

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

**AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA LARGURA EFETIVA DE PONTES EM
SEÇÃO CAIXÃO MISTA DE AÇO E CONCRETO COM GRAU DE
INTERAÇÃO TOTAL E PARCIAL**

Renato Silva Nicoletti

São Carlos
2021

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

**AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA LARGURA EFETIVA DE PONTES EM
SEÇÃO CAIXÃO MISTA DE AÇO E CONCRETO COM GRAU DE
INTERAÇÃO TOTAL E PARCIAL**

Renato Silva Nicoletti

Texto apresentado ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos como parte dos requisitos para a aprovação no exame de qualificação

Área de Concentração: Estruturas e Geotecnia

Orientador: Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza

São Carlos
2021

Nicoletti, Renato Silva

Avaliação numérica da largura efetiva de pontes em seção caixão mista de aço e concreto com grau de interação total e parcial / Renato Silva Nicoletti -- 2021. 169f.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de São Carlos, campus São Carlos, São Carlos
Orientador (a): Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza
Banca Examinadora: Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza, Prof. Dr. Carlos Humberto Martins, Profa. Dra. Margot Fabiana Pereira

Bibliografia

1. Pontes mistas de aço e concreto. 2. Largura efetiva. 3. Vigas com seção caixão. I. Nicoletti, Renato Silva. II. Título.

Ficha catalográfica desenvolvida pela Secretaria Geral de Informática
(SIn)

DADOS FORNECIDOS PELO AUTOR

Bibliotecário responsável: Ronildo Santos Prado - CRB/8 7325



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SÃO CARLOS

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

Folha de Aprovação

Defesa de Dissertação de Mestrado do candidato Renato Silva Nicoletti, realizada em 26/02/2021.

Comissão Julgadora:

Alex S. C. Souza
Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza (UFSCar)

Carlos H. Martins
Prof. Dr. Carlos Humberto Martins (UEM)

Margot Fabiana Pereira
Profa. Dra. Margot Fabiana Pereira (UFSCar)

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

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

DEDICATÓRIA

Aos meus queridos pais, Antonio e Nilza, e meus avós, Silvio, Marta, João e Ivone, que abraçaram meus sonhos e acreditaram no meu potencial. À Karen, grande amor e amiga, por me acompanhar nessa caminhada e ser um estímulo constante de evolução e dedicação.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus pelo dom da vida e por todas as graças que foram dadas a mim.

Aos meus pais, Antonio e Nilza, aos meus avós paternos, Silvio (*in memoriam*) e Marta, e aos meus avós maternos, João (*in memoriam*) e Ivone, que sempre me apoiaram e lutaram dia após dia para ver esse sonho realizado. Ao meu irmão caçula, Lucas, que não me deixou desistir de ver a magia do cotidiano.

À UFSCar, seus alunos, professores, técnicos e demais funcionários. Sou grato por ser parte dessa família e por todo o ensinamento de uma das melhores universidades do país.

Ao meu orientador e amigo, Prof. Dr. Alex Sander Clemente de Souza, a quem tenho como exemplo para meu crescimento profissional. Obrigado por ter confiado em meu trabalho desde a graduação e por ter me mostrado a importância do conhecimento científico, apresentando a Engenharia Civil por uma outra visão muito mais desafiadora.

À Karen, namorada e amiga, por estar sempre ao meu lado e por me mostrar que a vida é muito mais que obrigações e trabalho.

A todos os amigos, em especial ao Alexandre Rossi, João Paulo Boff Almeida, Daniel Messias dos Santos, Leonardo Lucas Rosseto, José Wilson Batista da Silva, Leonardo Vinicius Paixão Daciolo, Felipe Piana Vendramel Ferreira, Mayara Turi Gerin, Paulo Eduardo Soares Andrade Filho, Tawan Mundim de Oliveira, Wilton de Oliveira Lima, Théo Brunette Fernandes e André Victor Mescollotto que estiverem junto comigo nessa caminhada, pelas horas e horas de estudo compartilhados, pelo companheirismo e pelos momentos de recreação.

À CAPES, pela bolsa. O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.

Por fim, a todos que de alguma forma contribuíram para o meu desenvolvimento e para o desenvolvimento deste trabalho.

“Tudo que um homem pode imaginar outros homens poderão realizar. Não há nada impossível; há só vontades mais ou menos enérgicas.”

Júlio Verne

RESUMO

NICOLETTI, R. S. **Avaliação da largura efetiva de pontes em seção caixão mista de aço e concreto com grau de interação total e parcial**. 2021. 16f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de São Carlos. São Carlos, 2021.

O presente trabalho tem o objetivo de determinar numericamente no software Abaqus®, de forma qualitativa e quantitativa, os parâmetros que exercem maior influência na largura efetiva de pontes mistas em seção caixão. Estas estruturas apresentam vantagens como maior rigidez à torção, facilidades em termos de construção e manutenção, durabilidade e fatores estéticos. Entretanto, nas normas técnicas e na literatura, não há nenhuma recomendação específica para o cálculo da largura efetiva em pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão e, como alternativa, adota-se as recomendações existentes para vigas em perfis tipo "I", sendo as principais a da norma americana AASHTO (2017) e da europeia EN 1994-2-2 (2005) além de métodos da literatura. Frente a essa gama de procedimentos, há a necessidade de uma investigação acerca da distribuição de tensões na interface entre os materiais, pois se a largura efetiva for admitida incorretamente, poderá resultar soluções custosas ou até mesmo inseguras. Com esse intuito, determinou-se a largura efetiva numérica de 260 modelos de pontes mistas de aço e concreto biapoiadas, nas quais as variáveis de estudo foram a configuração da seção transversal, a altura da laje, o comprimento do vão, a disposição de elementos na seção transversal e o grau de interação aço-concreto. Fundamentando-se nos resultados encontrados, foram propostas expressões para o cálculo da largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão, bem como coeficientes, dependentes do grau de interação aço-concreto, para ajustar a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) e pelo EN 1994-2-2 (2005) para pontes mistas de aço e concreto com vigas tipo "I".

Palavras-chave: pontes mistas de aço e concreto; largura efetiva; seção caixão; interação total e parcial; análise numérica.

ABSTRACT

NICOLETTI, R. S. **Numerical assessment of effective width in steel-concrete composite box girder bridges with total and partial interaction.** 2021. 167f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de São Carlos. São Carlos, 2021.

The present paper aims to numerically determine in the Abaqus® software, in a qualitative and quantitative way, the parameters that exert the greatest influence on the effective width of steel-concrete composite box girder bridges. These structures have advantages such as greater torsional rigidity, facilities in terms of construction and maintenance, durability and aesthetic factors. In the technical standards and in the literature, there is no specific recommendation for the calculation of the effective width in steel-concrete composite bridges with box girders and, as an alternative, the existing recommendations for I-girders are adopted. The main ones being the American standard AASHTO (2017) and the European EN 1994-2-2 (2005) in addition to methods from the literature. In view of this range of procedures, there is a need for an investigation into the distribution of stresses at the interface between materials, because if the effective width is admitted incorrectly, costly or even unsafe solutions may result. For this purpose, the effective numerical width of 260 simply supported models of steel-concrete composite box girder bridges ridges of steel and concrete supported was determined, in which the study variables were the configuration of the cross section, the height of the concrete slab, the length of the span, the arrangement of elements in the cross section and the steel-concrete interaction degree. Based on the results found, expressions were proposed to calculate the effective width of steel-concrete composite box girder bridges, as well as coefficients, depending on the interaction degree, to adjust the effective width recommended by AASHTO (2017) and EN 1994-2-2 (2005) for steel-concrete composite bridges with I-girders.

Keywords: steel-concrete composite bridges; effective width; box girders; total and partial interaction; numerical analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Seções típicas de pontes mistas de aço e concreto na (a) configuração de caixão simples e (b) configuração de caixão duplo.....	24
Figura 2: Variáveis de estudo da análise paramétrica.....	28
Figura 3: Ponte em ferro fundido sobre o Rio Paraíba do Sul, Rio de Janeiro.....	31
Figura 4: Influência do grau de interação entre os materiais no comportamento de vigas mistas.	32
Figura 5: Solução clássica de viga e laje mista de aço e concreto.	33
Figura 6: Tipologias de conectores de cisalhamento.....	34
Figura 7: Esquema estrutural típico de pontes mistas de aço e concreto com vigas de alma cheia (tipo “I”).	36
Figura 8: Ponte sobre o Rio Dreisam, Alemanha.	37
Figura 9: Esquema estrutural típico de pontes e viadutos mistos de aço e concreto com vigas treliçadas.	38
Figura 10: Viaduto St. Kilian, Alemanha.....	39
Figura 11: Ponte Ganhaizi, China.	39
Figura 12: Principais configurações de seção transversal de pontes e viadutos mistos de aço e concreto com vigas caixão.	40
Figura 13: Viga caixão metálica de ponte com configuração em caixão simples.....	41
Figura 14: Vigas caixões metálicas de ponte com configuração em múltiplos caixões.....	41
Figura 15: Fossedyke Bridge, Lincoln.	42
Figura 16: Simbologia dos elementos transversais de pontes com vigas caixão.....	44
Figura 17: Inclinação máxima da alma da viga caixão.	45
Figura 18: Tipos de diafragmas comumente empregados em vigas caixão.	46
Figura 19: Enrijecedores transversais e longitudinais em vigas caixão.	47
Figura 20: Deslocamento por deformações incompatíveis.....	51
Figura 21: Definição da largura efetiva. (a) Geometria típica de vigas mistas de aço e concreto. (b) Distribuição real de tensões. (c) Distribuição de tensões uniforme obtida por meio do conceito de largura efetiva.	52
Figura 22: Definição quantitativa do conceito de largura efetiva.	53
Figura 23: Distribuição de tensões típicas dos modelos com seção caixão simples e duplo caixão.	56
Figura 24: Variáveis do método de Yuan <i>et al.</i> (2016).	58
Figura 25: Variáveis do método de Zhu <i>et al.</i> (2015).....	60
Figura 26: Padrões de distribuição do coeficiente de largura efetiva do método de Zhu <i>et al.</i> (2015). (a) Caso em que não há cargas concentradas. (b) Caso em que há cargas concentradas.	61
Figura 27: Expressões de cálculo do vão equivalente para determinar a largura efetiva de acordo com o EN 1994-2-2 (2005).	66
Figura 28: Interações do modelo numérico.	68
Figura 29: Modelo constitutivo dos elementos de aço.....	69
Figura 30: Modelo constitutivo de Carreira e Chu (1985, 1986) para o concreto.....	70
Figura 31: Geometria e condições de contorno dos modelos experimentais de Zhu <i>et al.</i> (2015). Medidas em mm.	72
Figura 32: Modelagem numérica do ensaio experimental de Zhu <i>et al.</i> (2015).	73
Figura 33: Visão geral da malha da modelagem do ensaio experimental de Zhu <i>et al.</i> (2015).	73
Figura 34: Comparação da relação deformação – posição na seção transversal entre o modelo experimental de Zhu <i>et al.</i> (2015) e o numérico.	74
Figura 35: Geometria e condições de contorno dos modelos experimentais de Ryu, Shim e Chang (2004). Medidas em mm.....	75
Figura 36: Modelagem numérica do ensaio experimental de Ryu, Shim e Chang (2004). ...	76

Figura 37: Visão geral da malha da modelagem do ensaio experimental de Ryu, Shim e Chang (2004).	76
Figura 38: Comparação da relação carga – deslocamento vertical entre o modelo experimental de Ryu, Shim e Chang (2004) e o numérico.....	77
Figura 39: Geometria e condições de contorno dos modelos experimentais de Burdette e Goodpasture (1971). Medidas em mm.	78
Figura 40: Modelagem numérica do ensaio experimental de Burdette e Goodpasture (1971).	78
Figura 41: Visão geral da malha da modelagem do ensaio experimental de Burdette e Goodpasture (1971).	79
Figura 42: Comparação da relação carga – deslocamento vertical entre o modelo experimental de Burdette e Goodpasture (1971) e o numérico.....	79
Figura 43: Organograma dos modelos com a configuração em caixão simples.	80
Figura 44: Organograma dos modelos com a configuração em duplo caixão.	81
Figura 45: Carregamento e condições de contorno típicas dos modelos.	83
Figura 46: Malha das partes dos modelos simulados.....	84
Figura 47: Variáveis para o cálculo da largura efetiva numérica.	85
Figura 48: Variáveis da análise paramétrica para os modelos com seção caixão simples e respectiva geometria do caixão metálico. Medidas em mm.....	87
Figura 49: Curva típica de distribuição de tensões normais na laje, no meio do vão longitudinal, para a configuração em caixão simples.	88
Figura 50: Distribuição típica de tensões normais na laje dos modelos com configuração em seção caixão simples.	88
Figura 51: Superfícies nas quais a ferramenta <i>tie constraint</i> foi aplicada nos modelos com configuração em caixão simples.	89
Figura 52: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.....	91
Figura 53: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	92
Figura 54: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre almas - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	93
Figura 55: Distribuição de tensões normais na laje de alguns modelos com configuração em caixão simples.	96
Figura 56: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	97
Figura 57: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração caixão duplo com interação total garantida por conectores de cisalhamento.....	98
Figura 58: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre vigas - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	100
Figura 59: Organograma dos modelos de pontes mistas de aço e concreto com interação parcial e configuração em caixão simples.	101
Figura 60: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão simples - variação da altura da laje.....	103
Figura 61: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão simples - variação do comprimento do vão.	104
Figura 62: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão simples - variação da distância entre almas.....	105
Figura 63: Relação entre a largura efetiva numérica na situação de interação parcial e a largura efetiva numérica para a condição de interação total nos modelos com configuração em caixão simples.	106
Figura 64: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) nos modelos com configuração em caixão simples.	107
Figura 65: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005) nos modelos com configuração em caixão simples.....	108

Figura 66: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em caixão simples com valores de GI iguais a 50% e 100%.....	109
Figura 67: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em caixão simples com valores de GI iguais a 60% e 100%.....	110
Figura 68: Comparação entre a largura efetiva dos modelos experimentais validados por Ryu, Shim e Chang (2004) e por Zhu <i>et al.</i> (2015) com as principais normas e métodos da literatura.....	112
Figura 69: Comparação entre os resultados da análise paramétrica e o método proposto no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em caixão simples. .	113
Figura 70: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para a AASHTO (2017) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em caixão simples.....	116
Figura 71: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para o EN-1994-2-2 (2005) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em caixão simples.....	117
Figura 72: Variáveis da análise paramétrica para os modelos com seção duplo caixão e respectiva geometria do caixão metálico. Medidas em mm.....	118
Figura 73: Curva típica de distribuição de tensões normais na laje, no meio do vão longitudinal, para a configuração em duplo caixão.....	119
Figura 74: Distribuição típica de tensões normais na laje dos modelos com configuração em seção duplo caixão.	119
Figura 75: Superfícies nas quais a ferramenta <i>tie constraint</i> foi aplicada nos modelos com configuração em caixão duplo.....	120
Figura 76: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.....	121
Figura 77: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	123
Figura 78: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre vigas - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	124
Figura 79: Distribuição de tensões normais na laje de alguns modelos com configuração em duplo caixão.....	127
Figura 80: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	128
Figura 81: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.....	130
Figura 82: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre vigas – Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	131
Figura 83: Organograma dos modelos de pontes mistas de aço e concreto com interação parcial e configuração em caixão duplo.	133
Figura 84: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão duplo - variação da altura da laje.	135
Figura 85: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão duplo - variação do comprimento do vão.	136
Figura 86: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão duplo - variação da distância entre vigas caixão.....	137
Figura 87: Relação entre a largura efetiva numérica na situação de interação parcial e a largura efetiva numérica para a condição de interação total nos modelos com configuração em duplo caixão.....	138
Figura 88: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) nos modelos com configuração em duplo caixão.	139
Figura 89: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005) nos modelos com configuração em duplo caixão.....	140

Figura 90: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em duplo caixão com valores de GI iguais a 50% e 100%.	141
Figura 91: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em caixão simples com valores de GI iguais a 60% e 100%.	142
Figura 92: Comparação entre os resultados da análise paramétrica e o método proposto no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em duplo caixão.....	145
Figura 93: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para a AASHTO (2017) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em duplo caixão.	148
Figura 94: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para a EN 1994-2-2 (2005) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em duplo caixão.	149
Figura 95: Relação entre a largura efetiva dos métodos abordados e a largura efetiva numérica em função de L/h_{laje} para os modelos com configuração em caixão simples.	151
Figura 96: Relação entre a largura efetiva dos métodos abordados e a largura efetiva numérica em função de L/h_{laje} para os modelos com configuração em duplo caixão.	152
Figura 97: Parâmetros geométricos da seção transversal dos modelos.....	153
Figura 98: Valores da largura efetiva dos modelos para cada uma das recomendações abordadas.	156
Figura 99: Influência da variação da largura efetiva no momento fletor resistente da seção mista dos modelos.	158
Figura 100: Influência da variação da largura efetiva no carregamento distribuído máximo para atender ao E.L.S. nos modelos.	159

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Síntese do pré-dimensionamento recomendado pela AASHTO (2017) para vigas caixões de pontes mistas de aço e concreto.	48
Tabela 2: Revisão sistemática dos principais trabalhos que investigaram o efeito <i>shear lag</i>	63
Tabela 3: Recomendações para a largura efetiva em vigas biapoiadas de edifícios.	64
Tabela 4: Parâmetros utilizados no modelo constitutivo CDP.	71
Tabela 5: Partes e respectivos elementos e malhas empregados na simulação numérica do modelo de Zhu <i>et al.</i> (2015).	73
Tabela 6: Partes e respectivos elementos e malhas empregados na simulação numérica do modelo de Ryu, Shim e Chang (2004).	76
Tabela 7: Partes e respectivos elementos e malhas empregados na simulação numérica do modelo de Burdette e Goodpasture (1971).	78
Tabela 8: Partes e respectivos elementos e malhas empregados nas análises numéricas das parametrizações.	83
Tabela 9: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	90
Tabela 10: Largura efetiva variando o vão - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	92
Tabela 11: Largura efetiva variando a distância entre vigas - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	93
Tabela 12: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação total e configuração em caixão simples.	95
Tabela 13: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	97
Tabela 14: Largura efetiva variando o vão - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	98
Tabela 15: Largura efetiva variando a distância entre almas - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	99
Tabela 16: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação parcial e configuração em caixão simples.	102
Tabela 17: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a altura da laje para a configuração caixão simples.	103
Tabela 18: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e o comprimento do vão para a configuração caixão simples.	104
Tabela 19: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a distância entre almas para a configuração caixão simples.	105
Tabela 20: Relação entre a média da largura efetiva com interação parcial e a média da largura efetiva com interação total para os modelos com configuração em caixão simples.	115
Tabela 21: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	121
Tabela 22: Largura efetiva variando o vão - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	122
Tabela 23: Largura efetiva variando a distância entre vigas - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.	124
Tabela 24: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação total e configuração em duplo caixão.	126
Tabela 25: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	128
Tabela 26: Largura efetiva variando o vão - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	129
Tabela 27: Largura efetiva variando a distância entre vigas - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.	131

Tabela 28: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação parcial e configuração em caixão simples.	134
Tabela 29: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a altura da laje para a configuração duplo caixão.	135
Tabela 30: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e o comprimento do vão para a configuração duplo caixão.	136
Tabela 31: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a distância entre vigas caixão para a configuração duplo caixão.	137
Tabela 32: Relação entre a média da largura efetiva com interação parcial e a média da largura efetiva com interação total para os modelos com configuração em duplo caixão.	146
Tabela 33: Síntese dos principais métodos para cálculo da largura efetiva de vigas mistas de aço e concreto.	150
Tabela 34: Parâmetros geométricos da seção transversal dos modelos.	154
Tabela 35: Cálculo da capacidade resistente ao momento fletor – LNP no caixão metálico.	155
Tabela 36: Parâmetros geométricos da seção transversal dos modelos.	156

LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AASHTO	American Association of State Highway and Transportation Officials
CDP	<i>Concrete Damaged Plasticity</i>
CEN	<i>European committee for standardization</i>
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes
GI	Grau de Interação
MEF	Método dos Elementos Finitos
NSBA	<i>National Steel Bridge Alliance</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Distância entre dois caixões paralelos.
A'_s	Área de aço de caixão acima da LNP
A_s	Área de aço do caixão abaixo da LNP
b	Largura geométrica da laje de concreto;
b_0	Distância transversal entre centros de conectores de cisalhamento
b_{ef}	Largura efetiva
$b_{ef,AASHTO}$	Largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017)
$b_{ef,AASHTO,med}$	Largura efetiva média recomendada pela AASHTO (2017) para os modelos analisados
$b_{ef,c}$	Largura efetiva no meio do vão para carregamentos concentrados (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
$b_{ef,EN}$	Largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005)
$b_{ef,EN,med}$	Largura efetiva média recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005) para os modelos analisados
$b_{ef,IP,med}$	Largura efetiva média para a situação de interação parcial para os modelos analisados
$b_{ef,IP,num}$	Largura efetiva numérica para a situação de interação total
$b_{ef,IT,med}$	Largura efetiva média para a situação de interação total para os modelos analisados
$b_{ef,IT,num}$	Largura efetiva numérica para a situação de interação total
$b_{ef,num}$	Largura efetiva numérica
$b_{ef,p}$	Largura efetiva de elementos mistos de aço e concreto com protensão externa (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
$b_{ef,s}$	Largura efetiva na região dos apoios (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
$b_{ef,u}$	Largura efetiva no meio do vão para carregamentos uniformemente distribuídos (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
b_{ei}	Largura efetiva para cada lado da laje de concreto (EN 1994-2-2, 2005)
b_{fi}	Largura da mesa inferior
b_{fs}	Largura do flange superior
b_{te}	Largura de enrijecedores longitudinais
b_{te}	Largura de enrijecedores transversais;
$C_{Aço}$	Força de compressão na viga caixão metálica
$C_{concreto}$	Força de compressão na laje de concreto
D	Comprimento da alma
D_{almas}	Distância entre almas da viga caixão metálica

D_{el}	Distância entre enrijecedores longitudinais
D_{et}	Distância entre enrijecedores transversais
$d_{m\acute{a}x}$	Espaçamento máximo entre diafragmas
D_{vigas}	Distância de centro a centro entre vigas
E	Módulo de elasticidade longitudinal
E_{ci}	Módulo de deformação tangente inicial
e_{min}	Espessura mínima dos diafragmas
f_{cd}	Resistência de cálculo do concreto à compressão
f_c	Resistência média do concreto à compressão
f_t	Resistência média do concreto à tração
f_y	Resistência ao escoamento nominal do aço
f_{yk}	Resistência ao escoamento característica do concreto
h	Altura da viga caixão;
h_c	Altura da laje de concreto (Yuan <i>et al.</i> , 2016)
h_{laje}	Altura da laje de concreto
IC	Intervalo de confiança
I_{tr}	Momento de inércia de área da seção mista transformada
K_c	Proporção das distâncias entre o eixo hidrostático e, respectivamente, o meridiano de compressão e o meridiano de tração na seção transversal
L	Comprimento do vão longitudinal
l_{bal}	Largura do balanço da seção transversal
L_e	Comprimento de vão equivalente (EN 1994-2-2, 2005)
l_e	Comprimento de vão equivalente (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
M_{Rd}	Momento resistente de cálculo
n	Quantidade de conectores de cisalhamento
q	Carregamento distribuído
s	Espaçamento de cálculo entre conectores de cisalhamento
S_{adot}	Espaçamento adotado entre conectores de cisalhamento
$T_{Aço}$	Força de tração na viga caixão metálica
t_{el}	Espessura de enrijecedores longitudinais
t_{et}	Espessura de enrijecedores transversais

t_{fi}	Espessura mínima da mesa inferior
t_{fs}	Espessura mínima do flange superior
t_w	Espessura da alma
w	Largura superior do caixão
x_1 e x_2	Coeficientes adimensionais (Yuan <i>et al.</i> , 2016)
z	Distância entre os pontos de aplicação da resultante de tração e de compressão
α	Coeficiente adimensional mensurador da interferência da distância do ponto de aplicação da protensão até um extremo livre (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
$\alpha_{AASHTO,CD}$	Coeficiente de ajuste da largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) para pontes mistas de aço e concreto com configuração em caixão duplo
$\alpha_{AASHTO,CS}$	Coeficiente de ajuste da largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) para pontes mistas de aço e concreto com configuração em caixão simples
$\alpha_{EN,CD}$	Coeficiente de ajuste da largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (1995) para pontes mistas de aço e concreto com configuração em caixão duplo
$\alpha_{EN,CS}$	Coeficiente de ajuste da largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (1995) para pontes mistas de aço e concreto com configuração em caixão simples
β	Coeficiente adimensional para o cálculo da largura efetiva de vigas mistas de aço e concreto com protensão externa (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
β_i	Coeficiente redutor da largura efetiva (EN 1994-2-2, 2005)
δ	Coeficiente adimensional mensurador da amplitude da propagação da carga e compressão (Zhu <i>et al.</i> , 2015) ou deflexão vertical longitudinal
Δb_{ef}	Variação da largura efetiva
ΔM_{Rd}	Variação da capacidade resistente ao momento fletor
ε	Deformação ou excentricidade de material plástico do Abaqus®
ε_u	Deformação última
ε_y	Deformação plástica
η_1	Coeficiente da largura efetiva do método de (Yuan <i>et al.</i> , 2016)
θ	Inclinação da alma
λ	Coeficiente adimensional da largura efetiva (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
λ_c	Coeficiente adimensional da largura efetiva associada à largura efetiva $b_{ef,c}$ (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
λ_p	Coeficiente adimensional da largura efetiva de vigas mistas de aço e concreto com protensão externa associada à largura efetiva $b_{ef,p}$ (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
λ_s	Coeficiente adimensional da largura efetiva associada à largura efetiva $b_{ef,s}$ (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
λ_u	Coeficiente adimensional da largura efetiva associada à largura efetiva $b_{ef,u}$ (Zhu <i>et al.</i> , 2015)
ν	Coeficiente de Poisson ou viscosidade do CDP

σ_x	Tensão normal à seção transversal
$\sigma_{x\text{máx}}$	Tensão normal máxima na seção transversal
ψ	Ângulo de dilatação

1. INTRODUÇÃO.....	23
1.1 OBJETIVOS.....	25
1.1.1 Objetivo geral	25
1.1.2 Objetivos específicos.....	25
1.2 JUSTIFICATIVA.....	25
1.3 RESUMO DA METODOLOGIA.....	27
1.4 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS.....	29
2. PONTES E VIADUTOS MISTOS DE AÇO E CONCRETO.....	31
2.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E COMPORTAMENTO MISTO AÇO-CONCRETO	31
2.2 TIPOS DE SUPERESTRUTURAS DE PONTES E VIADUTOS MISTOS.....	35
2.2.1 Pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão	39
2.3 PRÉ-DIMENSIONAMENTO GEOMÉTRICO DE PONTES E VIADUTOS MISTOS DE AÇO E CONCRETO EM SEÇÃO CAIXÃO.....	43
2.3.1 Simbologia.....	44
2.3.2 Altura da viga	44
2.3.3 Inclinação da alma.....	45
2.3.4 Espessura da alma.....	45
2.3.5 Largura e espessura da mesa superior	45
2.3.6 Largura e espessura da mesa inferior	46
2.3.7 Distância entre caixões e balanço máximo	46
2.3.8 Diafragmas.....	46
2.3.9 Enrijecedores	47
2.3.10 Síntese do pré-dimensionamento de pontes em seção caixão	48
2.4 DIMENSIONAMENTO DO GRAU DE INTERAÇÃO ENTRE OS MATERIAIS.....	49
3. LARGURA EFETIVA.....	51
3.1 EFEITO SHEAR LAG	51
3.1.1 Recomendações de Yuan et al. (2016).....	58
3.1.2 Recomendações de Zhu et al. (2015).....	59
3.1.2.1 Método para cargas de flexão verticais.....	60
3.1.2.2 Método para cargas axiais de compressão.....	61
3.1.3 Síntese dos estudos acerca do efeito shear lag.....	62
3.2 RECOMENDAÇÕES PREVISTAS NAS NORMAS TÉCNICAS.....	63
3.2.1 Norma americana AASHTO (2017)	64
3.2.2 Norma europeia EN 1994-2-2 (2005).....	65
4. SIMULAÇÃO NUMÉRICA	67
4.1 MODELAGEM NUMÉRICA.....	67
4.1.1 Reprodução numérica do modelo experimental de ZHU Et al. (2015)	72
4.1.2 Reprodução numérica do modelo experimental de Ryu, Shim e Chang (2004)	74
4.1.3 Reprodução do modelo experimental de Burdette e Goodpasture (1971).....	77
4.2 CONSTRUÇÃO DOS MODELOS PARA A ANÁLISE PARAMÉTRICA	80
4.2.1 Propriedades dos materiais	81
4.2.2 Vinculação e carregamento	82
4.2.3 Malha	83
4.3 Avaliação numérica da largura efetiva.....	84

5. ANÁLISE PARAMÉTRICA	87
5.1 SEÇÃO CAIXÃO SIMPLES	87
5.1.1 Interação total sem conectores de cisalhamento (Tie Constraint).....	89
5.1.1.1 Influência da altura da laje	89
5.1.1.2 Influência do comprimento do vão	91
5.1.1.3 Influência da distância entre almas	92
5.1.2 Interação total com conectores de cisalhamento	94
5.1.2.1 Influência da altura da laje	96
5.1.2.2 Influência do comprimento do vão	98
5.1.2.3 Influência da distância entre almas	99
5.1.3 Interação parcial.....	100
5.1.3.1 Influência do grau de interação na capacidade resistente e na quantidade de conectores de cisalhamento.....	109
5.1.4 Discussão dos resultados.....	110
5.1.5 Recomendação de cálculo	111
5.1.5.1 Formulação para o cálculo da largura de pontes mistas de aço e concreto em seção caixa com interação total	111
5.1.5.2 Sugestão de um coeficiente de ajuste da largura efetiva (α) em função do grau de interação	114
5.2 SEÇÃO DUPLO CAIXÃO	118
5.2.1 Interação total sem conectores de cisalhamento (Tie Constraint).....	120
5.2.1.1 Influência da altura da laje	120
5.2.1.2 Influência do comprimento do vão	122
5.2.1.3 Influência da distância entre vigas	123
5.2.2 Interação total com conectores de cisalhamento	125
5.2.2.1 Influência da altura da laje	127
5.2.2.2 Influência do comprimento do vão	129
5.2.2.3 Influência da distância entre vigas	130
5.2.3 Interação parcial.....	132
5.2.3.1 Influência do grau de interação na capacidade resistente e na quantidade de conectores de cisalhamento.....	140
5.2.4 Discussão dos resultados.....	142
5.2.5 Recomendação de cálculo	144
5.2.5.1 Formulação para o cálculo da largura de pontes mistas de aço e concreto em seção caixa com interação total	144
5.2.5.2 Sugestão de um coeficiente de ajuste da largura efetiva (α) em função do grau de interação	146
5.3 ANÁLISE GLOBAL DOS RESULTADOS	150
6. INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA LARGURA EFETIVA	153
7. CONSIDERAÇÕES FINAIS	161
7.1 ANÁLISE PARAMÉTRICA	161
7.2 INFLUÊNCIA DA LARGURA EFETIVA NO DIMENSIONAMENTO	162
7.3 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	162
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	164

1. INTRODUÇÃO

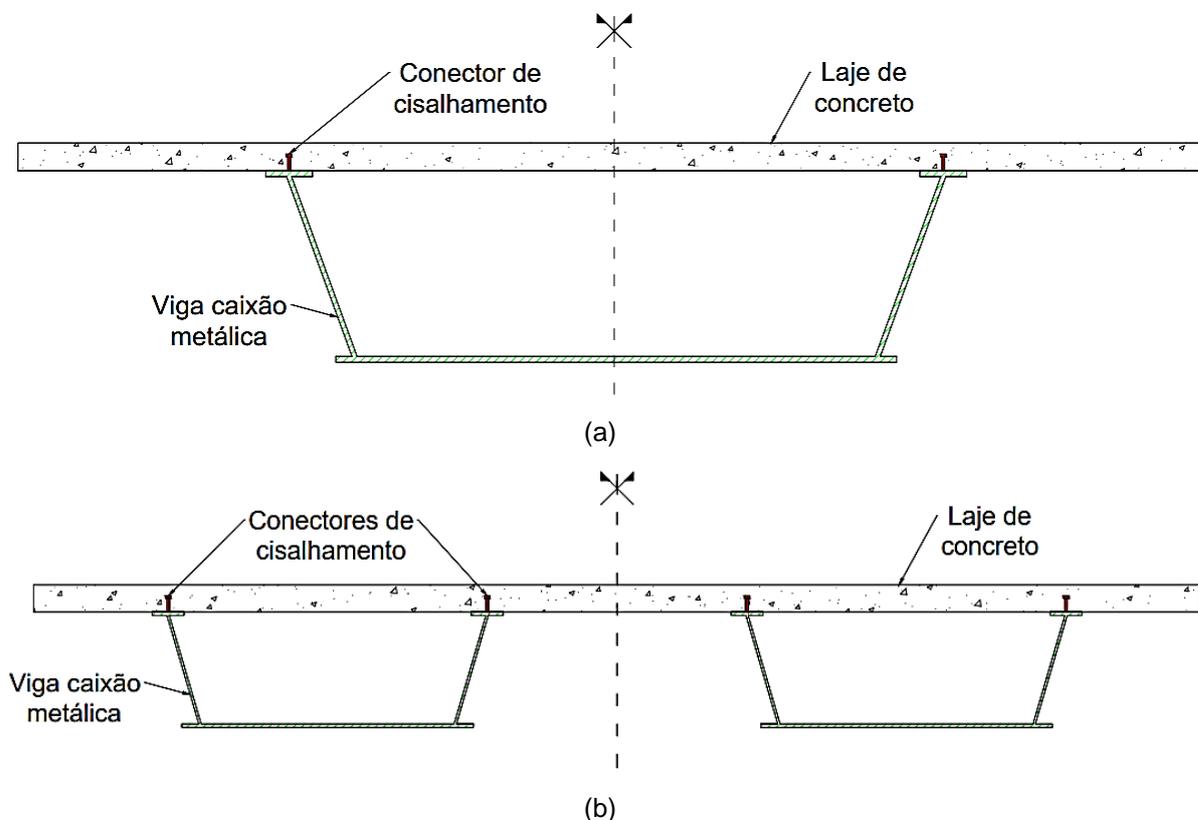
Desde o século XIX, as civilizações de todo o mundo utilizaram de forma intensiva as estruturas de aço e de concreto. Porém, somente a partir da década de 60 que os sistemas mistos de aço-concreto conquistaram seu espaço no cenário da construção civil, em virtude da elaboração de métodos e disposições construtivas que permitiram a execução de sistemas com esses dois materiais, aumentando consideravelmente as opções de projeto.

Dá-se o nome de sistema misto de aço-concreto àquele no qual um perfil de aço (laminado, soldado ou formado a frio) resiste aos esforços atuantes em conjunto com o concreto, formando um elemento misto – viga, pilar, laje ou uma ligação. Em outras palavras, o comportamento de estruturas mistas é fundamentado na ação conjunta entre o concreto armado e o perfil de aço, sendo que o sistema misto é desenvolvido quando dois elementos estruturais são interconectados de tal forma a se deformarem como um único elemento.

Visto isso, uma ponte mista de aço e concreto consiste na associação entre o tabuleiro em concreto e uma ou mais vigas de aço, utilizando conectores de cisalhamento. Por meio desse arranjo, cria-se o comportamento conjunto dos materiais para resistir aos esforços de flexão, com predominância de tensões de compressão no concreto e de tração no aço, otimizando o uso dos materiais.

Tratando-se de pontes mistas de aço e concreto para vãos pequenos a médio, o sistema estrutural comumente empregado é a ponte em viga mista de alma cheia. Entretanto, outra possibilidade que vem ganhando destaque, com vantagens econômicas e construtivas, são as pontes em seção caixão – (PINHO e BELLEI, 2007). A Figura 1 apresenta seções transversais típicas de pontes mistas de aço e concreto com configuração em caixão simples (Figura 1-a) e com configuração em duplo caixão (Figura 1-b).

Figura 1: Seções típicas de pontes mistas de aço e concreto na (a) configuração de caixão simples e (b) configuração de caixão duplo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na construção de edifícios, o uso dos elementos mistos de aço e concreto já é consagrado e consolidado no Brasil, tendo sido elaboradas normas técnicas nacionais que estabelecem os parâmetros de projeto e construção. Porém, o potencial de tal sistema construtivo para o projeto e construção de pontes é pouco explorado, havendo diversos motivos para tal fato: inexistência de normas técnicas nacionais específicas e ferramentas de projeto, bem como conhecimento técnico limitado.

Ainda não há normatização brasileira específica que trate sobre o projeto de pontes metálicas e mistas de aço e concreto. Encontra-se em fase de elaboração pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) a norma “Projeto de pontes e viadutos rodoviários de aço e mistas de aço e concreto” (ABNT NBR 16694, 2018), porém ainda sem previsão de publicação. Por esse motivo, os projetistas se fundamentam nas recomendações de normas estrangeiras, sobretudo na americana AASHTO (2017) e europeias EN 1994-2-2 (2005).

Todavia, mesmo as normas estrangeiras não fornecem recomendações sobre a parcela do tabuleiro que realmente contribui para a resistência da seção mista na configuração em seção caixão, ou seja, qual a largura efetiva da laje.

Diante disso, existe a necessidade de uma investigação acerca da distribuição de tensões na interface entre os materiais, uma vez que, se a contribuição da laje for mal admitida, as soluções adotadas podem ser custosas ou até mesmo inseguras. Portanto, o presente trabalho busca determinar, qualitativamente e quantitativamente, os parâmetros que exercem maior influência na largura efetiva de pontes e viadutos mistos em seção caixão.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 OBJETIVO GERAL

O trabalho tem como principal objetivo determinar, via simulação numérica, a largura efetiva da laje de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão.

1.1.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Como objetivos específicos, pretende-se:

- Analisar a validade e adequar, se necessário, as expressões apresentadas pela AASHTO (2017) e EN 1994-2-2 (2005) para vigas mistas de seção tipo "I", quando aplicadas em seção caixão;
- Investigar a influência da variação da largura efetiva, existente entre os principais códigos normativos e procedimentos da literatura, no dimensionamento de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão;
- Avaliar a influência do grau de interação (parcial ou total) no comportamento da seção mista da ponte em viga caixão.

1.2 JUSTIFICATIVA

É notória a necessidade de melhoria da infraestrutura viária do Brasil para o desenvolvimento econômico do país. Além de questões políticas e econômicas, as dificuldades em atender essa demanda também envolvem fatores técnicos. Nesse contexto, torna-se urgente o desenvolvimento de sistemas construtivos para pontes e viadutos que sejam capazes de atender à necessidade de infraestrutura com rapidez, economia e com o menor impacto ambiental possível.

Indubitavelmente, as pontes mistas de aço e concreto estão entre as tecnologias construtivas mais promissoras, sendo necessário maior investimento em pesquisas científica e tecnológica, ferramentas de projeto e transferência de conhecimento ao meio técnico para viabilizar o uso desse sistema construtivo. Nesse sentido, esse trabalho poderá contribuir com

os aspectos relativos aos procedimentos de projeto e construtivos da norma ABNT NBR 16694 (2018) que está em fase de consulta pública.

Nas normas técnicas e tampouco na literatura, não há nenhuma recomendação para o cálculo da largura efetiva em pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão e, como alternativa, adota-se as recomendações existentes para vigas de alma cheia, sendo as principais a da norma americana AASHTO (2017) e da europeia EN 1994-2-2 (2005). Todavia, há uma considerável divergência entre tais recomendações, podendo ocasionar resultar em soluções mais custosas ou, até mesmo, inseguras para o uso. Visto isso, o presente trabalho possui o objetivo de investigar a influência da largura efetiva no dimensionamento de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão, levando em conta a faixa de variação da largura efetiva existente entre as recomendações normativas e da literatura.

Ademais, convém salientar que a ABNT NBR 8800 (2008) recomenda o dimensionamento de pontes e viadutos mistos apenas na condição de interação total entre os materiais, de forma que o presente trabalho se propõe a estudar o comportamento dessas estruturas numa condição em que há deslizamento relativo na interface de contato entre os materiais (interação parcial) e, conseqüentemente, analisar sua viabilidade. Caso ela seja factível, pode resultar em uma grande economia na execução de pontes e viadutos mistos de aço e concreto.

Outro aspecto importante diz respeito à escassez de material bibliográfico em português sobre o tema específico, além da baixa ou quase inexistente carga horária dedicada ao tema nos cursos de graduação em Engenharia Civil, justificando a pesquisa também no que se refere à formação de recursos humanos e transferência de conhecimento para a sociedade.

Ademais, é ponto de concordância entre engenheiros projetistas e pesquisadores de estruturas mistas que a interface aço-concreto é primordial para a ocorrência do trabalho conjunto entre aço e o concreto, sendo também onde reside a maioria das dúvidas dos projetistas.

Neste contexto, o presente trabalho, por meio de simulações numéricas (que constituem uma solução econômica e eficiente para a análise do comportamento de estruturas), tem o objetivo de elaborar e agregar conhecimento técnico acerca do comportamento da seção caixão mista de aço e concreto.

1.3 RESUMO DA METODOLOGIA

Buscando o desenvolvimento deste trabalho, a etapa inicial consistiu numa revisão bibliográfica sobre pontes e viadutos mistos em seção caixão com foco na definição dos parâmetros geométricos e critérios de dimensionamento, tendo como base manuais e normas técnicas americanas e europeias.

Em seguida, realizou-se uma revisão bibliográfica sobre a forma que a largura efetiva é definida, dando ênfase para as recomendações de seu cálculo para pontes mistas de aço e concreto. Feito isso, buscou-se trabalhos com resultados experimentais em pontes mistas de aço e concreto para serem reproduzidos no *software* Abaqus® (fundamentado no Método dos Elementos Finitos) e, posteriormente, comparados, a fim de garantir a coerência da modelagem.

Uma vez comparados e ajustados, iniciou-se uma análise paramétrica na qual foram simulados 260 modelos. Para todos os modelos foi adotado uma seção transversal com largura de 12,80 m, laje maciça e vinculação biapoiada. Previu-se ainda a disposição de diafragmas e enrijecedores dispostos ao longo da seção transversal e longitudinal, com a finalidade de controlar a distorção provocada por carregamentos torcionais. Tais elementos foram pré-dimensionados de acordo com as recomendações expostas no item 2.3 deste trabalho.

Utilizou-se como estudo as variáveis expostas na Figura 2.

Figura 2: Variáveis de estudo da análise paramétrica.

<u>Configuração</u>	<u>Interação aço-concreto</u>	<u>Altura da laje</u>	<u>Comprimento do vão</u>	<u>Distância entre almas</u>	<u>Distância entre caixões</u>
Caixão simples	Interação total sem conectores de cisalhamento	150 mm	10.000 mm	6.900 mm	6.300 mm
		160 mm	15.000 mm	7.000 mm	6.400 mm
Duplo caixão	Interação total com conectores de cisalhamento	170 mm	20.000 mm	7.100 mm	6.500 mm
		180 mm	25.000 mm	7.200 mm	6.600 mm
		190 mm	30.000 mm	7.300 mm	6.700 mm
	Interação parcial com conectores de cisalhamento	200 mm	35.000 mm	7.400 mm	6.800 mm
		210 mm	40.000 mm	7.500 mm	6.900 mm
		220 mm	45.000 mm	7.600 mm	7.000 mm
		230 mm	50.000 mm	7.700 mm	7.100 mm
		240 mm		7.800 mm	7.200 mm
		250 mm		7.900 mm	7.300 mm
		260 mm		8.000 mm	7.400 mm
		270 mm		8.100 mm	7.500 mm
		280 mm		8.200 mm	7.600 mm
		290 mm		8.300 mm	7.700 mm
300 mm					

Fonte: Elaborado pelo autor.

Basicamente, as variáveis são:

- A configuração da seção transversal:
 - Caixão simples;
 - Duplo caixão.
- A interface entre os materiais aço e concreto:
 - Interação total sem conectores (por meio da ferramenta “*tie constraint*” no Abaqus®);
 - Interação total com conectores;
 - Interação parcial com conectores.

- Altura da laje: dezesseis dimensões entre 150 mm e 300 mm, variando 10 mm a cada modelo;
- Comprimento do vão longitudinal: nove comprimentos entre 10.000 mm e 50.000 mm, variando 5.000 mm a cada modelo;
- A disposição dos elementos na seção transversal, isto é, a distância entre vigas (no caso de duplo caixão) e a distância entre almas (no caso de caixão simples): quinze modelos com variação uniforme entre tais distâncias;
- O grau de interação (GI) entre os materiais aço e concreto: 6 graus, variando 10% entre 50% e 100%.

Tais variações foram escolhidas para que houvesse modelos em que a largura efetiva teórica fosse limitada pela: altura da laje; comprimento do vão; ou pela distância entre as vigas na seção transversal. Desse modo, a análise paramétrica terá maior eficiência para a avaliação da influência de cada parâmetro na largura efetiva.

Para os elementos de laje e viga, utilizou-se o elemento sólido C3D8R para a modelagem. Para os conectores de cisalhamento empregou-se elementos de viga B31. Por fim, as armaduras foram modeladas com elementos de treliça T3D2.

Quanto aos materiais, os elementos da laje de concreto foram descritos pelo modelo constitutivo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) de Carreira e Chu (1985, 1986), enquanto os elementos de aço foram modelados por meio de um modelo constitutivo elastoplástico perfeito.

Para a avaliação da largura efetiva, as tensões normais na laje foram analisadas no início da plastificação dela, enquanto que a análise da interface aço-concreto e do comportamento da seção transversal como um todo foram realizadas com a seção mista plastificada, com foco no meio do vão e na região dos apoios

Toda a metodologia envolvendo a modelagem numérica está descrita de forma mais detalhada no Capítulo 4 deste trabalho.

1.4 DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS

O presente trabalho está estruturado em sete capítulos.

No Capítulo 1, o tema do trabalho foi introduzido com o intuito de contextualizar o problema. Ademais, detalhou-se as justificativas do trabalho, o objetivo geral e os específicos, bem como a metodologia aplicada.

O Capítulo 2 apresenta o que são pontes e viadutos mistos de aço e concreto, dando ênfase para a configuração em seção caixão (foco do trabalho) e explanando sobre a interação aço-concreto.

O Capítulo 3 aborda o conceito de largura efetiva, evidenciando o estado da arte das pesquisas no tema e as recomendações estabelecidas pelas principais normas técnicas.

Os Capítulo 4 trata sobre a modelagem numérica, expondo a calibração do modelo numérico e as características dos modelos que foram e serão simulados.

O Capítulo 5 detalha a parametrização dos modelos numéricos desenvolvidos para as pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão, expondo os resultados encontrados numericamente comparados com a largura efetiva analítica dos principais códigos de projeto e da literatura. Além disso, foram dadas recomendações para o cálculo da largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão.

O Capítulo 6 apresenta qual a influência da variação da largura efetiva no dimensionamento de pontes e viadutos mistos de aço e concreto.

O Capítulo 7 apresenta as conclusões do trabalho e sugestões de trabalhos futuros.

2. PONTES E VIADUTOS MISTOS DE AÇO E CONCRETO

Neste capítulo, faz-se a contextualização do projeto de pontes e viadutos, com foco no comportamento e nas estruturas mistas de aço e concreto. Além disso, foram apresentados os principais tipos de superestruturas de pontes e viadutos, dando ênfase para a seção caixão.

2.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E COMPORTAMENTO MISTO AÇO-CONCRETO

Os primeiros materiais a serem utilizados na construção de pontes foram a pedra e a madeira, ambos na Roma Antiga.

A partir de década de 1840, iniciou-se a transição entre pontes de madeira e de ferro fundido. No Brasil, a primeira ponte em ferro fundido foi construída em 1857 sobre o Rio Paraíba do Sul (Figura 3).

Figura 3: Ponte em ferro fundido sobre o Rio Paraíba do Sul, Rio de Janeiro.



Fonte: Prefeitura de Paraíba do Sul¹.

Com a evolução das técnicas de engenharia, passou-se a utilizar intensamente sistemas construtivos em concreto armado e protendido. Contudo, com o desenvolvimento das cidades e a necessidade de maiores vãos, rapidez e racionalização na construção, facilidade de manutenção, redução de custos e de impactos ambientais, foram desenvolvidos

¹ Disponível em: <<http://paraibadosul.rj.gov.br/noticias/secretaria-de-defesa-civil-segue-monitorando-cheia-do-rio-paraiba-do-sul>>. Acesso 31 out. 2019.

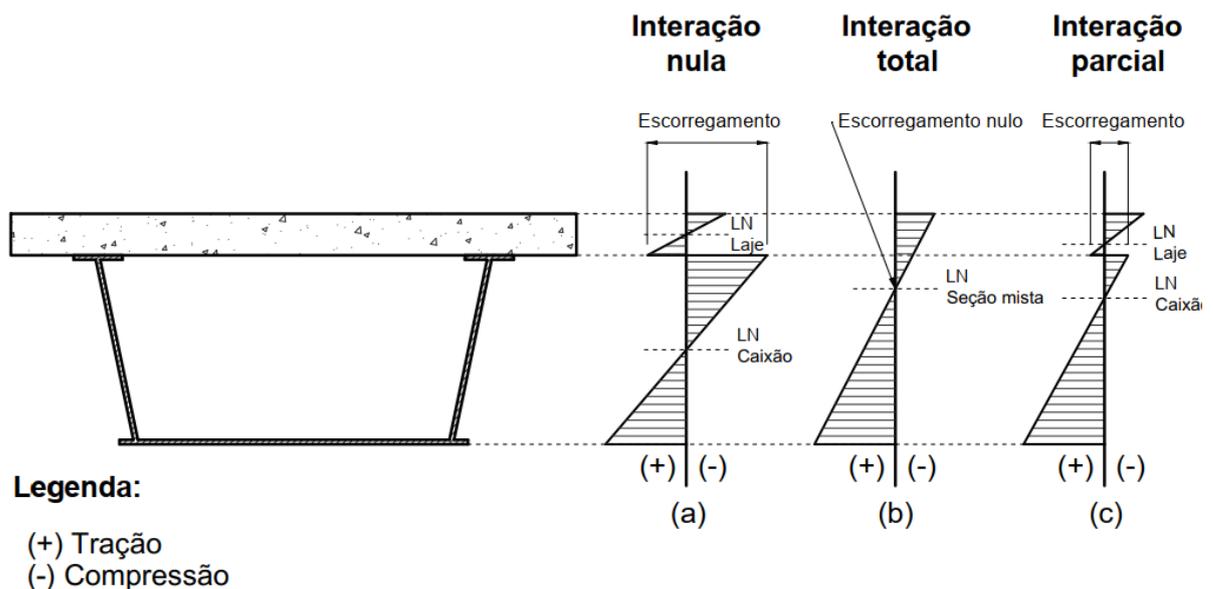
novos materiais e sistemas construtivos para atender a essas demandas recentes. As pontes mistas de aço e concreto só surgiram na década de 1930, como forma de combinar o potencial de cada um dos materiais mais utilizados na construção civil: o aço e o concreto (ZONA, LEONI e DALL'ASTA, 2017).

Décadas atrás, a construção de pontes sujeitava-se às limitações tecnológicas e de conhecimento, sendo utilizados, predominantemente, o concreto armado e protendido. Porém, com o desenvolvimento das cidades e a necessidade de maiores vãos, rapidez e racionalização na construção, facilidade de manutenção, redução de custos e de impactos ambientais, o emprego dos sistemas mistos de aço e concreto tornou-se mais recorrente.

Por definição, um elemento misto de aço e concreto é definido como a associação mecânica, por atrito ou por simples aderência e repartição de cargas, entre um perfil de aço com um elemento estrutural em concreto, resistindo em conjunto aos esforços solicitantes, numa situação em que se busca a predominância de esforços de tração no aço e de compressão no concreto. Em especial, as vigas mistas de aço e concreto possuem uma melhor rigidez, resistência e ductilidade comparadas às vigas de concreto armado e de aço, em decorrência da sinergia entre tais materiais.

A Figura 4 exibe o comportamento de vigas sem e com a ação mista aço-concreto e esquematiza as deformações de vigas mistas para diferentes graus de interação entre os materiais.

Figura 4: Influência do grau de interação entre os materiais no comportamento de vigas mistas.

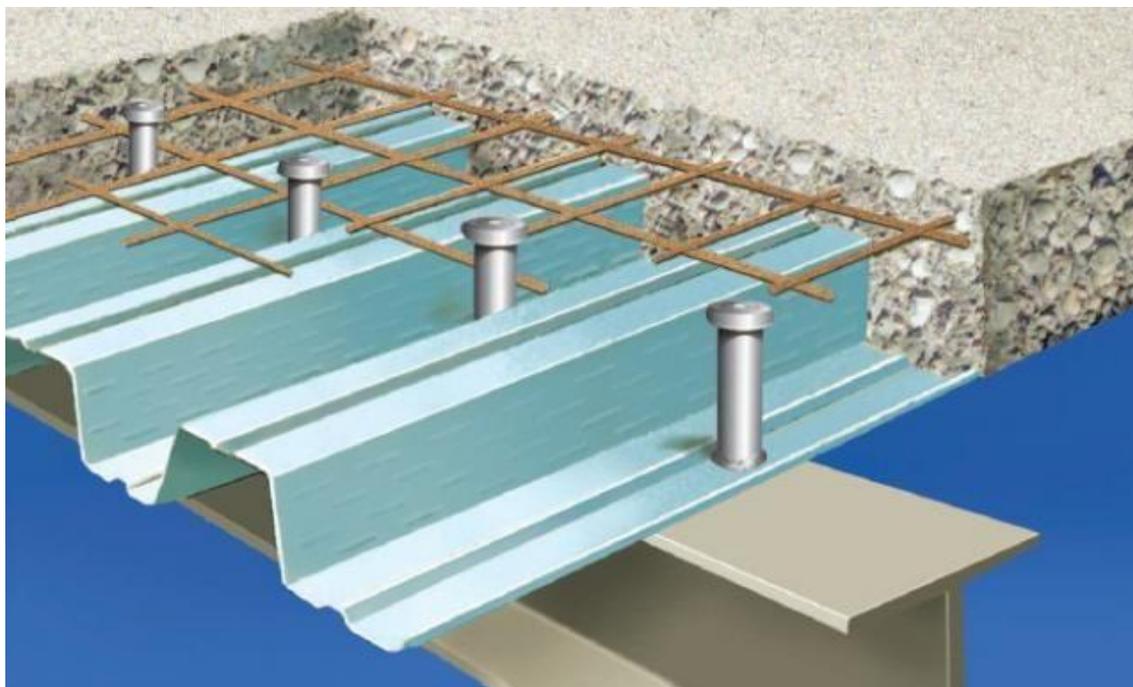


Fonte: Elaborado pelo autor.

Caso não haja nenhuma interação, os elementos estruturais se deformam de maneira independente, ocasionando um deslizamento relativo entre as superfícies na região de contato (Figura 4-a). Considerando que os elementos estejam conectados de tal forma que sua rigidez e sua resistência sejam infinitas a ponto de se deformarem como um único elemento, tem-se o desenvolvimento de forças horizontais que tendem a encurtar a face inferior da laje e concomitantemente alongar a face superior da viga, de maneira que não exista deslizamento relativo entre o aço e concreto. Em tais condições, há a ocorrência de apenas uma linha neutra e este caso é denominado de interação mista total (Figura 4-b). Por fim, quando a interação entre os materiais não possui rigidez nem capacidade resistente suficiente para resistir aos esforços, há um caso intermediário chamado de interação mista parcial, no qual há um deslizamento relativo entre as superfícies (Figura 4-c).

A interação entre o concreto e o perfil de aço pode ocorrer mecanicamente (conectores, mossas, ressaltos, etc), por atrito (no caso de fôrmas de aço com cantos reentrantes), ou, em casos mais raros, por simples aderência e repartição de cargas (VERISSÍMO, 2007). A Figura 5 apresenta um exemplo de viga e laje mista de aço e concreto, nos quais a interação se dá por meio de conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça (*stud bolt*) e por atrito, respectivamente.

Figura 5: Solução clássica de viga e laje mista de aço e concreto.



Fonte: CIMMM – Centro de Informação Metal Mecânica¹.

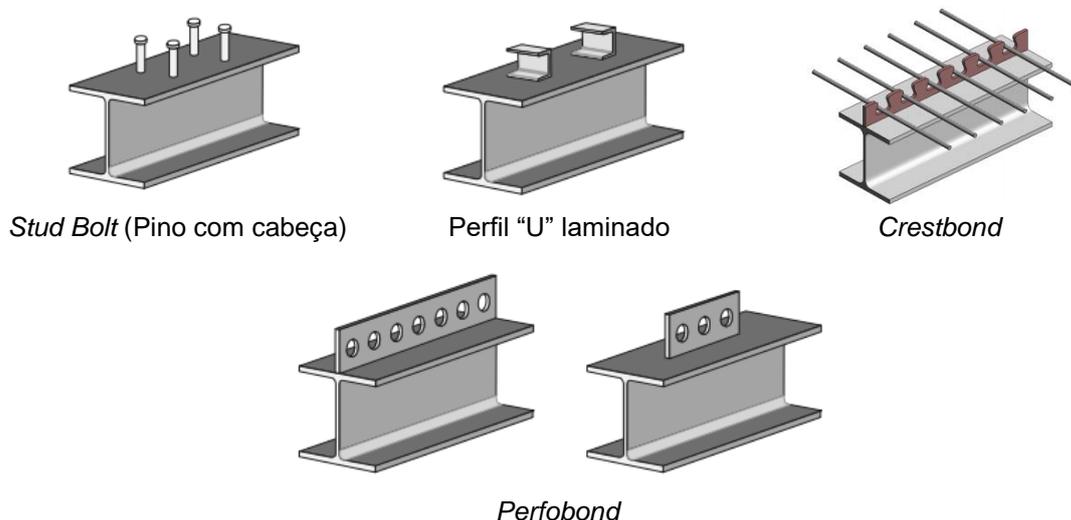
¹ Disponível em: <https://www.cimm.com.br/portal/noticia/exibir_noticia/5134-soldagem-para-estruturas-mistas-aco-concreto>. Acesso 31 out. 2019.

O uso das estruturas mistas pode trazer vantagens importantes em relação às estruturas de concreto armado e às estruturas metálicas, tais como: dispensa de fôrmas e escoramentos; redução do peso próprio e do volume da estrutura; redução dos custos de fundação; aumento da precisão dimensional da construção; redução do consumo de aço estrutural; e menor necessidade de proteções contra incêndio e corrosão nos perfis metálicos. No Brasil, as aplicações mais comuns estão voltadas para a construção de edifícios.

As estruturas mistas de aço e concreto constituem uma ótima solução para pontes e viadutos, estruturas construídas para vencer obstáculos, permitindo a continuidade de vias de transporte, que representam um papel fundamental na infraestrutura de transporte e no desenvolvimento econômico de uma nação.

Conforme mencionado no Capítulo 1, uma ponte mista de aço e concreto caracteriza-se pela associação de uma laje em concreto com uma seção metálica por meio de conectores de cisalhamento. Os tipos mais comuns de conectores são o tipo pino com cabeça e perfis tipo “U” laminados ou formados a frio – estes também são os únicos cujo dimensionamento está normatizado pela ABNT NBR 8800 (2008). Veríssimo (2007) apresenta o comportamento e critérios de projeto de diversos tipos de conectores de cisalhamento (Figura 6).

Figura 6: Tipologias de conectores de cisalhamento.



Fonte: Adaptado de Veríssimo (2007).

No caso das vigas mistas, a interação entre os materiais pode ser dimensionada pela ABNT NBR 8800 (2008) para promover uma ligação aço-concreto que resista à totalidade do fluxo de cisalhamento na interface (interação total), ou no mínimo 40% do fluxo de

cisalhamento na interface (interação parcial). No projeto de pontes e viadutos não se admite interação parcial.

O comportamento e os critérios de análise e projeto de estruturas mistas têm sido amplamente estudados no Brasil nos últimos 20 anos (DE NARDIN e SOUZA, 2008; KOTINDA, 2006; NELSEN e SOUZA, 2012; SOUZA, MAIA e DE NARDIN, 2015). No entanto, as aplicações estão voltadas predominantemente para edifícios.

Projetistas e pesquisadores na área de estruturas mistas concordam que conhecer o comportamento da interface aço-concreto é primordial para o trabalho conjunto entre esses dois materiais. Por esse motivo, os estudos sobre a interação aço-concreto em elementos mistos cresceram muito nos últimos anos. Pode-se destacar Veríssimo (2007) e Cavalcante (2010), desenvolvendo conectores em chapa dentada e tipo “V”, respectivamente. Além disso, Silva (2013) simulou o comportamento de conectores de cisalhamento tipo *crestbond*, enquanto Tristão (2002) e Kotinda (2006) realizaram modelagens numéricas para analisar o comportamento interface laje-viga com diversos tipos de conectores.

No caso das pontes mistas de aço e concreto, a disponibilidade de bibliografia nacional é bastante restrita ou encontra-se desatualizada. Vale citar o trabalho de Pinho e Bellei (2007), que apresenta um apanhado geral sobre tipologias e critérios de projeto para pontes de aço e mistas de aço e concreto com base em normas estrangeiras.

Shim, Lee e Chang (2001) estudaram a interface aço-concreto e o comportamento dos conectores de cisalhamento de pontes mistas com o tabuleiro pré-fabricado. Os autores concluíram que a capacidade resistente da estrutura é reduzida conforme a espessura dos nichos de concretagem da ligação aumentam.

Orlando, Pravia e Drehmer (2003) e Souza (2006) apresentaram estudos mais aprofundados sobre o comportamento, análise e dimensionamento de pontes mistas de aço e concreto, entretanto a ênfase é em pontes constituídas por vigas retas em perfil tipo “I”.

Zona, Leoni e Asta (2017) avaliaram a influência da distribuição de conectores de cisalhamento no comportamento de pontes mistas de aço e concreto. Yin *et al.* (2016), por sua vez, analisaram o desempenho de conexões em pontes treliçadas mistas de aço e concreto.

2.2 TIPOS DE SUPERESTRUTURAS DE PONTES E VIADUTOS MISTOS

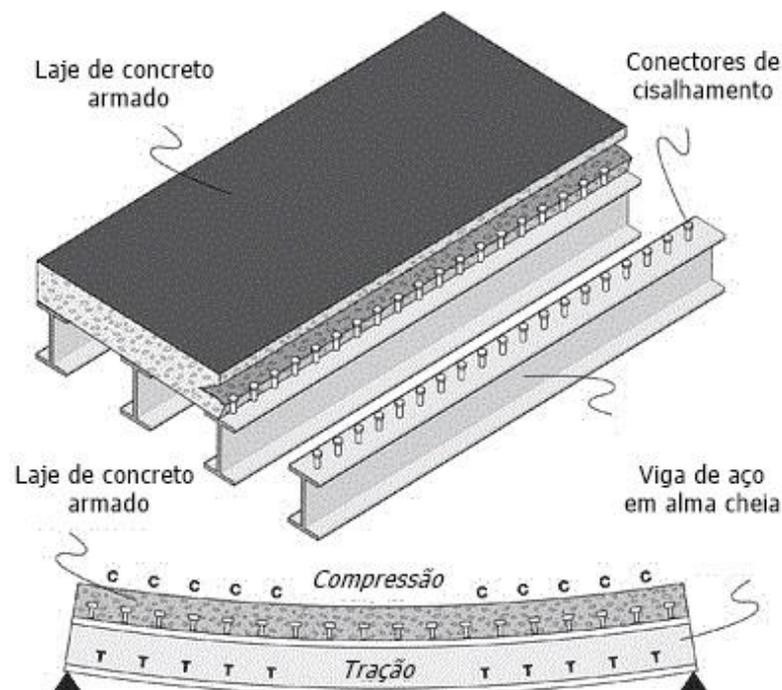
Tratando-se dos tipos de superestruturas de pontes e viadutos mistos, são diversos o número de associações possíveis de executar, culminando, conseqüentemente, em variados sistemas estruturais. O tabuleiro pode ser em concreto armado ou protendido, moldado no

local ou pré-moldado ou com forma de aço incorporado (*steel deck*), por exemplo. Já o elemento de aço comumente é em viga de alma cheia em seção tipo “I”, vigas treliçadas ou em seção caixão.

Os principais fatores avaliados para determinar a superestrutura de uma ponte ou viaduto são a sua função, a topografia do local, a natureza do solo, o comprimento de vão necessário, os recursos disponíveis e o tempo de execução (PINHO e BELLEI, 2007; SARRAF *et al.*, 2013).

As pontes e viadutos mistos de aço e concreto em alma cheia, consistem em um sistema no qual a laje de concreto está associada a um perfil de alma cheia, soldado ou laminado. A Figura 7 apresenta o esquema estrutural de uma ponte ou viaduto misto de aço e concreto típico em alma cheia. Já a Figura 8 apresenta uma ponte mista construída sobre o Rio Dreisam, na Alemanha.

Figura 7: Esquema estrutural típico de pontes mistas de aço e concreto com vigas de alma cheia (tipo “I”).



Fonte: Adaptado de *Steel Bridges*¹.

¹ Disponível em: < <http://www.steel-bridges.com/composite-beam-bridge.html>>. Acesso 3 nov. 2019.

Figura 8: Ponte sobre o Rio Dreisam, Alemanha.



Fonte: *SKR Ingenieure*¹.

A principal vantagem das estruturas constituídas por vigas de alma cheia é a simplicidade de sua geometria, facilitando os procedimentos de projeto e acarretando em baixos custos de fabricação. Vale ressaltar que tal tipo de superestrutura também possui baixos custos de manutenção, perdendo apenas para as estruturas em vigas caixões. Embora as vigas necessitem de enrijecedores, as almas esbeltas proporcionam baixos pesos e, conseqüentemente, custos do material.

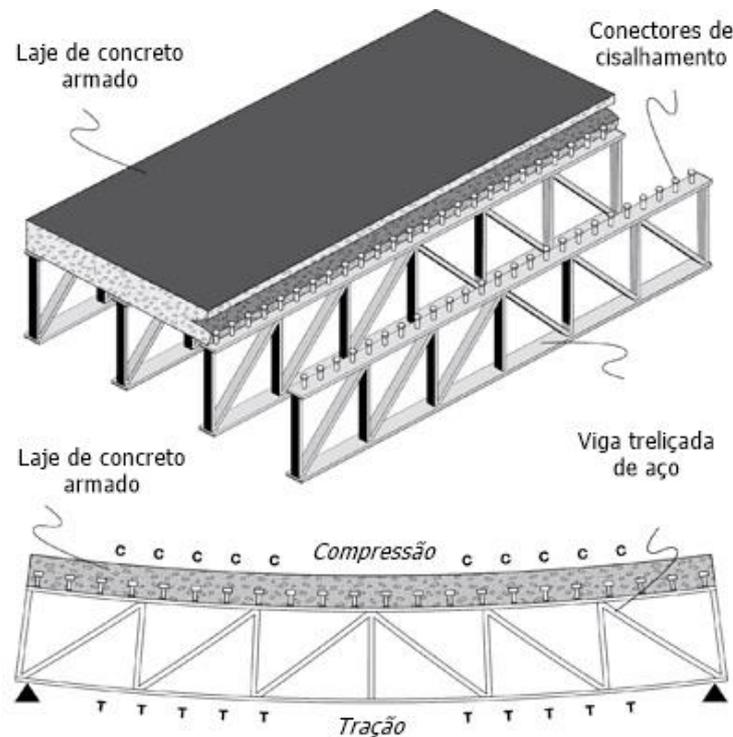
Pontes e viadutos mistos de aço e concreto em alma cheia mostram-se competitivos economicamente para vãos acima de 20,0 m (SARRAF *et al.*, 2013).

Por sua vez, tem-se também as pontes e viadutos mistos de aço e concreto em vigas treliçadas, que se tratam de um tipo de superestrutura no qual a viga é composta de triângulos gerados por peças retas metálicas, articuladas entre si. Os principais requisitos são que os eixos de todos os elementos sejam retos e que a treliça seja carregada apenas nos nós.

A superestrutura formada por treliças possui como vantagens o fato de os elementos serem solicitados somente por cargas axiais e a possibilidade de executar vigas maiores com menor peso e menores deflexões. Porém, as principais desvantagens desta solução estrutural são o maior custo de fabricação, o fator estético e o custo de manutenção. A Figura 9 exibe o esquema estrutural de uma ponte ou viaduto misto de aço e concreto típico em vigas metálicas treliçada.

¹ Disponível em: <<https://www.skr-ingenieure.de/referenzen-brueckenbau-verbundbruecke-dreisam.htm>>. Acesso 3 nov. 2019.

Figura 9: Esquema estrutural típico de pontes e viadutos mistos de aço e concreto com vigas treliçadas.



Fonte: Adaptado de *Steel Bridges*¹.

As soluções em viga treliçada são bem diversificadas. O projetista deve atentar-se que o tabuleiro e a estrutura sejam compatíveis, de forma que os banzos da treliça recebam as cargas axiais do tabuleiro. Porém, o tabuleiro também pode ser isolado em relação aos banzos através do emprego de juntas de dilatação.

Pontes e viadutos mistos de aço e concreto treliçados são utilizados de forma econômica para vãos entre 50,0 m até 120,0 m quando isostáticas, e até 250,0 m quando contínuas (MACHACEK e CUDEJKO, 2011).

A Figura 10 e a Figura 11 apresentam, respectivamente, o viaduto St. Killiam, na Alemanha, e a ponte Ganhaizi, na China, ambos construídos no sistema misto de aço e concreto com vigas treliçadas.

¹ Disponível em: < <http://www.steel-bridges.com/composite-beam-bridge.html> >. Acesso 3 nov. 2019.

Figura 10: Viaduto St. Kilian, Alemanha.



Fonte: *Structurae*¹.

Figura 11: Ponte Ganhaizi, China.



Fonte: *Highest Bridges*².

Para o trabalho em questão, o foco é na superestrutura em seção caixão, a qual está detalhada no tópico 2.2.1.

2.2.1 PONTES E VIADUTOS MISTOS DE AÇO E CONCRETO EM SEÇÃO CAIXÃO

A seção caixão mista de aço e concreto é constituída por uma seção fechada na qual as laterais (almas) e a parte inferior (mesa inferior) são em aço, constituindo uma seção fechada através da conexão da mesa superior do caixão com o tabuleiro em concreto, por

¹ Disponível em: <<https://structurae.net/en/structures/sankt-kilian-viaduct>>. Acesso 3 nov. 2019.

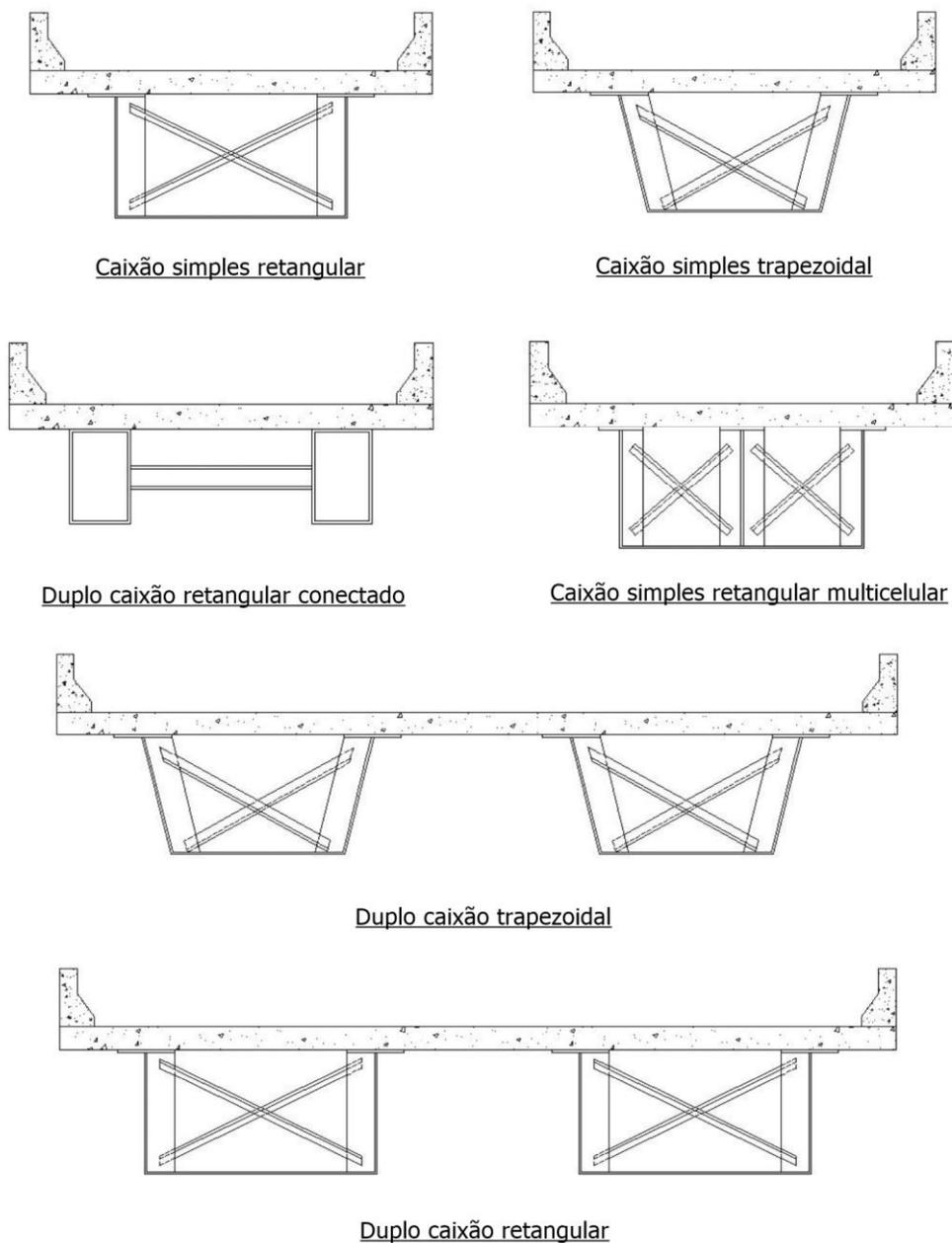
² Disponível em: <http://www.highestbridges.com/wiki/index.php?title=Ganhaizi_Bridge>. Acesso 3 nov. 2019.

meio de conectores de cisalhamento. Em outras palavras, a seção caixão é formada com a união de uma viga calha metálica interligada com a laje de concreto.

Pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão possuem vantagens econômicas para vãos até 100,0 m (ILES, 1994).

A Figura 12 exibe as principais configurações para pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão.

Figura 12: Principais configurações de seção transversal de pontes e viadutos mistos de aço e concreto com vigas caixão.



Fonte: Adaptado de Pinho e Bellei (2007).

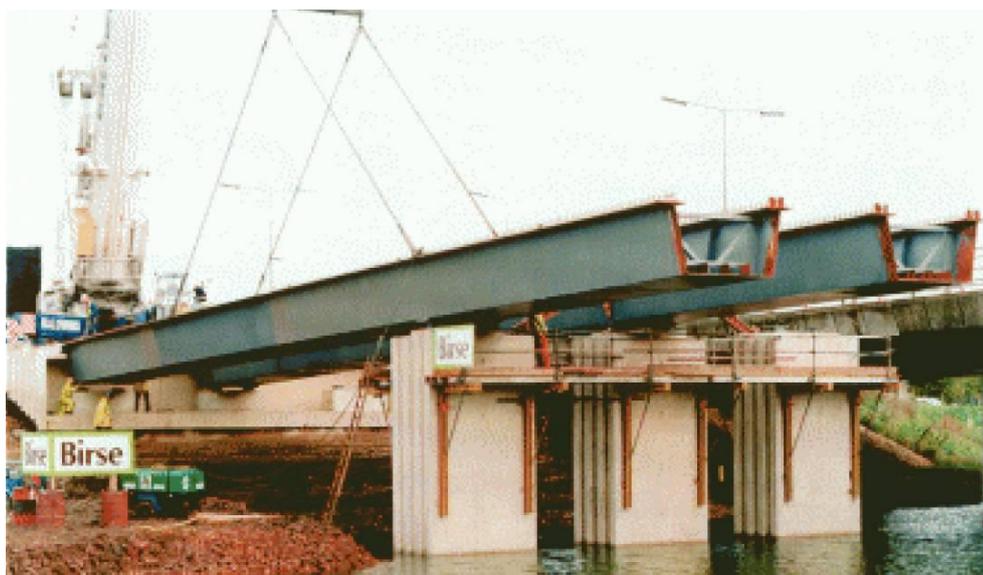
Convém ressaltar que as seções retangulares ou trapezoidais são as mais comuns. A ponte pode ter a sua seção transversal com apenas um caixão ou múltiplos caixões, dependendo da largura, vão e carregamentos. A Figura 13 e a Figura 14 apresentam, respectivamente, vigas caixões metálicas de pontes com configuração em caixão simples e múltiplos caixões.

Figura 13: Viga caixão metálica de ponte com configuração em caixão simples.



Fonte: *Indiamart*¹.

Figura 14: Vigas caixões metálicas de ponte com configuração em múltiplos caixões.



Fonte: *Civil Digital*².

¹ Disponível em: <<https://www.indiamart.com/proddetail/steel-box-girder-5904217430.html>>. Acesso 10 abr. 2020.

² Disponível em: <<https://civildigital.com/advantages-steel-box-girders-bridges-disadvantages/>>. Acesso 20 out. 2019.

As pontes mistas em seção caixão são relativamente comuns em outros países e apresentam diversas vantagens em relação às pontes em vigas. Entretanto, como em todo projeto, os projetistas devem verificar todas as tipologias caso a caso para determinar a estrutura mais adequada.

Os principais diferenciais da configuração em seção caixão são:

- Estética: travamentos, enrijecedores de alma, diafragmas e outros componentes estruturais e não estruturais ficam normalmente escondidos dentro do caixão metálico, levando a uma aparência limpa e organizada;
- Montagem: já que a manipulação de um caixão é equivalente à manutenção de duas vigas tipo “I”;
- Manutenção e durabilidade: em razão dos caixões serem uma seção fechada e, conseqüentemente, suas almas e mesas possuem apenas uma das faces expostas ao meio ambiente. Além disso, vale destacar o fato de diafragmas e enrijecedores estarem abrigados no interior da viga. No mais, a seção caixão possui sua manutenção e inspeção facilitada, pois o operário pode se locomover dentro dela;
- Curvatura: a configuração em seção caixão possui grande rigidez à torção, que permite a execução de pontes curvas (Figura 15).

Figura 15: Fossedyke Bridge, Lincoln.



Fonte: *Steel Construction*¹.

¹ Disponível em: <http://www.steelconstruction.info/Box_girder_bridges>. Acesso 20 out. 2019.

Dentre os trabalhos nacionais que versam sobre as pontes mistas em seção caixão, citam-se Faria e Pravia (2014) e Nicoletti e Souza (2019), que sintetizaram os procedimentos de projeto da norma americana AASHTO (2017) para pontes mistas com configuração em seção caixão e desenvolveram ferramentas de pré-dimensionamento para tais estruturas, respectivamente. Na literatura internacional, o volume de trabalhos é muito superior.

Nakamura *et al.* (2002) apresentaram novas tecnologias construtivas e de projeto para pontes mistas de aço e concreto, em perfis de alma cheia e seção caixão. Nesse estudo, as soluções provaram ser viáveis no aspecto técnico e econômico, por meio de análises e ensaios.

Pedro *et al.* (2017) realizaram uma abordagem otimizada para o projeto de pontes de aço e concreto, na qual é elaborado um modelo estrutural simplificado numa primeira etapa, a fim de dimensionar a estrutura para condições globais e, na sequência, executam-se as verificações locais.

Chen, Dong e Xu (2018) estudaram vigas caixões com almas corrugadas como uma solução para o projeto de pontes. Tal estrutura apresentou ótimos resultados para a capacidade resistente à torção e ao momento fletor, além de ser uma construção rápida, sustentável e econômica.

Patel (2009) e Chavel e Rivera (2015) elaboraram um manual de procedimentos simplificados para a análise e para o projeto de pontes e viadutos mistos em seção caixão.

Fatemi, Ali e Sheikh (2016) investigaram a distribuição de cargas para pontes curvas em seção caixão e averiguaram que a taxa de curvatura e a quantidade de células exerce grande influência na distribuição das cargas na flexão. Os autores afirmaram também que não é recomendável dimensionar uma ponte curva adotando uma ponte reta como modelo equivalente, pois tal prática acarretaria em projetos não seguros.

Quanto ao tipo de laje, ela geralmente é em concreto armado ou protendido, moldado no local ou pré-moldado ou com forma de aço incorporado, sendo essas últimas as mais utilizadas devido à agilidade e racionalização da execução.

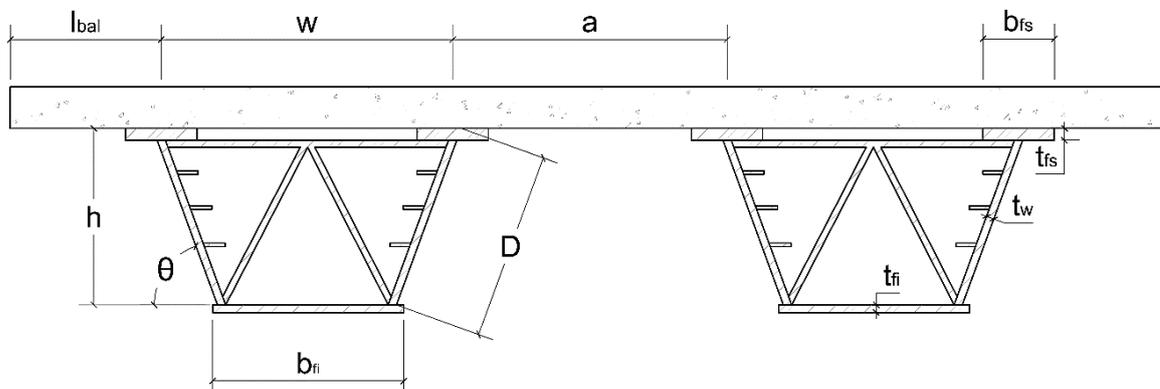
2.3 PRÉ-DIMENSIONAMENTO GEOMÉTRICO DE PONTES E VIADUTOS MISTOS DE AÇO E CONCRETO EM SEÇÃO CAIXÃO

Neste tópico apresenta-se as recomendações para o pré-dimensionamento geométrico de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão recomendados pela AASHTO (2017).

2.3.1 SIMBOLOGIA

A Figura 16 expõe os parâmetros geométricos necessários para a definição da seção transversal de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão.

Figura 16: Simbologia dos elementos transversais de pontes com vigas caixão.



Fonte: Adaptado de Nicoletti (2019).

O significado de cada variável da Figura 16 está exposto a seguir:

- L – Comprimento do vão da ponte;
- h – Altura da viga caixão;
- D – Comprimento da alma;
- θ – Inclinação da alma;
- t_w – Espessura da alma;
- b_{fs} – Largura do flange superior;
- w – Largura superior do caixão;
- b_{fi} – Largura da mesa inferior;
- t_{fs} – Espessura mínima do flange superior;
- t_{fi} – Espessura mínima da mesa inferior;
- a – Distância entre dois caixões paralelos.

2.3.2 ALTURA DA VIGA

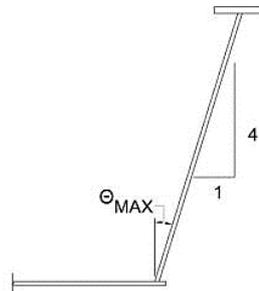
A altura da viga caixão é dependente do estudo de diversas alturas *versus* o menor peso e que atenda à todas as solicitações de desempenho e segurança. Conforme a literatura internacional, especialmente a publicação da NSBA (2012), indica-se a relação de $L/25$, onde L é o vão da ponte. O mínimo recomendado para a altura do caixão, visando a manutenção, é 5 pés, o que equivale a 1,524 m.

2.3.3 INCLINAÇÃO DA ALMA

A alma do caixão pode ser vertical ou inclinada. Para as últimas, a AASHTO (2017) determina uma inclinação máxima de 1:4 (vide Figura 17), que equivale a um ângulo máximo de 14,03°. Como resultado, fica determinada a Equação (3).

$$\cos(\theta) = \frac{h}{D} \quad \theta_{\text{máx}} \leq 14,03^\circ \quad \theta [^\circ] \quad (3)$$

Figura 17: Inclinação máxima da alma da viga caixão.



Fonte: AASHTO (2017).

2.3.4 ESPESSURA DA ALMA

As Equações (4) e (5) apresentam as limitações recomendadas pela AASHTO (2017) para a esbeltez local da alma sem enrijecedores e com enrijecedores, respectivamente.

$$\frac{D}{t_w} \leq 150 \quad (4)$$

$$\frac{D}{t_w} \leq 300 \quad (5)$$

2.3.5 LARGURA E ESPESSURA DA MESA SUPERIOR

A AASHTO (2017) recomenda que a largura da mesa superior seja calculada conforme a Equação (6).

$$b_{fs} \geq \frac{D}{6} \quad (6)$$

Porém, em razão da construtibilidade e estabilidade da viga, definindo L_e como a distância entre emendas da viga caixão, a norma recomenda a verificação exposta na Equação (7).

$$b_{fs} \geq \frac{L_e}{85} \quad (7)$$

Por sua vez, a espessura mínima da mesa superior recomendada pela AASHTO (2017) é calculada segundo a Equação (8).

$$t_{fs} \geq 1,1 \cdot t_w \quad (8)$$

Novamente, em função da construtibilidade e estabilidade da viga, sugere-se uma espessura mínima de 19 mm e que a esbelteza seja limitada conforme a Equação (9).

$$\frac{b_{fs}}{2 \cdot t_{fs}} \leq 12 \quad (9)$$

2.3.6 LARGURA E ESPESSURA DA MESA INFERIOR

De acordo com a AASHTO (2017), a largura e espessura da mesa inferior são definidas por meio da Equação (10).

$$\frac{b_{fi}}{t_{fi}} \leq 120 \quad (10)$$

2.3.7 DISTÂNCIA ENTRE CAIXÕES E BALANÇO MÁXIMO

Para a configuração em duplo caixão ou múltiplos caixões, a AASHTO (2017) estabelece que a distância entre caixões esteja de acordo com os limites da Equação (11).

$$0,8 \cdot w \leq a \leq 1,2 \cdot w \quad (11)$$

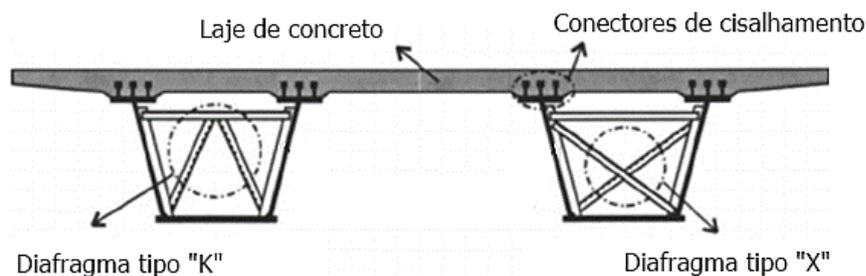
Quanto ao balanço, a recomendação está exposta na Equação (12).

$$l_{bal} \leq 0,6 \cdot w \quad (12)$$

2.3.8 DIAFRAGMAS

As vigas caixões necessitam de diafragmas ao longo da seção transversal com a finalidade de controlar a distorção da mesma provocada por carregamentos torcionais. De acordo com a AASHTO (2017), o espaçamento máximo entre diafragmas é 12200 mm e deve-se respeitar a espessura mínima de 160 mm. A Figura 18 exhibe os diafragmas do tipo "K" e do tipo "X", que são os principais tipos utilizados em vigas caixão.

Figura 18: Tipos de diafragmas comumente empregados em vigas caixão.



Fonte: Adaptado de Kim e Yoo (2006).

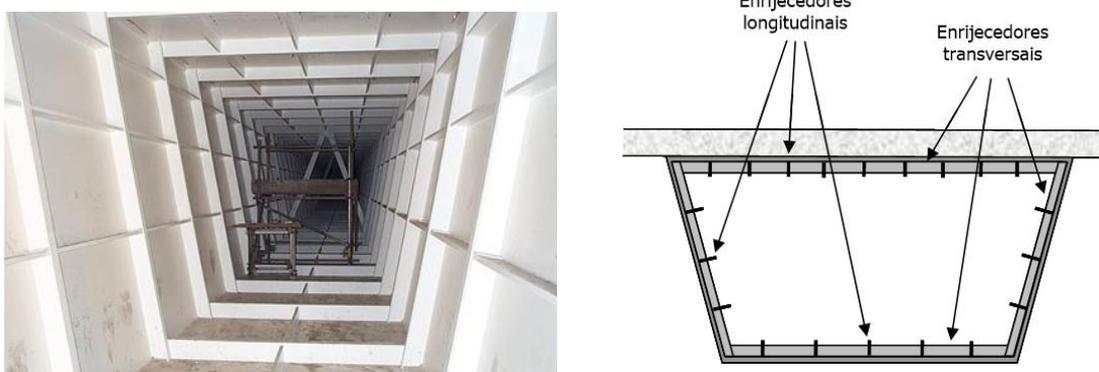
Em vigas caixões, existem diversas tipologias de diagramas internas, mas, visando uma facilidade na manutenção e com o intuito de deixar livre para inspeção a parte interna do caixão, adota-se geralmente diafragmas do tipo “K”.

Para pontes que possuam mais de um caixão paralelo, devem ser previstos diafragmas externos que os liguem e garantam o seu trabalho conjunto. Nesse caso, a AASHTO (2017) estabelece que o espaçamento transversal dos diafragmas externos não deve ser superior a 7600 mm, também respeitando a espessura mínima de 160 mm.

2.3.9 ENRIJECEDORES

Para resistir a forças e esforços que provocam a distorção da seção transversal, enrijecedores transversais e longitudinais tornam-se necessários (Figura 19).

Figura 19: Enrijecedores transversais e longitudinais em vigas caixão.



Fonte: Adaptado de *Steel Construction*¹.

A AASHTO (2017) define que, para enrijecedores transversais, o espaçamento longitudinal transversal, D_{et} , não deve ser superior a três vezes a largura superior do caixão. Ou seja, a Equação (13) deve ser satisfeita.

$$D_{et} \leq 3 \cdot w \quad (13)$$

Ademais, a largura e a espessura, b_{te} e t_{et} , respectivamente, de cada enrijecedor transversal devem satisfazer as Equações (14) e (15).

$$b_{te} \geq 2 + \frac{D}{30} \quad (14)$$

$$16 \cdot t_{et} \geq b_{te} \geq \frac{b_f}{4} \quad (15)$$

Já para enrijecedores longitudinais, a AASHTO (2017) recomenda que o comprimento dos enrijecedores longitudinais seja o máximo possível entre dois enrijecedores transversais.

¹ Disponível em: < <http://www.steelconstruction.info/Stiffeners>>. Acesso 5 nov. 2019.

No mais, a largura e a espessura, b_{el} e t_{el} , respectivamente, de enrijecedores longitudinais, devem estar de acordo com a Equação (16).

$$b_{el} \leq 0,48 \cdot t_{el} \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (16)$$

onde E é o módulo de elasticidade longitudinal do material e f_y é a resistência ao escoamento nominal do aço do enrijecedor.

2.3.10 SÍNTESE DO PRÉ-DIMENSIONAMENTO DE PONTES EM SEÇÃO CAIXÃO

A Tabela 1 sintetiza o pré-dimensionamento dos parâmetros discutidos.

Tabela 1: Síntese do pré-dimensionamento recomendado pela AASHTO (2017) para vigas caixões de pontes mistas de aço e concreto.

Parâmetro	Recomendação	Verificação
h	$\frac{L}{37} \leq h \leq \frac{L}{25}$	-
D	$D = \frac{h}{\cos \theta}$	$\frac{D}{t_w} \leq 150$, sem enrijecedores longitudinais $\frac{D}{t_w} \leq 300$, com enrijecedores longitudinais
θ	$\theta \leq 14,03^\circ$	-
b_{fs}	$b_{fs} \geq \frac{D}{6}$	$b_{fs} \geq \frac{L}{85}$ e $\frac{b_{fs}}{2 \cdot t_{fs}} \leq 12$
t_{fs}	$t_{fs} \geq 1,1 \cdot t_w$	$t_{fs} \geq 19,05$ mm
b_{fi}	$\frac{b_{fi}}{t_{fi}} \leq 120$	-
t_{fi}		-
a	$0,8 \cdot w \leq a \leq 1,2 \cdot w$	-
Diafragmas	$e_{min} = 16$ mm $d_{max} = 12.200$ mm	-
Enrijecedores Transversais	$D_{et} \leq 3 \cdot w$ $b_{te} \geq 2 + \frac{D}{30}$	$16 \cdot t_{et} \geq b_{te} \geq \frac{b_f}{4}$
Enrijecedores Longitudinais	$D_{el} \leq 3 \cdot w$ $b_{el} \leq 0,48 \cdot t_{el} \cdot \sqrt{\frac{E}{F_{ys}}}$	-

Fonte: Nicoletti e Souza (2019).

2.4 DIMENSIONAMENTO DO GRAU DE INTERAÇÃO ENTRE OS MATERIAIS

No presente trabalho trata-se muito sobre o grau de interação entre os materiais aço e concreto. Por essa razão, apresenta-se a expressão utilizada em seu dimensionamento a fim de fundamentar as análises feitas nos próximos tópicos.

De acordo com a ABNT NBR 8800 (2008), o grau de interação (GI) entre os elementos de aço e concreto é calculado por meio da Equação (1).

$$GI = \frac{\sum Q_{Rd}}{F_{hd}} \quad (1)$$

Em que $\sum Q_{Rd}$ é o somatório das forças resistentes de cálculo individuais dos conectores de cisalhamento situados entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo; e F_{hd} é a menor força de cisalhamento de cálculo entre o componente de aço e a laje, sendo igual ao menor valor entre $A_a \cdot f_{yd}$ e $0,85 \cdot f_{cd} \cdot b_{ef} \cdot t_c$, onde A_a representa a área de aço, f_{yd} a resistência de cálculo ao escoamento do aço, b_{ef} a largura efetiva e t_c a altura da laje de concreto.

Expressando matematicamente o que foi apresentado no item 2.1., a interação parcial ocorre quando $GI < 100\%$ e a interação total com $GI = 100\%$.

Ainda com base nas recomendações da ABNT NBR 8800 (2008), para conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça, empregados nas análises do presente trabalho, a força resistente de cálculo de um conector é dada pela Equação (2).

$$Q_{Rd} = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{A_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \right) \\ \frac{R_g \cdot R_p \cdot A_{cs} \cdot f_{ucs}}{\gamma_{cs}} \end{array} \right. \quad (2)$$

Em que γ_{cs} é o coeficiente de ponderação da resistência do conector, igual a 1,25 para combinações últimas de ações normais, especiais ou de construção e igual a 1,10 para combinações excepcionais; A_{cs} a área da seção transversal do conector; f_{ucs} é a resistência à ruptura do aço do conector; E_c o módulo de elasticidade longitudinal do concreto; R_g o coeficiente para consideração do efeito de atuação de grupos de conectores; e R_p o coeficiente para consideração da posição do conector. Os coeficientes de segurança foram desconsiderados nas modelagens numéricas do trabalho em questão.

Vale ressaltar que o dimensionamento de elementos mistos de edifícios com interação parcial é uma prática bastante utilizada, sendo permitida pelas normas técnicas nacionais e estrangeiras. Entretanto, o dimensionamento de pontes na situação de interação parcial é uma prática mais escassa, sendo até vetada por algumas normativas – como, por exemplo, a brasileira ABNT NBR 16694 (2018), em fase de consulta pública.

Tratando-se do grau de interação entre os materiais, as pesquisas nacionais acerca de pontes e viadutos mistos de aço e concreto na condição de interação parcial são muito escassas. Merece destaque o trabalho de Silva e Dias (2018), que analisaram o efeito da interação parcial na largura efetiva de vigas mistas, via simulação numérica. Os resultados encontrados evidenciaram que a largura efetiva possui uma relação inversa com a rigidez da conexão, sendo que, quanto mais rígida for a conexão, menor será a largura efetiva da laje.

Porém, na literatura internacional, provavelmente devido ao fato de as normas americanas e europeias preverem o dimensionamento com deslizamento relativo entre os materiais (interação parcial), o volume de trabalhos é superior.

Merecem destaque o trabalho de Seracino, Oehlers e Yeo (2001), que estudaram a distribuição de tensões em pontes mistas de aço e concreto com grau de interação parcial e retificaram a viabilidade de tal estrutura; e o de Gara, Ranzi e Leoni (2011), que investigaram o efeito da distribuição de tensões não uniformes em pontes mistas de aço e concreto, para o grau de interação parcial e total entre os materiais, e propuseram um modelo para considerar a interação no cálculo da largura efetiva.

3. LARGURA EFETIVA

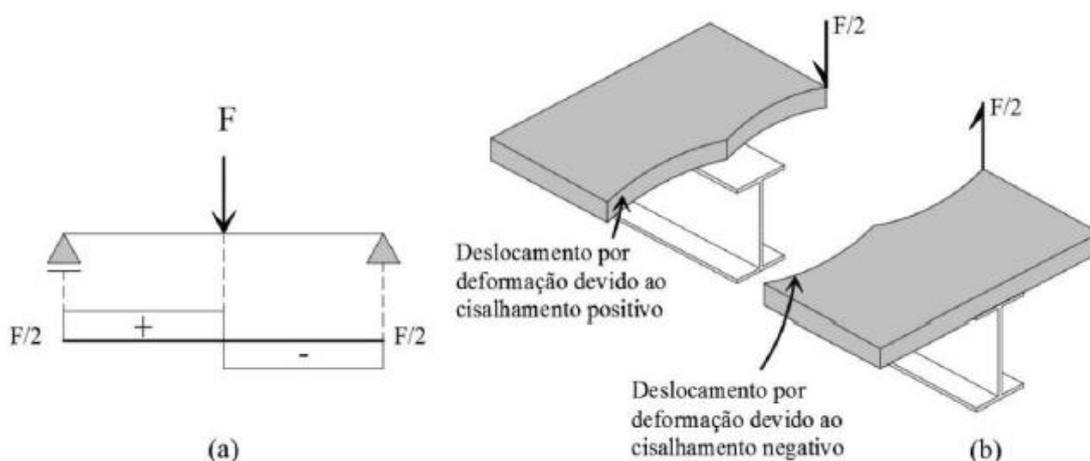
Neste capítulo, estabelece-se o conceito de largura efetiva, as recomendações existentes nas principais normas e o estado da arte dos trabalhos envolvendo tal conceito.

3.1 EFEITO *SHEAR LAG*

Nas vigas mistas de aço e concreto, o comportamento conjunto é obtido pela ligação da laje de concreto com a viga de aço por meio de conectores de cisalhamento. No entanto, as tensões normais ao longo da laje não são uniformes na seção mista, de forma que apresentam um pico de tensões junto à viga, produzindo uma seção não plana após o carregamento – efeito *shear lag*. Em consequência, somente uma parcela da laje é considerada efetiva na contribuição da capacidade resistente do elemento mistos.

A título de exemplo, pode-se considerar uma viga mista biapoiada com uma carga pontual aplicada no meio do vão, conforme exposto na Figura 20-(a). Para esta estrutura, o diagrama de cisalhamento na laje é linear e, conseqüentemente, os deslocamentos por deformações na direção longitudinal são parabólicos na direção transversal. Como resultado, no lado esquerdo da viga há tensões de cisalhamento positivas, enquanto que no lado direito as tensões de cisalhamentos são negativas. A Figura 20-(b) apresenta a distribuição de deslocamento em ambos os casos.

Figura 20: Deslocamento por deformações incompatíveis.



Fonte: Adaptado de Oehls e Bradford (1999).

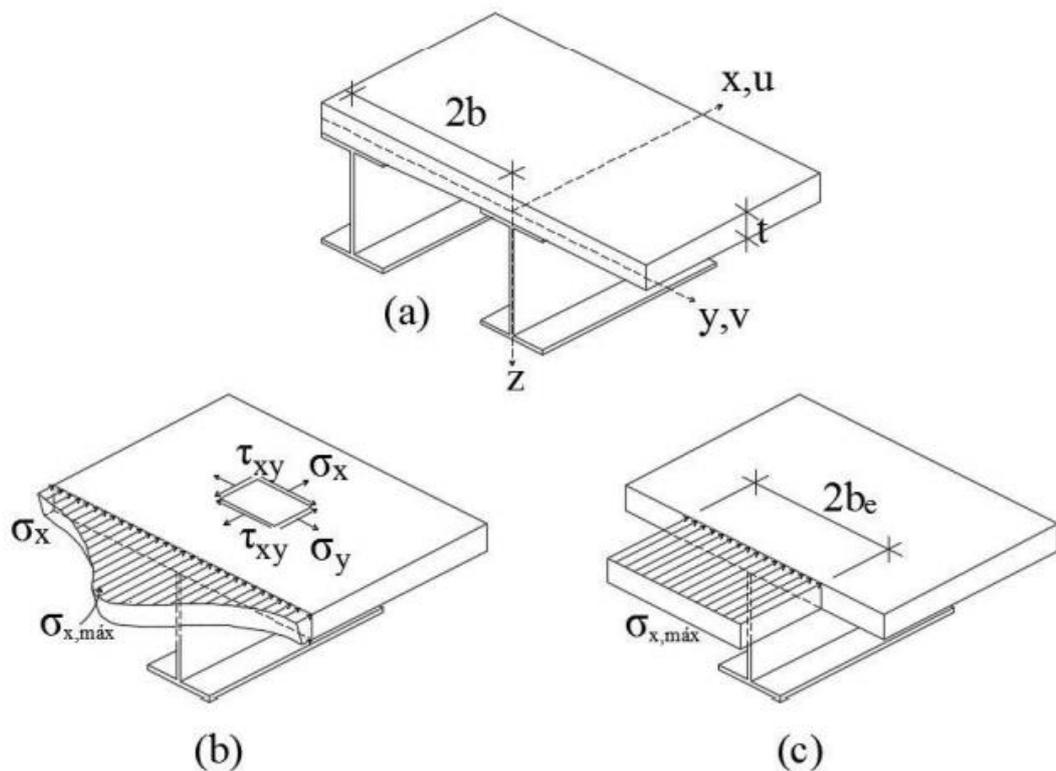
Assim, para que a compatibilidade geométrica possa ser mantida, faz-se necessário algumas considerações na distribuição de tensões de flexão, bem como na distribuição de

cisalhamento. Estas mudanças de tensão resultam no efeito *shear lag* (OEHLERS; BRADFORD, 1999).

Para contemplar o efeito *shear lag*, surge o conceito de largura efetiva, realizando uma redução da largura da laje e permitindo que a hipótese de seção plana seja mantida, levando a erros aceitáveis para rotinas de projeto. Desse modo, não é preciso considerar a distribuição não uniforme de tensões e os procedimentos de projeto são facilitados.

A Figura 21 elucida o conceito de largura efetiva qualitativamente. Na Figura 21-(a) está exposta uma geometria típica de vigas mistas, por sua vez, em (b) tem-se a distribuição de tensões real, que surge frente a um carregamento, e em (c) a distribuição uniforme admitida considerando a largura efetiva.

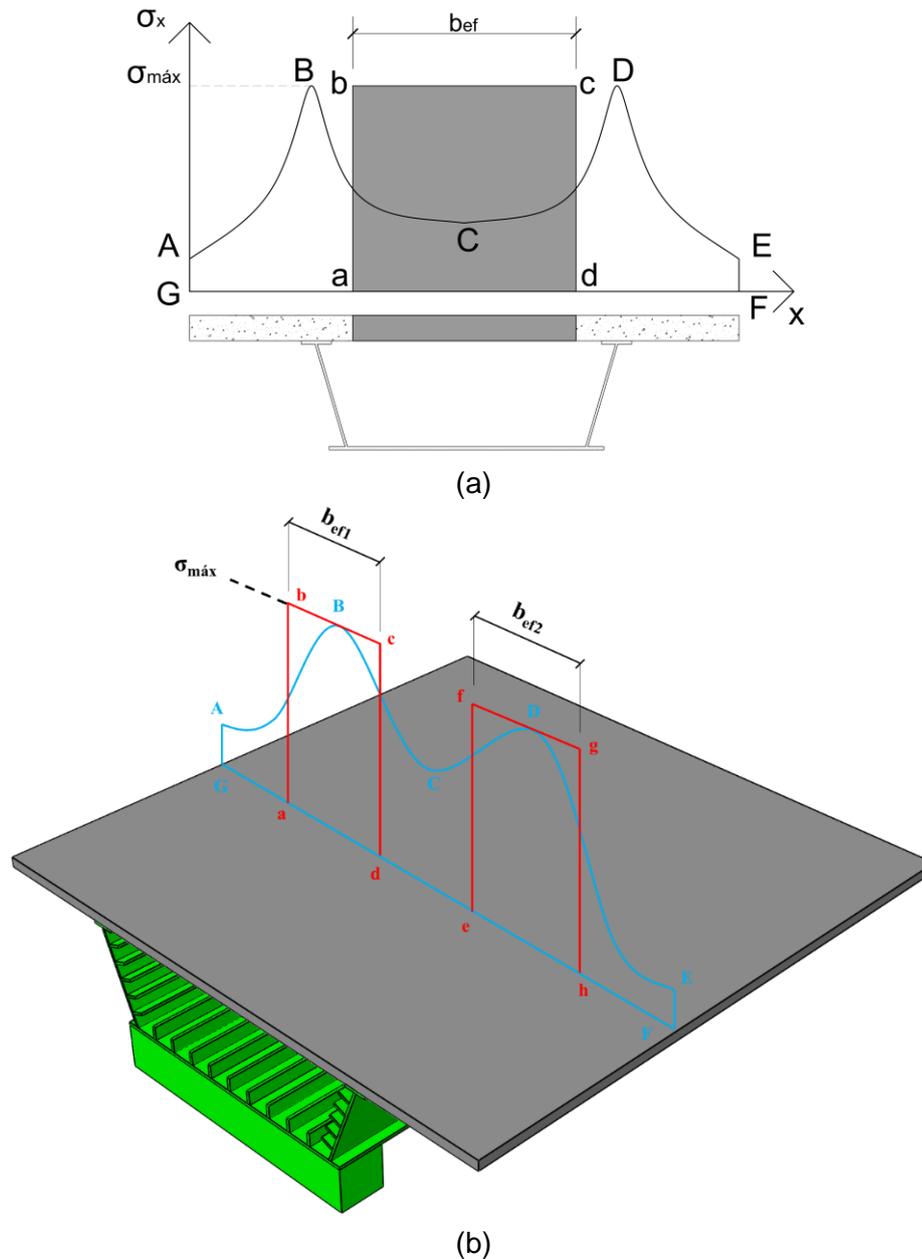
Figura 21: Definição da largura efetiva. (a) Geometria típica de vigas mistas de aço e concreto. (b) Distribuição real de tensões. (c) Distribuição de tensões uniforme obtida por meio do conceito de largura efetiva.



Fonte: Reginato (2017).

No aspecto quantitativo, a Figura 22 ilustra o conceito de largura efetiva, que pode ser encarado tanto considerando uma largura efetiva única por caixão (Figura 22-a) ou uma largura efetiva para cada alma do caixão (Figura 22-b). O caso da Figura 22-a foi considerado no presente trabalho.

Figura 22: Definição quantitativa do conceito de largura efetiva.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observando a Figura 22, nota-se que a tensão longitudinal ao longo da direção transversal da laje de concreto tem uma distribuição não uniforme devido ao efeito *shear lag*. Por esse motivo, toma-se uma pequena parte da largura da laje de concreto, definida como largura efetiva, realizando uma redução da largura da laje e permitindo que a hipótese de seção plana seja mantida, dentro de limites aceitáveis para rotinas de projeto.

Em outras palavras, apenas uma parcela da laje é considerada efetiva na contribuição da capacidade resistente do elemento mistos. Na Figura 1, a largura efetiva (b_{ef}) é determinada quando se iguala a área de distribuição de tensões $ABCDEF$ com a área $abcd$,

delimitando uma largura na qual as tensões são máximas e podem ser consideradas uniformes.

Na literatura, encontram-se duas principais abordagens para a avaliação da largura efetiva. A primeira está relacionada com o estado de tensão na laje e, nesta situação, a largura efetiva (b_{ef}) é definida como a largura da laje que suporta esforços igual ao da largura real, admitindo que as tensões longitudinais (σ_x) são constantes na largura efetiva da laje e equivalentes a tensão de pico ($\sigma_{x\text{máx}}$) sobre a linha central da viga de aço. A Equação (17) resume matematicamente o que foi dito.

$$b_{ef} = \frac{1}{[\sigma_x]_{y=\text{máx}}} \int_{-\frac{b}{2}}^{\frac{b}{2}} \sigma_x dy \quad (17)$$

A segunda abordagem associa a largura efetiva com a rigidez da viga mista. Mais precisamente, propõe-se realizar a determinação da deflexão da viga mista e, posteriormente, através de expressões analíticas, obter a derivação do segundo momento correspondente à área que acarretaria em um mesmo valor de deformação da viga idealizada. Por fim, com base no segundo momento equivalente de área, estima-se a largura efetiva (BROSNAN e UANG, 1995).

A primeira abordagem é a mais aceita na literatura e, por essa razão, foi admitida na metodologia do presente trabalho.

Os estudos sobre largura efetiva tiveram seu início nos 1920, quando pesquisadores realizaram os primeiros trabalhos teóricos e experimentais sobre o tema. No ano de 1924, encontram-se aplicações aeronáuticas envolvendo o método da largura efetiva e, mais tarde, por volta de 1946, o efeito de *shear lag* foi reconhecido como relevante na engenharia civil (ZHU *et al.*, 2015).

De acordo com Salama e Nassif (2011), a teoria da largura efetiva foi utilizada para solucionar o problema de uma viga "T" de concreto isolado, com largura de mesa infinita, submetida a uma carga pontual no meio do vão. Neste contexto, ficou provado que quando a relação entre a largura da laje e o vão da viga for pequena, a largura efetiva se aproxima à largura da mesa da viga.

Em concordância com Castro *et al.* (2007) e Zhu *et al.* (2015), em 1961 foi desenvolvida uma solução analítica do efeito do *shear lag* em tabuleiros composto de aço e concreto. Anos depois, em 1968, calculou-se a largura efetiva em vigas simplesmente apoiadas fundamentando-se nessa solução e considerando a variação de parâmetros geométricos. Em tal estudo, foi verificado que a largura efetiva está diretamente ligada à largura da laje e ao tipo do carregamento aplicado.

Ainda segundo Castro *et al.* (2007), o método dos elementos finitos foi aplicado em 1975 para a realização de análises elásticas em vigas mistas engastadas. Com isso, notou-se que há tensões significativas na laje de concreto quando a largura efetiva é tomada como $1/4$ do comprimento da laje.

Na década de 80, Dezi e Mentrasti (1985) estudaram analiticamente os efeitos do *shear lag* para pontes em vigas caixão trapezoidais, utilizando o teorema da energia potencial mínima. Entretanto, as considerações não consideravam o material, mas somente a geometria da seção transversal.

Anos mais tarde, Dezi *et al.* (2001) sugeriram uma solução analítica abordando o *shear lag* em vigas mistas de aço e concreto com conexão flexível, com base no princípio dos trabalhos virtuais, onde assumiram o comportamento linear elástico do aço e linear viscoelástico do concreto. Nestas pesquisas, concluiu-se que quanto maior a rigidez da ligação viga-laje, maior é a diferença entre a distribuição de tensões da relação bordas da viga ao centro do vão da viga. Por sua vez, para a distribuição de tensões ao longo do tempo, constatou-se uma diminuição proporcional da largura efetiva.

Atualmente, vários autores têm se dedicado a investigações sobre a determinação da largura efetiva de lajes em vigas mistas. Na literatura nacional vale destacar Reginato *et al.* (2018) e Nicoletti (2018).

Reginato *et al.* (2018) investigaram o comportamento da largura efetiva para carregamentos de serviço em vigas mistas com perfis tipo “I” de aço e concreto para pontes. Para tanto, empregaram procedimentos numéricos baseados no método dos elementos finitos e compararam os resultados obtidos com os estabelecidos pelos principais códigos de projeto. Na comparação, falhas potenciais nos códigos de projeto foram observadas, sobretudo pelo fato de muitos deles recomendarem uma largura efetiva única para todo o comprimento do vão, sendo que isso não acontece na prática. Os resultados de largura efetiva numérica encontrados nas análises foram mais próximos do modelo de cálculo da largura efetiva proposto Zhu *et al.* (2015) e divergiram consideravelmente dos códigos de projeto. Além disso, os autores estudaram o efeito das deformações no tempo, levando em conta parâmetros como fissuração, umidade e fluência e averiguaram que tais fatores ocasionam uma variação considerável da largura efetiva e, por esse motivo, propuseram que as recomendações para cálculo da largura efetiva considerem a sua variabilidade em função do vão e do tempo.

Já Nicoletti (2018) estudou a largura efetiva para pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão. Utilizando o resultado de análises paramétricas realizadas por meio de simulações numéricas relativamente simplificadas em 35 modelos – nos quais foi desprezada a modelagem dos conectores de cisalhamento, considerou-se interação total

entre os materiais e foram empregados modelos constitutivos elastoplástico perfeitos para eles – foi sugerido que, para pontes mistas em caixão simples com lajes maciças, a largura efetiva de cálculo da laje não deverá exceder (para cada alma):

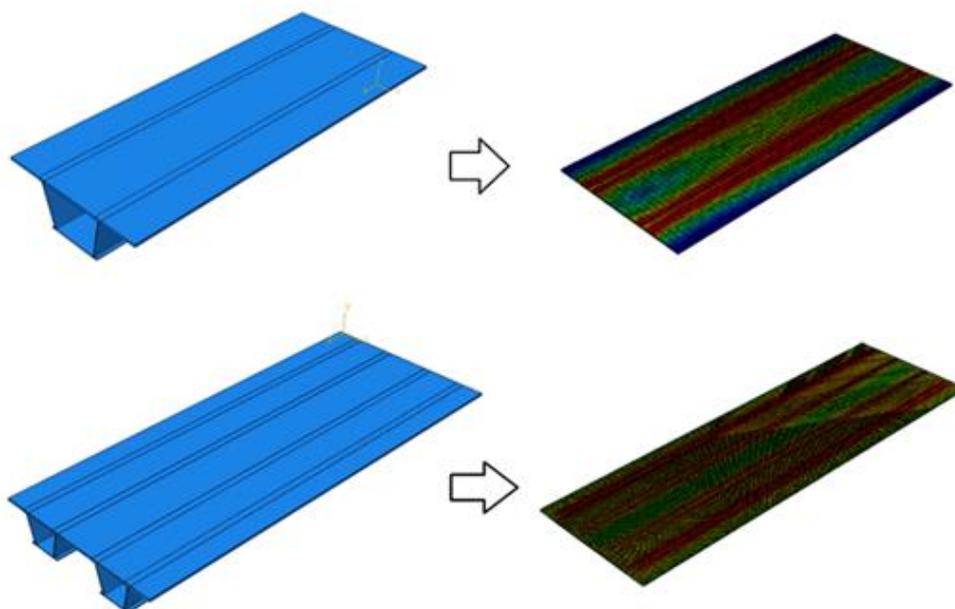
- $1/4$ do comprimento do vão da viga;
- Metade da distância de centro a centro de vigas;
- 12 vezes a menor espessura da laje.

Por sua vez, para pontes mistas em seção duplo caixão, sugere-se que a largura efetiva de cálculo da laje não deverá exceder (para cada caixão):

- $1/4$ do comprimento do vão da viga;
- 30% da distância de centro a centro de caixões;
- 10 vezes a menor espessura da laje.

A Figura 23 apresenta as distribuições típicas de tensões normais na laje, encontradas por Nicoletti (2018) para os modelos em seção caixão simples e duplo caixão.

Figura 23: Distribuição de tensões típicas dos modelos com seção caixão simples e duplo caixão.



Fonte: Nicoletti (2018).

Em pesquisas recentes na literatura internacional, a largura efetiva em vigas mistas de aço e concreto foi foco de vários estudos nos últimos anos (AMADIO e FRAGIACOMO, 2002; CHEN e ZHANG, 2006; SALAMA e NASSIF, 2011; ABBU, EKMEKYAPAR e OZAKÇA, 2014;

ZHU *et al.*, 2015; YUAN *et al.*, 2016). Entretanto, mesmo na literatura, o foco das pesquisas reside em vigas com perfis tipo “I”.

Amadio e Fragiacomio (2002) realizaram estudos paramétricos em vigas mistas com perfis tipo “I” utilizando o *software* Abaqus®. Os autores verificaram que não há variação da largura efetiva em regiões de momentos positivos e negativos e averiguaram ainda que na análise plástica a redistribuição de tensões provoca um aumento da largura efetiva quando comparada à análise elástica.

Chen e Zhang (2006) empregaram simulações numéricas fundamentadas no método dos elementos finitos para realizarem análises paramétricas na avaliação da largura efetiva em vigas mistas com perfis tipo “I”, biapoiadas, com protensão externa. Em suas análises, verificaram um pequeno aumento na largura efetiva devido à protensão.

Salama e Nassif (2011) exibiram resultados de ensaios experimentais e analíticos para o cálculo da largura efetiva em vigas mistas de aço e concreto, nos quais foram ensaiadas oito vigas mistas tipo “I” carregadas até a ruptura. Como produto final, elaboraram equações para o cálculo da largura efetiva no estado limite de serviço e no estado limite último.

Yuan *et al.* (2016) fizeram estudos paramétricos em vigas mistas de aço e concreto com perfis tipo “I”, por meio do método dos elementos finitos, a fim de descobrir quais os parâmetros exerciam maior influência na variação da largura efetiva e, com base em seus resultados, propuseram expressões de projeto para o seu cálculo, considerando o comprimento do vão longitudinal, a altura da laje e a largura geométrica transversal da laje como os principais parâmetros.

Especificamente para pontes mistas de aço e concreto em seção caixão na literatura estrangeira, os estudos ficaram por conta de Ryu, Shim e Chang (2004), Abbu, Ekmekyapar e Oakça (2014) e Zhu *et al.* (2015).

Ryu, Shim e Chang (2004) estudaram experimentalmente o comportamento de pontes mistas de aço e concreto com dois vãos de 10,0 m cada, com foco na distribuição de tensões na região de momento negativo, a fim de fornecer procedimentos de projeto para o dimensionamento da seção fissurada e não fissurada para os estados limites último e de serviço, respectivamente.

Abbu, Ekmekyapar e Oakça (2014) reproduziram numericamente os ensaios experimentais de Ryu, Shim e Chang (2004) no *software* ANSYS®. Os autores realizaram a modelagem com elementos de casca e com elementos sólidos e verificaram que elementos sólidos acarretam em melhores resultados na aferição do modelo numérico. Além disso, os pesquisadores reproduziram o ensaio de Ryu, Shim e Chang (2004) considerando a carga experimental, aplicada pontualmente, como distribuída. Verificou-se que a carga distribuída

equivalente apresentou ótima coerência com o modelo experimental e não concentrou tensões. Ademais, Abbu, Ekmekyapar e Oakça (2014) confirmaram o efeito *shear lag* e o consequente pico de tensões na região da alma dos caixões, do ponto de vista qualitativo, porém nenhuma análise quantitativa das tensões foi realizada.

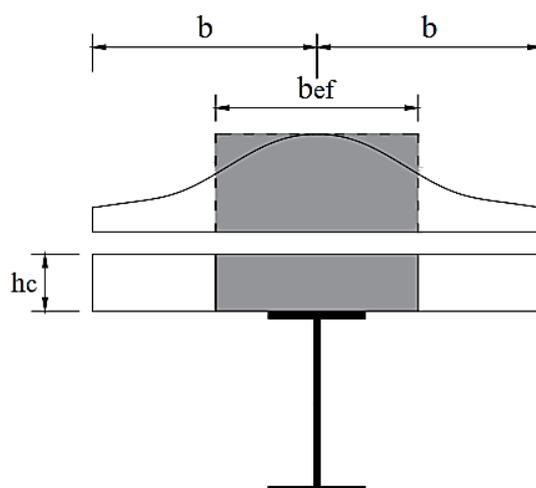
Por fim, Zhu *et al.* (2015) executaram ensaios estáticos em pontes mistas de aço e concreto em seções compostas por dois perfis “I” e por uma seção caixão simples, sujeitas a cargas verticais de flexão e cargas de compressão por meio de protensão. Na sequência, diversas análises numéricas foram calibradas com os ensaios realizados e o efeito *shear lag* foi estudado e, como resultado, foram formuladas algumas equações para o cálculo da largura efetiva.

Portanto, as principais recomendações existentes na literatura para cálculo da largura efetiva de vigas de pontes mistas de aço e concreto são as desenvolvidas por Yuan *et al.* (2016) e Zhu *et al.* (2015), descritas de forma detalhada nos tópicos 3.3.1 e 3.3.2. No entanto, vale frisar que nenhum dos métodos foi desenvolvido exclusivamente para vigas em seção caixão.

3.1.1 RECOMENDAÇÕES DE YUAN ET AL. (2016)

O método de Yuan *et al.* (2016), para o cálculo da largura efetiva de vigas mistas de aço e concreto com perfis tipo “I”, fundamenta-se no estado limite de serviço e está diretamente atrelado à flecha do elemento misto. As principais incógnitas do método estão apresentadas na Figura 24.

Figura 24: Variáveis do método de Yuan *et al.* (2016).



Fonte: Adaptado de Yuan *et al.* (2016).

A largura efetiva, b_{ef} , é calculada por meio da Equação (18).

$$b_{ef} = \eta_1 \cdot b \quad (18)$$

O coeficiente η_1 é chamado pelo autor de “coeficiente da largura efetiva”. Ele é calculado por meio de outras duas variáveis adimensionais, x_1 e x_2 , que, por sua vez, são calculadas pelas Equações (19) e (20), respectivamente.

$$x_1 = \frac{L}{b} \quad (19)$$

$$x_2 = \frac{h_c}{b} \quad (20)$$

Onde: b é a largura da laje de concreto medida do centro da viga até a extremidade ou metade da distância de centro a centro de vigas; L o comprimento do vão da viga mista; e h_c a altura da laje de concreto.

Pautando-se em uma grande quantidade de dados teóricos da análise paramétrica realizada, Yuan *et al.* (2016) propuseram a Equação (21) para o cálculo do coeficiente da largura efetiva é calculado pela Equação (21).

$$\eta_1 = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 - e^{-0,65x_1} \\ \frac{2,83 \cdot 10^{-4} + x_2^2}{0,001 + x_2^2} \end{array} \right. \quad (21)$$

3.1.2 RECOMENDAÇÕES DE ZHU ET AL. (2015)

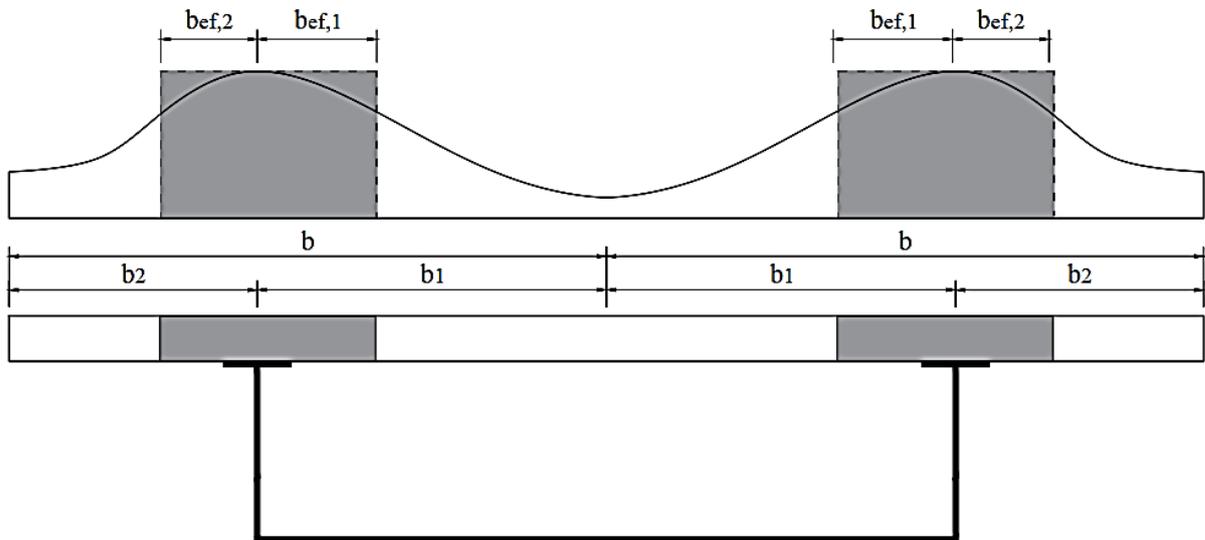
O método desenvolvido por Zhu *et al.* (2015) considera o tipo de carregamento para determinar a largura efetiva, bem como a variabilidade da mesma ao longo do vão. O método é dividido em dois critérios: para cargas perpendiculares ao eixo longitudinal e para cargas paralelas ao eixo longitudinal da viga mista.

Em ambos os métodos, o efeito *shear lag* é aplicado utilizando um coeficiente adimensional de largura efetiva (λ) calculado conforme a Equação (22).

$$\lambda = \frac{b_{ef}}{b} \quad (22)$$

A Figura 25 exibe os parâmetros geométricos que são as variáveis do método desenvolvido por Zhu *et al.* (2015).

Figura 25: Variáveis do método de Zhu *et al.* (2015).



Fonte: Adaptado de Zhu *et al.* (2015).

3.1.2.1 Método para cargas de flexão verticais

O método para cargas de flexão verticais segmenta o comprimento do vão da viga mista de aço e concreto em pontos de inflexão – pontos de apoio e/ou de aplicação de cargas pontuais - de forma a se obter diversos vãos equivalentes. Mais especificamente, considera-se a região dos apoios como sendo aquela que vai da extremidade até $1/3$ do comprimento do vão equivalente, l_e . Assim, a distribuição da largura efetiva é aproximada através de um padrão linear que considera três larguras efetivas representativas:

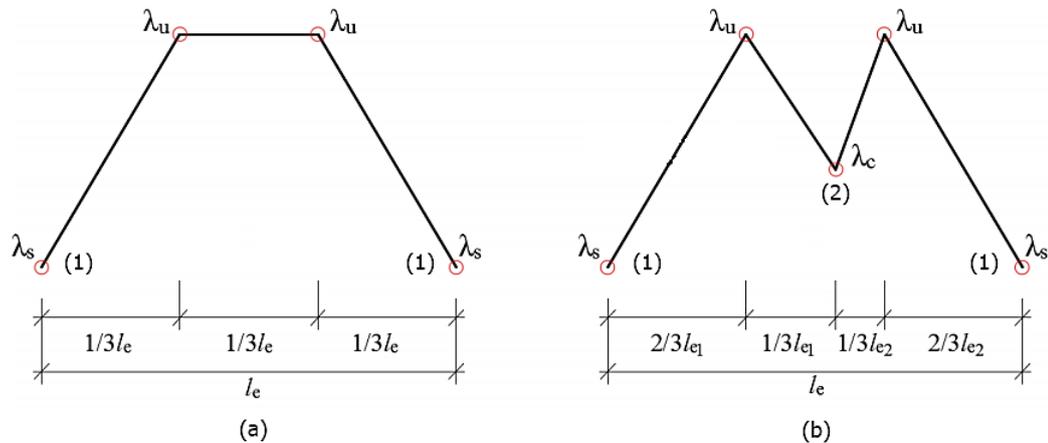
1. A largura efetiva no meio do vão para carregamentos uniformemente distribuídos ($b_{ef,u}$), associada ao coeficiente λ_u ;
2. A largura efetiva no meio do vão para carregamentos concentrados ($b_{ef,c}$), associada ao coeficiente λ_c ;
3. A largura efetiva na região dos apoios ($b_{ef,s}$) associada ao coeficiente λ_s .

Além disso, consideram-se dois casos de carregamento:

1. O que não possui cargas concentradas, no qual o coeficiente da largura efetiva é igual a λ_s na região dos apoios e λ_u na região central. Nos demais pontos, a largura efetiva é uma interpolação linear entre ambos, vide Figura 26-(a). Isto é, tem-se um trecho linear crescente, um constante e, por fim, um linear decrescente;
2. O que possui cargas concentradas, no qual o vão equivalente é dividido inicialmente em duas partes no ponto em que a carga concentrada está aplicada. Nesse caso, o coeficiente da largura efetiva varia linearmente entre

as partes. Ele é λ_s na região dos apoios e varia linearmente da extremidade até atingir λ_u em $2/3l_e$ e, em seguida decresce linearmente até atingir λ_c no ponto de aplicação da carga. Na porção à direita do ponto de aplicação da carga o comportamento é simétrico. Caso haja mais de uma força concentrada aplicada, novos vãos equivalentes devem ser considerados. A Figura 26-(b) ilustra essa situação.

Figura 26: Padrões de distribuição do coeficiente de largura efetiva do método de Zhu et al. (2015). (a) Caso em que não há cargas concentradas. (b) Caso em que há cargas concentradas.



- (1) Ponto de inflexão ou região do apoio
(2) Região de apoio ou ponto de aplicação de carga pontual externa

Fonte: Adaptado de Zhu et al. (2015).

Utilizam-se as Equações (23), (24) e (25), respectivamente, para o cálculo dos coeficientes de largura efetiva nos casos de: cargas distribuídas no meio do vão equivalente; carga concentrada no meio do vão equivalente; e na região dos apoios em ambos os casos.

$$\lambda_u = \frac{b_{i,ef,u}}{b_i} = 1 - e^{-0,212 \left(\frac{b_i}{L}\right)^{-0,1284}} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (23)$$

$$\lambda_c = \frac{b_{i,ef,c}}{b_i} = \frac{1}{3,294 \cdot \left(\frac{b_i}{L}\right)^2 + 2,487 \cdot \left(\frac{b_i}{L}\right) + 1} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (24)$$

$$\lambda_s = \frac{b_{i,ef,s}}{b_i} = 1 - e^{-0,0652 \left(\frac{b_i}{L}\right)^{-0,313}} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (25)$$

3.1.2.2 Método para cargas axiais de compressão

O método para cargas axiais de compressão é utilizado para calcular a largura efetiva em vigas mistas de aço e concreto com protensão externa. Nesse caso, Zhu et al. (2015)

estabelece o parâmetro δ , que tem a função de considerar a amplitude de propagação da carga de compressão. Ele é calculado pela Equação (26), em que x é a distância entre o ponto de aplicação de carga e a seção transversal medida no segmento de carga.

$$\delta = \frac{x}{b_i} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (26)$$

Há ainda o parâmetro adimensional α , que tem a função de considerar a interferência da distância do ponto de aplicação de carga até um extremo livre. O parâmetro α é calculado pela Equação (27), em que d é a distância entre o ponto de aplicação de carga e um extremo livre.

$$\alpha = \frac{d}{b_i} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (27)$$

Visto isso, a largura efetiva para cargas axiais de compressão ($b_{ef,p}$) é calculada conforme a Equação (28).

$$\lambda_p = \frac{b_{i,ef,p}}{b_i} = \begin{cases} \left(\frac{1}{e^{2,5\beta} - 1} \right) (e^\delta - 1), & \delta \leq 2,5 \\ 1, & \delta > 2,5 \end{cases} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (28)$$

O parâmetro β , por sua vez, é obtido por meio da Equação (29).

$$\beta = \begin{cases} 0,612 \cdot \alpha^2 - 1,584 \cdot \alpha - 1,012, & \delta \leq 1 \\ -1,984, & \delta > 1 \end{cases} \quad (i = 1 \text{ e } 2) \quad (29)$$

É importante ressaltar que tanto o método de Yuan *et al.* (2016) quanto o Zhu *et al.* (2015) foram desenvolvidos fundamentando-se em estudos com vigas de alma cheia (tipo "I").

3.1.3 SÍNTESE DOS ESTUDOS ACERCA DO EFEITO SHEAR LAG

Conforme comentado nas seções anteriores, apesar de haver diversos estudos acerca do efeito *shear lag* e da largura efetiva, são poucos os que se concentram em avaliar tal fenômeno em pontes mistas de aço e concreto com seção caixão. A Tabela 2 apresenta uma revisão sistemática dos principais trabalhos que estudaram o efeito *shear lag*.

Tabela 2: Revisão sistemática dos principais trabalhos que investigaram o efeito *shear lag*.

Autor	Descrição do trabalho
Castro <i>et al.</i> (2007)	Utilizou o método dos elementos finitos foi aplicado em 1975 para a realização de análises elásticas em vigas mistas engastadas
Dezi e Mentrasti (1985)	Estudaram analiticamente os efeitos do <i>shear lag</i> para pontes em vigas caixão trapezoidais, utilizando o teorema da energia potencial mínima.
Dezi <i>et al.</i> (2001)	Sugeriram uma solução analítica abordando o <i>shear lag</i> em vigas mistas de aço e concreto com conexão flexível, com base no princípio dos trabalhos virtuais, onde assumiram o comportamento linear elástico do aço e linear viscoelástico do concreto
Reginato <i>et al.</i> (2018)	Investigaram o comportamento da largura efetiva para carregamentos de serviço em vigas mistas com perfis tipo “I” de aço e concreto para pontes.
Amadio e Fragiacomio (2002)	Realizaram estudos paramétricos em vigas mistas com perfis tipo “I” utilizando o software Abaqus®.
Chen e Zhang (2006)	Empregaram simulações numéricas fundamentadas no método dos elementos finitos para realizarem análises paramétricas na avaliação da largura efetiva em vigas mistas com perfis tipo “I”, biapoiadas, com protensão externa
Salama e Nassif (2011)	Exibiram resultados de ensaios experimentais e analíticos para o cálculo da largura efetiva em vigas mistas de aço e concreto, nos quais foram ensaiadas oito vigas mistas tipo “I” carregadas até a ruptura
Yuan <i>et al.</i> (2016)	Fizeram estudos paramétricos em vigas mistas de aço e concreto com perfis tipo “I”, por meio do método dos elementos finitos, a fim de descobrir quais os parâmetros exerciam maior influência na variação da largura efetiva e, com base em seus resultados, propuseram expressões de projeto para o seu cálculo
Ryu, Shim e Chang (2004)	Estudaram experimentalmente o comportamento de pontes mistas de aço e concreto com dois vãos de 10,0 m cada, com foco na distribuição de tensões na região de momento negativo
Zhu <i>et al.</i> (2015)	Executaram ensaios estáticos em pontes mistas de aço e concreto em seções compostas por dois perfis “I” e por uma seção caixão simples, sujeitas a cargas verticais de flexão e cargas de compressão por meio de protensão. Na sequência, diversas análises numéricas foram calibradas com os ensaios realizados e o efeito <i>shear lag</i> foi estudado e, como resultado, foram formuladas algumas equações para o cálculo da largura efetiva.

Fonte: Elaborado pelo autor.

3.2 RECOMENDAÇÕES PREVISTAS NAS NORMAS TÉCNICAS

Com relação à normatização, para vigas mistas com seção tipo “I”, principalmente aquelas destinadas a edifícios, a largura efetiva da laje já está estabelecida. A Tabela 3 apresenta as recomendações para largura efetiva da laje na norma brasileira, americana e europeia para vigas biapoiadas em seção tipo “I”. Vale frisar que não há recomendações normativas específicas para o cálculo da largura efetiva de vigas mistas em seção caixão.

Tabela 3: Recomendações para a largura efetiva em vigas biapoiadas de edifícios.

ABNT NBR 8800 (2008) AISC LRFD (1994)	EN 1994-2-2 (2005)
<p>A largura efetiva deve ser menor ou igual que:</p> <ul style="list-style-type: none"> • 1/8 do vão da viga mista; • Metade da distância entre o centro da viga analisa e a viga adjacente; • Distância da linha de centro da viga à borda de uma laje em balanço. 	<p>Quando a laje se estende para ambos os lados, a largura efetiva deve ser inferior a:</p> <ul style="list-style-type: none"> • 1/4 do vão da viga mista; • Média da distância entre eixos de vigas adjacentes. <p>Quando a laje se estende para apenas um lado, a largura efetiva limita-se a:</p> <ul style="list-style-type: none"> • 1/8 do vão da viga mista; • Metade da distância entre a viga analisada e a viga adjacente.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Para pontes e viadutos em vigas mistas com seção em alma cheia (tipo "I"), o cálculo da largura efetiva da laje já está estabelecido em normas, porém, isso não ocorre para vigas mistas em seção caixão. Para vigas em alma cheia, nos tópicos 3.2.1 e 3.2.2 estão descritas as recomendações da norma americana AASHTO (2017) e da europeia EN 1994-2-2 (2005) para pontes e viadutos mistos de aço e concreto.

3.2.1 NORMA AMERICANA AASHTO (2017)

A AASHTO (2017) define, em seu tópico 6.10.1.1.1e, para pontes e viadutos mistos de aço e concreto em viga "I", que a largura efetiva de cálculo da laje não deverá exceder:

- 1/4 do comprimento do vão da viga;
- A distância de centro a centro de vigas;
- 12 vezes a menor espessura da laje.

Para vigas que possuem tabuleiro apenas de um lado, a largura efetiva limita-se a:

- 1/2 do comprimento do vão da viga;
- Metade da distância de centro a centro de vigas;
- 6 vezes a menor espessura da laje.

Por sua vez, o tópico 6.11 da AASHTO (2017) trata sobre vigas mistas de aço e concreto em seção caixão, entretanto não há nenhuma recomendação para o cálculo da largura efetiva.

3.2.2 NORMA EUROPEIA EN 1994-2-2 (2005)

A EN 1994-2-2 (2005) estabelece, em seu tópico 6.1.2, que a largura efetiva para verificação da seção transversal no estado limite último deve ser determinada através das recomendações do seu tópico 5.4.1.2. Em tal item, a largura efetiva é considerada variada ao longo do comprimento do vão da viga. No meio do vão ou em um apoio interno, recomenda-se que a largura efetiva (b_{ef}) seja calculada através da Equação (30).

$$b_{ef} = b_0 + \sum b_{ei} \quad (30)$$

Onde: b_0 é a distância entre os centros de conectores de cisalhamento; e b_{ei} são os valores das larguras efetivas do tabuleiro para cada um dos lados do centro da viga, admitido como $L_e/8$, em que L_e é um vão equivalente que corresponde a distância aproximada entre dois pontos de momento nulo. Estabelece-se ainda que b_{ei} não seja superior à largura geométrica b_i (Figura 27).

Faz-se importante salientar que a distância b_{ei} trata-se da distância entre o conector de cisalhamento e o ponto central entre duas vigas adjacentes, exceto numa extremidade livre, na qual b_{ei} consiste na distância entre o conector de cisalhamento e o bordo da laje.

A largura efetiva nos apoios de extremidade, por sua vez, é calculada por meio da Equação (31).

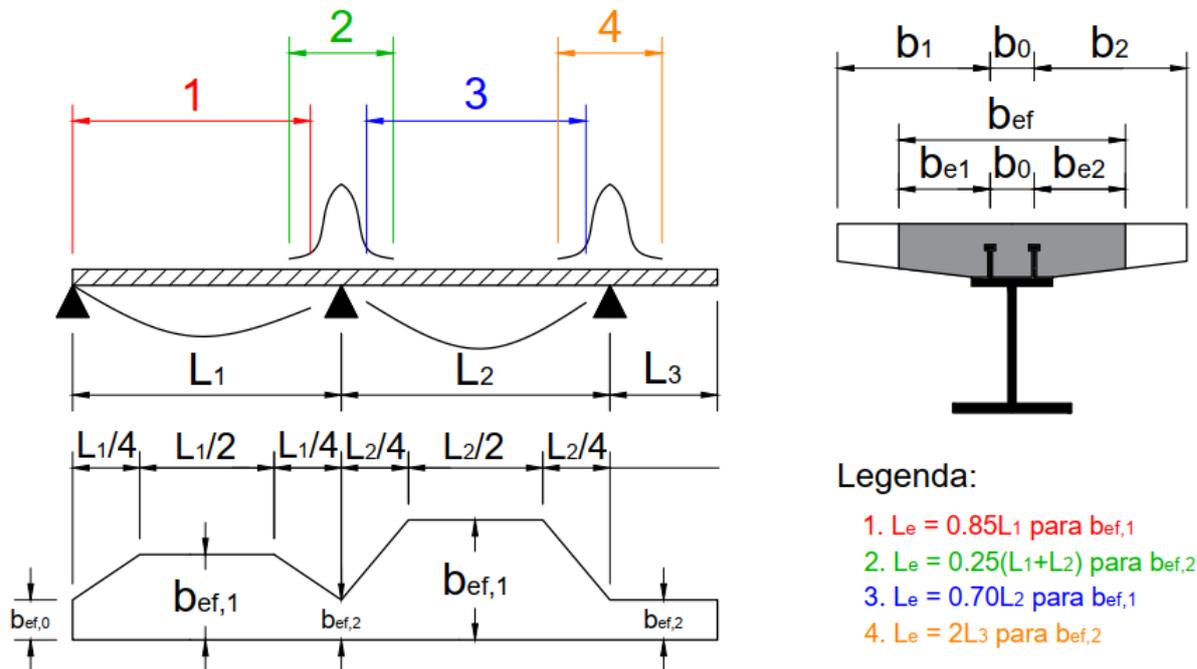
$$b_{ef} = b_0 + \sum \beta_i \cdot b_{ei} \quad (31)$$

Nota-se que a única diferença é a existência de um coeficiente redutor β_i , calculado através da Equação (32).

$$\beta_i = \left(0,55 + \frac{0,025 \cdot L_e}{b_{ei}} \right) \leq 1,0 \quad (32)$$

A Figura 27 apresenta as recomendações do EN 1994-2-2 (2005) para o cálculo do comprimento equivalente L_e .

Figura 27: Expressões de cálculo do vão equivalente para determinar a largura efetiva de acordo com o EN 1994-2-2 (2005).



Fonte: Adaptado de EN 1994-2-2 (2005).

Pode-se salientar ainda que o tópico 5.4.1.2 da EN 1994-2-2 (2005) remete ao tópico 5.2.1 do EN 1993-1-1 (2005), que versa sobre o projeto de estruturas de aço, para explicar as considerações do efeito *shear lag*.

4. SIMULAÇÃO NUMÉRICA

A primeira etapa da metodologia do presente trabalho consistiu em uma revisão bibliográfica sobre pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão, com ênfase na definição dos parâmetros geométricos e critérios de dimensionamento. Tal etapa fundamentou-se em manuais e normas técnicas americanas para definição dos modelos a serem simulados. Posteriormente, realizou-se a calibração do modelo numérico com base nos ensaios experimentais realizados por Zhu *et al.* (2015) e Ryu, Shim e Chang (2004) com pontes mistas de aço em concreto utilizando vigas caixão e por Burdette e Goodpasture (1971) com pontes mistas de aço e concreto utilizando vigas de alma cheia.

4.1 MODELAGEM NUMÉRICA

Para os elementos de laje e viga (incluindo enrijecedores e diafragmas), utilizou-se o elemento sólido C3D8R, que possui 8 nós com 3 graus de liberdades por nó (translações nas direções x , y e z), pois tal elemento suporta a análise plástica com elevadas deformações e deslocamentos, além de ser possível inserir barras de armadura em seu interior. Para as armaduras longitudinais e transversais, empregou-se elementos de treliça T3D2, que possui 2 nós com 3 graus de liberdades por nó (translações nas direções x , y e z), que é um ótimo elemento para representar o comportamento de barras, treliças e cabos submetidos a forças axiais. Por fim, para os conectores de cisalhamento *stud bolt*, foram utilizados elementos de viga B31, caracterizados por possuírem 2 nós com 6 graus de liberdades por nó (translações nas direções x , y e z e rotações em torno de tais eixes), em razão do custo de cálculo de tal elemento quando comparado com os sólidos.

Os elementos de aço poderiam ser discretizados usando elemento de casca, requerendo menos tempo para processamento. Porém, a utilização de elementos de casca não compatibiliza os graus de liberdade adequadamente. Assim, sabendo que o melhor elemento finito para discretizar o concreto é o elemento hexaédrico e este elemento consegue melhores resultados para o perfil de aço, o elemento finito C3D8R foi escolhido para discretizar os componentes de aço e concreto.

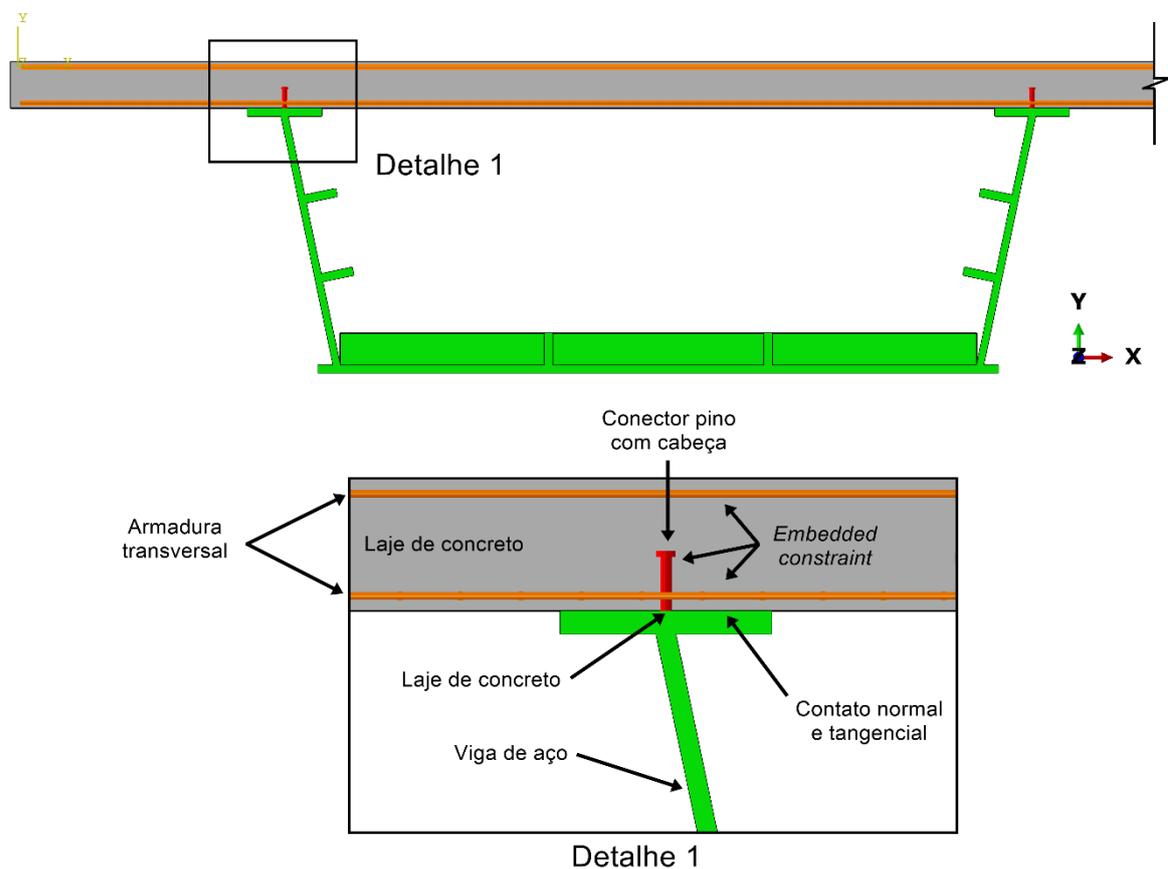
A armadura e a laje foram vinculadas por meio da ferramenta *embedded constrain* do Abaqus®. Com isso, os graus de liberdade dos nós da armadura foram restringidos à translação. Os conectores, por sua vez, tiveram os nós de sua base acoplados no perfil de aço através da ferramenta *tie constraint*, que restringe todos os graus de liberdade entre os

elementos. Por fim, a interação entre os conectores e a laje de concreto também foi modelada por meio do comando *embedded constraint*, a fim de simular de forma eficiente a ação do conector frente à esforços de cisalhamento no interior do concreto.

Quanto à região de contato entre a laje de concreto e as mesas superiores em aço de caixão, considerou-se contato tangencial do tipo “*Hard contact – Penalty*”, que utiliza o método clássico do multiplicador de Lagrange para impor as restrições, e contato normal com coeficiente de atrito igual a 0,4 entre os materiais aço e concreto (PATHIRANA *et al.*, 2016).

A Figura 28 apresenta as interações do modelo numérico.

Figura 28: Interações do modelo numérico.

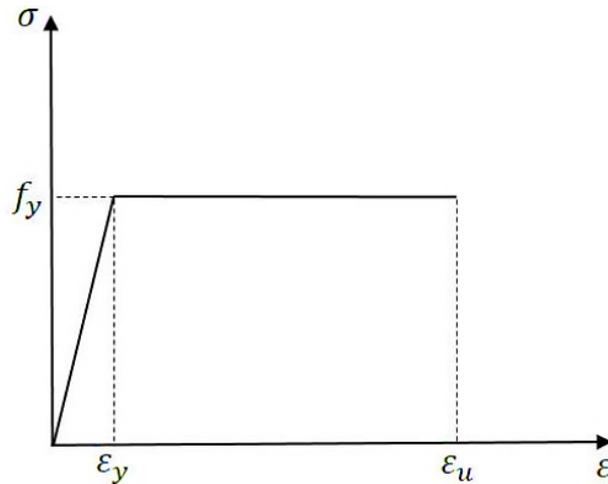


Fonte: Elaborado pelo autor.

Quanto às propriedades mecânicas dos materiais, os perfis metálicos, as armaduras e os conectores de cisalhamento foram descritos por uma relação constitutiva tensão-deformação com comportamento elastoplástico perfeito e critério de plasticidade de Von Mises. Para o concreto, adotou-se o modelo constitutivo *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) de Carreira e Chu (1985, 1986), pois este modelo prevê com grande precisão o comportamento de concretos e outros materiais frágeis como rocha e argamassa, além de considerar os efeitos de fissuração.

A Figura 29 exibe o modelo constitutivo dos elementos de aço (vigas caixão, armaduras e conectores de cisalhamento).

Figura 29: Modelo constitutivo dos elementos de aço.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A relação tensão-deformação utilizada para simular o comportamento do concreto submetido a tensões de compressão foi proposta por Carreira e Chu (1985), representado pelas Equações (33) e (34).

$$\frac{\sigma}{f_{cm}} = \frac{\beta_c (\varepsilon/\varepsilon_c)}{\beta_c - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_c)^{\beta_c}} \quad (33)$$

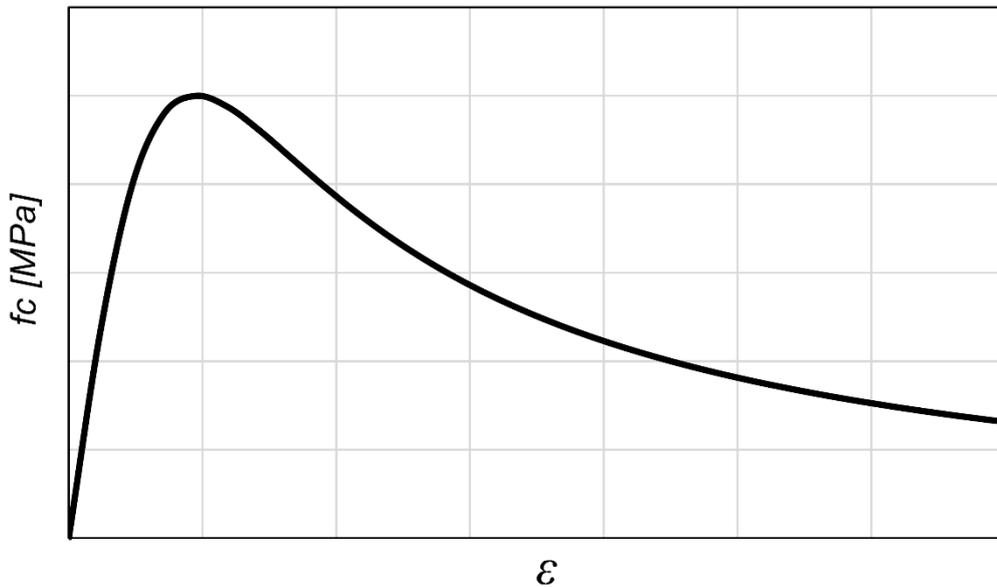
$$\beta_c = \left(\frac{f_{cm}}{32.4} \right)^3 + 1.55 \quad (\text{MPa}) \quad (34)$$

Por sua vez, para a representação do comportamento do concreto submetido a tensões de tração, foi empregado o modelo de Carreira e Chu (1986), formulado de acordo com a Equação (35).

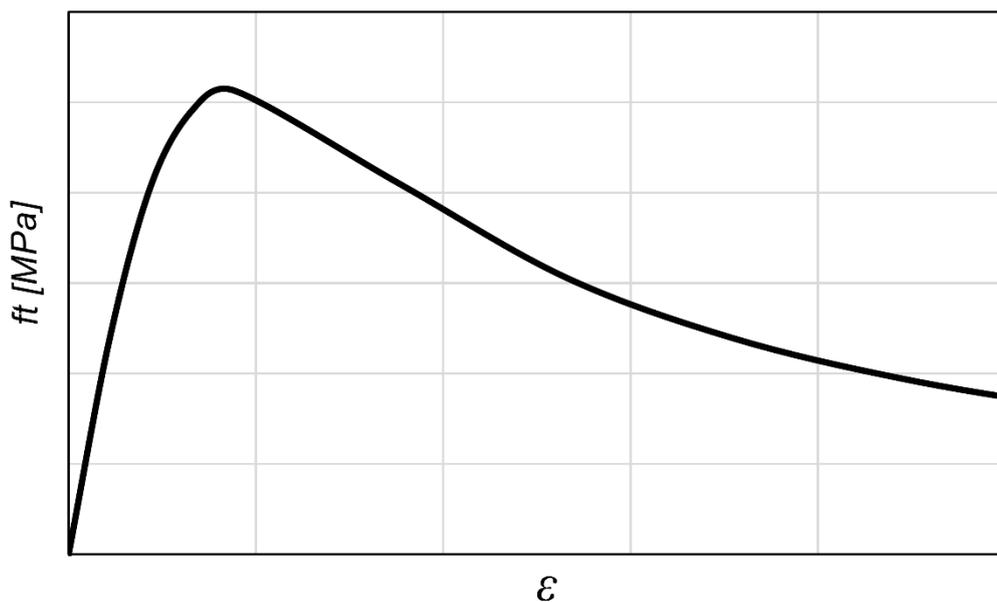
$$\frac{\sigma}{f_{tm}} = \frac{\beta_c (\varepsilon/\varepsilon_t)}{\beta_c - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_t)^{\beta_c}} \quad (35)$$

A Figura 30 apresenta o modelo constitutivo de Carreira e Chu (1985, 1986), para o concreto à compressão (Figura 30-a) e à tração (Figura 30-b).

Figura 30: Modelo constitutivo de Carreira e Chu (1985, 1986) para o concreto.



(a) - Comportamento à compressão



(b) - Comportamento à tração

Fonte: Adaptado de Carreira e Chu (1985, 1986).

Vale ressaltar que o modelo de Carreira e Chu (1986) para o concreto submetido à tração não descreve com elevada precisão o decréscimo de resistência. Entretanto, nos modelos analisados neste trabalho, a laje está submetida essencialmente à compressão e, portanto, julgou-se tal modelo adequado. Além disso, para tornar as análises mais precisas, o dano do concreto à compressão e à tração também foram considerados na modelagem.

Ainda relacionado ao CDP, é preciso informar ao Abaqus® outros parâmetros para extrapolar o comportamento dos materiais do estado uniaxial para o multiaxial. São eles:

- Ângulo de dilatância (ψ): trata-se do ângulo de dilatação do material mensurado no plano p-q em alta pressão de confinamento. Em simulações envolvendo concreto, o ângulo de dilatância geralmente varia entre 30° e 42° (JANKOWIAK e LODYGOWSKI, 2005);
- Excentricidade (ϵ): também chamada de excentricidade de material plástico, consiste em um valor positivo que simboliza a taxa de aproximação da hipérbole do potencial plástico à assíntota da hipérbole formada pela superfície de potencial plástico do CDP no plano meridional. Para o modelo CDP, recomenda-se admitir $\epsilon = 0,1$ (JANKOWIAK e LODYGOWSKI, 2005);
- $\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}$: expressa o estado do material nos pontos no qual o concreto está sujeito a falhas para compressão biaxial. O manual do Abaqus® recomenda o uso de $\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}} = 1,16$;
- K_c : consiste na proporção das distâncias entre o eixo hidrostático e, respectivamente, o meridiano de compressão e o meridiano de tração na seção transversal. O manual do Abaqus® recomenda o uso de $K_c = 2/3$;
- Viscosidade (ν): o parâmetro de viscosidade é importante para assegurar a convergência de modelos constitutivos de materiais que possuam comportamento de “amolecimento”. A viscosidade faz com que a rigidez tangente consistente do material se mantenha positiva. Por padrão, o Abaqus® apresenta o valor $\nu = 0$, porém pode-se adotar o valor de 0,001 para análises envolvendo o concreto (JANKOWIAK e LODYGOWSKI, 2005).

A Tabela 4 exibe os valores adotados para tais parâmetros nas modelagens.

Tabela 4: Parâmetros utilizados no modelo constitutivo CDP.

ψ	ϵ	$\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{c0}}$	K_c	ν
36°	0,1	1,16	$\frac{2}{3}$	0,001

Fonte: Elaborado pelo autor.

É importante salientar que, nas validações, o ângulo de dilatação de 36° foi o valor de ψ para o qual os modelos numéricos exibiram melhores concordâncias com os modelos experimentais.

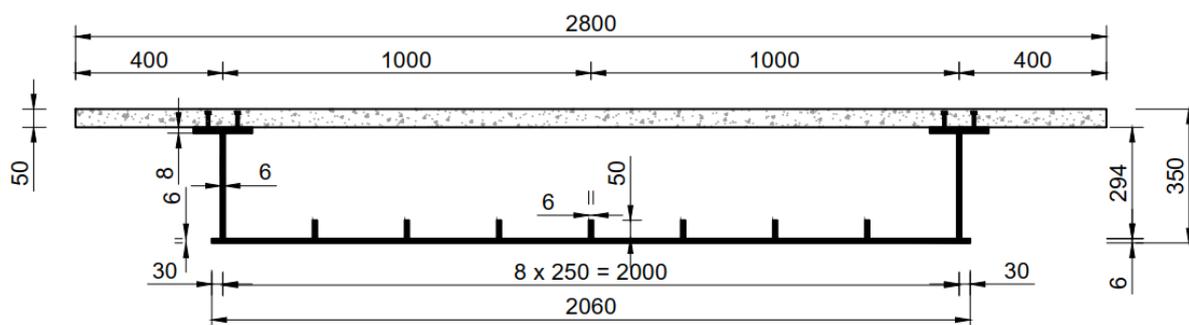
Com relação à vinculação, pelo fato de o perfil ser formado por chapas finas, em todas as análises modelou-se um apoio rígido (material dotado de rigidez tendendo ao infinito) com elementos sólidos no qual o perfil será apoiado. O apoio possui a largura da mesa inferior do caixão, 250 mm de comprimento e 250 mm de altura. No mesmo, foi imposto restrições de translação vertical e lateral, havendo permissão de deslocamento apenas no eixo axial. No mais, todos os modelos foram simulados com a consideração da não linearidade geométrica para considerar os efeitos de segunda ordem.

4.1.1 REPRODUÇÃO NUMÉRICA DO MODELO EXPERIMENTAL DE ZHU ET AL. (2015)

Zhu *et al.* (2015) realizaram ensaios estáticos em pontes mistas de aço e concreto em seções constituídas por dois perfis de vigas tipo "I" e uma seção em caixa simples, submetidas a cargas de flexão vertical e axiais. Neste artigo, considerou-se o experimento com viga caixão para validar o modelo numérico. Ele consiste numa estrutura biapoiada com vão longitudinal de 5,200 mm, com o carregamento uniformemente distribuído na superfície superior da laje.

A Figura 31 expõe a geometria da seção transversal do modelo experimental ensaiado por Zhu *et al.* (2015).

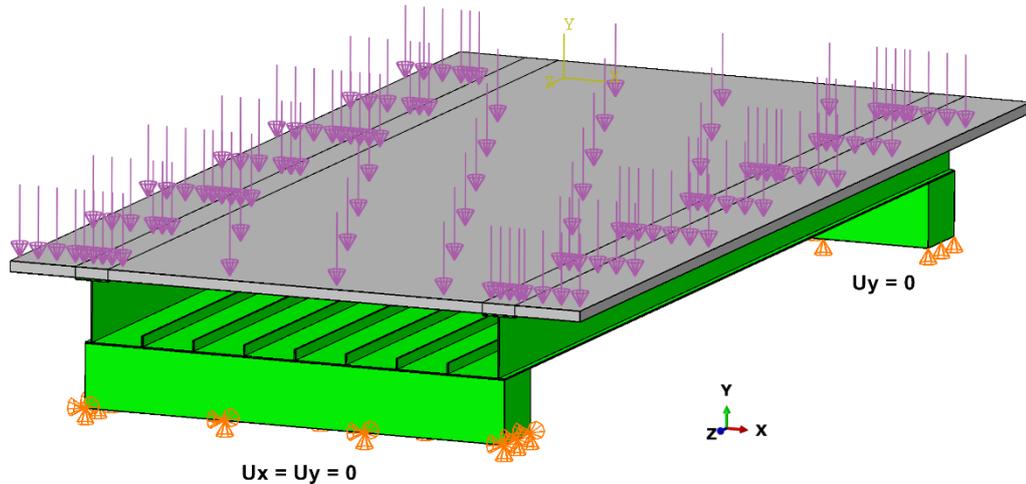
Figura 31: Geometria e condições de contorno dos modelos experimentais de Zhu *et al.* (2015). Medidas em mm.



Fonte: Adaptado de Zhu *et al.* (2015).

A Figura 32 apresenta o respectivo modelo numérico simulado no Abaqus®.

Figura 32: Modelagem numérica do ensaio experimental de Zhu *et al.* (2015).



Fonte: Elaborado pelo autor.

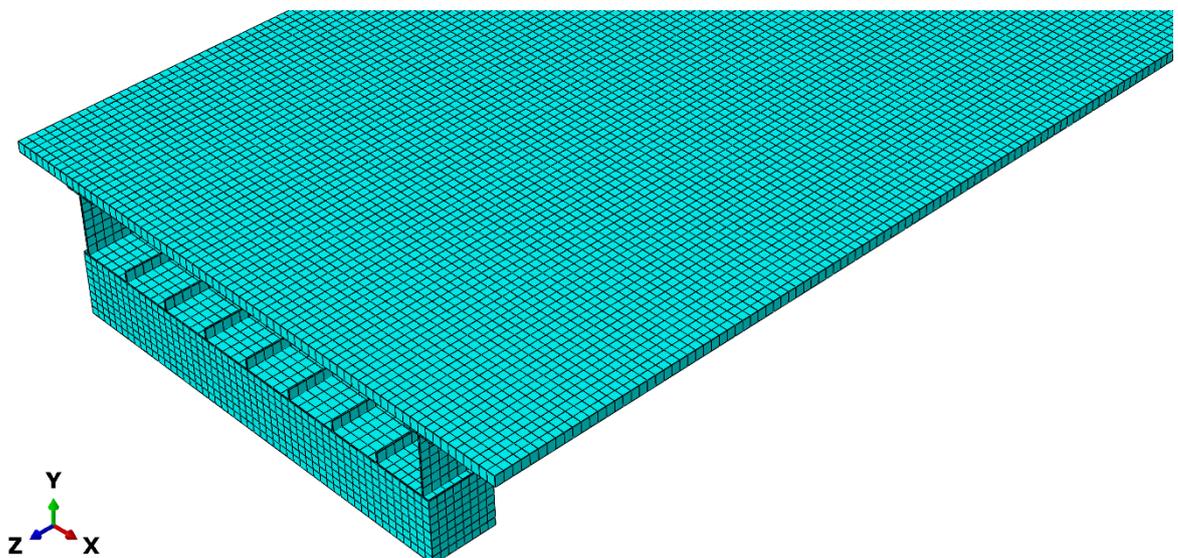
A Tabela 5 e a Figura 33 exibem detalhes dos elementos e das respectivas malhas adotadas na modelagem.

Tabela 5: Partes e respectivos elementos e malhas empregados na simulação numérica do modelo de Zhu *et al.* (2015).

<i>Parte</i>	<i>Tipo</i>	<i>Tamanho do elemento (x,y,z) [mm]</i>	<i>Quantidade de elementos</i>
Laje de concreto	C3D8R	(40, 50, 40)	9.100
Caixão de aço	C3D8R	(6, 40, 40)	17.446
Armadura longitudinal	T3D2	(0, 0, 40)	128
Armadura transversal	T3D2	(40, 0, 0)	68
Conector de cisalhamento	B31	(-, 5, -)	20

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 33: Visão geral da malha da modelagem do ensaio experimental de Zhu *et al.* (2015).

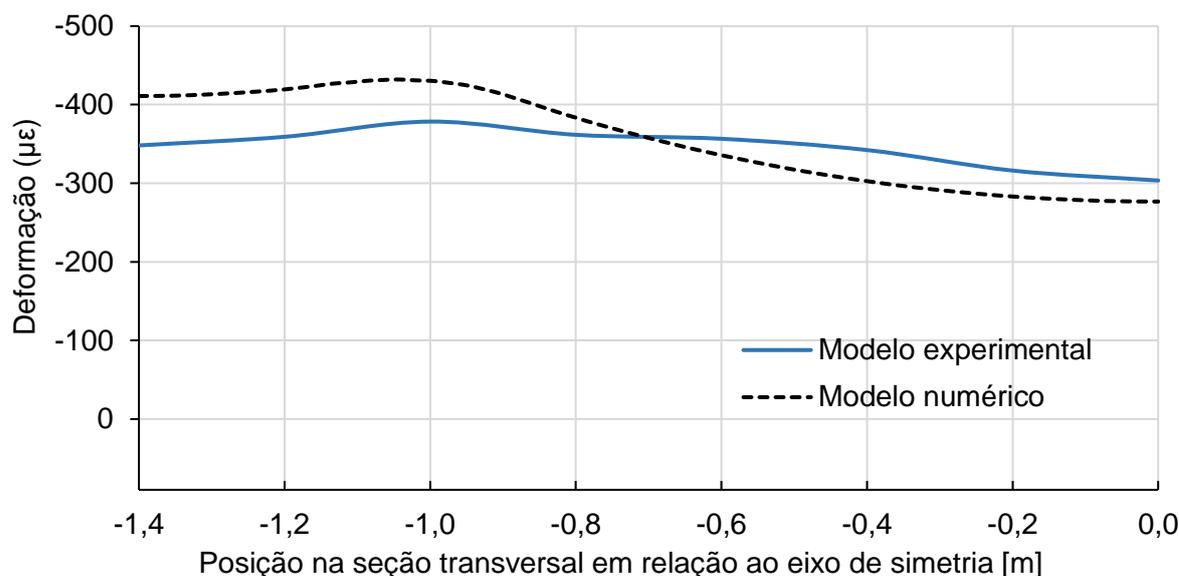


Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão de escoamento e o módulo de elasticidade do aço da viga caixão utilizados foram, respectivamente, $f_{yk} = 440,1$ MPa e $E = 206$ GPa. Por sua vez, o valor médio da resistência à compressão do concreto em 28 dias e do módulo de elasticidade longitudinal do concreto empregados foram $f_{yk} = 53,7$ MPa e $E_{ci} = 36.422$ GPa.

A Figura 34 apresenta os resultados de deslocamento vertical da ponte mista de aço e concreto no ensaio experimental e no modelo numérico.

Figura 34: Comparação da relação deformação – posição na seção transversal entre o modelo experimental de Zhu *et al.* (2015) e o numérico.



Fonte: Elaborado pelo autor.

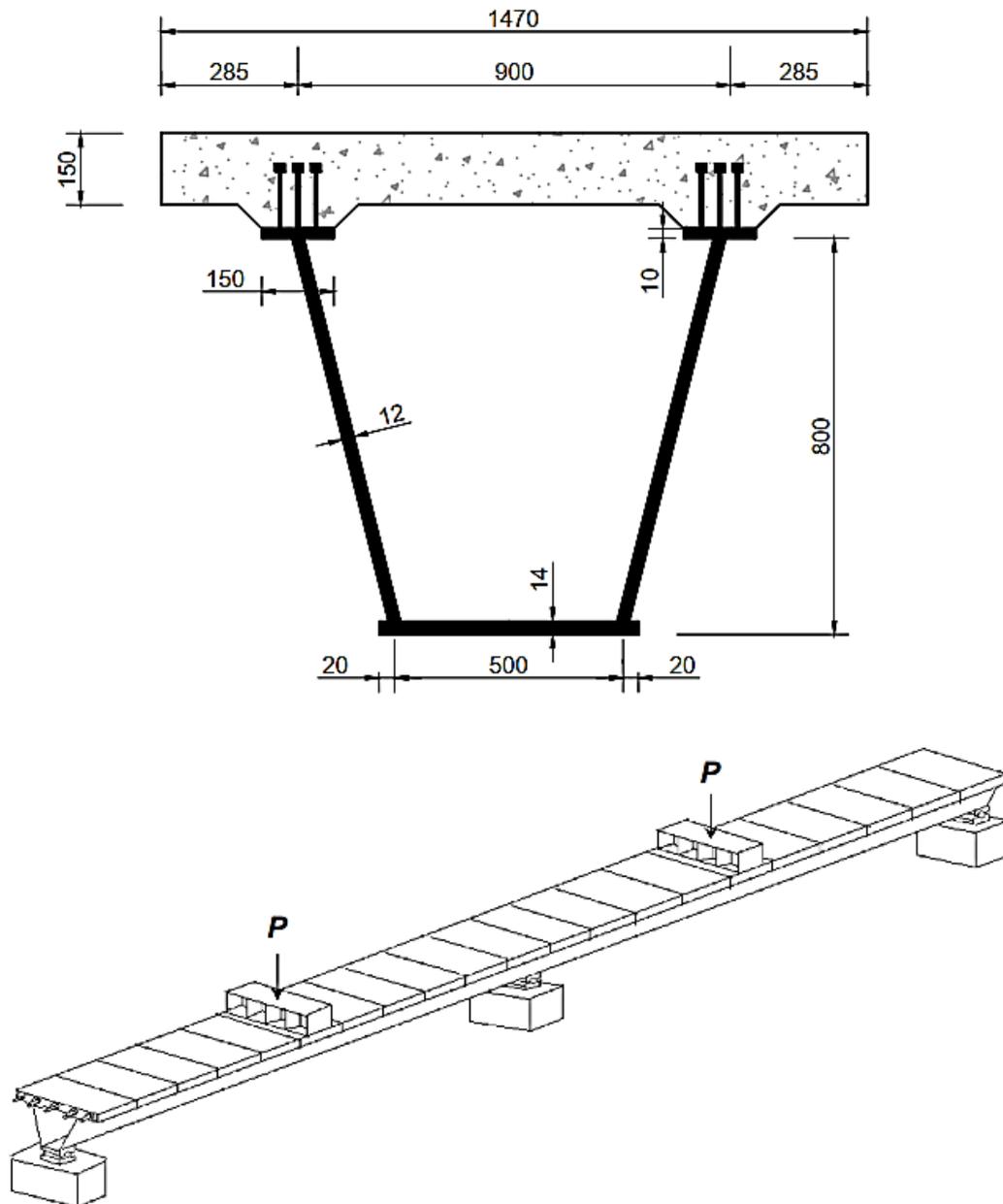
Comparando a curva de deformação em função da posição na seção transversal do modelo experimental com a do modelo numérico, nota-se que ambas foram próximas, e, por esse motivo, considera-se que o modelo numérico representa adequadamente o comportamento real da estrutura.

4.1.2 REPRODUÇÃO NUMÉRICA DO MODELO EXPERIMENTAL DE RYU, SHIM E CHANG (2004)

O modelo experimental de Ryu, Shim e Chang (2004) consiste em uma ponte em seção caixão mista de aço e concreto, com dois vãos de 10,0 m cada. Por meio dela, os pesquisadores estudaram a distribuição de tensões na região de momento negativo a fim de fornecer procedimentos de projeto para o dimensionamento da seção fissurada e não fissurada para, respectivamente, os estados limites último e de serviço. O carregamento resumiu-se em cargas pontuais de 2.000 kN aplicadas no meio de cada vão.

A Figura 35 expõe a geometria e as condições de contorno do modelo experimental ensaiado por Ryu, Shim e Chang (2004).

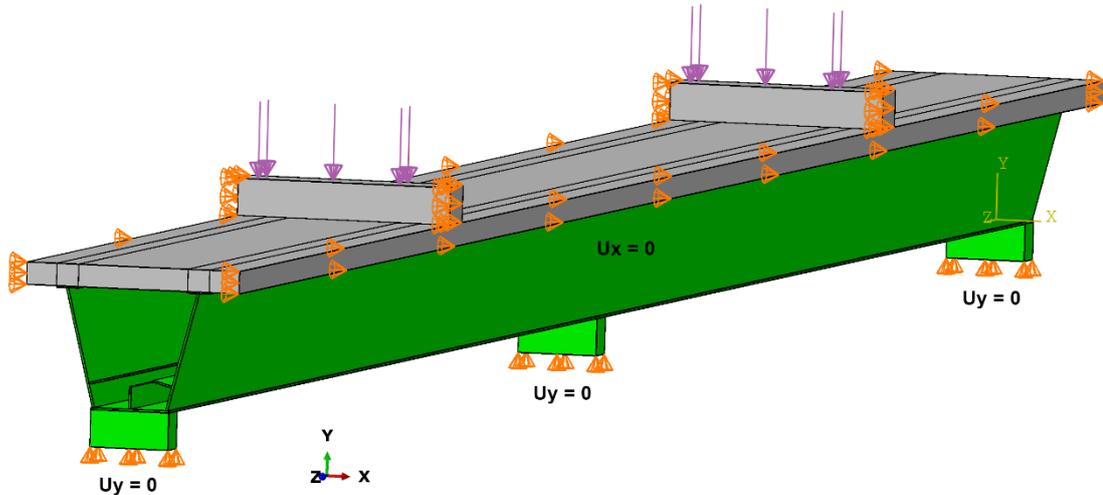
Figura 35: Geometria e condições de contorno dos modelos experimentais de Ryu, Shim e Chang (2004). Medidas em mm.



Fonte: Adaptado de Ryu, Shim e Chang (2004).

A Figura 36 apresenta o modelo numérico simulado no Abaqus®.

Figura 36: Modelagem numérica do ensaio experimental de Ryu, Shim e Chang (2004).



Fonte: Elaborado pelo autor.

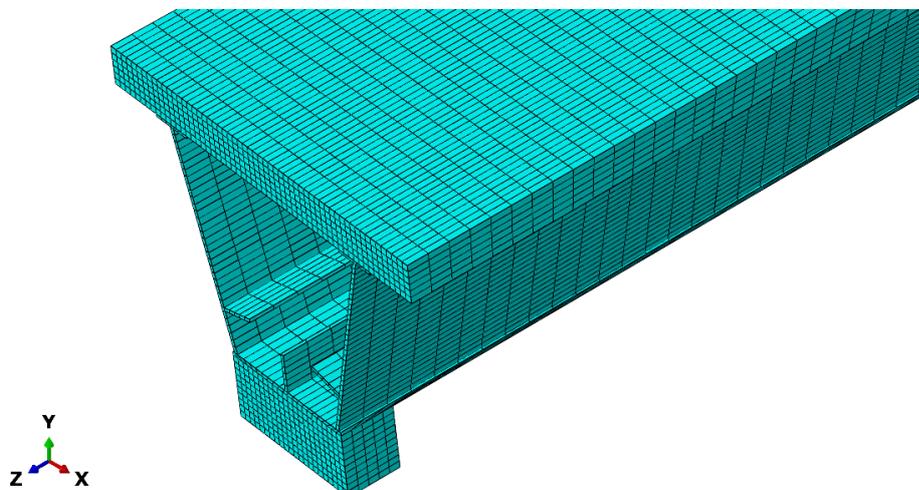
A Tabela 6 e a Figura 37 exibem detalhes dos elementos e de suas respectivas malhas na modelagem.

Tabela 6: Partes e respectivos elementos e malhas empregados na simulação numérica do modelo de Ryu, Shim e Chang (2004).

Parte	Tipo	Tamanho do elemento (x,y,z) [mm]	Quantidade de elementos
Laje de concreto	C3D8R	(25, 25, 100)	103008
Caixão de aço	C3D8R	(25, 25, 100)	30086
Armadura longitudinal	T3D2	(0, 0, 50)	418
Conector de cisalhamento	B31	(-, 5, -)	20

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 37: Visão geral da malha da modelagem do ensaio experimental de Ryu, Shim e Chang (2004).



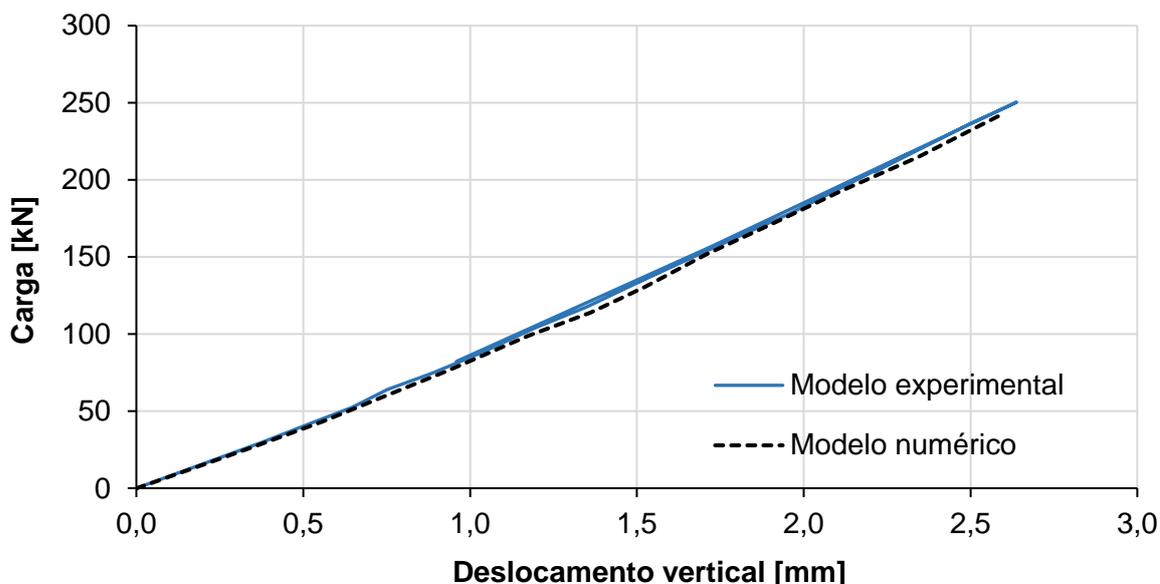
Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão de escoamento e o modelo de elasticidade do aço da viga caixão utilizados foram, respectivamente, $f_{yk} = 240$ MPa e $E = 190$ GPa. Por sua vez, o valor médio da

resistência à compressão do concreto em 28 dias e do módulo de elasticidade do concreto empregados foram $f_{yk} = 35,3$ MPa e $E_{ci} = 30.589$ GPa.

A Figura 38 apresenta os resultados de deslocamento vertical da ponte mista de aço e concreto no ensaio experimental e no modelo numérico.

Figura 38: Comparação da relação carga – deslocamento vertical entre o modelo experimental de Ryu, Shim e Chang (2004) e o numérico.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Nota-se que a relação entre a força e a deflexão do modelo experimental de Ryu, Shim e Chang (2004) foi muito próxima da apresentada pelo modelo numérico. Por essa razão, considera-se que o modelo numérico está aferido.

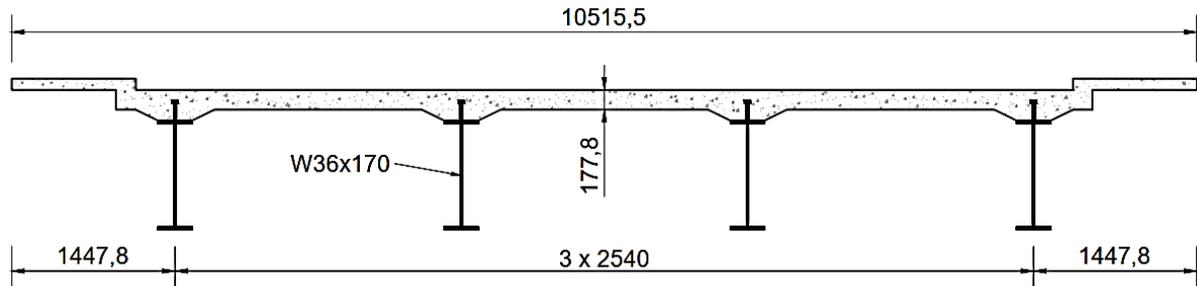
Vale ressaltar que o modelo experimental de Ryu, Shim e Chang (2004) foi ensaiado de forma cíclica, apenas em regime elástico, de modo que a ruptura não foi atingida.

4.1.3 REPRODUÇÃO DO MODELO EXPERIMENTAL DE BURDETTE E GOODPASTURE (1971)

O modelo numérico foi aferido novamente fundamentando-se nos ensaios experimentais de Burdette e Goodpasture (1971). Nesse caso, os autores analisaram pontes mistas de aço e concreto com vigas em perfis tipo “I”.

A Figura 39 exibe a geometria da seção transversal do modelo experimental ensaiado por Burdette e Goodpasture (1971).

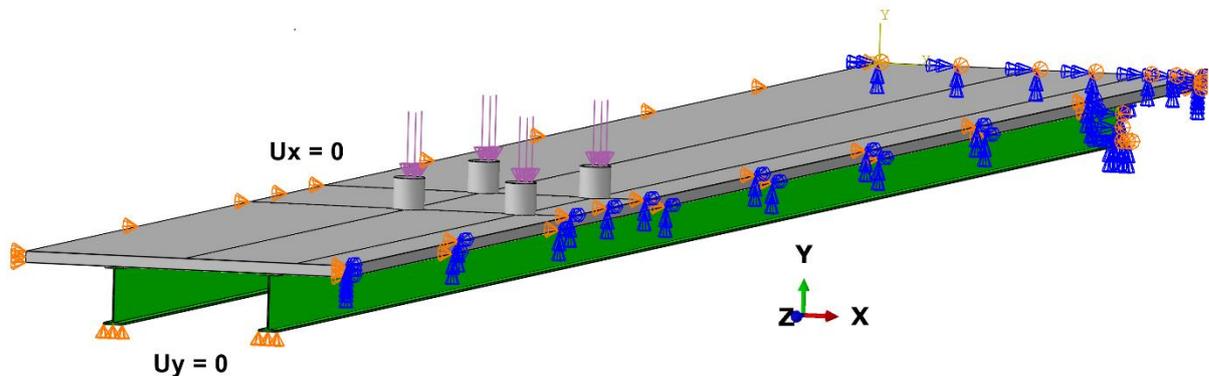
Figura 39: Geometria e condições de contorno dos modelos experimentais de Burdette e Goodpasture (1971). Medidas em mm.



Fonte: Adaptado de Burdette e Goodpasture (1971).

A Figura 40 apresenta o modelo numérico simulado no Abaqus®.

Figura 40: Modelagem numérica do ensaio experimental de Burdette e Goodpasture (1971).



Fonte: Elaborado pelo autor.

Na simulação, desconsiderou-se a modelagem dos conectores de cisalhamento e da armadura da laje. A interface entre a laje e as vigas metálicas foi solidarizada por meio da ferramenta *tie constraint* do Abaqus®, que impede totalmente o escorregamento relativo entre as duas superfícies em contato.

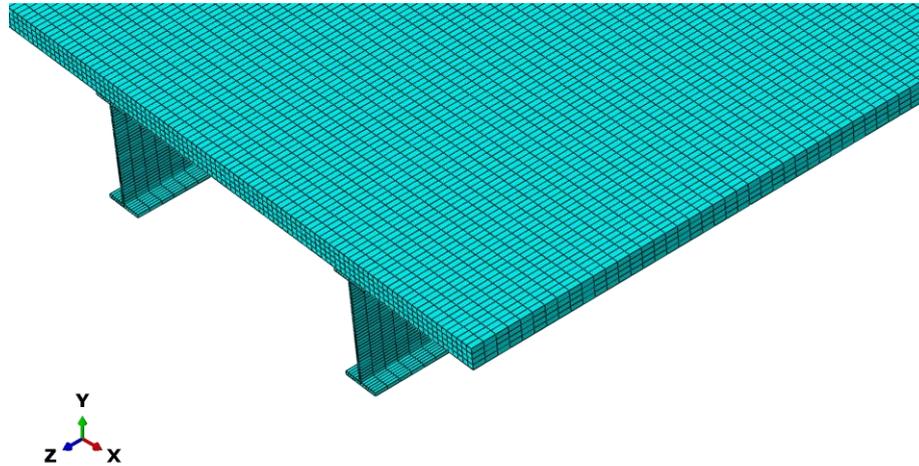
A Tabela 7 e a Figura 41 expõem detalhes dos elementos e de suas respectivas malhas na modelagem.

Tabela 7: Partes e respectivos elementos e malhas empregados na simulação numérica do modelo de Burdette e Goodpasture (1971).

<i>Parte</i>	<i>Tipo</i>	<i>Tamanho do elemento (x,y,z) [mm]</i>	<i>Quantidade de elementos</i>
Laje de concreto	C3D8R	(25, 25, 100)	409174
Viga tipo "I" de aço	C3D8R	(25, 25, 100)	90603

Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 41: Visão geral da malha da modelagem do ensaio experimental de Burdette e Goodpasture (1971).

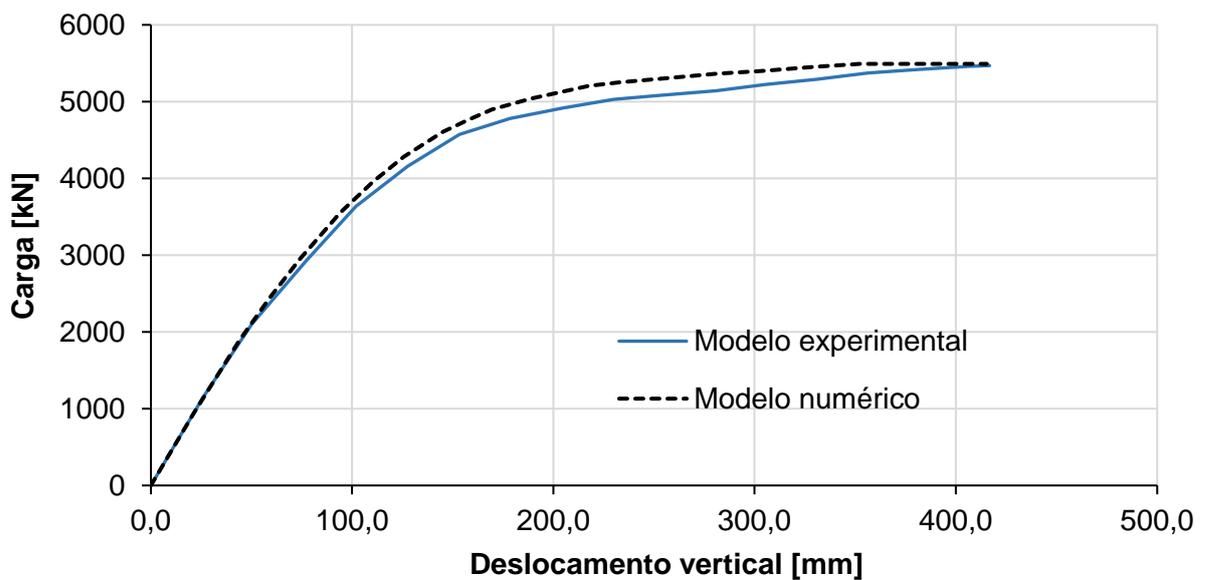


Fonte: Elaborado pelo autor.

A tensão de escoamento e o módulo de elasticidade do aço da viga caixão utilizados foram, respectivamente, $f_{yk} = 275$ MPa e $E = 200$ GPa. Já o valor médio da resistência à compressão do concreto em 28 dias e do módulo de elasticidade longitudinal do concreto empregados foram $f_{yk} = 47,4$ MPa e $E_{ci} = 30$ GPa.

A Figura 42 apresenta a comparação entre os valores de deflexão da ponte mista de aço e concreto no ensaio experimental e no modelo numérico.

Figura 42: Comparação da relação carga – deslocamento vertical entre o modelo experimental de Burdette e Goodpasture (1971) e o numérico.



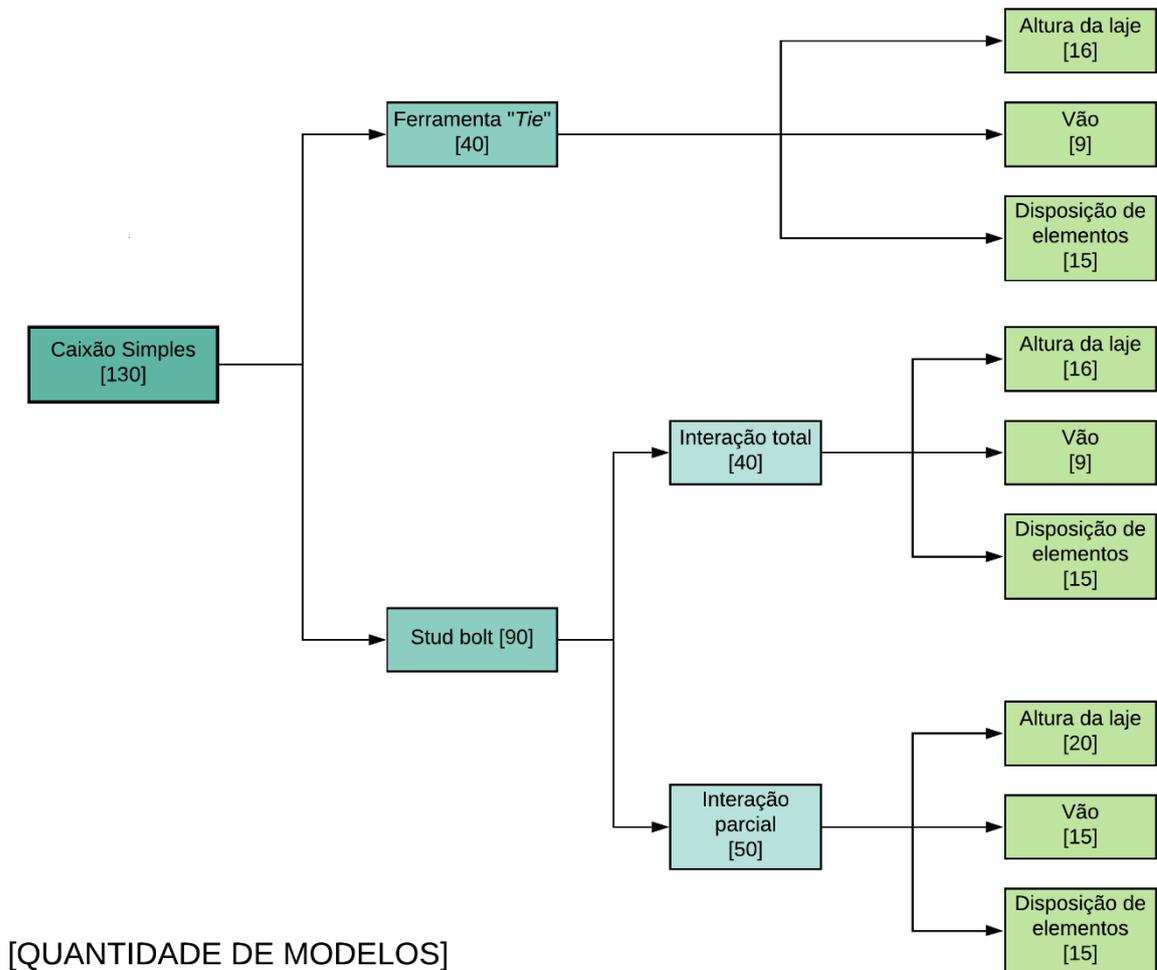
Fonte: Elaborado pelo autor.

A comparação entre os resultados do modelo numérico e do modelo físico mostraram grande proximidade. Portanto, dada as conformidades dos resultados, considera-se o modelo numérico validado.

4.2 CONSTRUÇÃO DOS MODELOS PARA A ANÁLISE PARAMÉTRICA

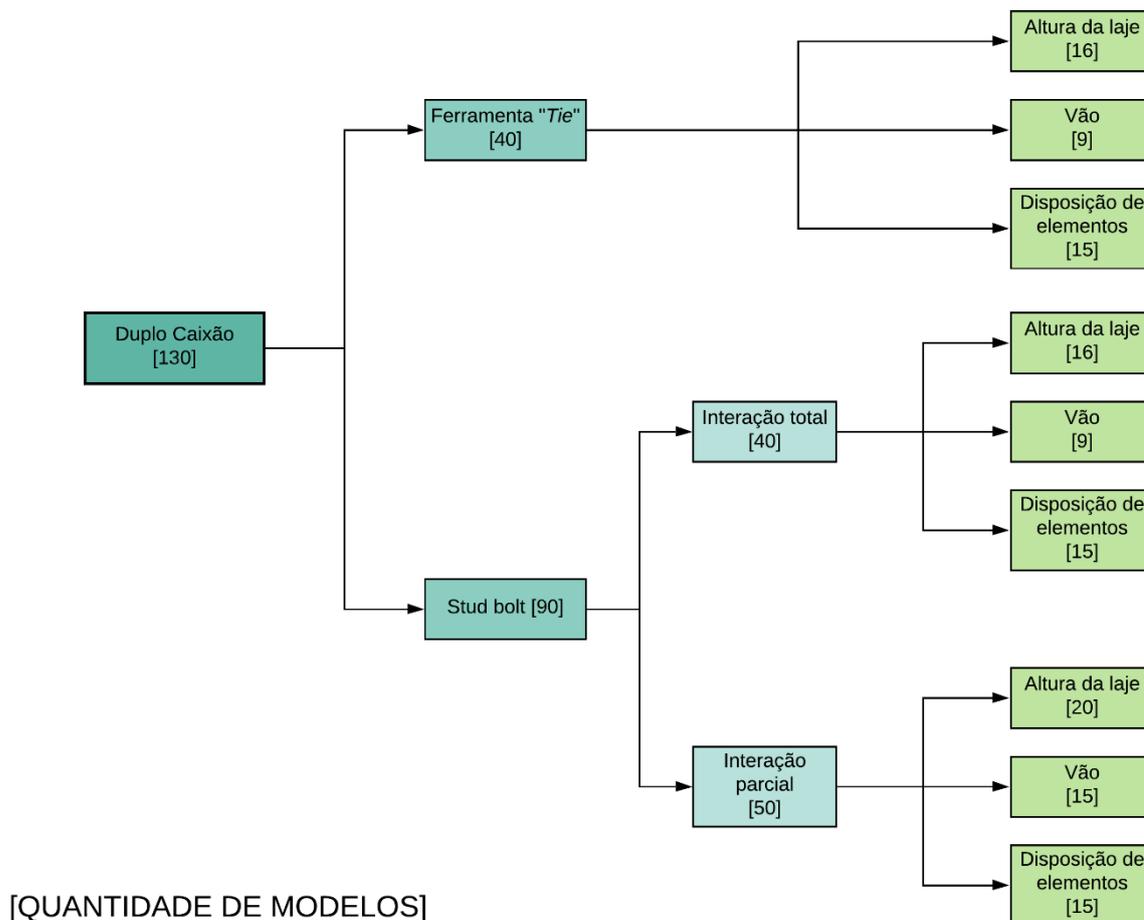
A calibração da modelagem, tendo como referência o resultado de ensaios experimentais da literatura, possibilitou uma melhor definição das estratégias para a modelagem numérica a ser utilizado no estudo paramétrico aqui proposto. Vale lembrar que as variáveis de estudo são a configuração da seção transversal, a interface entre os materiais aço e concreto, a altura da laje e o comprimento do vão longitudinal, resultando em 260 modelos numéricos distribuídos conforme apresentado pela Figura 43 e pela Figura 44.

Figura 43: Organograma dos modelos com a configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 44: Organograma dos modelos com a configuração em duplo caixão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Mais detalhadamente, as variáveis da análise paramétrica são a configuração da seção transversal (caixão simples e duplo caixão); a interface entre a laje de concreto e a viga caixão (interação total e parcial com conectores *stud bolt* e utilização da ferramenta *tie constraint* do Abaqus®, que dispensa a modelagem de conectores e impede totalmente o escorregamento relativo entre as duas superfícies em contato); a altura da laje; o comprimento do vão longitudinal; a disposição dos elementos na seção transversal, ou seja, a distância entre almas (no caso da configuração em caixão simples) e a distância entre caixões (no caso da configuração em duplo caixão).

Em todos os modelos, considerou-se armadura com barras de 12,5 mm de diâmetro distribuídas na seção transversal (na porção inferior e superior da laje com cobrimento de 30 mm) e na longitudinal (na porção inferior da laje com cobrimento de 30 mm) a cada 200 mm.

4.2.1 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

Como mencionado anteriormente, adotou-se o modelo constitutivo *Concrete Damaged Plasticity* de Carreira e Chu (1985, 1986) para o concreto, enquanto para os perfis metálicos,

para as armaduras e para os conectores de cisalhamento admitiu-se uma relação constitutiva tensão-deformação com comportamento elastoplástico perfeito e critério de plasticidade de Von Mises.

Quanto às propriedades dos materiais utilizados na modelagem, tem-se que:

- A tensão de escoamento do aço da viga caixão, dos diafragmas e enrijecedores é $f_y = 250$ MPa, a do aço dos conectores de cisalhamento é $f_y = 345$ MPa e a das armaduras é $f_y = 500$ MPa. O módulo de elasticidade longitudinal de tais aços e o coeficiente de Poisson foram, respectivamente, $E = 200$ GPa e $\nu = 0,3$;
- A resistência à compressão do concreto é $f_y = 30,0$ MPa. O módulo de elasticidade longitudinal do concreto e o coeficiente de Poisson foram, respectivamente, $E_{ci} = 30$ GPa e $\nu = 0,2$.

4.2.2 VINCULAÇÃO E CARREGAMENTO

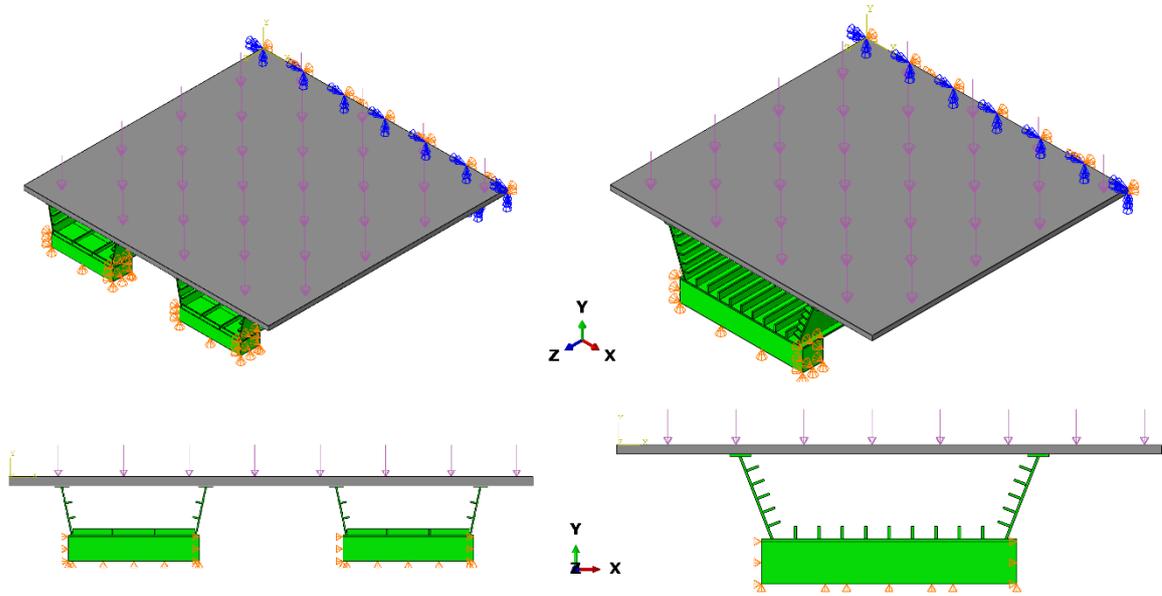
As pontes mistas foram consideradas biapoiadas, de modo que o movimento nas direções y e z foi restringido ao longo da mesa inferior em ambas as extremidades do caixão. Especificamente, assim como realizado nas validações, modelou-se um apoio rígido (material dotado de rigidez tendendo ao infinito) com elementos sólidos no qual o perfil foi apoiado para evitar concentrações de tensões nas chapas finais do caixão. Tal apoio possui a largura da mesa inferior do caixão, 250 mm de comprimento e 250 mm de altura. Nele, foi imposto restrições de translação vertical e lateral, havendo permissão de deslocamento apenas no eixo axial.

O carregamento, por sua vez, foi superestimado para provocar a plastificação da seção mista e aplicado com passos de carga máximos de 1,0% da carga total, como uma pressão distribuída ao longo de toda a superfície superior do tabuleiro.

Além disso, para diminuição do tempo de processamento do modelo, as modelagens foram realizadas com condição de simetria na direção longitudinal e, dessa forma, apenas metade da viga foi processada.

A Figura 45 apresenta o carregamento e as condições de contorno típicas dos modelos.

Figura 45: Carregamento e condições de contorno típicas dos modelos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

4.2.3 MALHA

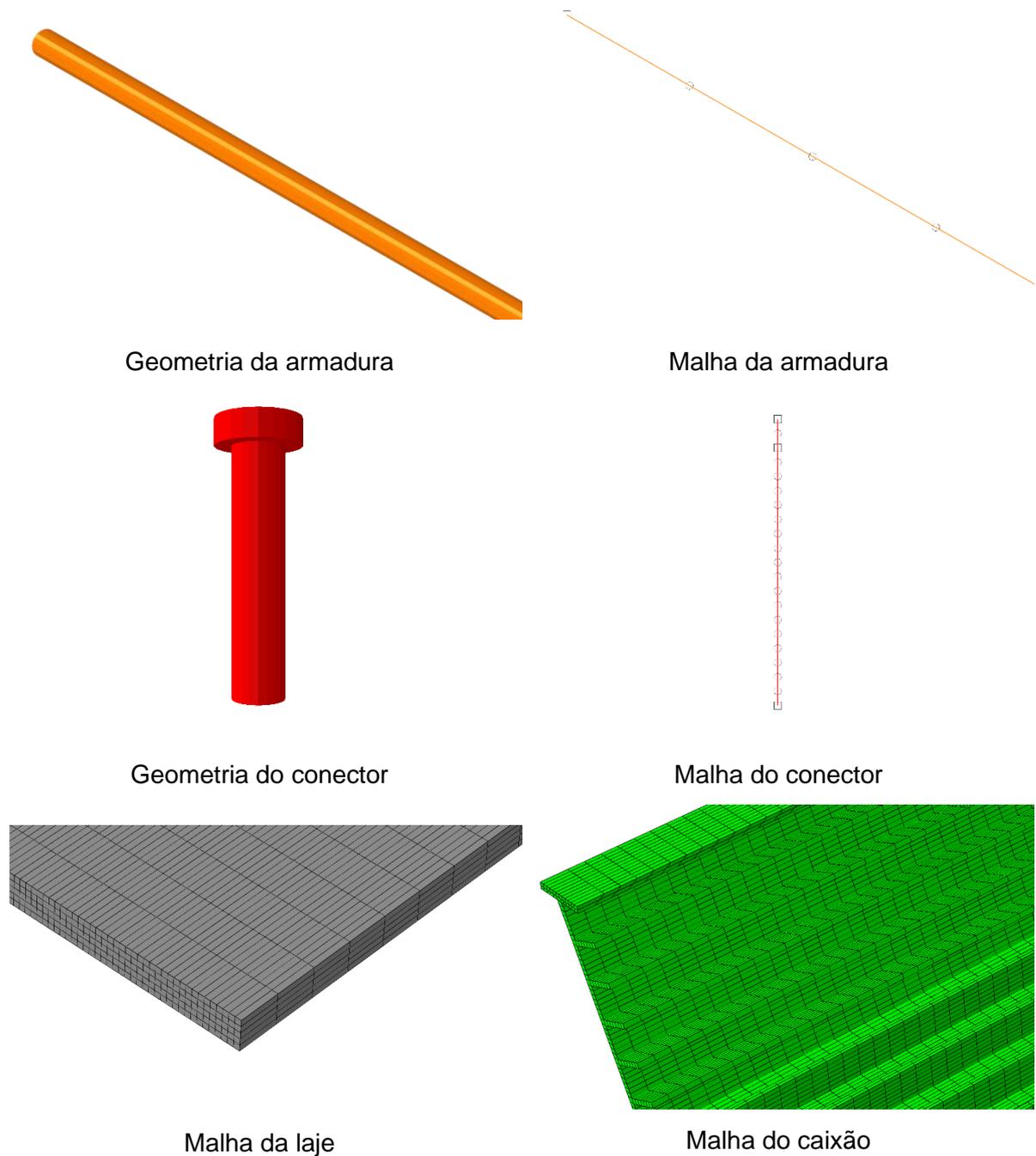
A Tabela 8 e a Figura 46 apresentam detalhes da geometria e da malha dos elementos utilizados nas simulações numéricas.

Tabela 8: Partes e respectivos elementos e malhas empregados nas análises numéricas das parametrizações.

<i>Parte</i>	<i>Tipo</i>	<i>Tamanho do elemento (x,y,z) [mm]</i>
Laje de concreto	C3D8R	(25, 25, 100)
Caixão de aço	C3D8R	(25, 25, 100)
Armadura longitudinal	T3D2	(0, 0, 50)
Armadura transversal	T3D2	(0, 0, 50)
Conector de cisalhamento	B31	(-, 5, -)

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 46: Malha das partes dos modelos simulados.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A malha em questão foi definida após testes de malha nos quais analisou-se a precisão dos resultados e o tempo de processamento.

4.3 AVALIAÇÃO NUMÉRICA DA LARGURA EFETIVA

Para o estudo da largura efetiva, as tensões normais na laje foram analisadas no início da plastificação dela, pelo fato de a largura efetiva não poder ser mensurada quando tal

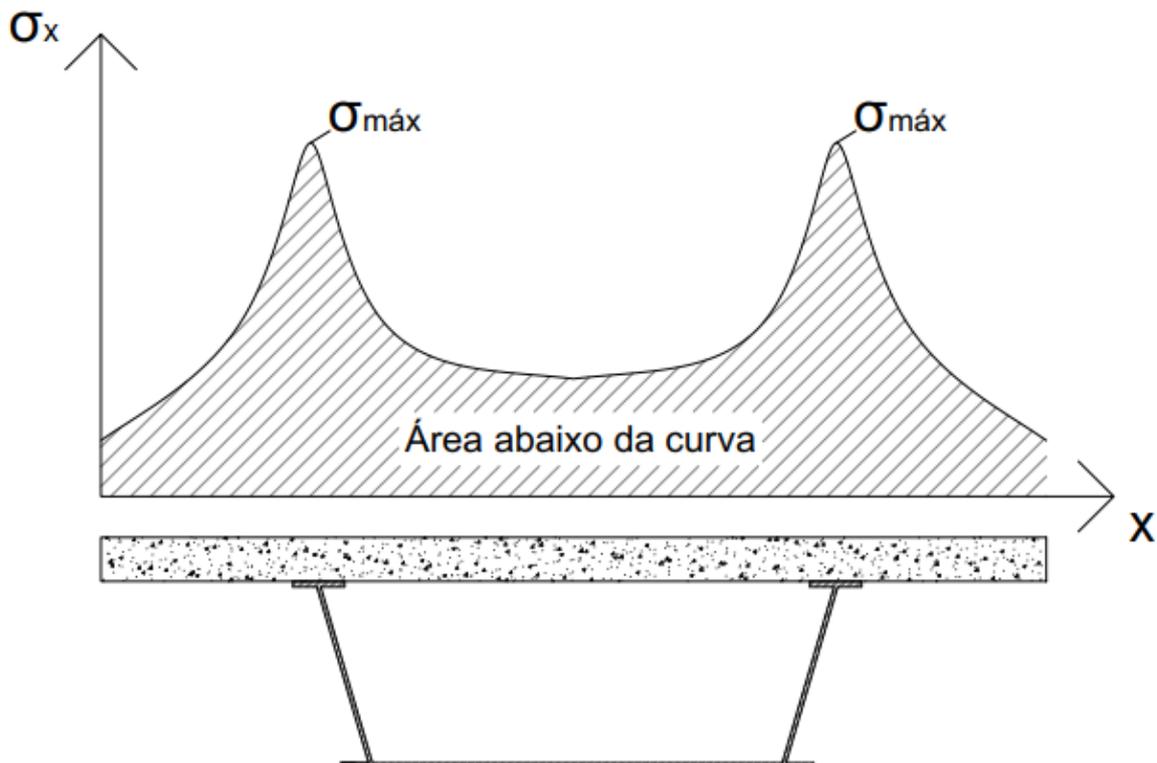
elemento está plastificado, já que isso causaria uma distribuição de tensões uniforme e não seria possível analisar o efeito *shear lag*.

Para determinar a largura efetiva numérica, os seguintes passos foram seguidos:

1. Coleta das tensões normais na laje na linha média da mesma, no meio do vão longitudinal;
2. Criação da curva de distribuição de tensões ao longo da seção transversal;
3. Cálculo da área abaixo da curva por meio do método das somas finitas, no qual considerou-se 1.000 pontos (limite máximo do Abaqus®);
4. Cálculo da largura efetiva através da Equação (17), que foi aproximada para a Equação (36), por meio do presente método. A Figura 47 ilustra as variáveis da Equação (36).

$$b_{ef} = \frac{\text{Área abaixo da curva}}{\sigma_{m\acute{a}x}} \quad (36)$$

Figura 47: Variáveis para o cálculo da largura efetiva numérica.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Este procedimento reflete o conceito da largura efetiva, sendo aplicado em diversas análises numéricas e experimentais (ZHU *et al.*, 2015; DA SILVA e DIAS, 2018; REGINATO, TAMAYO e MORSCH, 2018).

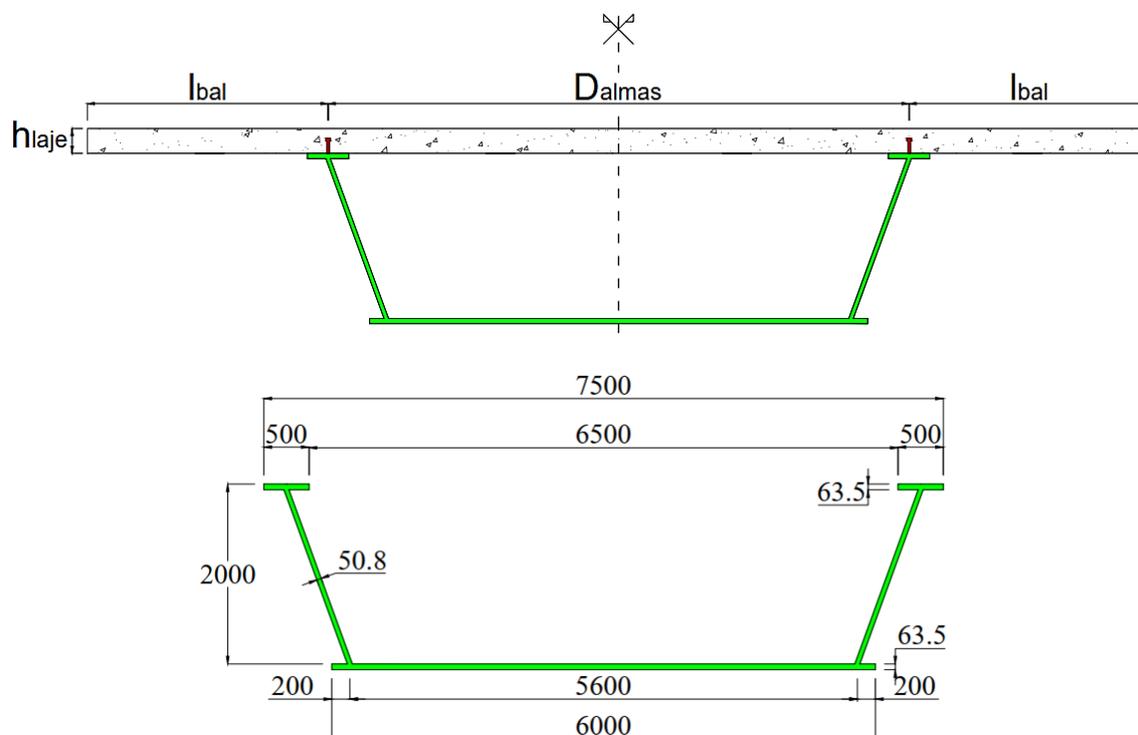
5. ANÁLISE PARAMÉTRICA

Neste capítulo estão apresentados os resultados da análise paramétrica dos modelos, separados com base na configuração da seção transversal e nas condições da interface aço-concreto.

5.1 SEÇÃO CAIXÃO SIMPLES

A Figura 48 apresenta a geometria do caixão metálico e da seção transversal para a configuração em caixão simples, salientando as variáveis da análise paramétrica.

Figura 48: Variáveis da análise paramétrica para os modelos com seção caixão simples e respectiva geometria do caixão metálico. Medidas em mm.

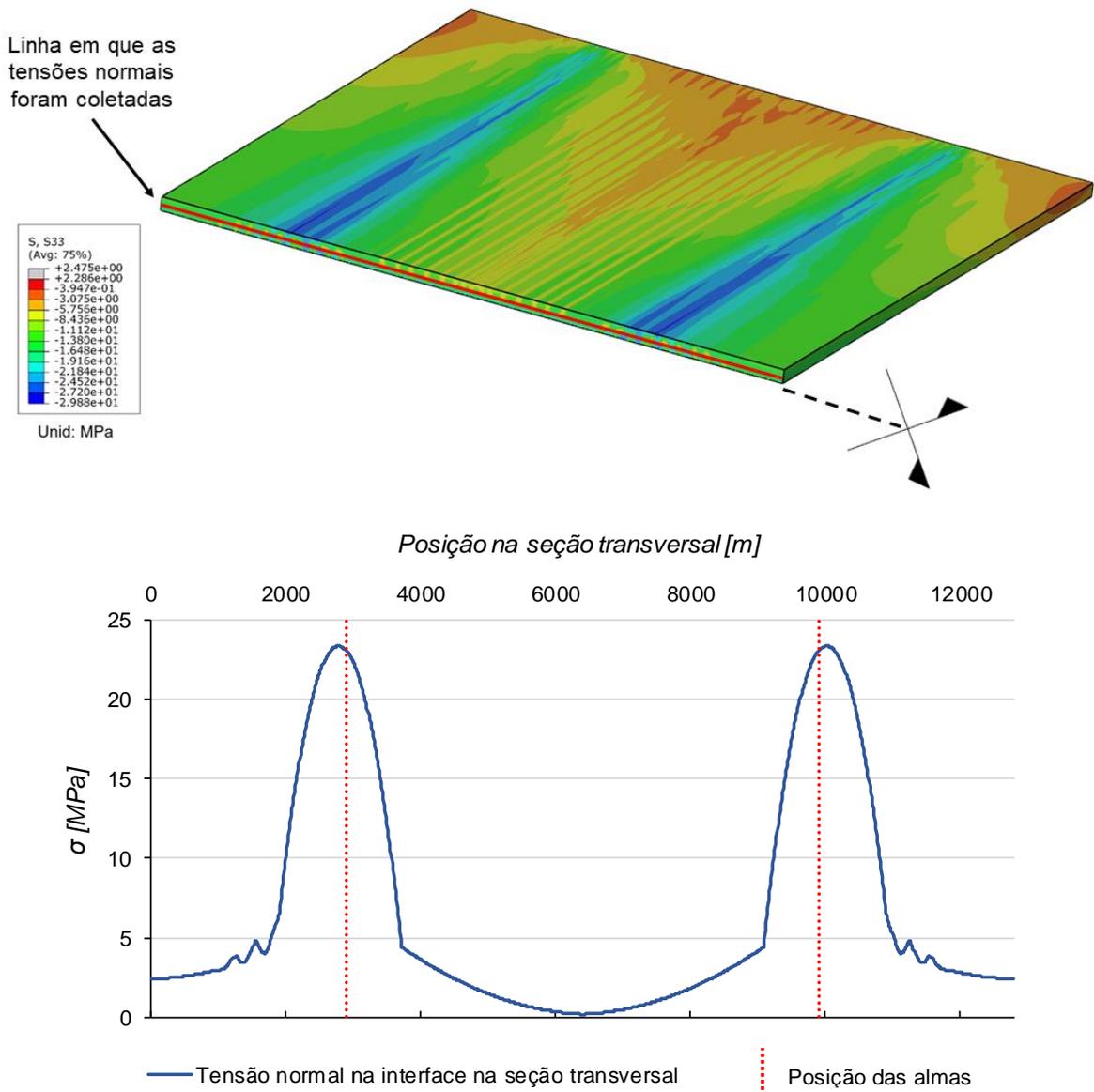


Fonte: Elaborado pelo autor.

Convém ressaltar que as dimensões dos elementos foram obtidas por meio do pré-dimensionamento exposto no item 2.3, levando em contato o comprimento de vão de 25.000 mm – valor padrão e central da variação de vão da análise paramétrica.

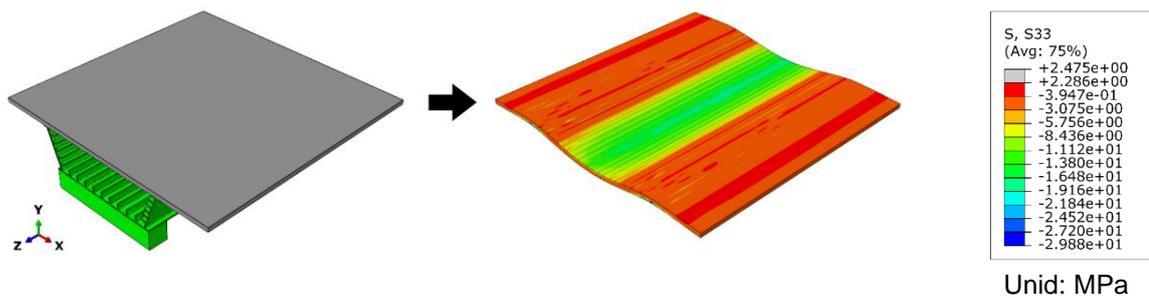
Coerentemente com o efeito *shear lag*, a curva de distribuição de tensões normais na laje apresentou tensões máximas nas regiões das almas dos caixões. As Figuras 55 e 56 exibem a distribuição típica de tensões normais na laje para os modelos em caixão simples.

Figura 49: Curva típica de distribuição de tensões normais na laje, no meio do vão longitudinal, para a configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 50: Distribuição típica de tensões normais na laje dos modelos com configuração em seção caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

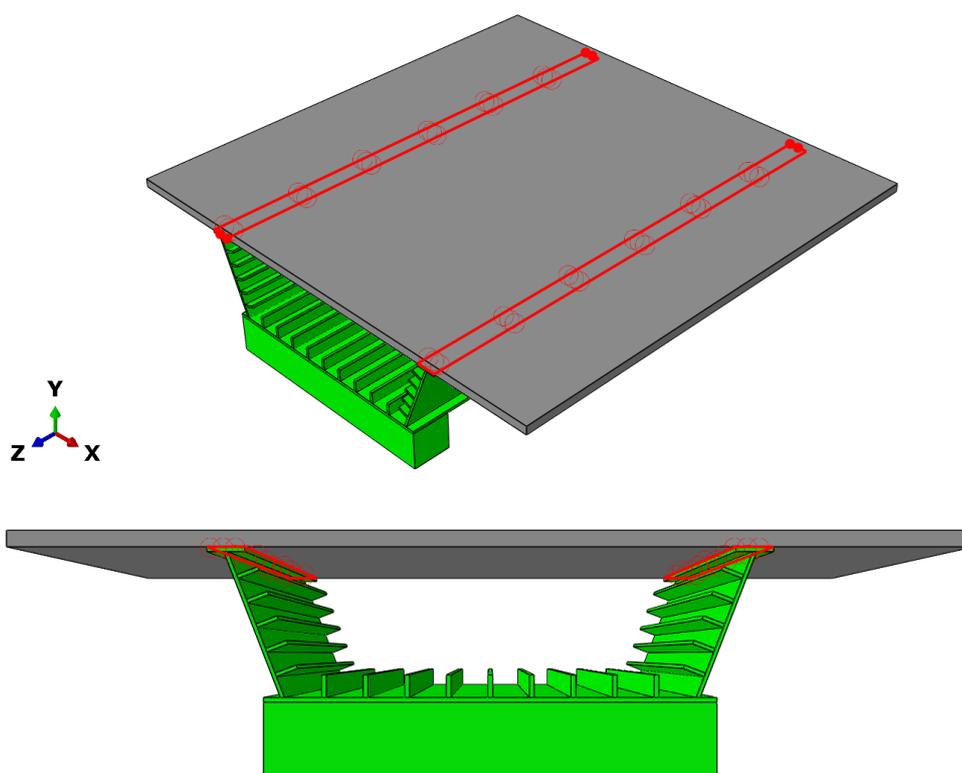
É importante frisar que não houve total simetria nos resultados devido à compatibilidade de malha entre os elementos, sobretudo das armaduras passivas no interior da laje.

5.1.1 INTERAÇÃO TOTAL SEM CONECTORES DE CISALHAMENTO (TIE CONSTRAINT)

A ferramenta *tie constraint* do Abaqus® dispensa a modelagem de conectores de cisalhamento, uma vez que acopla os nós da interface aço-concreto, impedindo totalmente o escorregamento relativo entre as duas superfícies em contato e fazendo com que a laje de concreto e a viga caixão metálica se deformem conjuntamente. Simulações iniciais foram realizadas com o auxílio de tal ferramenta a fim de determinar valores iniciais de largura efetiva, posteriormente utilizados no dimensionamento dos conectores de cisalhamento das demais modelagens.

A Figura 51 apresenta, para os modelos com configuração em caixão simples, as superfícies nas quais as restrições *tie constraint* foram aplicadas.

Figura 51: Superfícies nas quais a ferramenta *tie constraint* foi aplicada nos modelos com configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.1.1.1 Influência da altura da laje

Visando investigar a sensibilidade da largura efetiva frente à variação da altura da laje, para a configuração em caixão simples com interação total assegurada por meio da ferramenta *tie constraint*, foram simulados dezesseis modelos numéricos com alturas de laje

variando 10 mm a cada modelo, de 150 mm até 300 mm. No mais, fixou-se o comprimento do vão em 25.000 mm e a distância entre almas do caixão em 7.000 mm.

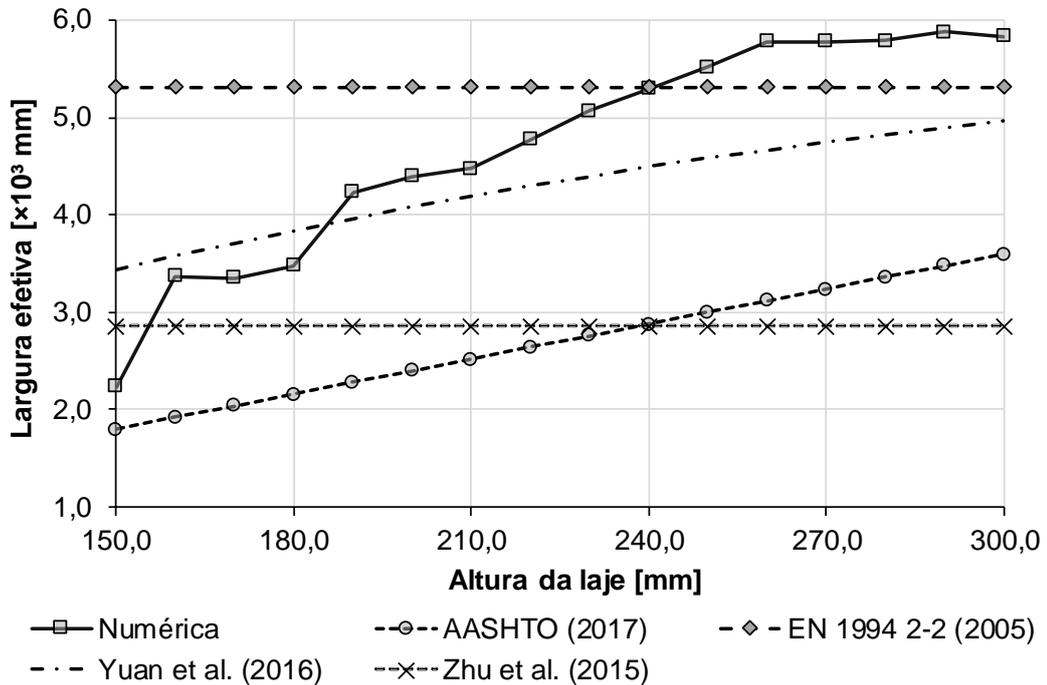
A Tabela 9 e a Figura 52 apresentam uma comparação entre a largura efetiva numérica encontrada e as recomendadas pelos principais códigos de projeto e métodos da literatura.

Tabela 9: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.

Modelo	h_{laje} [mm]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CS_LTIE150	150,0	2,24	1,80	5,31	3,44	2,86
CS_LTIE160	160,0	3,38	1,92	5,31	3,58	2,86
CS_LTIE170	170,0	3,36	2,04	5,31	3,71	2,86
CS_LTIE180	180,0	3,48	2,16	5,31	3,84	2,86
CS_LTIE190	190,0	4,23	2,28	5,31	3,96	2,86
CS_LTIE200	200,0	4,40	2,40	5,31	4,08	2,86
CS_LTIE210	210,0	4,48	2,52	5,31	4,19	2,86
CS_LTIE220	220,0	4,78	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_LTIE230	230,0	5,07	2,76	5,31	4,40	2,86
CS_LTIE240	240,0	5,30	2,88	5,31	4,49	2,86
CS_LTIE250	250,0	5,52	3,00	5,31	4,58	2,86
CS_LTIE260	260,0	5,78	3,12	5,31	4,67	2,86
CS_LTIE270	270,0	5,79	3,24	5,31	4,75	2,86
CS_LTIE280	280,0	5,80	3,36	5,31	4,83	2,86
CS_LTIE290	290,0	5,88	3,48	5,31	4,90	2,86
CS_LTIE300	300,0	5,84	3,60	5,31	4,96	2,86

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 52: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.1.1.2 Influência do comprimento do vão

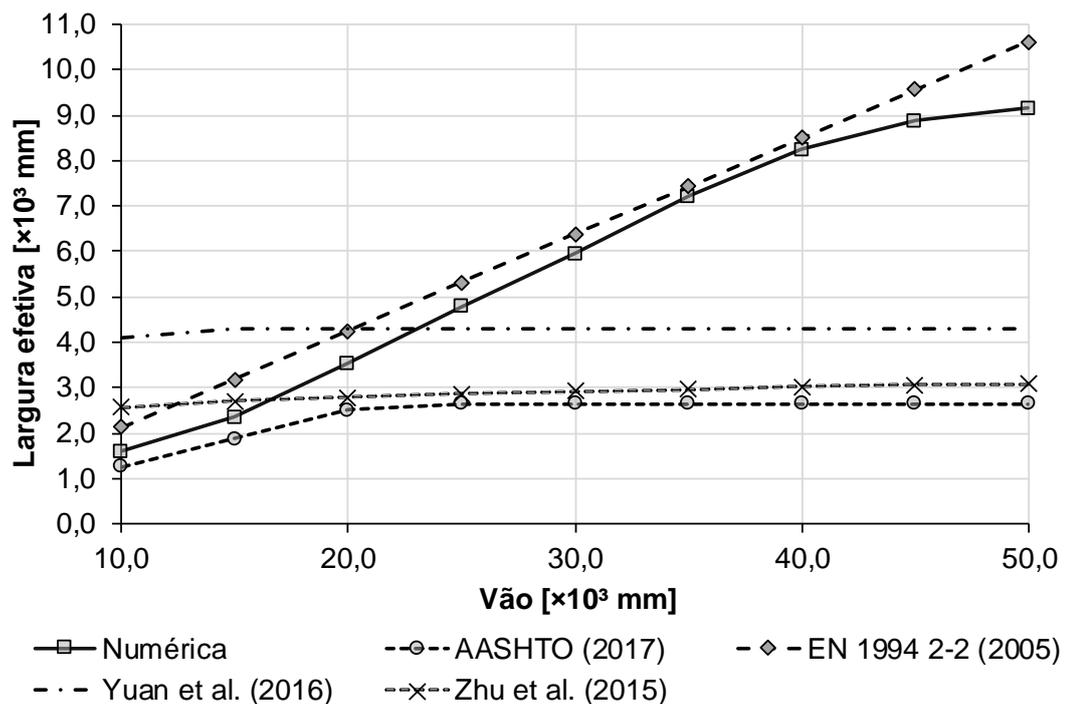
Com o intuito de avaliar a influência do vão longitudinal na largura efetiva, para a configuração em caixão simples com interação total modelada por meio da ferramenta *tie constraint*, foram simulados nove modelos com comprimento de vão variando 5.000 mm a cada modelo entre 10.000 mm até 50.000 mm. A altura da laje e a distância entre as almas da viga caixão foram mantidas fixas em, respectivamente, 250 mm e 7.000 mm. A Tabela 10 e a Figura 53 apresentam os resultados obtidos adjunto de uma comparação com a largura efetiva teórica estabelecida na literatura e nos principais códigos normativos.

Tabela 10: Largura efetiva variando o vão - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.

Modelo	h_{laje} [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CS_VTIE10000	10,0	1,60	1,25	2,13	4,08	2,57
CS_VTIE15000	15,0	2,35	1,88	3,19	4,30	2,70
CS_VTIE20000	20,0	3,53	2,50	4,25	4,30	2,79
CS_VTIE25000	25,0	4,78	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_VTIE30000	30,0	5,94	2,64	6,38	4,30	2,92
CS_VTIE35000	35,0	7,22	2,64	7,44	4,30	2,97
CS_VTIE40000	40,0	8,25	2,64	8,50	4,30	3,01
CS_VTIE45000	45,0	8,88	2,64	9,56	4,30	3,05
CS_VTIE50000	50,0	9,17	2,64	10,63	4,30	3,09

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 53: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.



5.1.1.3 Influência da distância entre almas

Com o intuito de aferir a sensibilidade da largura efetiva em relação à distância entre almas do caixão, para a configuração em caixão simples com interação total garantida por meio da ferramenta *tie constraint*, foram simulados quinze modelos numéricos com distância entre almas variando 100 mm a cada modelo entre 6.900 mm e 8.300 mm. A altura da laje e o comprimento do vão foram fixados em, respectivamente, 220 mm e 25.000 mm. Os

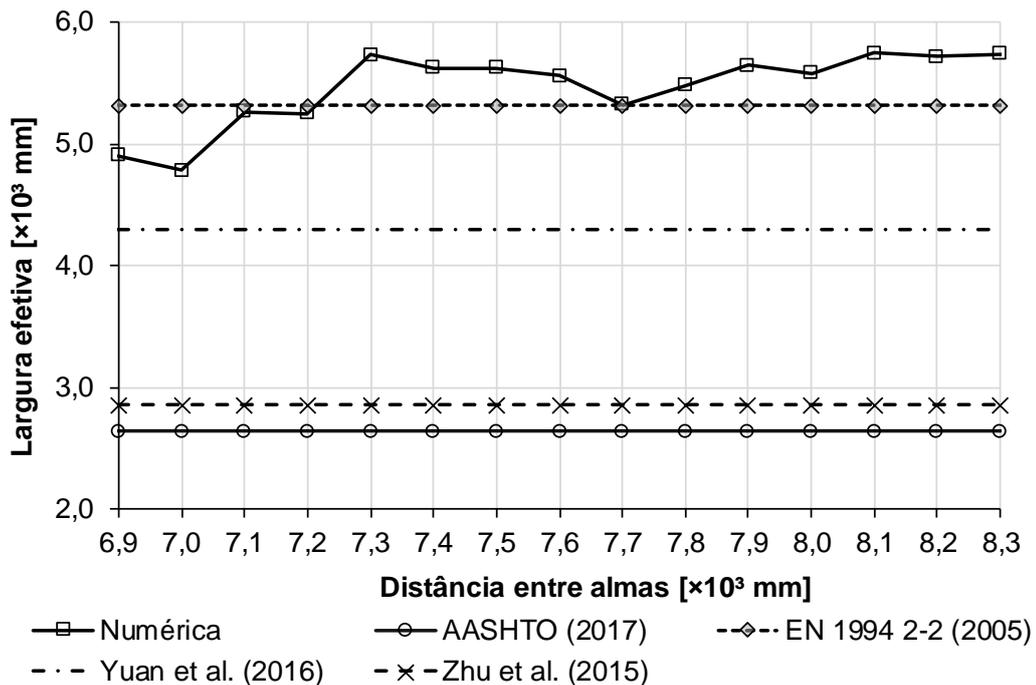
resultados obtidos estão apresentados na Tabela 11 e na Figura 54, comparados com as principais recomendações existentes para o cálculo da largura efetiva.

Tabela 11: Largura efetiva variando a distância entre vigas - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.

Modelo	D_{almas} [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CS_STTIE6900	6,90	4,91	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7000	7,00	4,78	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7100	7,10	5,27	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7200	7,20	5,25	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7300	7,30	5,73	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7400	7,40	5,62	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7500	7,50	5,62	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7600	7,60	5,56	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7700	7,70	5,32	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7800	7,80	5,48	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE7900	7,90	5,65	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE8000	8,00	5,58	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE8100	8,10	5,74	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE8200	8,20	5,72	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_STTIE8300	8,30	5,74	2,64	5,31	4,30	2,86

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 54: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre almas - Configuração em caixão simples com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.1.2 INTERAÇÃO TOTAL COM CONECTORES DE CISALHAMENTO

Após realizar as análises numéricas dos modelos com a interação aço-concreto garantida por meio da ferramenta *tie constraint* do Abaqus® (que dispensou a modelagem dos conectores de cisalhamento), simulou-se os mesmos modelos com a interação aço-concreto assegurada por conectores de cisalhamento.

Apesar de os modelos dotados de conectores de cisalhamento representarem de forma mais fiel o comportamento físico da estrutura, é importante frisar que as modelagens sem conectores de cisalhamento foram importantes para a determinação da largura efetiva numérica dos modelos, imprescindíveis para o dimensionamento dos conectores.

Os conectores de cisalhamento dos modelos em caixão simples foram dimensionados com base nas recomendações da ABNT NBR 8800 (2008). Considerou-se:

- Conectores de cisalhamento *stud bolt* com diâmetro do corpo de 19,1mm, diâmetro de cabeça de 31,7 mm, altura do corpo de 90 mm e altura da cabeça de 9,5 mm;
- A largura efetiva encontrada nas simulações com interação total admitida por meio da ferramenta *tie constraint*;
- A disposição dos conectores de cisalhamento em uma única linha sobre cada mesa dos caixões quando a distância mínima entre conectores era obedecida e, caso contrário, a disposição dos conectores em duas linhas.

A Tabela 12 detalha o dimensionamento e espaçamento dos conectores de cisalhamento.

Tabela 12: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação total e configuração em caixão simples.

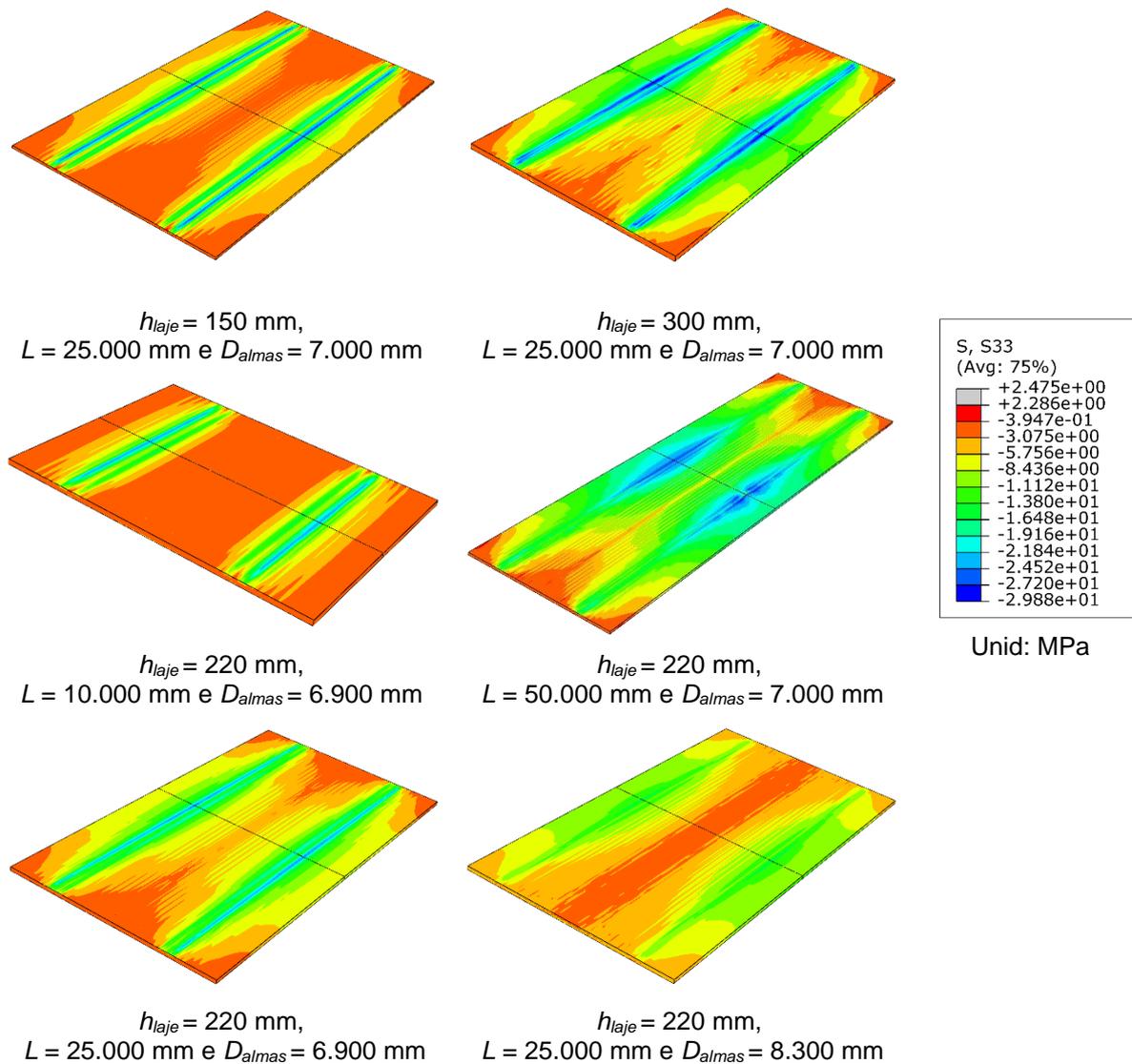
Análise paramétrica	h_{laje} [m]	Vão [m]	D_{almas} [m]	Conectores		
				n	s [mm]	S_{adot} [mm]
Altura da laje	0,15	25,00	7,00	156,71	319,07	320
	0,16			252,22	198,24	200
	0,17			266,40	187,69	190
	0,18			292,15	171,15	180
	0,19			374,84	133,39	140
	0,20			410,43	121,82	130
	0,21			438,78	113,95	120
	0,22			490,46	101,95	110
	0,23			543,86	91,94	100
	0,24			593,25	84,28	90
	0,25			643,62	77,69	80
	0,26			700,89	71,34	80
	0,27			729,11	68,58	70
	0,28			757,42	66,01	70
	0,29			795,29	62,87	70
0,30	817,12	61,19	70			
Seção transversal	0,22	25,00	6,90	503,80	99,25	100
			7,00	490,46	101,95	110
			7,10	540,74	92,47	100
			7,20	538,68	92,82	100
			7,30	587,93	85,04	90
			7,40	576,65	86,71	90
			7,50	576,65	86,71	90
			7,60	570,49	87,64	90
			7,70	545,87	91,60	100
			7,80	562,28	88,92	90
			7,90	579,73	86,25	90
			8,00	572,54	87,33	90
			8,10	588,96	84,90	90
8,20	586,91	85,19	90			
8,30	588,96	84,90	90			
Vão longitudinal	0,22	10,00	7,00	164,17	121,82	130
		15,00		241,12	124,42	130
		20,00		362,20	110,44	120
		25,00		490,46	101,95	110
		30,00		609,48	98,44	100
		35,00		740,82	94,49	100
		40,00		846,50	94,51	100
		45,00		911,14	98,78	100
50,00	940,90	106,28	110			

Fonte: Elaborado pelo autor.

No mais, fez-se as mesmas considerações geométricas do tópico 5.1.1 para avaliar a influência da altura da laje, do comprimento do vão e da distância entre vigas na largura efetiva dos modelos numéricos em caixão duplo com interação total por meio de conectores de cisalhamento.

A Figura 55 apresenta a distribuição de tensões normais para alguns modelos com configuração em seção caixão simples.

Figura 55: Distribuição de tensões normais na laje de alguns modelos com configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.1.2.1 Influência da altura da laje

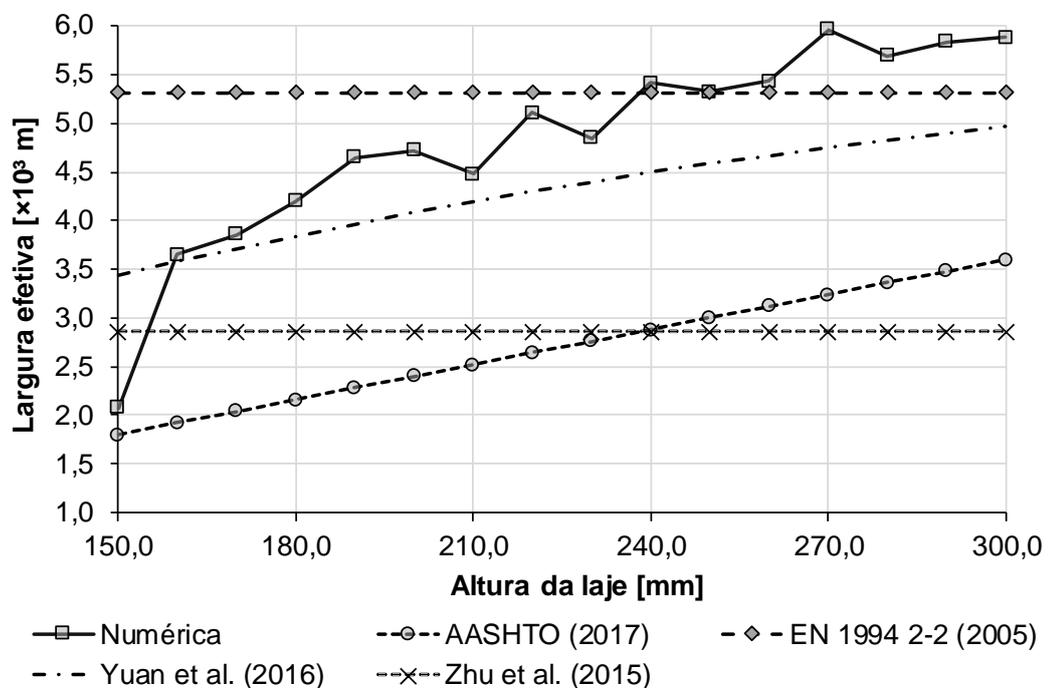
A Tabela 13 e a Figura 56 exibem os resultados encontrados variando a altura da laje.

Tabela 13: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.

Modelo	h_{laje} [mm]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CS_LIT150	150,0	2,08	1,80	5,31	3,44	2,86
CS_LIT160	160,0	3,65	1,92	5,31	3,58	2,86
CS_LIT170	170,0	3,86	2,04	5,31	3,71	2,86
CS_LIT180	180,0	4,20	2,16	5,31	3,84	2,86
CS_LIT190	190,0	4,65	2,28	5,31	3,96	2,86
CS_LIT200	200,0	4,72	2,40	5,31	4,08	2,86
CS_LIT210	210,0	4,48	2,52	5,31	4,19	2,86
CS_LIT220	220,0	5,11	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_LIT230	230,0	4,85	2,76	5,31	4,40	2,86
CS_LIT240	240,0	5,41	2,88	5,31	4,49	2,86
CS_LIT250	250,0	5,32	3,00	5,31	4,58	2,86
CS_LIT260	260,0	5,43	3,12	5,31	4,67	2,86
CS_LIT270	270,0	5,96	3,24	5,31	4,75	2,86
CS_LIT280	280,0	5,69	3,36	5,31	4,83	2,86
CS_LIT290	290,0	5,84	3,48	5,31	4,90	2,86
CS_LIT300	300,0	5,88	3,60	5,31	4,96	2,86

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 56: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A largura efetiva também se mostrou proporcional à altura da laje. O intervalo de confiança com nível de significância de 95% para a média do quociente entre a largura efetiva

numérica e a altura da laje foi $IC(21,457, 95\%)=(20,257; 22,657)$. Portanto, **recomenda-se limitar a largura efetiva a 20 ($\cong 20,257$) vezes a altura da laje.**

5.1.2.2 Influência do comprimento do vão

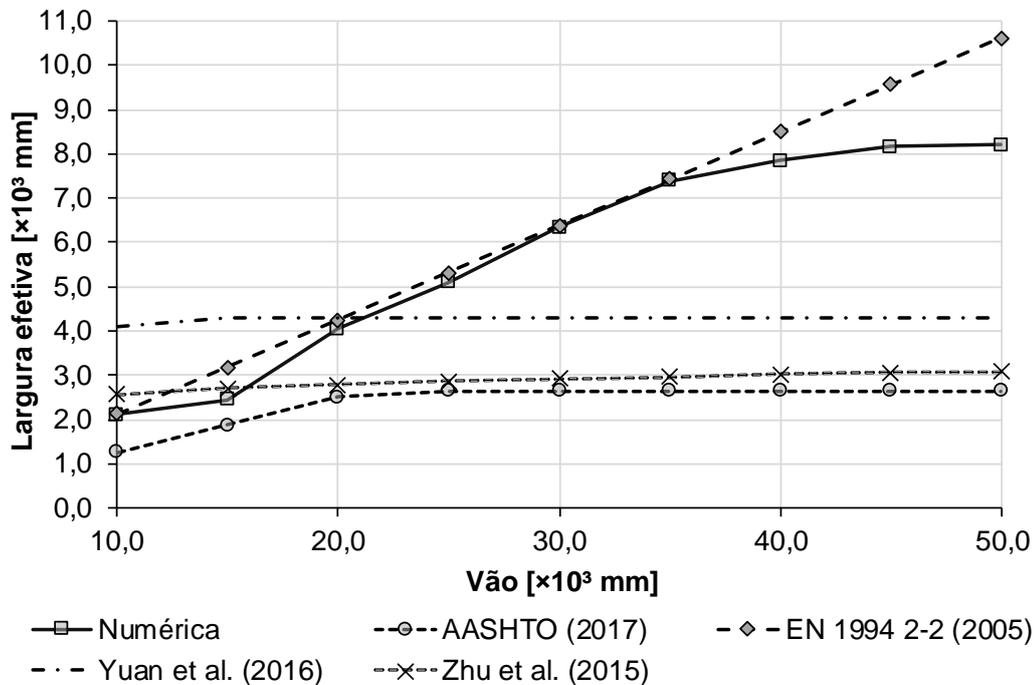
A Tabela 14 e a Figura 57 exibem os resultados encontrados para a variação do comprimento do vão.

Tabela 14: Largura efetiva variando o vão - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.

Modelo	Vão [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CS_VIT10000	10,0	2,11	1,25	2,13	4,08	2,57
CS_VIT15000	15,0	2,45	1,88	3,19	4,30	2,70
CS_VIT20000	20,0	4,04	2,50	4,25	4,30	2,79
CS_VIT25000	25,0	5,11	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_VIT30000	30,0	6,35	2,64	6,38	4,30	2,92
CS_VIT35000	35,0	7,40	2,64	7,44	4,30	2,97
CS_VIT40000	40,0	7,85	2,64	8,50	4,30	3,01
CS_VIT45000	45,0	8,16	2,64	9,56	4,30	3,05
CS_VIT50000	50,0	8,20	2,64	10,63	4,30	3,09

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 57: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração caixão duplo com interação total garantida por conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para os modelos em caixão simples, o comprimento do vão longitudinal exerceu grande influência na largura efetiva numérica até cerca de 35,0 m. A partir de tal comprimento, a largura efetiva foi praticamente constante. Atribui-se tal fenômeno ao fato de a largura efetiva estar sendo limitada pela altura da laje nesses modelos e não mais pelo vão.

Analisando o quociente entre a largura efetiva numérica e o comprimento do vão, o intervalo de confiança com nível de significância de 95% para a média foi $IC(0,194, 95\%)=(0,181; 0,207)$. Desse modo, **sugere-se que a largura da laje seja menor ou igual que 1/6 ($\cong 0,181$) do comprimento do vão.**

5.1.2.3 Influência da distância entre almas

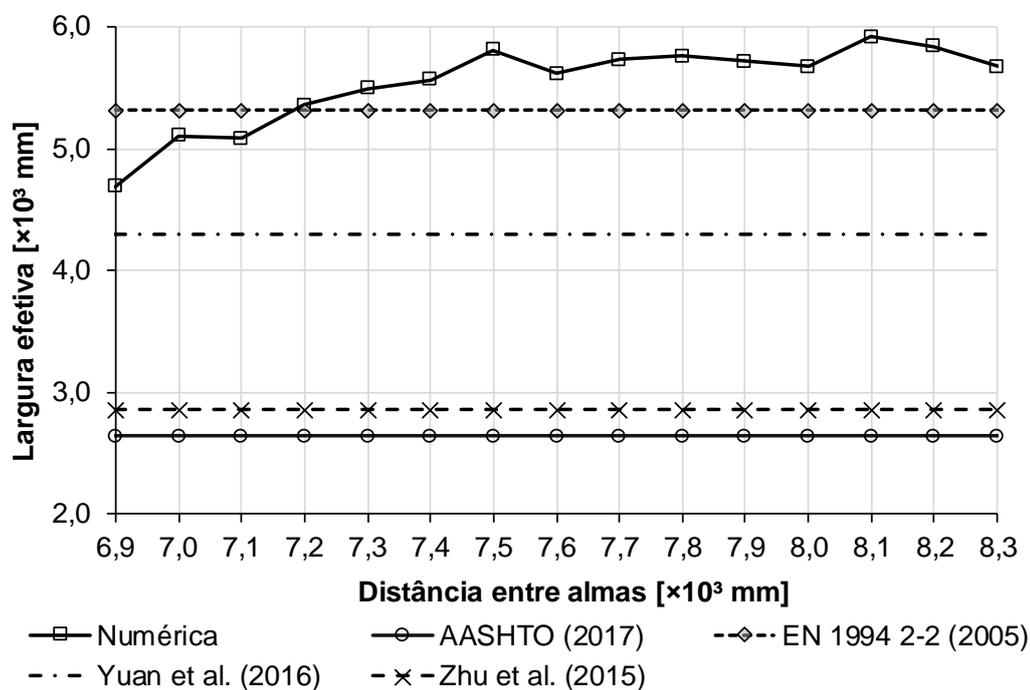
A Tabela 15 e a Figura 58 apresentam os resultados encontrados na variação da distância entre almas do caixão.

Tabela 15: Largura efetiva variando a distância entre almas - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.

Modelo	D_{almas} [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CS_SITIT6300	6,90	4,69	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT6400	7,00	5,11	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT6500	7,10	5,09	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT6600	7,20	5,36	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT6700	7,30	5,49	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT6800	7,40	5,56	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT6900	7,50	5,81	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7000	7,60	5,62	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7100	7,70	5,73	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7200	7,80	5,76	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7300	7,90	5,72	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7400	8,00	5,68	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7500	8,10	5,92	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7600	8,20	5,84	2,64	5,31	4,30	2,86
CS_SITIT7700	8,30	5,68	2,64	5,31	4,30	2,86

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 58: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre vigas - Configuração em caixão simples com interação total garantida por conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Comparada as demais variáveis, a distância entre almas foi o parâmetro que causou a menor influência na largura efetiva. O intervalo de confiança do quociente entre a largura efetiva numérica e a distância entre almas, com nível de significância de 95% em relação à média, foi $IC(0,729, 95\%) = (0,716; 0,742)$. Visto isso, **recomenda-se limitar a largura efetiva a 5/7 ($\cong 0,716$) vezes a distância entre almas do caixão.**

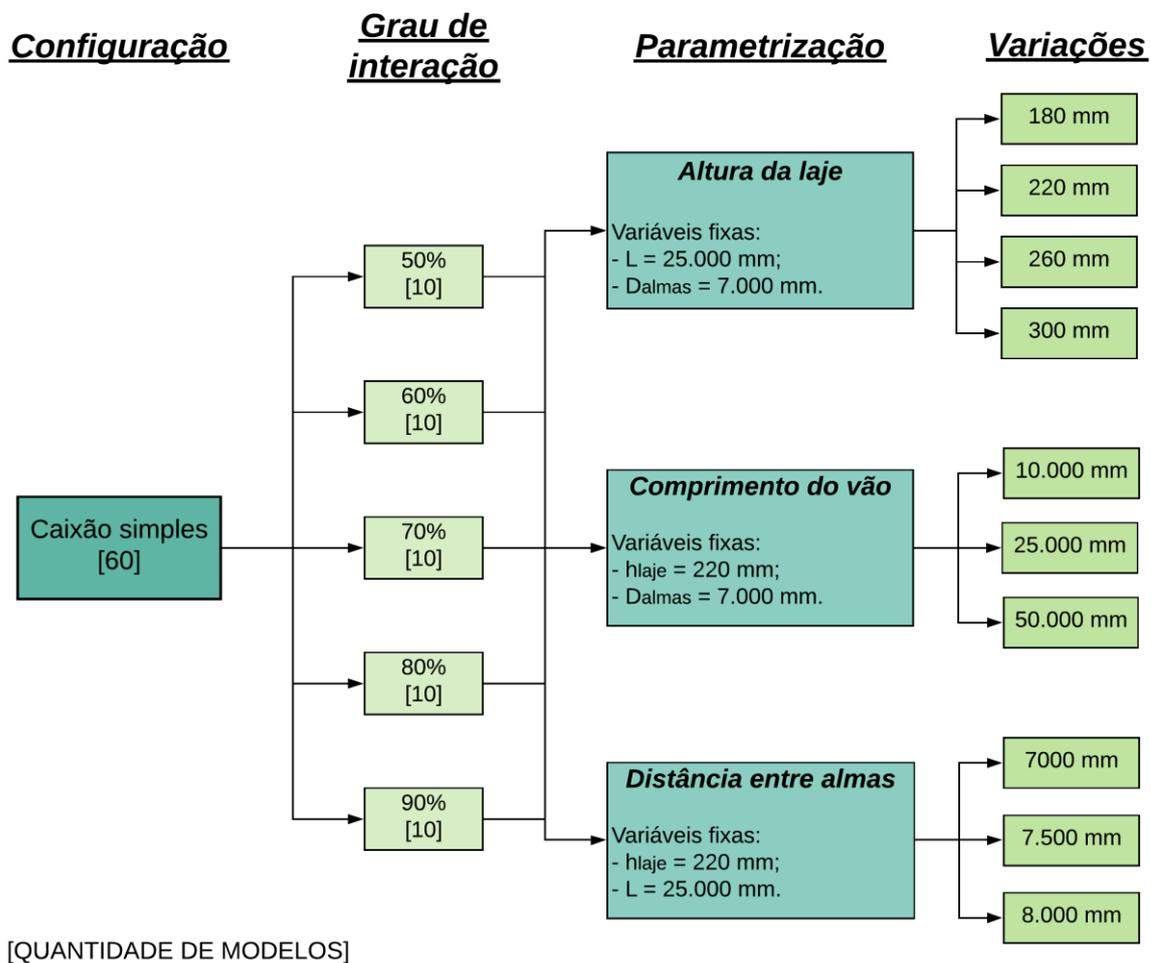
5.1.3 INTERAÇÃO PARCIAL

Com o objetivo de analisar a influência do grau de interação entre o aço e o concreto na largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em caixão simples, foram simulados 50 modelos. Mais precisamente, foram realizadas as seguintes variações:

- Quatro alturas de laje: 180 mm, 220 mm, 260 mm e 300 mm;
- Três comprimentos de vão: 10.000 mm, 25.000 mm e 50.000 mm;
- Três distâncias entre almas: 7.000 mm, 7.500 mm e 8.000 mm;
- Cinco graus de interação entre os materiais: 50%, 60%, 70%, 80% e 90%.

A Figura 59 esquematiza os modelos simulados com configuração em caixão duplo.

Figura 59: Organograma dos modelos de pontes mistas de aço e concreto com interação parcial e configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 16 apresenta o resultado do dimensionamento em cada modelo.

Tabela 16: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação parcial e configuração em caixão simples.

GI [%]	Variável paramétrica	Modelo	h_{laje} [m]	Vão [m]	D_{almas} [m]	Conectores por caixão		
						n	s [mm]	S_{adot} [mm]
50%	Laje	CS_LIP180	0,18	25,00	7,00	170	294,12	300
		CS_LIP220	0,22	25,00	7,00	252	198,41	200
		CS_LIP260	0,26	25,00	7,00	316	158,23	160
		CS_LIP300	0,30	25,00	7,00	396	126,26	130
	Seção transversal	CS_STIP7000	0,22	25,00	7,00	252	198,41	200
		CS_STIP7500	0,22	25,00	7,50	286	174,83	180
		CS_STIP8000	0,22	25,00	8,00	281	177,94	180
		CS_VIP10000	0,22	10,00	7,00	105	190,48	200
	Vão	CS_VIP25000	0,22	25,00	7,00	252	198,41	200
		CS_VIP50000	0,22	50,00	7,00	261	383,14	390
60%	Laje	CS_LIP180	0,18	25,00	7,00	204	245,10	250
		CS_LIP220	0,22	25,00	7,00	302	165,56	170
		CS_LIP260	0,26	25,00	7,00	380	131,58	140
		CS_LIP300	0,30	25,00	7,00	475	105,26	110
	Seção transversal	CS_STIP7000	0,22	25,00	7,00	302	165,56	170
		CS_STIP7500	0,22	25,00	7,50	344	145,35	150
		CS_STIP8000	0,22	25,00	8,00	337	148,37	150
		CS_VIP10000	0,22	10,00	7,00	126	158,73	160
	Vão	CS_VIP25000	0,22	25,00	7,00	302	165,56	170
		CS_VIP50000	0,22	50,00	7,00	313	319,49	320
70%	Laje	CS_LIP180	0,18	25,00	7,00	238	210,08	220
		CS_LIP220	0,22	25,00	7,00	353	141,64	150
		CS_LIP260	0,26	25,00	7,00	443	112,87	120
		CS_LIP300	0,30	25,00	7,00	554	90,25	100
	Seção transversal	CS_STIP7000	0,22	25,00	7,00	353	141,64	150
		CS_STIP7500	0,22	25,00	7,50	401	124,69	130
		CS_STIP8000	0,22	25,00	8,00	393	127,23	130
		CS_VIP10000	0,22	10,00	7,00	147	136,05	140
	Vão	CS_VIP25000	0,22	25,00	7,00	353	141,64	150
		CS_VIP50000	0,22	50,00	7,00	365	273,97	280
80%	Laje	CS_LIP180	0,18	25,00	7,00	272	183,82	190
		CS_LIP220	0,22	25,00	7,00	403	124,07	130
		CS_LIP260	0,26	25,00	7,00	506	98,81	100
		CS_LIP300	0,30	25,00	7,00	634	78,86	80
	Seção transversal	CS_STIP7000	0,22	25,00	7,00	403	124,07	130
		CS_STIP7500	0,22	25,00	7,50	458	109,17	110
		CS_STIP8000	0,22	25,00	8,00	449	111,36	120
		CS_VIP10000	0,22	10,00	7,00	168	119,05	120
	Vão	CS_VIP25000	0,22	25,00	7,00	403	124,07	130
		CS_VIP50000	0,22	50,00	7,00	417	239,81	240
90%	Laje	CS_LIP180	0,18	25,00	7,00	305	163,93	170
		CS_LIP220	0,22	25,00	7,00	453	110,38	120
		CS_LIP260	0,26	25,00	7,00	569	87,87	90
		CS_LIP300	0,30	25,00	7,00	713	70,13	80
	Seção transversal	CS_STIP7000	0,22	25,00	7,00	453	110,38	120
		CS_STIP7500	0,22	25,00	7,50	516	96,90	100
		CS_STIP8000	0,22	25,00	8,00	505	99,01	100
		CS_VIP10000	0,22	10,00	7,00	188	106,38	110
	Vão	CS_VIP25000	0,22	25,00	7,00	453	110,38	120
		CS_VIP50000	0,22	50,00	7,00	469	213,22	220

Fonte: Elaborado pelo autor.

Os conectores de cisalhamento foram dimensionados de acordo com as recomendações da ABNT NBR 8800 (2008), considerando a largura efetiva encontrada nas simulações com interação total por meio de conectores de cisalhamento. Adotou-se a mesma geometria de conector do item 5.1.2.

A Tabela 17 e a Figura 60 apresentam como o grau de interação aço-concreto e a altura da laje influenciaram na largura efetiva numérica dos modelos com configuração em caixão simples.

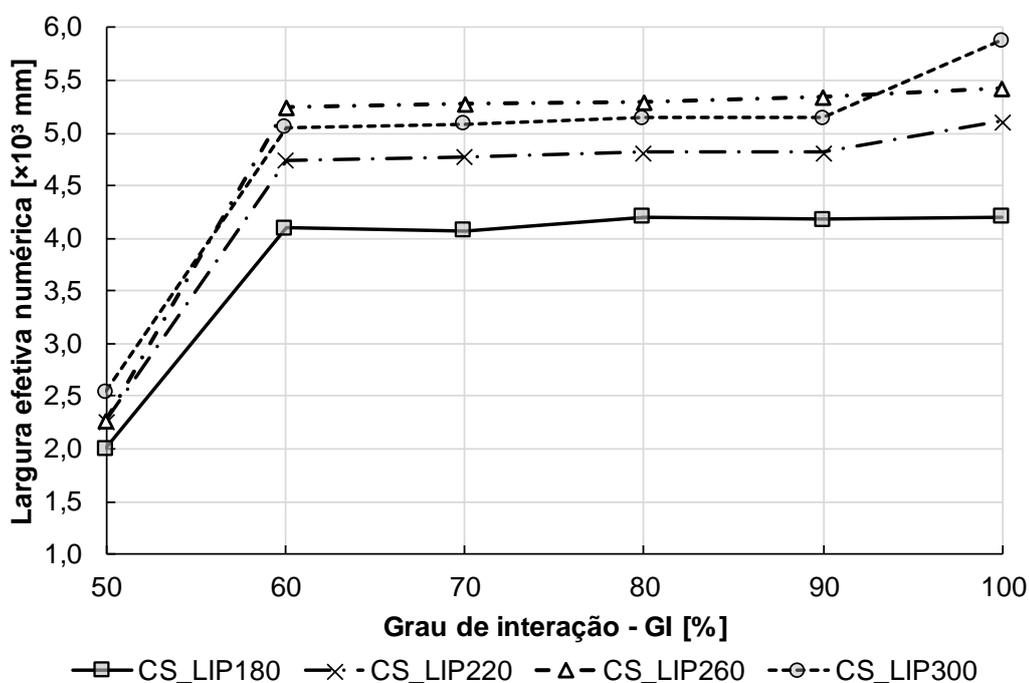
Tabela 17: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a altura da laje para a configuração caixão simples.

GI [%]	CS_LIP180 [m]	CS_LIP220 [m]	CS_LIP260 [m]	CS_LIP300 [m]
50	2,00	2,27	2,27	2,54
60	4,10	4,74	5,24	5,05
70	4,08	4,78	5,29	5,09
80	4,20	4,82	5,30	5,15
90	4,18	4,82	5,35	5,15
100	4,20	5,11	5,43	5,88

CD_LIPXXX; CS = Caixão simples; L = Laje; IP = Interação parcial; XXX – Altura da laje em mm

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 60: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão simples - variação da altura da laje.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observou-se que quanto maior a altura da laje, maior a largura efetiva. Além disso, o grau de interação influenciou significativamente até 60%, mantendo praticamente constante para interações mais rígidas.

Por sua vez, a Tabela 18 e a Figura 61 apresentam o comportamento da largura efetiva numérica frente a variações no grau de interação aço-concreto e no comprimento do vão longitudinal nos modelos com configuração em caixão simples.

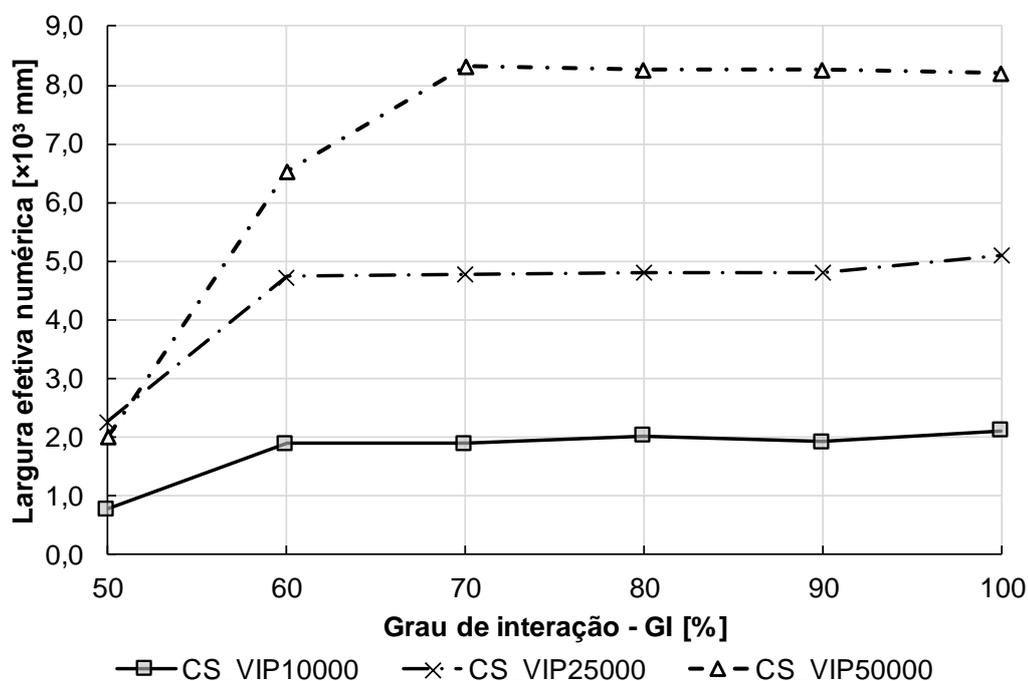
Tabela 18: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e o comprimento do vão para a configuração caixão simples.

GI [%]	CS_VIP10000 [m]	CS_VIP25000 [m]	CS_VIP50000 [m]
50	0,78	2,27	2,03
60	1,89	4,74	6,52
70	1,89	4,78	8,32
80	2,03	4,82	8,26
90	1,92	4,82	8,26
100	2,11	5,11	8,20

CS_VIPXXXXX; CS = Caixão simples; V = Vão; IP = Interação parcial; XXXXX – Comprimento do vão em mm

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 61: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão simples - variação do comprimento do vão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o comprimento de vão longitudinal de 10.000 mm e 25.000 mm, o grau de interação praticamente não causou variações na largura efetiva para valores de GI acima de 60%. Já o modelo com vão de 50.000 mm apresentou um elevado crescimento na largura

efetiva até o grau de interação de 70%, se estabilizando para interações mais fortes. No mais, quanto maior o comprimento do vão longitudinal, maior foi a largura efetiva.

Finalmente, a Tabela 19 e a Figura 50 apresentam como o grau de interação aço-concreto e a distância entre almas influenciaram na largura efetiva numérica dos modelos com configuração em caixão simples.

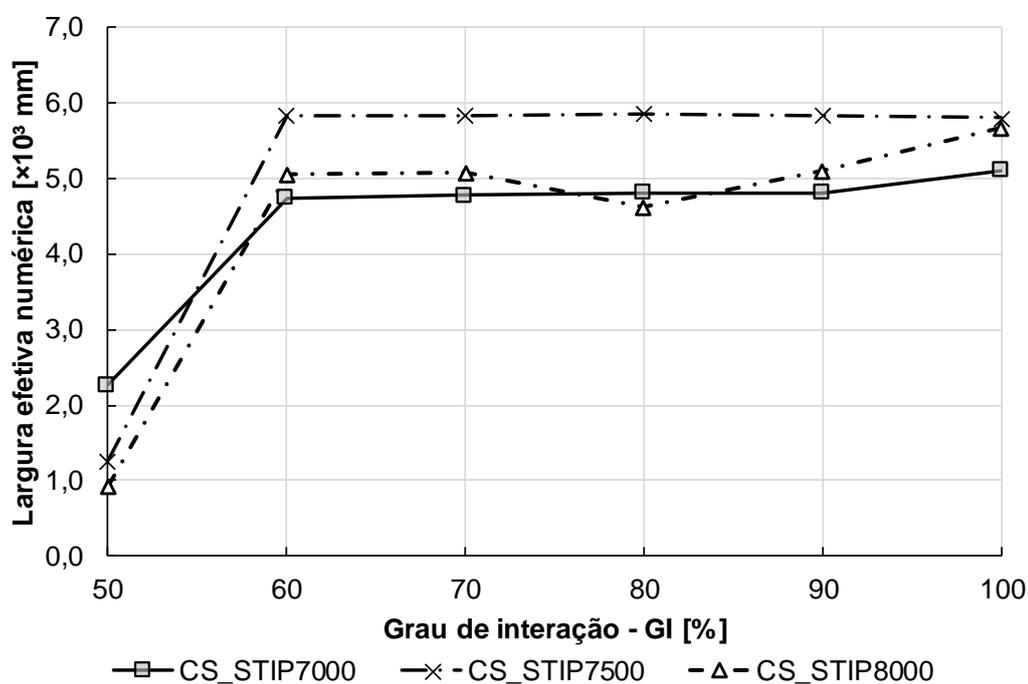
Tabela 19: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a distância entre almas para a configuração caixão simples.

GI [%]	CS_STIP7000 [m]	CS_STIP7500 [m]	CS_STIP8000 [m]
50	2,27	1,27	0,92
60	4,74	5,84	5,06
70	4,78	5,84	5,08
80	4,82	5,86	4,62
90	4,82	5,84	5,09
100	5,11	5,81	5,68

CD_STIPXXXX; CS = Caixão simples; ST = Seção Transversal; IP = Interação parcial; XXXX – Distância de centro a centro entre alma do caixão em mm

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 62: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão simples - variação da distância entre almas.

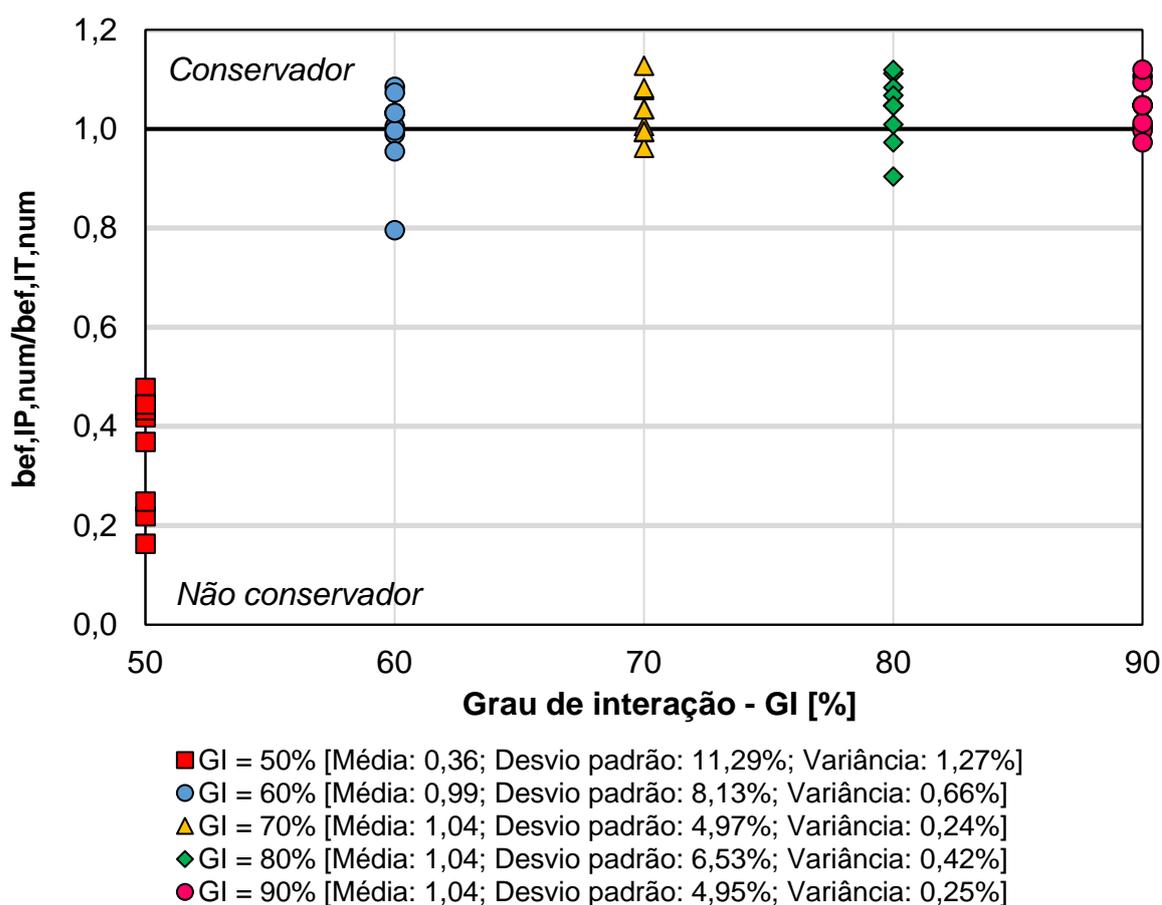


Fonte: Elaborado pelo autor.

De modo geral, observa-se um aumento da largura efetiva conforme eleva-se o grau de interação entre os materiais somente até o valor de GI de 60%. Para interações mais rígidas, a largura efetiva pouco variou, mantendo-se praticamente constante.

A Figura 63 apresenta a relação entre a largura efetiva numérica para a situação de interação total ($b_{ef,IT,num}$) e a largura numérica efetiva numérica para a condição de interação parcial ($b_{ef,IP,num}$) encontrada nos modelos com configuração em caixão simples.

Figura 63: Relação entre a largura efetiva numérica na situação de interação parcial e a largura efetiva numérica para a condição de interação total nos modelos com configuração em caixão simples.

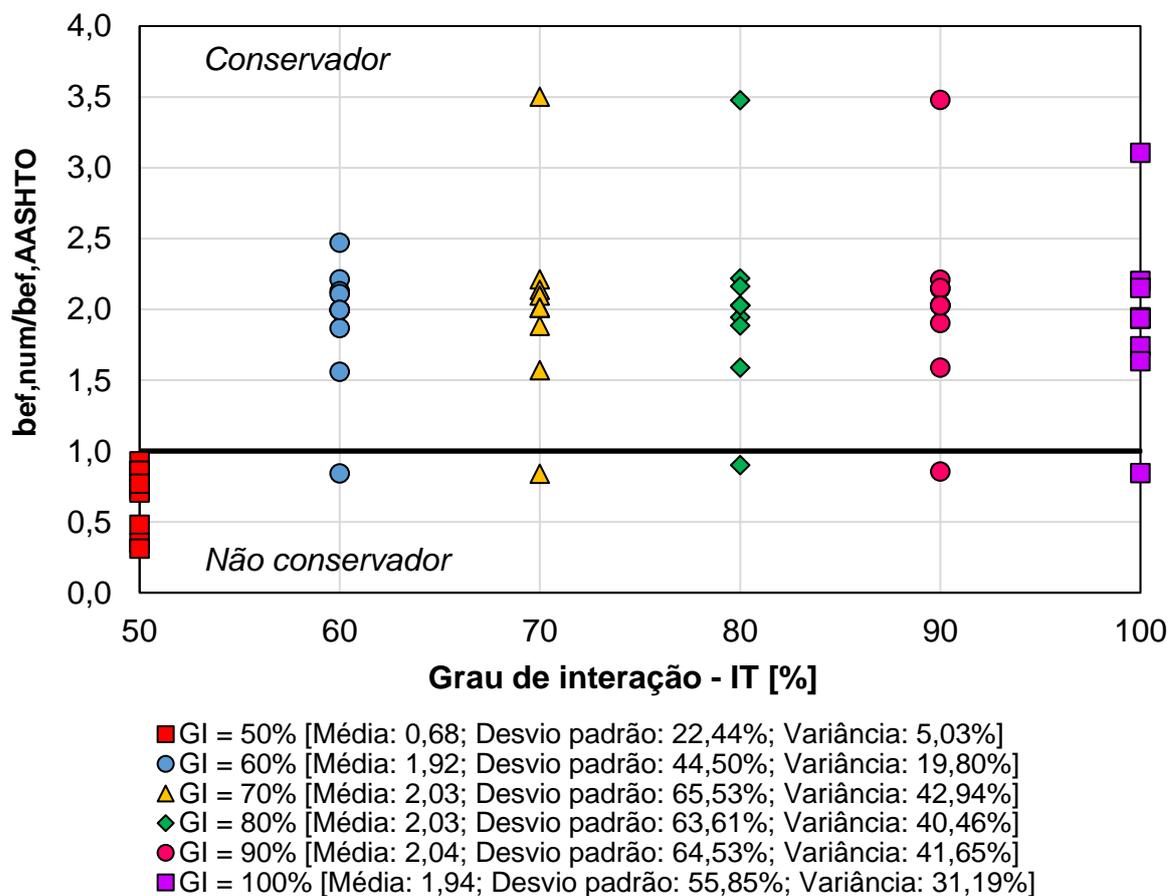


Fonte: Elaborado pelo autor.

Nota-se que, com exceção dos modelos com grau de interação de 50%, a largura efetiva numérica na situação de interação parcial é muito próxima, na média, da obtida quando se tem interação total. Em outras palavras, o fato de que a média da relação $b_{ef,IP,num}/b_{ef,IT,num}$ é próxima de 1,0 para modelos em configuração de caixão simples com GI maior que 50%, indicando que praticamente toda a largura útil da laje de concreto foi mobilizada.

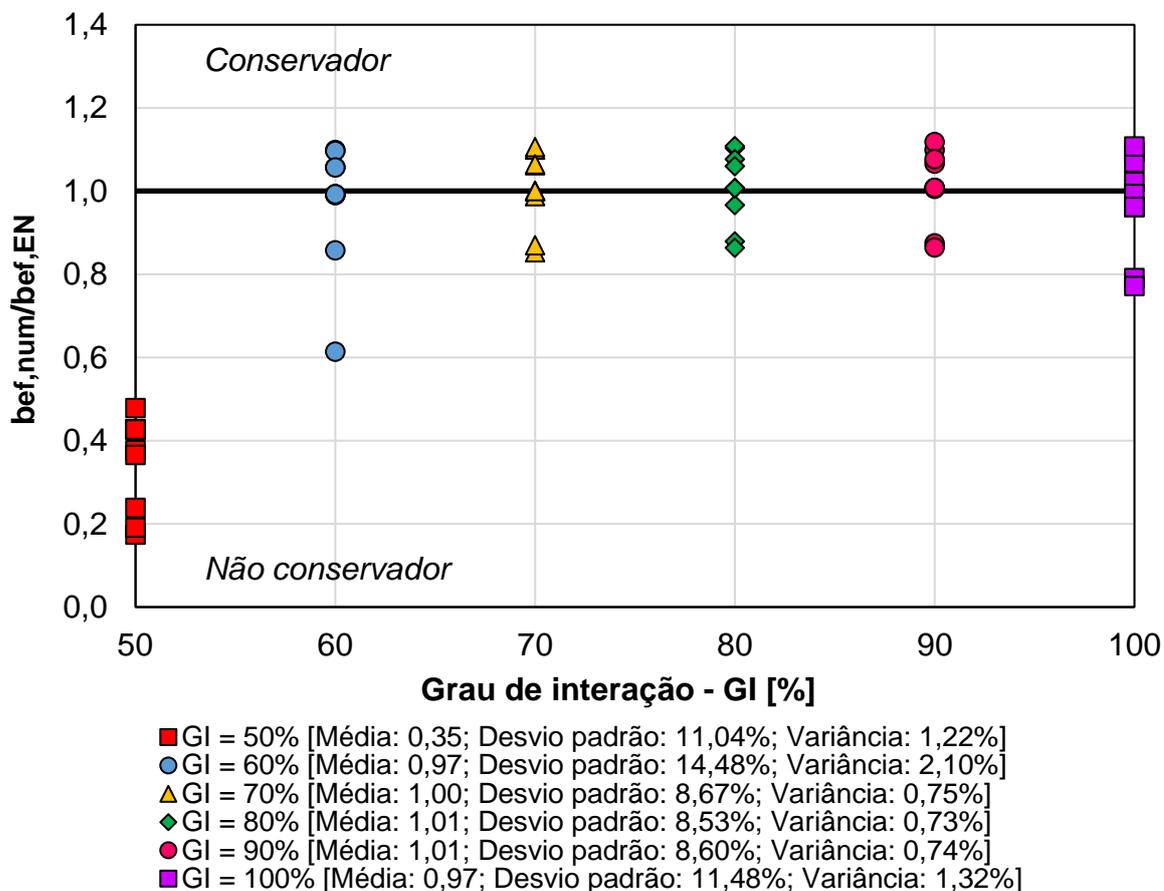
A Figura 64 e a Figura 65 apresentam a relação entre a largura efetiva numérica ($b_{ef,num}$) e a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) ($b_{ef,AASHTO}$) e pelo EN 1994-2-2 (2005) ($b_{ef,EN}$) respectivamente, para os diferentes graus de interação das análises paramétricas com seção transversal em caixão simples.

Figura 64: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) nos modelos com configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 65: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005) nos modelos com configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

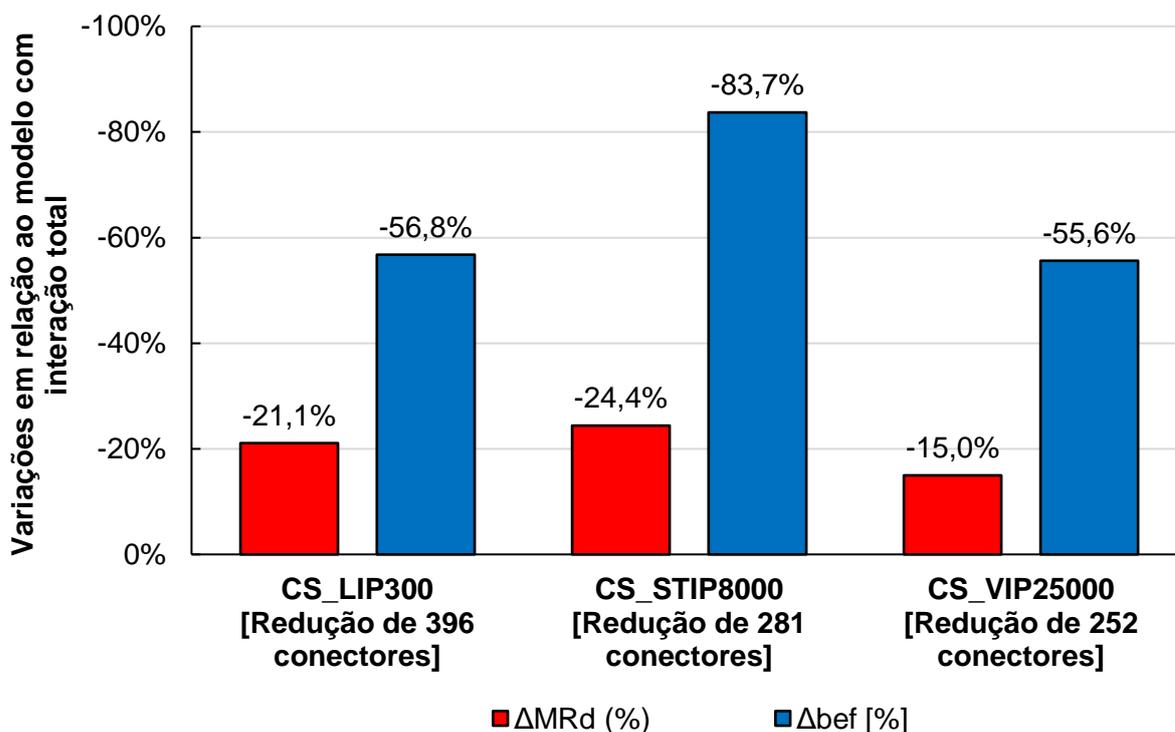
Vale lembrar que a AASHTO (2017) e o EN 1994-2-2 (2005) não apresentam recomendações específicas para o cálculo da largura efetiva em pontes mistas de aço e concreto com vigas caixão. Além disso, mesmo as recomendações para pontes mistas de aço e concreto com vigas "I" (adotadas neste trabalho) não consideraram o grau de interação. Visto isso, para a configuração de caixão simples, comparando a recomendação da AASHTO (2017) e do EN 1994-2-2 (2005) com a largura numérica efetiva, observações significativamente conservadoras podem ser feitas para os graus de interação maiores ou iguais a 60%. No entanto, tais valores ocorrem porque uma viga caixão tem uma largura efetiva significativamente maior do que uma viga "I" e não por conta da rigidez da ligação aço-concreto. Em outras palavras, os modelos com configuração em caixão simples apresentam relações conservadoras devido ao fato de uma viga caixão ter dimensões consideravelmente superiores em comparação com uma viga "I", para o qual as normas técnicas fazem as recomendações.

5.1.3.1 Influência do grau de interação na capacidade resistente e na quantidade de conectores de cisalhamento

Conforme já exposto, variações no grau de interação aço-concreto resultam em variações na quantidade de conectores de cisalhamento e também na largura efetiva, alterando a contribuição da laje de concreto na capacidade resistente da seção mista.

Para exemplificar isso, comparou-se a variação da capacidade resistente ao momento fletor (ΔM_{Rd}) e a variação da largura efetiva de alguns modelos com grau de interação de 50% em relação ao respectivo modelo com interação total (GI = 100%). Os modelos utilizados na comparação foram o CS_LIP300, o CS_STIP8000 e o CS_VIP25000 para configuração em caixão simples. A Figura 66 apresenta os resultados encontrados na comparação.

Figura 66: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em caixão simples com valores de GI iguais a 50% e 100%.

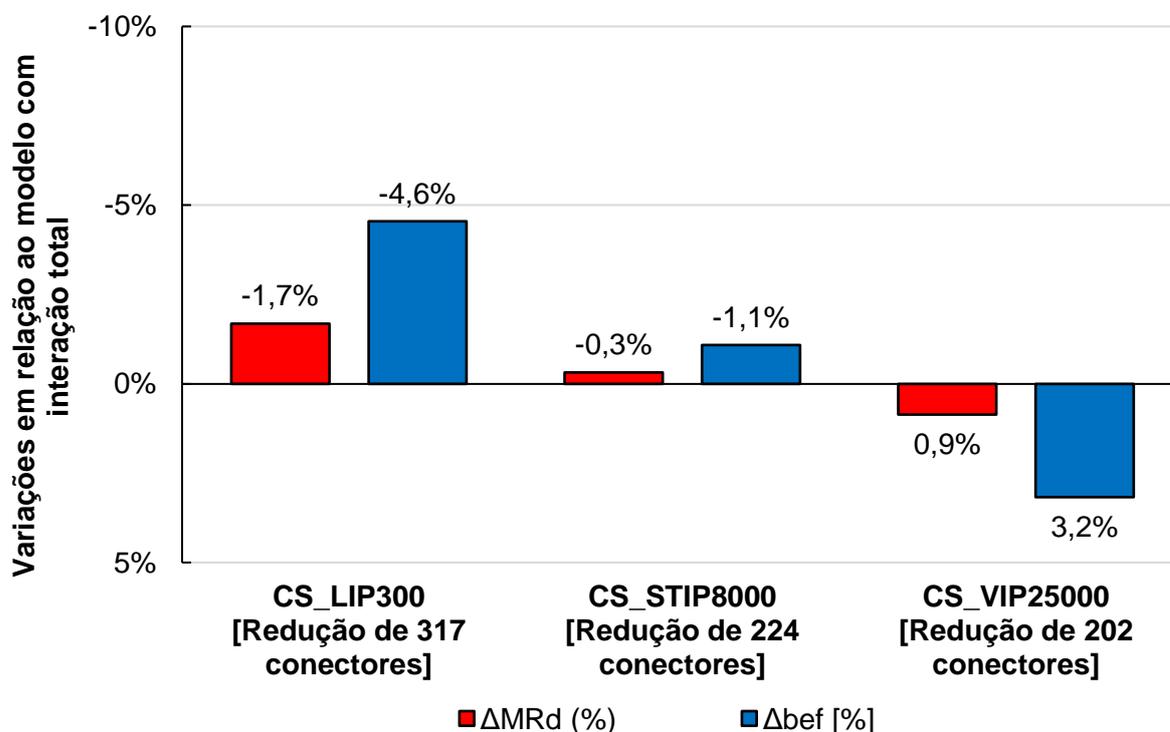


Fonte: Elaborado pelo autor.

Para os modelos com configuração em caixão simples, a variação da capacidade resistente ao momento fletor (ΔM_{Rd}) nos modelos CS_LIP300, CS_STIP8000 e CS_VIP25000 foi, respectivamente, $-39.468,25$ kN.m, $-40.502,95$ kN.m e $-24.203,71$ kN.m. Vale ressaltar o cálculo do M_{Rd} foi realizado considerando a seção mista plastificada.

Por outro lado, comparando os mesmos modelos da Figura 66 considerando valores de GI de 60% e 100%, obteve-se os resultados da Figura 67.

Figura 67: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em caixão simples com valores de GI iguais a 60% e 100%.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Ao contrário dos resultados da Figura 66, ao comparar os modelos com valores de GI de 60% e 100%, foram observadas reduções significativas na quantidade de conectores frente a variações pouco expressivas na largura efetiva e, conseqüentemente, na capacidade resistente à flexão.

Entretanto, é importante frisar que a viabilidade da economia depende das particularidades do projeto, envolvendo parâmetros como o custo do conector de cisalhamento, o custo da mão de obra de instalação, a relação entre os esforços solicitantes e a capacidade de resistência, entre outros. Porém, é fundamental que o projetista considere pontualmente o impacto que a redução do grau de interação tem na largura efetiva da laje de concreto.

5.1.4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Ao comparar os resultados dos modelos com a ferramenta *tie constraint* e os modelos com conectores de cisalhamento, nota-se valores maiores de largura efetiva para os primeiros – em razão da maior rigidez da conexão entre os materiais. Entretanto, os modelos com conectores de cisalhamento são os que melhor representam os modelos físicos. Tal fato pode ser corroborado na análise da influência do grau de interação aço-concreto, em que os valores

de largura efetiva tenderam para os valores de b_{ef} encontrados nos modelos com 100% de interação garantido por meio de conectores de cisalhamento.

Além disso, a largura efetiva se mostrou diretamente proporcional à altura da laje. Entretanto, nenhuma recomendação normativa ou da literatura se aproximou dos resultados encontrados.

A largura efetiva numérica variou proporcionalmente ao comprimento do vão longitudinal até o comprimento de 35.000 mm. Para vãos maiores, a variação foi menos acentuada, possivelmente devido ao fato de a largura efetiva estar sendo majoritariamente limitada pela altura da laje, e pelo vão de forma secundária. Para comprimentos de vão menores que 35.000 mm, a largura efetiva numérica foi muito próxima da recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005). Para vão maiores, a norma europeia superestimou a contribuição da laje para a resistência da seção mista. Ademais, todas as outras recomendações exibiram valores conservadores de largura efetiva.

No mais, não se observou um comportamento nítido da influência da distância entre almas na largura efetiva para a configuração em caixão simples. Porém, os resultados numéricos se aproximaram das recomendações do EN-1994-2-2 (2005), enquanto as demais recomendações se mostraram conservadoras.

Portanto, nota-se, no geral, que os métodos da AASHTO (2017), Yuan *et al.* (2016) e Zhu *et al.* (2015) apresentaram resultados conservadores em relação aos encontrados numericamente. Por sua vez, as recomendações do EN 1994-2-2 (2005) forneceram valores de largura efetiva maiores que os encontrados para a maioria dos modelos.

5.1.5 RECOMENDAÇÃO DE CÁLCULO

5.1.5.1 Formulação para o cálculo da largura de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão com interação total

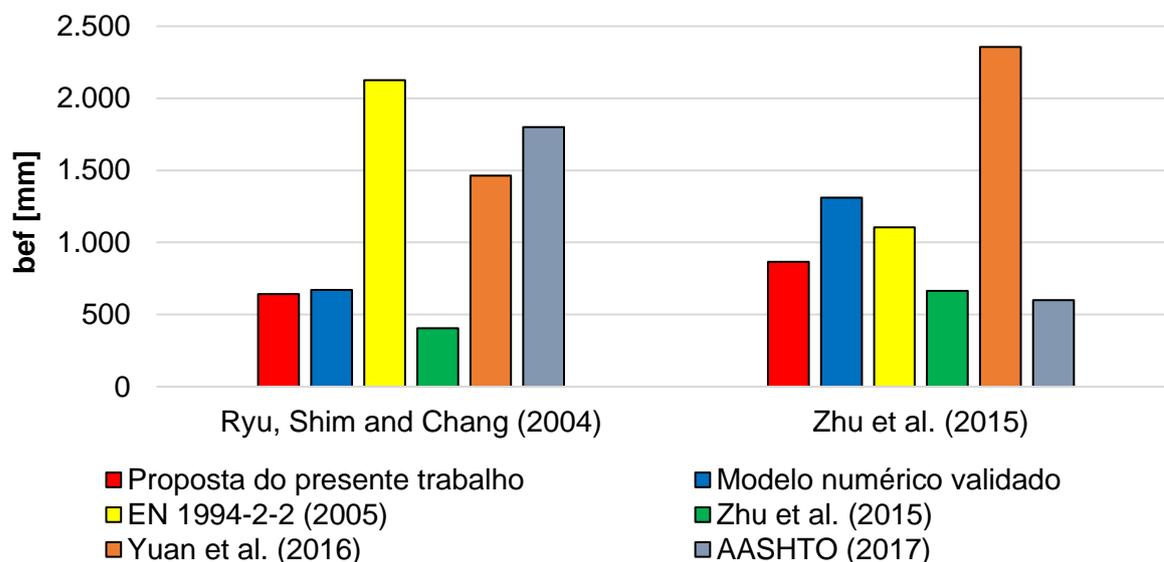
Fundamentando-se nos resultados dos intervalos de confiança para os modelos com configuração em caixão simples, abordados nas seções 5.1.2.1, 5.1.2.2. e 5.1.2.3., **recomenda-se que a largura efetiva de cálculo da laje não exceda:**

- **20 vezes a espessura da laje;**
- **1/6 do comprimento do vão da viga;**
- **5/7 da distância entre almas do caixão.**

A Figura 68 compara a largura efetiva obtida numericamente nos modelos experimentais validados de Ryu, Shim e Chang (2004) e Zhu *et al.* (2015), com configuração

em caixão simples, com as recomendações propostas no presente trabalho - as normas AASHTO (2017), EN 1994-2-2 (2005) e os métodos de Zhu *et al.* (2015) e Yuan *et al.* (2016).

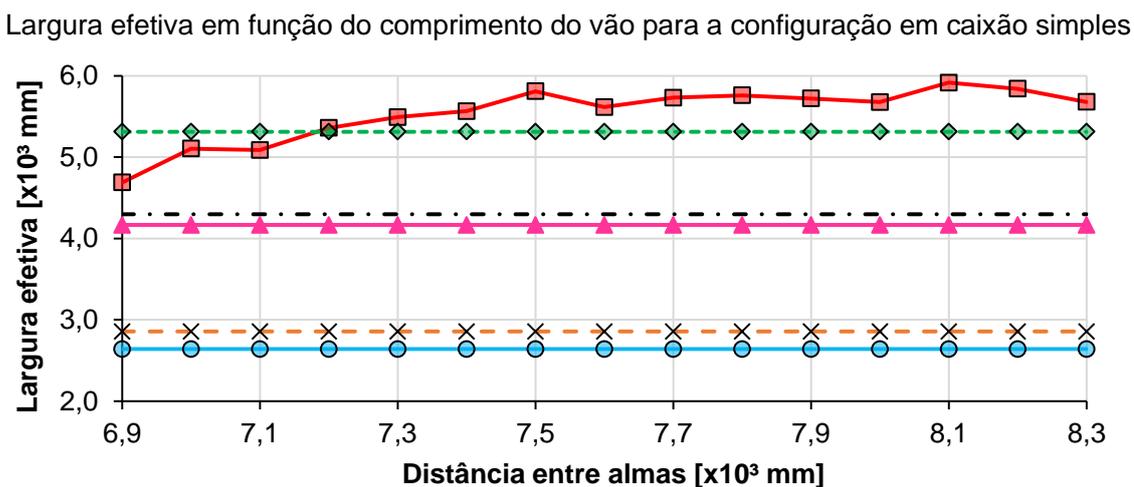
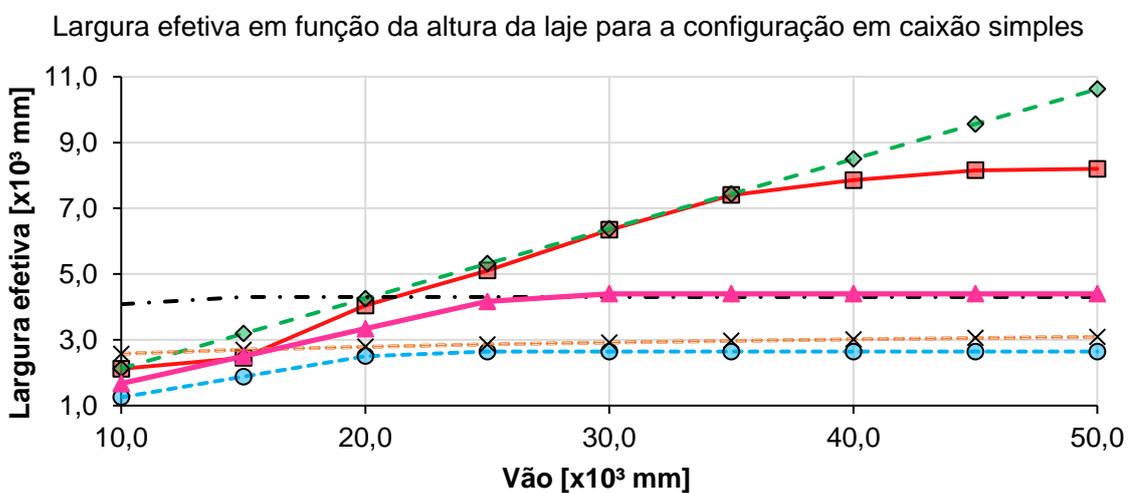
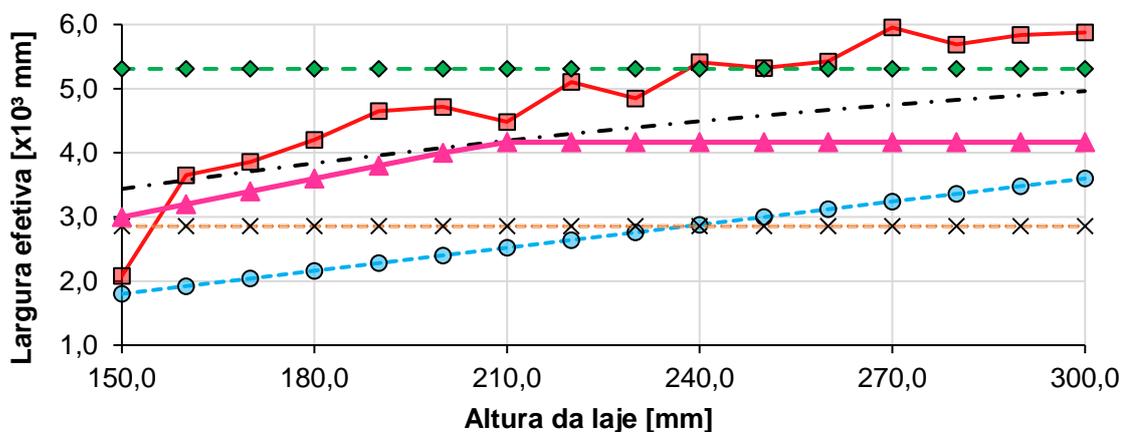
Figura 68: Comparação entre a largura efetiva dos modelos experimentais validados por Ryu, Shim e Chang (2004) e por Zhu *et al.* (2015) com as principais normas e métodos da literatura.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Observa-se que a largura efetiva encontrada numericamente a partir dos modelos validados ficou muito próxima da formulação sugerida pelo presente trabalho, constituindo uma evidência da validade da equação proposta. Visto isso, a Figura 69 apresenta a comparação do método proposto com o resultado das análises paramétricas da seção 5.1.2.

Figura 69: Comparação entre os resultados da análise paramétrica e o método proposto no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em caixão simples.



Largura efetiva em função da distância entre almas para a configuração em caixão simples



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para a configuração em caixão simples, o método proposto é o que melhor se ajusta aos resultados numéricos. Apesar de mostrar conservadorismo em alguns casos, ele não superestima a capacidade resistente da laje de concreto, constituindo uma prática segura. Vale destacar a proposta do EN 1994-2-2 (2005) que apresentou os valores mais elevados, ao passo que a AASHTO (2017) demonstrou valores de largura efetiva significativamente inferiores aos numéricos.

5.1.5.2 Sugestão de um coeficiente de ajuste da largura efetiva (α) em função do grau de interação

Tendo em vista a influência do grau de interação aço-concreto e a ausência de recomendações normativas específicas para o cálculo da largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto com vigas caixão, sugere-se um coeficiente para ajustar a largura efetiva prescrita pela AASHTO (2017) e pelo EN 1994-2-2 (2005) em função do grau de interação.

Com este objetivo e considerando os resultados separadamente para a configuração em caixão simples e duplo caixão, foi calculado, para cada grau de interação analisado (50%, 60%, 70%, 80%, 90% e 100%), a soma dos valores das larguras efetivas numéricas (Σb_{ef}) dos 10 modelos analisados nas parametrizações. Em seguida, a média da largura efetiva numérica para cada grau de interação foi calculada dividindo a soma por 10 (número de modelos analisados para cada GI, em cada configuração de seção transversal). Finalmente, foi calculado o quociente entre a largura efetiva média para a situação de interação parcial ($b_{ef,IP,med}$) e a largura efetiva média para a situação de interação total ($b_{ef,IT,med}$) recomendada pela AASHTO (2017) ($b_{ef,AASHTO,med}$) e pelo EN 1994-2-2 (2005) ($b_{ef,EN,med}$).

A Tabela 20 apresenta o resultado de tais cálculos considerando os resultados da análise paramétrica dos modelos com configuração em caixão simples.

Tabela 20: Relação entre a média da largura efetiva com interação parcial e a média da largura efetiva com interação total para os modelos com configuração em caixão simples.

Procedimento normativo	GI	Σb_{ef} [m]	$b_{ef,IP,med}$ [m] ($\Sigma b_{ef}/10$)	$b_{ef,IP,med}/b_{ef,IT,med}$
AASHTO (2017) $b_{ef,AASHTO,med} = 2,72$ m	50%	18,62	1,86	0,68
	60%	47,94	4,79	1,91
	70%	49,92	4,99	2,01
	80%	49,85	4,99	2,01
	90%	50,24	5,02	2,03
	100%	52,64	5,26	1,93
EN 1994-2-2 (2005) $b_{ef,EN,med} = 5,53$ m	50%	18,62	1,86	0,34
	60%	47,94	4,79	0,94
	70%	49,92	4,99	0,99
	80%	49,85	4,99	0,99
	90%	50,24	5,02	1,00
	100%	52,64	5,26	0,95

Fonte: Elaborado pelo autor.

Fundamentando-se nos valores médios do quociente $b_{ef,IP,med}/b_{ef,IT,med}$ e arredondando a segunda casa decimal desses valores para baixo (prática a favor da segurança), é proposto que, para o projeto de pontes mistas de aço e concreto utilizando vigas caixão com configuração em caixão simples, na situação de interação parcial, haja um coeficiente de ajuste (α) da largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) e pelo EN 1994-2-2 (2005) para a situação de interação total, conforme as Equações (37) e (38), respectivamente.

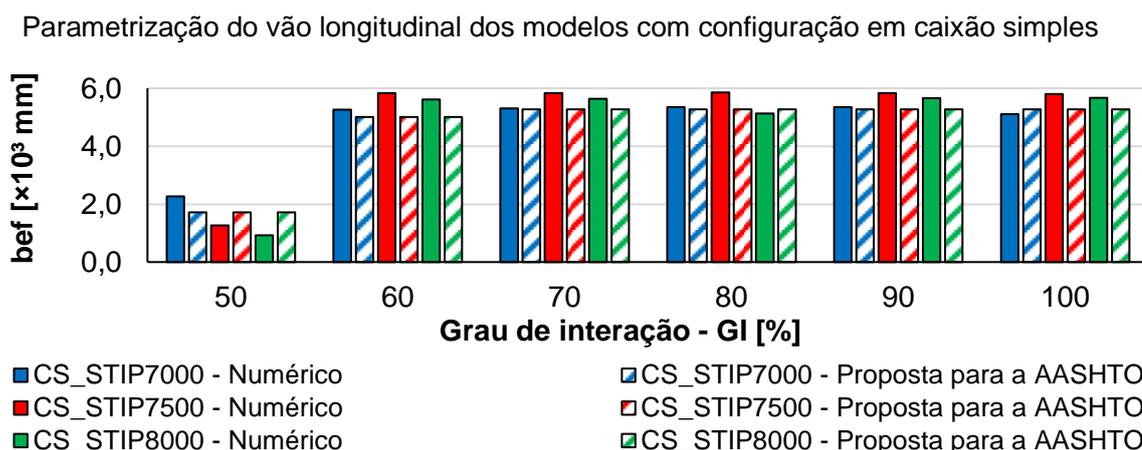
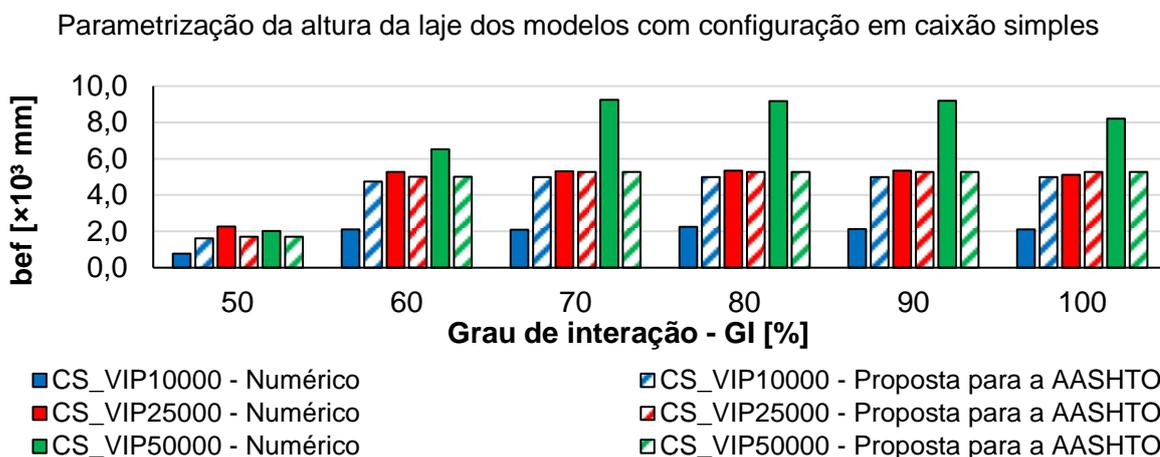
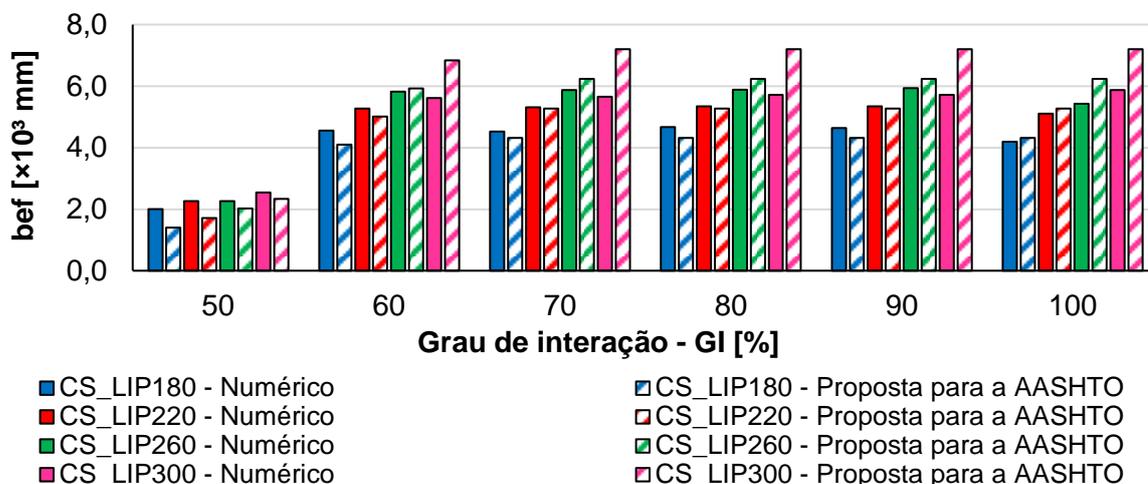
$$\alpha_{AASHTO} = \begin{cases} 0,65 & \text{se } 50\% \leq GI < 60\% \\ 1,90 & \text{se } 60\% \leq GI < 70\% \\ 2,00 & \text{se } 70\% \leq GI \leq 100\% \end{cases} \quad (37)$$

$$\alpha_{EN} = \begin{cases} 0,30 & \text{se } 50\% \leq GI < 60\% \\ 0,90 & \text{se } 60\% \leq GI < 70\% \\ 0,95 & \text{se } 70\% \leq GI \leq 100\% \end{cases} \quad (38)$$

Com base nesses coeficientes, recomenda-se o dimensionamento de pontes mistas de aço e concreto com grau de interação de, no mínimo, 60%, uma vez que, para valores menores de GI, a contribuição da laje de concreto para a resistência da seção mista é bastante reduzida.

A Figura 70 e a Figura 71 apresentam a comparação do método proposto para a AASHTO (2017) e para o EN 1994-2-2 (2005), respectivamente, com o resultado das análises paramétricas obtida na seção 5.1.3.

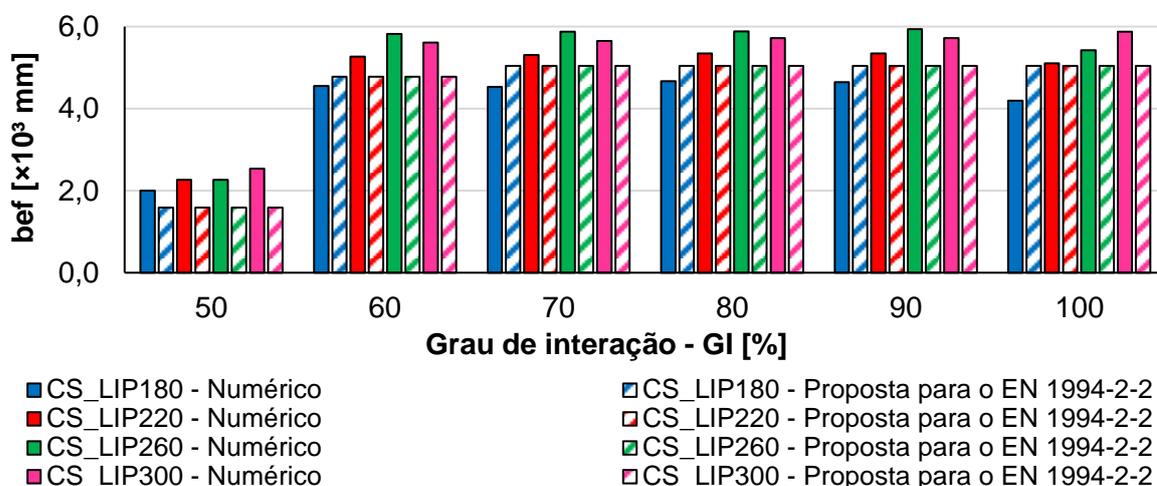
Figura 70: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para a AASHTO (2017) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em caixão simples.



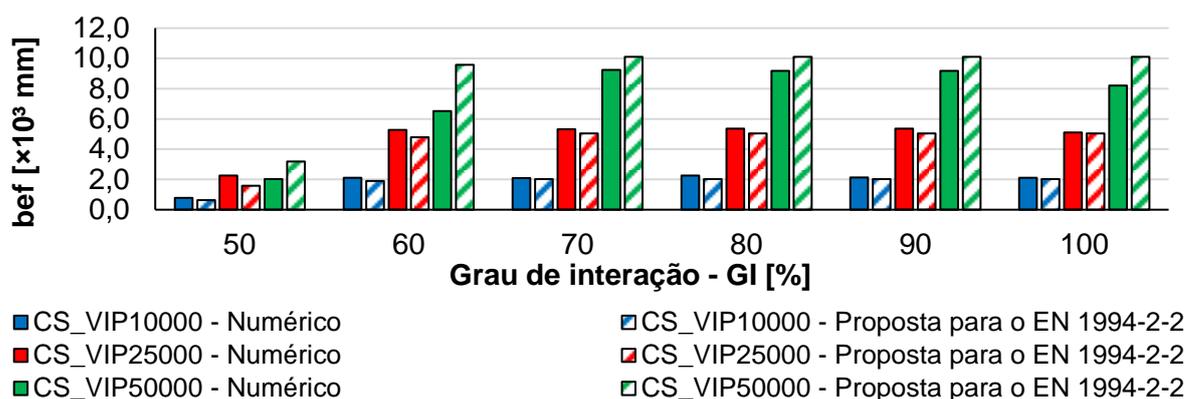
Parametrização da distância entre almas dos modelos com configuração em caixão simples

Fonte: Elaborado pelo autor.

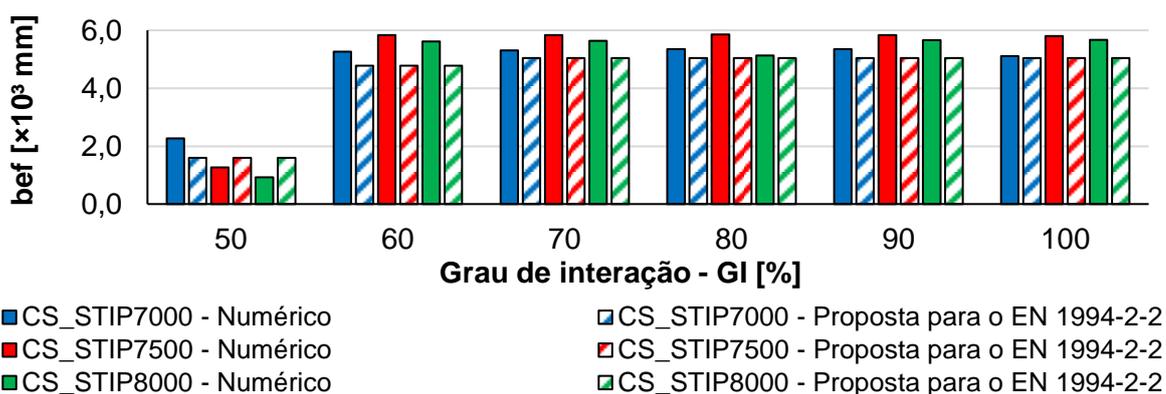
Figura 71: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para o EN-1994-2-2 (2005) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em caixão simples.



Parametrização da altura da laje dos modelos com configuração em caixão simples



Parametrização do vão longitudinal dos modelos com configuração em caixão simples



Parametrização da distância entre almas dos modelos com configuração em caixão simples

Fonte: Elaborado pelo autor.

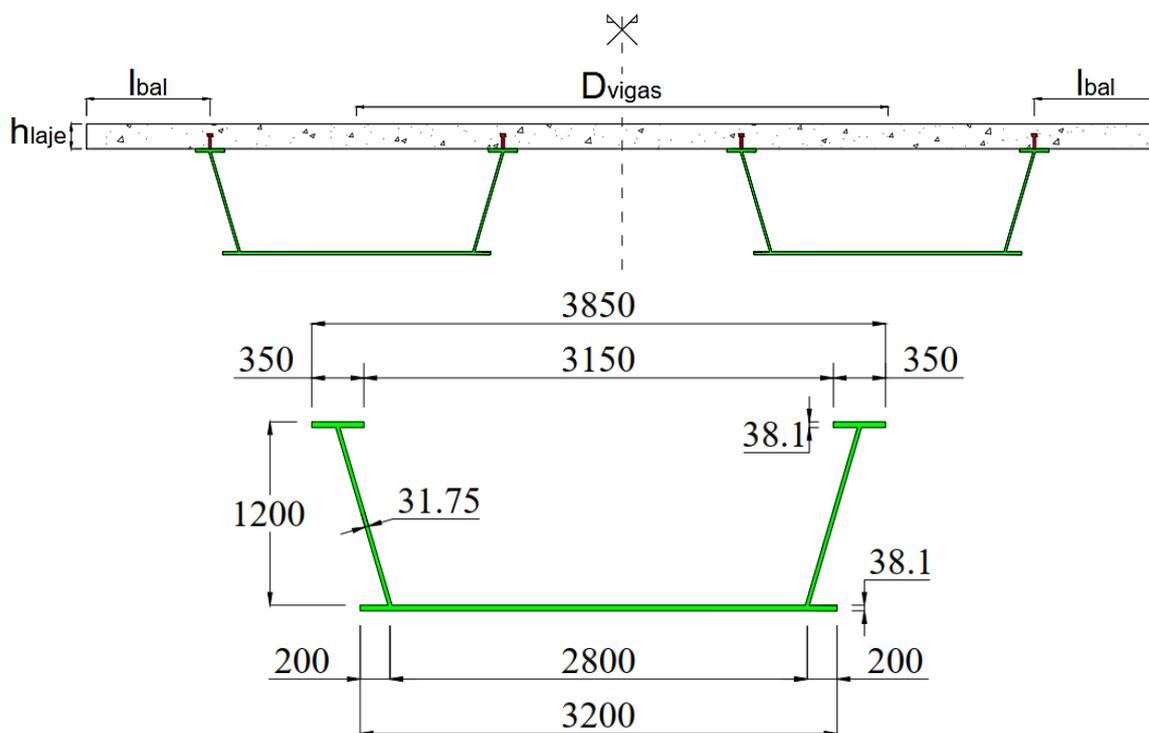
Em geral, com exceção de alguns modelos pontuais (especialmente o com comprimento do vão de 10.000 mm), o coeficiente de ajuste proposto ajustou satisfatoriamente as

recomendações normativas, compensando a não consideração do grau de interação aço-concreto e simultaneamente, ajustando as recomendações de vigas em "I" para vigas caixaõ.

5.2 SEÇÃO DUPLO CAIXÃO

A Figura 72 apresenta a geometria do caixaõ metálico e da seção transversal dos modelos com configuração em duplo caixaõ, evidenciando as principais variáveis da análise paramétrica. As dimensões em questão foram obtidas por meio do pré-dimensionamento exposto no item 2.3, considerando um comprimento de vão de 25.000 mm (valor padrão e central da variação de vão da análise paramétrica).

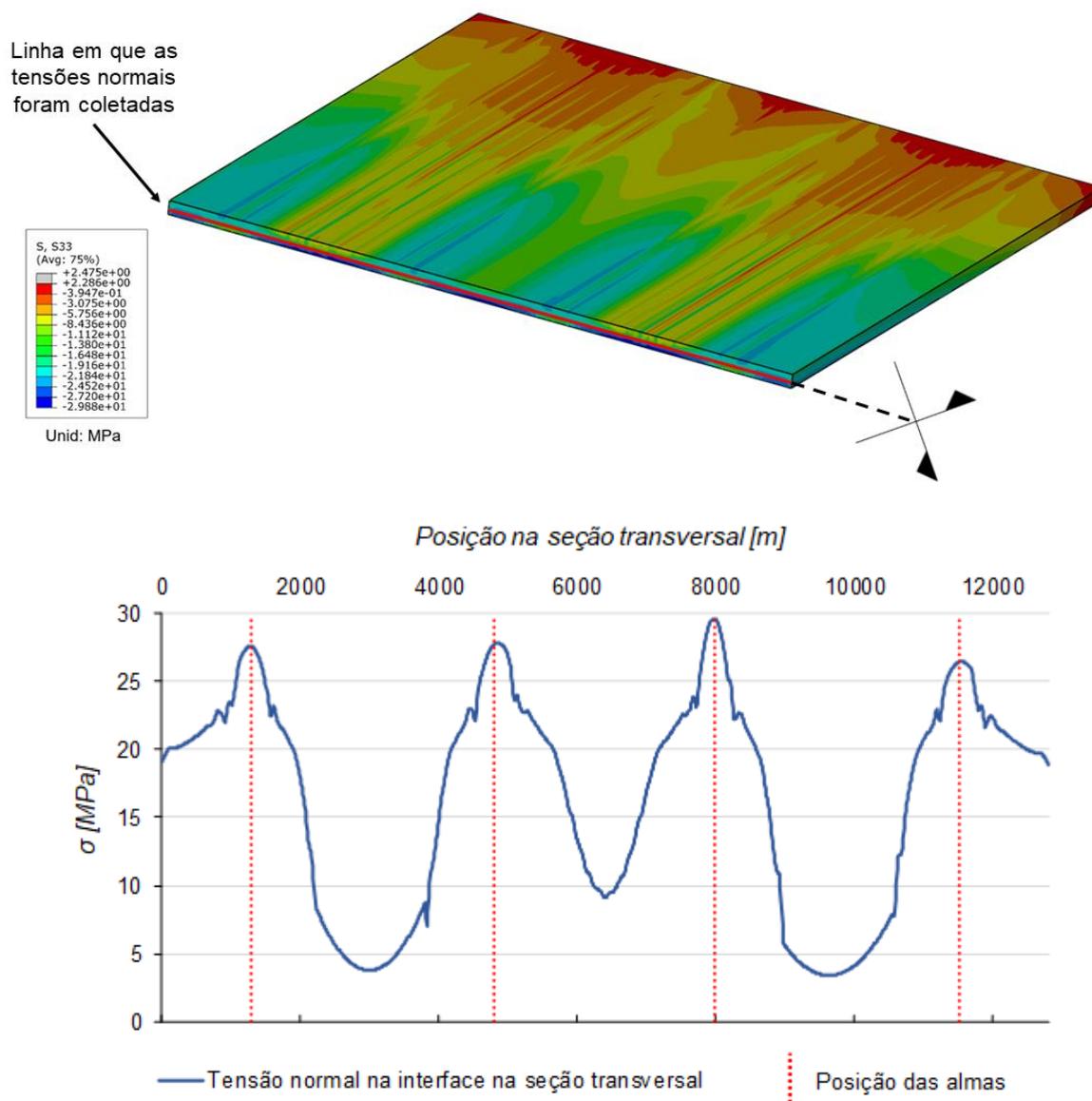
Figura 72: Variáveis da análise paramétrica para os modelos com seção duplo caixaõ e respectiva geometria do caixaõ metálico. Medidas em mm.



Fonte: Elaborado pelo autor.

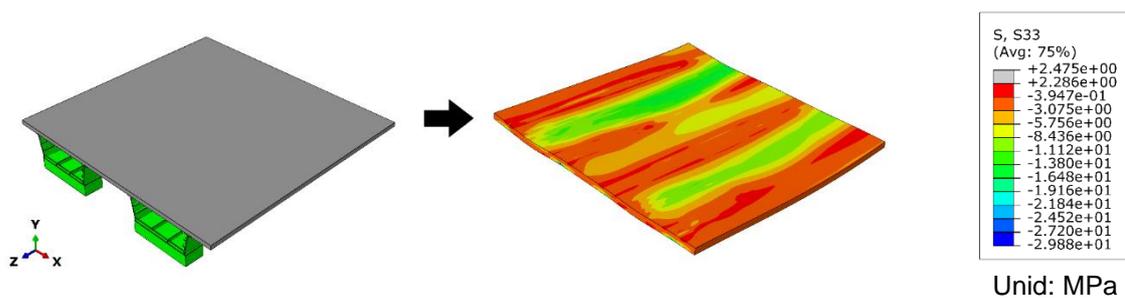
Analogamente aos modelos com configuração em caixaõ simples, a curva de distribuição de tensões normais na laje exibiu a mesma configuração típica, apresentando valores máximos nas regiões das almas dos caixaõs e, conseqüentemente, demonstrando coerência com o encontrado na literatura. A Figura 73 e a Figura 74 exibem a distribuição típica de tensões normais na laje correspondente aos modelos em seção duplo caixaõ.

Figura 73: Curva típica de distribuição de tensões normais na laje, no meio do vão longitudinal, para a configuração em duplo caixa.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 74: Distribuição típica de tensões normais na laje dos modelos com configuração em seção duplo caixa.



Fonte: Elaborado pelo autor.

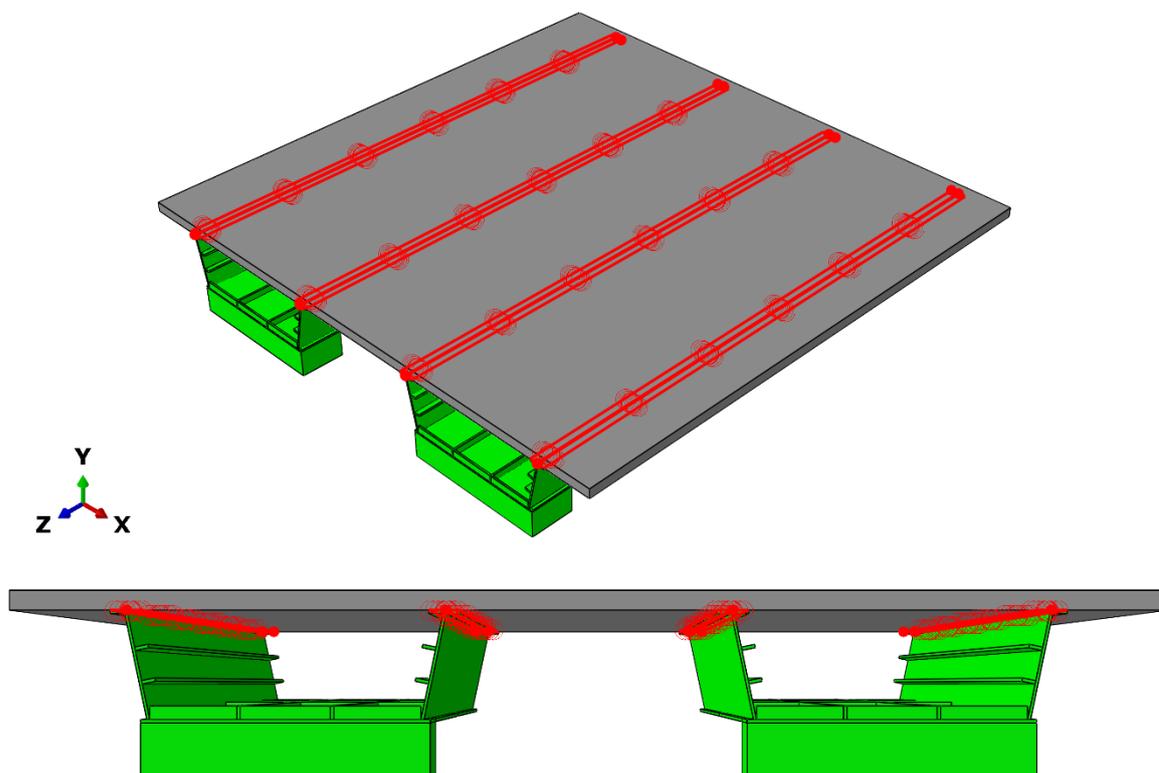
Novamente, vale ressaltar que a ausência de simetria na distribuição de tensões se deu em razão da compatibilidade de malha entre os elementos.

5.2.1 INTERAÇÃO TOTAL SEM CONECTORES DE CISLHAMENTO (TIE CONSTRAINT)

Analogamente à metodologia das simulações com configuração em caixão simples, simulações iniciais foram realizadas nos modelos com configuração em duplo caixão utilizando a ferramenta *tie constraint*, visando determinar valores de largura efetiva iniciais para fundamentar o dimensionamento dos conectores de cisalhamento das modelagens com os mesmos.

A Figura 75 apresenta as superfícies nas quais o *tie constraint* foi aplicado.

Figura 75: Superfícies nas quais a ferramenta *tie constraint* foi aplicada nos modelos com configuração em caixão duplo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.2.1.1 Influência da altura da laje

Com o intuito de analisar a influência da altura da laje na largura efetiva, para a configuração em duplo caixão com interação total assegurada por meio da ferramenta *tie constraint*, foram simulados dezesseis modelos numéricos com alturas de laje variando 10 mm a cada modelo, entre 150 mm e 300 mm. Fixou-se o comprimento do vão em 25.000 mm e a distância entre caixões em 6.700 mm.

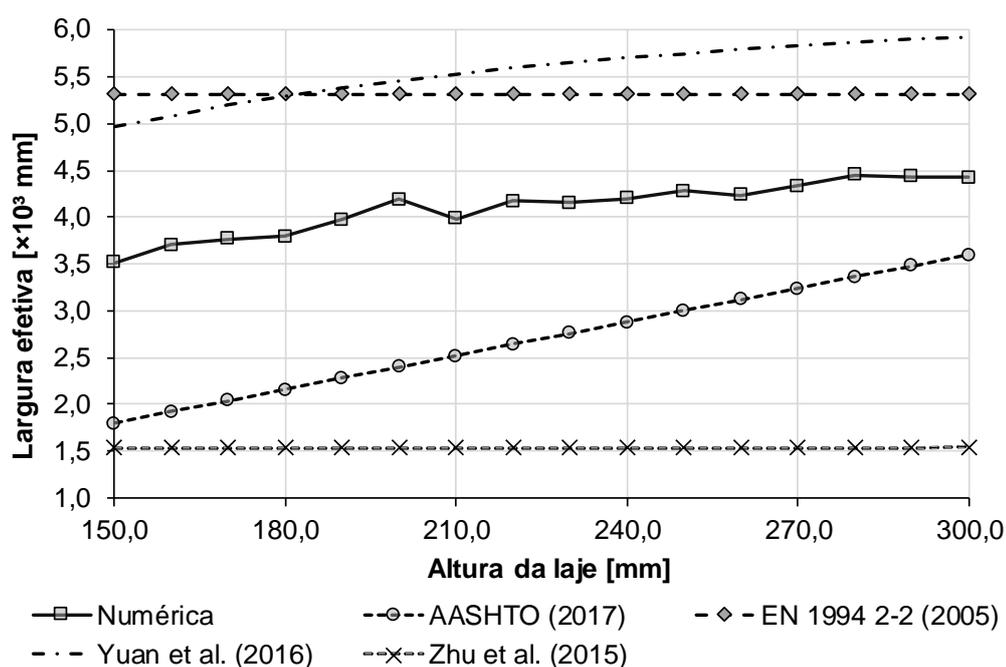
A Tabela 21 e a Figura 76 apresentam uma comparação entre a largura efetiva numérica e as recomendadas pelas normas e procedimentos da literatura nos quais o presente trabalho se pauta.

Tabela 21: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.

Modelo	h_{laje} [mm]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CD_LTIE150	150,0	3,51	1,80	4,31	3,44	1,43
CD_LTIE160	160,0	3,71	1,92	4,31	3,58	1,43
CD_LTIE170	170,0	3,76	2,04	4,31	3,71	1,43
CD_LTIE180	180,0	3,80	2,16	4,31	3,84	1,43
CD_LTIE190	190,0	3,97	2,28	4,31	3,96	1,43
CD_LTIE200	200,0	4,19	2,40	4,31	4,08	1,43
CD_LTIE210	210,0	3,98	2,52	4,31	4,19	1,43
CD_LTIE220	220,0	4,17	2,64	4,31	4,30	1,43
CD_LTIE230	230,0	4,16	2,76	4,31	4,40	1,43
CD_LTIE240	240,0	4,20	2,88	4,31	4,49	1,43
CD_LTIE250	250,0	4,28	3,00	4,31	4,58	1,43
CD_LTIE260	260,0	4,23	3,12	4,31	4,67	1,43
CD_LTIE270	270,0	4,33	3,24	4,31	4,75	1,43
CD_LTIE280	280,0	4,45	3,36	4,31	4,83	1,43
CD_LTIE290	290,0	4,43	3,48	4,31	4,90	1,43
CD_LTIE300	300,0	4,42	3,60	4,31	4,96	1,43

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 76: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.2.1.2 Influência do comprimento do vão

No estudo da influência do comprimento do vão na largura efetiva, para a configuração em duplo caixão com interação total garantida por meio da ferramenta *tie constraint*, foram simulados nove modelos numéricos com comprimento de vão variando 5.000 mm a cada modelo, entre 10.000 mm e 50.000 mm. A altura da laje e a distância entre caixões foram fixadas em, respectivamente, 250 mm e 6.700 mm.

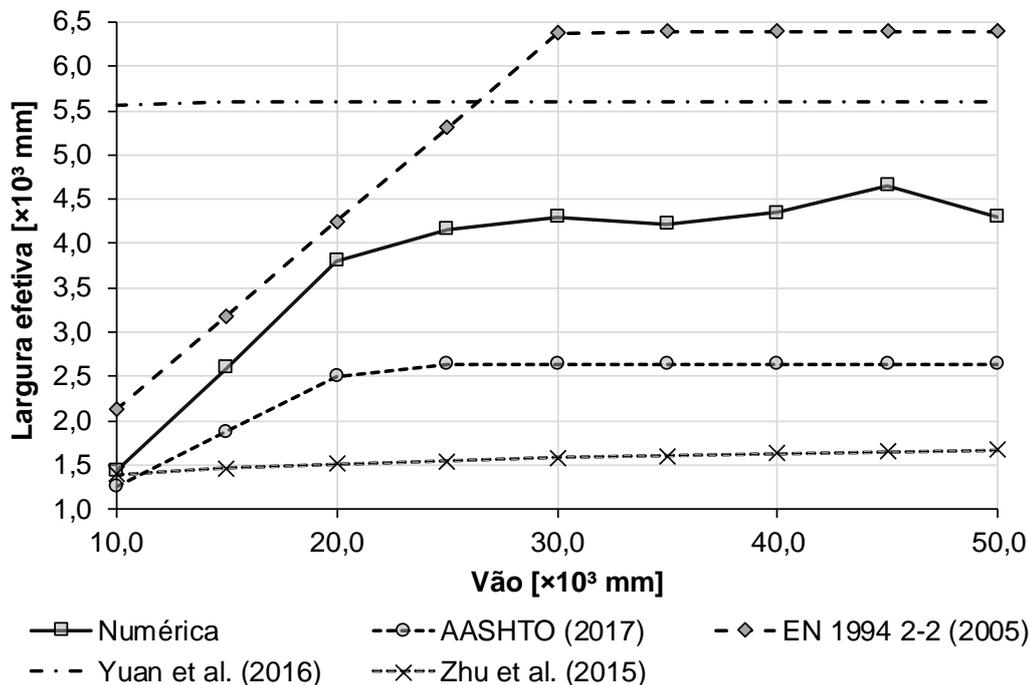
A Tabela 22 e a Figura 77 exibem os resultados numéricos comparados com a largura efetiva recomendada pelos métodos analisados.

Tabela 22: Largura efetiva variando o vão - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.

Modelo	h_{laje} [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CD_VTIE10000	10,0	1,43	1,25	4,31	4,08	1,29
CD_VTIE15000	15,0	2,60	1,88	4,31	4,30	1,35
CD_VTIE20000	20,0	3,80	2,50	4,31	4,30	1,39
CD_VTIE25000	25,0	4,17	2,64	4,31	4,30	1,43
CD_VTIE30000	30,0	4,30	2,64	4,31	4,30	1,46
CD_VTIE35000	35,0	4,22	2,64	4,31	4,30	1,48
CD_VTIE40000	40,0	4,35	2,64	4,31	4,30	1,51
CD_VTIE45000	45,0	4,66	2,64	4,31	4,30	1,53
CD_VTIE50000	50,0	4,30	2,64	4,31	4,30	1,54

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 77: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.2.1.3 Influência da distância entre vigas

Para a avaliação da sensibilidade da largura efetiva em relação à distância entre vigas, para a configuração em duplo caixão com interação total modelada por meio da ferramenta *tie constraint*, foram simulados quinze modelos numéricos com distância entre caixões de vão variando 100 mm a cada modelo, entre 6.300 mm e 7.700 mm. Fixou-se a altura de laje em 220 mm e o comprimento do vão em 25.000 mm.

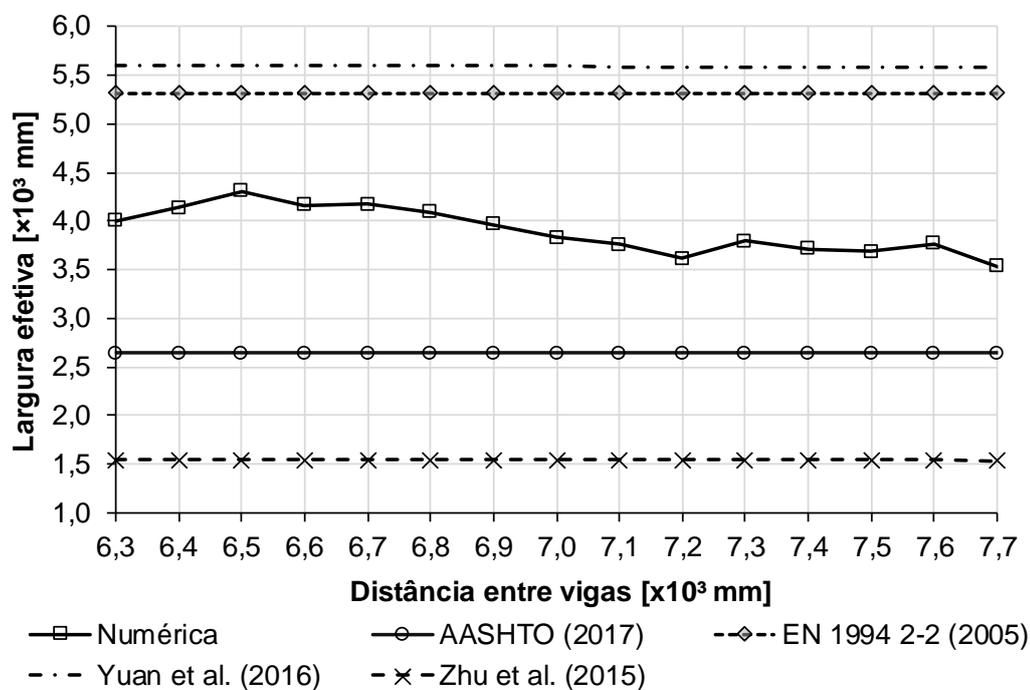
Os resultados encontrados foram apresentados na Tabela 23 e Figura 78 e comparados com a largura efetiva numérica encontrada utilizando as principais recomendações dos códigos de projeto e a literatura.

Tabela 23: Largura efetiva variando a distância entre vigas - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.

Modelo	D_{vigas} [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CD_STTIE6300	6,30	4,00	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE6400	6,40	4,14	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE6500	6,50	4,31	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE6600	6,60	4,17	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE6700	6,70	4,17	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE6800	6,80	4,10	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE6900	6,90	3,96	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7000	7,00	3,83	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7100	7,10	3,76	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7200	7,20	3,62	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7300	7,30	3,79	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7400	7,40	3,71	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7500	7,50	3,69	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7600	7,60	3,77	2,64	6,16	4,30	1,43
CD_STTIE7700	7,70	3,53	2,64	6,16	4,30	1,43

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 78: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre vigas - Configuração duplo caixão com interação total sem modelar conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.2.2 INTERAÇÃO TOTAL COM CONECTORES DE CISALHAMENTO

Analogamente aos modelos com configuração em caixão simples, os conectores de cisalhamento foram dimensionados de acordo com as recomendações da ABNT NBR 8800 (2008).

No processo de cálculo, considerou-se:

- Conectores de cisalhamento *stud bolt* com diâmetro do corpo de 19,1mm, diâmetro de cabeça de 31,7 mm, altura do corpo de 90 mm e altura da cabeça de 9,5 mm;
- A largura efetiva encontrada nas simulações com interação total admitida por meio da ferramenta *tie constraint*,
- A disposição dos conectores em uma única linha sobre cada mesa dos caixões.

A Tabela 24 apresenta o resultado do dimensionamento.

Tabela 24: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação total e configuração em duplo caixão.

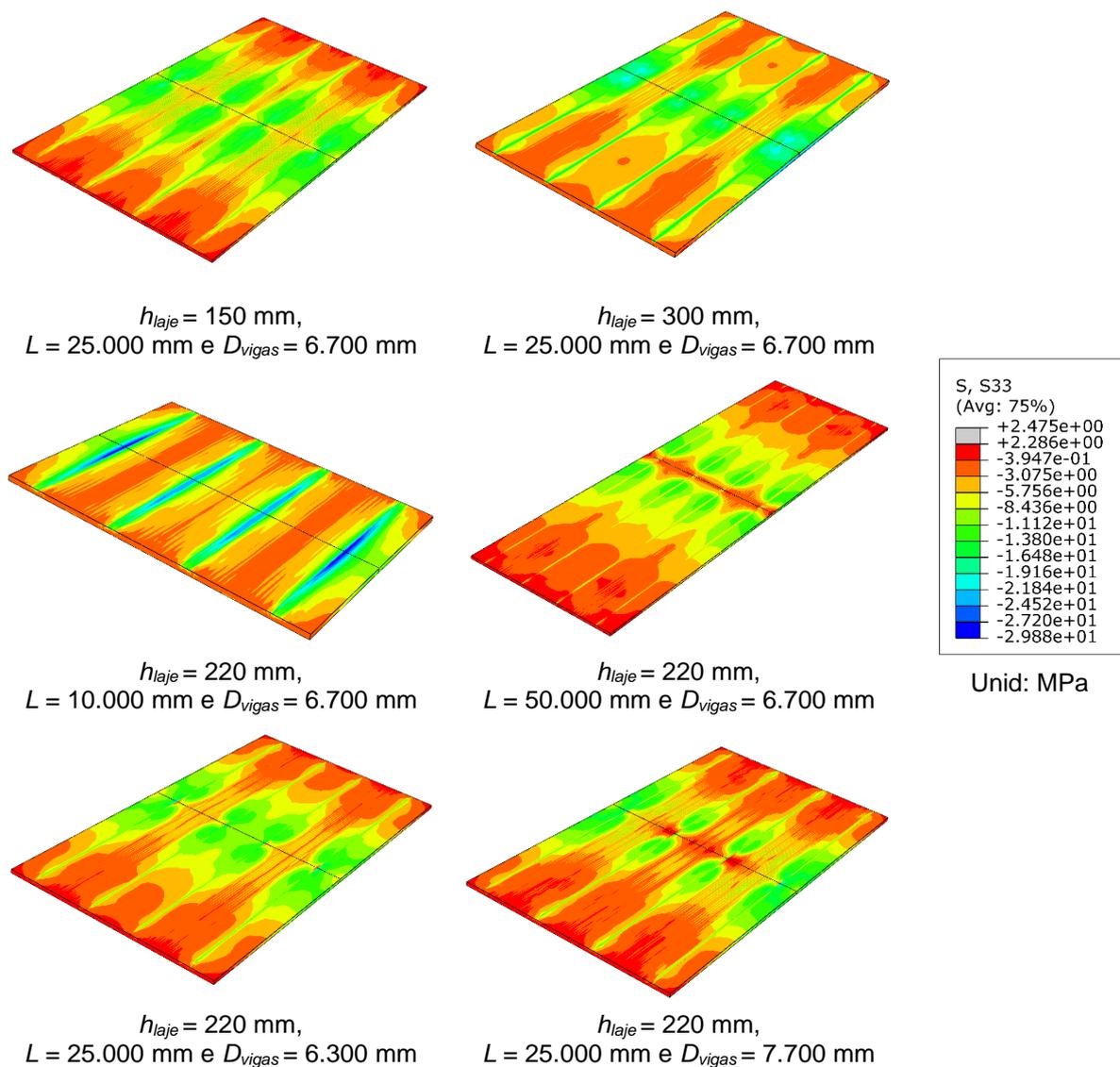
Análise paramétrica	h_{laje} [m]	Vão [m]	$D_{caixões}$ [m]	Conectores		
				n	s [mm]	S_{adot} [mm]
Laje	0,15	25,00	6,70	245,56	203,62	210,00
	0,16			276,85	180,60	190,00
	0,17			298,12	167,72	170,00
	0,18			319,01	156,73	160,00
	0,19			351,80	142,13	150,00
	0,20			390,84	127,93	130,00
	0,21			389,81	128,27	130,00
	0,22			427,87	116,86	120,00
	0,23			446,24	112,05	120,00
	0,24			470,12	106,36	110,00
	0,25			499,04	100,19	110,00
	0,26			512,94	97,48	100,00
	0,27			545,26	91,70	100,00
	0,28			581,12	86,04	90,00
Seção transversal	0,22	25,00	6,30	410,43	121,82	130,00
			6,40	424,79	117,71	120,00
			6,50	442,23	113,06	120,00
			6,60	427,87	116,86	120,00
			6,70	427,87	116,86	120,00
			6,80	420,69	118,85	120,00
			6,90	406,32	123,06	130,00
			7,00	392,98	127,23	130,00
			7,10	385,80	129,60	130,00
			7,20	371,43	134,61	140,00
			7,30	388,88	128,58	130,00
			7,40	380,67	131,35	140,00
			7,50	378,62	132,06	140,00
			7,60	386,83	129,26	130,00
Vão	0,22	10,00	3,10	146,73	136,31	140,00
		15,00		266,78	112,45	120,00
		20,00		389,90	102,59	110,00
		25,00		427,87	116,86	120,00
		30,00		441,21	135,99	140,00
		35,00		433,00	161,66	170,00
		40,00		446,34	179,24	180,00
		45,00		478,15	188,23	190,00
50,00	441,21	226,65	230,00			

Fonte: Elaborado pelo autor.

Realizou-se as mesmas considerações geométricas do item 5.2.1 com o intuito de investigar a influência da altura da laje, do comprimento do vão e da distância entre almas na largura efetiva dos modelos numéricos com conectores de cisalhamento.

A Figura 79 apresenta a distribuição de tensões normais na laje para alguns modelos com configuração em seção duplo caixa, corroborando a ocorrência do efeito *shear lag* e a influência das variáveis estudadas no mesmo.

Figura 79: Distribuição de tensões normais na laje de alguns modelos com configuração em duplo caixa.



Fonte: Elaborado pelo autor.

5.2.2.1 Influência da altura da laje

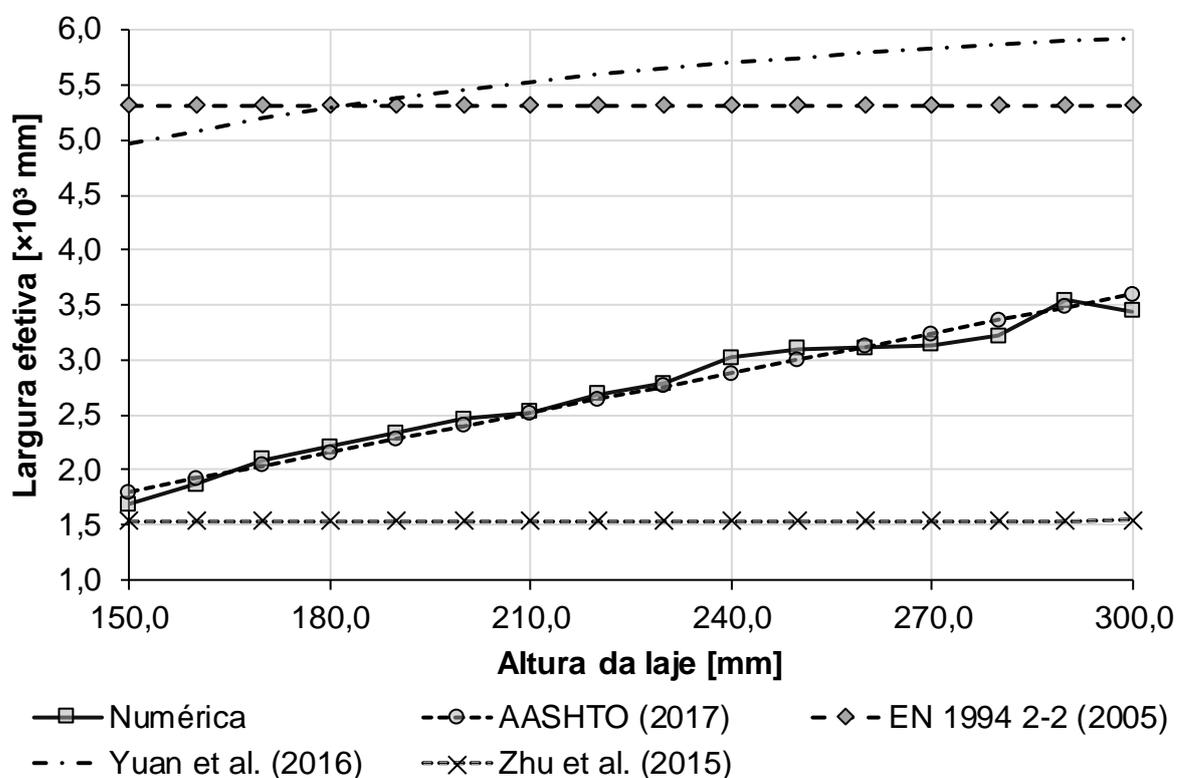
A Tabela 25 e a Figura 80 apresentam os resultados encontrados ao variar a altura da laje.

Tabela 25: Largura efetiva variando a altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.

Modelo	h_{laje} [mm]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CD_LIT150	150,0	1,69	1,80	5,31	4,96	1,54
CD_LIT160	160,0	1,87	1,92	5,31	5,08	1,54
CD_LIT170	170,0	2,09	2,04	5,31	5,20	1,54
CD_LIT180	180,0	2,21	2,16	5,31	5,29	1,54
CD_LIT190	190,0	2,34	2,28	5,31	5,38	1,54
CD_LIT200	200,0	2,46	2,40	5,31	5,46	1,54
CD_LIT210	210,0	2,53	2,52	5,31	5,53	1,54
CD_LIT220	220,0	2,69	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_LIT230	230,0	2,79	2,76	5,31	5,65	1,54
CD_LIT240	240,0	3,02	2,88	5,31	5,70	1,54
CD_LIT250	250,0	3,10	3,00	5,31	5,75	1,54
CD_LIT260	260,0	3,11	3,12	5,31	5,79	1,54
CD_LIT270	270,0	3,14	3,24	5,31	5,83	1,54
CD_LIT280	280,0	3,22	3,36	5,31	5,87	1,54
CD_LIT290	290,0	3,54	3,48	5,31	5,90	1,54
CD_LIT300	300,0	3,44	3,60	5,31	5,93	1,54

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 80: Gráfico da largura efetiva em função da altura da laje - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

De forma qualitativa, a variação da altura da laje causou uma alteração proporcional da largura efetiva, em razão do aumento de rigidez que a mesma causou. Observando as curvas, nota-se que a variação da altura da laje acarretou em valores de largura efetiva numérica muito próximos dos recomendados pela AASHTO (2017), de modo que o quociente médio da largura efetiva pela altura da laje foi de, aproximadamente, 12,018 e o intervalo de confiança com nível de significância de 95% para a média foi $IC(12,018, 95\%)=(11,827; 12,209)$. Portanto, **recomenda-se limitar a largura efetiva a 11,80 ($\cong 11,827$) vezes a altura da laje.**

5.2.2.2 Influência do comprimento do vão

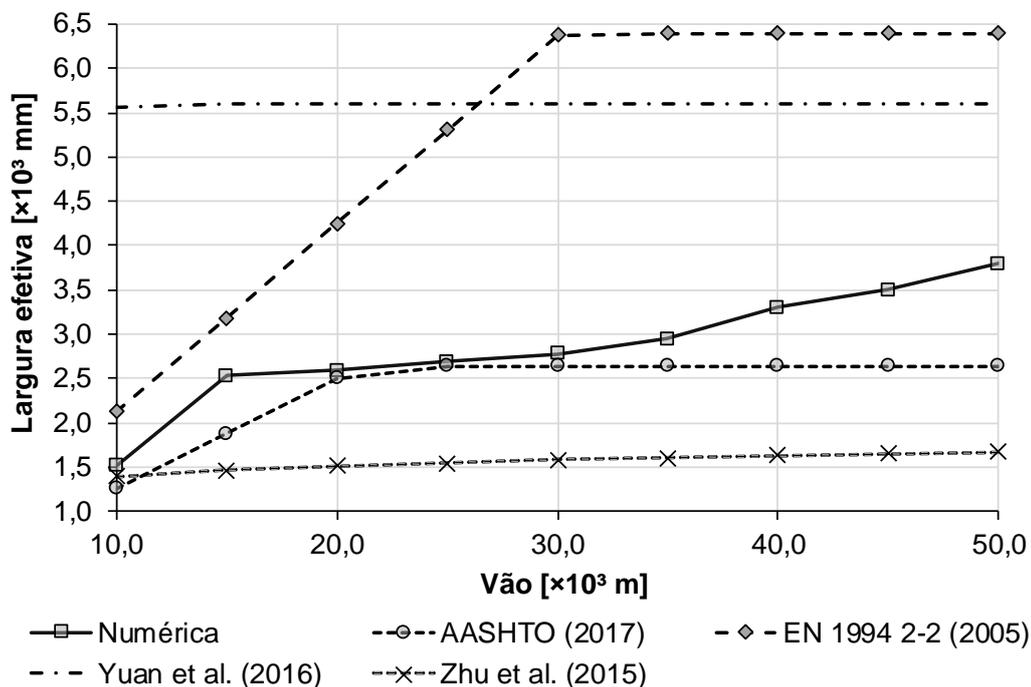
A Tabela 26 e a Figura 81 exibem os resultados encontrados para a parametrização do comprimento do vão.

Tabela 26: Largura efetiva variando o vão - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.

Modelo	Vão [m]	$b_{ef_{num}}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CD_VIT10000	10,0	1,51	1,25	2,13	5,56	1,39
CD_VIT15000	15,0	2,53	1,88	3,19	5,60	1,46
CD_VIT20000	20,0	2,59	2,50	4,25	5,60	1,51
CD_VIT25000	25,0	2,69	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_VIT30000	30,0	2,78	2,64	6,38	5,60	1,58
CD_VIT35000	35,0	2,95	2,64	6,40	5,60	1,60
CD_VIT40000	40,0	3,30	2,64	6,40	5,60	1,63
CD_VIT45000	45,0	3,50	2,64	6,40	5,60	1,65
CD_VIT50000	50,0	3,80	2,64	6,40	5,60	1,67

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 81: Gráfico da largura efetiva em função do vão - Configuração duplo caixa com interação total garantida por conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

O comprimento do vão exerceu grande influência na largura efetiva numérica até cerca de 20,0 m. A partir deste vão, também houve crescimento, porém menos acentuado. Acredita-se, assim como discutido para os resultados dos modelos com configuração em caixa simples, que o motivo de tal fenômeno seja o fato de a largura efetiva estar sendo limitada pela altura da laje e não mais pelo vão, numa situação em que o vão deixe de ser o principal limitante – mas ainda exercendo influência.

Analisando o quociente entre a largura efetiva numérica e o comprimento do vão longitudinal, o intervalo de confiança com nível de significância de 95% para a média foi $IC(0,108, 95\%)=(0,085; 0,130)$. Desse modo, **sugere-se que a largura da laje seja menor ou igual que $1/12$ ($\cong 0,085$) do comprimento do vão.**

5.2.2.3 Influência da distância entre vigas

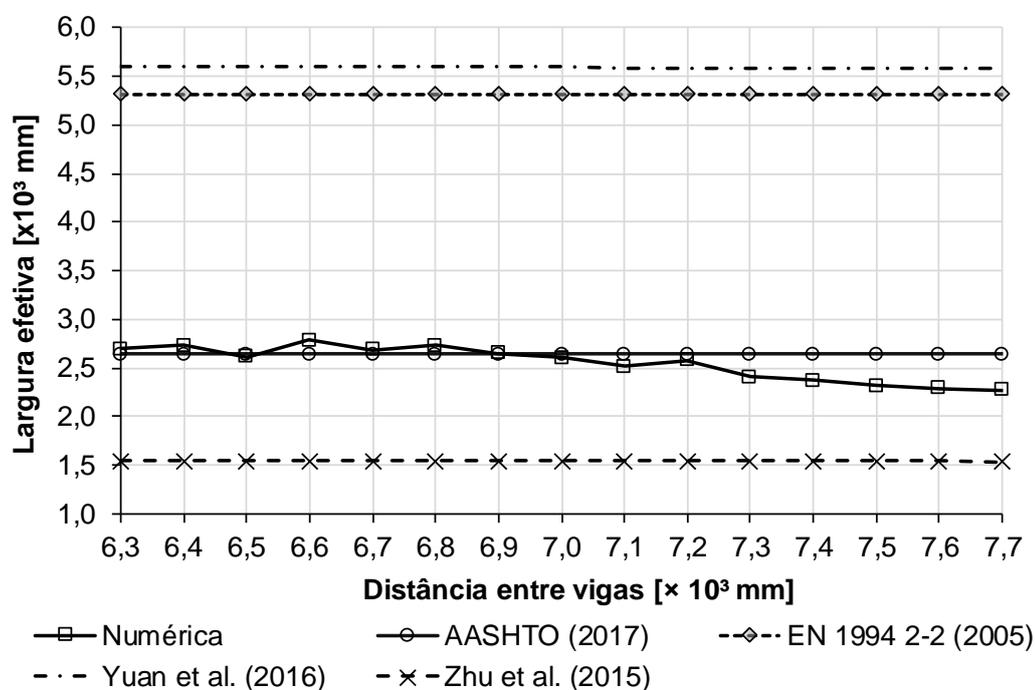
A Tabela 27 e a Figura 82 expressam os resultados encontrados na variação da distância entre vigas caixa.

Tabela 27: Largura efetiva variando a distância entre vigas - Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.

Modelo	D_{vigas} [m]	$b_{ef,num}$ [m]	AASHTO (2017) [m]	EN 1994 2-2 (2005) [m]	Yuan <i>et al.</i> (2016) [m]	Zhu <i>et al.</i> (2015) [m]
CD_STIT6300	6,30	2,70	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_STIT6400	6,40	2,73	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_STIT6500	6,50	2,62	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_STIT6600	6,60	2,79	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_STIT6700	6,70	2,69	2,64	5,31	5,60	1,54
CD_STIT6800	6,80	2,73	2,64	5,31	5,59	1,54
CD_STIT6900	6,90	2,65	2,64	5,31	5,59	1,54
CD_STIT7000	7,00	2,61	2,64	5,31	5,59	1,54
CD_STIT7100	7,10	2,52	2,64	5,31	5,59	1,54
CD_STIT7200	7,20	2,58	2,64	5,31	5,59	1,54
CD_STIT7300	7,30	2,41	2,64	5,31	5,59	1,54
CD_STIT7400	7,40	2,37	2,64	5,31	5,58	1,54
CD_STIT7500	7,50	2,32	2,64	5,31	5,58	1,54
CD_STIT7600	7,60	2,29	2,64	5,31	5,58	1,54
CD_STIT7700	7,70	2,27	2,64	6,16	4,30	1,43

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 82: Gráfico da largura efetiva em função da distância entre vigas – Configuração duplo caixão com interação total garantida por conectores de cisalhamento.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Nota-se que a largura efetiva de cada viga decresce conforme os caixões são afastados. O motivo é a largura efetiva das almas internas ser superior à das almas externas

quando as vigas caixão estão próximas, em razão de a rigidez de uma alma não ser capaz de manter a “absorção” das tensões normais na outra viga.

Investigando o quociente entre a largura efetiva numérica e a distância entre vigas, o intervalo de confiança com nível de significância de 95% para a média dos modelos foi $IC(0,367, 95\%)=(0,343; 0,391)$. Visto isso, **recomenda-se limitar a largura efetiva a 1/3 ($\cong 0,085$) da distância de centro a centro de caixões.**

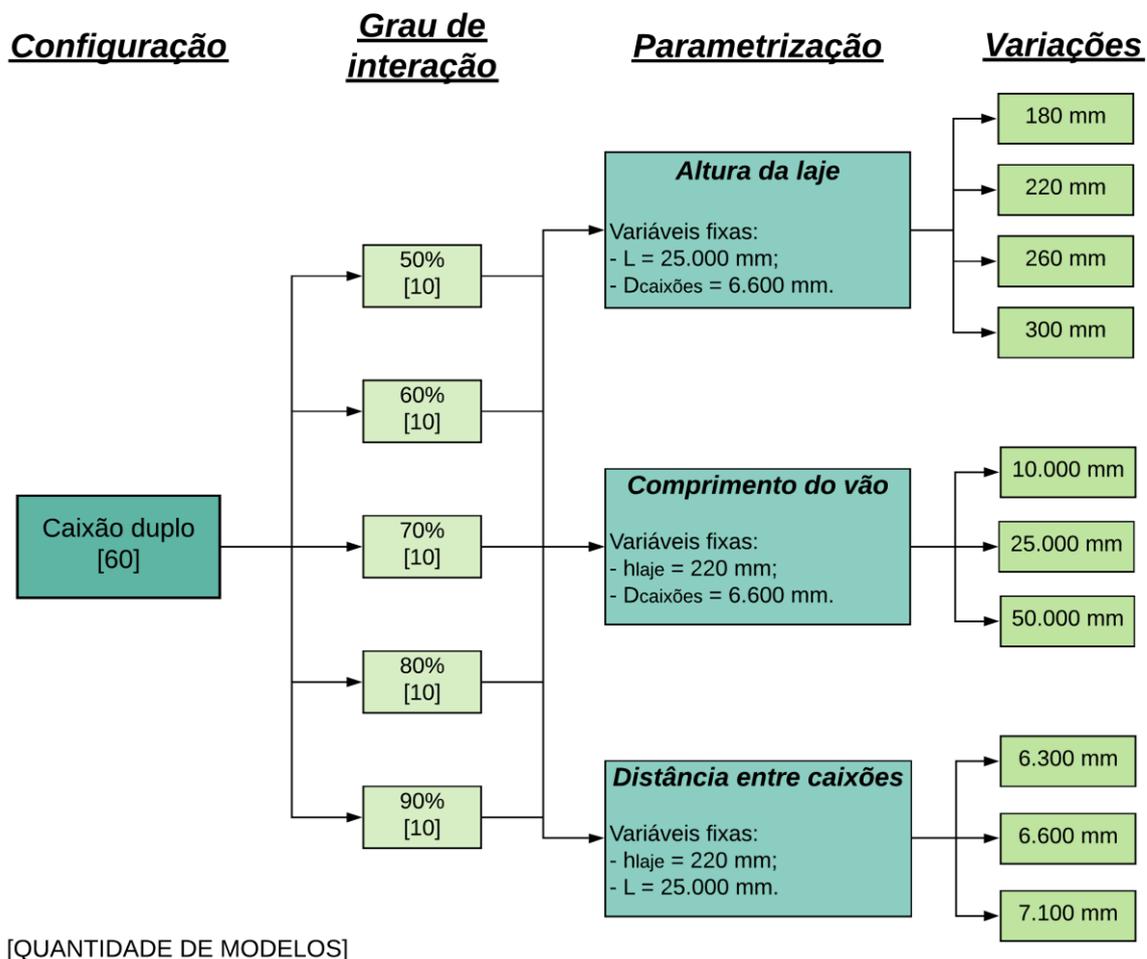
5.2.3 INTERAÇÃO PARCIAL

Visando investigar a influência do grau de interação entre o aço e o concreto na largura efetiva, foram simulados 50 modelos de pontes mistas de aço e concreto com configuração em caixão duplo. Mais precisamente, foram realizadas as seguintes variações:

- Quatro alturas de laje: 180 mm, 220 mm, 260 mm e 300 mm;
- Três comprimentos de vão: 10.000 mm, 25.000 mm e 50.000 mm;
- Três distâncias entre vigas: 6.300 mm, 6.600 mm e 7.100 mm;
- Cinco graus de interação entre os materiais: 50%, 60%, 70%, 80% e 90%.

A Figura 83 esquematiza os modelos simulados com configuração em caixão duplo.

Figura 83: Organograma dos modelos de pontes mistas de aço e concreto com interação parcial e configuração em caixão duplo.



Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 28 apresenta o resultado do dimensionamento em cada modelo, expondo detalhes acerca da quantidade de conectores de cisalhamento e o espaçamento entre eles. As mesmas admissões feitas para os modelos com configuração em caixão simples foram realizadas, isto é, os conectores de cisalhamento foram dimensionados de acordo com as recomendações da ABNT NBR 8800 (2008), considerando a largura efetiva encontrada nas simulações com interação total por meio de conectores de cisalhamento na seção 5.2.2.

Tabela 28: Dimensionamento dos conectores de cisalhamento nos modelos com interação parcial e configuração em caixão simples.

GI [%]	Variável paramétrica	Modelo	h_{laje} [m]	Vão [m]	$D_{caixões}$ [m]	Conectores por caixão		
						n	s [mm]	S_{adot} [mm]
50%	Laje	CD_LIP180	0,18	25,00	6,60	93	537,63	540
		CD_LIP220	0,22	25,00	6,60	138	362,32	370
		CD_LIP260	0,26	25,00	6,60	189	264,55	270
		CD_LIP300	0,30	25,00	6,60	241	207,47	210
	Seção transversal	CD_STIP6300	0,22	25,00	6,30	139	359,71	360
		CD_STIP6600	0,22	25,00	6,60	138	362,32	370
		CD_STIP7100	0,22	25,00	7,10	129	387,60	390
	Vão	CD_VIP10000	0,22	10,00	6,60	77	259,74	260
		CD_VIP25000	0,22	25,00	6,60	138	362,32	370
CD_VIP50000		0,22	50,00	6,60	195	512,82	520	
60%	Laje	CD_LIP180	0,18	25,00	6,60	111	450,45	460
		CD_LIP220	0,22	25,00	6,60	166	301,20	310
		CD_LIP260	0,26	25,00	6,60	226	221,24	230
		CD_LIP300	0,30	25,00	6,60	289	173,01	180
	Seção transversal	CD_STIP6300	0,22	25,00	6,30	166	301,20	310
		CD_STIP6600	0,22	25,00	6,60	172	290,70	300
		CD_STIP7100	0,22	25,00	7,10	155	322,58	330
	Vão	CD_VIP10000	0,22	10,00	6,60	93	215,05	220
		CD_VIP25000	0,22	25,00	6,60	166	301,20	310
CD_VIP50000		0,22	50,00	6,60	234	427,35	430	
70%	Laje	CD_LIP180	0,18	25,00	6,60	130	384,62	390
		CD_LIP220	0,22	25,00	6,60	193	259,07	260
		CD_LIP260	0,26	25,00	6,60	264	189,39	190
		CD_LIP300	0,30	25,00	6,60	337	148,37	150
	Seção transversal	CD_STIP6300	0,22	25,00	6,30	194	257,73	260
		CD_STIP6600	0,22	25,00	6,60	200	250,00	250
		CD_STIP7100	0,22	25,00	7,10	181	276,24	280
	Vão	CD_VIP10000	0,22	10,00	6,60	108	185,19	190
		CD_VIP25000	0,22	25,00	6,60	193	259,07	260
CD_VIP50000		0,22	50,00	6,60	273	366,30	370	
80%	Laje	CD_LIP180	0,18	25,00	6,60	148	337,84	340
		CD_LIP220	0,22	25,00	6,60	221	226,24	230
		CD_LIP260	0,26	25,00	6,60	302	165,56	170
		CD_LIP300	0,30	25,00	6,60	385	129,87	130
	Seção transversal	CD_STIP6300	0,22	25,00	6,30	222	225,23	230
		CD_STIP6600	0,22	25,00	6,60	229	218,34	220
		CD_STIP7100	0,22	25,00	7,10	207	241,55	250
	Vão	CD_VIP10000	0,22	10,00	6,60	124	161,29	170
		CD_VIP25000	0,22	25,00	6,60	221	226,24	230
CD_VIP50000		0,22	50,00	6,60	312	320,51	330	
90%	Laje	CD_LIP180	0,18	25,00	6,60	167	299,40	300
		CD_LIP220	0,22	25,00	6,60	248	201,61	210
		CD_LIP260	0,26	25,00	6,60	339	147,49	150
		CD_LIP300	0,30	25,00	6,60	433	115,47	120
	Seção transversal	CD_STIP6300	0,22	25,00	6,30	249	200,80	210
		CD_STIP6600	0,22	25,00	6,60	258	193,80	200
		CD_STIP7100	0,22	25,00	7,10	233	214,59	220
	Vão	CD_VIP10000	0,22	10,00	6,60	139	143,88	150
		CD_VIP25000	0,22	25,00	6,60	248	201,61	210
CD_VIP50000		0,22	50,00	6,60	351	284,90	290	

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Tabela 29 e a Figura 84 apresentam como o grau de interação aço-concreto e a altura da laje influenciaram a largura efetiva nos modelos com configuração em duplo caixão.

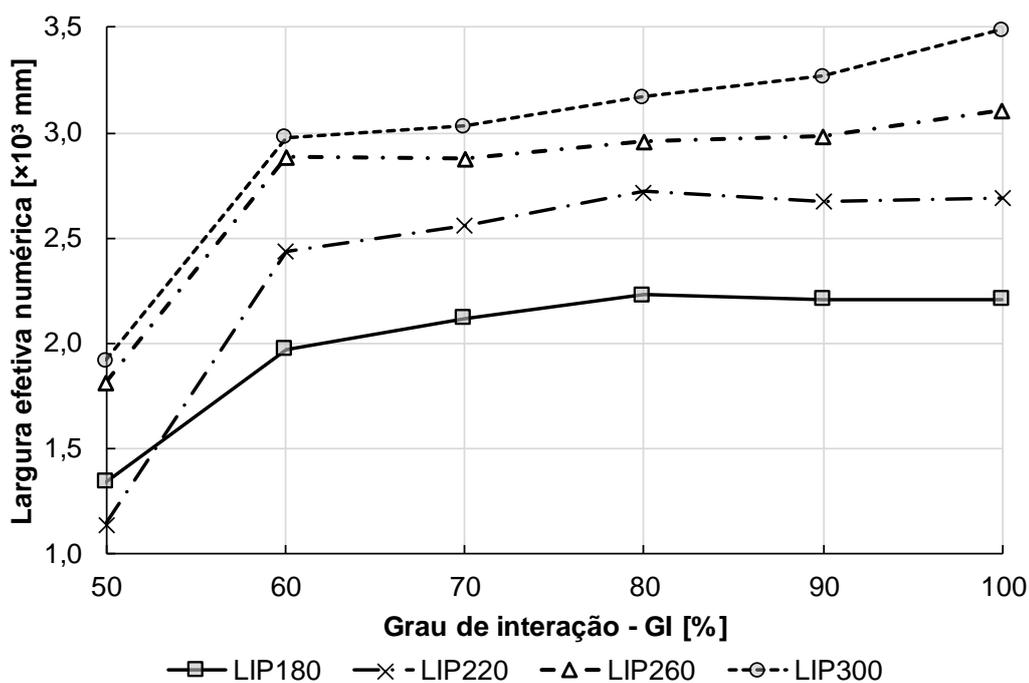
Tabela 29: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a altura da laje para a configuração duplo caixão.

GI [%]	CD_LIP180 [m]	CD_LIP220 [m]	CD_LIP260 [m]	CD_LIP300 [m]
50	1,34	1,14	1,81	1,92
60	1,97	2,44	2,88	2,98
70	2,12	2,56	2,87	3,03
80	2,23	2,72	2,96	3,17
90	2,21	2,68	2,98	3,27
100	2,21	2,69	3,11	3,49

CD_LIPXXX; CD = Caixão duplo; L = Lje; IP = Interação parcial; XXX – Altura da laje em mm

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 84: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão duplo - variação da altura da laje.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para todas as alturas de laje, nota-se que, a largura efetiva numérica da laje de concreto foi proporcional ao grau de interação. Mais especificamente, observa-se que até o GI de 60% a largura efetiva foi influenciada de forma mais aguda. Para graus de interação maiores, houve crescimento, porém menos acentuado. Verifica-se ainda que quanto maior a altura da laje, mais o grau de interação aumenta a largura efetiva.

Por sua vez, a Tabela 30 e a Figura 85 apresentam como a largura efetiva numérica foi influenciada pelo grau de interação aço-concreto e pelo comprimento do vão longitudinal nos modelos com configuração em duplo caixão.

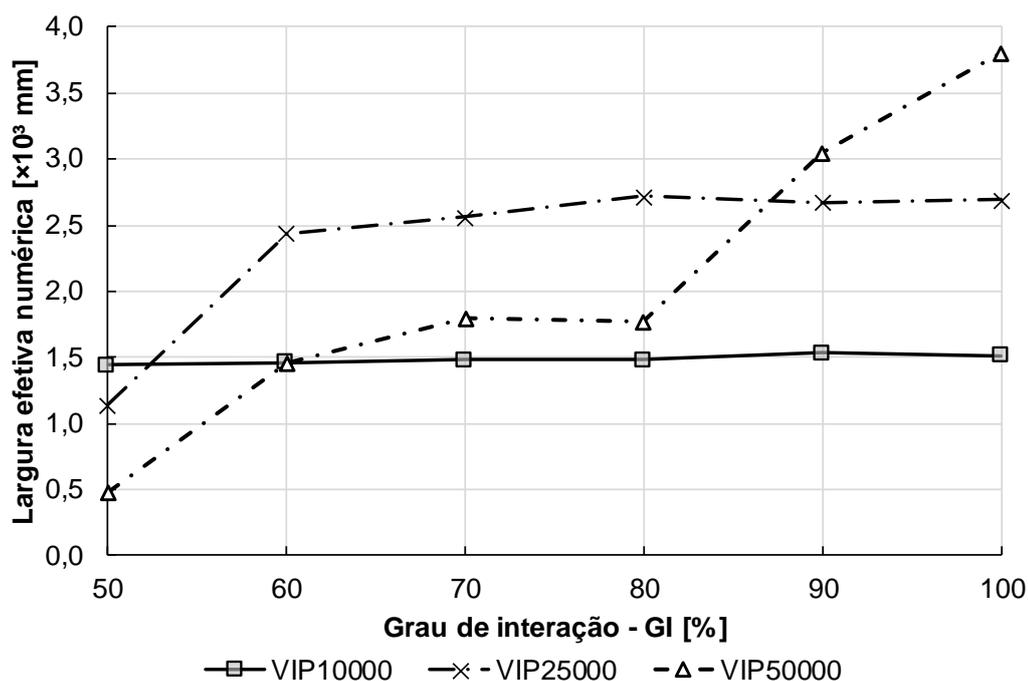
Tabela 30: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e o comprimento do vão para a configuração duplo caixão.

GI [%]	CD_VIP10000 [m]	CD_VIP25000 [m]	CD_VIP50000 [m]
50	1,44	1,14	0,47
60	1,46	2,44	1,46
70	1,48	2,56	1,79
80	1,48	2,72	1,77
90	1,53	2,68	3,04
100	1,51	2,69	3,80

CD_VIPXXXXX; CD = Caixão duplo; V = Vão; IP = Interação parcial; XXXXX – Comprimento do vão em mm

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 85: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão duplo - variação do comprimento do vão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para o comprimento de vão de 10.000 mm, o grau de interação praticamente não causou variações na largura efetiva. Já para o vão de 25.000 mm, a largura efetiva foi influenciada, de forma significativa, até o GI de 60%, mantendo-se constante para interações mais fortes. Por fim, o modelo com vão de 50.000 mm apresentou um aumento proporcional da largura efetiva em relação ao grau de interação entre os materiais.

Por último, a Tabela 31 e a Figura 86 apresentam como a largura efetiva numérica se comportou frente a variações do grau de interação aço-concreto e da distância entre vigas influenciando nos modelos com configuração em duplo caixão.

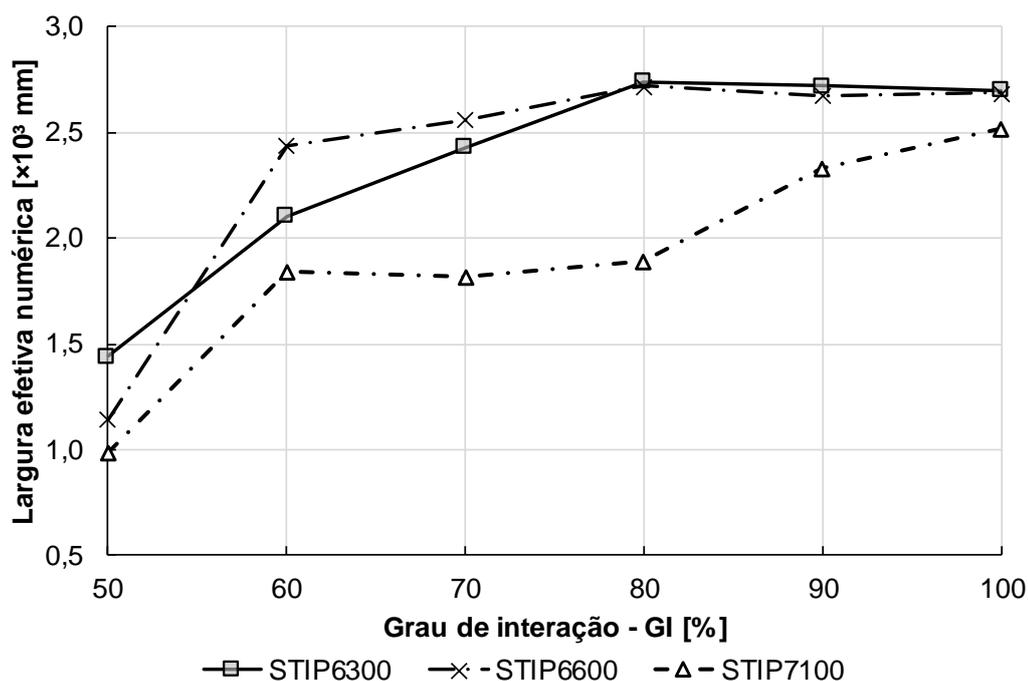
Tabela 31: Largura efetiva numérica variando o grau de interação aço-concreto e a distância entre vigas caixão para a configuração duplo caixão.

GI [%]	CD_STIP6300 [m]	CD_STIP6600 [m]	CD_STIP7100 [m]
50	1,44	1,14	0,99
60	2,11	2,44	1,84
70	2,43	2,56	1,82
80	2,74	2,72	1,89
90	2,72	2,68	2,33
100	2,70	2,69	2,52

CD_STIPXXXX; CD = Caixão duplo; ST = Seção Transversal; IP = Interação parcial; XXXX – Distância de centro a centro entre caixões em mm

Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 86: Gráfico da largura efetiva numérica em função do grau de interação para a configuração caixão duplo - variação da distância entre vigas caixão.

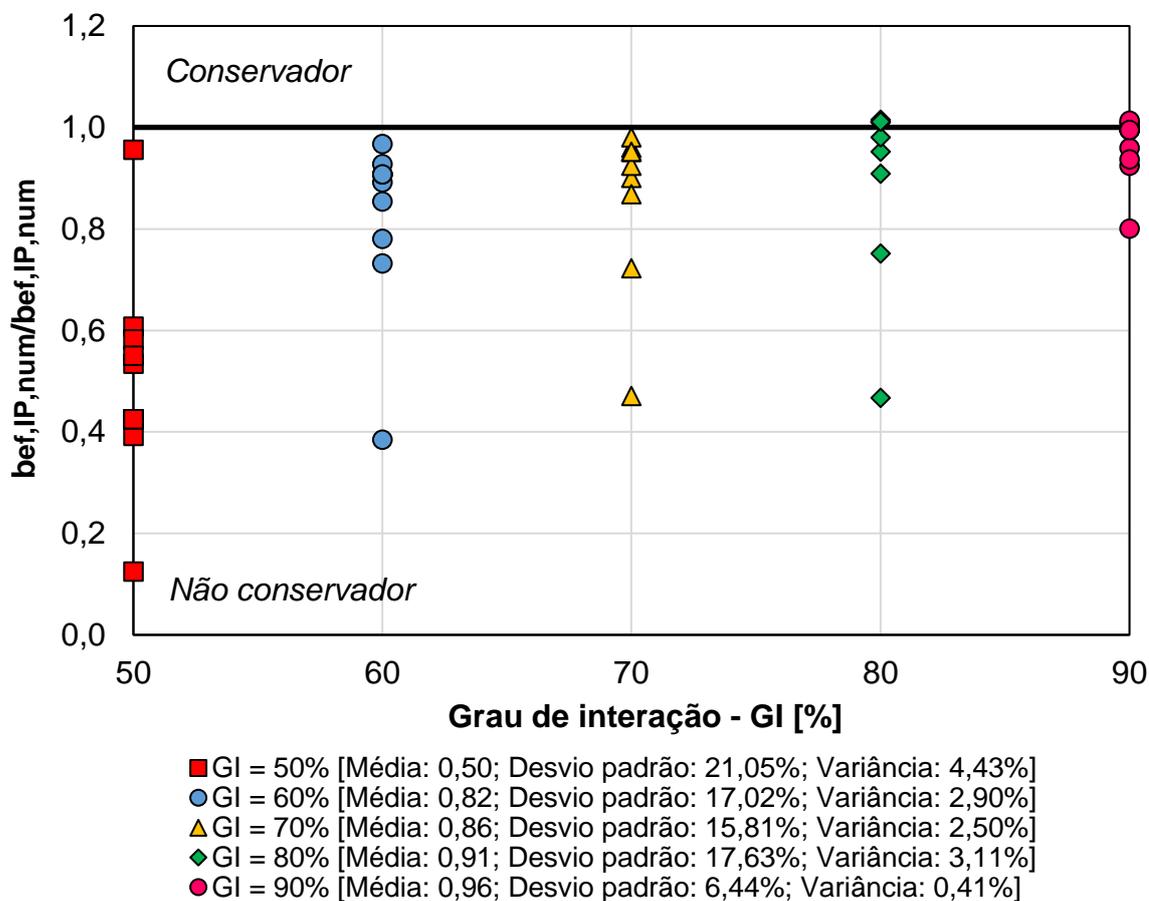


Fonte: Elaborado pelo autor.

Novamente, nota-se um aumento da largura efetiva conforme eleva-se o grau de interação entre os materiais. Entretanto, não se identificou nenhuma relação entre o GI e a distância entre vigas.

A Figura 87 apresenta a relação entre a largura efetiva numérica para a situação de interação total ($b_{ef,IT,num}$) e a largura numérica efetiva numérica para a condição de interação parcial ($b_{ef,IP,num}$) encontrada nos modelos com configuração em duplo caixão.

Figura 87: Relação entre a largura efetiva numérica na situação de interação parcial e a largura efetiva numérica para a condição de interação total nos modelos com configuração em duplo caixão.

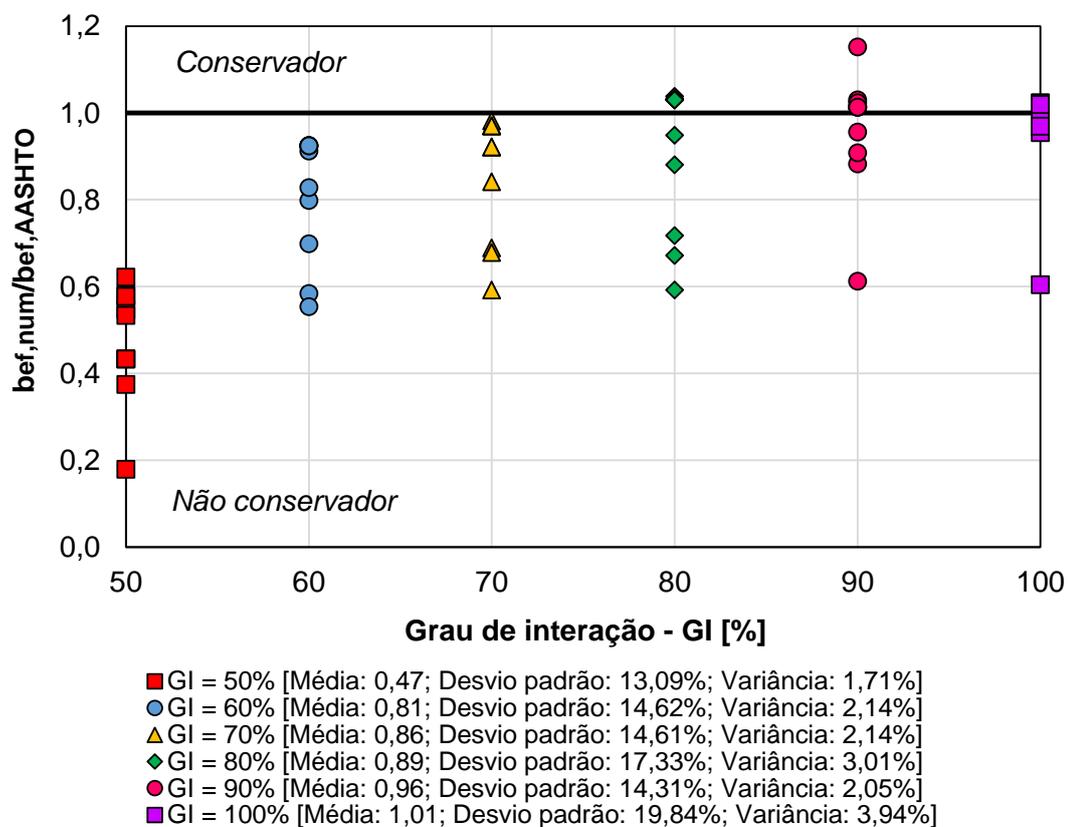


Fonte: Elaborado pelo autor.

Analogamente ao fenômeno observado para os modelos com configuração em caixão simples, para os valores de GI maiores ou iguais a 80%, a média da relação $b_{ef,IP,num}/b_{ef,IT,num}$ foi próxima de 1,0, assinalando a mobilização de praticamente a mesma largura efetiva da condição de interação total.

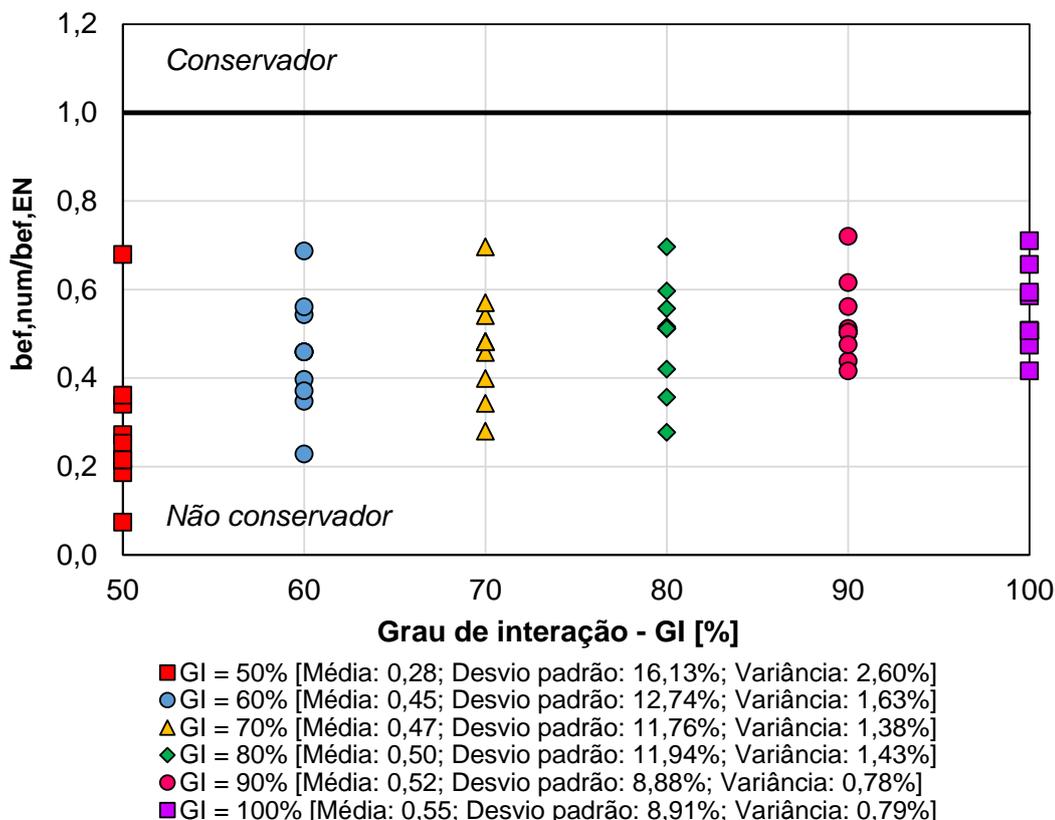
A Figura 88 e a Figura 89 apresentam a relação entre a largura numérica efetiva ($b_{ef,num}$) e a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) ($b_{ef,AASHTO}$) e pelo EN 1994-2-2 (2005) ($b_{ef,EN}$) respectivamente, para os diferentes graus de interação das análises paramétricas com seção transversal em duplo caixão.

Figura 88: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) nos modelos com configuração em duplo caixão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Figura 89: Relação entre a largura efetiva numérica e a largura efetiva recomendada pelo EN 1994-2-2 (2005) nos modelos com configuração em duplo caixão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

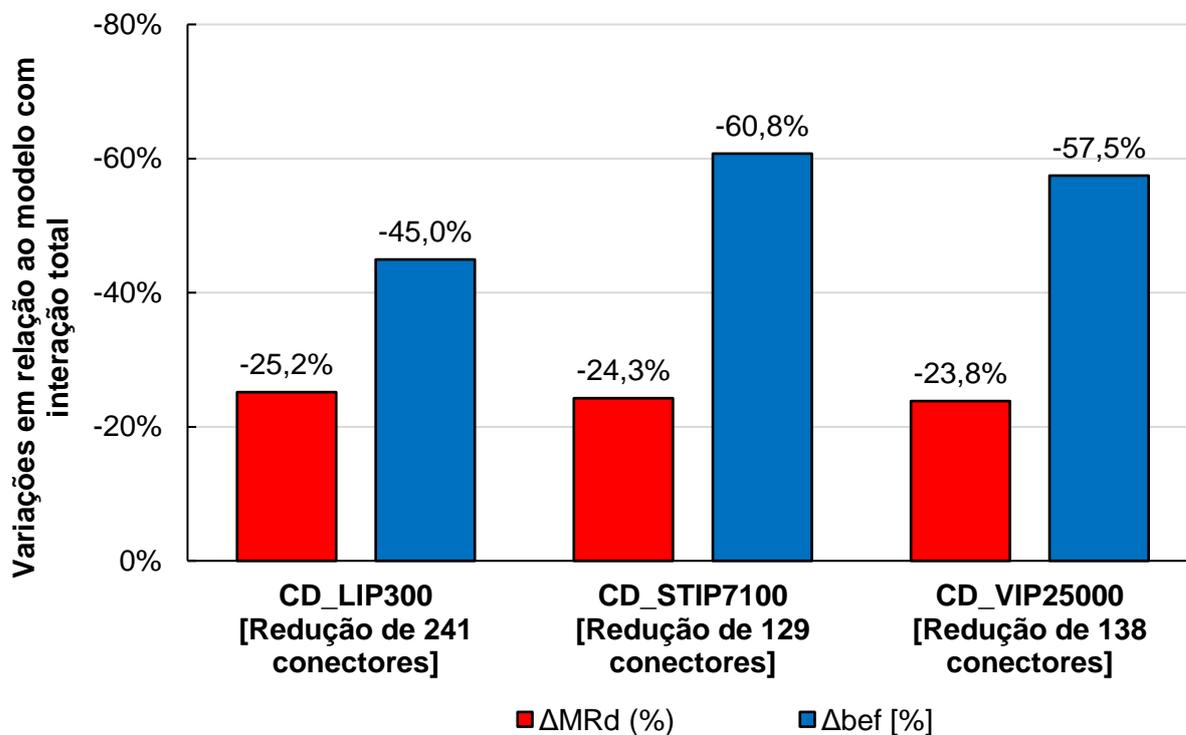
Apesar de a largura efetiva de uma viga caixão ser maior do que a de uma viga "I", as relações $b_{ef,num}/b_{ef,AASHTO}$ e $b_{ef,num}/b_{ef,EN}$ revelaram valores não conservadores, em média, para todos os graus de interação.

Deve-se notar também que, independentemente da configuração da seção transversal, a média das relações $b_{ef,num}/b_{ef,AASHTO}$ e $b_{ef,num}/b_{ef,EN}$ aumenta à medida que GI aumenta. Este fato mostra a influência do grau de interação aço-concreto na largura efetiva.

5.2.3.1 Influência do grau de interação na capacidade resistente e na quantidade de conectores de cisalhamento

Analogamente ao apresentado para os modelos com configuração em caixão simples, comparou-se a variação da capacidade resistente ao momento fletor e da largura efetiva dos modelos CD_LIP300, CD_STIP7100 e CD_VIP25000, considerando valores de GI de 50% e 100%. A Figura 90 apresenta os resultados encontrados na comparação.

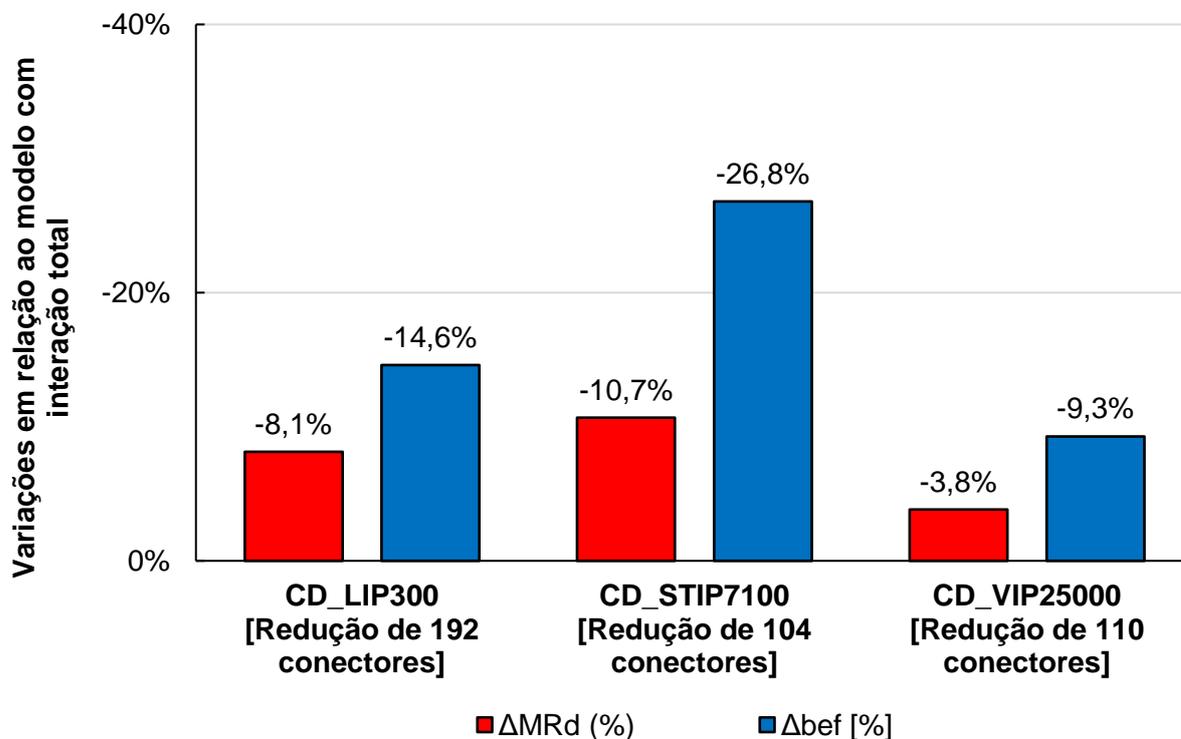
Figura 90: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em duplo caixão com valores de GI iguais a 50% e 100%.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Por outro lado, comparando os mesmos modelos da Figura 90 considerando valores de GI de 60% e 100%, foram obtidos os resultados da Figura 91.

Figura 91: Influência da variação do grau de interação aço-concreto na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor, comparando modelos com configuração em caixão simples com valores de GI iguais a 60% e 100%.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Novamente, ao aumentar o grau de interação de 50% para 60%, verifica-se, tomando como referência o modelo com interação total, economias significativas de conectores de cisalhamento acarretando pequenas variações na largura efetiva e na capacidade resistente ao momento fletor.

5.2.4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Comparando os resultados de todos os modelos com a ferramenta *tie constraint* com os modelos dotados de conectores de cisalhamento, observa-se, em média, valores 47,39 % maiores de largura efetiva para os primeiros, explicados devido a rigidez da conexão entre os materiais ocasionar maiores tensões na laje na região da interface, fazendo com que a contribuição da laje para a resistência da seção mista seja maior. Novamente, vale ressaltar que embora os modelos dotados de conectores de cisalhamento representem de forma mais fiel o comportamento físico da estrutura, as modelagens com a ferramenta *tie constraint* foram importantes para a determinação da largura efetiva numérica dos modelos, imprescindíveis para o dimensionamento dos conectores.

De forma qualitativa, a variação da altura da laje causou uma alteração proporcional da largura efetiva, especialmente nos modelos simulados com a ferramenta *tie constraint*

aplicada na interface, em razão do aumento de rigidez que ela causou. Para os modelos com conectores de cisalhamento, a variação da altura da laje proporcionou valores de largura efetiva numérica muito próximos dos recomendados pela AASHTO (2017).

O comprimento do vão exerceu forte influência de até cerca de 30,0 m e se manteve praticamente constante para valores maiores para os modelos com a ferramenta *tie constraint*. Para os modelos com conectores de cisalhamento, houve grande influência na largura efetiva numérica até cerca de 20,0 m. A partir deste vão, também houve crescimento, porém menos acentuado.

Quanto à distância entre vigas, para a configuração em duplo caixão, nota-se que a largura efetiva de cada viga decresce conforme os caixões são afastados. Observa-se ainda que a largura efetiva das almas internas é superior à das almas externas quando os caixões estão próximos, pelo fato de a rigidez de uma alma não ser capaz de manter a “absorção” das tensões normais na outra viga.

Para os modelos em caixão duplo com interação total por meio de conectores de cisalhamento, os resultados encontrados numericamente mostraram-se muito próximos dos calculados conforme as recomendações da AASHTO (2017). Na variação da altura da laje, do comprimento do vão e da distância entre caixões, os erros médios - média dos valores do quociente entre a largura efetiva numérica e a recomendação da norma americana - foram respectivamente, 2,75%, 20,0% e 5,61%.

Por sua vez, para os modelos em caixão duplo com interação total por meio da ferramenta *tie constraint*, os resultados encontrados numericamente foram mais próximos dos calculados conforme o método de Yuan *et al.* (2016). Os erros médios - média dos valores do quociente entre a largura efetiva numérica e a recomendação de Yuan *et al.* (2016) - para a variação da altura da laje, do comprimento do vão e da distância entre caixões foram, respectivamente, 5,28%, 14,50% e 9,20%.

No que diz respeito à influência do grau de interação aço-concreto, observou-se que, quanto maior a interação, maior é a largura efetiva. Entretanto, vale ressaltar que, na maioria dos modelos, o GI deixou de influenciar fortemente a largura efetiva a partir da interação de 70%.

5.2.5 RECOMENDAÇÃO DE CÁLCULO

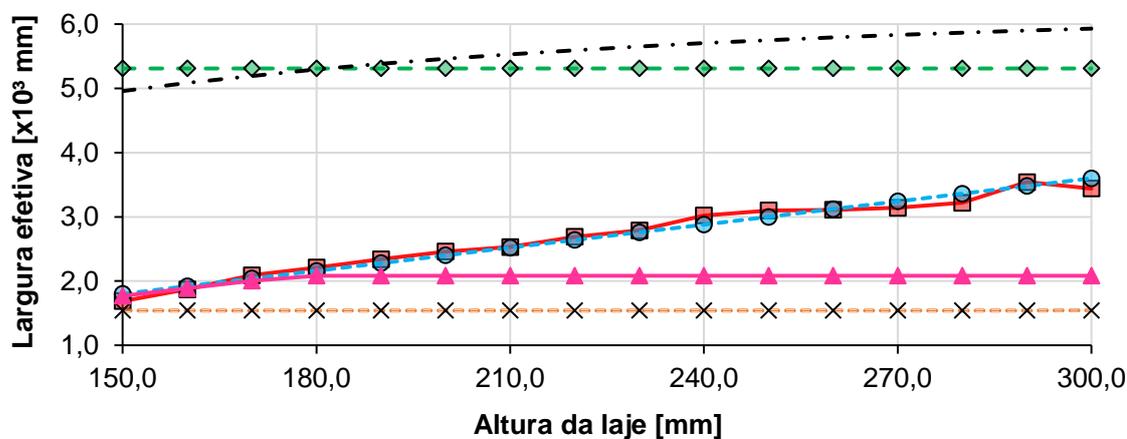
5.2.5.1 Formulação para o cálculo da largura de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão com interação total

Fundamentando-se nos resultados dos intervalos de confiança para os modelos com configuração em duplo caixão, discutidos nos itens 5.2.2.1, 5.2.2.2. e 5.2.2.3, **recomenda-se que a largura efetiva de cálculo da laje não exceda:**

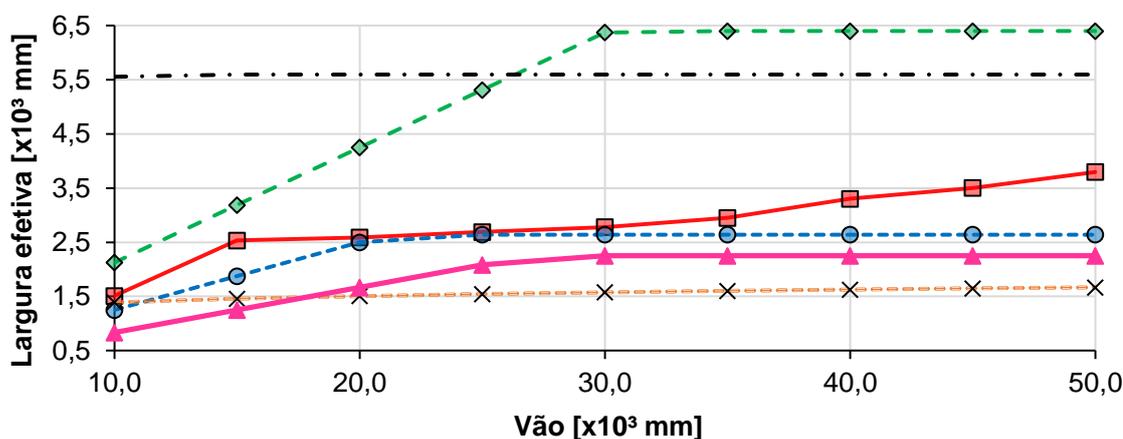
- **11,80 vezes a espessura da laje;**
- **1/12 do comprimento do vão da viga;**
- **1/3 da distância de centro a centro entre caixões.**

A Figura 92 apresenta a comparação do método proposto com o resultado das análises paramétricas da seção 5.2.2.

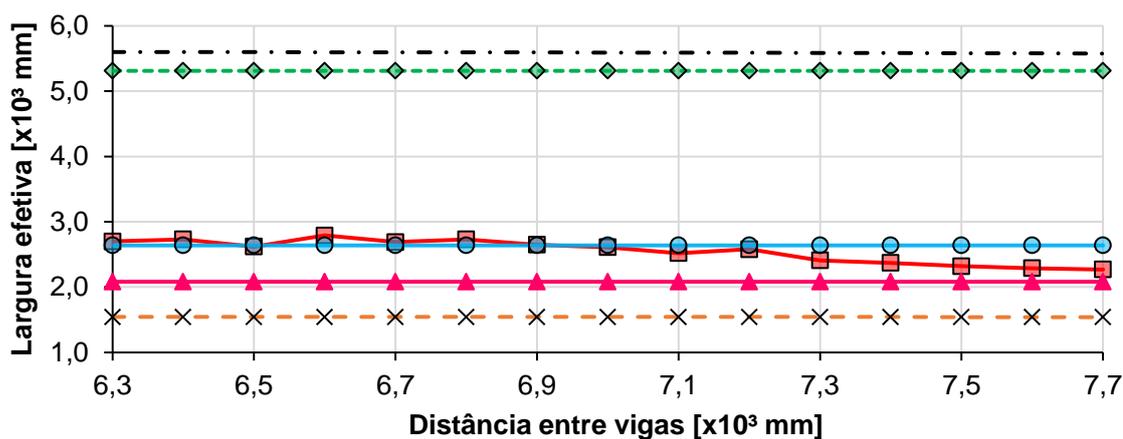
Figura 92: Comparação entre os resultados da análise paramétrica e o método proposto no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em duplo caixa.



Largura efetiva em função da altura da laje para a configuração em duplo caixa



Largura efetiva em função do comprimento do vão para a configuração em duplo caixa



Largura efetiva em função da distância entre vigas para a configuração em duplo caixa



Fonte: Elaborado pelo autor.

Diferentemente do fenômeno observado para uma configuração em caixão simples, a recomendação de AASHTO (2017) foi a mais semelhante aos resultados numéricos, porém ela superestima a largura efetiva numérica em alguns casos. O método proposto pelo presente trabalho, por sua vez, é seguramente conservador, apresentando concordância satisfatória com os resultados numéricos.

5.2.5.2 Sugestão de um coeficiente de ajuste da largura efetiva (α) em função do grau de interação

Analogamente ao proposto para a configuração em caixão simples, calculou-se o quociente médio entre b_{ef} com interação parcial ($b_{ef,IP}$) e b_{ef} com interação total ($b_{ef,IT}$) para os modelos com configuração em duplo caixão. Os resultados estão apresentados na Tabela 32.

Tabela 32: Relação entre a média da largura efetiva com interação parcial e a média da largura efetiva com interação total para os modelos com configuração em duplo caixão.

Procedimento normativo	GI	Σb_{ef} [m]	$b_{ef,IP,med}$ [m] ($\Sigma b_{ef}/10$)	$b_{ef,IP,med}/b_{ef,IT,med}$
AASHTO (2017) $b_{ef,AASHTO,med} = 2,72$ m	50%	12,85	1,29	0,47
	60%	22,03	2,20	0,81
	70%	23,23	2,32	0,85
	80%	24,41	2,44	0,90
	90%	26,11	2,61	0,96
	100%	27,41	2,74	1,01
EN 1994-2-2 (2005) $b_{ef,EN,med} = 5,10$ m	50%	12,85	1,29	0,25
	60%	22,03	2,20	0,43
	70%	23,23	2,32	0,46
	80%	24,41	2,44	0,48
	90%	26,11	2,61	0,51
	100%	27,41	2,74	0,54

Fonte: Elaborado pelo autor.

Fundamentando-se nos valores médios do quociente $b_{ef,IP,med}/b_{ef,IT,med}$ e arredondando a segunda casa decimal desses valores para baixo (prática a favor da segurança), é proposto que, para o projeto de pontes mistas de aço e concreto na situação de interação parcial, com configuração em caixão simples, haja um coeficiente de ajuste (α) da largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) e pelo EN 1994-2-2 (2005) para a situação de interação total, conforme as Equações (39) e (40), respectivamente.

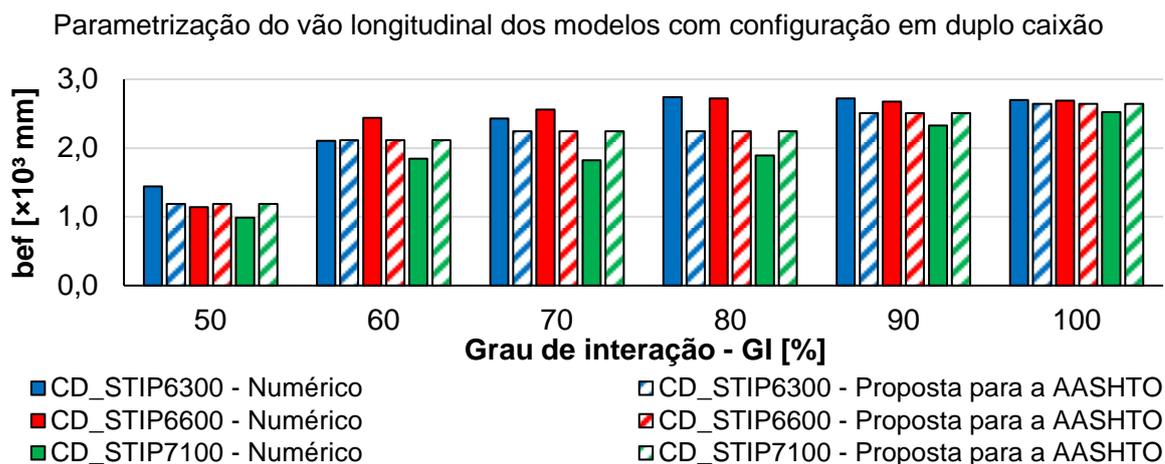
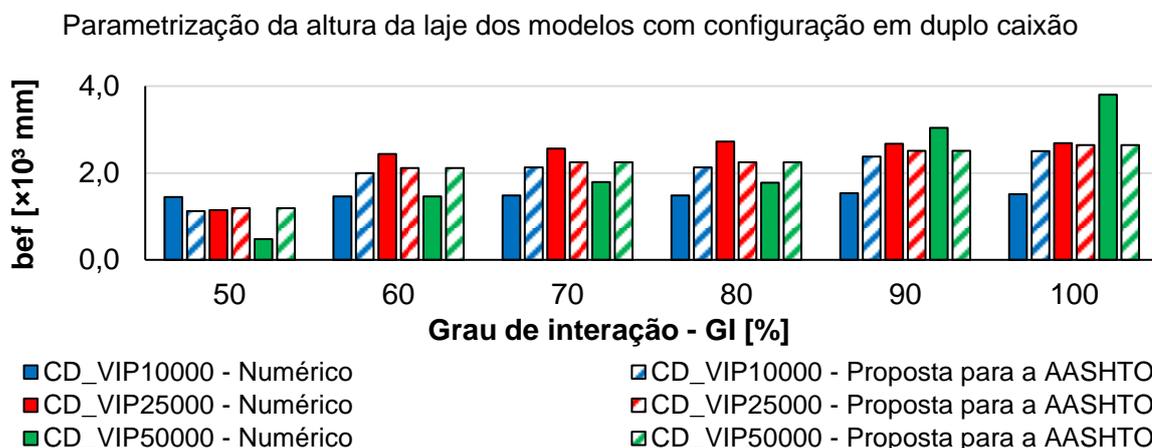
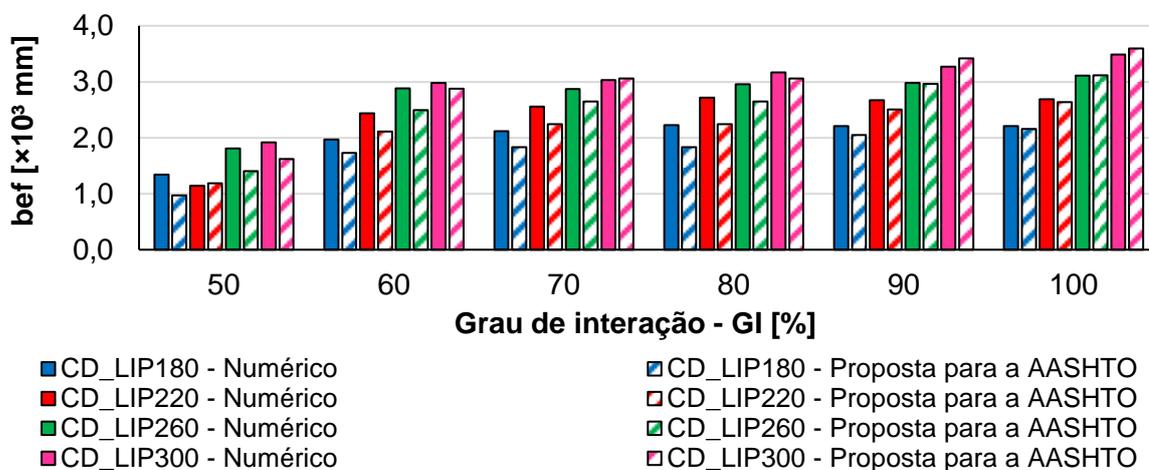
$$\alpha_{AASHTO,CD} = \begin{cases} 0,45 & \text{se } 50\% \leq GI < 60\% \\ 0,80 & \text{se } 60\% \leq GI < 70\% \\ 0,85 & \text{se } 70\% \leq GI < 90\% \\ 0,95 & \text{se } 90\% \leq GI < 100\% \\ 1,00 & \text{se } GI = 100\% \end{cases} \quad (39)$$

$$\alpha_{EN,CD} = \begin{cases} 0,25 & \text{se } 50\% \leq GI < 60\% \\ 0,40 & \text{se } 60\% \leq GI < 70\% \\ 0,45 & \text{se } 70\% \leq GI < 90\% \\ 0,50 & \text{se } 90\% \leq GI \leq 100\% \end{cases} \quad (40)$$

Observando os coeficientes, sugere-se, mais uma vez, a adoção do grau de interação mínimo de 60% para o dimensionamento de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão.

A Figura 93 e a Figura 94 apresentam a comparação do método proposto para a AASHTO (2017) e para o EN 1994-2-2 (2005), respectivamente, com o resultado das análises paramétricas obtida na seção 5.2.3, nas quais nota-se que o coeficiente de ajuste proposto também ajustou, satisfatoriamente e seguramente, as recomendações normativas para os modelos com configuração em duplo caixão.

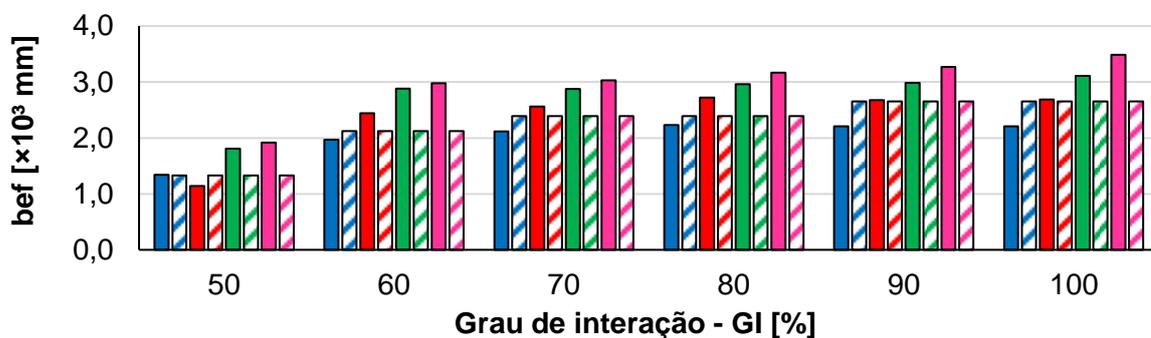
Figura 93: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para a AASHTO (2017) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em duplo caixão.



Parametrização da distância entre almas dos modelos com configuração em duplo caixão

Fonte: Elaborado pelo autor.

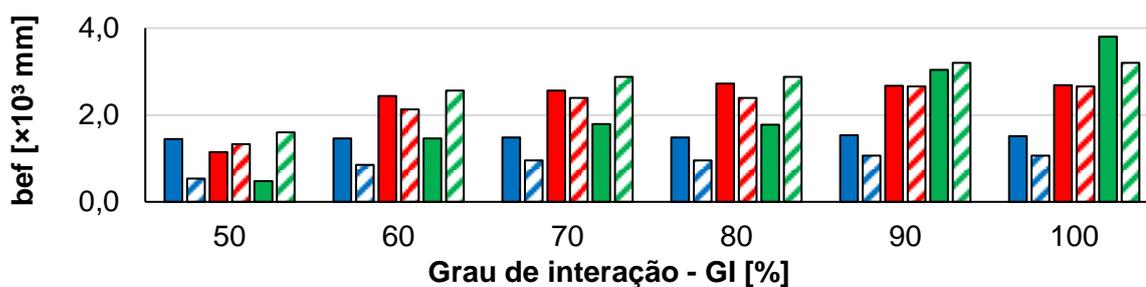
Figura 94: Comparação entre os resultados da análise paramétrica com interação parcial e o método de ajuste proposto para a EN 1994-2-2 (2005) no presente trabalho, considerando os modelos com configuração em duplo caixão.



■ CD_LIP180 - Numérico
 ■ CD_LIP220 - Numérico
 ■ CD_LIP260 - Numérico
 ■ CD_LIP300 - Numérico

■ CD_LIP180 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_LIP220 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_LIP260 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_LIP300 - Proposta para o EN 1994-2-2

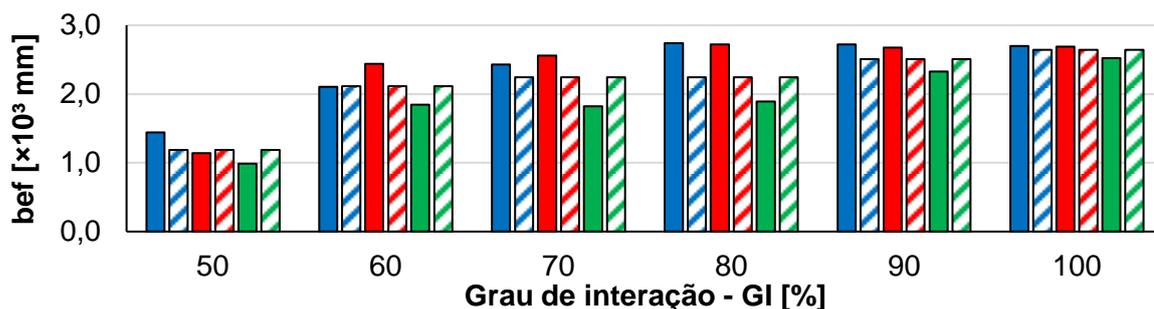
Parametrização da altura da laje dos modelos com configuração em duplo caixão



■ CD_VIP10000 - Numérico
 ■ CD_VIP25000 - Numérico
 ■ CD_VIP50000 - Numérico

■ CD_VIP10000 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_VIP25000 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_VIP50000 - Proposta para o EN 1994-2-2

Parametrização do vão longitudinal dos modelos com configuração em duplo caixão



■ CD_STIP6300 - Numérico
 ■ CD_STIP6600 - Numérico
 ■ CD_STIP7100 - Numérico

■ CD_STIP6300 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_STIP6600 - Proposta para o EN 1994-2-2
 ■ CD_STIP7100 - Proposta para o EN 1994-2-2

Parametrização da distância entre almas dos modelos com configuração em duplo caixão

Fonte: Elaborado pelo autor.

5.3 ANÁLISE GLOBAL DOS RESULTADOS

A Tabela 33 apresenta uma comparação entre a formulação proposta neste trabalho, para o cálculo da largura efetiva de pontes mistas de aço e concreto em seção caixão com interação total (itens 5.1.5 e 5.2.5), e as principais recomendações normativas e da literatura.

Tabela 33: Síntese dos principais métodos para cálculo da largura efetiva de vigas mistas de aço e concreto.

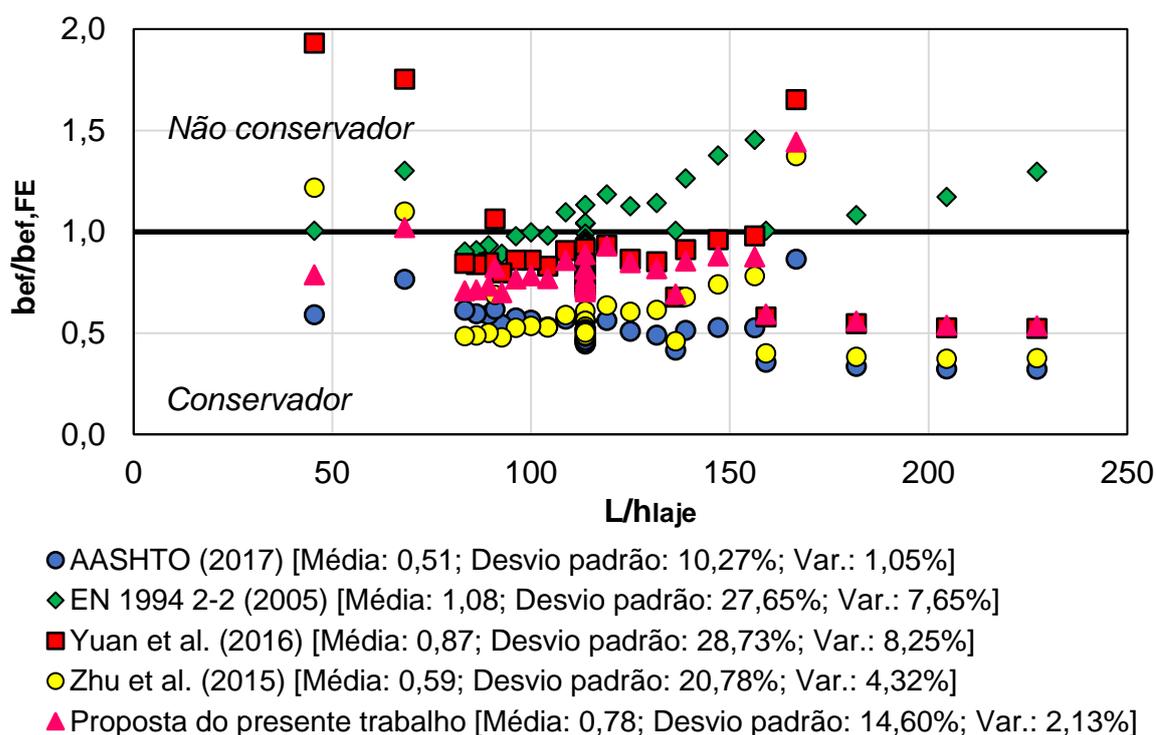
Método	Cálculo de b_{ef}	Aplicação
	Na configuração em caixão simples:	
	$b_{ef} = \min \begin{cases} 20 \cdot h_{laje} \\ \frac{1}{6} \cdot L \\ \frac{5}{7} \cdot D_{almas} \end{cases}$	
O autor	Na configuração em duplo caixão:	Pontes mistas de aço e concreto com vigas em seção caixão
	$b_{ef} = \min \begin{cases} 11,80 \cdot h_{laje} \\ \frac{1}{12} \cdot L \\ \frac{1}{3} \cdot D_{caixões} \end{cases}$	
AASHTO (2017)	$b_{ef} = \min \begin{cases} 12 \cdot h_{laje} \\ \frac{1}{4} \cdot L \\ D_{vigas} \end{cases}$	Pontes mistas de aço e concreto com vigas em perfis tipo "I"
EN 1994-2-2 (2005)	$b_{ef} = b_0 + \sum b_{ei}$	Pontes mistas de aço e concreto com vigas em perfis tipo "I"
Yuan <i>et al.</i> (2016)	$b_{ef} = \eta_1 \cdot b$ $x_1 = \frac{L}{b} \text{ e } x_2 = \frac{h_c}{b}$ $\eta_1 = \min \begin{cases} 1 - e^{-0,65 x_1} \\ \frac{2,83 \cdot 10^{-4} + x_2^2}{0,001 + x_2^2} \end{cases}$	Vigas mistas de aço e concreto com perfis tipo "I"
Zhu <i>et al.</i> (2015)	$\lambda_u = \frac{b_{i,ef,u}}{b_i} = 1 - e^{-0,212 \left(\frac{b_i}{L}\right)^{-0,1284}}$	Vigas mistas de aço e concreto com perfis tipo "I" e em seção caixão. Válido para a largura efetiva no meio do vão longitudinal considerando carregamento distribuído.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Observa-se que a recomendação proposta nesse trabalho, específica para pontes mistas de e concreto com vigas em seção caixão, apresenta grandes divergências comparada aos demais métodos que, por sua vez, não possuem tal especificidade.

A Figura 95 e a Figura 96 apresentam a relação entre a largura efetiva das recomendações analisadas e a largura efetiva numérica ($b_{ef,num}$), para configurações em caixão simples e duplo, respectivamente.

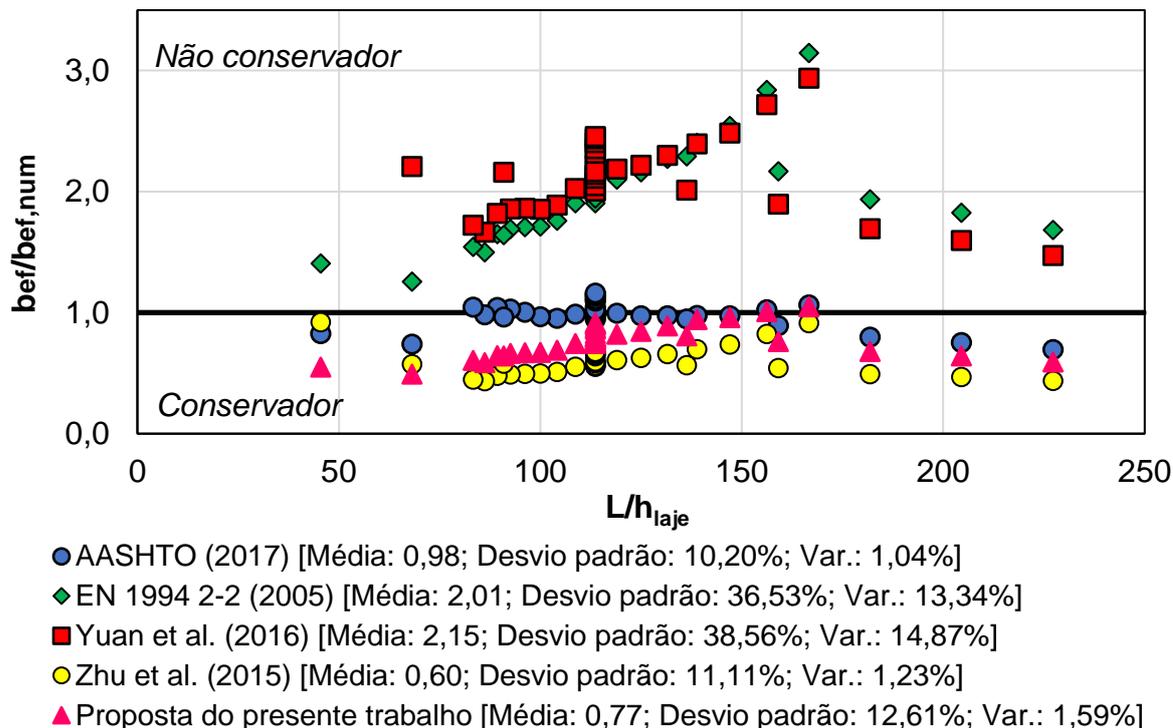
Figura 95: Relação entre a largura efetiva dos métodos abordados e a largura efetiva numérica em função de L/h_{laje} para os modelos com configuração em caixão simples.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para modelos com configuração em caixão simples, a recomendação do EN 1994-2-2 (2005) apresenta um valor médio de $b_{ef}/b_{ef,num}$ igual a 1,08, maior que 1,0, apresentando-se como um método não conservador. As recomendações da AASHTO (2017), Zhu *et al.* (2015) e Yuan *et al.* (2016) apresentaram valores médios de $b_{ef}/b_{ef,num}$ iguais a, respectivamente, 0,51, 0,58 e 0,87. A recomendação proposta pelo presente estudo apresenta uma média $b_{ef}/b_{ef,num}$ igual a 0,77. Apesar de estar mais distante de 1,0 do que o método de Yuan *et al.* (2016), o método proposto apresenta apenas duas observações não conservadoras, enquanto Yuan *et al.* (2020) tem quatro, mostrando-se, portanto, menos seguro.

Figura 96: Relação entre a largura efetiva dos métodos abordados e a largura efetiva numérica em função de L/h_{laje} para os modelos com configuração em duplo caixão.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Para os modelos com configuração em duplo caixão, observa-se que o EN 1994-2-2 (2005) e o método de Yuan *et al.* (2016) mostram resultados não conservadores em relação aos resultados da análise numérica, com valores médios de $b_{ef}/b_{ef,num}$ de, respectivamente, 2,01 e 2,15. A norma americana AASHTO (2017) apresenta um valor médio de $b_{ef}/b_{ef,num}$ igual a 0,98, porém algumas observações são não conservadoras, superestimando a capacidade resistente da laje de concreto para a resistência da seção mista. Por sua vez, o método de Zhu *et al.* (2015) resulta nos valores mais conservadores de largura efetiva, com uma média de $b_{ef}/b_{ef,num}$ igual a 0,60. Por fim, o método proposto pelo presente trabalho superestima a contribuição da laje de concreto em apenas um modelo e resulta em um valor médio de $b_{ef}/b_{ef,num}$ igual a 0,77, constituindo o método que melhor se ajusta com segurança aos resultados numéricos.

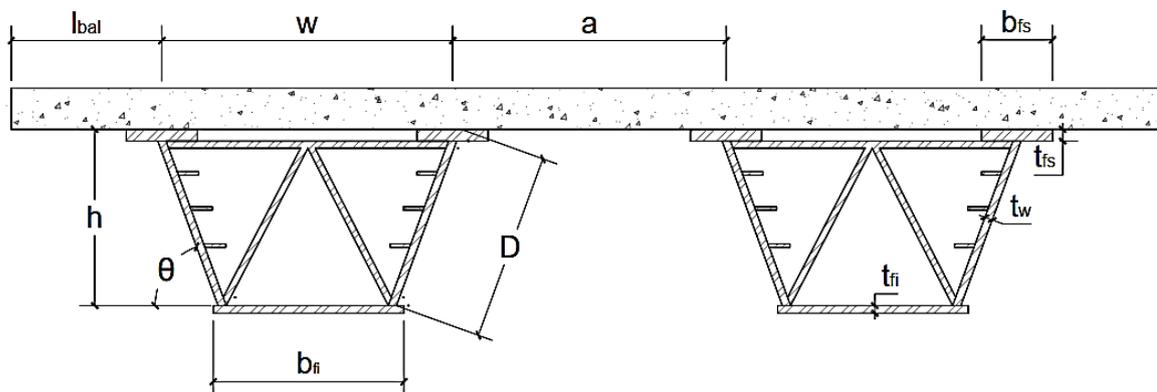
6. INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DA LARGURA EFETIVA

Para vigas mistas de aço e concreto em alma cheia, com relação à normatização, principalmente aquelas destinadas a edifícios, a largura efetiva da laje já está estabelecida. Na literatura nacional, a recomendação fica por conta da ABNT NBR 8800 (2008), que trata de estruturas de aço e mistas de aço e concreto. Por sua vez, para pontes e viadutos em vigas mistas de aço e concreto, o cálculo da largura efetiva da laje já está estabelecido em normas, porém, isso não ocorre para vigas mistas em seção caixão. Nesse contexto, as principais normas vigentes são a americana AASHTO (2017) e a europeia EN 1994-2-2 (2005), contudo, as recomendações são para vigas com perfis tipo “I”.

Além disso, conforme mencionado anteriormente, as principais recomendações existentes na literatura para cálculo da largura efetiva em pontes e viadutos mistos de aço e concreto são as desenvolvidas por Yuan *et al.* (2016) e Zhu *et al.* (2015). Por essa razão, este capítulo aborda tais recomendações juntamente com as das normas citadas.

Com o intuito de estudar o impacto da variabilidade da largura efetiva no dimensionamento de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão, foram pré-dimensionados 11 modelos de pontes/viadutos em duplo caixão. Nestes, foram variados o vão, a altura da laje e as dimensões da seção transversal das vigas caixões. A Figura 97 apresenta as simbologias dos parâmetros geométricos das pontes.

Figura 97: Parâmetros geométricos da seção transversal dos modelos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Em todos os modelos, adotou-se a largura da seção transversal do tabuleiro de 12.800 mm, a largura da mesa superior do caixão de $b_{fs} = 350$ mm, a largura da mesa inferior de $b_{fi} = 2.500$ mm e as espessuras dos perfis foram $t_{fs} = t_{fi} = t_w = 31,75$ mm. Tais valores estão

em conformidade com o pré-dimensionamento recomendado pela AASHTO (2017). A Tabela 34 apresenta a geometria dos modelos.

Tabela 34: Parâmetros geométricos da seção transversal dos modelos.

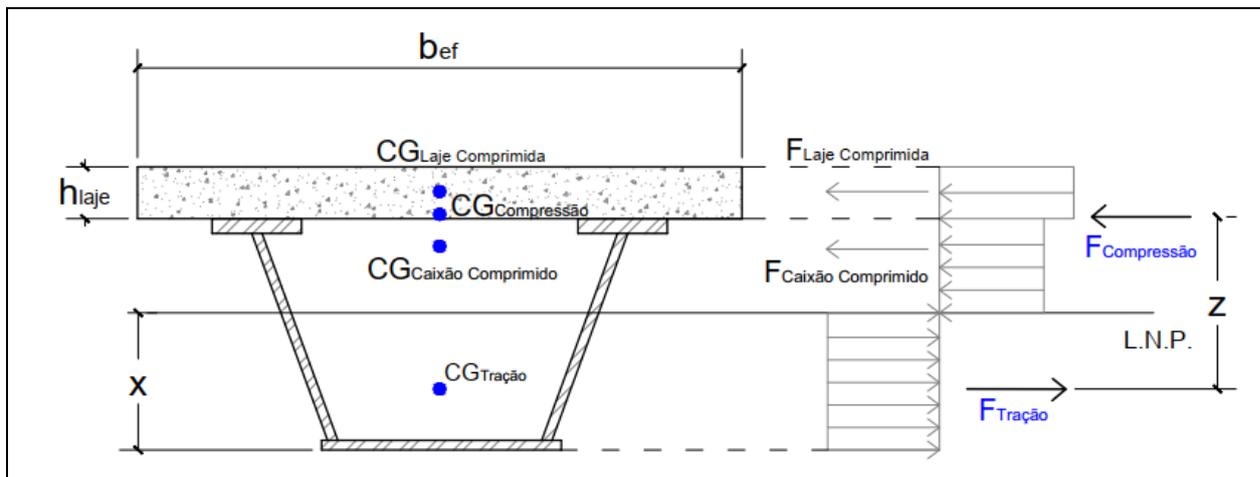
Modelo	Vão [mm]	hlaje [mm]	hvigas [mm]	w [mm]	lbal [mm]	a [mm]
1	30.000,00	200,00	1.000,00	2.920,00	1.460,00	4.040,00
2	33.000,00	210,00	1.100,00	2.960,00	1.480,00	3.920,00
3	36.000,00	220,00	1.200,00	3.000,00	1.500,00	3.800,00
4	39.000,00	230,00	1.300,00	3.040,00	1.520,00	3.680,00
5	42.000,00	240,00	1.400,00	3.080,00	1.540,00	3.560,00
6	45.000,00	250,00	1.500,00	3.120,00	1.560,00	3.440,00
7	48.000,00	260,00	1.600,00	3.165,00	1.582,50	3.305,00
8	51.000,00	270,00	1.700,00	3.210,00	1.605,00	3.170,00
9	54.000,00	280,00	1.800,00	3.250,00	1.625,00	3.050,00
10	57.000,00	290,00	1.900,00	3.300,00	1.650,00	2.900,00
11	60.000,00	300,00	2.000,00	3.330,00	1.665,00	2.810,00

Fonte: Elaborado pelo autor.

Quanto às propriedades dos materiais, utilizou-se para a laje um concreto com módulo de elasticidade longitudinal de 30.589 MPa e resistência característica à compressão de 30 MPa. Para as vigas metálicas, foi utilizado o aço ASTM A242, com módulo de elasticidade longitudinal de 200.000 MPa e resistência característica ao escoamento de 345 MPa. Além disso, considerou-se interação total entre os materiais em todos os modelos.

A fim de investigar a influência da variação da largura efetiva no dimensionamento no Estado Limite Último, calculou-se o momento fletor resistente (M_{Rd}) da seção mista considerando os diversos métodos para o cálculo da largura efetiva, expostos no Capítulo 3. Em razão da grande rigidez dos caixões metálicos, para todos os modelos da Tabela 34, a posição da linha neutra plástica (LNP) localiza-se no caixão metálico. Portanto, a capacidade resistente ao momento fletor da seção mista pode ser calculada pelas expressões da Tabela 35.

Tabela 35: Cálculo da capacidade resistente ao momento fletor – LNP no caixão metálico.



$$C_{Aço} = A'_s \cdot f_{yd}$$

$$T_{Aço} = A_s \cdot f_{yd}$$

$$C_{Concreto} = 0,85 \cdot f_{cd} \cdot b_{ef} \cdot h_{laje}$$

$$M_{Rd} = F_{Tração} \cdot z = F_{Compressão} \cdot z$$

- $C_{Concreto}$ – Força de compressão na laje;
- $C_{Aço}$ – Força de compressão na viga caixão;
- $T_{Aço}$ – Força de tração na viga caixão metálica;
- z – Distância entre os pontos de aplicação da resultante de tração e de compressão;
- f_{cd} – Resistência de cálculo do concreto à compressão;
- h_{laje} – Altura da laje;
- A_s – Área de aço do caixão abaixo da LNP;
- A'_s – Área de aço do caixão acima da LNP;
- f_{yd} – Resistência de cálculo do aço à tração;
- b_{ef} – Largura efetiva da laje.

Fonte: Elaborado pelo autor.

Por sua vez, a fim de avaliar como a faixa de variação da largura efetiva existente na literatura e nas normativas afeta o dimensionamento no Estado Limite de Serviço (E.L.S.), considerou-se a deflexão limite de $L/800$ para cada modelo. Esta limitação é fixada pela norma brasileira de pontes e viadutos mistos de aço e concreto, ABNT NBR 16694 (2018) – que se encontra em fase de consulta pública -, e pela AASHTO (2017). Feito isso, utilizando a Equação (39), determinou-se qual o carregamento distribuído (q) que ocasiona tais flechas para cada um dos métodos de determinação da largura efetiva.

$$\delta = \frac{L}{800} = \frac{5qL^4}{384EI_{tr}} \rightarrow q = \frac{384EI_{tr}}{4000L^3} \quad (39)$$

Onde: L o comprimento do vão; E o módulo de elasticidade longitudinal do aço; e I_{tr} a inércia calculada no centro geométrico da seção homogeneizada totalmente em aço.

A Tabela 36 apresenta os valores da largura efetiva dos 11 modelos, calculadas de acordo com as recomendações da ABNT NBR 8800 (2008), AASHTO (2017), EN 1994-2-2

(2005), Yuan *et al.* (2016), Zhu *et al.* (2015) e a proposta no item 5.1.5 deste trabalho para pontes mistas de aço e concreto em seção caixão duplo.

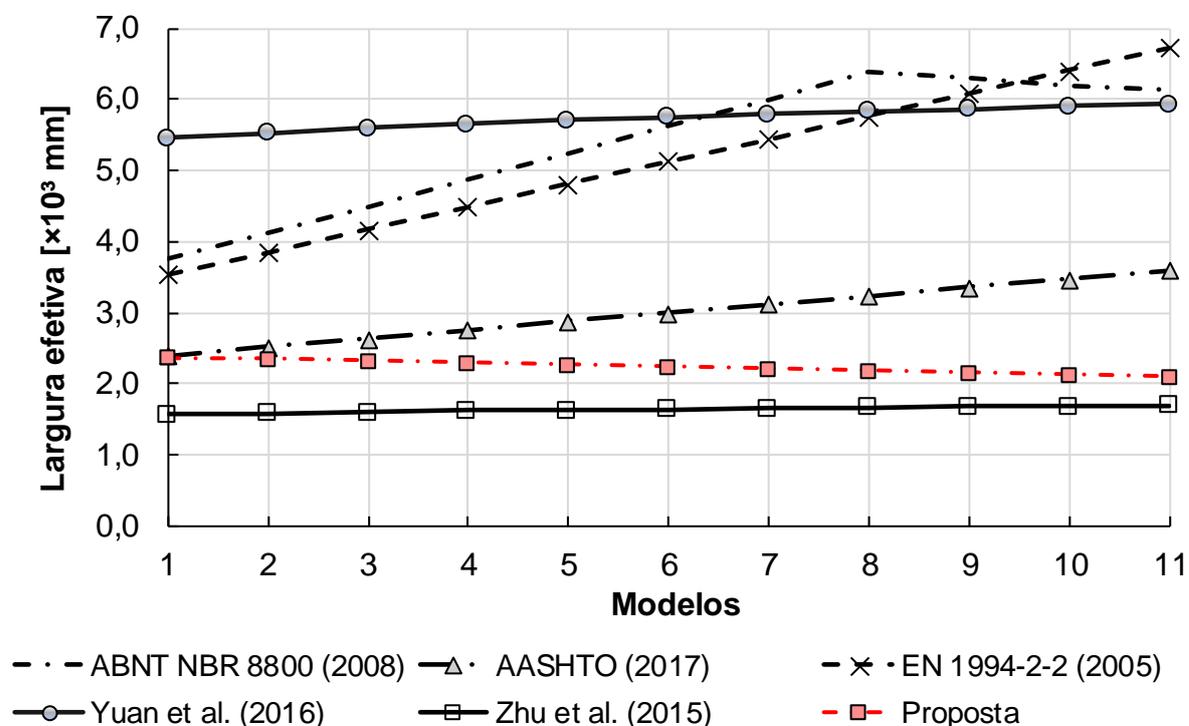
Tabela 36: Parâmetros geométricos da seção transversal dos modelos.

Modelo	LARGURA EFETIVA (mm)					
	NBR 8800 (2008)	AASHTO (2017)	EN 1994 2-2 (2005)	Yuan <i>et al.</i> (2016)	Zhu <i>et al.</i> (2015)	Proposta
1	3.750,00	2.400,00	3.537,50	5.452,26	1.574,82	2.364,00
2	4.125,00	2.520,00	3.856,25	5.526,41	1.591,74	2.359,84
3	4.500,00	2.640,00	4.175,00	5.592,74	1.607,30	2.332,40
4	4.875,00	2.760,00	4.493,75	5.652,13	1.621,71	2.304,96
5	5.250,00	2.880,00	4.812,50	5.705,37	1.635,13	2.277,52
6	5.625,00	3.000,00	5.131,25	5.753,16	1.647,69	2.250,08
7	6.000,00	3.120,00	5.450,00	5.796,18	1.659,49	2.219,21
8	6.375,00	3.240,00	5.768,75	5.834,80	1.670,60	2.188,34
9	6.300,00	3.360,00	6.087,50	5.869,60	1.681,11	2.160,90
10	6.200,00	3.480,00	6.406,25	5.900,80	1.691,06	2.126,60
11	6.140,00	3.600,00	6.725,00	5.929,43	1.700,54	2.106,02

Fonte: Elaborado pelo autor.

A Figura 98 exibe a variação da largura efetiva para os modelos analisados.

Figura 98: Valores da largura efetiva dos modelos para cada uma das recomendações abordadas.



Fonte: Elaborado pelo autor.

De imediato, observa-se que há uma grande divergência no valor da largura efetiva nos modelos em função da norma ou recomendação adotada. Mais detalhadamente, tem-se

que as recomendações de Zhu *et al.* (2015) resultam larguras efetivas bem conservadoras e com pouquíssima variação entre os modelos, pois este método não considera a altura da laje em seus cálculos e o comprimento do vão exerce pouca influência na determinação de b_{ef} . Em termos de conservadorismo, em segundo lugar tem-se a recomendação de cálculo deste trabalho, seguida da largura efetiva calculada de acordo com a AASHTO (2017), que teve a largura efetiva limitada pela altura da laje em todos os modelos. No mais, as equações da ABNT NBR 8800 (2008), do EN 1994-2-2 (2005) e de Yuan *et al.* (2016) apresentam os maiores valores de largura efetiva, alternando entre si.

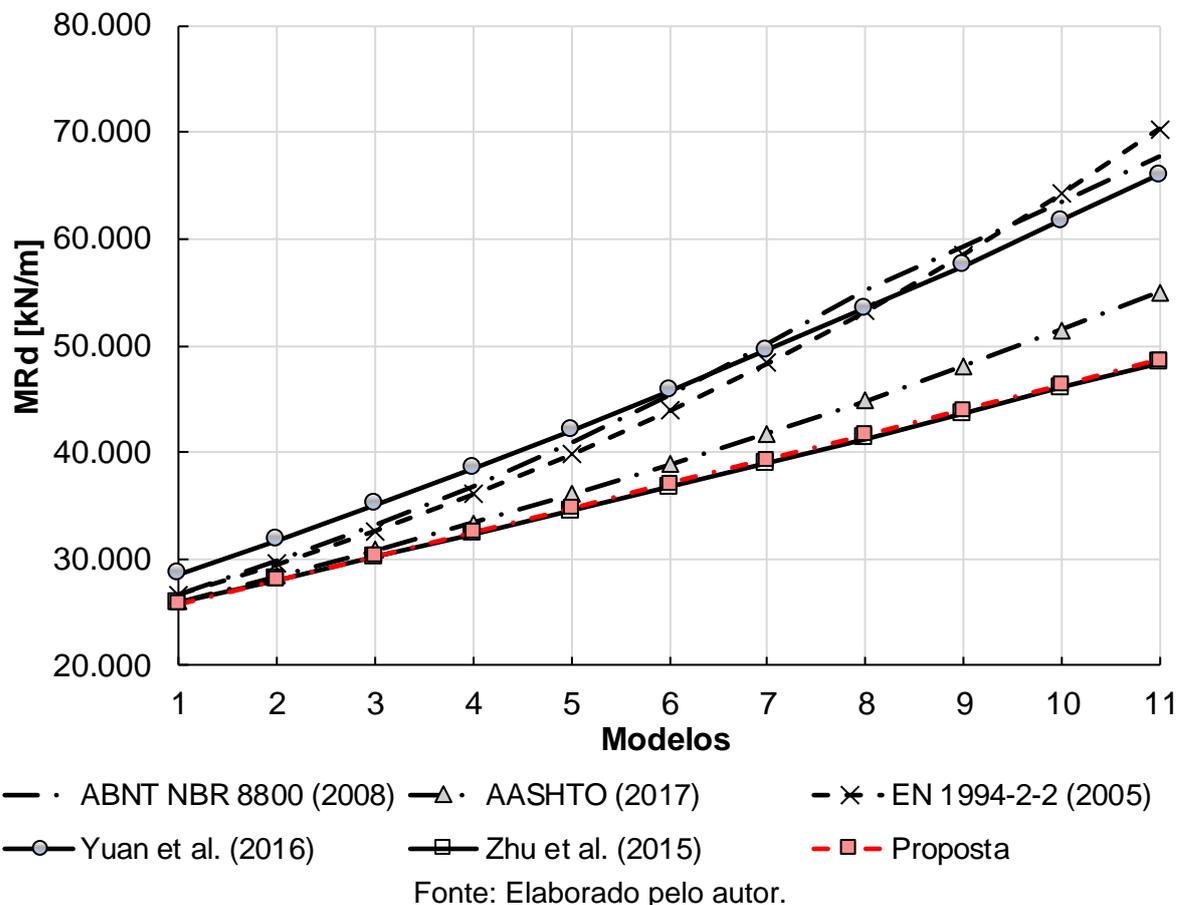
Conforme mencionado, as recomendações propostas pelo trabalho em questão apresentaram valores de largura efetiva superiores aos de Zhu *et al.* (2015) e inferiores a todos os demais métodos de cálculo. Além disso, com exceção do Modelo 1, cuja largura efetiva foi limitada pela altura da laje, todos os demais modelos tiveram a largura efetiva limitada pela distância de centro a centro entre vigas.

Vale comentar que a largura efetiva calculada com base nos procedimentos de Yuan *et al.* (2016) também não variaram significativamente em função da variação da geometria da seção transversal e do comprimento do vão, mesmo o método considerando tais parâmetros. Observou-se que o coeficiente η_1 se manteve praticamente constante em todos os modelos.

Além disso, as larguras efetivas calculadas de acordo com o EN 1994-2-2 (2005) possuem a maior sensibilidade frente à variação da geometria da seção transversal e do vão dos modelos, exibindo um coeficiente de variação de 19,64%. Enquanto isso, o método de Zhu *et al.* provê a maior constância nos valores da largura efetiva, com um coeficiente de variação de 2,40% nos valores. Por sua vez, a recomendação feita neste trabalho resultou em um coeficiente de variação de 3,89%.

A Figura 99 exhibe graficamente a influência de tal variação no cálculo do momento fletor resistente da seção mista, principal limitante do dimensionamento no estado limite último.

Figura 99: Influência da variação da largura efetiva no momento fletor resistente da seção mista dos modelos.



As recomendações do EN 1994-2-2 (2005), de Yuan *et al.* (2016) e da ABNT NBR 8800 (2008) resultaram nos maiores valores de momento fletor resistente da seção mista, com valores médios de 45.767,61 kN·m, 46.402,08 kN·m e 46.256,28 kN·m. Enquanto isso, as equações da AASHTO (2017), Zhu *et al.* (2015) e a proposta pelo trabalho em questão ocasionaram valores médios de M_{Rd} de 39.509,86 kN·m e 36.908,15 kN·m e 37.142,02 kN·m.

O método de cálculo deste trabalho para o cálculo da largura efetiva de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão apresentaram valores muito próximos aos obtidos pelas equações de Zhu *et al.* (2015), de modo que as curvas praticamente se sobrepuseram. Considerando a proposta do presente trabalho como referência, o erro médio relativo com o método de Zhu *et al.* (2015) foi de 0,64%.

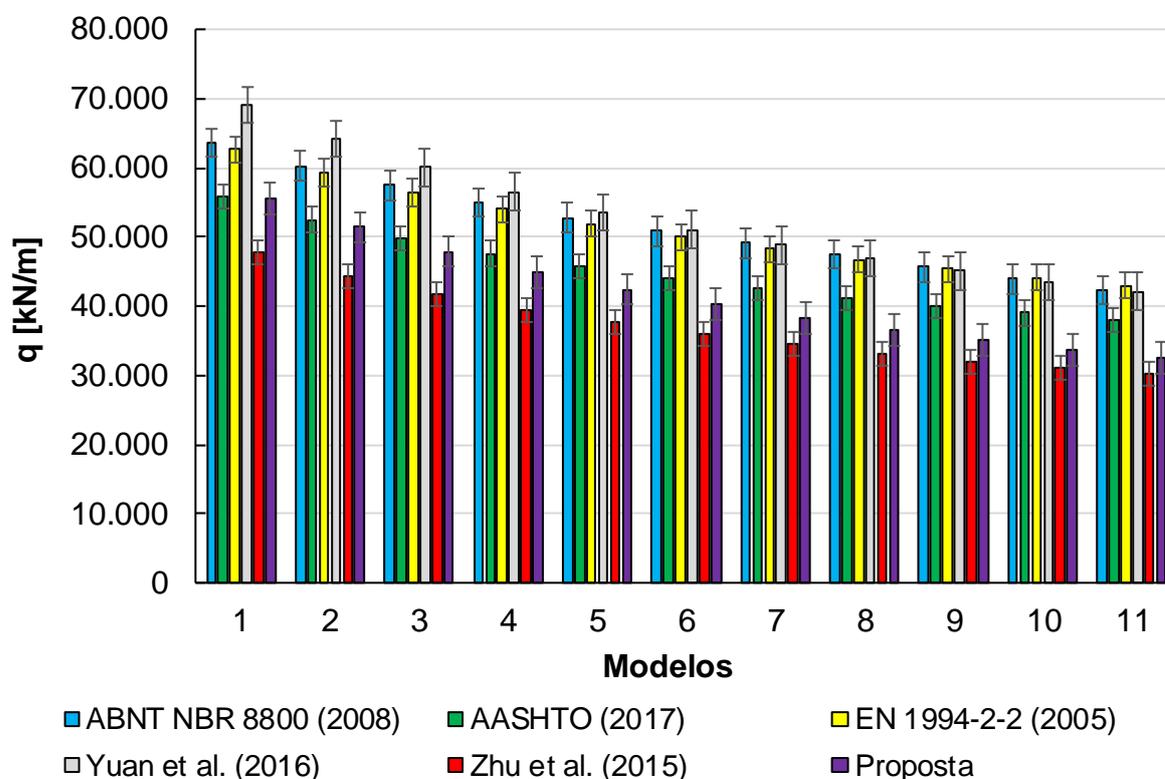
Verifica-se ainda que, comparando os valores de capacidade resistente ao momento fletor médio da ABNT NBR 8800 (2008) com os da AASHTO (2017), a primeira apresenta valores 17,07% superiores. Este fato pode implicar em elementos subdimensionados pela norma brasileira.

Em razão da grande variação da largura efetiva ocasionada pelos procedimentos da norma europeia, verifica-se que ela influencia significativamente nos limitantes do dimensionamento no E.L.U quando a geometria da seção transversal e o comprimento do vão variam.

Estatisticamente, os valores de M_{Rd} apresentaram coeficientes de variação oscilando entre 19,27 (Zhu *et al.*, 2015) e 30,24% (EN 1994-2-2, 2005) em todos os métodos. Isso significa que alterações na geometria e no comprimento do vão provocam mudanças mais expressivas no método de cálculo da norma europeia. Para as recomendações feitas neste trabalho, os valores de M_{Rd} possuem coeficiente de variação de 19,47%, enquanto a ABNT NBR 8800 (2008) e o método de Yuan *et al.* (2016) apresentaram coeficientes de variação de, respectivamente, 28,88% e 25,54%.

Por fim, considerando a deflexão limite de $L/800$ para o dimensionamento no Estado Limite de Serviço, a Figura 100 apresenta o carregamento distribuído corresponde que ocasiona tais deflexões, levando em conta a largura efetiva calculada por cada um dos métodos.

Figura 100: Influência da variação da largura efetiva no carregamento distribuído máximo para atender ao E.L.S. nos modelos.



Fonte: Elaborado pelo autor.

Visando atender ao principal critério do dimensionamento no E.L.S. da ABNT NBR 16694 (2018) e da AASHTO (2017) – principais referências normativas para o

dimensionamento de pontes e viadutos mistos de aço e concreto no Brasil, a largura efetiva calculada de acordo com as recomendações de Yuan *et al.* (2016), da ABNT NBR 8800 (2008) e do EN 1994-2-2 (2005) resultaram nas maiores médias de cargas limites distribuídas, sendo de, respectivamente, 52.842,48 kN/m, 51.712,78 kN/m e 51.111,84 kN/m. Por sua vez, as larguras efetivas mais conservadoras, provenientes dos métodos de cálculo da AASHTO (2017), da recomendação deste trabalho e de Zhu *et al.* (2015), acarretaram em valores de q médios de, respectivamente, 45.159,61 kN/m, 41.737,19 kN/m e 37.095,07 kN/m. Assim, verifica-se que a ABNT NBR 8800 e o EN 1994-2-2 permitem cargas distribuídas limites superiores, em média, 14,51% e 13,18%, respectivamente, às possibilitadas pela AASHTO (2017); e 23,90% e 22,46% superiores à proposta feita com base nos resultados do trabalho em questão.

No mais, o valor de q apresentou coeficientes de variação oscilando entre 12,00% (EN 1994-2-2, 2005) e 17,16% (proposta deste trabalho) em todos os métodos. Isso significa que a deflexão vertical é mais sensível a alterações na geometria e no comprimento do vão no método proposto neste trabalho.

Notou-se ainda que, quanto maior o comprimento do vão e conseqüente altura da viga caixão metálica, maior a variação global na resistência da seção mista em função do critério adotado. Nos modelos analisados, notou-se uma variação global máxima de 45,40% no modelo 11, comparando as recomendações do EN 1994-2-2 (2005) com o método de Zhu *et al.* (2015), isto é, a diferença de escolha entre as expressões para o cálculo da largura efetiva entre o EN 1994-2-2 (2005) e Zhu *et al.* (2015), provocaram alterações de até 45,40% no valor da capacidade resistente ao momento fletor e ao carregamento distribuído máximo para atender ao E.L.S.

7. CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Observou-se, da análise paramétrica dos modelos, que todos os parâmetros analisados influenciaram na largura efetiva.

As recomendações prescritas pela AASHTO (2017) apresentaram ótimas concordâncias com os resultados encontrados numericamente para a configuração em caixaão duplo com a interação total modelada por meio de conectores de cisalhamento.

Já para os modelos em caixaão duplo com interação total modelada mediante a ferramenta *tie constraint*, os resultados exibiram boas conformidades com a largura efetiva calculada pelo método de Yuan *et al.* (2016).

Para as demais comparações, houve grandes discrepâncias, sobretudo para o EN 1994 2-2 (2005) e o método de Zhu *et al.* (2015), que não consideram a altura da laje em suas análises. Além disso, acredita-se que o motivo de tais divergências é o fato de nenhum método ou recomendação ser específico para vigas caixaão.

Com base nos resultados encontrados nas análises numéricas, para os modelos com configuração em caixaão simples, recomenda-se que a largura efetiva de cálculo da laje não exceda:

- 20 vezes a espessura da laje;
- 1/6 do comprimento do vão da viga;
- 5/7 da distância entre almas do caixaão.

Por sua vez, para os modelos com configuração em duplo caixaão, recomenda-se que a largura efetiva de cálculo da laje limite-se a:

- 11,80 vezes a espessura da laje;
- 1/12 do comprimento do vão da viga;
- 1/3 da distância de centro a centro entre caixaões.

Além disso, foram sugeridos coeficientes, dependentes do grau de interação aço-concreto, para ajustar a largura efetiva recomendada pela AASHTO (2017) e pelo EN 1994-2-2 (2005) para pontes mistas de aço e concreto com vigas tipo "I".

No mais, ressalta-se a necessidade da realização de estudos numéricos e experimentais adicionais a fim de ratificar a expressão proposta, assegurando um dimensionamento econômico e estruturalmente seguro.

7.2 INFLUÊNCIA DA LARGURA EFETIVA NO DIMENSIONAMENTO

A discrepância existente entre as recomendações para o cálculo da largura efetiva de pontes e viadutos mistos de aço e concreto em seção caixão, influencia significativamente no processo de dimensionamento. Quando se compara os métodos, verifica-se um maior conservadorismo por parte da AASHTO (2017) em relação aos demais, exibindo valores de M_{Rd} médios 17,07% inferiores aos da ABNT NBR 8800 e carregamentos limites máximos, em média, 14,51% inferiores a ABNT NBR 8800 e 13,18% ao EN 1994-2-2.

A média dos valores de momento fletor resistente calculada pelas recomendações do EN 1994-2-2 (2005) exibiram um coeficiente de variação de 30,24%, significando que alterações na geometria da seção transversal e do comprimento do vão provocam variações deste percentual na resistência da capacidade resistente ao momento fletor da seção mista. Por sua vez, no E.L.S., o coeficiente de variação dos carregamentos limites oscilou entre 12,00% e 15,87% entre os métodos, indicando variações médias nessa faixa quando a geometria da estrutura é modificada.

Ademais, vale frisar que quanto maior o comprimento do vão das pontes e viadutos, maior é a variação global na resistência da seção mista.

Portanto, faz-se importante ressaltar a necessidade de estudos adicionais acerca da largura efetiva em pontes e viadutos mistos de aço e concreto, a fim de uniformizar os procedimentos para a sua determinação, com o objetivo de garantir segurança e economia para tais estruturas.

7.3 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Dada a importância da largura efetiva para a compreensão e dimensionamento de estruturas mistas de aço e concreto, com a realização do presente trabalho, levantou-se uma série de questões que podem ser investigadas em futuros trabalhos. Pode-se citar:

- A análise da largura efetiva em pontes e viadutos mistos de aço e concreto com protensão externa;
- A investigação a influência do tipo de carregamento na largura efetiva;
- Estudar a variação da largura efetiva ao longo de toda a altura da laje – não somente em sua linha média;
- A análise da variação da largura efetiva ao longo do comprimento do vão.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABBU, M.; EKMEKYAPAR, T.; OZAKÇA, M. F. E. **Analysis of Stresses in Composite Box Girder Bridges**. Conference Paper, Gaziantep, Turkey, 2014.

AISC, LRFD. **Manual of steel construction, load and resistance factor design**. Chicago: American Institute of Steel Construction, 1994.

AMADIO, C.; FRAGIACOMO, M. Effective width evaluation for steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 58, n. 3, p. 373–388, 2002.

AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY OFFICIALS (AASHTO). **LRFD Bridge Design Specifications**, 8th Edition, American Association of State Highway and Transportation Officials. Washington, DC, 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16694: Projeto de pontes rodoviárias de aço e mistas de aço e concreto**. Rio de Janeiro, 2018.

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 6120: Cargas para o cálculo de estruturas de edificações**. Rio de Janeiro, 2019.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 7187: Projeto de pontes, viadutos e passarelas de concreto armado e de concreto protendido – Procedimento**. Rio de Janeiro, 2003.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 7188: Carga móvel em ponte rodoviária e passarela de pedestre**. Rio de Janeiro, 2013.

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.

BROSNAN, D. P.; UANG, C. M. Effective width of composite L-beams in buildings. **Engineering Journal**, AISC, v. 32, n. 2, p. 73–80, 1995.

BROZZETTI, J. Design development of steel-concrete composite bridges in France. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 55, n. 1-3, p. 229–243, 2000.

BURDETTE, E. G.; GOODPASTURE, D. W. **Full-Scale Bridge Testing-An Evaluation of Bridge Design Criteria**. 1971.

CARREIRA, D. J.; CHU, K. Stress-strain relationship for plain concrete in compression. **Journal Proceedings**. 1985. p. 797-804.

CARREIRA, D. J.; CHU, K. Stress-strain relationship for reinforced concrete in tension. In: **Journal Proceedings**. 1986. p. 21-28.

CASTRO, J. M.; ELGHAZOULI, A. Y.; IZZUDDIN, B. A. Assessment of effective slab widths in composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 63, n. 10, p. 1317–1327, 2007.

CAVALCANTE, O. R. O. **Estudo de conectores de cisalhamento do tipo 'V' em viga mista**. 2010. 192p. Tese (Doutorado em Estruturas e Construção Civil) - Universidade de Brasília, Brasília.

CHAVEL, B.; RIVERA, J. **Steel Bridge Design Handbook Design Example 5: Three-Span Continuous Horizontally Curved Composite Steel Tub-Girder Bridge**. United States. Federal Highway Administration. Office of Bridges and Structures, 2015.

CHAVES, I. A. **Viga mista de aço e concreto constituída por perfil formado a frio preenchido**. 2009. 138 f. Tese de Doutorado. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

CHEN, S.; ZHANG, Z. Effective width of a concrete slab in steel-concrete composite beams prestressed with external tendons. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 5, p. 493–500, 2006.

CHEN, Y.; DONG, J.; XU, T. Composite box girder with corrugated steel webs and trusses—A new type of bridge structure. **Engineering Structures**, v. 166, p. 354-362, 2018.

DA SILVA, A. R.; DIAS, L. E. S. Análise numérica do efeito da interação parcial na avaliação da largura efetiva de vigas mistas. **RIEM-IBRACON Structures and Materials Journal**, v. 11, n. 4, 2018.

DAVID, D. L. **Análise teórica e experimental de conectores de cisalhamento e vigas mistas constituídas por perfis de aço formados a frio e laje de vigotas pré-moldadas**. 2007. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo.

DE NARDIN, S.; SOUZA, A. S. C. Sistemas de vigas mistas contínuas e semicontínuas para edifícios. In: XXXIII Jornadas Sudamericanas de Ingenieria Estructural, 2008, Santiago. **XXXIII Jornadas Sudamericanas de Ingenieria Estructural**. Santiago: Universidad Central de Chile, 2008. v. 1. p. 1-10.

DEMITZ, J. R.; MERTZ, D. R.; GILLESPIE, J. W. Deflection requirements for bridges constructed with advanced composite materials. **Journal of bridge engineering**, v. 8, n. 2, p. 73-83, 2003.

DEZI, L.; GARA, F.; LEONI, G.; TARANTINO, A. M. Time - dependent analysis of shear lag effects in composite beams. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 127, p. 71–79, 2001.

DEZI, L.; MENTRASTI, L. Nonuniform bending-stress distribution (shear lag). **Journal of Structural Engineering**, v. 111, n. 12, p. 2675 - 2690, 1985.

ELLOBODY, E. **Finite element analysis and design of steel and steel–concrete composite bridges**. Butterworth-Heinemann, 2014.

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

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (CEN). **Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures – Part 2: General rules and rules for bridges**. EN 1994-2-2. Brussels. 2005.

FARIA, H. de P.; PRAVIA, Z. M. C. **Metodologia de Cálculo de uma Ponte em Caixão Metálico com Laje em Concreto**. In: VII Congresso Brasileiro de Pontes e Estruturas, Rio de Janeiro. Anais... Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Pontes e Estruturas, 2014.

FATEMI, S. J.; ALI, M. S. M.; SHEIKH, A. H. Load distribution for composite steel–concrete horizontally curved box girder bridge. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 116, p. 19-28, 2016.

GARA, F.; RANZI, G.; LEONI, G. Partial interaction analysis with shear-lag effects of composite bridges: a finite element implementation for design applications. **Advanced Steel Construction**, v. 7, n. 1, p. 1-16, 2011.

ILES, D. C. **Design guide for composite box girder bridges**. Ascot: Steel Construction Institute, 1994.

KIRCHHOF, L. D. **Uma contribuição ao estudo de vigas mistas aço-concreto simplesmente apoiadas em temperatura ambiente e em situação de incêndio**. 2004. Dissertação (Mestrado em Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.

KIM, K.; YOO, Chai H. Brace forces in steel box girders with single diagonal lateral bracing systems. **Journal of Structural Engineering**, v. 132, n. 8, p. 1212-1222, 2006.

KOTINDA T. I. **Modelagem numérica de vigas mistas aço-concreto simplesmente apoiadas: ênfase ao estudo da interface laje-viga**. 2006. 121p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade de São Paulo, São Carlos.

JANKOWIAK, T.; LODYGOWSKI, T. Identification of parameters of concrete damage plasticity constitutive model. **Foundations of civil and environmental engineering**, v. 6, n. 1, p. 53-69, 2005.

MACHACEK, J.; CUDEJKO, M. Composite steel and concrete bridge trusses. **Engineering Structures**, v. 33, n. 12, p. 3136-3142, 2011.

NAKAMURA, S.; MOMIYAMA, Y.; HOSAKA, T.; HOMMA, K. New technologies of steel/concrete composite bridges. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 58, n. 1, p. 99-130, 2002.

NELSEN, A. C. H.; SOUZA, A. S. C. Vigas Mistas de Aço e Concreto com Protensão Externa: Conceitos e Aplicações. In: Congresso Latino Americano da Construção Metálica, 6, 2012, São Paulo/SP. **Anais do Construmetal 2012**. São Paulo: ABCEM, 2012.

NICOLETTI, R. S. **Determinação via simulação numérica da largura efetiva de pontes e viadutos mistos de aço e concreto para seção caixão simples e duplo**. 2018. 58p. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Civil) - Universidade Federal de São Carlos, São Carlos.

NICOLETTI, R. S.; SOUZA, A. S. C. Desenvolvimento de ferramenta para o anteprojeto de pontes em seção caixão mista de aço e concreto. In: Congresso Latino Americano da Construção Metálica, 8, 2019, São Paulo/SP. **Anais do Construmetal 2019**. São Paulo: ABCEM, 2019. 249-267.

NSBA. **Steel Bridge Design Handbook Design Example 4: Three-Span Continuous Straight Composite Steel Tub Girder Bridge**, AASHTO/NSBA Steel Bridge Collaboration, 2012.

OEHLERS, D. J. BRADFORD, M. A. **Elementary behaviour of composite steel and concrete structural members**. Woburn, 1999.

ORLANDO, D.; PRAVIA, Z. M. C.; DREHMER, G. A. Análise de pontes mistas de aço e concreto pelo método dos elementos finitos. In: **XVII Congresso Regional de Iniciação Científica e Tecnologia**, Porto Alegre, 2008.

PATEL, P. **LRFD design of double composite box girder bridges**. 2009. 122p. Thesis (Graduation in Civil Engineering) - University of South Florida, Florida.

PEDRO, R. L.; DEMARCHE J.; MIGUEL, L. F. F.; LOPEZ, R.H. An efficient approach for the optimization of simply supported steel-concrete composite I-girder bridges. **Advances in Engineering Software**, v. 112, p. 31-45, 2017.

PINHO, F. O.; BELLEI, I. H. **Pontes e viadutos em vigas mistas**. Rio de Janeiro: IBS/CBCA, 2007.

QUEIROZ, F. D.; VELLASCO, P. C. G. S.; NETHERCOT, D. A. Structural assessment of composite beams using the finite element method. **Proceedings of Eurosteel**, v. B, s. 4.3, p.49-59, 2005.

REGINATO, L. H. **Estudo da Largura Efetiva de Vigas Mistas de Aço-Concreto em Carregamento de Serviço: Método dos Elementos Finitos versus Códigos de Projeto**. 2017. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.

REGINATO, L. H.; TAMAYO, J. L. P.; MORSCH, I. B. Finite element study of effective width in steel-concrete composite beams under long-term service loads. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 15, n. 8, 2018.

RYU, H. K.; SHIM, C. S.; CHANG, S. P. Testing a composite box-girder bridge with precast decks. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings**, v. 157, n. 4, p. 243-250, 2004.

PATHIRANA, S. W.; UY, B.; MIRZA, O.; Wijesiri et al. Flexural behaviour of composite steel-concrete beams utilising blind bolt shear connectors. **Engineering Structures**, v. 114, p. 181-194, 2016.

SALAMA, T.; NASSIF, H. H. Effective flange width for composite steel beams. **Journal of Engineering Research**, v. 8, n. 1, p. 28-43, 2011.

SARRAF, E. R.; ILES, D.; MOMTAHAN, A.; EASEY, D.; HICKS, S. **Steel-concrete composite bridge design guide**. New Zealand: NZ Transport Agency, 2013.

SERACINO, R.; OEHLERS, D. J.; YEO, M. F. Partial-interaction flexural stresses in composite steel and concrete bridge beams. **Engineering Structures**, v. 23, n. 9, p. 1186-1193, 2001.

SHIM, C.; LEE, P.; CHANG, S. Design of shear connection in composite steel and concrete bridges with precast decks. **Journal of Construcional Steel Research**, v. 57, p. 203-219, 2001.

SILVA H. P. **Simulação numérica do comportamento de conectores de cisalhamento tipo crestbond**. 2013. 126p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Viçosa, Viçosa.

SILVA, A. R.; DIAS, L. E. S. Análise numérica do efeito da interação parcial na avaliação da largura efetiva de vigas mistas. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 11, n. 4, p. 757-778, 2018.

SOUZA, A. S. C.; MAIA, W. F.; DE NARDIN, S. Análise numérica de vigas mistas de aço e concreto protendidas. **Revista da Estrutura de Aço**, v. 4, p. 1-15-1, 2015.

SOUZA, V. J. L. **Contribuição ao projeto e dimensionamento da superestrutura de pontes rodoviárias em vigas mistas de aço e concreto**. 2006. 133p. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos. 2006.

SU, Q.; YANG, G.; WU, C. Experimental investigation on inelastic behavior of composite box girder under negative moment. **International Journal of Steel Structures**, v. 12, n. 1, p. 71-84, 2012.

TRISTÃO, G. A. **Comportamento de conectores de cisalhamento em vigas mistas aço-concreto com análise da resposta numérica**. 2002. 146p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade de São Paulo, São Carlos.

VERÍSSIMO, G. S. **Desenvolvimento de um conector de cisalhamento em chapa dentada para estruturas mistas de aço e concreto e estudo do seu comportamento**. 2007. 316p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

YIN, G.; DING, F.; WANG, H; BAI, Y. Connection performance in steel–concrete composite truss bridge structures. **Journal of Bridge Engineering**, v. 22, n. 3, p. 209-225, 2016.

YUAN, H.; DENG, H.; YANG, Y.; WEIJIAN, Y.; ZHENGGENG, Z. Element-based effective width for deflection calculation of steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 121, p. 163–172, 2016.

ZHU, L.; NIE, J. G.; LI, F. X.; JI, W. Y. Simplified analysis method accounting for shear-lag effect of steel-concrete composite decks. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 115, p. 62–80, 2015.

ZONA, A.; LEONI, G.; DALL'ASTA, A. Influence of shear connection distributions on the behaviour of continuous steel-concrete composite beams. **The Open Civil Engineering Journal**, v. 11, p. 384-395, 2017.