inseridos enrijecedores a fim de evitar concentrações de tensões. Os enrijecedores também foram simulados numericamente considerando o mesmo aço estrutural e espessura de 12,5mm.

Nas análises numéricas serão consideradas vigas mistas biapoiadas submetidas a flexão em quatro pontos (Figura 5.5).

Figura 5.5: (a) Viga biapoiada submetida a flexão em quatro pontos; (b) Posicionamento das barras transversais para os modelos VM2-3B12 e VM3-3B16 [mm]



Fonte: Próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Na Tabela 5.3 são apresentadas as principais propriedades mecânicas dos materiais. Estes valores, fornecidos pelos fabricantes, foram utilizados nos estudos teóricos e modelagens numéricas.

Tabela 5.3: Propriedades mecânicas nominais dos materiais

Aço			
Elemento	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistência do aço ao escoamento [MPa]	Resistência à ruptura [MPa]
Perfil soldado VC216x56 (A36)	200.000	250	400
Barras transversais (CA50)	210.000	500	540 ^a
Tela soldada Q283 (CA60)	210.000	600	630 ^a
Concreto			
Material	Módulo de elasticidade [MPa]	Resistência característica à compressão [MPa]	Resistência média à tração [MPa]
Laje alveolar	35.221	40	3,51
Concreto moldado <i>in loco</i>	32.837	30	2,90

^a ABNT NBR7480 (2022)

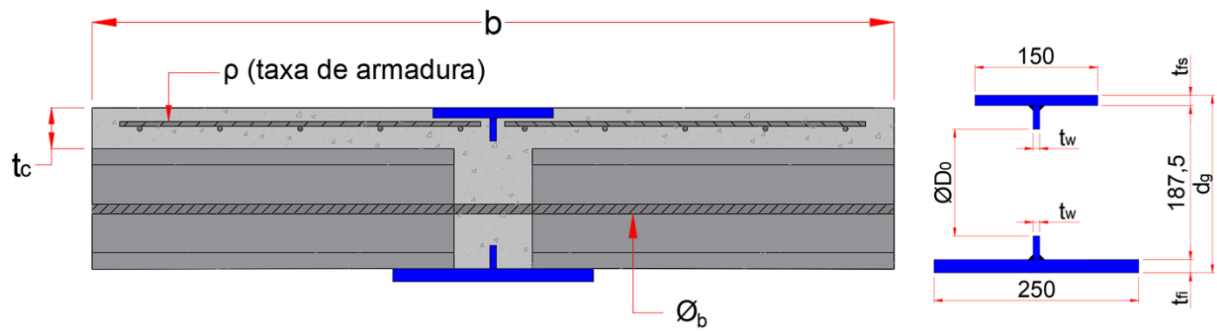
Fonte: Próprio autor

O objetivo fundamental desta análise paramétrica é investigar a influência de alguns parâmetros geométricos e de resistência dos materiais no comportamento e capacidade resistente à flexão de vigas mistas parcialmente revestidas em pisos mistos de pequena altura. Para isso, foram utilizadas a estratégia de modelagem e a geometria do modelo numérico validados no Capítulo 4. Em relação à modelagem, neste capítulo são destacados apenas os poucos ajustes necessários a fim de compatibilizar características dos modelos aqui estudados.

As modelagens numéricas realizadas no *software* ABAQUS® foram utilizadas para avaliar a influência dos parâmetros geométricos mostrados na Figura 5.6. Em relação aos parâmetros geométricos foram avaliados: largura b da laje de concreto, diâmetro da barra imersa no alvéolo (ϕ_b), espessura das mesas inferior (t_{fi}) e superior (t_{fs}), espessura da alma do perfil e altura total do perfil (d_g) e taxa de armadura da capa (Figura 5.7). As características assinaladas em vermelho constituem o modelo de referência.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

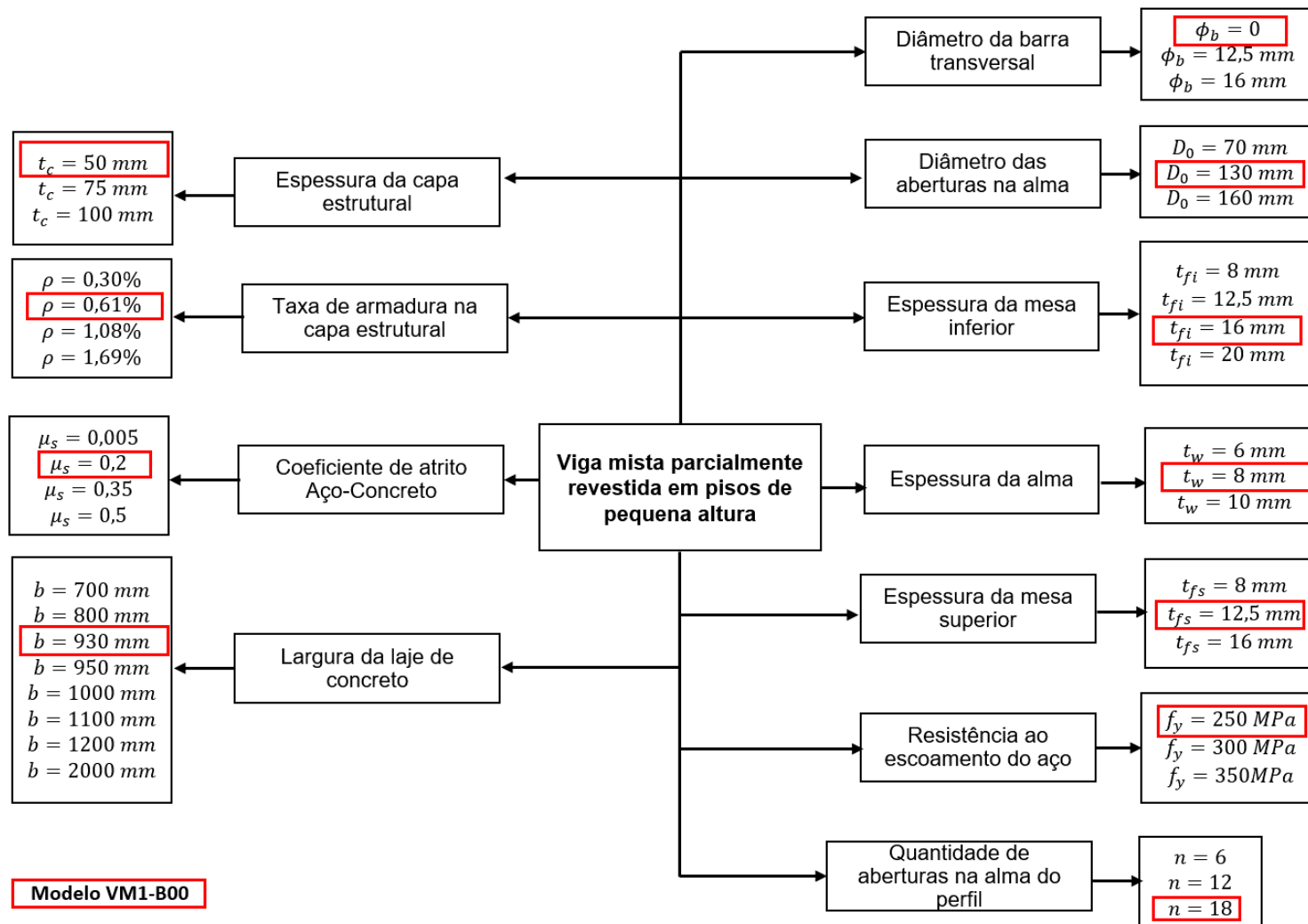
Figura 5.6: Parâmetros geométricos para análise paramétrica [mm]



Fonte: Próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.7: Parâmetros investigados na simulação numérica

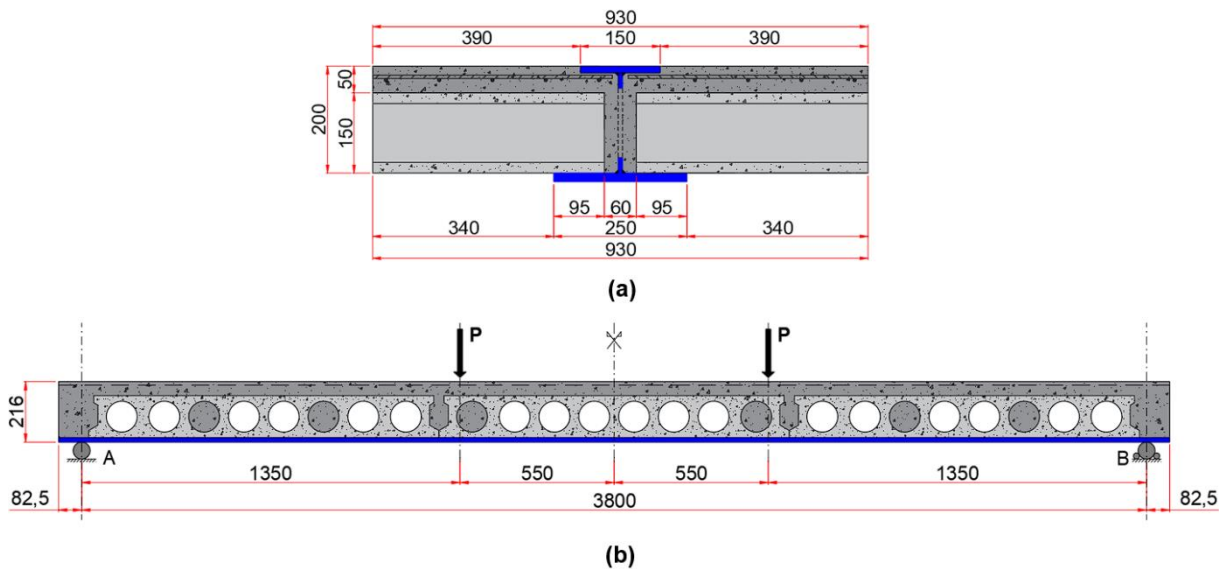


Fonte: Próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

A fim de facilitar as comparações, o modelo VM1-B00 (Figura 5.8a) foi tomado como referência nas análises comparativas. Neste modelo a conexão aço-concreto é feita por meio do concreto passante nas aberturas do perfil celular (sem barra transversal, $\phi_b=0$). Além disso, as características físicas e geométricas dos componentes da seção mista foram projetadas a partir de critérios e recomendações técnicas, que possibilitassem explorar valores inferiores e superiores de parâmetros.

Figura 5.8: (a) Seção transversal do modelo de referência, (b) esquema estático [mm]



Fonte: Próprio autor

Nos demais exemplares, são mantidas as características do modelo de referência, com variação apenas do parâmetro a investigar. As propriedades físicas do modelo de referência (VM1-B00) estão descritas na Tabela 5.3 e destacados na Figura 5.7. Ao todo foram simulados 46 modelos considerando o esquema estático mostrado na Figura 5.8b. Na Tabela 5.4 é apresentada a nomenclatura de cada modelo e respectivos valores de cada parâmetro.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Tabela 5.4: Modelos e parâmetros avaliados

	Modelos	PARÂMETROS											
		ϕ_b (mm)	t_c (mm)	D_0 (mm)	t_{fi} (mm)	t_w (mm)	t_{fs} (mm)	f_y (MPa)	f_{ck} (MPa) ^a	nº aberturas	ρ (%)	b (mm)	μ_s
1	VM1-B00	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
2	VM2-3B12	3 ϕ 12,5	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
3	VM3-3B16	3 ϕ 16	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
4	VM4-H75	Sem barra	75	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
5	VM5-H100	Sem barra	100	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
6	VM6-D70	Sem barra	50	70	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
7	VM7-D100	Sem barra	50	100	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
8	VM8-D160	Sem barra	50	160	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
9	VM9-TFI8	Sem barra	50	130	8	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
10	VM10-TFI12	Sem barra	50	130	12,5	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
11	VM11-TFI20	Sem barra	50	130	20	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
12	VM12-TW6	Sem barra	50	130	16	6	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
13	VM13-TW10	Sem barra	50	130	16	10	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
14	VM14-TFS8	Sem barra	50	130	16	8	8	250	30	18	0,61%	930	0,2
15	VM15-TFS16	Sem barra	50	130	16	8	16	250	30	18	0,61%	930	0,2
16	VM16-A300	Sem barra	50	130	16	8	12,5	300	30	18	0,61%	930	0,2
17	VM17-A350	Sem barra	50	130	16	8	12,5	350	30	18	0,61%	930	0,2
18	VM18-A250T	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250 ^d	30	18	0,61%	930	0,2

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

(Continuação)

	Modelos	PARÂMETROS											
		φ_b (mm)	t_c (mm)	D_0 (mm)	t_{fi} (mm)	t_w (mm)	t_{fs} (mm)	f_y (MPa)	f_{ck} (MPa) ^a	nº aberturas	ρ (%)	b (mm)	μ_s
19	VMST21-B00 ^c	Sem barra	50	130 ^b	16	8	-	250	30	18	0,61%	930	0,2
20	VMLM22-B00 ^c	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
21	VMSP23-B00 ^c	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
22	VMCP24-B00 ^c	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
23	VM25A12-B00	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	12	0,61%	930	0,2
24	VM26A12-B12	3 ϕ 12,5	50	130	16	8	12,5	250	30	12	0,61%	930	0,2
25	VM27A12-B16	3 ϕ 16	50	130	16	8	12,5	250	30	12	0,61%	930	0,2
26	VM28A6-B00	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	6	0,61%	930	0,2
27	VM29A6-B12	3 ϕ 12,5	50	130	16	8	12,5	250	30	6	0,61%	930	0,2
28	VM30A6-B16	3 ϕ 16	50	130	16	8	12,5	250	30	6	0,61%	930	0,2
29	VM31-Q138	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,30%	930	0,2
30	VM32-Q503	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	1,08%	930	0,2
31	VM33-Q785	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	1,69%	930	0,2
32	VM34-2B12	2 ϕ 12,5	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
33	VM35-2B16	2 ϕ 16	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
34	VM36-4B12	4 ϕ 12,5	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
35	VM37-4B16	4 ϕ 16	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,2
36	VM38-b700	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	700	0,2

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

(Continuação)

	Modelos	PARÂMETROS											
		φ_b (mm)	t_c (mm)	D_0 (mm)	t_{fi} (mm)	t_w (mm)	t_{fs} (mm)	f_y (MPa)	f_{ck} (MPa) ^a	nº aberturas	ρ (%)	b (mm)	μ_s
37	VM39-b800	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	800	0,2
38	VM40-b950	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	950	0,2
39	VM41-b1000	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	1000	0,2
40	VM42-b1100	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	1100	0,2
41	VM43-b1200	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	1200	0,2
42	VM44-b2000	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	2000	0,2
43	VM44-AT005	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,05
44	VM46-AT035	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,35
45	VM47-AT05	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	0,5
46	VM48-TIE ^e	Sem barra	50	130	16	8	12,5	250	30	18	0,61%	930	-

^a Concreto moldado *in loco*; ^b Diâmetro do semicírculo; ^c Ver Tabela 5.5; ^d Tensões residuais (TR) e Imperfeições geométricas (IG); ^e Aderência total (sem deslizamento)

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

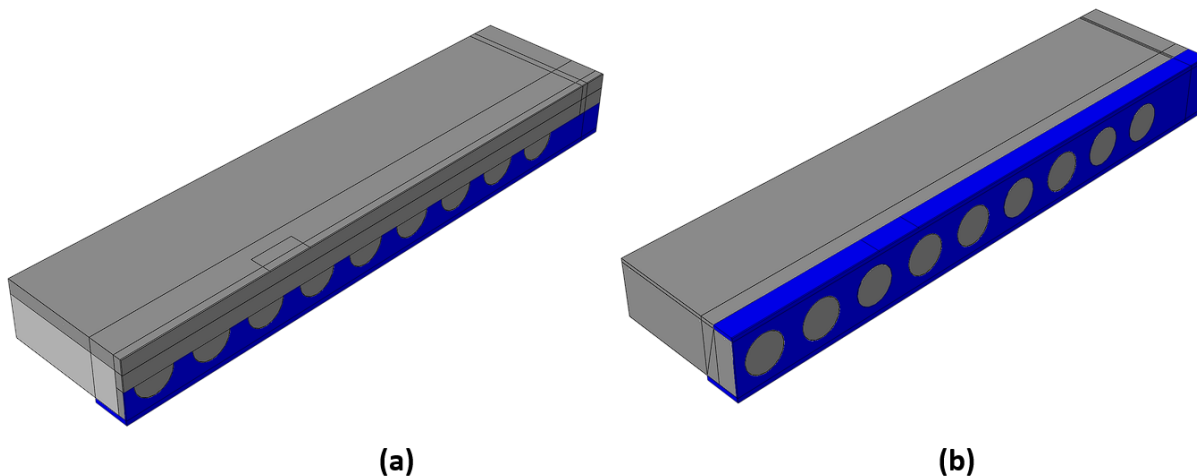
Além dos parâmetros geométricos mostrados na Figura 5.7, foram analisados 4 modelos com alterações da seção mista. Para estes modelos adicionais, não há variação em parâmetros geométricos e sim de geometria. O modelo VMST21-B00 contém apenas a seção T inferior do perfil celular (Figura 5.9a); no modelo VMLM22-B00 a laje alveolar foi substituída por uma laje maciça (Figura 5.9b) e; nos modelos VMSP23-B00 e VMCP24-B00 foi avaliada a influência do preenchimento dos alvéolos da laje pré-moldada.

Tabela 5.5: Descrição dos modelos adicionais e principais características

Modelos	Características
VMST21-B00	Perfil de aço em seção T invertido
VMLM22-B00	Laje maciça
VMSP23-B00	Alvéolos sem preenchimento
VMCP24-B00	Todos os alvéolos preenchidos

Fonte: Próprio autor

Figura 5.9: (a) Modelo VMST21-B00; (b) modelo VMLM22-B00

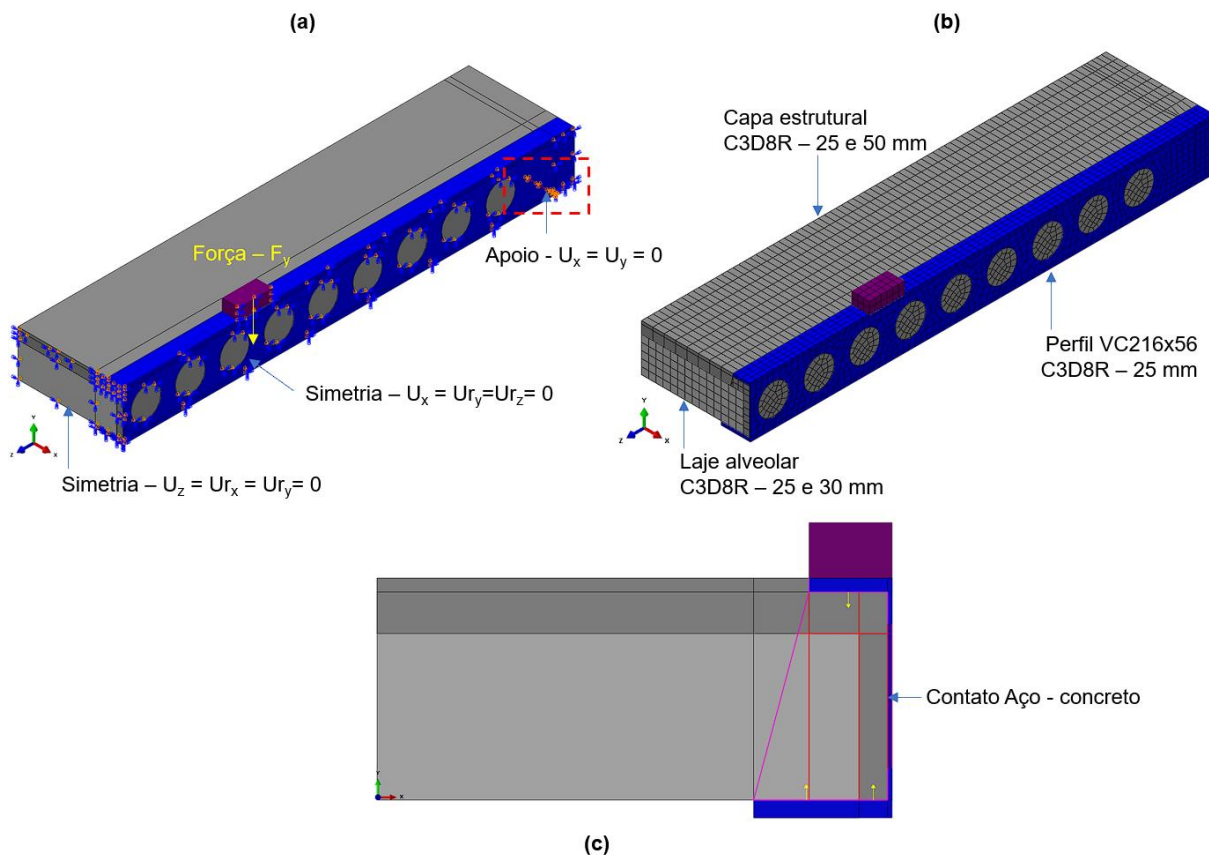


Fonte: Próprio autor

As condições de contorno, restrições de apoio e elementos de contato seguiram a mesma metodologia do processo de validação, assim como os tipos de elementos e técnicas para geração da malha, como exemplificado na Figura 5.10.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.10: Modelo VM1-B00 (referência) - (a) Condições de contorno; (b) Tipos de elementos finitos; (c) Elementos de contato aço-concreto



Os modelos constitutivos dos materiais seguiram o método descrito no item 4.5. Para os parâmetros do CDP, foram adotados os valores indicados na Tabela 5.6 e para os componentes de aço, foram adotados os modelos constitutivos da Tabela 5.7. Os modelos utilizados nos elementos de aço estão representados na Tabela 5.7. Numa análise complementar, mais 8 modelos com variações do ângulo de atrito e parâmetro de viscosidade foram simulados, e confirmaram as análises realizadas no Capítulo 4, e os resultados destes modelos são apresentados no Apêndice B.

Tabela 5.6: Parâmetros do Concrete Damage Plasticity para o modelo VM1-B00

Tipo de concreto	ψ	ϵ	σ_{b0}/σ_{c0}	K_c	μ
Moldado <i>in loco</i>	40°	0,1	1,16	0,667	10 ⁻³
Pré-moldado	30°				

Fonte: Próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Tabela 5.7: Modelos constitutivos dos componentes de aço

Elemento	Modelo
Perfil VC216x56	Multilinear
Barra transversal	Bilinear com encruamento
Tela soldada	Bilinear com encruamento

Fonte: Próprio autor

5.2. Análise dos resultados

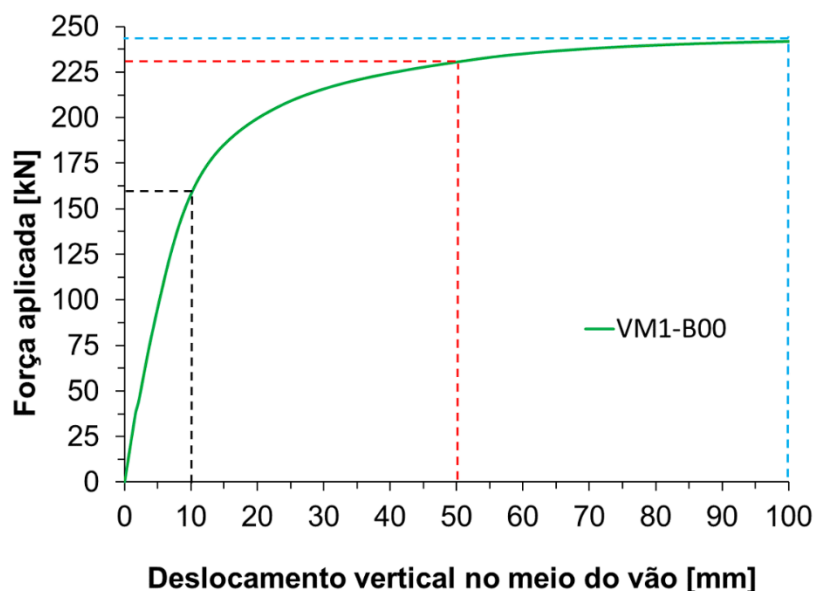
Neste item são apresentados os resultados da análise paramétrica. A análise do comportamento global e obtenção da carga máxima resistente é feita por meio das curvas força-deslocamento. A análise da interface aço-concreto é feita por meio de gráficos Força vs. deslizamento relativo aço-concreto. A distribuição das tensões de von Mises nos elementos de aço, a distribuição do Dano nas porções de concreto são elementos adicionais nesta análise.

Para a quase totalidade dos modelos, há uma tendência de perda de capacidade resistente para flecha superior a 100 mm, com estabilidade ou decréscimo da força aplicada. As curvas mostradas na Figura 5.13a exemplificam este comportamento típico e indicam um limite de capacidade resistente comum a todos os modelos avaliados neste estudo. Em razão disso, todos os resultados são limitados à flecha de 100 mm e a força correspondente é denominada **Força máxima (F_{max})**. Dentre os modelos analisados, apenas um deles, VM28A6-B00, não atingiu a flecha limite de 100 mm e o processamento foi interrompido antes, devido a problemas de convergência. Os demais modelos atingem a flecha de 100 mm e apresentam acréscimo de capacidade resistente inferior a 1% da força total aplicada. Ao final de cada análise, apresenta-se os valores comparativos de força aplicada para as flechas de 10 mm; 50 mm e 100 mm. A flecha de 10 mm representa o limite aproximado do comportamento linear da curva para o modelo de referência, como mostra a Figura 5.11. A ABNT NBR8800 (2008) estabelece que o deslocamento vertical máximo em vigas de piso é $L/350$ para o Estado-Limite de Serviço, que corresponde ao valor de 10,6 mm para o modelo em estudo. O valor de flecha de 50 mm representa um ponto

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

intermediário de não linearidade da curva, indicando plastificação gradual da seção mista. A flecha de 100 mm representa a força máxima aplicada.

Figura 5.11.: Gráfico de Força aplicada versus deslocamento vertical do modelo de referência



Fonte: Próprio autor

Para melhor compreensão dos vários parâmetros analisados, cada um dos parâmetros será avaliado individualmente.

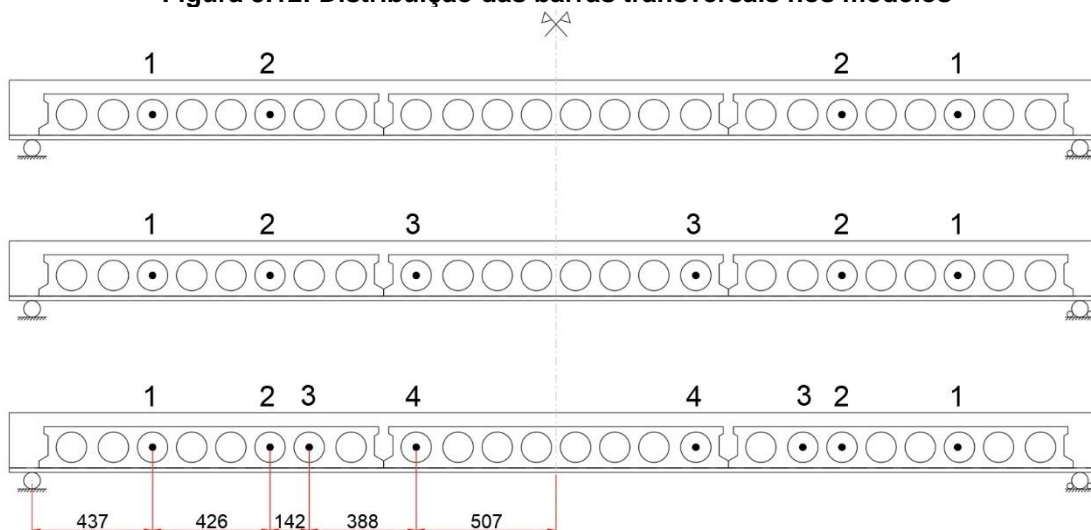
5.2.1. Influência das barras transversais inseridas nos alvéolos

Nesta seção são agrupados os resultados dos modelos com variação dos parâmetros associados à conexão aço-concreto, ou seja, diâmetro e a quantidade de barras transversais e ângulos de atrito na interface entre o perfil de aço e a laje de concreto. A avaliação será feita considerando os efeitos destes parâmetros sobre a força máxima e sobre os comportamentos Força-Flecha e Força-deslizamento.

Para avaliar a influência das barras transversais, na Figura 5.12 são apresentados detalhes do seu posicionamento. A passagem das barras depende da coincidência entre as aberturas do perfil celular e dos alvéolos. Os alvéolos coincidentes com a abertura do perfil celular, correspondentes ao posicionamento dos conectores foram preenchidos com concreto. O posicionamento das barras também levou em conta que não houvesse contato direto entre partes da barra e o perfil celular.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

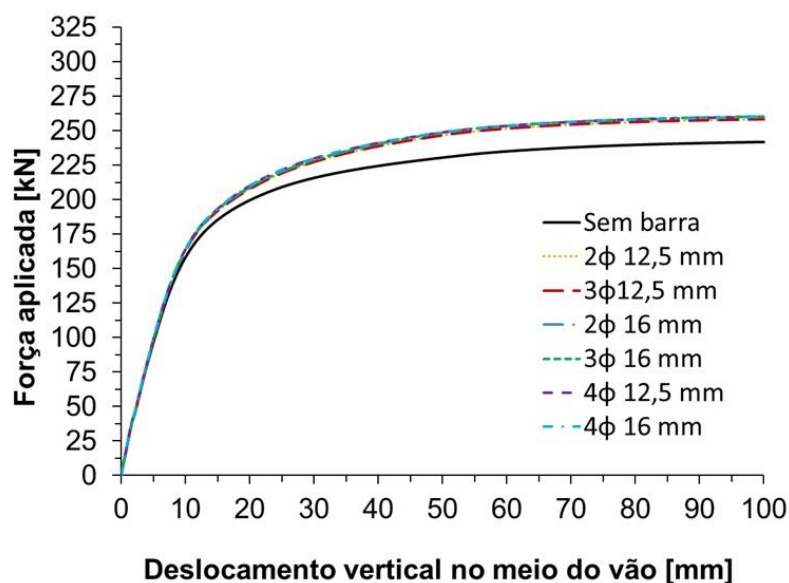
Figura 5.12: Distribuição das barras transversais nos modelos



Fonte: Próprio autor

Na Figura 5.13a é possível avaliar a influência da barra transversal de aço imersa no concreto que preenche os alvéolos sobre o comportamento Força aplicada vs. Flecha de sete modelos. Além da variação do diâmetro da barra (12,5mm e 16mm) há também a variação do número de barras (2, 3 ou 4). Cabe ressaltar que o número de barras se refere à quantidade distribuída entre o meio do vão e cada um dos apoios, como é usual em análises de vigas mistas com simetria (Figura 5.12).

Figura 5.13: Força versus Flecha – Barra transversal



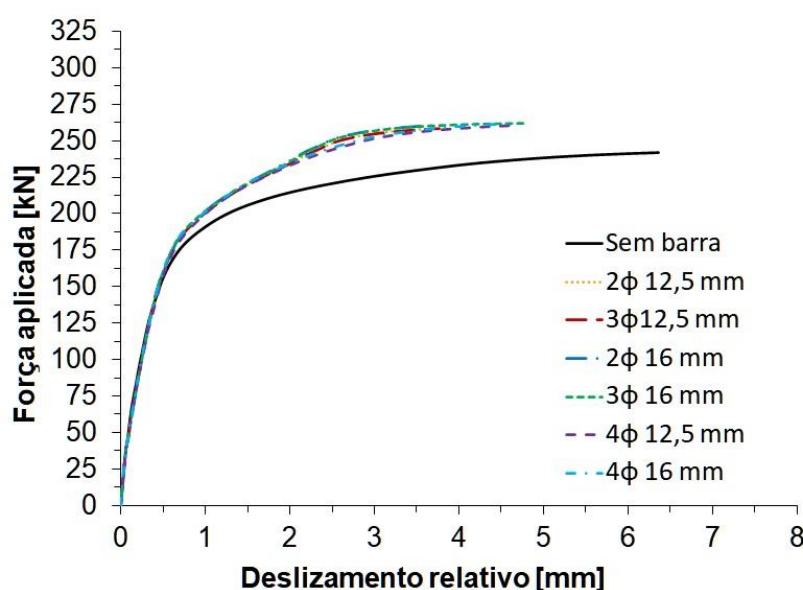
Fonte: Próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Os modelos apresentaram comportamento linear até que a força aplicada atingisse cerca de 125 kN (Figura 5.6a). A partir daí, observa-se não linearidade na relação Força-flecha indicando o início da plastificação dos componentes.

A comparação da trajetória Força aplicada versus Deslizamento relativo comprova a contribuição da barra na redução do deslizamento relativo (Figura 5.14). Todos os modelos com barras transversais apresentaram capacidade resistente superior ao modelo sem as barras transversais.

Figura 5.14: Força versus deslizamento relativo – Barra transversal



Fonte: Próprio autor

Os modelos cujas barras têm diâmetro de 16mm (VM35-2B16, 2φ16 e VM3-3B16, 3φ16) apresentaram resposta muito similar, evidenciando que, para este diâmetro, o acréscimo do número de barras não reflete uma redução de ductilidade. O mesmo foi observado para os modelos com barras de 12mm (VM34-2B12, 2φ12 e VM36-4B12, 4φ12). Neste caso dos modelos com barras de 12mm houve um pequeno acréscimo na força máxima aplicada em função do maior número de barras.

A presença da barra transversal imersa no pino de concreto favorece o aumento da capacidade resistente e reduz o deslizamento relativo em relação ao modelo sem a barra. O modelo de referência (VM1-B00), sem barra transversal, apresentou a

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

menor capacidade resistente e rigidez (Figura 5.13). A ausência da barra transversal também proporcionou maior deslizamento relativo ao modelo de referência (Figura 5.14). A análise dos modelos com barras transversais também evidenciou uma limitação na contribuição da barra, tanto para o diâmetro quanto para a quantidade, já que o aumento da quantidade de barras e o diâmetro não resultou em aumento significativo da capacidade resistente, comparando todos os modelos com barras. Entre os modelos VM34-2B12(2 ϕ 12) e VM37-4B16 (4 ϕ 16), a diferença de força máxima aplicada foi de apenas 4kN. Entretanto, os resultados evidenciam a contribuição da barra transversal na capacidade resistente e na interação aço concreto, comparando com o modelo sem a barra (VM1-B00).

A Tabela 5.8 reúne os valores de força máxima para as flechas de 10mm, 50mm e 100mm. Para as flechas de 50mm e 100mm, o acréscimo de força aplicada em relação ao modelo de referência é praticamente constante (entre 7% e 8%, Tabela 5.8) e independe diâmetro da barra ou do número de barras entre os trechos de momento máximo e momento nulo.

Tabela 5.8: Influência da barra transversal sobre Força aplicada

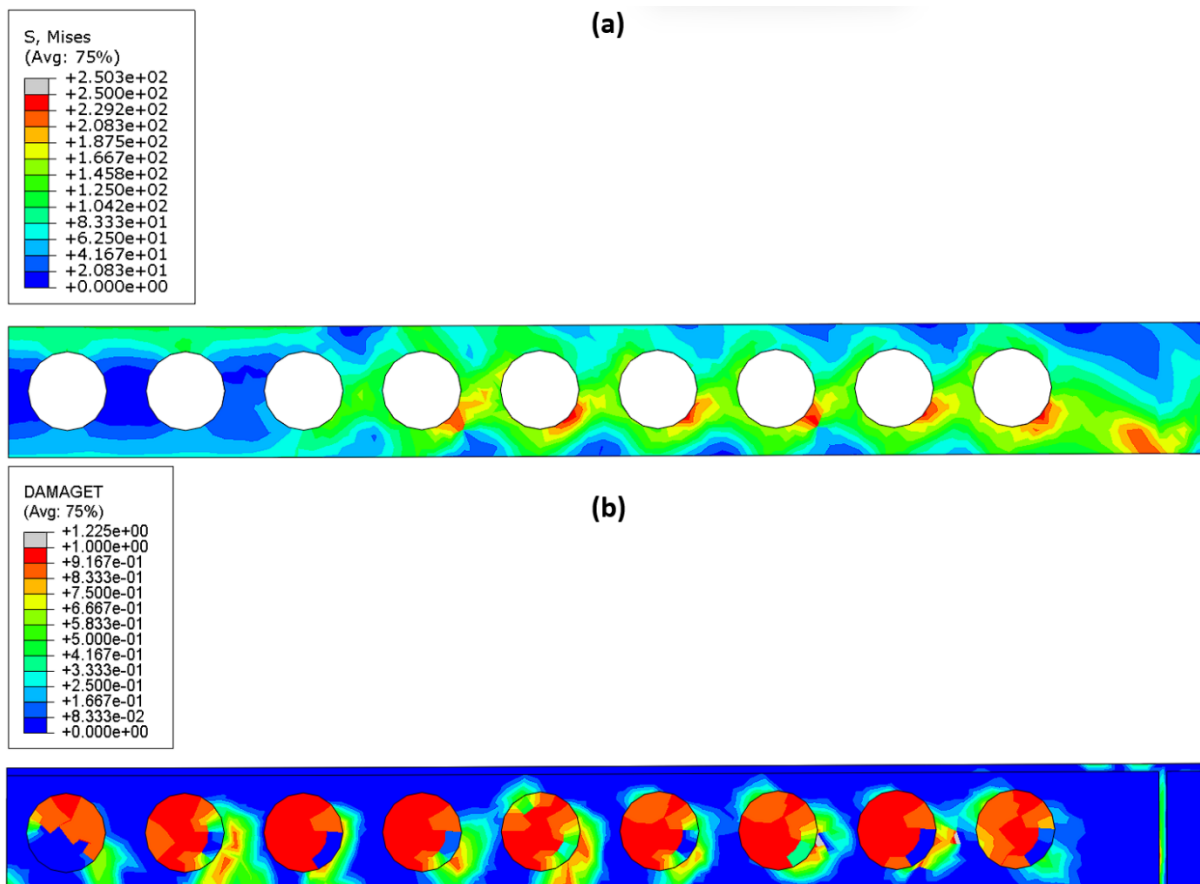
Modelos	Força máxima aplicada (kN)					
	$\delta = 10 \text{ mm}$	$F/F_{ref.} (\%)$	$\delta = 50 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 100 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$
Sem barra (referência)	158	-	231	-	242	-
3 ϕ 12,7	163	+3%	247	+7%	258	+7%
3 ϕ 16	165	+4%	249	+8%	260	+8%
2 ϕ 12,7	163	+3%	247	+7%	258	+7%
2 ϕ 16	163	+3%	249	+8%	260	+8%
4 ϕ 12,7	165	+4%	249	+8%	260	+7%
4 ϕ 16	166	5%	251	+9%	262	+8%

Fonte: Próprio autor

A Figura 5.15 mostra a distribuição de tensões de von Mises no perfil celular e no concreto moldado *in loco*, para a força de 125kN, identificada como força correspondente ao início da fase inelástica no modelo VM1-B00. É possível constatar o início do escoamento em algumas regiões do perfil celular, próximas dos apoios. O concreto de preenchimento, confinado na abertura do perfil, apresenta intenso processo de dano.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.15: Distribuição de tensões de von Mises nos componentes da viga mista: – (a) perfil celular; (b) Concreto – VM1-B00 [P=125kN]

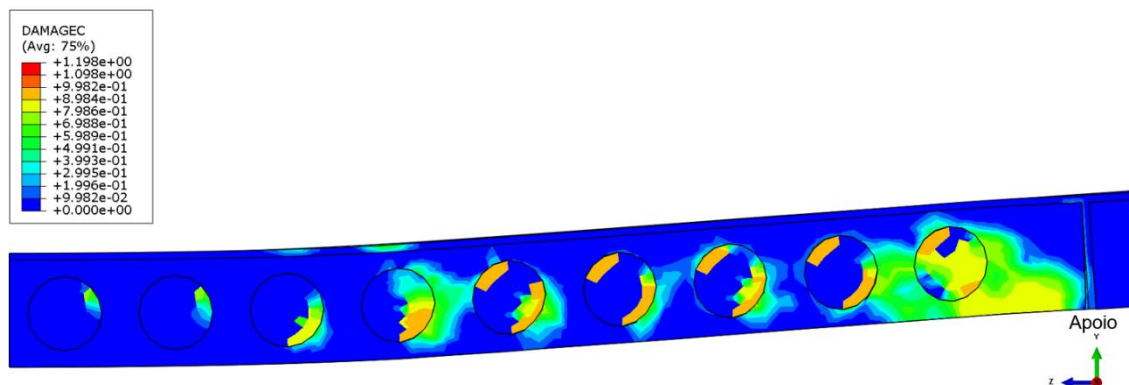


Fonte: Próprio autor

Não foi possível identificar a perda da interação aço-concreto no modelo de referência (VM1-B00), mas o intenso dano no concreto (Figura 5.16 indica regiões de esmagamento do concreto confinado nas aberturas do perfil, com fluxo de cisalhamento decrescente da abertura mais próxima dos apoios para a abertura próxima ao meio do vão. A análise das tensões e do dano forneceu indícios de que o primeiro modo de falha do modelo de referência foi o esmagamento do concreto na região comprimida, seguido por plastificação da mesa inferior do perfil celular. Um terceiro modo de falha foi identificado nos estágios finais de carregamento: todos os modelos apresentaram concentrações de tensões na região enrijecida dos apoios, em função do maior esforço cortante.

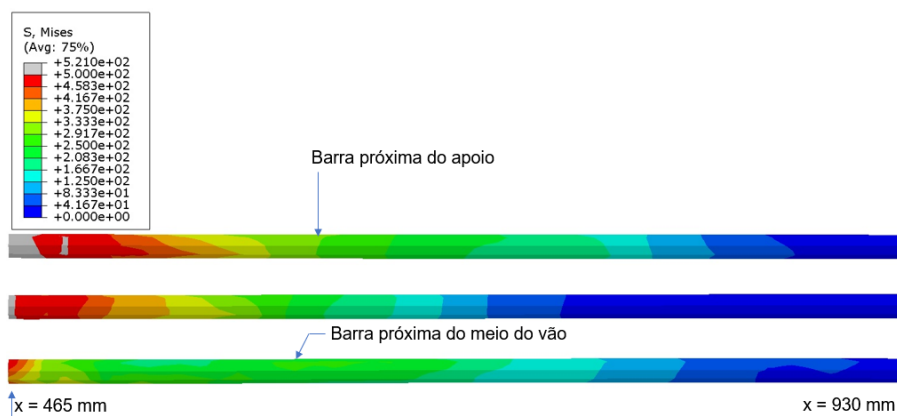
5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.16: Distribuição do Dano e esmagamento no concreto para a força máxima – modelo de referência VM1-B00 [P=242 kN]



A Figura 5.17 mostra a distribuição de tensões de von Mises nas barras transversais do modelo VM2-3B12. Verifica-se início de plastificação da barra próxima ao apoio, para valores elevados de carregamento, já no patamar de deformação plástica (ver Figura 5.13).

Figura 5.17: Distribuição de tensões de von Mises - barras transversais - VM2-3B12 [P = 258 kN]



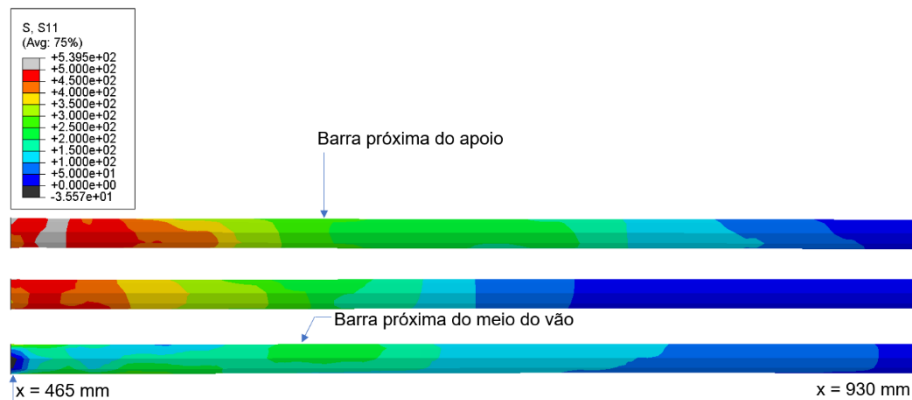
Fonte: Próprio autor

A distribuição de tensões axiais nas barras do modelo VM3-3B16 (Figura 5.18) indica tensões significativas de tração nas duas primeiras barras, e bem menores na terceira barra (próxima do meio do vão).

Independentemente da posição da barra em relação ao apoio, verifica-se que o comprimento da barra pode ser reduzido, em razão das baixas tensões no terço final das barras (Figura 5.17 e Figura 5.18).

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.18: Tensões na direção axial para a força máxima - modelo VM3-3B16 [P = 260 kN]



Fonte: próprio autor

5.2.2. Influência do coeficiente de atrito entre perfil de aço e laje de concreto

A aderência por atrito também é um parâmetro que influencia no comportamento à flexão das vigas parcialmente revestidas em pisos de pequena altura. Uma parte considerável da área superficial do perfil de aço está em contato com a laje de concreto,

Os valores de força aplicada correspondentes a cada coeficiente de atrito (Tabela 5.9) evidenciam pequeno acréscimo de capacidade resistente. Quanto maior o coeficiente de atrito aço-concreto, maior o valor da força aplicada.

Tabela 5.9: Influência do coeficiente de atrito – Força aplicada

Coeficiente de atrito	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 50$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 100$ mm	P/P _{ref.}
$\mu_s = 0,005$	156	-	226	-	237	-
$\mu_s = 0,2$	158	+1%	231	+2%	242	1,00
$\mu_s = 0,35$	161	+3%	235	+4%	247	1,02
$\mu_s = 0,5$	162	+4%	240	+6%	251	1,04
<i>Tie</i> ^a	200	+28%	312	+38%	323	1,33

^a Superfície de contato *Tie* (sem deslizamento)

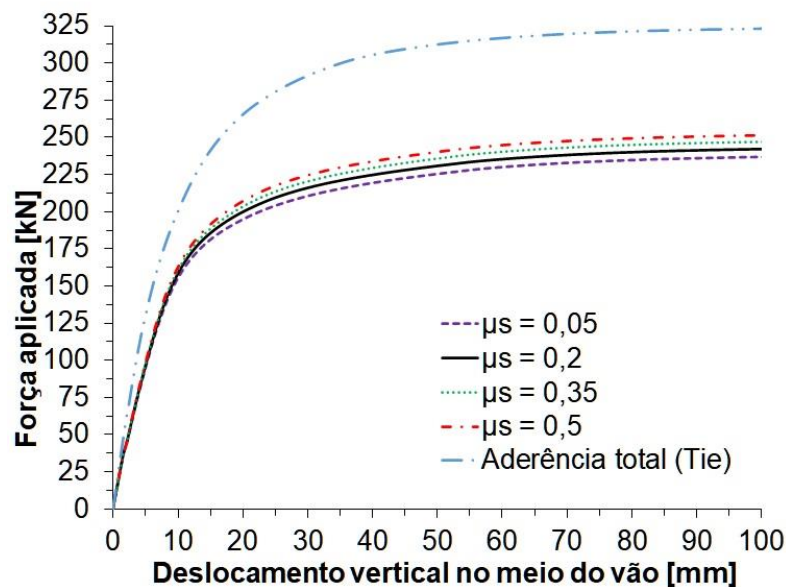
Fonte: Próprio autor

A Figura 5.19 mostra a resposta Força vs. Flecha em função da variação do coeficiente de atrito entre o perfil de aço e a laje de concreto (Figura 5.10c). Houve discreta influência na capacidade resistente e no deslizamento relativo (Figura 5.20). O deslizamento diminui com o aumento do coeficiente de atrito, que simula a

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

aderência mecânica no contato entre as superfícies de aço e concreto na direção tangencial. Nas fases iniciais de carregamento, trecho linear da resposta Força aplicada *versus* Flecha não houve influência do atrito; pequenos valores de deslizamento na interface aço-concreto até o início da plastificação. O modelo com aderência total (*Tie*) simula a interação completa, sem o deslizamento relativo aço-concreto. O modelo com superfície de contato *Tie*, sem deslizamento relativo, apresentou a maior capacidade resistente entre os modelos analisados. Este é um modelo idealizado apenas para efeito de análise comparativa.

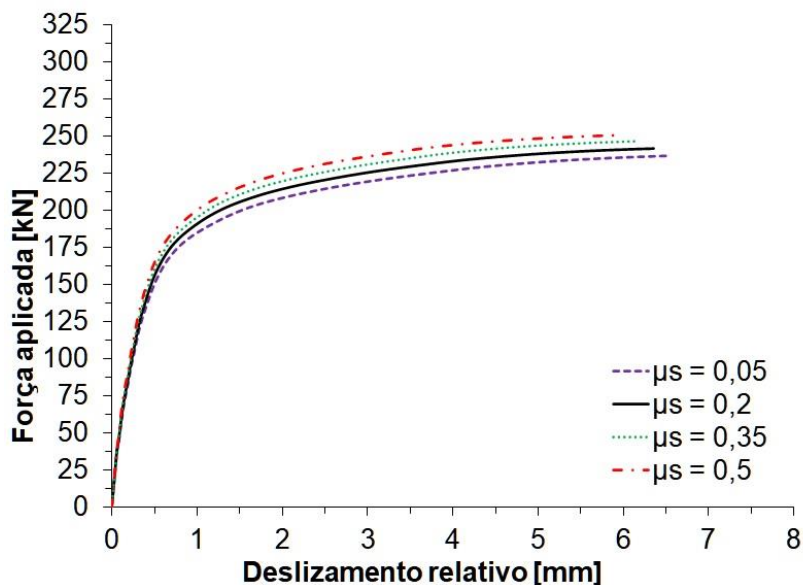
Figura 5.19: Força versus Flecha - Influência do coeficiente de atrito



Fonte: próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.20: Influência do coeficiente de atrito: Força versus deslizamento relativo

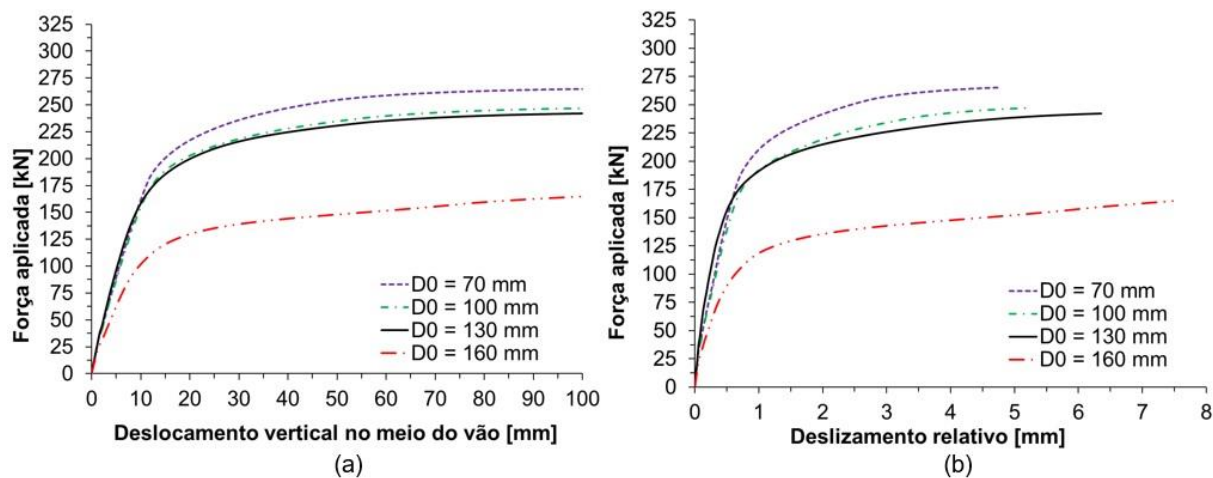


5.2.3. Influência das aberturas no perfil celular

Um conjunto de modelos de viga mista sem barras transversais nos alvéolos foi simulado para avaliar a influência das aberturas no perfil celular. Neste conjunto a transferência de forças aço-concreto se deu por meio do concreto passante nas aberturas. Os diâmetros avaliados foram: 70mm, 100mm, 130mm (referência) e 160mm. A Figura 5.21a mostra o comportamento das curvas Força aplicada versus Flecha. O modelo com a menor abertura (VM6-D70, $D_0 = 70$ mm) apresentou a maior capacidade resistente e rigidez. Por outro lado, o modelo com $D_0 = 160$ mm (VM8-D160) foi o menos resistente dentre os modelos analisados. Portanto, quanto menor o diâmetro da abertura, maior a força máxima aplicada. Embora o aumento da abertura signifique aumentar a área do pino de concreto, favorecendo a ligação aço-concreto, os resultados mostram que houve aumento do deslizamento na interface (Figura 5.21b).

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.21: Influência do diâmetro das aberturas. Curvas (a) Força versus Flecha; (b) Força versus deslizamento relativo

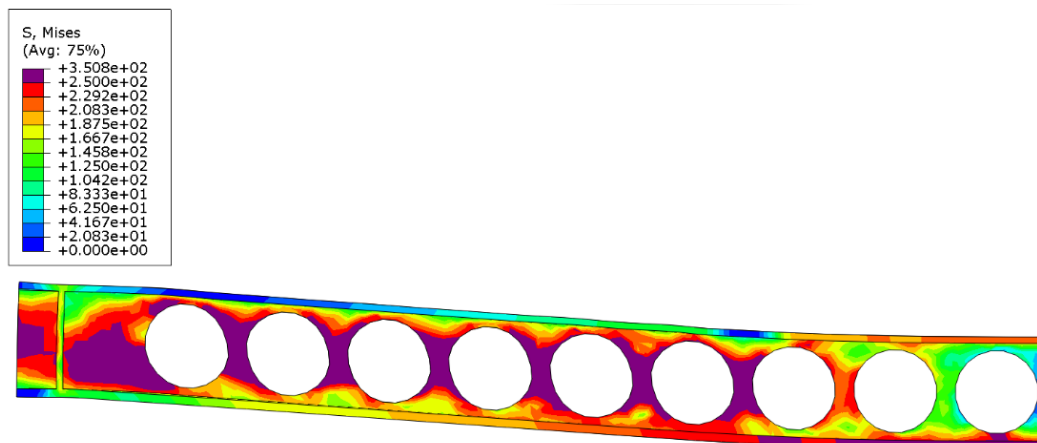


Fonte: Próprio autor

A Figura 5.22 mostra a distribuição de tensões de von Mises para a força máxima no modelo com aberturas de 160 mm (VM8-D160). Apesar da mesa superior estar apoiada na laje, verifica-se o surgimento de rótulas plásticas nos montantes da alma. Essa condição pode ser consequência de forças longitudinais cisalhando a seção de concreto passante nas aberturas do perfil celular. Como no modelo com abertura de 160mm a largura do montante da alma é menor que nos demais modelos, a seção de aço tende a deformar excessivamente (Figura 5.22). A distribuição das tensões de von Mises mostra que a região plastificada é maior na região próxima dos apoios, e vai diminuindo no sentido do meio do vão. Neste modelo com abertura de 160mm não foi constatado esmagamento do concreto na região das aberturas e, portanto, as deformações do montante da alma foram determinantes para a falha. Embora a seção celular contida pelo concreto não esteja suscetível às instabilidades locais, normais em pisos mistos convencionais, os resultados numéricos fornecem indícios de que as recomendações de Lawson e Hicks (2011) para a geometria da seção também são válidas para os pisos mistos de pequena altura com perfis celulares. Embora o diâmetro de 160 mm seja inferior ao máximo recomendado, a largura do montante da alma é inferior ao valor recomendável de $0,4 \cdot d_0$, (ver Tabela 5.1)

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.22: Distribuição de tensões de von Mises no perfil celular – modelo VM8-D160

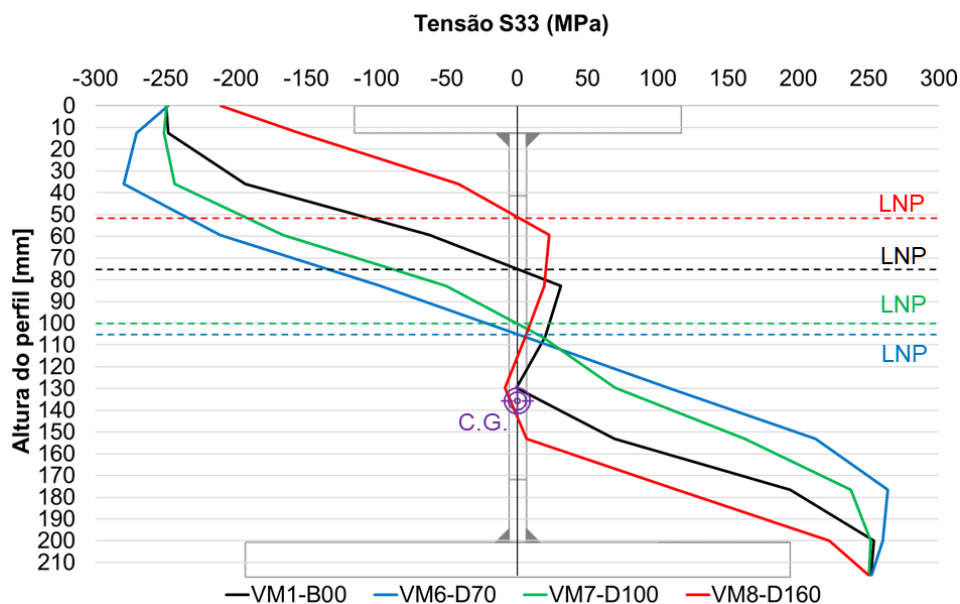


Fonte: Próprio autor

A análise das tensões axiais (S33) na seção transversal do perfil celular confirma a influência do diâmetro da abertura na distribuição de tensões. Considerando a força máxima aplicada, a Figura 5.23 mostra a distribuição de tensões no eixo do perfil celular, para a seção no meio do vão, em função do diâmetro da abertura. Os valores de tensões foram calculados por interpolação linear dos nós entre o topo do perfil e a face inferior da mesa inferior, considerando discretização de 1000 pontos. Esta discretização é feita automaticamente pelo ABAQUS® por meio da ferramenta *stress linearization*. Na Figura 5.14 está marcado o centro geométrico (CG) do perfil de aço sem aberturas.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.23: Influência do diâmetro da abertura na distribuição de tensões axiais no perfil celular



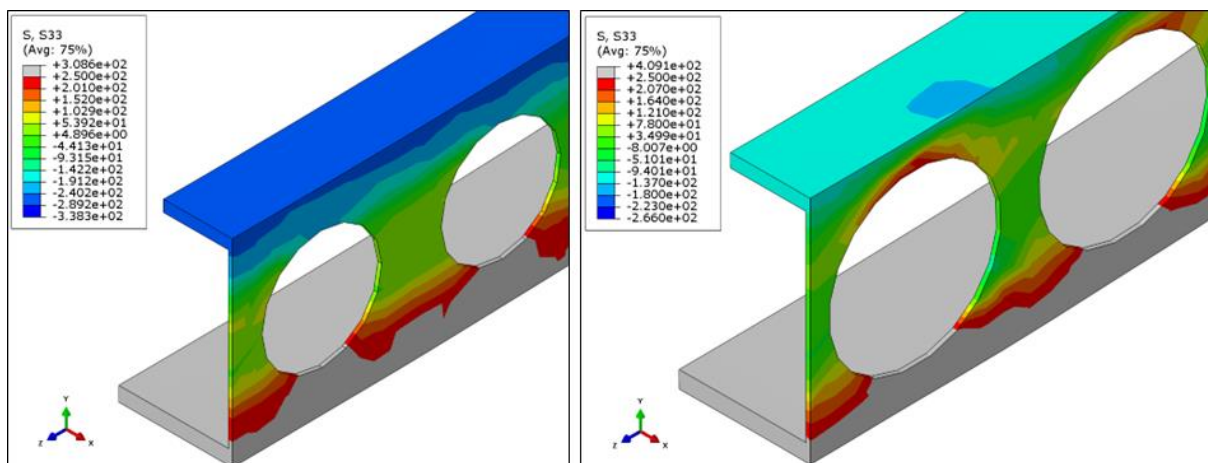
Fonte: Próprio autor

A distribuição de tensões na seção para os modelos com aberturas de 70mm (VM6-D70) e 100mm (VM7-D100) mostra um padrão comum a vigas: tração na porção inferior, compressão na porção superior e eixo neutro dividindo estas duas porções. Em contrapartida, nos modelos com aberturas de 130mm (VM1-B00) e 160mm (VM8-D160) há uma região central em que as tensões normais são de pequena magnitude; esta região corresponde, aproximadamente, à região de abertura. A análise dos modelos com aberturas maiores (130mm, VM1-B00 e 160mm, VM8-D160) mostraram um menor aproveitamento da parte comprimida da laje de concreto estando, em grande parte, submetida a tensões de tração. Para estes modelos, também é possível verificar uma inflexão da curva próxima ao centro geométrico da seção de aço no modelo VM8-D160. Verifica-se que a parte inferior do perfil, está submetida a tensões de tração e próximo do centro geométrico há uma mudança para tensões de compressão de aproximadamente 3MPa, apresentando tensões de tração imediatamente após este ponto. Esta mudança brusca da distribuição de tensões que ocorre na região próximas ao montante da alma, pode ser um efeito localizado, em razão da complexa geometria e concentrações de tensões próximas das aberturas (Figura 5.24). As tensões máximas que ocorrem nesta região próxima do montante da alma, para os modelos VM1-B00 e VM8-D160, são de 31MPa e 22,7MPa de tração respectivamente. O resultado indica que a transição efetiva de tensão ocorre na parte

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

superior do perfil, onde estão marcadas as linhas neutras (Figura 5.23). Para estes modelos a linha neutra plástica foi considerada na posição superior. Os resultados indicam que este efeito localizado aumenta com o aumento no diâmetro de abertura do perfil.

Figura 5.24: Distribuição de tensões no montante da alma no meio do vão



Fonte: Próprio autor

A Tabela 5.10 reúne as forças correspondentes a três valores de deslocamento vertical no meio do vão. O modelo com diâmetro de 160 mm apresentou redução de quase 40% na força aplicada em relação ao modelo com diâmetro de 130 mm. Além disso, houve redução da rigidez já na fase inicial da curva e valores elevados de flecha e deslizamento relativo para pequenos valores de força. Ao aumentar a abertura de 130mm para 160mm houve redução de 33% na força resistente. Em contrapartida, a redução do diâmetro para 70 mm gerou aumento de apenas 10% (Tabela 5.10).

Tabela 5.10: Influência do diâmetro das aberturas na Força máxima

Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 50$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 100$ mm	P/P _{ref.}
D ₀ = 70 mm	162	-	255	-	265	-
D ₀ = 100 mm	155	-4%	235	-8%	247	-7%
D ₀ = 130 mm	158	-2%	231	-10%	242	-10%
D ₀ = 160 mm	102	-37%	148	-42%	162	-37%

Fonte: Próprio autor

Além do diâmetro, a quantidade de aberturas é outro parâmetro relevante para o comportamento das vigas mistas parcialmente revestidas. Neste contexto, foi

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

avaliada a influência da quantidade de aberturas considerando modelos com e sem barra transversal. Para esta análise o diâmetro da abertura foi mantido constante ($D_0 = 130$ mm) e avaliada a influência de 6, 12 e 18 aberturas (Figura 5.25).

Para iniciar a análise da influência do número de aberturas, na Tabela 5.11 são apresentados os valores de força aplicada para três valores de flecha.

Tabela 5.11: Influência do diâmetro e do número de aberturas na Força aplicada

Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 50$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 100$ mm	P/P _{ref.}
18 aberturas s/ barra	158	-	231	-	242	-
12 aberturas s/ barra	159	+1%	249	+7%	261	+7%
12 aberturas c/ 6 ϕ 12,7	168	+6%	262	+12%	272	+11%
12 aberturas c/ 6 ϕ 16	170	+7%	265	+13%	275	+12%
6 aberturas s/ barra	160	+6%	265	+13%	274 ^a	+12%
6 aberturas c/ 6 ϕ 12,7	173	+8%	283	+18%	291	+17%
6 aberturas c/ 6 ϕ 16	174	+8%	286	+19%	294	+18%

^a Deslocamento máximo de 95 mm

Fonte: Próprio autor

Para esta análise, o modelo de VM1-B00 (sem a barra) contém 18 aberturas e sem barras de aço. Comparando os modelos com 6, 12 e 18 aberturas, sem barras de aço imersas no concreto, os aumentos na capacidade resistente foram de 13% e 8% em relação ao modelo de referência. Entretanto, por problemas de convergência, o modelo com 6 aberturas não conseguiu atingir o deslocamento de 100mm.

Entre os modelos com 12 aberturas, sem barra, com 6 barras de 12,7mm e 6 barras de 16mm, os valores de força máxima (deslocamento igual a 100mm) foram, respectivamente: 261kN, 272 kN e 275 kN (Figura 5.11). Assim, a adição de barras com dois diâmetros distintos resultou em acréscimos de 4% e 5%. Do ponto de vista apenas da capacidade resistente, o acréscimo de barras de aço para reforçar o mecanismo de transferência aço-concreto resulta em ganhos pouco expressivos; estes ganhos são pouco afetados pelo diâmetro da barra. Fazendo análise semelhante para os modelos com 6 aberturas, sem barra, com 6 barras de 12,7mm e 6 barras de 16mm obtém-se forças máximas de 274kN, 291kN e 294kN, que representam aumentos de 6% e 7% em relação ao modelo sem barra. Assim como

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

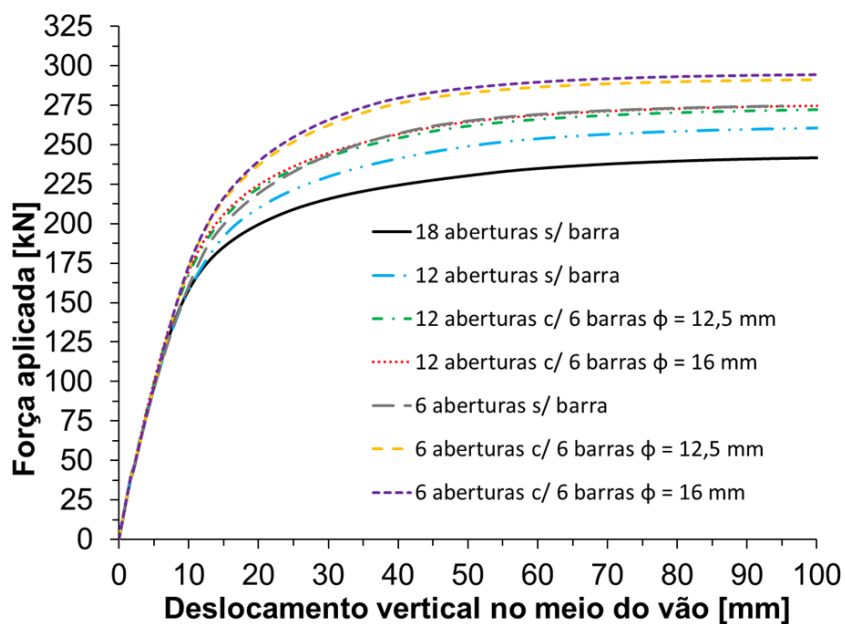
aconteceu com os modelos com 12 aberturas, a presença de barras reforçando o pino de concreto não resultou em acréscimos de força resistente.

Portanto, para efeitos da força resistente da viga mista parcialmente revestida, a adição de barras de aço em alguns alvéolos preenchidos com concreto teve menos influência que a quantidade de aberturas.

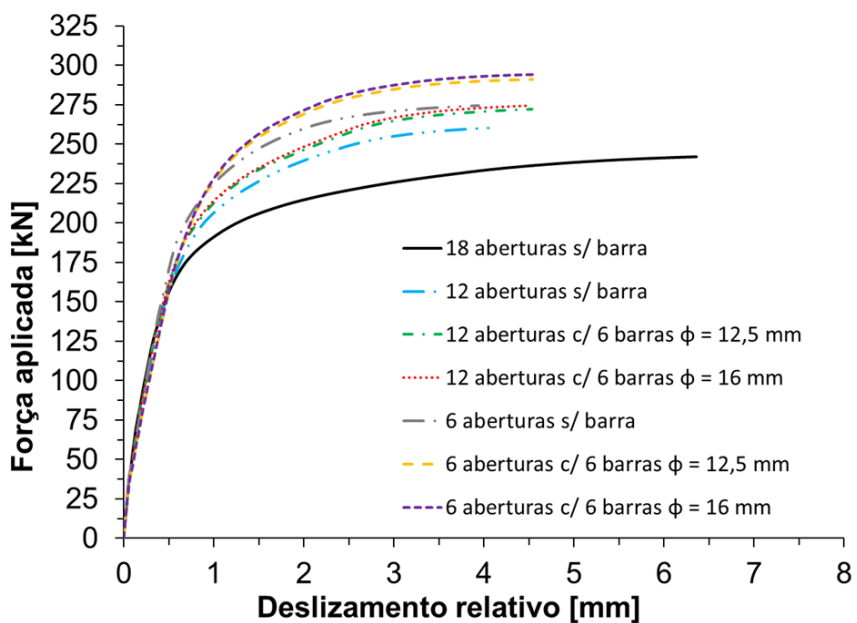
Quanto ao comportamento Força vs. Flecha, Figura 5.25, o modelo de referência VM1-B00, com 18 aberturas sequenciais e sem barras transversais, apresentou os menores valores de força aplicada e a maior flecha (Figura 5.25). As demais configurações apresentaram maior capacidade resistente e menor deslizamento relativo na interface entre os materiais. O modelo com seis aberturas e 6 barras transversais de 16 mm (VM30A6-B16) apresentou maior capacidade resistente e maior rigidez. Ao reduzir o diâmetro das barras para 12,5mm, houve leve redução na força aplicada, confirmando as análises realizadas no item 5.2.1, na qual foi constatado que o aumento do diâmetro da barra não tem efeito significativo. Ao comparar estes dois modelos com o similar sem barras transversais (VM28A6-B00), fica evidente a significativa contribuição da barra transversal, principalmente para perfis com número menor de aberturas. O modelo sem aberturas atingiu deslocamento máximo de 95 mm, inferior aos demais modelos e mostrou menor ductilidade (Figura 5.25).

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.25: Influência do número de aberturas e de barras transversais - (a) Força versus Flecha; (b) Força versus deslizamento relativo; (c) distribuição das aberturas [mm]

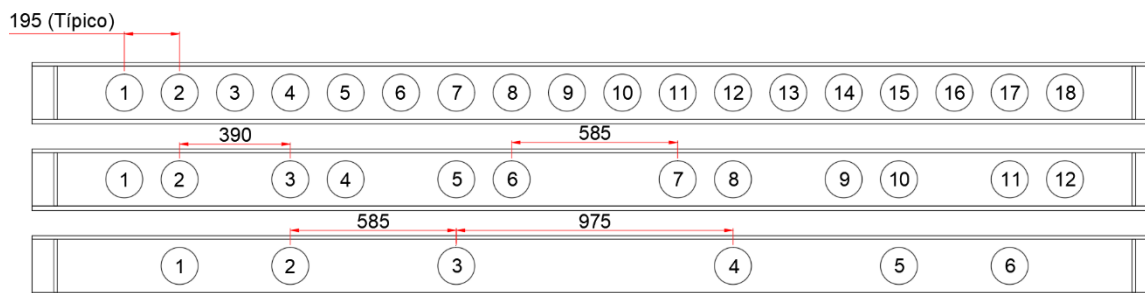


(a)



(b)

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA



(c)

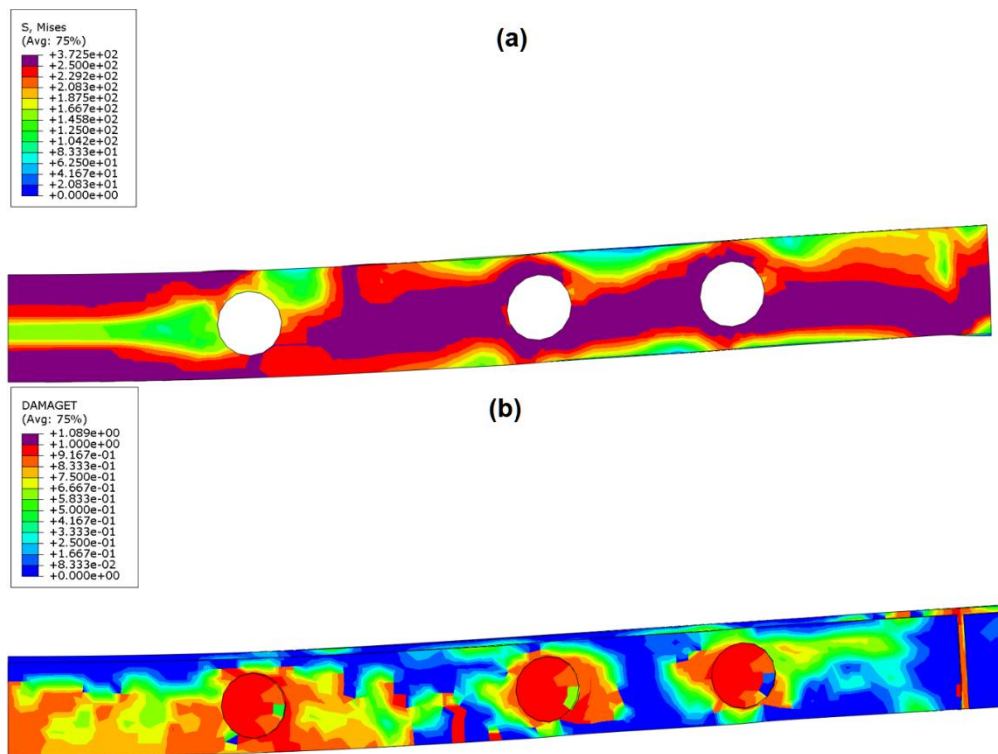
Fonte: Próprio autor

A Figura 5.26a mostra a distribuição de tensões no perfil celular do modelo VM28A6-B00 para a máxima força aplicada. As tensões no perfil celular indicam plastificação da seção T inferior e fissuração do concreto à tração (Figura 5.26b), configurando uma alteração no modo de colapso em relação ao modelo de referência (VM1-B00), que apresentou esmagamento do concreto seguido de plastificação da seção T inferior.

Os resultados desta análise mostram que o aumento do número de aberturas reduz a capacidade resistente da seção mista. O modelo com 18 aberturas apresentou a menor capacidade resistente. Entre os modelos com 6 e 12 aberturas, a ausência da barra transversal teve uma influência relevante, mas o aumento do diâmetro da barra, para os modelos com mesmo número de barras, não apresentou acréscimo significativo na capacidade resistente.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.26: Distribuição de tensões de von Mises – (a) perfil celular; (b) Dano no concreto a tração – VM28A6-B00.



Fonte: Próprio autor

5.2.4. Influências das espessuras da alma e das mesas

Nesta seção foi avaliada a influência da variação na espessura da alma e das mesas inferior (t_{fi}) e superior (t_{fs}). Para isso, foram avaliadas espessuras de 8mm, 12,5mm, 16mm e 20mm para a mesa inferior; para a mesa superior as espessuras avaliadas foram 8mm, 12,5mm e 16mm. Quanto à alma, foram investigadas espessuras de 6mm, 8mm e 10mm. Os valores de força aplicada correspondentes a estas variações e considerando deslocamentos de 10mm, 50mm e 100mm são mostrados na Tabela 5.12. Nesta tabela, as linhas assinaladas em verde correspondem às espessuras de referência.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Tabela 5.12: Influência da espessura das mesas e alma sobre a Força aplicada

Espessuras	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10 \text{ mm}$	P/P _{ref.}	$\delta = 50 \text{ mm}$	P/P _{ref.}	$\delta = 100 \text{ mm}$	P/P _{ref.}
$t_{fi} = 8 \text{ mm}$	139	-	212	-	217	-
$t_{fi} = 12,5 \text{ mm}$	152	+9%	224	+5%	231	+6%
$t_{fi} = 16 \text{ mm}$	158	+12%	231	+8%	242	+10%
$t_{fi} = 20 \text{ mm}$	166	+16%	235	+10%	251	+14%
$t_{fs} = 8 \text{ mm}$	152	-	225	-	237	-
$t_{fs} = 12,5 \text{ mm}$	158	+4%	231	+3%	242	+2%
$t_{fs} = 16 \text{ mm}$	164	+7%	236	+5%	247	+4%
$t_w = 6 \text{ mm}$	120	-	174	-	188	-
$t_w = 8 \text{ mm}$	158	+24%	231	+24%	242	+22%
$t_w = 10 \text{ mm}$	170	+29%	254	+31%	264	+29%

Fonte: Próprio autor

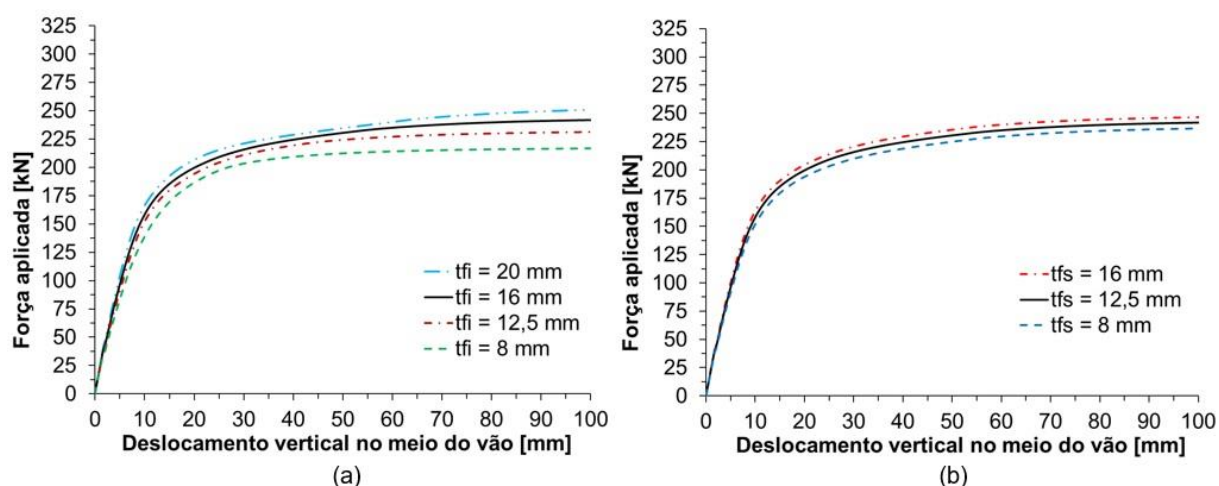
As forças máximas aplicadas correspondentes à variação na espessura da mesa inferior (8mm, 12,5mm, 16mm e 20mm) foram de 217kN, 231 kN, 242 kN (Tabela 5.12) e 251kN e correspondem a aumentos de 6%, 10% e 14% em relação à menor espessura avaliada. Mesas superiores com espessuras de 8mm, 12,5mm e 16mm resultaram em forças máximas de 237kN, 242kN e 247kN, correspondentes a aumentos de 2% e 4% em relação à espessura de 8mm. Portanto, as variações de espessura na mesa inferior tiveram maior influência sobre a força máxima aplicada que as mesmas variações na espessura da mesa superior. Almas com espessuras de 6, 8 e 10mm foram avaliadas e destas espessuras resultaram forças máximas de 188kN, 242kN e 264kN que correspondem, respectivamente a aumentos de 22% e 29% em relação à menor espessura.

Ao aumentar a espessura das mesas ou da alma, ocorrem aumentos da força máxima aplicada (Tabela 5.12). Contudo, para as espessuras avaliadas, a variação na espessura da alma foi a mais significativa para a força máxima aplicada. A Figura 5.27 ilustra o comportamento Força vs. Flecha em função da variação nas espessuras das mesas inferior (t_{fi}) e superior (t_{fs}). A variação da espessura da mesa inferior (Figura 5.27a) causa alterações mais significativas de comportamento que a variação da espessura da mesa superior (Figura 5.27b). A redução da espessura da mesa inferior reduz a rigidez à flexão da viga mista.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

O trecho linear da curva, observado no modelo VM1-B00 ($t_{fi} = 16\text{mm}$) vai até a força de 125 kN; no modelo com menor espessura da mesa inferior o trecho linear vai até força de 90 kN (Figura 5.27). A variação dos parâmetros relacionados à conexão aço-concreto não causou mudança significativa de comportamento no trecho linear. Contudo, a variação nas espessuras de alma e mesas do perfil de aço afeta o comportamento da viga no trecho linear da curva. O mesmo fenômeno foi observado para variação das aberturas (5.2.3), que também afeta a geometria da alma do perfil. Este trecho de proporcionalidade na resposta Força vs. Flecha também sofre alterações nos modelos com espessura menor que no modelo de referência, indicando menor força para início do escoamento da seção de aço.

Figura 5.27: Comportamento Força versus Flecha: (a) Espessura da mesa inferior; (b) Espessura da mesa superior



Fonte: Próprio autor

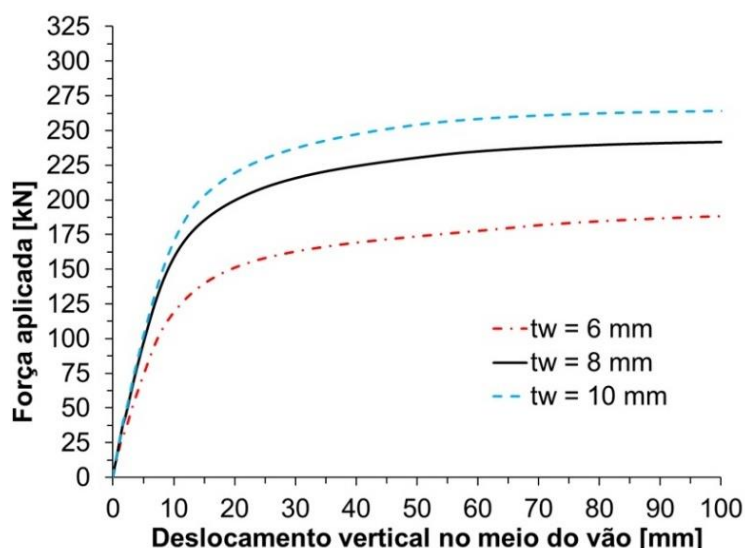
Na porção superior da seção mista, como a contribuição da laje de concreto é determinante na porção comprimida, a variação da espessura da mesa superior não apresentou influência significativa.

A Figura 5.28 mostra a influência da espessura da alma do perfil celular no comportamento das vigas mistas parcialmente revestidas. Dentre os parâmetros do perfil, este demonstrou grande influência, com significativa variação da capacidade resistente e da rigidez (Figura 5.28). O modelo com alma de 6mm (VM12-TW6) apresentou redução significativa da força aplicada e da rigidez em relação aos demais modelos. As menores rigidez e capacidade resistente também foram observadas no

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

modelo com alma de 8mm (Figura 5.28), que apresentou rótulas plásticas no montante da alma. Os resultados corroboram a análise crítica dos parâmetros relacionados à alma do perfil celular, indicando que a redução na espessura da alma deixa a viga mista mais suscetível à formação de rótulas plásticas no montante da alma.

Figura 5.28: Influência da espessura da alma na resposta Força versus Flecha



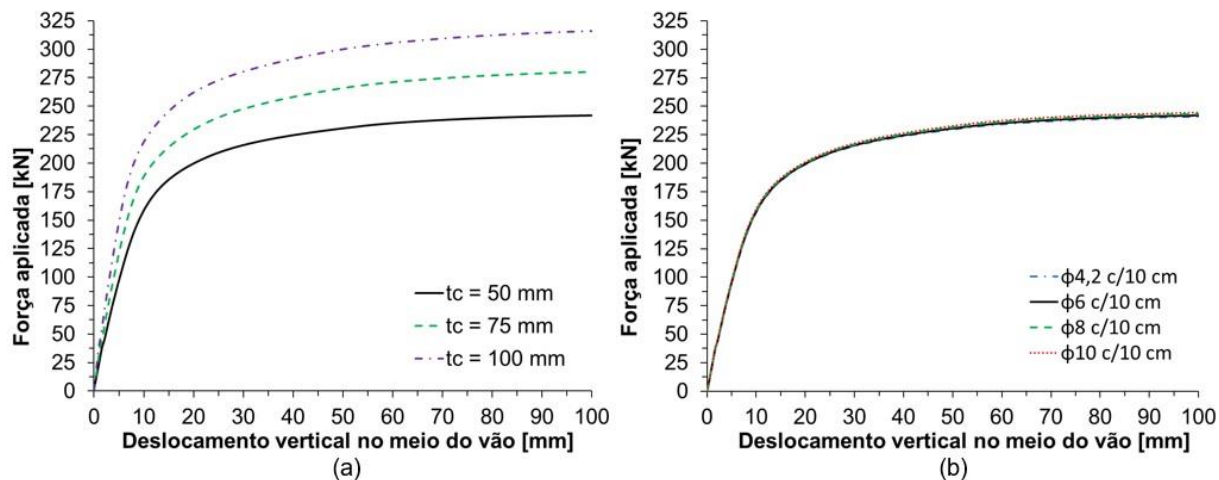
Fonte: Próprio autor

5.2.5. Influência da capa estrutural de concreto e da taxa de armadura para fissuração

Nesta seção avalia-se a influência de dois parâmetros associados ao comportamento da capa estrutural: a espessura da capa (t_c) e a taxa de armadura para controle de fissuração (ρ). A Figura 5.29 descreve a resposta Força aplicada versus Flecha e a Tabela 5.13 mostram os valores de força para flechas de 10mm, 50mm e 100mm. As linhas em verde correspondem ao modelo de referência. O aumento da espessura da capa estrutural eleva consideravelmente a capacidade resistente e a rigidez da seção mista (Tabela 5.13, Figura 5.29). Espessuras de 75mm e 100mm mostram aumentos de 16% e 31%, respectivamente em relação à espessura de 50mm (Tabela 5.13). Capas de maior espessura (75mm e 100mm) causaram significativa redução de deformações plásticas na região comprimida e na área de aplicação da força, com plastificação da seção de aço e fissuração do concreto na região tracionada como modos de falha.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.29: Comportamento Força versus Flecha para: (a) Espessura da capa estrutural; (b) Taxa de armadura para controle de fissuração (tela soldada)



Fonte: Próprio autor

Tabela 5.13: Influência da espessura da capa de concreto na Força aplicada

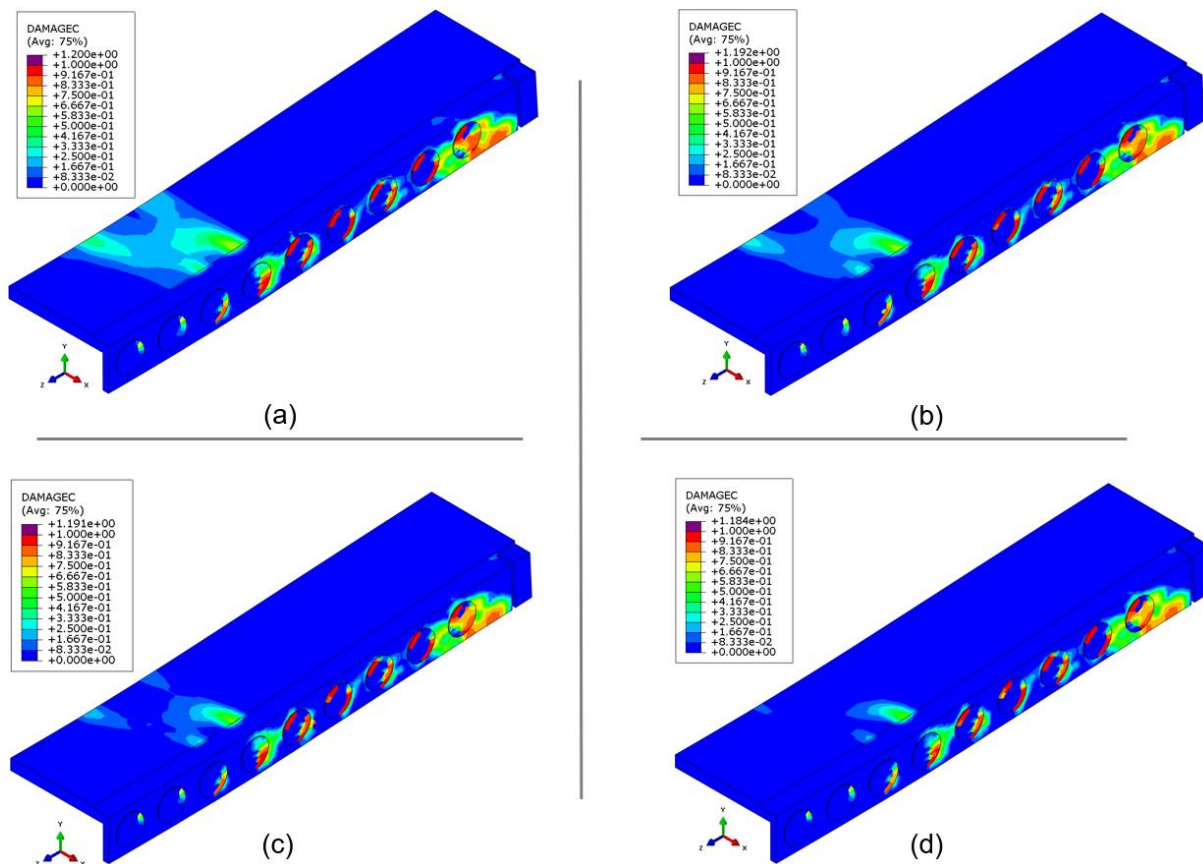
Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 50$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 100$ mm	P/P _{ref.}
$t_c = 50$ mm	158	-	231	-	242	-
$t_c = 75$ mm	188	+16%	266	+13%	280	+14%
$t_c = 100$ mm	218	+28%	300	+23%	316	+23%
$\rho = 0,30\%$	157	-	230	-	241	-
$\rho = 0,61\%$	158	0%	231	0%	242	0%
$\rho = 1,08\%$	160	2%	232	1%	243	1%
$\rho = 1,69\%$	160	2%	233	1%	244	1%

Fonte: Próprio autor

A variação da taxa de armadura para controle de fissuração não mostrou influência na capacidade resistente (Tabela 5.13), mas indicou contribuição relevante no controle de fissuração na região comprimida e na região de aplicação da força, como mostra a Figura 5.30.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.30: Distribuição do Dano no concreto por esmagamento (a) $\phi 4,2$ c/10 cm; (b) $\phi 6$ c/10 cm (referência); (c) $\phi 8$ c/10 cm; (d) $\phi 10$ c/10 cm – [P=241kN]



Fonte: Próprio autor

5.2.6. Largura da laje de concreto

Para avaliar a influência da largura da laje de concreto foram analisados 7 modelos com larguras de 700mm, 800mm, 930mm (referência), 950 mm, 1000mm, 1100mm, 1200mm e 2000mm. A Figura 5.19 mostra os valores de força aplicada para diversos valores de flecha. Quanto maior a largura da laje de concreto, maior a força máxima aplicada. Em relação à menor espessura, são observados aumentos que variam de 8% (b=930mm) a 22% (b=2000mm). Contudo, a capacidade resistente não aumenta na mesma proporção que o aumento na largura. Por exemplo, ao aumentar a largura de 700mm para 930mm (aumento de 32,8%) a força máxima aumentou 8%. Ao passar de 700mm para 2000mm (aumento de 185%), o aumento na força máxima foi de 22%.

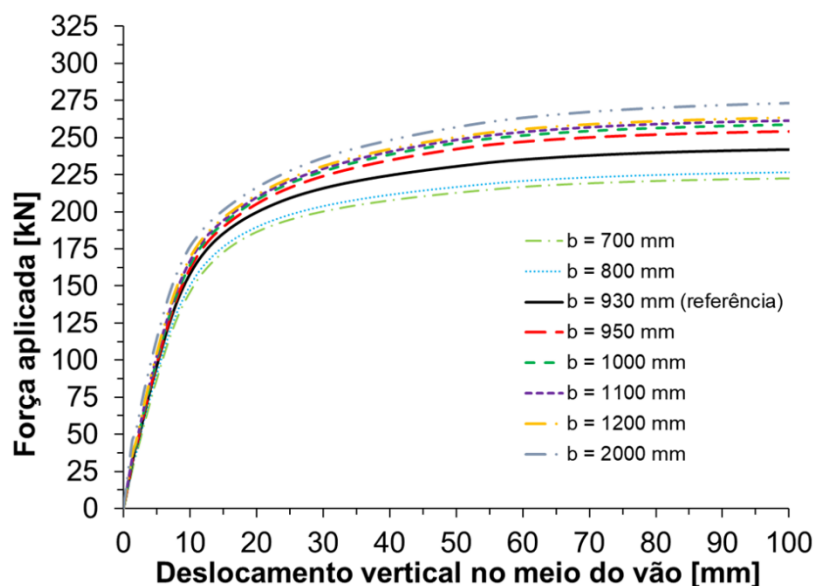
5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Tabela 5.14: Influência da largura da laje de concreto sobre a Força aplicada

Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 50$ mm	P/P _{ref.}	$\delta = 100$ mm	P/P _{ref.}
b=700 mm	146	-	213	-	223	-
b=800 mm	151	+3%	217	+2%	227	+2%
b=930 mm	158	+8%	231	+8%	242	+8%
b=950 mm	162	+10%	242	+12%	254	+12%
b=1000 mm	165	+12%	247	+14%	259	+14%
b=1100 mm	167	+13%	249	+14%	261	+15%
b=1200 mm	169	+14%	250	+15%	263	+15%
b=2000 mm	177	+18%	257	+17%	273	+18%

A influência da largura da laje de concreto sobre o comportamento Força vs. Flecha pode ser avaliada por meio da Figura 5.31. Verifica-se aumento de rigidez nos primeiros estágios, para os modelos com maior largura. Como era previsto, a largura da laje de concreto contribui para elevar a capacidade resistente da viga mista. Embora este aumento seja significativo entre os modelos com 700mm e 2000mm (modelos VM38-b700 e VM44-b2000), o acréscimo não é proporcional. A redução do incremento de capacidade resistente para os modelos com largura superior a 950mm pode estar relacionada ao efeito *shear-lag*, que consiste nas deformações causadas por cisalhamento, que diminuem as tensões normais na flexão.

Figura 5.31: Comportamento Força versus Flecha em função da largura da laje de concreto

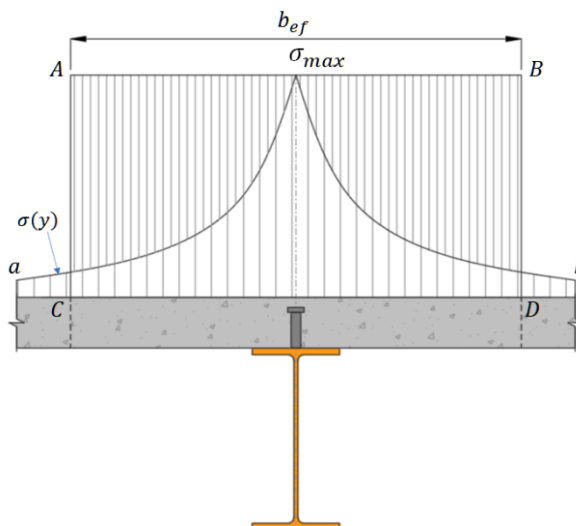


5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

A determinação da largura efetiva é uma simplificação que parte da distribuição das tensões normais na seção transversal da laje. Em vigas mistas convencionais, o método mais utilizado baseia-se na transformação de uma curva de distribuição de tensões, em um bloco (ABCD) com tensões constantes, que seja equivalente à área de distribuição de tensões abaixo da curva original (Figura 5.32). A largura efetiva da mesa de concreto é definida pela equação (5.1).

$$\frac{1}{\sigma_{max}} \int_a^b \sigma(y) dy = b_{ef} \quad (5.1)$$

Figura 5.32: Distribuição de tensões longitudinais



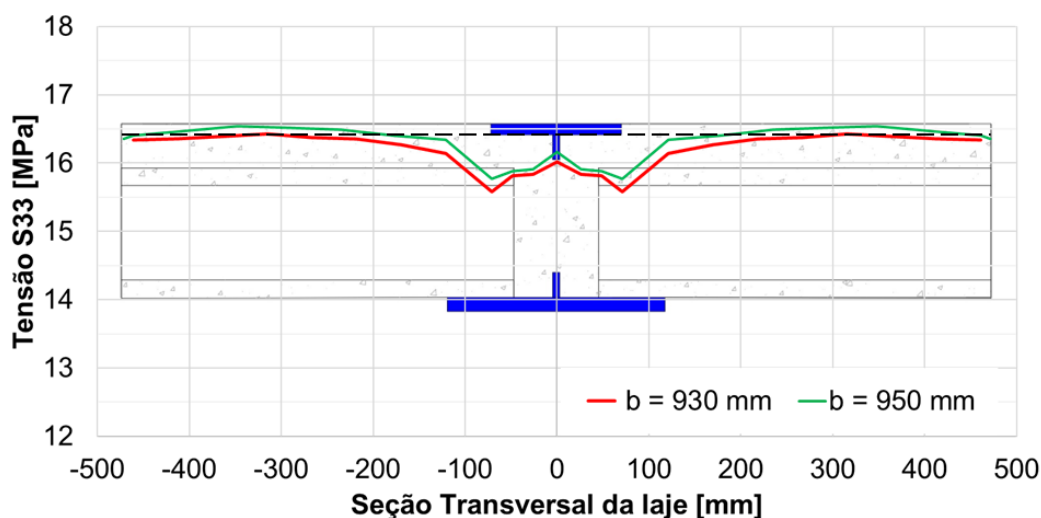
Fonte: Próprio autor

Em vigas mistas parcialmente revestidas com laje alveolar e perfil celular, estudos preliminares das tensões na seção transversal da laje de concreto mostraram que a curva de distribuição destas tensões não segue o mesmo comportamento das vigas mistas convencionais, caracterizadas por um pico de tensão no centro da seção transversal e queda suave a partir da seção central (Figura 5.32). Para exemplificar, são apresentadas as distribuições de tensões normais na laje (Figura 5.33) dos modelos com larguras de 930mm e 950 mm, correspondentes à flecha de L/350, que corresponde ao limite de flecha para o Estado-Limite de Serviço em vigas para piso, estabelecido pela ABNT NBR 8800 (2008). Para este limite de flecha, as duas curvas

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

de força aplicada versus flecha (Figura 5.31) indicam que os materiais estão em fase inicial de plastificação. Analisou-se as tensões na capa estrutural em uma seção horizontal na interface com mesa superior. Embora as fibras mais solicitadas à compressão estejam localizadas na face superior da laje, a descontinuidade geométrica com a mesa superior prejudica uma análise contínua em toda a largura da laje. A trajetória das curvas (Figura 5.33) mostra um ponto com tensões elevadas na região do eixo da seção transversal, e baixas tensões nas regiões da interface entre o concreto de preenchimento e as lajes alveolares. A particularidade da distribuição de tensões normais para a seção em estudo ocorre em razão da seção de aço estar revestida pelo concreto, o que produz perturbações e efeitos localizados de tensões. Os demais modelos apresentaram curvas incoerentes e distintas, impossibilitando a proposição de um método efetivo para determinação da largura efetiva.

Figura 5.33: Distribuição de tensões normais para os modelos com larguras de 930mm e 950mm (VM1-B00 e VM40-b930, respectivamente)



5.2.7. Resistência ao escoamento do aço

A avaliação da resistência ao escoamento do aço foi feita considerando os seguintes valores: 250 MPa, 300MPa e 350 MPa. Além disso, para 250 MPa foi realizada uma análise adicional na qual foram incluídas tensões residuais e imperfeições geométricas. Os valores de força aplicada correspondentes a flechas de 10mm, 50mm e 100mm são apresentados. Como esperado: quanto maior a

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

resistência ao escoamento, maior a força aplicada. Contudo, os aumentos observados foram pequenos e chegaram a 13% (Tabela 5.15).

Tabela 5.15: Influência da resistência ao escoamento do aço sobre a Força aplicada

Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 50 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 100 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$
$f_y = 250\text{MPa}$	158	-	231	-	242	-
$f_y = 300\text{MPa}$	158	0%	233	0%	246	+2%
$f_y = 350\text{MPa}$	165	4%	262	12%	279	+13%
$f_y = 250\text{MPa}^*$	142	-10%	227	-2%	241	0%

*Tensões residuais e imperfeições geométricas

Como os perfis celulares podem ser fabricados a partir do corte e soldagem de seções I ou H conformados por processos de laminação à quente, as imperfeições e tensões residuais produzidas nesses processos também influenciam no comportamento estrutural das vigas mistas celulares. As tensões residuais surgem sem a aplicação de cargas externas, originando-se no resfriamento não uniforme (SONCK; VAN IMPE; BELIS, 2014). Geralmente, as operações de corte são realizadas com técnicas de oxicorte ou plasma, que produzem variações térmicas acentuadas nas etapas seguintes de soldagem das partes do perfil celular (SONCK; BELIS, 2015). Para representar as imperfeições geométricas iniciais, foi realizado um processamento preliminar de perturbação linear (*buckle*), com a aplicação de um carregamento unitário. Este procedimento gerou as forças correspondentes a 10 modos possíveis de flambagem elástica. Como era esperado, para todos os modos gerados, a carga respectiva à flambagem elástica foi muito superior à força máxima aplicada no modelo de referência, indicando a impossibilidade de instabilidade antes da plastificação. Na análise pós-flambagem, os deslocamentos gerados pela carga de flambagem elástica foram inseridos no modelo como imperfeições iniciais de 10% da espessura da mesa superior, valor recomendado por Silva (2006).

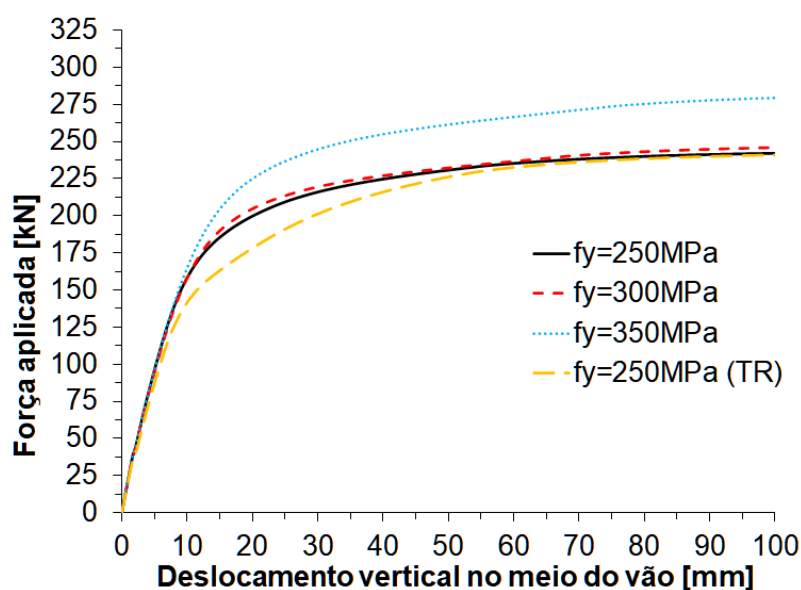
Após o processamento, verificou-se que as imperfeições iniciais não tiveram efeito sobre o comportamento da viga mista, mantendo a mesma resposta do modelo sem imperfeições (Figura 5.34). Para consideração das tensões residuais, o mesmo modelo foi submetido a tensões axiais iniciais a partir do método proposto por Sonck, Van Impe e Belis (2014), que realizaram um estudo experimental para avaliar a

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

influência de tensões residuais em perfil celular. Os resultados do modelo com tensões residuais mostraram sua influência no início da plastificação, com antecipação do escoamento e redução da rigidez (Figura 5.34). Não houve influência significativa na capacidade resistente do modelo.

O aumento da resistência ao escoamento do aço teve grande influência na resposta Força vs. Flecha (Figura 5.34). A simulação numérica para o parâmetro de escoamento reforça a avaliação de três modos de falha (VM1-B00), com início na laje de concreto (esmagamento à compressão), logo em seguida plastificação da mesa inferior acompanhada de plastificação localizada por cisalhamento na região dos apoios. A discreta influência na capacidade resistente com o aumento da resistência ao escoamento indica que o segundo modo de falha ocorre muito próximo do primeiro. Os resultados mostram que o aumento da resistência ao escoamento para 350MPa modifica os modos de falha e proporciona maior capacidade resistente à viga mista.

Figura 5.34: Influência da resistência ao escoamento do aço na resposta Força versus Flecha



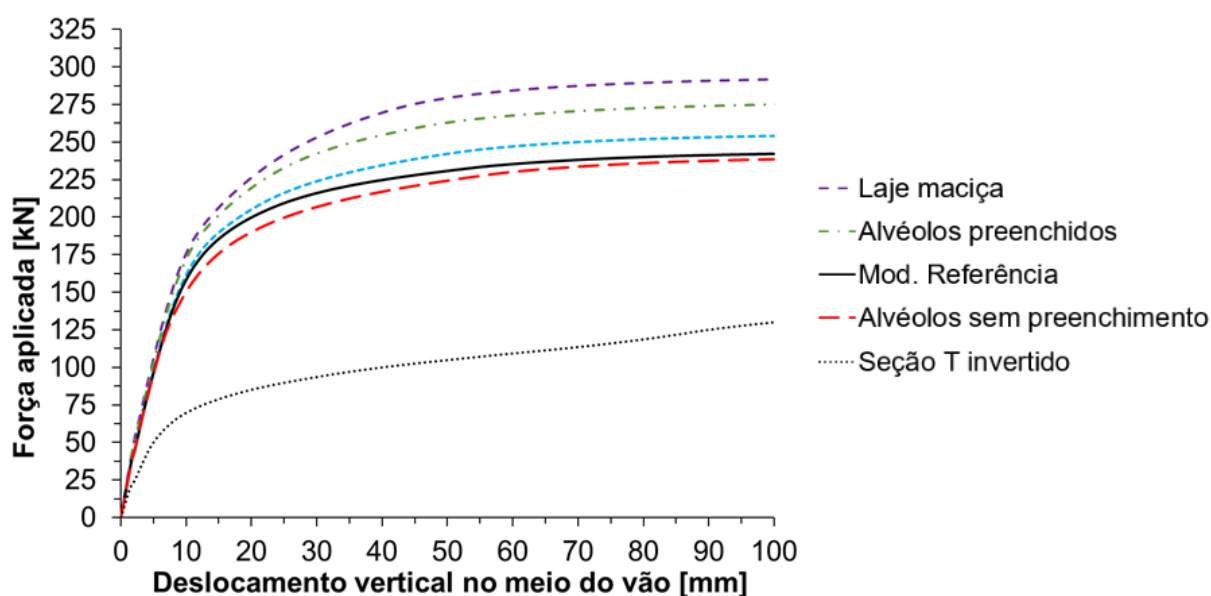
Fonte: Próprio autor

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

5.2.8. Parâmetros não quantitativos

Nesta seção é realizada uma análise comparativa entre tipos seções transversais com modificações na configuração. O objetivo desta análise foi investigar o comportamento da seção mista com tipos diferentes de componentes para a seção transversal, e verificar a influência do preenchimento dos alvéolos na capacidade resistente do modelo em estudo. Os resultados estão representados no gráfico de força versus deslocamento vertical no meio do vão, na Figura 5.35 e os valores de força podem ser acompanhados na Tabela 5.16.

Figura 5.35: Gráficos Força versus deslocamento vertical – variações de seções transversais



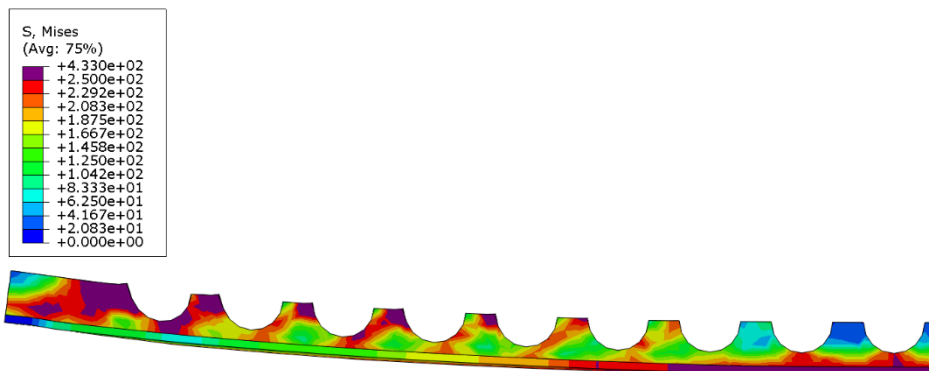
Fonte: próprio autor

O modelo VMST20-B00 foi configurado com apenas a seção T inferior, sem a contribuição do aço na parte superior da seção mista. Os resultados indicaram reduzida capacidade resistente em relação ao modelo de referência (VM1-B00 – sem barra transversal). Embora a seção tenha uma configuração que favorece o aproveitamento da resistência de cada material, a abertura do confinamento do concreto nas aberturas (semicirculares) não garante a conexão de cisalhamento. O modelo registrou comportamento não linear nos primeiros 10 mm de deslocamento vertical, revelando pouca eficiência estrutural. A Figura 5.36 mostra as regiões

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

plastificadas para a força correspondente a 130 kN e a deformação excessiva na abertura próxima ao apoio, caracterizando falha da conexão ao cisalhamento.

Figura 5.36: Distribuição de tensões de von Mises – VMST20-B00 [P = 130 kN]

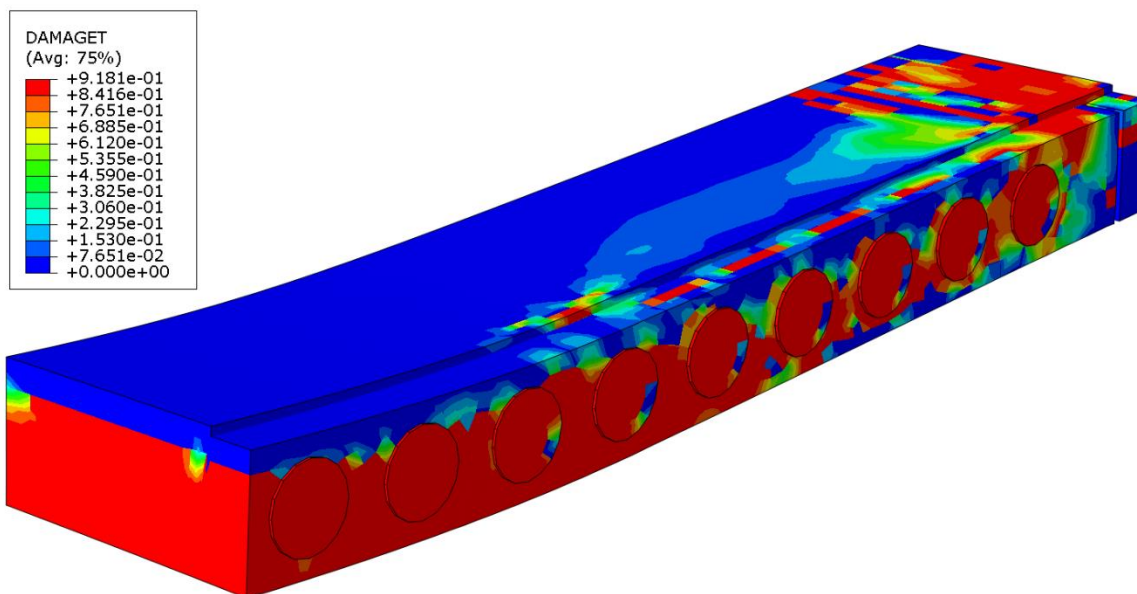


Fonte: Próprio autor

O modelo VMLM21-B00 é caracterizado por uma laje maciça moldada in loco. A seção apresentou a maior capacidade resistente e elevada rigidez. Os resultados de distribuição do Dano a tração indicam modo de falha por fissuração do concreto na região tracionada (Figura 5.8) seguido de escoamento da seção T inferior do perfil de aço, no trecho de momento fletor constante. Diferente dos demais, a desvantagem desta tipologia de laje está relacionada aos processos construtivos, que geralmente apresentam maior prazo de execução, maior consumo de materiais e elevado peso próprio.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Figura 5.37: Gráfico de dano no concreto por fissuração à tração



Fonte: próprio autor

O modelo VMCP24-B00 foi modelado com preenchimento de todos os alvéolos da laje pré-moldada. Para esta configuração, a viga do piso misto apresentou maior capacidade resistente que o modelo de referência, mas inferior ao modelo com laje maciça. Esta vantagem deve-se à característica monolítica da laje maciça, que propicia maior rigidez.

Tabela 5.16: Força aplicada por deslocamento vertical no meio do vão – Variações da seção transversal

Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 50 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 100 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$
VM1-B00	158	1,00	231	1,00	242	1,00
Seção T invertido	70	0,44	105	0,46	130	0,54
Laje maciça	176	1,11	279	1,18	292	1,21
Alvéolos sem preenchimento	151	0,95	225	0,97	239	0,99
Alvéolos preenchidos	172	1,09	263	1,14	275	1,14

Fonte: próprio autor

5.3. Síntese e conclusões

Neste capítulo foi apresentado os resultados das simulações numéricas dos modelos propostos e a análise paramétrica. As principais conclusões do capítulo são descritas a seguir:

- O modelo de referência (VM1-B00), sem a barra transversal, apresentou a menor capacidade resistente e rigidez. Os demais modelos com barras transversais apresentaram valores superiores de capacidade resistente com pouca variação sensíveis de valores de força aplicada e deslocamento vertical, indicando limitações na contribuição da barra transversal.
- Os modelos com barras transversais com maior diâmetro e quantidade apresentaram maior capacidade resistente, mas a contribuição não foi significativa.
- A comparação da trajetória força aplicada versus deslizamento relativo atesta a contribuição da barra na redução do deslizamento relativo.
- Como referência, a quantidade de 2 barras com diâmetro de 12,5 mm indicou o limite mínimo para aplicação neste tipo de seção mista.
- A análise das tensões e do dano forneceu indícios de que o primeiro modo de falha do modelo de referência foi o esmagamento do concreto na região comprimida, seguido por plastificação da viga celular na região dos apoios.
- Em ambas as análises é possível verificar que o comprimento da barra pode ser reduzido da largura da laje, em razão das baixas tensões no terço final das barras.
- Os valores de força aplicada para cada coeficiente de atrito, evidencia um pequeno acréscimo de resistência na proporção da elevação do parâmetro.
- Os resultados indicam que aumento do diâmetro das aberturas, e consequente aumento da área do pino de concreto, não eleva a resistência da conexão e não reduz o deslizamento na interface.

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

- O modelo com abertura de 160 mm de diâmetro (VM8-D160) apresentou redução superior a 40% da força aplicada em relação ao modelo VM1-B00 (referência), com perda de rigidez já na fase linear da curva.
- É possível constatar, comparando a distribuição de tensões do modelo VM1-B00, uma mudança no modo de colapso da seção celular, definindo para o modelo VM8-D160 o colapso por plastificação do montante da alma.
- Para o modelo VM8-D160, o diâmetro das aberturas está dentro do limite máximo recomendado, mas a largura do montante da alma é inferior às recomendações teóricas.
- A redução da espessura da mesa inferior no modelo VM9-TF18 indica queda na capacidade resistente e perda de rigidez.
- A variação da espessura da mesa superior não apresentou influência significativa, em função da contribuição determinante da laje de concreto na resistência à compressão.
- O modelo VM12-TW6 apresentou queda acentuada na força aplicada em relação ao modelo de referência, cuja espessura da alma é 2 mm maior.
- O aumento da espessura da capa estrutural eleva consideravelmente a capacidade resistente e a rigidez da seção mista.
- A variação da taxa de armadura para controle de fissuração mostrou influência muito discreta na capacidade resistente, mas indicou contribuição relevante no controle de fissuração na região comprimida e na região de aplicação da força.
- O aumento da tensão de escoamento do aço mostrou grande influência para tensão de 350MPa, referente ao modelo VM16-A350.

6. Momento resistente: análise comparativa

Neste Capítulo, apresenta-se uma análise comparativa do método teórico apresentados no Capítulo 3 e resultados numéricos descritos no Capítulo 5, com objetivo de contribuir para a proposição de um método analítico para determinação do momento resistente em vigas mistas parcialmente revestidas com lajes alveolares de concreto e vigas celulares em aço, que possa acrescentar aos conhecimentos já publicados por vários pesquisadores e elucidar algumas questões relevantes na compreensão da seção mista em estudo.

A maioria dos métodos analíticos propostos para vigas mistas de pisos de pequena altura simplificam as características da seção transversal, considerando as lajes como elemento maciço. Neste estudo, é proposto um método analítico e os resultados são comparados com modelos simplificados que possam contribuir com a indicação do método mais adequado.

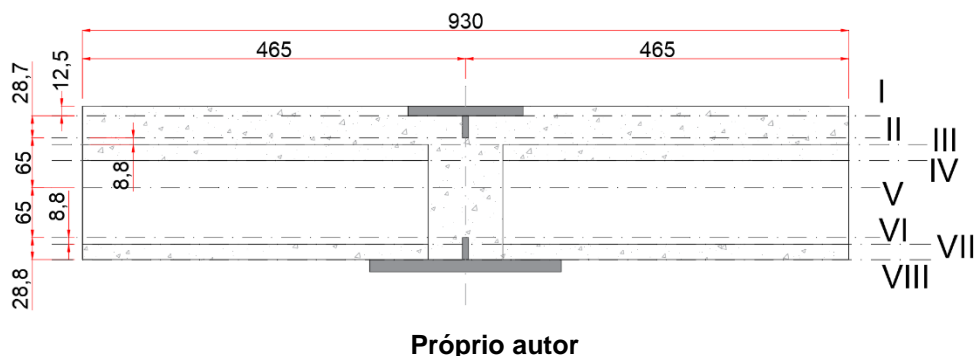
6.1. Momento fletor de plastificação

Para determinação teórica da capacidade resistente da seção, foram calculados os valores de momento fletor de plastificação correspondentes a oito posições da linha neutra plástica (Figura 6.1) listadas a seguir, a partir da expressão teórica de momento resistente de plastificação total da seção, propostas no item 3.1, considerando interação total entre a laje de concreto e o perfil celular de aço:

- I. Linha neutra plástica na face inferior da mesa superior.
- II. Linha neutra plástica no limite inferior da seção T superior.
- III. Linha neutra plástica na face superior da laje alveolar.
- IV. Linha neutra plástica no início dos alvéolos da laje alveolar
- V. Linha neutra plástica no centro da abertura da viga celular.
- VI. Linha neutra plástica no limite superior da seção T inferior.
- VII. Linha neutra plástica no final dos alvéolos da laje alveolar.
- VIII. Linha neutra plástica na face superior da mesa inferior.

6. Momento resistente: análise comparativa

Figura 6.1: Ilustração das diversas posições da linha neutra plástica na seção mista [mm].



A Tabela 6.1 descreve o momento fletor de plastificação e força correspondente, para cada posição da linha neutra do modelo de referência (VM1-B00) apresentado no item 4.1. As características geométricas e propriedades mecânicas dos materiais foram apresentados na e Figura 5.8 e Tabela 5.3, e correspondem aos dados de entrada para simulação numérica do modelo VM1-B00.

Tabela 6.1: Momento de plastificação e força aplicada para as diversas posições da linha neutra

Estágios	Momento fletor de plastificação [kNm]	Força correspondente P [kN]
I	211	156
II	214	159
III	220	163
IV	242	179
V	291	215
VI	387	286
VII	399	296
VIII	437	324

Fonte: Próprio autor

A equação (6.1), já apresentada no item 3.1, define o momento de plastificação das partes da seção mista. Os módulos plásticos foram deduzidos e apresentados nas equações (3.5) a (3.26), que não foram transcritas para esta seção em razão de suas extensões algébricas, mas que podem ser acompanhadas no Capítulo 3 e o cálculo numérico está descrito no Apêndice A.

$$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c + f_{cd}^{pre} \cdot Z_c^{pre} \quad (6.1)$$

6. Momento resistente: análise comparativa

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{a1}} \quad (6.2)$$

$$f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (6.3)$$

$$f_{cd}^{pre} = \frac{f_{ck}^{pre}}{\gamma_c} \quad (6.4)$$

Sendo,

$M_{R,pl}$ Momento resistente a plastificação total;

f_{yd} Resistência de cálculo ao escoamento do aço;

f_y Resistência ao escoamento do aço;

γ_{a1} Coeficiente de ponderação da resistência do aço;

Z_{ac} Módulo de resistência plástico da seção de aço submetida à compressão;

Z_{at} Módulo de resistência plástico da seção de aço submetida à tração;

Z_c Módulo de resistência plástico da seção de concreto moldado *in loco* submetido à compressão;

f_{cd} Resistência de cálculo à compressão do concreto moldado *in loco*;

f_{cd}^{pre} Resistência de cálculo à compressão do concreto pré-moldado;

f_{ck} resistência característica à compressão do concreto;

γ_c Coeficiente de ponderação da resistência do concreto;

Z_c^{pre} Módulo de resistência plástico da seção de concreto pré-moldado submetido à compressão.

O fundamento para se determinar a resultante das tensões e o momento resistente de plastificação é relativamente simples, quando se conhece a posição da linha neutra. A dificuldade para estabelecer um modelo analítico prático para estimar o momento fletor de plastificação de vigas mistas parcialmente revestidas compostos por pisos mistos de pequena altura está relacionada à definição da posição da linha neutra plástica, já que a seção transversal é definida por componentes geométricos complexos, com alterações de área à medida que a linha neutra muda de posição.

6. Momento resistente: análise comparativa

Analisando a determinação da posição da linha em três tipos de seções de vigas mistas parcialmente revestidas, verifica-se que, para a primeira seção (Figura 6.2a), com perfil em alma cheia e laje maciça, é possível estabelecer as expressões de módulo de resistência quando a linha neutra está na mesa superior pelas equações (6.5) a (6.7).

$$Z_c = \frac{(b - b_{fs}) \cdot y_c^2}{2} \quad (6.5)$$

$$Z_{ac} = b_{fs} \cdot \frac{y_c^2}{2} \quad (6.6)$$

$$Z_{at} = b_{fs} \cdot \frac{(t_{fs} - y_c)^2}{2} + A_w \cdot (0,5h - y_c) + A_{fi} \cdot (0,5b_{fi} - y_t) \quad (6.7)$$

Onde:

y_c distância da linha neutra à face superior do perfil de aço;

b_{fs} largura da mesa superior;

b largura efetiva da laje de concreto;

t_{fs} espessura da mesa superior;

A_w Área da alma igual ao produto de altura (h) da alma e a espessura da alma (t_w);

A_{fi} área da mesa inferior;

Z_{ac} Módulo de resistência plástico da seção de aço submetida à compressão;

Z_{at} Módulo de resistência plástico da seção de aço submetida à tração;

Para a linha neutra abaixo da mesa superior, tem-se expressões que são válidas para qualquer posição em que a linha neutra estiver entre as mesas do perfil. Os módulos de resistência para esta condição são dados pelas equações (6.8) a (6.10).

$$Z_c = (b - b_{fs}) \cdot (t_{fs}) \cdot (y_c - 0,5t_{fs}) + (b - t_w) \cdot (t_{fs}) \cdot (y_c - 0,5t_{fs}) \quad (6.8)$$

6. Momento resistente: análise comparativa

$$Z_{ac} = (A_{fs}) \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) + (y_c - t_{fs})^2 \cdot t_w \quad (6.9)$$

$$Z_{at} = (y_t - t_{fi})^2 \cdot t_w + A_{fi} \cdot (0,5b_{fi} - y_t) \quad (6.10)$$

Assim, o momento resistente pode ser calculado pela equação (6.11).

$$M_{R,pl} = f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c \quad (6.11)$$

Na segunda situação (Figura 6.2b), tem-se a viga mista com perfil celular e laje maciça, cuja seção crítica sempre passa pela abertura do perfil celular, caracterizando dois T como seção de aço. Análogo à reflexão anterior, para as seções T superior e inferior é possível utilizar as mesmas expressões com simples adaptações. Uma análise seria necessária para a linha neutra passando na abertura do perfil celular, cujo modulo de resistência elástico pode ser calculado pelas expressões (6.12) a (6.14). O momento de plastificação pode ser cálculo pela expressão (6.11).

$$Z_{ac} = [A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts})] \quad (6.12)$$

$$Z_{at} = [A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c)] \quad (6.13)$$

$$Z_c = \left\{ [(b - b_{fs}) \cdot t_{fs}] \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right\} + \left[(b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} + \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{h_a}{2} \right) \right] + \left[b \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right] \quad (6.14)$$

Sendo

A_{Ts} área total da seção T superior;

A_{Ti} área total da seção T inferior;

y_{Ts} distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T superior;

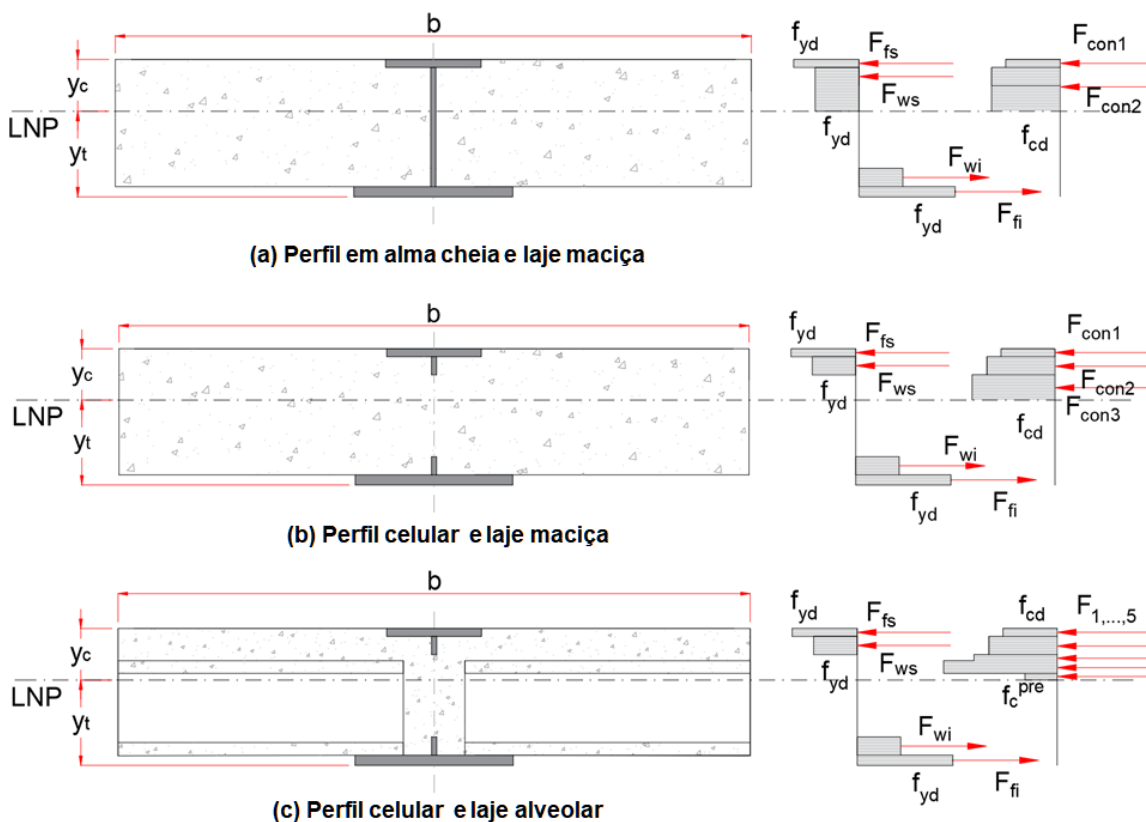
y_{Ti} distância da face superior da mesa superior (topo do perfil) até o centro geométrico da seção T inferior;

6. Momento resistente: análise comparativa

h_a altura da alma até a abertura, admitindo simetria entre as porções superior e inferior.

Para a viga mista parcialmente revestida com perfil celular e laje alveolar (Figura 6.2c), é preciso deduzir, a depender das características geométricas dos componentes, oito expressões, uma para cada posição possível da linha neutra. Isto resultaria em oito expressões para o cálculo do momento fletor de plastificação. Além do desafio algébrico, as resistências da laje alveolar e da laje de concreto tendem a ser diferentes.

Figura 6.2: Tipos de seções transversais



Fonte: Próprio autor

Em razão desta complexidade, muitos estudos optam por simplificar a seção transversal considerando laje maciça ou alvéolos preenchidos com concreto de mesma resistência característica à compressão. Esta consideração pode ser muito imprecisa, já que as prescrições normativas recomendam que a capa estrutural tenha resistência característica inferior ao concreto pré-moldado.

6. Momento resistente: análise comparativa

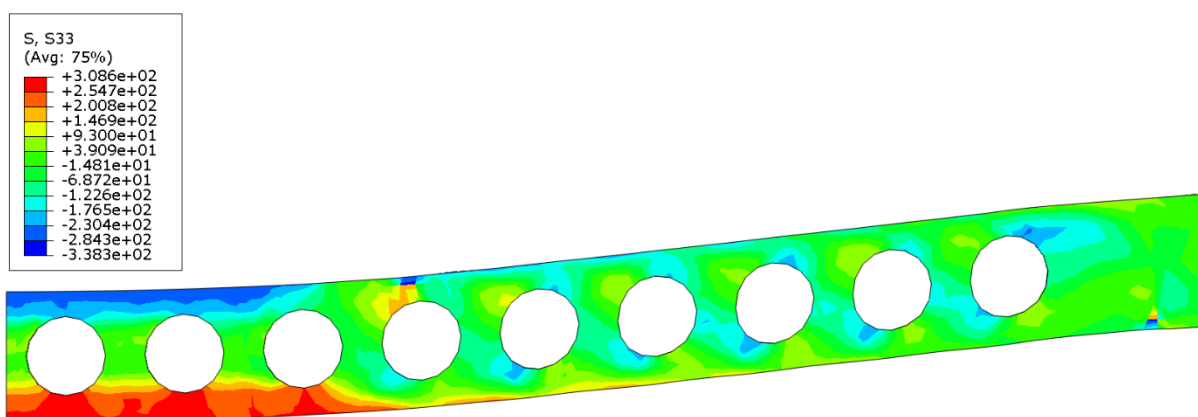
Para manter a configuração da seção transversal e desenvolver um modelo analítico que seja exequível e prático, a partir dos resultados dos modelos numéricos foi possível estabelecer algumas premissas simplificadoras.

Com a análise dos modelos numéricos foi possível investigar a posição da linha neutra no perfil de aço. A distribuição de tensões foi determinada no perfil de aço para as flechas de 10mm, 50mm e 100mm (correspondente à máxima força aplicada). Conforme descrito no item 5.2.3, os valores de tensões foram calculados por interpolação linear dos nós entre o topo do perfil e a face inferior da mesa inferior, considerando discretização de 1000 pontos. Esta discretização é feita automaticamente pelo ABAQUS®, através da ferramenta *stress linearization*. A Figura 6.4 exemplifica a distribuição de tensões no modelo VM1-B00. Todos os modelos da simulação numérica foram avaliados e as curvas de distribuição traçadas. Os resultados demonstraram que, na fase inicial, a linha neutra ficou posicionada na abertura do perfil celular de aço e do alvéolo da laje de concreto, próximo ao centro geométrico do perfil de aço naquela seção. Com o início da plastificação, ocorre uma perturbação na curva de distribuição, possivelmente associada ao efeito localizado de baixas tensões na região do montante da alma (Figura 5.24), no meio do vão, que tende a oscilar entre tensões de tração e compressão. Esse efeito gera uma queda de tensão na região do montante, caracterizando uma área de baixas tensões de tração (Figura 6.3), que particulariza a análise da posição da linha neutra. As simulações indicaram que este é um efeito localizado na região de momento constante. A partir da fase plástica dos materiais, nas flechas de 50mm e 100 mm, verifica-se dois pontos que registram tensões nulas no perfil de aço (Figura 6.4), próximos do centro geométrico da seção. Estes pontos estão marcados nas linhas L1 e L2. Observa-se que, entre os pontos de tensões nulas, a maior tensão registrada foi de 31MPa de tração, para a força máxima aplicada. Os pontos próximos do centro geométrico da seção não correspondem a real posição da linha neutra, já que praticamente não houve alteração na posição destes pontos com o aumento do carregamento. A transição entre as tensões de compressão e tração ocorreram nas linhas próximas da seção T superior, ainda na região da abertura do perfil celular.

6. Momento resistente: análise comparativa

Esta caracterização da distribuição de tensões mostra que, para análise e determinação do momento resistente, a linha neutra mais próxima da seção T superior pode ser considerada na análise, já que as tensões entre as linhas são baixas e correspondem a tensões de tração, em que não há contribuição da laje de concreto.

Figura 6.3: Distribuições de tensões na região de momento fletor constante



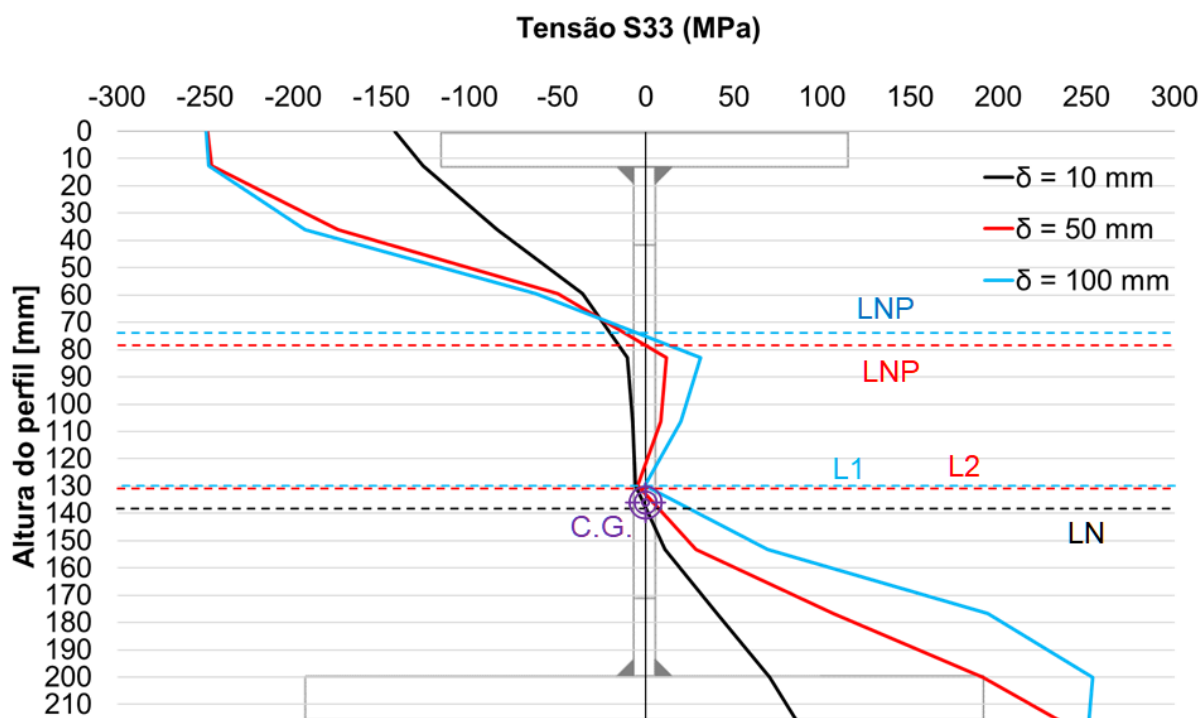
Fonte: próprio autor

As simulações indicaram que este é um efeito localizado na região de momento constante. A partir da fase plástica dos materiais, nas flechas de 50mm e 100 mm, verifica-se dois pontos que registram tensões nulas no perfil de aço (Figura 6.4), próximos do centro geométrico da seção. Estes pontos estão marcados nas linhas L1 e L2. Observa-se que, entre os pontos de tensões nulas, a maior tensão registrada foi de 31MPa de tração, para a força máxima aplicada. Os pontos próximos do centro geométrico da seção não correspondem a real posição da linha neutra, já que praticamente não houve alteração na posição destes pontos com o aumento do carregamento. A transição entre as tensões de compressão e tração ocorreram nas linhas próximas da seção T superior, ainda na região da abertura do perfil celular. Esta caracterização da distribuição de tensões no modelo VM1-B00 mostra que a linha neutra mais próxima da seção T superior pode ser considerada como sendo a real posição, onde as fibras tracionadas estão na parte inferior e as fibras comprimidas estão na parte superior da seção. Assim, a posição da linha neutra para o modelo VM1-B00, ficou situada a 75mm do topo do perfil, para uma força máxima aplicada de 242kN.

6. Momento resistente: análise comparativa

Os gráficos com as distribuições de tensões dos demais modelos, desenvolvidos para o estudo de parametrização, apresentaram comportamento similar ao modelo de referência e são apresentados no Apêndice D.

Figura 6.4: Distribuição de tensões normais (S33) na seção de aço



Fonte: Próprio autor

Os resultados de deslizamento relativo indicaram efetividade na interação aço-concreto, com baixos valores de deslocamento. Embora não seja possível afirmar que a interação tenha se mantido completa ao longo de todo o carregamento, não há indícios de que tenha ocorrido ruptura da conexão nos modelos simulados, que possam indicar uma separação das linhas neutras dos componentes de aço e de concreto. Esta condição permite deduzir que a posição da linha neutra na seção de aço representa a linha neutra da seção mista.

Sendo assim, para efeito de determinação do momento de plastificação, define-se a seguinte hipótese: Para um melhor aproveitamento das características dos materiais, a seção mista deve resistir ao momento fletor de forma que a linha neutra plástica fique posicionada necessariamente na abertura do perfil celular, passando pelo alvéolo da laje pré-moldada, conforme define o intervalo da expressão (6.15).

6. Momento resistente: análise comparativa

$$t_c + 0,5(h_p - \phi_{alv}) \leq y_c \leq h_L - 0,5(h_p - \phi_{alv}) \quad (6.15)$$

Onde:

y_c distância da linha neutra à face superior do perfil de aço;

h_L é a altura total da laje;

t_c espessura da capa de concreto;

h_p altura da laje pré-moldada;

ϕ_{alv} diâmetro do alvéolo.

Esta é uma premissa aceitável e interessante para as condições estruturais já que impõe uma condição de melhor aproveitamento da resistência dos materiais, com a laje de concreto recebendo o reforço completo da resistência à compressão da seção T superior, e toda a seção T inferior está tracionada. Partindo da condição de que a seção mista sempre terá uma parte da laje tracionada, quando a linha neutra passa pelos alvéolos da laje pré-moldada essa porção fica limitada a volumes menores de concreto. Além disso, as análises de tensões no montante da alma mostram que há uma zona de baixas tensões, ou seja, que naturalmente assume um comportamento neutro ou de transição de tensões, localizada na região de momento fletor constante. Por esta análise, é possível estabelecer uma hipótese otimizada para o aproveitamento estrutural da resistência dos materiais ao condicionar a posição da linha neutra nesta região. Obviamente que não é possível restringir a distribuição de tensões em uma zona delimitada da seção transversal, mas é recomendável estabelecer condições de projeto que possam auxiliar o dimensionamento a fim de obter a melhor resposta estrutural da seção mista.

Assim, pode-se calcular a posição da linha neutra dentro do intervalo proposto, com a equação (6.16). A Tabela 6.2 descreve as expressões para o cálculo da posição da linha neutra a partir do equilíbrio das forças. A Figura 6.5 identifica os parâmetros geométricos da seção mista.

$$y_c = \frac{-F_{Ts} \cdot y_{Ts} - 0,5 \cdot F_{c1} \cdot t_c - 0,5 \cdot F_{c2} \cdot [t_{fs} - t_c] - 0,5 F_{c3} \cdot t_c - F_{c4} \cdot (t_c + 0,5(h_p - \phi_{alv})) - F_{Ti} \cdot y_{Ti}}{-(F_{Ts} + F_{c1} + F_{c2} + 0,5 F_{c3} + F_{Ti} + F_{c4})} \quad (6.16)$$

6. Momento resistente: análise comparativa

Tabela 6.2: Resultantes e áreas da seção mista

Resultante das forças	Áreas das partes da seção mista
$F_{Ts} = A_{Ts} \cdot f_{yd}$	$A_{Ts} = A_{fs} + (t_w \cdot h_a)$
$F_{c1} = A_{c1} \cdot f_{cd}$	$A_{c1} = t_c \cdot (b - b_{fs})$
$F_{c2} = A_{c2} \cdot f_{cd}$	$A_{c2} = (t_c - t_{fs}) \cdot (b_{fs} - t_w)$
$F_{c3} = A_{c3} \cdot f_{cd}$	$A_{c3} = g \cdot (y_c - t_c)$
$F_{c4} = A_{c4} \cdot f_{cd}^{pre}$	$A_{c4} = ((b - g) \cdot (h_p - \phi_{alv}))0,5$
$F_{Ti} = A_{Ti} \cdot f_{yd}$	$A_{Ti} = A_{fi} + (t_w \cdot h_a)$

Onde,

F_{Ts} Força de tração na seção T superior;

F_{Ti} Força de tração na seção T inferior;

F_{ci} Forças de compressão em partes da laje de concreto;

b_{fs} largura da mesa superior;

t_{fs} espessura da mesa superior;

t_w espessura da alma do perfil;

h_a altura da alma até a abertura, admitindo simetria entre as porções superior e inferior;

t_{fi} espessura da mesa inferior;

b_{fs} largura da mesa superior;

b largura efetiva da laje de concreto;

y_c distância da linha neutra à face superior do perfil de aço;

y_t distância da linha neutra à face inferior do perfil de aço;

g distância entre lajes alveolares;

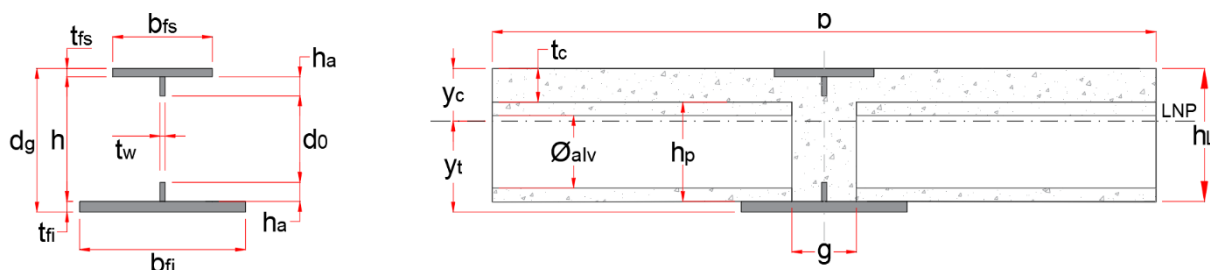
t_c espessura da capa de concreto;

h_p altura da laje pré-moldada;

ϕ_{alv} diâmetro do alvéolo.

6. Momento resistente: análise comparativa

Figura 6.5: Parâmetros geométricos da seção mista



O desenvolvimento da equação (6.2) resulta em um polinômio do segundo grau com duas raízes de módulos iguais e uma solução positiva. Utilizando a expressão para determinar a posição teórica da linha neutra plástica do modelo VM1-B00, foi obtido o valor de 78,34mm. O valor teórico fica muito próximo do valor numérico de 75mm, obtido a partir da distribuição das tensões (Figura 6.4). Com a posição teórica da linha neutra é possível determinar o momento fletor de plastificação pela expressão (6.1).

Tabela 6.3: Momento de plastificação do modelo VM1-B00

Momento fletor de plastificação [kNm]			Força aplicada P [kN]	
MEF	Teórico	M_T/M_{MEF}	MEF	Teórico
326,7	249,2	76,3%	242	184,55

Fonte: Próprio autor

O momento fletor de plastificação teórico foi 23,7% inferior ao momento fletor máximo aplicado na simulação numérica do modelo VM1-B00. Esta diferença pode estar relacionada às simplificações do estudo teórico, que condiciona a análise da seção crítica na abertura do perfil celular e desconsidera o concreto na resistência à tração da seção inferior. Todo cálculo numérico da determinação da posição da linha neutra e momento de plastificação do modelo VM1-B00 estão descritos no Apêndice A.

6.2. Critério de capacidade resistente a partir das equações de compatibilidade

No item 6.1 foi proposto um método analítico para determinação do momento fletor de plastificação da seção transversal, a partir da análise qualitativa dos resultados numéricos, que indicavam uma ação mais efetiva da seção mista quando a linha neutra de plastificação está posicionada entre as aberturas do perfil celular.

Neste item é proposto um critério para definição destes limites, baseado nos possíveis modelos de falha da seção. A partir dos resultados das simulações numéricas foi possível constatar que as vigas mistas em pisos de pequena altura apresentam o esmagamento do concreto, o escoamento da seção T inferior e a fissuração do concreto por tração, como possíveis modos de falha. Assim, foi desenvolvido um método simplificado baseado na análise dos esforços resistentes de uma seção de viga de concreto armado prescrito pela ABNT NBR6118 (2014), cujo estado-limite é caracterizado pelas deformações específicas de cálculo do concreto e do aço. Para validade do método são consideradas as seguintes premissas de cálculo:

- a) as seções transversais permanecem planas após as deformações;
- b) interação completa entre aço e concreto;
- c) não há contribuição do concreto tracionado e a seção de aço comprimida não sofre escoamento por compressão;
- d) A deformação específica (ε_{cu}) máxima do concreto na compressão é 0,35%.
- e) A deformação específica máxima (ε_{su}) do perfil fabricado em aço A36 é 1% para evitar deformações plásticas excessivas.

As deformações específicas do aço e do concreto determinam os seguintes domínios de colapso da seção:

- I. Flexão simples sem ruptura à compressão do concreto ($\varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu}$) e o aço atinge a máxima deformação específica ($\varepsilon_s = \varepsilon_{su}$). A equação (6.17) expressa a posição da linha neutra a partir da relação de semelhança de triângulo (Figura 6.6a).

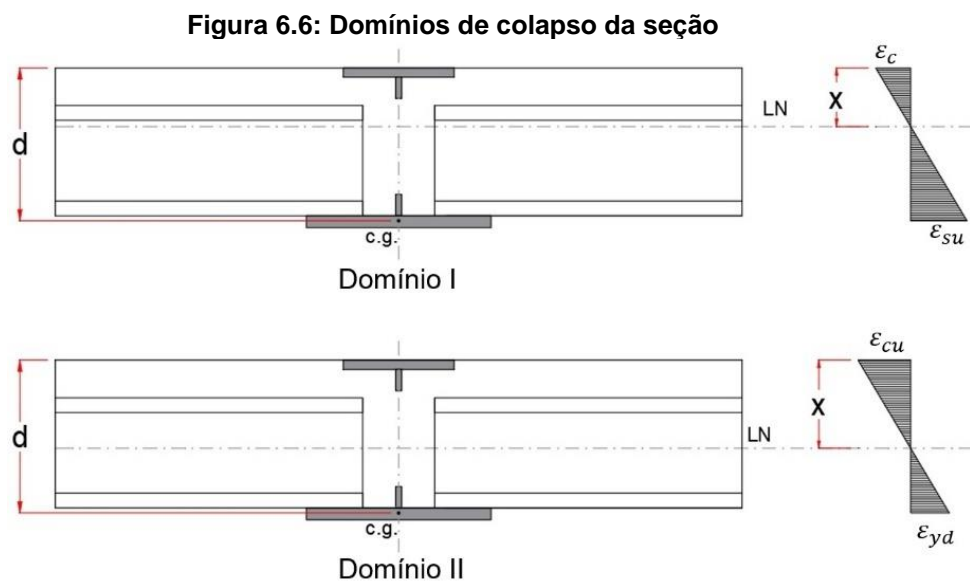
$$\frac{x}{d} = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_c + \varepsilon_{su}} \therefore x = \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_c + \varepsilon_{su}} \right) \cdot d \quad (6.17)$$

6. Momento resistente: análise comparativa

Sendo, “x” a altura da linha neutra “d” a altura útil entre o centro geométrico da seção T inferior (tracionada) até a fibra mais comprimida da seção de concreto.

- II. Flexão simples com ruptura à compressão do concreto ($\varepsilon_c = \varepsilon_{cu}$) e com escoamento do aço ($\varepsilon_s = \varepsilon_{yd}$). A equação (6.18) expressa a posição da linha neutra a partir da relação de semelhança de triângulo (Figura 6.6b).

$$\frac{x}{d} = \frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} \therefore x = \left(\frac{\varepsilon_{cu}}{\varepsilon_{cu} + \varepsilon_{yd}} \right) \cdot d \quad (6.18)$$



Fonte: Próprio autor

A Tabela 6.4 mostra a posição da linha neutra nos limites dos domínios considerados.

Tabela 6.4: Limite entre domínios

Domínio I: $0 < \varepsilon_c < 0,0035$; $\varepsilon_s = 0,010$	$x = 0,2592 \cdot d$
Domínio II: $\varepsilon_c = 0,0035$; $\varepsilon_{sy} < \varepsilon_s < 0,010$	$x = 0,7368 \cdot d$

Fonte: Próprio autor

6. Momento resistente: análise comparativa

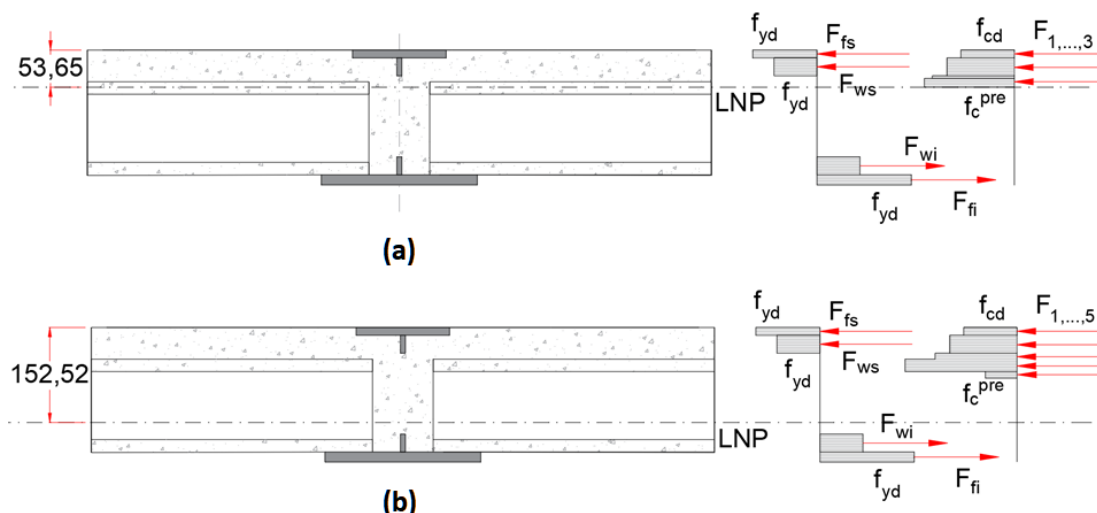
Estabelecida uma condição para a posição da linha neutra, é possível calcular o momento fletor de plastificação definido pela equação (6.1). A Tabela 6.5 mostra os valores de momento fletor e força aplicada para o esquema estático do modelo VM1-B00.

Tabela 6.5: Valores de momento fletor de plastificação para os limites dos domínios

Domínios	Posição da linha neutra* (mm)	Momento fletor de plastificação [kNm]	Força correspondente P [kN]
I	53,65	220,74	163,51
II	152,52	358,24	265,37

*d = 206,8 mm

Figura 6.7: Posições da linha neutra plástica (a) Domínio I; (b) Domínio II.



Pela teoria proposta, após conhecer a posição da linha neutra, sabe-se que a viga parcialmente revestida do modelo VM1-B00 trabalhou no domínio II, já que a linha neutra identificada nos estudos numéricos foi de 75mm, e força máxima aplicada foi de 242kN. O limite II caracteriza-se pela ruptura a compressão do concreto e escoamento do aço. As posições estabelecidas pelos limites de domínios também estão coerentes com as análises do modelo numérico, cujos resultados indicaram que a linha neutra tende a ficar posicionada entre as seções T superior e inferior. O dimensionamento de uma viga mista parcialmente revestida com lajes alveolares e perfil celular apresentam melhor aproveitamento dos materiais dentro do domínio II, que é uma região de deformações possíveis que pode levar ao Estado-Limite Último.

6.3. Rigidez à flexão

A determinar da rigidez da seção mista em regime elástico foi realizado a partir do método da homogeneização da seção mista proposta por Chen e Limazie (2018). Para aplicação do método é proposto um fator k de transformação, aferido a partir dos estudos numéricos. O fator adapta a expressão (3.4), que calcula o momento de inércia da seção mista, considerando as lajes alveolares, já que a expressão desenvolvida por Chen e Limazie (2018) foi deduzida a partir de lajes mistas com fôrma de aço incorporada. A equação (6.19) determina a momento de inércia da seção homogeneizada.

$$I_m = I_s + (A_{Ti} + A_{Ts}) \cdot (y_s - y_c)^2 + \frac{A_c}{k \cdot \alpha_e} \cdot \frac{t_s^2}{12} + \frac{A_c}{k \cdot \alpha_e} \cdot \left(\frac{t_c}{2} - y_c\right)^2 \quad (6.19)$$

Sendo,

- I_s Momento de inércia da seção de aço;
- A_s Área da seção de aço (seção com abertura);
- A_c Área de seção de concreto $A_c = (h_L - \phi_{alv}) \cdot b$;
- t_c espessura da capa de concreto, acima da laje alveolar;
- y_s altura da linha neutra elástica da seção de aço;
- y_c altura da linha neutra elástica obtida pela equação (6.20).
- A_{Ti} Área de seção T inferior;
- A_{Ts} Área de seção T superior;
- k Fator de transformação para lajes alveolares igual a 0,34;
- α_E Fator de homogeneização dos da laje de concreto, definido pela equação (6.21).

$$y_c = \left[y_s A_s + \frac{A_c}{\alpha_e} \cdot \left(\frac{t_c}{2}\right) \right] / \left(A_s + \frac{A_c}{\alpha_e} \right) \quad (6.20)$$

$$\alpha_e = \frac{E_s}{E_c} \quad (6.21)$$

6. Momento resistente: análise comparativa

A equação (6.22) define o cálculo da flecha para o esquema estático do modelo VM1-B00, os valores foram comparados com os resultados numéricos na fase linear da curva de Força aplicada versus Flecha (Figura 6.8).

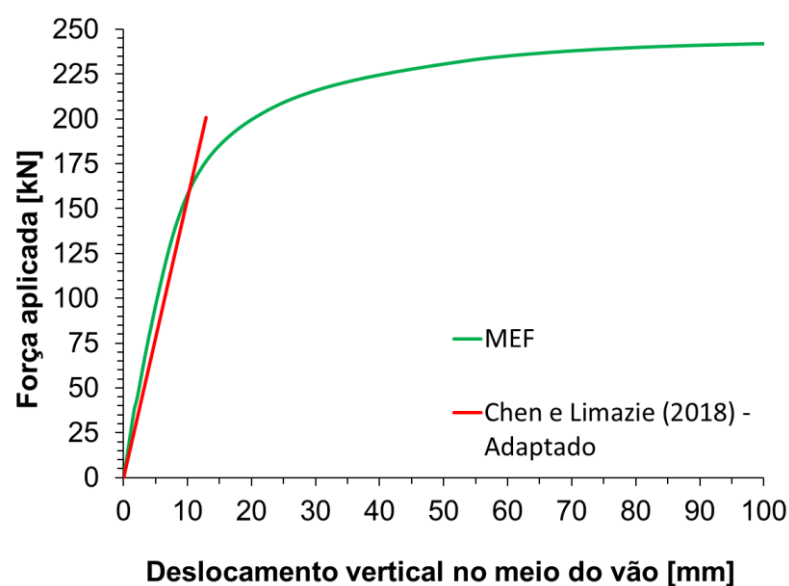
$$\delta_v = \frac{a \cdot (3 \cdot L^2) - 4 \cdot a^2 \cdot P}{24 \cdot E \cdot I_m} \quad (6.22)$$

Onde,

- δ_v Flecha no meio do vão;
- a Distância entre o apoio e a força concentrada;
- L Distância entre apoios (vão);
- P Força concentrada aplicada;
- E Módulo de elasticidade da seção de aço;
- I_m Momento de inércia da seção mista.

A Figura 6.8 mostra a comparação da curva teórica a partir do modelo de Chen e Limazie (2018) com a resposta obtida no modelo numérico.

Figura 6.8: Curva de Força Aplicada versus flecha do modelo VM1-B00 – Comparação entre o modelo numérico e teórica a partir do método de Chen e Limazie (2018) - adaptado



Fonte: Próprio autor

6. Momento resistente: análise comparativa

Os resultados indicam que o método de Chen e Limazie (2018), adaptado para o modelo VM1-B00, para determinação da rigidez em regime elástico tem uma boa correlação com os resultados numéricos, mas depende de uma avaliação mais completa para uma aplicação geral em vigas mistas de pisos de pequena altura com lajes alveolares e perfil celular.

6.4. Síntese e conclusões

Para determinar a capacidade resistente de um elemento estrutural é preciso estabelecer critérios que possam definir o estado limite em função da segurança, de forma que este limite não seja ultrapassado. A análise do comportamento dos modelos numéricos submetidos à flexão contribuiu para investigar os parâmetros que influenciam na capacidade resistente e no estudo da distribuição de tensões na seção transversal. A partir dos estudos teóricos e numéricos é possível estabelecer hipóteses e premissas coerentes que possam esclarecer e estimular novas reflexões sobre o problema. Neste capítulo foram apresentadas as análises comparativas entre os modelos, destacando-se os seguintes pontos relevantes:

- Na fase de plastificação, a linha neutra fica posicionada na região da abertura do perfil celular de aço e do alvéolo da laje de concreto, próximo ao centro geométrico correspondente ao perfil de aço.
- No início da plastificação, ocorre uma perturbação na curva de distribuição de tensões, associada ao efeito localizado de baixas tensões na região do montante da alma. Esse efeito gera queda de tensão na região do montante, caracterizando uma área de baixas tensões de tração que particulariza a análise da posição da linha neutra.
- Na maioria dos modelos avaliados, a partir da fase plástica dos materiais, para flechas iguais a 50mm e 100 mm, há dois pontos que registram tensões nulas no perfil de aço, próximos do centro geométrico da seção.
- Para análise e determinação do momento resistente, a linha neutra mais próxima da seção T superior pode ser considerada já que as tensões são baixas e correspondem a tensões de tração, não havendo contribuição da laje de concreto.

6. Momento resistente: análise comparativa

- Para efeito de determinação do momento de plastificação, define-se a seguinte hipótese: para um melhor aproveitamento das características dos materiais, a seção mista deve resistir ao momento fletor de forma que a linha neutra plástica fique posicionada, necessariamente, na abertura do perfil celular
- O momento fletor de plastificação teórico foi 23,7% inferior ao momento fletor máximo obtido na simulação numérica do modelo de referência (VM1-B00). Esta diferença pode estar relacionada às simplificações do modelo teórico, que condiciona a análise da seção crítica na abertura do perfil celular e desconsidera o concreto na resistência à tração da seção inferior.
- O dimensionamento de uma viga mista parcialmente revestida com lajes alveolares e perfil celular apresenta melhor aproveitamento dos materiais dentre destes limites de domínio.

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho alcançou objetivos importantes na compreensão do comportamento estrutural de vigas mistas parcialmente revestidas submetidas à flexão. Após uma necessária adequação de metodologia durante a pesquisa, em razão das limitações impostas pela pandemia de Covid-19, que impediram a realização do programa experimental, os modelos teóricos e simulações numéricas formaram ferramentas importantíssimas para concluir os objetivos propostos. Neste capítulo são apresentadas as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

7.1. Conclusões

A pesquisa teve como objetivo principal investigar o comportamento à flexão de vigas mistas parcialmente revestidas, compostas por lajes alveolares e perfil celular, submetidas à flexão. A partir da compreensão deste comportamento, propor procedimentos para simulações numéricas que possam representar o comportamento da seção mista, e apresentar um modelo analítico para determinação do momento fletor resistente da viga mista parcialmente revestida com esta configuração.

Para avaliar a eficiência da composição aqui proposta foi preciso investigar como se dá a transferência de forças entre aço e concreto e como aumentar a força transferida entre os componentes.

Após um amplo programa numérico e teórico desenvolvidos neste trabalho, as seguintes conclusões são apresentadas:

- Em pisos mistos de pequena altura a interação ocorre por meio do concreto passante nas aberturas do perfil celular.
- A presença da barra transversal passante nas aberturas favorece a interação entre os componentes da seção mista e aumenta a capacidade resistente em comparação com vigas sem a barra, mas o aumento do

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

diâmetro da barra não contribui de forma significativa para o aumento da capacidade resistente. As barras transversais também contribuem para melhorar a conexão aço-concreto pós-fissuração da laje.

- Para a interação de contato entre os materiais, os valores dos coeficientes de atrito demonstraram resultados satisfatórios com valor de 0,2.
- O ângulo de dilatação do concreto forneceu resultados efetivos entre os valores de 20° e 40°. Para o parâmetro de viscosidade (μ), o valor padrão 0 (zero) não atingiu convergência. O valor adotado para convergência em todos os modelos foi $\mu = 0,001$. Os valores padrão para os demais parâmetros do CDP apresentaram bons resultados.
- A curva Tensão versus Deformação do concreto à compressão, construída a partir das formulações e parâmetros propostos pelo Eurocode 2 (2004) e métodos desenvolvidos por Xu et al. (2012) e Pavlović et al. (2013), permitiu boa representação do comportamento dos materiais.
- O modelo de referência (VM1-B00), sem a barra transversal, apresentou resultado satisfatório de resistência, atingindo força máxima aplicada de 242kN.
- A análise das tensões e do dano forneceu indícios de que o primeiro modo de falha do modelo de referência (VM1-B00) foi o esmagamento do concreto na região comprimida, seguido por plastificação da viga celular na região dos apoios e no T inferior, na região de momento máximo.
- As comparações da trajetória força aplicada versus deslizamento relativo atestam a contribuição da barra na redução do deslizamento relativo.
- As análises de tensões nas barras transversais indicaram que o comprimento da barra pode ser menor que a largura da laje, em razão das baixas tensões no terço final das barras.
- Os valores de força aplicada para cada coeficiente de atrito, evidencia um pequeno acréscimo de resistência na proporção da elevação do parâmetro.

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

- Os resultados indicam que o aumento do diâmetro das aberturas, e consequente aumento da área do pino de concreto, não eleva a resistência da conexão e não reduz o deslizamento na interface.
- O modelo com abertura de 160 mm de diâmetro (VM8-D160) apresentou redução superior a 40% da força aplicada em relação ao modelo VM1-B00 (referência), com perda de rigidez já na fase linear da curva.
- A redução da espessura da mesa e da alma afetam significativamente a capacidade resistente, com perda de rigidez.
- A variação da espessura da mesa superior não apresentou influência significativa, em função da contribuição determinante da laje de concreto na resistência à compressão.
- O aumento da espessura da capa estrutural eleva consideravelmente a capacidade resistente e a rigidez da seção mista.
- A variação da taxa de armadura para controle de fissuração mostrou influência muito discreta na capacidade resistente, mas indicou contribuição relevante no controle de fissuração na região comprimida e na região de aplicação da força.
- O estudo de distribuição de tensões no perfil celular mostrou que a linha neutra fica posicionada na região da abertura do perfil celular de aço e do alvéolo da laje de concreto, próximo ao centro geométrico correspondente ao perfil de aço.
- Na região do meio do vão, a distribuição de tensões no perfil celular mostrou um efeito localizado de baixas tensões no montante da alma. Esse efeito é caracterizado por reduzidos valores de deformações e pontos de tensões nulas.
- Em razão dos efeitos localizados próximos da abertura do perfil celular, a linha neutra mais próxima da seção T superior pode ser considerada.
- para um melhor aproveitamento das características dos materiais, a seção mista deve resistir ao momento fletor de forma que a linha neutra plástica fique posicionada, necessariamente, na abertura do perfil celular.
- O modelo analítico proposto apresentou boa correlação com o modelo numérico, com precisão de 76,3%. Esta diferença pode estar relacionada

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

às simplificações do modelo teórico, que condiciona a análise da seção crítica na abertura do perfil celular e desconsidera o concreto na resistência à tração da seção inferior.

7.2. Sugestões para trabalhos futuros

O aprendizado adquirido durante o desenvolvimento deste trabalho de pesquisa provocou questionamentos importantes sobre o comportamento da seção mista, que podem e devem ser respondidos em estudos futuros. Com objetivo de contribuir na abordagem de novas abordagens, que possam aprofundar e expandir o conhecimento do sistema construtivo exposto neste trabalho, apresenta-se as seguintes indicações:

- Realização de um programa experimental com modelos em escala real de vigas mistas parcialmente revestidas em pisos de pequena altura com perfil celular e laje alveolar;
- Análise da interação aço-concreto e capacidade dos pinos de concreto como conectores de cisalhamento em vigas submetidas à flexão;
- Evolução do modelo analítico para determinação da capacidade resistente ao momento fletor;
- Investigação da largura efetiva da laje de concreto em vigas parcialmente revestidas com perfil celular;
- Estudo das barras transversais, com novos estudos sobre a variação dos diâmetros e a influência do comprimento da barra;
- Estudo da capacidade resistente ao esforço cortante;
- Estudo de interações parciais em vigas mistas parcialmente revestidas em pisos de pequena altura.
- Investigação teórica da influência da aderência entre os materiais na capacidade resistente da seção mista.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AJDUKIEWICZ, A.; KLISZCZEWICZ, A.; WEGLORZ, M. Experimental study on effectiveness of interaction between pre-tensioned hollow-core slabs and concrete topping. **Architecture Civil Engineering Environment**, v. 1, p. 57–66, 2008.

ALBERO, V. et al. Numerical study on the flexural behaviour of slim-floor beams with hollow core slabs at elevated temperature. **Engineering Structures**, v. 180, n. October 2018, p. 561–573, 2019.

ARAÚJO, D. L. **Cisalhamento na interface entre concreto pré-moldado e concreto moldado no local em elementos submetidos à flexão**. 1997. Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 1997.

ARCELORMITTAL. **ACB Vigas alveolares**. Madrid: APTA - Asociación para la Promoción Técnica del Acero, 2014.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE - **ACI 318-14: Building code requirements for Structural Concrete**. ACI Standard and Report, Farmington Hills, 2014.

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

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 7480: Aço destinado às armaduras para estruturas de concreto armado - Requisitos**. Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2022.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro, 2008.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

BADKE-NETO, A.; CALENZANI, A. F. G.; FERREIRA, W. G. Estudo de metodologias para o dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto com perfil celular. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 8, n. 6, p. 843–859, dez. 2015.

BADKE NETO, A. **Estudo de metodologias para o dimensionamento de vigas de aço e vigas mistas de e concreto com perfis celulares**. 2015. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2015.

BEHNAM, H.; KUANG, J. S.; SAMALI, B. Parametric finite element analysis of RC wide beam-column connections. **Computers and Structures**, v. 205, p. 28–44, 2018.

BRINKHUS, R. N. **Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas**. 2015. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.

BYFIELD, M. P.; DAVIES, J. M.; DHANALAKSHMI, M. Calculation of the strain hardening behaviour of steel structures based on mill tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 61, n. 2, p. 133–150, fev. 2005.

CHEN, S.; LIMAZIE, T. Composite slim floor beams with innovative shear connections. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 171, n. 1, p. 29–37, 2018.

CHEN, S.; LIMAZIE, T.; TAN, J. Flexural behavior of shallow cellular composite floor beams with innovative shear connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 106, p. 329–346, 2015.

COLDEBELLA, G. **Estudo experimental da transferência de forças de cisalhamento em pisos mistos de pequena altura com perfil celular de aço e lajes alveolares pré-fabricadas de Concreto**. 2019. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2019.

COLDEBELLA, G.; PEREIRA JUNIOR, S. E.; DE NARDIN, S. Experimental study of shear transfer in slim floor systems using precast concrete hollow core slabs and steel beam with web circular opening. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 15, n. 3, p. 1–12, 2022.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Dai, X. Lam, D. Sheehan, T. Yang, J. Zhou, K. Use of bolted shear connectors in composite construction. **Proceedings 12th international conference on Advances in Steel-Concrete Composite Structures - ASCCS 2018**. Valencia: Universitat Politècnica València, 27 jun. 2018

Dai, X. Lam, D. Sheehan, T. Yang, J. Zhou, K. Effect of dowel shear connector on performance of slim-floor composite shear beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 173, p. 106243, 2020.

DAI, X. et al. Numerical Study of Composite Steel Cellular Beam System Using Demountable Shear Connectors. **Ce/Papers**, v. 4, n. 2–4, p. 736–743, 2021.

DARWIN, D.; DONAHEY, R. C. LRFD for Composite Beams with Unreinforced Web Openings. **Journal of Structural Engineering**, v. 114, n. 3, p. 535–552, mar. 1988.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA. Abaqus 6.14 - **Analysis user's guide volume V: prescribed conditions, constraints and interactions**. Analysis User's Guide, 2014a.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA. Abaqus 6.14 - **Analysis user's guide Volume IV: Elements**. Analysis User's Guide, 2014b.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA. Abaqus 6.14 - **Analysis user's guide Volume III: materials**. Analysis User's Guide, 2014c.

DE NARDIN, S.; EL DEBS, A. L. H. C. Study of partially encased composite beams with innovative position of stud bolts. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 65, n. 2, p. 342–350, 2009.

EARIJ, A. et al. Nonlinear three-dimensional finite-element modelling of reinforced-concrete beams: Computational challenges and experimental validation. **Engineering Failure Analysis**, v. 82, n. October, p. 92–115, 2017.

PCI Design Handbook: Precast and Prestressed Concrete, Sixth Edition. PCI Industry Handbook Committee, Chicago, 2004.

ELLIOTT, K. S. Advances in precast concrete in mixed construction. **Structural Concrete**, v. 3, n. 3, p. 145–154, 2002.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ELLIOTT, K. S. Transmission length and shear capacity in prestressed concrete hollow core slabs. **Magazine of Concrete Research**, v. 66, n. 12, p. 585–602, 2014.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1992-1-1: Eurocode 2 - **Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2004.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1993-1-1. Eurocode 3: **Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2005.

EUROPEAN COMMITTEE OF STANDARDIZATION. EN 1994-1-1: Eurocode 4 - **Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2004.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON - FIB (CEB-FIB). **Planning and Design Handbook on Precast Building Structures**. Lausanne, 2013.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. A parametric study of steel-concrete composite beams with hollow core slabs and concrete topping. **Structures**, v. 28, n. July, p. 276–296, dez. 2020.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Sensitivity Analysis of Composite Cellular Beams to Constitutive Material Models and Concrete Fracture. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, v. 21, n. 01, p. 2150008, 29 jan. 2021.

FINK, J.; PETRASCHEK, T.; ONDRIS, L. Push-Out Test Parametric Simulation Study of a New Sheet-Type Shear Connector. n. Feb. 2007.

GENIKOMSOU, A. S.; POLAK, M. A. Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS. **Engineering Structures**, v. 98, p. 38–48, 2015.

GIZEJOWSKI, M. A.; SALAH, W. A. Numerical Modeling of Composite Castellated Beams. **Composite Construction in Steel and Concrete VI**, p. 554–565, 2008.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

GONÇALVES, A. B. **Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. 2015. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Viçosa. Viçosa, 2015.

GUEZOULI, S.; LACHAL, A. Numerical analysis of frictional contact effects in push-out tests. **Engineering Structures**, v. 40, p. 39–50, 2012.

HEGGER, J.; ROGGENDORF, T.; KERKENI, N. Shear capacity of prestressed hollow core slabs in slim floor constructions. **Engineering Structures**, v. 31, n. 2, p. 551–559, 2009.

HICKS, S. J.; LAWSON, R. M. **Design of Composite Beams Using Precast Concrete Slabs**. P287. ed. London: The Steel Construction Institute, 2003.

HUO, B. Y. **Experimental and analytical study of the shear transfer in composite shallow cellular floor beams**. 2012. Doctoral Thesis. City University London, London, 2012.

HUO, B. Y.; D'MELLO, C. A. Push-out tests and analytical study of shear transfer mechanisms in composite shallow cellular floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 88, p. 191–205, 2013.

JURADO, M. G. **Estudio del comportamiento estructural de los forjados tipo “slim floor” bajo cargas de servicio**. Minor Tesis. 2009. Departament d'Enginyeria de la Construcció. Universitat Politècnica de Catalunya, 2009.

KATWAL, U.; TAO, Z.; HASSAN, M. K. Finite element modelling of steel-concrete composite beams with profiled steel sheeting. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 146, p. 1–15, 2018.

KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure modes for castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 4, n. 4, p. 295–315, jan. 1984.

KMIECIK, P.; KAMIŃSKI, M. Modelling of reinforced concrete structures and composite structures with concrete strength degradation taken into consideration. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, v. 11, n. 3, p. 623–636, 2011.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

LAM, D. **Composite steel beams using precast concrete hollow core floor slabs**. Ph.D. thesis. University of Nottingham. Nottingham, 1998.

LAM, D. Composite steel beams with precast hollow core slabs: behaviour and design. **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 4, n. 2, p. 179–185, 2002.

LAM, D. et al. Slim-floor construction - design for ultimate limit state. **Steel Construction**, v. 8, n. 2, p. 79–84, maio 2015.

LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Experiments on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 140, n. 2, p. 127–138, 2000a.

LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Parametric study on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 54, n. 2, p. 283–304, 2000b.

LAWSON, R. M.; MULLETT, D. L.; RACKHAM, J. W. Design of Asymmetric Slimflor Beams using Deep Composite Decking. SCI P175 ed. London: **Steel Construction Institute**, 1997.

LAWSON, R. M. et al. Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 6, p. 614–629, jun. 2006.

LAWSON, R. M.; HANUS, F.; SONCK, D. Large web openings in steel and composite beams. **Steel Construction**, v. 10, n. 2, p. 168–175, 2017.

LAWSON, R. M.; HICKS, S. J. **Design of composite beams with large web openings**. P355. ed. London: The Steel Construction Institute, 2011.

LAWSON, R. M.; SAVERIRAJAN, A. H. A. Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 10, p. 1426–1434, out. 2011.

LEE, J.; FENVES, G. L. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 124, n. 8, p. 892–900, 1998.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

LIMAZIE, T.; CHEN, S. Numerical procedure for nonlinear behavior analysis of composite slim floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 106, p. 209–219, 2015.

LIMAZIE, T.; CHEN, S. FE modeling and numerical investigation of shallow cellular composite floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 119, p. 190–201, 2016.

LIMAZIE, T.; CHEN, S. Effective shear connection for shallow cellular composite floor beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 128, p. 772–788, jan. 2017.

LU, X.; MÄKELÄINEN, P. Slim Floor Developments in Sweden and Finland. **Structural Engineering International**, v. 6, n. 2, p. 127–129, 23 maio 1996.

LUBLINER, J. et al. A plastic-damage model for concrete. **International Journal of Solids and Structures**, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.

MALM, R. **Predicting shear type crack initiation and growth in concrete with non-linear finite element method**. Stockholm: Royal Institute of Technology - KTH, 2009.

MICHAŁ, S.; ANDRZEJ, W. Calibration of the CDP model parameters in Abaqus. **the 2015 world congress on Advances in structural Engineering and Mechanics (ASEM15)**, p. 1–11, 2015.

MINHANELI, V. D. C. **Avaliação do comportamento estrutural de vigas mistas para sistemas de piso tipo slim floor formadas por perfis de aço com grandes aberturas na alma**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2018.

MOY, S. S. J.; TAYLER, C. The Effect of Precast Concrete Planks on Shear Connector Strength. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 36, n. 3, p. 201–213, 1996.

MÜLLER C.; HECHLER, O.; BUREAU, A.; BITAR, D.; JOYEUX, D.; CAJOT, L. G.; DEMARCO, T.; LAWSON, R. M.; HICKS, S.; DEVINE, P.; LAGERQVIST, O.; HEDMAN-PÉTURSSON, O.; UNOSSON, E.; FELDMANN, M. **Large web openings for service integration in composite floors: Final report for ECSC Research**

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Contract 7210-PR-315. Luxembourg: Office for Official Publications of the European Communities, 2006.

MULLETT, D. L.; LAWSON, R. M. **Slim Floor construction using deep decking.** SCI-P127 ed. London: The Steel Construction Institute, 1993.

NATIONAL STANDARD OF THE PEOPLE'S REPUBLIC OF CHINA. **GB-50010-2002 - Code for Design of Concrete Structures.** Beijing, 2002.

NGUYEN, T. N. H.; TAN, K. H.; KANDA, T. Investigations on web-shear behavior of deep precast, prestressed concrete hollow core slabs. **Engineering Structures**, v. 183, n. August 2018, p. 579–593, 2019.

OLIVEIRA, L. B. **Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura.** 2012. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2012.

PAES, J. L. R. **Aportaciones al análisis del comportamiento estructural de sistemas forjados mixtos tipo "Slim floor".** 2003. 403 p. Tese de Doutorado – Programa de Doctorat d'Enginyeria de la Construcció, Universitat Politècnica de Catalunya, Barcelona, 2003.

PAJARI, M.; KOUKKARI, H. Shear Resistance of PHC Slabs Supported on Beams. I: Tests. **Journal of Structural Engineering**, v. 124, n. 9, p. 1050–1061, set. 1998.

PAVLOVIĆ, M. et al. Bolted shear connectors vs. headed studs behaviour in push-out tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 88, p. 134–149, set. 2013.

PETRUCELLI, N. S. **Considerações sobre projeto e fabricação de lajes alveolares protendidas.** 2009. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2009.

PIANA, F. et al. Ultimate strength prediction of steel – concrete composite cellular beams with PCHCS. **Engineering Structures**, v. 236, n. October 2020, p. 112082, 2021.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

PIASSI, A. D. **Proposição de formulação da rigidez rotacional de vigas mistas com perfil celular para determinação do momento crítico elástico à flambagem lateral com distorção**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2016.

PIASSI, A. D. et al. Lateral distortional buckling of cellular composite-beams. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 11, n. 2, p. 331–356, abr. 2018.

QURESHI, J.; LAM, D.; YE, J. Finite element modelling of shear connection behaviour in a push test using profiled sheeting. **Advances and Trends in Structural Engineering, Mechanics and Computation - Proceedings of the 4th International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation, SEMC 2010**, n. May 2014, p. 679–682, 2010.

QURESHI, J.; LAM, D.; YE, J. Finite Element Modelling of Shear Connection Behaviour in a Push Test Using Profiled Steel Sheeting. **Advances and Trends in Structural Engineering, Mechanics and Computation**, n. September, p. 679–682, 2011.

RACKHAM, J. W.; HICKS, S. J.; NEWMAN, G. M. **Design of Asymmetric Slimflor Beams with Precast Concrete Slabs**. P342. ed. London: The Steel Construction Institute, 2006.

REDWOOD, R. Behaviour of composite castellated beams. **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 2, n. 2, p. 164–168, abr. 2000.

REWERS, I. Numerical Analysis of RC beam with High Strength Steel Reinforcement using CDP model. **IOP Conference Series: Materials Science and Engineering**, v. 471, n. 2, p. 0–10, 2019.

SILVA, A. L. R. C. **Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial**. Tese de Doutorado. Universidade Federal De Minas Gerais, Belo Horizonte, 2006.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 105, p. 119–128, 2015.

SONCK, D.; VAN IMPE, R.; BELIS, J. Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members. **Construction and Building Materials**, v. 54, p. 512–519, 2014.

SOUZA, J. R. DE. **Avaliação da resistência à força cortante de lajes alveolares protendidas em piso misto de altura reduzida por meio de modelagem computacional**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Goiás, Goiânia, 2021.

SOUZA, P. T. **Análise teórica e experimental de pisos mistos de pequena altura compostos por vigas metálicas e lajes alveolares de concreto**. Dissertação de Mestrado. Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016.

TAHMASEBINIA, F.; RANZI, G.; ZONA, A. Beam tests of composite steel-concrete members: A three-dimensional finite element model. **International Journal of Steel Structures**, v. 12, n. 1, p. 37–45, 2012.

THEVENDRAN, V.; SHANMUGAM, N. E. Lateral Buckling of Doubly Symmetric Beams Containing Openings. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 117, n. 7, p. 1427–1441, jul. 1991.

TSAVDARIDIS, K. D. **Structural performance of perforated steel beams with novel web openings and with partial concrete encasement**. Doctoral Thesis, City University London, London, 2010.

XU, C. et al. Parametrical static analysis on group studs with typical push-out tests. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 72, p. 84–96, may, 2012.

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

Determinação do momento fletor de plastificação

$$b := 930 \text{ mm} \quad h_p := 150 \text{ mm} \quad t_c := 50 \text{ mm} \quad \phi_{alv} := 110 \text{ mm} \quad g := 60 \text{ mm}$$

$$d_g := 216 \text{ mm} \quad d_0 := 130 \text{ mm} \quad t_w := 8 \text{ mm} \quad t_{fi} := 16 \text{ mm} \quad b_{fs} := 150 \text{ mm} \quad h_L := 200 \text{ mm}$$

$$t_{fs} := 12.5 \text{ mm} \quad h_a := 28.75 \text{ mm} \quad b_{fi} := 250 \text{ mm} \quad L := 3800 \text{ mm} \quad a := 1.35 \text{ m}$$

$$f_y := 250 \text{ MPa} \quad E := 200000 \text{ MPa}$$

$$E_c := 32837 \text{ MPa} \quad E_{c_pre} := 35221 \text{ MPa} \quad f_{ck} := 30 \text{ MPa} \quad f_{ctm} := 3.509 \text{ MPa} \quad f_{ck_pre} := 40 \text{ MPa} \quad \gamma_{a1} := 1.0 \quad \gamma_c := 1.0$$

$$f_{cd} := \frac{f_{ck}}{\gamma_c} = 30 \text{ MPa} \quad f_{cd_pre} := \frac{f_{ck_pre}}{\gamma_c} = 40 \text{ MPa} \quad f_{yd} := \frac{f_y}{\gamma_{a1}} = 250 \text{ MPa} \quad y_{fi} := 208 \text{ mm}$$

$$y_{fs} := 6.25 \text{ mm}$$

$$y_{ws} := 26.9 \text{ mm}$$

$$y_{wi} := 185.6 \text{ mm}$$

$$y_{ab} := 106.25 \text{ mm}$$

$$A_{Ts} := (b_{fs} \cdot t_{fs}) + (h_a \cdot t_w) = 2105 \text{ mm}^2$$

$$A_{Ti} := (b_{fi} \cdot t_{fi}) + (h_a \cdot t_w) = 4230 \text{ mm}^2$$

$$A_{fi} := b_{fi} \cdot t_{fi}$$

$$A_{fs} := b_{fs} \cdot t_{fs}$$

$$A_{ws} := h_a \cdot t_w \quad A_{wi} := A_{ws}$$

$$y_{Ts} := \frac{A_{fs} \cdot y_{fs} + A_{ws} \cdot y_{ws}}{(A_{fs} + A_{ws})} = 8.51 \text{ mm}$$

$$y_{Ti} := \frac{A_{fi} \cdot y_{fi} + A_{wi} \cdot y_{wi}}{(A_{fi} + A_{wi})} = 206.78 \text{ mm}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

Estágio I - Linha neutra plástica na face inferior da mesa superior

$$y_c := t_{fs} = 12.5 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 203.5 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := b_{fs} \cdot \frac{y_c^2}{2} = 11718.75 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := b_{fs} \cdot \frac{(t_{fs} - y_c)^2}{2} + A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + (A_{ws} \cdot (0.5 \cdot h_a + t_{fs} - y_c) + A_{wi} \cdot (y_t - t_{fi} - 0.5 \cdot h_a)) = 825125 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := (b - b_{fs}) \cdot \frac{y_c^2}{2} = 60937.5 \text{ mm}^3$$

$$M_{PLI} := f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + (f_{cd} \cdot Z_c) = 211.04 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P_I := \frac{M_{PLI}}{a} = 156.33 \text{ kN}$$

Estágio II - Linha neutra plástica no limite inferior da seção T superior

$$y_c := t_{fs} + h_a = 41.25 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 174.75 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := A_{fs} \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \frac{y_c - t_{fs}}{2} \right) = 68931.25 \text{ mm}^3$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{ws} \cdot \left(\frac{h_a + t_{fs} - y_c}{2} \right) + A_{wi} \cdot (y_t - t_{fi} - 0.5 \cdot h_a) = 700206.25 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot \frac{(y_c - t_{fs})^2}{2} \right) = 722295.31 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_{II}} := f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c = 213.95 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P_{II} := \frac{M_{Pl_{II}}}{a} = 158.48 \text{ kN}$$

Estágio III - Linha neutra plástica na face superior da laje alveolar

$$y_c := t_c = 50 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 166 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + (A_{ws}) \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) = 87350 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{wi} \cdot \left(y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2} \right) = 663193.75 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) = 1075150 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_{III}} := f_{yd} \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{cd} \cdot Z_c = 219.89 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_{III}}}{a} = 162.88 \text{ kN}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

Estágio IV - Linha neutra plástica no início dos alvéolos da laje alveolar

$$y_c := t_c + \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) = 70 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 146 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) = 129450 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{wi} \cdot \left(\frac{y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2}}{2} \right) = 565296.88 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \left(\frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) \right) + \left(g \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) = 1825096.88 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) = 348000 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_IV} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 242.36 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_IV}}{1.35 \text{ m}} = 179.53 \text{ kN}$$

Estágio V - Linha neutra plástica no centro da abertura da viga celular

$$y_c := t_{fs} + h_a + \frac{d_0}{2} = 106.25 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 109.75 \text{ mm}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) = 205756.25 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{wi} \cdot \left(\frac{y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2}}{2} \right) = 416128.13 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \right) \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \right) \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) + \left(b \cdot \left(\frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) \right) + \left(g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right) = 3209556.25 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{atv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) = 978750 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_V} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 290.91 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_V}}{a} = 215.49 \text{ kN}$$

Estágio VI - Linha neutra plástica no limite superior da seção T inferior

$$y_c := t_{fs} + h_a + d_0 = 171.25 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 44.75 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) = 342581.25 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{wi} \cdot \left(\frac{y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2}}{2} \right) = 148653.13 \text{ mm}^3$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \left(\frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) \right) + \left(g \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) = 5978371.88 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) = 2109750 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_VI} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 386.55 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_VI}}{1.35 \text{ m}} = 286.33 \text{ kN}$$

Estágio VII - Linha neutra plástica no final dos alvéolos da laje alveolar

$$y_c := t_c + h_p - \frac{h_p - \phi_{alv}}{2} = 180 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 36 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(t_w \cdot \left(\frac{(y_c - 0.5 \cdot t_{fs} - h_a - d_0)^2}{2} \right) \right) = 361900 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + t_w \cdot \left(\frac{(y_t - t_{fi})^2}{2} \right) = 113600 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \left(\frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) \right) + \left(g \cdot (h_p - h_a) \cdot \left(y_c - t_{fs} - h_a - \frac{d_0}{2} \right) \right) = 6325156.25 \text{ mm}^3$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$Z_{c_pre} := (b-g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) + \left((b-g) \cdot \frac{\left(y_c - t_c - \frac{h_p}{2} - \frac{\phi_{alv}}{2} \right)^2}{2} \right) = 2262000 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_VII} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 399.11 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_VII}}{a} = 295.64 \text{ kN}$$

Estágio VIII - Linha neutra plástica na face superior da mesa inferior

$$y_c := d_g - t_{fi} = 200 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 16 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(t_w \cdot \left(\frac{y_c - 0.5 \cdot t_{fs} - h_a - d_0}{2} \right)^2 \right) = 408000 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + t_w \cdot \left(\frac{(y_t - t_{fi})^2}{2} \right) = 32000 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \left(\frac{t_c - t_{fs} - h_a}{2} \right)^2 \right) + \left(g \cdot (h_p - h_a) \cdot \left(y_c - t_{fs} - h_a - \frac{d_0}{2} \right) \right) = 7195806.25 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b-g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) + \left((b-g) \cdot \frac{\left(y_c - t_c - \frac{h_p}{2} - \frac{\phi_{alv}}{2} \right)^2}{2} \right) = 2784000 \text{ mm}^3$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$M_{Pl_VIII} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 437.23 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_VIII}}{1.35 \text{ m}} = 323.88 \text{ kN}$$

Cálculo Momento de plastificação do Modelo VM1-B00

$$A_{Ts} = 2105 \text{ mm}^2 \quad d_{Ts} := y_c - y_{Ts} = 191.49 \text{ mm} \quad F_{Ts} := A_{Ts} \cdot f_{yd} = 526.25 \text{ kN}$$

$$A_{c1} := t_c \cdot (b - b_{fs}) = 39000 \text{ mm}^2 \quad d_{c1} := y_c - 0.5 t_c = 175 \text{ mm} \quad F_{c1} := A_{c1} \cdot f_{cd} = 1170 \text{ kN}$$

$$A_{c2} := (t_c - t_{fs}) \cdot (b_{fs} - t_w) = 5325 \text{ mm}^2 \quad d_{c2} := y_c - 0.5 t_{fs} - 0.5 t_c = 168.75 \text{ mm} \quad F_{c2} := A_{c2} \cdot f_{cd} = 159.75 \text{ kN}$$

$$A_{c3} := g \cdot (y_c - t_c) = 9000 \text{ mm}^2 \quad d_{c3} := \frac{y_c - t_c}{2} = 75 \text{ mm} \quad F_{c3} := A_{c3} \cdot f_{cd} = 270 \text{ kN}$$

$$A_{c4} := ((b - g) \cdot (h_p - \phi_{alv}) \cdot 0.5) = 17400 \text{ mm}^2 \quad d_{c4} := y_c - t_c - 0.5 \cdot (h_p - \phi_{alv}) = 130 \text{ mm} \quad F_{c4} := A_{c4} \cdot f_{cd_pre} = 696 \text{ kN}$$

$$A_{Ti} = 4230 \text{ mm}^2 \quad d_{Ti} := y_{Ti} - y_c = 6.78 \text{ mm} \quad F_{Ti} := A_{Ti} \cdot f_{yd} = 1057.5 \text{ kN}$$

$$M_1 := -0.5 \cdot g \cdot f_{cd} = -900 \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$M_2 := g \cdot (t_c \cdot f_{cd}) = 90000 \text{ N}$$

$$M_3 := -F_{Ti} \cdot y_{Ti} - F_{Ts} \cdot y_{Ts} - 0.5 \cdot (0.5 \cdot F_{c1} \cdot t_c) - 0.5 \cdot (F_{c2} \cdot (t_{fs} - t_c)) - F_{c4} \cdot (t_c + 0.5 \cdot (h_p - \phi_{alv})) + 0.5 \cdot g \cdot f_{cd} \cdot t_c^2 = -281248125 \text{ N} \cdot \text{mm}$$

$$M_4 := (-F_{Ti} - F_{Ts} - F_{c1} - F_{c2} - F_{c4}) = -3609500 \text{ N}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$-900 \cdot y_c^2 + y_c \cdot (90000 - 3609500) + 281248125 = 0 \xrightarrow{\text{solve}} \left[\begin{array}{l} \frac{5 \cdot \sqrt{53597494}}{18} - \frac{35195}{18} \\ -\frac{5 \cdot \sqrt{53597494}}{18} - \frac{35195}{18} \end{array} \right]$$

$$y_c := \left(\frac{5 \cdot \sqrt{53597494}}{18} - \frac{35195}{18} \right) \text{ mm} = 78.34 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 137.66 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := A_{Ts} \cdot (y_c - y_{Ts}) = 147004.01 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{Ti} \cdot (y_{Ti} - y_c) = 543301.65 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(0.5 \cdot b \cdot (t_c - t_{fs} - h_a)^2 \right) + \left(g \cdot \frac{(y_c - t_c)^2}{2} \right) = 2126855.37 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot \left(y_c - t_c - \frac{h_p - \phi_{alv}}{4} \right) = 319149.54 \text{ mm}^3$$

$$M_{PLV} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 249.15 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{PLV}}{a} = 184.55 \text{ kN}$$

Cálculo do momento de plastificação pelo critério das equações de compatibilidade

$$d := y_{Ti}$$

Domínio I

$$x := 0.2592 \cdot d \quad y_c := x$$

$$y_c = 53.6 \text{ mm}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$y_t := d_g - y_c = 162.4 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) = 94923.59 \text{ mm}^3$$

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{wi} \cdot \left(\frac{y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2}}{2} \right) = 632791.5 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \left(\frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) \right) + \left(g \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) = 1210175.09 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{atv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) = 62603.51 \text{ mm}^3$$

$$M_{Pl_{IV}} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 220.74 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{Pl_{IV}}}{1.35 \text{ m}} = 163.51 \text{ kN}$$

$$d := y_{Ti} = 206.78 \text{ mm} \quad \text{Domínio II}$$

$$x := 0.7368 d \quad y_c := x$$

$$y_c = 152.36 \text{ mm}$$

$$y_t := d_g - y_c = 63.64 \text{ mm}$$

$$Z_{ac} := (A_{fs}) \cdot (y_c - 0.5 \cdot t_{fs}) + \left(A_{ws} \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) = 302811.49 \text{ mm}^3$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$Z_{at} := A_{fi} \cdot (y_t - 0.5 \cdot t_{fi}) + A_{wi} \cdot \left(\frac{y_t - t_{fi} - \frac{h_a}{2}}{2} \right) = 226397.81 \text{ mm}^3$$

$$Z_c := \left((b - b_{fs}) \cdot t_{fs} \cdot \left(y_c - \frac{t_{fs}}{2} \right) \right) + \left((b - t_w) \cdot h_a \cdot \left(y_c - t_{fs} - \frac{h_a}{2} \right) \right) + \left(b \cdot \left(\frac{(t_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) \right) + \left(g \cdot \frac{(y_c - t_{fs} - h_a)^2}{2} \right) = 5156701.98 \text{ mm}^3$$

$$Z_{c_pre} := (b - g) \cdot \left(\frac{h_p - \phi_{alv}}{2} \right) \cdot (y_c - t_c) = 1781011.83 \text{ mm}^3$$

$$M_{PLV} := f_y \cdot (Z_{ac} + Z_{at}) + f_{ck} \cdot Z_c + (Z_{c_pre} \cdot f_{cd_pre}) = 358.24 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$P := \frac{M_{PLV}}{1.35 \text{ m}} = 265.37 \text{ kN}$$

Determinação do momento de inércia da seção mista e comparação da flecha

$$I_{ss} := \left(\left(b_{fs} \cdot \frac{t_{fs}^3}{12} \right) + A_{fs} \cdot (134.65 \text{ mm})^2 \right) + \left(\left(t_w \cdot \frac{h_a^3}{12} \right) + (t_w \cdot h_a) \cdot (114.02 \text{ mm})^2 \right) = 37025302.59 \text{ mm}^4$$

$$I_{si} := \left(\left(b_{fi} \cdot \frac{t_{fi}^3}{12} \right) + A_{fi} \cdot (67.10 \text{ mm})^2 \right) + \left(\left(t_w \cdot \frac{h_a^3}{12} \right) + (t_w \cdot h_a) \cdot (44.73 \text{ mm})^2 \right) = 18570993.55 \text{ mm}^4$$

$$I_s := I_{ss} + I_{si} = 55596296.14 \text{ mm}^4 \quad D_c := 0 \text{ mm} \quad \alpha_e := \frac{E}{E_c} = 6.09$$

$$I_{s2} := 58133613.39 \text{ mm}^4$$

$$y_s := 140.90 \text{ mm} \quad A_c := (h_L - \phi_{alv}) \cdot b$$

$$A_s := (A_{Ts} + A_{Ti}) = 6335 \text{ mm}^2 \quad k := 0.34$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$y_{ec} := \frac{\left(y_s \cdot A_s + \frac{A_c}{\alpha_e} \cdot \left(\frac{t_c}{2} - D_c \right) \right)}{\frac{A_c}{\alpha_e} + A_s} = 61.57 \text{ mm}$$

$$I_{comp} := I_s + (A_s) \cdot (y_s - y_{ec})^2 + \frac{A_c}{k \cdot \alpha_e} \cdot \frac{(t_c)^2}{12} + \left(\frac{A_c}{k \cdot \alpha_e} \right) \cdot \left(\frac{t_c}{2} - D_c - y_{ec} \right)^2 = 157938826.96 \text{ mm}^4$$

Exemplo: $P := 100 \text{ kN}$

$$\delta_{VM1_B00} := \frac{(a) \left((3 \cdot L^2) - 4 \cdot (a)^2 \right) \cdot P}{24 E \cdot I_{comp}} = 6.42 \text{ mm}$$

Considerando flecha máxima (ELS) de L/350

$$\delta_{max} := \frac{L}{350} = 10.86 \text{ mm}$$

$$P := 24 E \cdot \frac{I_{comp} \cdot \delta_{max}}{(a) \left((3 \cdot L^2) - 4 \cdot (a)^2 \right)} = 169.22 \text{ kN}$$

Força resistente ao cisalhamento - Conectores

Modelo **VM1-B00**

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$d_0 := 130 \text{ mm} \quad f_y := 500 \text{ MPa} \quad a := 1.68 \quad \phi_b := 0 \text{ mm}$$

$$f_{ck} := 30 \text{ MPa} \quad t_w := 8 \text{ mm} \quad b := 1.44 \quad c := 1.3 \quad d := 1.15$$

$$f_{cu} := \frac{f_{ck} + 1.8445 \text{ MPa}}{0.8552} = 37.24 \text{ MPa}$$

$$e := 1.2 \quad f := 2.1$$

$$E_c := 35418 \text{ MPa}$$

$$f_{ctm} := \left(0.3 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{f_{ck}}{\text{MPa}} \right)^2} \right) \text{ MPa} = 2.9 \text{ MPa} \quad l := 3800 \text{ mm} \quad d_g := 216 \text{ mm}$$

$$A_c := t_w \cdot d_0 = 1040 \text{ mm}^2 \quad A_t := \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} = 13273.23 \text{ mm}^2$$

$$A_b := \frac{\pi \cdot \phi_b^2}{4} = 0 \text{ mm}^2 \quad E_a := 210000 \text{ MPa}$$

$$Q_c := f_y \cdot A_b = 0 \text{ kN}$$

$$R_{c1} := a \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + b \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 120.42 \text{ kN}$$

$$R_{c2} := a \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + b \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_c = 120.42 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 1083.79 \text{ kN} \quad \text{Huo (2012)}$$

$$R_{c1} := c \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + d \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 94.56 \text{ kN}$$

$$R_{c2} := c \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + d \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_c = 94.56 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 851 \text{ kN} \quad \text{Chen et al. (2015)}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$R_{c1} := e \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + f \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 127.21 \text{ kN} \quad \text{Limazie e Chen (2017)}$$

$$R_{c2} := e \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + f \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) \cdot \left(1 + 13.5 \cdot \frac{E_a \cdot A_b}{E_c \cdot A_c} \right) = 127.21 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 1144.86 \text{ kN}$$

Modelo VM2-3B12

$$d_0 := 130 \text{ mm} \quad f_y := 500 \text{ MPa} \quad a := 1.68 \quad \phi_b := 12.7 \text{ mm}$$

$$f_{ck} := 30 \text{ MPa} \quad t_w := 8 \text{ mm} \quad b := 1.44 \quad c := 1.3 \quad d := 1.15$$

$$f_{ctm} := \left(0.3 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{f_{ck}}{\text{MPa}} \right)^2} \right) \text{ MPa} = 2.9 \text{ MPa} \quad l := 3800 \text{ mm} \quad d_g := 216 \text{ mm}$$

$$A_c := t_w \cdot d_0 = 1040 \text{ mm}^2 \quad A_t := \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} = 13273.23 \text{ mm}^2$$

$$A_b := \frac{\pi \cdot \phi_b^2}{4} = 126.68 \text{ mm}^2$$

$$Q_c := f_y \cdot A_b = 63.34 \text{ kN}$$

$$R_{c1} := a \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + b \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 120.42 \text{ kN}$$

$$R_{c2} := a \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + b \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_c = 183.76 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 1273.8 \text{ kN} \quad \text{Huo (2012)}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$R_{c1} := c \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + d \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 94.56 \text{ kN}$$

$$R_{c2} := c \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + d \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_c = 157.89 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 1041.02 \text{ kN} \quad \text{Chen et al. (2015)}$$

$$R_{c1} := e \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + f \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 127.21 \text{ kN} \quad \text{Limazie e Chen (2017)}$$

$$R_{c2} := e \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + f \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) \cdot \left(1 + 13.5 \cdot \frac{E_a \cdot A_b}{E_c \cdot A_c}\right) = 914.36 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 3506.31 \text{ kN}$$

Modelo VM3-3B16

$$d_0 := 130 \text{ mm} \quad f_y := 500 \text{ MPa} \quad a := 1.68 \quad \phi_b := 16 \text{ mm}$$

$$f_{ck} := 30 \text{ MPa} \quad t_w := 8 \text{ mm} \quad b := 1.44 \quad c := 1.3 \quad d := 1.15$$

$$f_{ctm} := \left(0.3 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{f_{ck}}{\text{MPa}}\right)^2}\right) \text{ MPa} = 2.9 \text{ MPa} \quad l := 3800 \text{ mm} \quad d_g := 216 \text{ mm}$$

$$A_c := t_w \cdot d_0 = 1040 \text{ mm}^2 \quad A_t := \frac{\pi \cdot d_0^2}{4} = 13273.23 \text{ mm}^2$$

$$Q_c := f_y \cdot A_b = 100.53 \text{ kN} \quad A_b := \frac{\pi \cdot \phi_b^2}{4} = 201.06 \text{ mm}^2$$

$$R_{c1} := a \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + b \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 120.42 \text{ kN}$$

APÊNDICE A – MEMÓRIA DE CÁLCULO

$$R_{c2} := a \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + b \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_c = 220.95 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 1385.38 \text{ kN} \quad \text{Huo (2012)}$$

$$R_{c1} := c \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + d \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 94.56 \text{ kN}$$

$$R_{c2} := c \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + d \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) + Q_c = 195.09 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 1152.6 \text{ kN} \quad \text{Chen et al. (2015)}$$

$$R_{c1} := e \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + f \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) = 127.21 \text{ kN} \quad \text{Limazie e Chen (2017)}$$

$$R_{c2} := e \cdot (f_{cu} \cdot A_c) + f \cdot (f_{ctm} \cdot A_t) \cdot \left(1 + 13.5 \cdot \frac{E_a \cdot A_b}{E_c \cdot A_c} \right) = 1376.57 \text{ kN}$$

$$\Sigma R_c := 6 \cdot R_{c1} + 3 \cdot R_{c2} = 4892.96 \text{ kN}$$

APÊNDICE B – ESTUDO CDP

Resultados das simulações com as variações do ângulo de atrito e parâmetro de viscosidade

Conforme analisado no item 4.5.1, a representação numérica do comportamento do concreto é um desafio complexo. Neste apêndice apresenta-se também a influência dos parâmetros constitutivos do CDP, para modelagem do concreto moldado *in loco*. A Figura B - 1 mostra a variação de dois parâmetros, ângulo de dilatação e parâmetro de viscosidade, e suas influências no comportamento da seção mista, a partir das alterações nestes parâmetros que condicionam a resposta do comportamento do concreto moldado *in loco* em estado de deformação. A Tabela B - 1 mostra os valores de força aplicada por etapas de deslocamento.

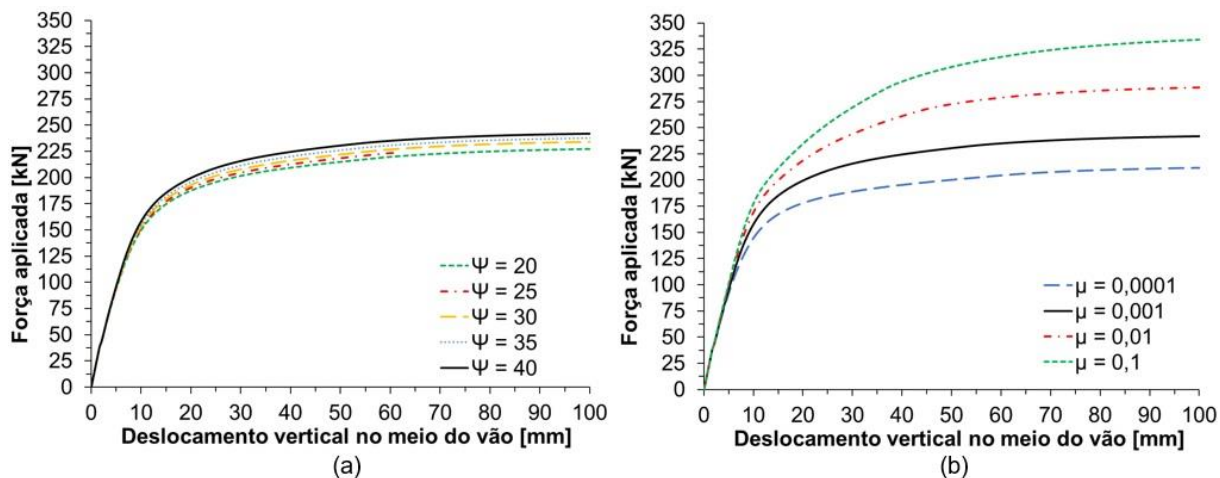
Tabela B - 1: Variações do ângulo de atrito e parâmetro de viscosidade

	Modelos	Ângulo de dilatação (ψ)*	Excentricidade (ϵ)	$(\sigma_{b0}/\sigma_{c0})$	Fator de forma (K_c)	Viscosidade (μ)*
1	VM1-B00 (referência)	40°	0,1	1,16	0,667	0,001
49	VM49-AD20	20°	0,1	1,16	0,667	0,001
50	VM50-AD25	25°	0,1	1,16	0,667	0,001
51	VM51-AD30	30°	0,1	1,16	0,667	0,001
52	VM52-AD35	35°	0,1	1,16	0,667	0,001
53	VM53-V01	40°	0,1	1,16	0,667	0,1
54	VM54-V001	40°	0,1	1,16	0,667	0,01
55	VM55-V00	40°	0,1	1,16	0,667	0,0001

* Concreto moldado *in loco*;

Fonte: Próprio autor

Figura B - 1: Gráficos Força versus deslocamento vertical (a) Ângulo de dilatação; (b) parâmetro de viscosidade



Fonte: Próprio autor

A adoção dos ângulos de dilatação nos modelos seguiu os critérios de validação no estudo comparativo com os resultados experimentais de referência, apresentados no Capítulo 4.5, e que simularam determinados comportamentos de estados físicos do concreto, que geralmente são aferidos por análise comparativa com dados experimentais. O ângulo de dilatação demonstrou uma influência crescente na capacidade resistente do modelo para valores mais elevados. O modelo VM49-AD20, com ângulo de 20°, apresentou a menor força máxima aplicada e o modelo VM50-AD25 (25°) teve o menor deslocamento com 62 mm. Os modelos com valores acima de 30° apresentaram comportamentos equivalentes e coerentes, confirmando uma faixa recomendável entre 30° e 40° para este tipo de seção mista e concreto comum, como mostra a Tabela B - 2.

Tabela B - 2: Força aplicada por deslocamento vertical no meio do vão – Parâmetros CDP

Modelos	Força aplicada (kN)					
	$\delta = 10 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 50 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$	$\delta = 100 \text{ mm}$	$P/P_{ref.}$
$\Psi = 40^\circ$	158	1,00	231	1,00	242	1,00
$\Psi = 20^\circ$	150	0,95	215	0,93	227	0,94
$\Psi = 25^\circ$	152	0,96	218	0,95	224	0,92
$\Psi = 30^\circ$	153	0,97	222	0,96	234	0,97
$\Psi = 35^\circ$	156	0,98	226	0,98	238	0,98
$\mu = 0,001$	158	1,00	231	1,00	242	1,00
$\mu = 0,0001$	145	0,91	200	0,87	212	0,87
$\mu = 0,01$	170	1,07	272	1,18	288	1,19
$\mu = 0,1$	179	1,13	308	1,34	334	1,38

APÊNDICE B – ESTUDO CDP

Como já analisado neste trabalho, o parâmetro de viscosidade é uma a solução matemática para complexidade de convergência em modelos constitutivos que buscam representar a degradação do material, em estado de deformação. Os resultados indicam que este parâmetro tem alto grau de influência no comportamento da seção mista e deve ser adotado com prudência para não influenciar artificialmente a resposta do sistema estrutura. É possível identificar uma influência maior do parâmetro na fase inelástica da curva (Figura B - 1), sendo recomendável um estudo sensível para problemas de análise plástica.

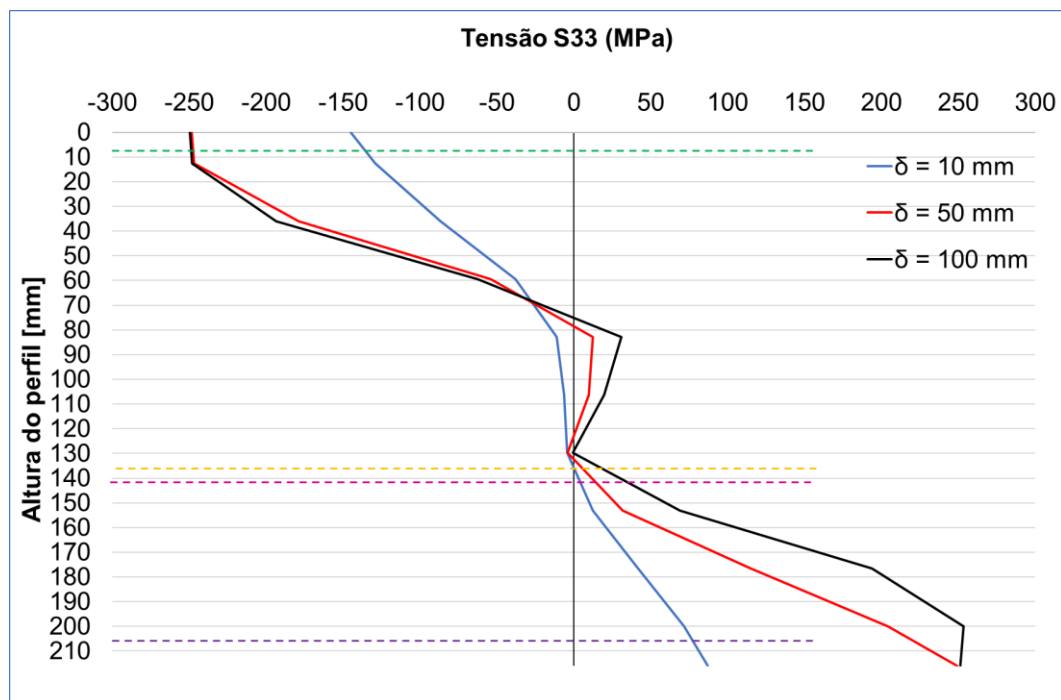
APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

Estudo das linhas neutras dos modelos parametrizados:

Legenda:

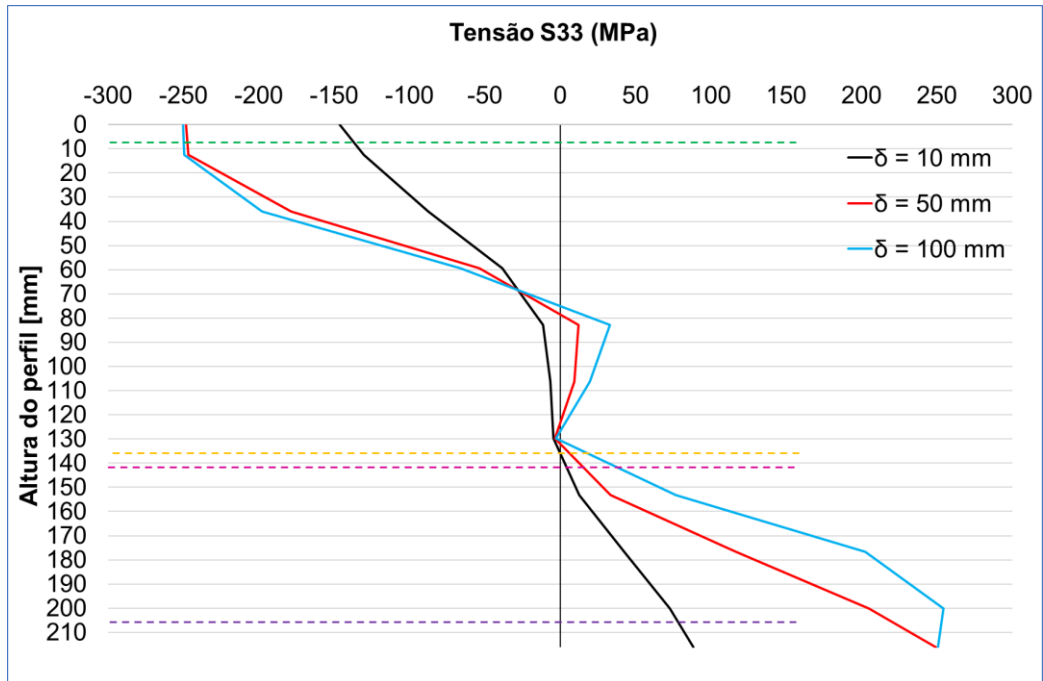
- Altura do centro geométrico da seção T superior
- Altura do centro geométrico do perfil assimétrico na seção sem abertura
- Altura do centro geométrico do perfil assimétrico na seção com abertura
- Altura do centro geométrico da seção T inferior

Modelo VM2-3B12

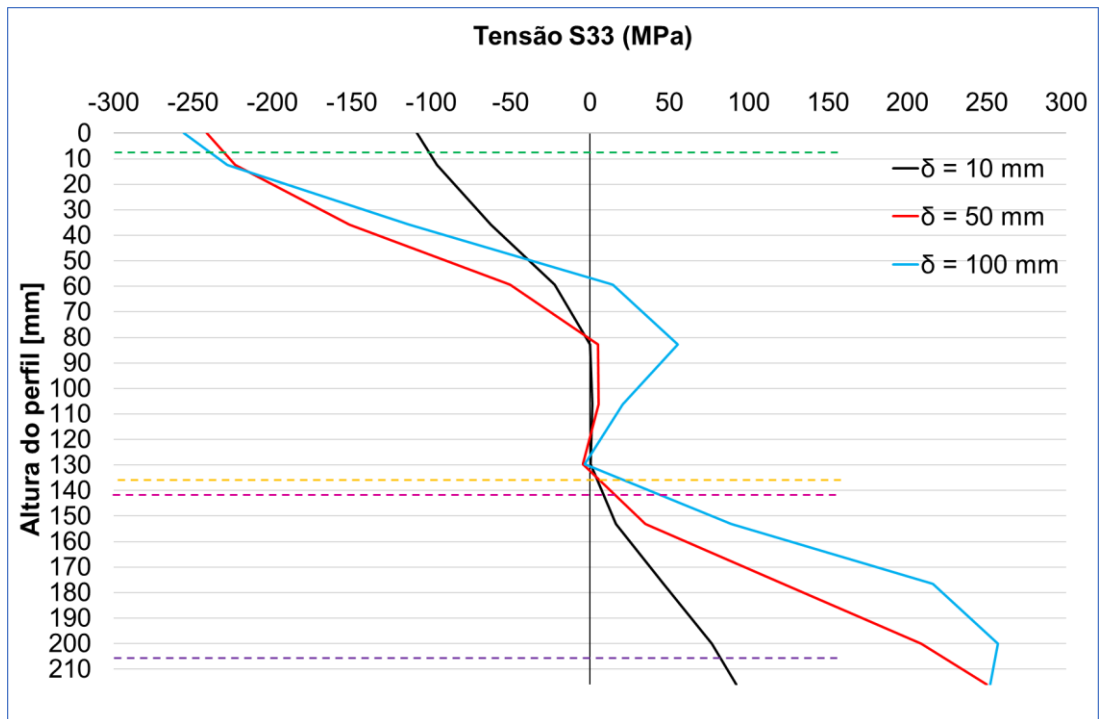


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

Modelo VM3-3B16

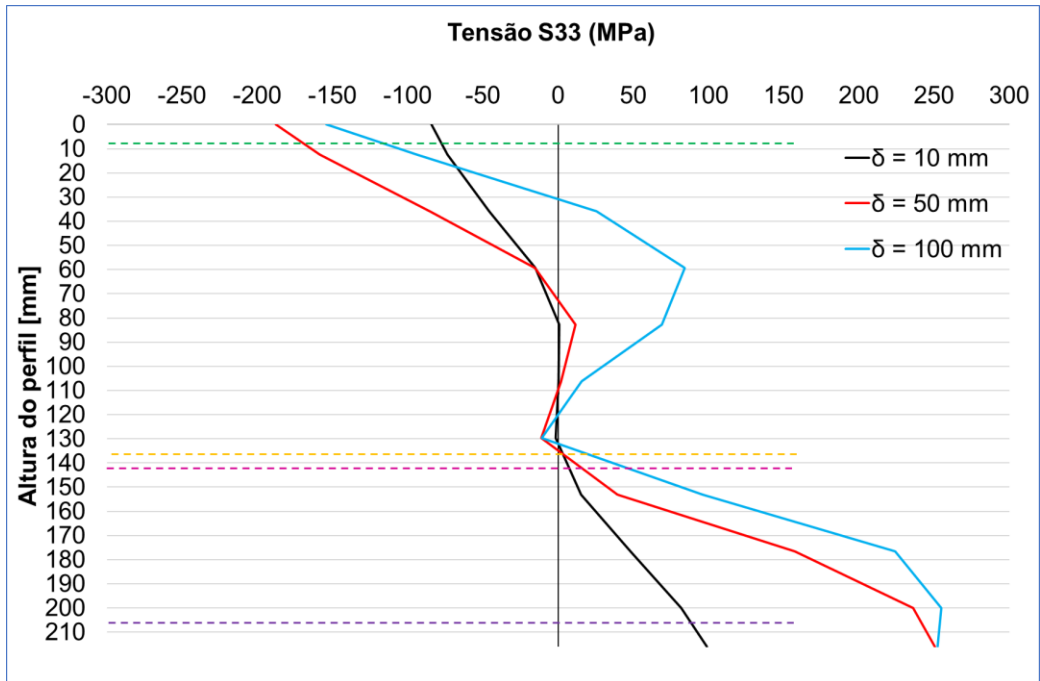


Modelo VM4-H75

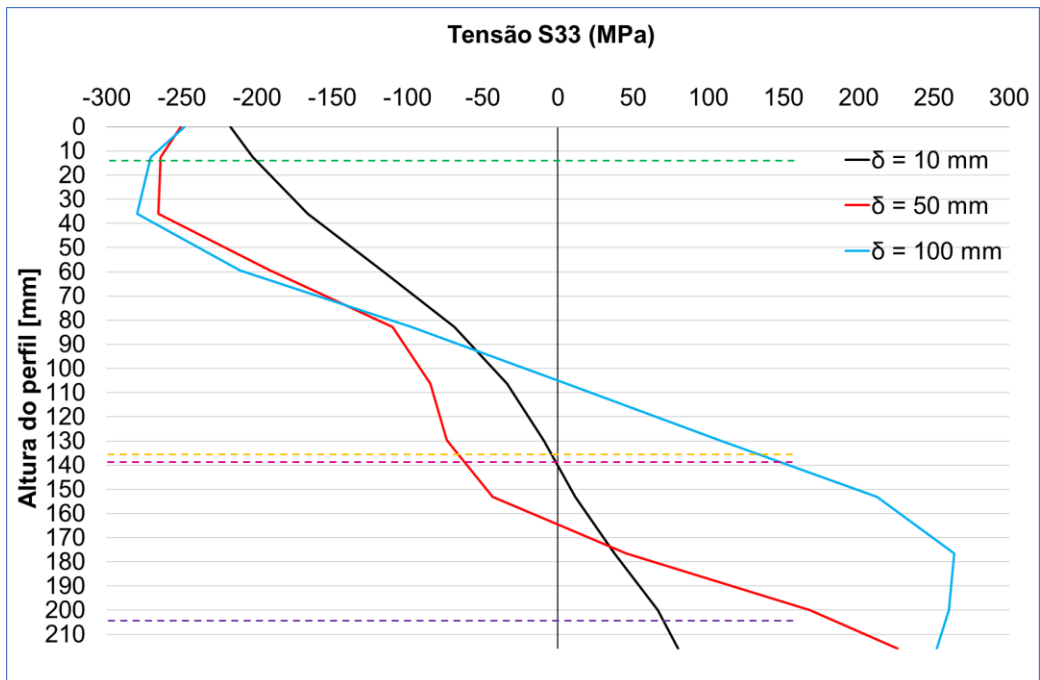


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM5-H100

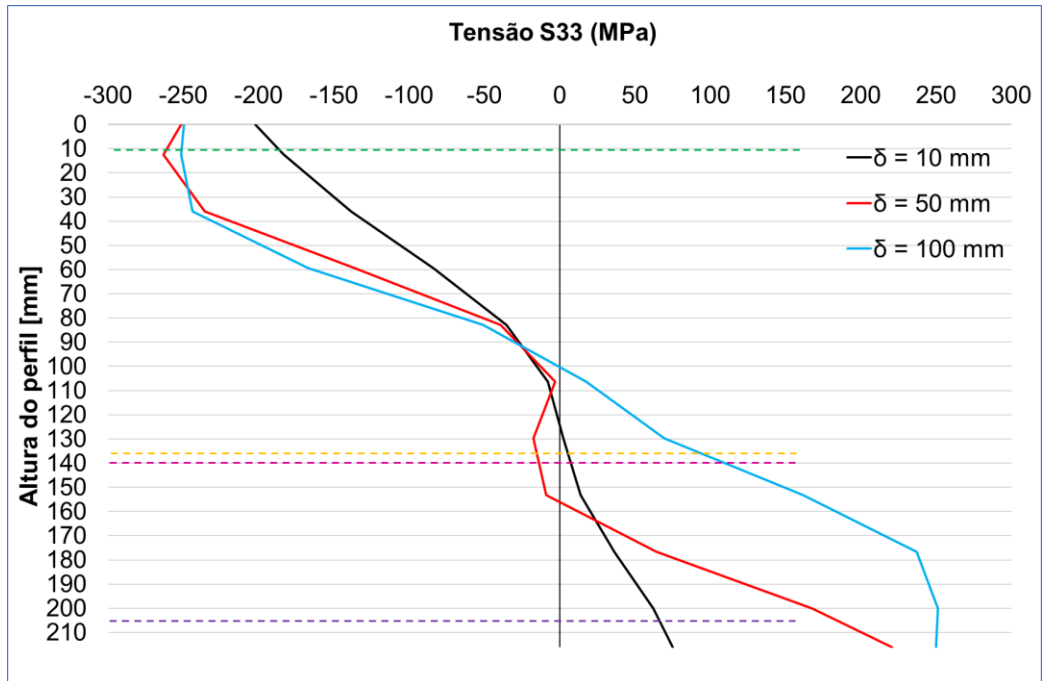


VM6-D70

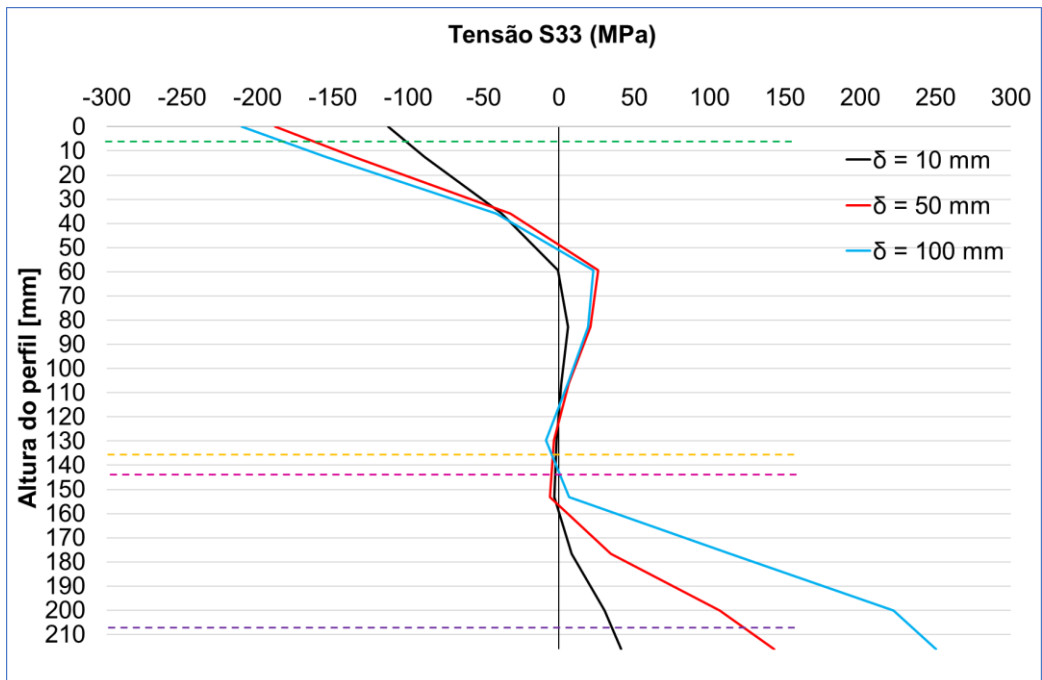


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM7-D100

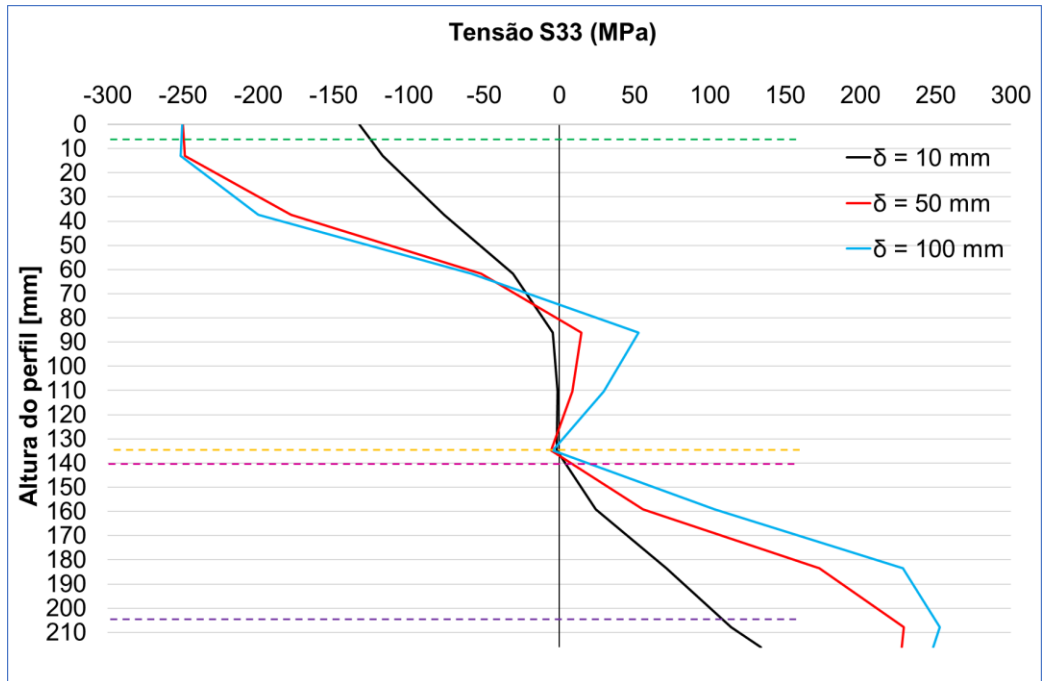


VM8-D160

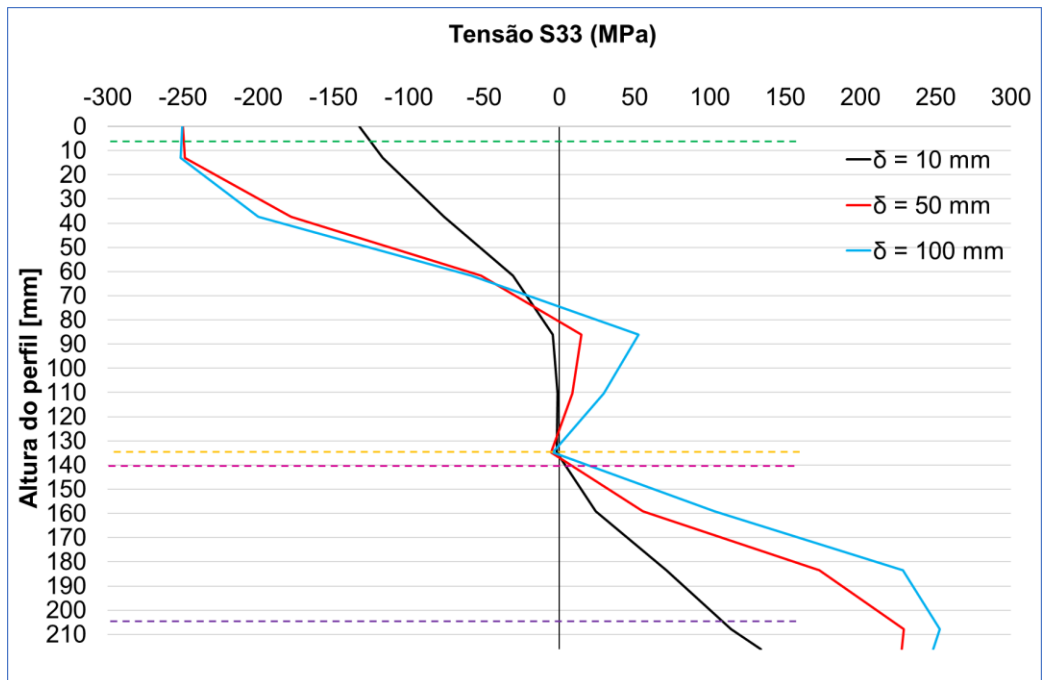


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM9-TFI8

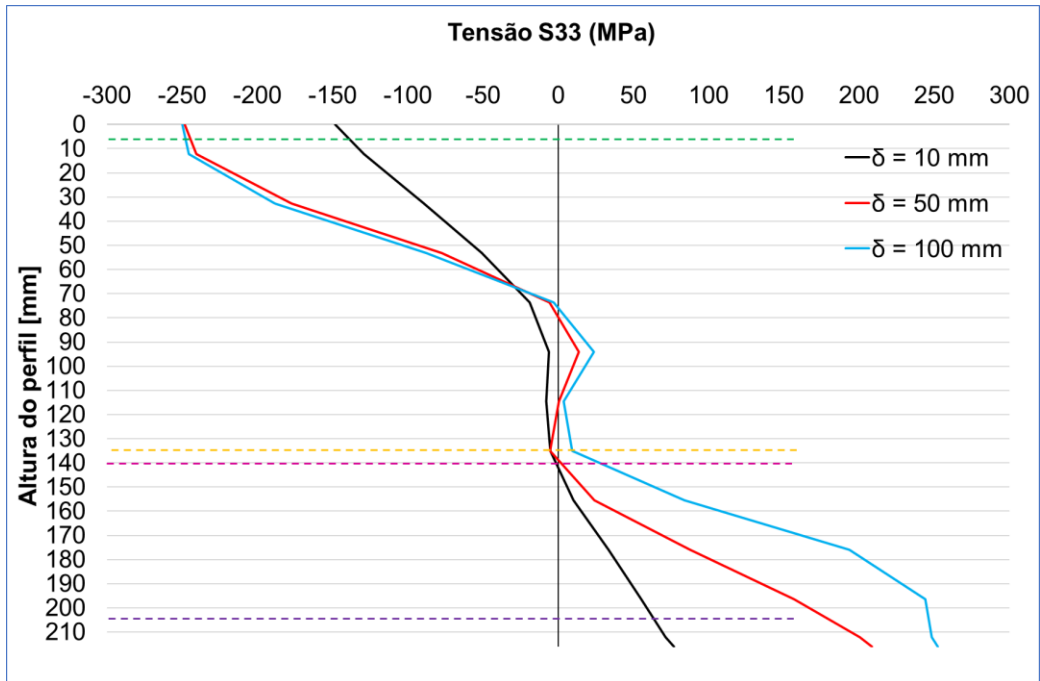


VM10-TFI12

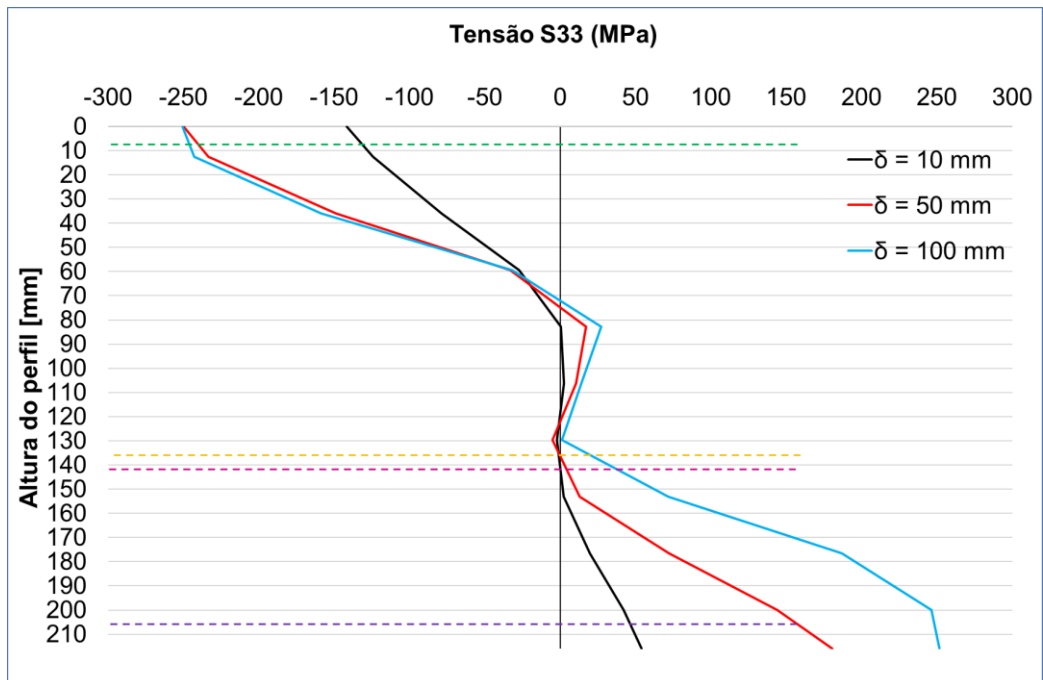


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM11-TFI20

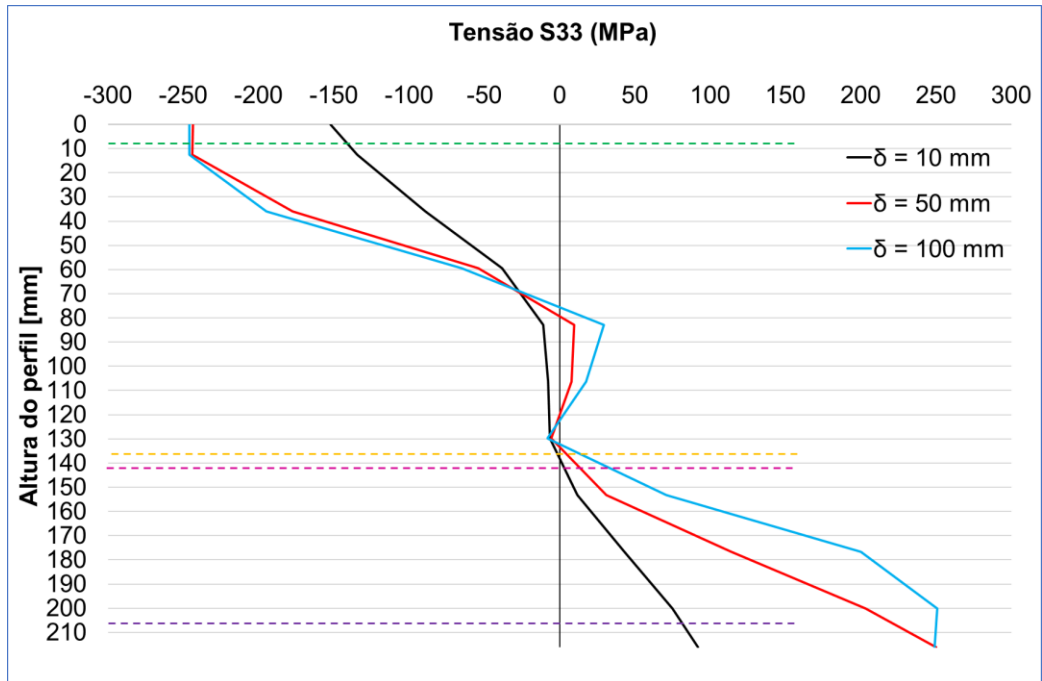


VM12-TW6

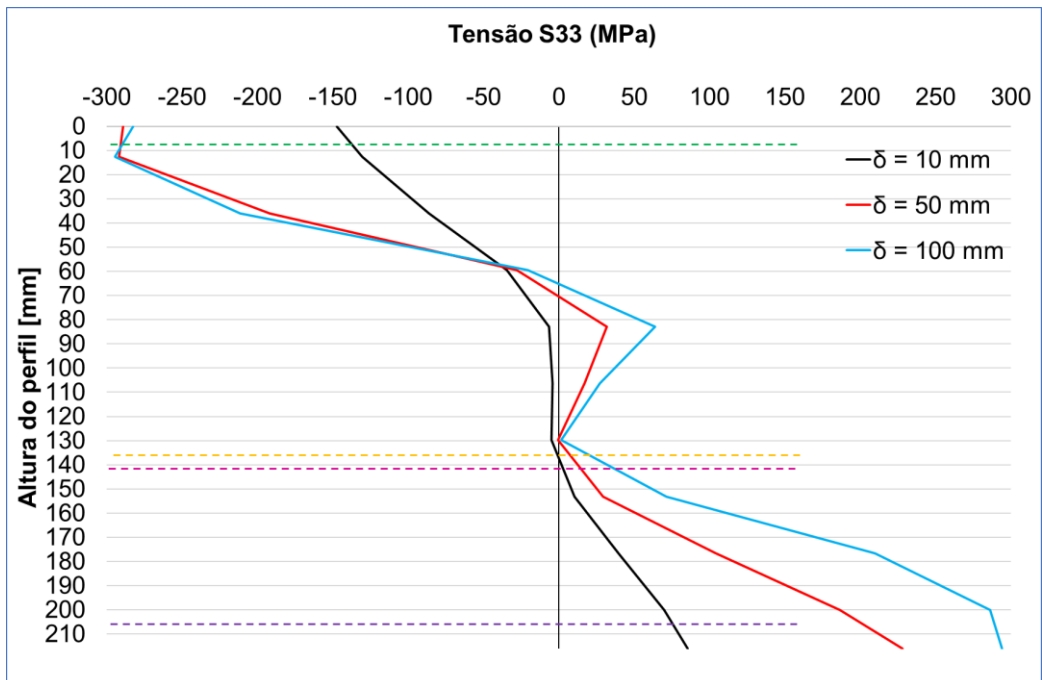


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM13-TW10

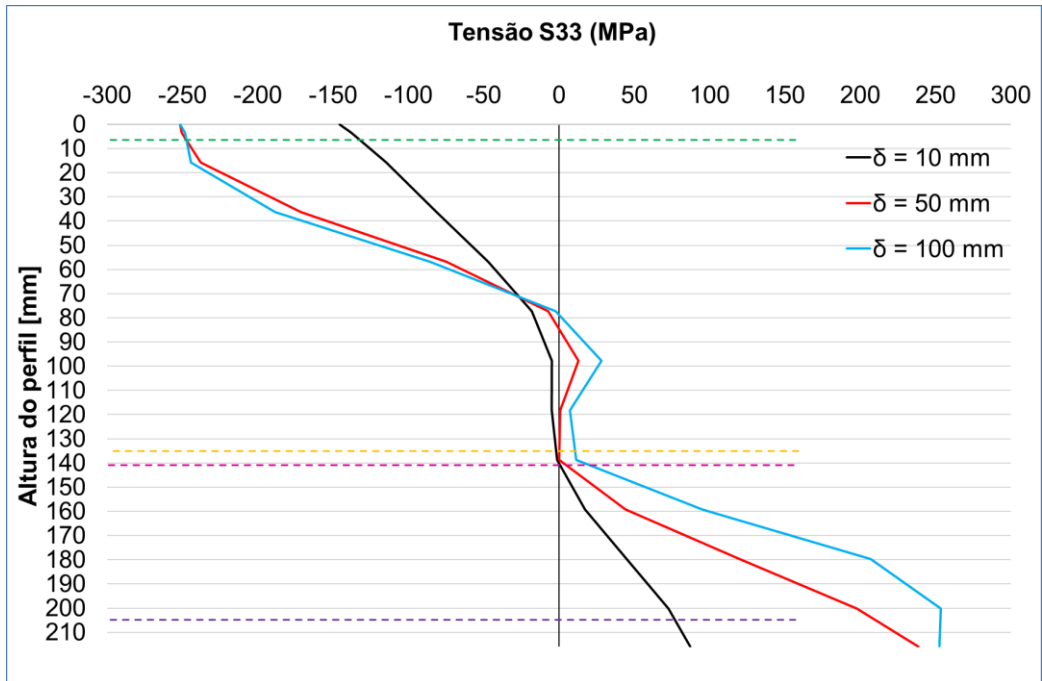


VM14-TFS8

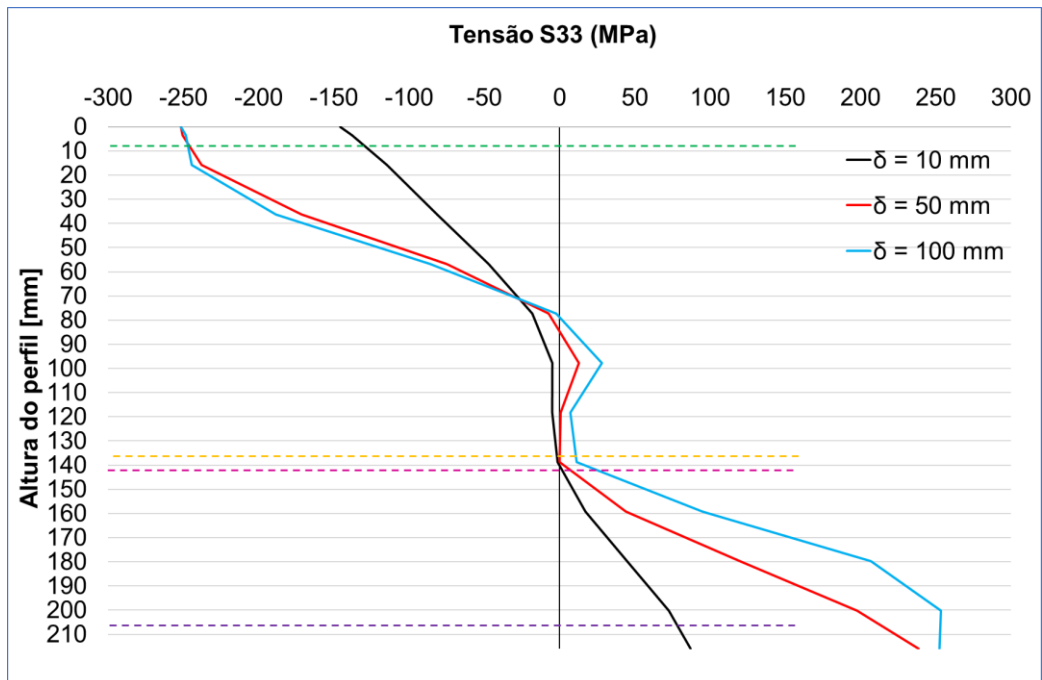


APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM15-TFS16



VM16-A300



APÊNDICE C – LINHA NEUTRA

VM17-A350

