

ANDRÉ BARBOSA GONÇALVES

**MODELO ANALÍTICO PARA DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES
MISTAS DE AÇO E CONCRETO**

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

VIÇOSA
MINAS GERAIS – BRASIL
2015

**Ficha catalográfica preparada pela Biblioteca Central da Universidade
Federal de Viçosa - Câmpus Viçosa**

T

G635m
2015
Gonçalves, André Barbosa, 1989-
Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto / André Barbosa Gonçalves. – Viçosa, MG, 2015.
xvii, 166f. : il. (algumas color.) ; 29 cm.

Inclui anexo.

Inclui apêndice.

Orientador: José Luiz Rangel Paes.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa.

Referências bibliográficas: f.143-147.

1. Construção mista. 2. Aço - Estruturas. 3. Simulação (Computadores). 4. Método dos elementos finitos.
I. Universidade Federal de Viçosa. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil.
II. Título.

CDD 22. ed. 624.17

ANDRÉ BARBOSA GONÇALVES

**MODELO ANALÍTICO PARA DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES
MISTAS DE AÇO E CONCRETO**

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

APROVADA: 17 de julho de 2015

Prof. Gustavo de Souza Veríssimo
(Coorientador)

Prof. José Carlos Lopes Ribeiro

Prof.^a Ana Lydia Reis de Castro e Silva

Prof. José Luiz Rangel Paes
(Orientador)

AGRADECIMENTOS

Ao **Prof. José Luiz Rangel Paes**, por esta oportunidade, pela orientação neste trabalho, pelos preciosos conselhos, pela amizade e por acreditar em mim desde o projeto final de curso.

Ao **Prof. Gustavo de Souza Veríssimo**, pela orientação, pelo apoio e pela disposição para sempre esclarecer minhas dúvidas.

Ao **Prof. José Carlos Lopes Ribeiro**, pela participação nas discussões do trabalho e pelo auxílio com o ABAQUS.

À **Prof.^a Ana Lydia Reis Castro e Silva**, pela participação na banca examinadora.

À **FAPEMIG**, pelo suporte financeiro deste projeto.

A todos os **professores** e **funcionários** do programa de pós-graduação em Engenharia Civil e à **Universidade Federal de Viçosa**, pelo incentivo e pelos ensinamentos.

Aos colegas e amigos de pós-graduação, **José Francisco, Ladir, Washington, Ciro, Halley, Giuliana, Mariana, Lucas, Leonardo, Mateus e Carol**, pela convivência e contribuição para conclusão deste trabalho.

Aos amigos de Viçosa e colegas de república.

Aos meus pais, **Geraldo e Maria d'Abadia**, ao meu irmão, **Marcelo**, aos meus tios, **Domingos e Lourdinha**, pelo apoio e carinho de sempre, mesmo tão longe de casa.

À minha namorada, **Nayara**, pelo incentivo, pela dedicação a me ajudar e pelo amparo nos momentos mais difíceis desta etapa da minha vida, e à sua família pelo apoio.

A todos, meu muito obrigado.

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS.....	vi
LISTA DE FIGURAS.....	viii
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS.....	xiv
RESUMO	xvi
ABSTRACT	xvii
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Generalidades	1
1.2 Objetivos.....	4
1.3 Justificativa e relevância do tema	4
1.4 Estrutura da dissertação.....	5
2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	6
2.1 Considerações preliminares.....	6
2.2 Características geométricas das vigas alveolares	7
2.2.1 Propriedades da seção transversal	8
2.2.2 Padrões geométricos.....	9
2.3 Comportamento estrutural	11
2.3.1 Estudos analíticos.....	11
2.3.2 Estudos experimentais.....	15
2.3.3 Estudos numéricos.....	16
2.4 Modos de colapso das vigas alveolares.....	19
2.4.1 Colapso por plastificação devido ao momento fletor	19
2.4.2 Colapso por flambagem lateral com torção devido ao momento fletor	20
2.4.3 Colapso por plastificação do montante de alma por cisalhamento.....	21
2.4.4 Colapso por flambagem do montante de alma por cisalhamento.....	22
2.4.5 Colapso por flambagem do montante de alma por compressão.....	23
2.4.6 Colapso por plastificação por formação de mecanismo Vierendeel devido ao momento fletor e à força cortante.....	24
3 O MODELO NUMÉRICO	25
3.1 Considerações preliminares.....	25
3.2 Geometria do modelo	26
3.3 Comportamento dos materiais	29
3.3.1 Modelo constitutivo para o concreto	29
3.3.2 Modelo constitutivo para o aço.....	35
3.4 Condições de contorno.....	36

3.5 Interface aço-concreto.....	37
3.6 Estratégias de análise	39
3.6.1 <i>Análise de flambagem elástica</i>	40
3.6.2 <i>Análise não-linear material e geométrica</i>	41
3.7 Validação do modelo.....	43
3.7.1 <i>Modelo experimental Ulster-B1</i>	43
3.7.2 <i>Modelo experimental RWTH Beam 3</i>	51
3.7.3 <i>Análise dos resultados em relação ao modelo numérico apresentado por Ferrari (2013)</i>	61
4 O MODELO ANALÍTICO.....	63
4.1 Considerações preliminares.....	63
4.2 Momento fletor resistente de cálculo	64
4.2.1 <i>Interação completa</i>	65
4.2.2 <i>Interação parcial</i>	75
4.3 Força cortante resistente de cálculo	81
4.3.1 <i>Escoamento do montante de alma por cisalhamento</i>	84
4.3.2 <i>Flambagem do montante de alma</i>	86
4.4 Combinação de esforços	90
4.5 Deslocamentos verticais.....	93
5 RESPOSTA DO MODELO ANALÍTICO PARA DIFERENTES ESTADOS-LIMITES.....	96
5.1 Considerações preliminares.....	96
5.2 Estudo de caso I – vigas que alcançam o estado-limite de plastificação da seção	100
5.2.1 <i>Interação completa</i>	100
5.2.2 <i>Interação parcial</i>	110
5.3 Estudo de caso II – vigas que alcançam o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento	116
5.4 Estudo de caso III – vigas que alcançam o estado-limite de flambagem do montante de alma.....	120
5.5 Estudo de caso IV – vigas que alcançam o estado-limite de formação de mecanismo plástico.....	125
5.6 Estudo de caso V – vigas que alcançam o estado-limite de deslocamento excessivo.....	133
5.7 Considerações finais	137

6 CONCLUSÕES.....	139
6.1 Conclusões gerais.....	139
6.2 Sugestões para trabalhos futuros	141
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	143
APÊNDICE A – ÍNDICE DA ROTINA DE CÁLCULO IMPLEMENTADA NO MATHCAD	148
ANEXO 1 – CURVAS DE FLAMBAGEM ‘C’ DA BS 5950-1:2000.....	164

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Coordenadas para definição da curva Tensão × Deslocamento para o concreto tracionado, considerando o efeito do <i>Tension Stiffening</i>	34
Tabela 2 – Comparação entre o modelo numérico do presente trabalho e aquele proposto por Ferrari (2013).....	43
Tabela 3 - Resultados dos ensaios de tração para a viga Ulster-1B (BAKE, 2010).....	44
Tabela 4 - Resultados dos ensaios de tração realizados para a viga RWTH <i>Beam 3</i> (BAKE, 2010).	52
Tabela 5 - Características geométricas dos perfis originais de aço utilizados na obtenção das vigas alveolares mistas.	98
Tabela 6 - Características geométricas dos perfis de aço expandidos utilizados nas vigas alveolares mistas.....	98
Tabela 7 - Características dos modelos de elementos finitos com interação completa considerados no estudo de caso I.	104
Tabela 8 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso I.	104
Tabela 9 - Cargas distribuídas máximas obtidas com auxílio do modelo analítico com diferentes distribuições de tensões para vigas alveolares mistas com interação completa consideradas no estudo de caso I.....	107
Tabela 10 – Cargas distribuídas máximas das vigas mistas de alma cheia formadas pelos perfis originais.....	108
Tabela 11 – Número de elementos de conexão do tipo real utilizados nos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no estudo de caso I.	110
Tabela 12 – Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no estudo de caso I.	111
Tabela 13 - Cargas distribuídas máximas obtidas com auxílio do modelo analítico com diferentes distribuições de tensões para as vigas alveolares mistas com interação parcial, consideradas no Estudo de caso I.....	114
Tabela 14 - Características dos modelos de elementos finitos considerados no Estudo de caso II.....	117
Tabela 15 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso II.	118
Tabela 16 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas consideradas no estudo de caso II.	119

Tabela 17 - Características dos modelos de elementos finitos com interação completa utilizados no estudo de caso III.	122
Tabela 18 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso III.	122
Tabela 19 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas consideradas no estudo de caso III.	123
Tabela 20 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso IV.	125
Tabela 21 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para vigas alveolares mistas, sem considerar a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o estudo de caso IV.	128
Tabela 22 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para vigas alveolares mistas, considerando a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o Estudo de caso IV.	128
Tabela 23 – Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão igual a $L/350$ obtidas nos modelos de elementos finitos com interação completa considerados no Estudo de caso V.	133
Tabela 24 - Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão igual a $L/350$ obtidas nos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no Estudo de caso V.	134
Tabela 25 - Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão de $L/350$ das vigas alveolares mistas com interação completa, obtidas com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas com interação completa consideradas no Estudo de caso V.	134
Tabela 26 - Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão de $L/350$ dos modelos analíticos das vigas alveolares mistas com interação parcial obtidos com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas com interação completa consideradas no Estudo de caso V.	135
Tabela 27 – Cargas distribuídas máximas que provocam uma flecha igual a $L/350$ no centro do vão das vigas mistas de alma cheia formadas pelos perfis originais.	136

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Fabricação de uma viga alveolar: corte com máquinas CNC e processo de soldagem (GEMPERLE, 2007).....	2
Figura 1.2 – Integração das vigas alveolares com instalações (WESTOK, 2012).	3
Figura 1.3 – Versatilidade arquitetônica das vigas alveolares (WESTOK, 2012).	3
Figura 1.4 – Capacidade de vencer grandes vãos (WESTOK, 2012).....	3
Figura 2.1 – Tipos e nomenclaturas para vigas alveolares.....	7
Figura 2.2 – Identificação dos elementos das seções transversais.....	8
Figura 2.3 – Geometria do padrão LITZKA.	10
Figura 2.4 – Geometria do padrão PEINER.....	10
Figura 2.5 – Geometria do padrão ANGLO-SAXÃO.	10
Figura 2.6 – Geometria para fabricação de vigas celulares (ABREU <i>et al.</i> , 2010).....	11
Figura 2.7 – Forças que atuam em um trecho de viga alveolar mista de aço e concreto (WARD, 1994).....	12
Figura 2.8 – Flambagem do montante de alma da viga alveolar mista sob temperatura ambiente (BAKE, 2010).	18
Figura 2.9 – Aspecto geral de uma viga castelada que apresentou colapso por plastificação em ensaio sob carga uniformemente distribuída (KANNING, 1976).....	20
Figura 2.10 – Flambagem lateral com torção (a) ABREU <i>et al.</i> , 2010; (b) RADIC <i>et al.</i> , 2009.	21
Figura 2.11 – Flambagem lateral com torção acompanhada de distorção da alma em viga com mesa superior travada (adaptado de ZIRAKIAN e SHOWKATI, 2006).....	21
Figura 2.12 - Modelo de viga castelada com plastificação na região da solda (TOPRAC e COOKE, 1959).	22
Figura 2.13 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento (KERDAL e NETHERCOT, 1984).	22
Figura 2.14 - Flambagem do montante de alma em vigas alveolares (a) viga celular (NADJAI <i>et al.</i> , 2008); (b) viga castelada (ZAAROUR E REDWOOD, 1996).....	23
Figura 2.15 - Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC), obtida por meio de simulação numérica (VIEIRA, 2011).....	24
Figura 2.16 – Mecanismo Vierendeel (KANNING, 1976).....	24
Figura 3.1 – Modelo numérico tridimensional da viga alveolar mista.	26

Figura 3.2 – Elementos finitos utilizados no modelo numérico: (a) elemento C3D8R; (b) elemento S4R; (c) elemento S3 (HIBBITT <i>et al.</i> , 2009).....	27
Figura 3.3 - Aspecto geral da malha de elementos finitos da laje de concreto.	28
Figura 3.4 - Aspecto geral da malha de elementos finitos da viga alveolar de aço.....	28
Figura 3.5 – Detalhe da malha de elementos finitos da viga alveolar de aço, com destaque para a presença de alguns elementos S3, incorporados automaticamente pelo gerador de malha do ABAQUS para atender à geometria do modelo.	29
Figura 3.6 – Curva Tensão × Deformação Uniaxial para o concreto comprimido, proposta pela EN 1992-1-1:2004.	31
Figura 3.7 – Modelo de " <i>Tension-Stiffening</i> " para o concreto tracionado (adaptado de HIBBITT <i>et al.</i> , 2009).	33
Figura 3.8 – Curva Tensão × Deslocamento pós-pico para o concreto tracionado (adaptado de HIBBITT <i>et al.</i> , 2009).	33
Figura 3.9 – Curva Tensão × Deslocamento pós-pico para o concreto tracionado.....	35
Figura 3.10 – Curva Tensão (f) × Deformação (ϵ) para o aço adotado neste trabalho...	36
Figura 3.11 – Representação das condições de contorno para os modelos de elementos finitos.	37
Figura 3.12 – Curva Força × Deslizamento para o conector de cisalhamento tipo pino com cabeça com diâmetro de 19 mm.	39
Figura 3.13 – Primeiro modo de flambagem de um modelo de viga alveolar mista obtido por meio do ABAQUS.....	41
Figura 3.14 – Método de Riks modificado (FERRARI, 2013).	42
Figura 3.15 - Características geométricas da viga Ulster-1B (FERRARI, 2013) (Dimensões em milímetros).	45
Figura 3.16– Modo de colapso observado no modelo experimental <i>Beam B1</i> (NADJAI, 2005 <i>apud</i> BAKE, 2010).	46
Figura 3.17– 1º Modo de flambagem da análise de flambagem elástica.	48
Figura 3.18 - Curvas Carga × Flecha para os modelos experimental e numéricos.	48
Figura 3.19 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m^2) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.....	49
Figura 3.20 - Distribuição de tensões S33 (kN/m^2) na laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.	49
Figura 3.21 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo X da viga mista para um nível de carga pós-colapso correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico.	50
Figura 3.22 - Características geométricas da viga RWTH Beam 3 (FERRARI, 2013) (Dimensões em milímetros).	53

Figura 3.23– Modo de colapso por flambagem do montante de alma entre as aberturas 11 e 12 observado no modelo experimental <i>RWTH Beam 3</i> (HECHLER, 2006 <i>apud</i> BAKE, 2010).	54
Figura 3.24– Princípio de formação de mecanismo Vierendeel na abertura 12 no modelo experimental <i>RWTH Beam 3</i> (MÜLLER <i>et al.</i> , 2006).	54
Figura 3.25– 1º Modo de flambagem da análise de flambagem elástica.	56
Figura 3.26– 2º Modo de flambagem da análise de flambagem elástica.	56
Figura 3.27 - Curvas Carga × Flecha para os modelos experimental e numéricos.	57
Figura 3.28 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º modo de flambagem).	58
Figura 3.29 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 2º modo de flambagem).	58
Figura 3.30 - Distribuição de tensões S33 (kN/m ²) na laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.	59
Figura 3.31 - Distribuição de tensões S33 (kN/m ²) na laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.	59
Figura 3.32 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo Y da viga mista para um nível de carga pós-colapso correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º modo de flambagem).	59
Figura 3.33 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo Y da viga mista para um nível de carga pós-colapso correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 2º modo de flambagem).	60
Figura 4.1 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação completa).	66
Figura 4.2 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação completa).	68
Figura 4.3 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa superior do perfil (interação completa).	69
Figura 4.4 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na laje (interação completa).	71
Figura 4.5 - Distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com base no modelo de dimensionamento de treliças mistas (interação completa).	75

Figura 4.6 – Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com interação parcial com a LNEP no centro geométrico do perfil (CG) (configuração inicial para o processo iterativo para determinação do valor de y_{ep}).	77
Figura 4.7 – Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista no limite de uma condição de interação parcial.	78
Figura 4.8 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação parcial).	79
Figura 4.9 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação parcial).	80
Figura 4.10 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa (interação parcial).	81
Figura 4.11 - Hipóteses de distribuição de tensões de cisalhamento no montate de alma: (a) elástica e (b) plástica (SILVEIRA, 2011).	85
Figura 4.12 – Curvas de interação cúbica e linear.	93
Figura 5.1 - Características geométricas do modelo AW523,5X32,9_13100_LK_100% (dimensões em milímetros).	101
Figura 5.2 - Características geométricas do modelo AW598,5X38,8_14960_AS_100% (dimensões em milímetros).	102
Figura 5.3 - Características geométricas do modelo AW675,0X52,0_16900_CL_100% (dimensões em milímetros).	103
Figura 5.4 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_13100_LK_100%.	105
Figura 5.5 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_14960_AS_100%.	105
Figura 5.6 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_16900_CL_100%.	106
Figura 5.7 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio do modelo analítico com os dos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso I.	107
Figura 5.8 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos das vigas alveolares mistas com aqueles obtidos com o modelo de viga mista de alma cheia.	108
Figura 5.9 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_13100_LK_76,6%.	112

Figura 5.10 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_14960_AS_90,5%.....	112
Figura 5.11 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_16900_CL_77,6%.....	113
Figura 5.12 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio do modelo analítico com distribuição elasto-plástica de tensões com os dos modelos de elementos finitos considerados no Estudo de caso I.....	114
Figura 5.13 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio do modelo analítico com distribuição plástica de tensões com os dos modelos de elementos finitos considerados no Estudo de caso I.....	115
Figura 5.14 – Características geométricas do modelo AW375,0X103,5_1700_AS_100% (dimensões em milímetros).....	117
Figura 5.15 – Características geométricas do modelo AW454,4X131,8_2200_AS_100% (dimensões em milímetros).....	117
Figura 5.16 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos. AW375,0X103,5_1700_AS_100%.....	118
Figura 5.17 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW454,4X131,8_2200_AS_100%.....	118
Figura 5.18 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso II.....	119
Figura 5.19 – Características geométricas do modelo AW523,5X32,9_5200_LK_100% (dimensões em milímetros).....	121
Figura 5.20 – Características geométricas do modelo AW598,5X38,8_6000_AS_100% (dimensões em milímetros).....	121
Figura 5.21 – Características geométricas do modelo AW675,0X52,0_6750_CL_100% (dimensões em milímetros).....	121
Figura 5.22 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_5200_LK_100%.....	122
Figura 5.23 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_6000_AS_100%.....	123
Figura 5.24 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_6750_CL_100%.....	123

Figura 5.25 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso III.....	124
Figura 5.26 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_5200_LK_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).....	126
Figura 5.27 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_6000_AS_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).....	126
Figura 5.28 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m ²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_6750_CL_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).....	126
Figura 5.29 – Primeiro modo de flambagem da análise de flambagem elástica do modelo de elementos AW598,5X38,8_6000_AS_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).	127
Figura 5.30 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo Y da viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico AW598,5X38,8_6000_AS_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).....	127
Figura 5.31 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos, sem considerar a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o Estudo de caso IV.....	130
Figura 5.32 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos, considerando a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o Estudo de caso IV.....	130
Figura 5.33 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos com interação completa considerados no Estudo de caso V.....	134
Figura 5.34 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no Estudo de caso V.....	135
Figura 5.35 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio de modelos analíticos das vigas alveolares mistas com aqueles obtidos com o modelo de viga mista de alma cheia.....	136
Figura 5.36 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos recomendados neste trabalho com os dos modelos de elementos finitos considerados no Capítulo 5 (em escala logarítmica).	138

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

a_o	maior largura do alvéolo
b_f	largura da mesa do perfil original
b_w	menor largura do montante de alma
d	altura total do perfil original
d_g	altura total da seção da viga alveolar
k	razão de expansão (relação entre a altura total da seção da viga alveolar pela altura total do perfil original)
f_{cm}	resistência média à compressão do concreto
f_{ck}	resistência característica à compressão do concreto
f_y	resistência ao escoamento do aço
f_u	resistência à ruptura do aço à tração
h	altura total da alma do perfil de aço expandido
h_o	altura do alvéolo
h_t	altura do tê (ou cordão)
p	passo = distância entre centros de alvéolos adjacentes
s	lance = meio passo (distância que uma das metades do perfil cortado longitudinalmente é deslocada em relação à outra para montar o perfil alveolado)
t_f	espessura da mesa do perfil original
t_w	espessura da alma do perfil original
u_{10}	deformação na ruptura
y_a	distância do centro de gravidade do cordão à borda superior do alvéolo
y_b	distância do centro de gravidade do cordão à face externa da mesa superior
y_o	distância do centro de gravidade do cordão ao eixo da viga
\bar{y}	distância da linha neutra da seção plastificada até a face externa da mesa superior da viga de aço
A_t	área da seção transversal de um tê
D_o	diâmetro do alvéolo (no caso do alvéolo circular)
E	módulo de elasticidade longitudinal do material
G_f	energia de fratura
I_t	momento de inércia de um cordão em relação ao seu eixo baricêntrico

I_{xo}	maior momento de inércia da seção vazada
M	momento fletor
M_{plo}	momento de plastificação da viga alveolar na seção do alvéolo
M_{Rd}	momento fletor resistente de cálculo
M_{Sd}	momento fletor solicitante de cálculo
V	força cortante
V_{plo}	força cortante de plastificação da viga alveolar na seção do alvéolo
V_{Rd}	força cortante resistente de cálculo
V_{Sd}	força cortante solicitante de cálculo
V_{cr}	força cortante crítica que provoca flambagem do montante de alma
W_t	módulo resistente elástico do cordão em relação à borda
W_{xo}	módulo resistente elástico da seção da viga alveolar
Z_{xo}	módulo resistente plástico da seção da viga alveolar
L	vão de uma viga
ε_c	deformação máxima do concreto comprimido
ε_y	deformação de escoamento do aço
ε_{cl}	extensão correspondente à tensão máxima
λ_w	esbeltez de alma
σ_c	tensão de compressão do concreto
σ_{t0}	resistência do concreto à tração
τ_y	tensão correspondente ao escoamento por cisalhamento
MEF	Método dos Elementos Finitos
LNEP	Linha Neutra Elasto-plástica
LNP	Linha Neutra Plástica
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	<i>American Institute of Steel Construction</i>
tê	região de uma viga alveolar de aço acima ou abaixo de uma abertura
tê superior	região da viga alveolar de aço acima de uma abertura
tê inferior	região da viga alveolar de aço abaixo de uma abertura

RESUMO

GONÇALVES, André Barbosa. M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, Julho de 2015. **Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto.** Orientador: José Luiz Rangel Paes. Coorientador: Gustavo de Souza Veríssimo.

As vigas alveolares são obtidas a partir de perfis de aço laminados padronizados, tipo I ou H. Esses perfis são cortados ao meio, no sentido longitudinal, de modo que as duas metades possam ser reposicionadas e soldadas mais afastadas uma da outra. Dessa maneira, obtém-se peças com uma série de aberturas na alma, com maior altura da seção transversal e com inércia superior, mantendo-se o mesmo peso do perfil de aço original. A colocação de uma laje de concreto sobre a viga alveolar de aço proporciona vantagens construtivas e econômicas. Neste trabalho é apresentado um modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas. Sua capacidade de resposta frente aos diferentes modos de colapso foi verificada com auxílio de um modelo numérico. O modelo de elementos finitos apresentado e aprimorado neste trabalho foi inicialmente desenvolvido com auxílio do programa ABAQUS, no âmbito do Grupo de Pesquisa de Estruturas do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Viçosa - Brasil. Foram desenvolvidos estudos de caso com o objetivo de avaliar a capacidade do modelo analítico de representar os estados-limites típicos de vigas alveolares mistas, com base na comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico e por meio do modelo numérico. Para desenvolvimento desses estudos considerou-se a variação de algumas características geométricas e mecânicas das vigas alveolares mistas que influenciam o seu comportamento estrutural, tais como: a geometria dos alvéolos, a relação entre vão e altura expandida da viga alveolar de aço, o grau de interação e a utilização de enrijecedores de alma. O modelo numérico deste trabalho é capaz de representar o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto de forma adequada, uma vez que apresentou cargas máximas, variação da rigidez e modos de colapso compatíveis com aqueles observados em estudos experimentais realizados por outros autores. O modelo analítico desenvolvido também é capaz de representar de forma satisfatória o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto, visto que os seus resultados foram próximos aos obtidos por meio dos modelos de elementos finitos para diferentes modos de colapso e parâmetros de projeto.

ABSTRACT

GONÇALVES, André Barbosa. M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, July, 2015.
Analytical model for design of Composite Castellated Beams of Steel and Concrete.
Adviser: José Luiz Rangel Paes. Co-adviser: Gustavo de Souza Veríssimo.

Castellated beams are obtained from hot-rolled I or H steel sections. These profiles are split longitudinally following a defined pattern, in a way that the high points of the two halves can be welded together, obtaining a beam with regular web openings. This beam presents greater depth and higher moment of inertia, while maintaining the original profile weight. The placement of a concrete slab on the top of the castellated beam provides constructive and economic advantages. This work presents an analytical model for the design of composite castellated beams. The analytical model's response to different failure modes was verified using a numerical model. The finite element model presented and improved in this work was initially developed with ABAQUS, within the Research Group for Structural Engineering of the Post-graduate Program on Civil Engineering at the Universidade Federal de Viçosa - Brazil. Case studies were performed in order to assess the analytical model's capability to represent the typical limit states of the composite castellated beams, based on the comparison of the results obtained with the analytical model and those obtained by the numerical model. The variation of some geometrical and mechanical characteristics of the composite castellated beams that influence their structural behavior was done on the development of the case studies, such as the openings geometry, the span/depth ratio, the degree of connection and the use of web stiffeners. The numerical model proposed in this work is able to appropriately represent the structural behavior of composite castellated beams of steel and concrete, since it presented failure loads, stiffness variation and failure modes compatible with those observed in the experimental studies carried out by other authors. The analytical model developed is also capable of satisfactorily representing the structural behavior of the composite castellated beams of steel and concrete, since the results obtained using this analytical model were close to those obtained using the finite element models for different failure modes and design parameters.

1 INTRODUÇÃO

1.1 Generalidades

As vigas mistas de aço e concreto usuais são constituídas de um perfil de aço e parte de uma laje de concreto apoiada na mesa superior do perfil, ligados por meio de conectores de cisalhamento. A eficiência dessa solução construtiva decorre da grande racionalidade no uso do aço e do concreto, que compõem o elemento misto. O concreto apresenta uma alta resistência à compressão e baixa resistência à tração. Já o aço possui uma alta resistência à tração. Dessa forma, nas vigas mistas, procura-se fazer com que o concreto trabalhe preferencialmente à compressão e o aço à tração.

Segundo Queiroz *et al.* (2001), os sistemas mistos apresentam as seguintes vantagens:

- possibilidade de dispensa de formas e escoramentos;
- redução do peso próprio e do volume de materiais da estrutura;
- aumento da precisão dimensional da construção;
- redução do consumo de aço estrutural (de 20% a 40% no caso de vigas mistas);
- redução da proteção contra incêndio e corrosão.

A limitação de flechas ou de vibrações (Estados Limites de Serviço) é um fator importante para o dimensionamento de vigas de aço de edifícios de múltiplos andares. Portanto, para atender as condições de dimensionamento desses elementos é mais importante aumentar

a sua rigidez do que a resistência mecânica dos materiais. Como as flechas são inversamente proporcionais ao momento de inércia da seção, e este, por sua vez, é proporcional ao cubo da altura da seção transversal de um perfil I, típicos de estruturas metálicas e mistas, alternativas construtivas que majorem o momento de inércia podem ser adotadas para minimizar os deslocamentos verticais.

A adição da laje de concreto à viga de aço é uma importante solução para o aumento do momento de inércia da seção transversal, devido à considerável largura da laje que contribui com a formação da seção transversal da viga mista.

Na busca por um maior momento de inércia para as seções transversais, também podem ser adotadas soluções que alteram a geometria da viga de aço, tais como a utilização das vigas treliçadas e das vigas alveolares. Nas vigas alveolares, os perfis são cortados ao meio, longitudinalmente, de modo que as duas metades possam ser soldadas mais afastadas uma da outra (Figura 1.1). Com isso a altura da seção aumenta, obtendo-se peças com maior momento de inércia, mantendo-se o mesmo peso e volume do perfil de aço original.



Figura 1.1 – Fabricação de uma viga alveolar: corte com máquinas CNC¹ e processo de soldagem (GEMPERLE, 2007).

As aberturas na alma das vigas alveolares podem reduzir a capacidade resistente sob determinadas condições de carregamento e modificam as condições de contorno da alma, podendo gerar fenômenos de instabilidade localizada, devido à esbeltez dos elementos que compõem a seção. No caso das vigas alveolares mistas, a presença da laje de concreto sobre a mesa superior do perfil de aço faz com que os modos de colapso se alterem e cria a possibilidade de novos modos com relação às vigas alveolares de aço. Esse comportamento diferenciado deve ser considerado adequadamente no cálculo estrutural para que se possa tirar proveito dos benefícios oferecidos pelas vigas alveolares, tais

¹ Comando Numérico Computadorizado

como: facilidade de passar os dutos de serviço através da estrutura (Figura 1.2), versatilidade arquitetônica (Figura 1.3) e capacidade de vencer vãos maiores do que os perfis laminados convencionais (Figura 1.4).



Figura 1.2 – Integração das vigas alveolares com instalações (WESTOK, 2012).



Figura 1.3 – Versatilidade arquitetônica das vigas alveolares (WESTOK, 2012).



Figura 1.4 – Capacidade de vencer grandes vãos (WESTOK, 2012).

O presente trabalho trata da simulação numérica do comportamento estrutural e do desenvolvimento de uma metodologia moderna para o dimensionamento de vigas alveolares mistas de acordo com o Método dos Estados Limites.

1.2 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto, formadas a partir de perfis laminados brasileiros.

Os objetivos específicos são:

- ✓ aprimorar o modelo numérico de elementos finitos para avaliação do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas desenvolvido por Ferrari (2013);
- ✓ avaliar estratégias para desenvolvimento de um modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas, considerando diferentes hipóteses de distribuição de tensões na seção transversal do elemento misto e diferentes graus de interação;
- ✓ avaliar a capacidade de resposta do modelo analítico para diferentes modos de colapso, com base na comparação com os resultados obtidos por meio do modelo numérico.

1.3 Justificativa e relevância do tema

Embora haja alguns estudos sobre vigas alveolares no contexto internacional, a difusão do uso das vigas alveolares no Brasil ainda demanda novas pesquisas, uma vez que as características geométricas das seções dos perfis atuais são diferentes daquelas utilizadas no passado, quando alguns trabalhos de pesquisa sobre vigas alveolares foram desenvolvidos.

No contexto da construção metálica brasileira, entende-se que há espaço favorável à introdução de vigas alveolares formadas a partir de perfis laminados devido ao seu bom desempenho estrutural, ao efeito arquitetônico que as mesmas produzem e ao surgimento de novos procedimentos de produção automatizados.

A busca de um modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas se justifica devido à necessidade de propiciar aos engenheiros calculistas uma ferramenta adequada para o projeto seguro e econômico desses elementos.

Dentro do contexto da normalização brasileira para estruturas metálicas e mistas de aço e concreto, torna-se também importante dispor de um modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas com base no Método dos Estados Limites,

utilizando-se uma simbologia compatível com empregada pela ABNT NBR 8800:2008 no dimensionamento de outros elementos estruturais.

1.4 Estrutura da dissertação

No Capítulo 2 apresenta-se uma revisão bibliográfica contendo importantes estudos analíticos, experimentais e numéricos já realizados sobre o comportamento estrutural de vigas alveolares de aço e de vigas alveolares mistas de aço e concreto. Nesse Capítulo também são apresentadas as características geométricas e os modos de colapso desses elementos estruturais.

No Capítulo 3 apresenta-se uma descrição do modelo numérico de elementos finitos e das estratégias utilizadas na modelagem, bem como sua validação, com base nos resultados experimentais obtidos por outros autores.

No Capítulo 4 é apresentada a formulação analítica para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto considerando-se os Estados-limites Últimos e os Estados-limite de Serviço aplicáveis.

No Capítulo 5 são apresentados estudos de caso com o objetivo de avaliar a capacidade do modelo analítico de vigas alveolares mistas descrito no Capítulo 4 de representar os estados-limites típicos desses elementos estruturais, com base na comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico e por meio do modelo numérico apresentado no Capítulo 3.

No Capítulo 6 apresentam-se as conclusões gerais deste trabalho, bem como sugestões para futuras investigações.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Considerações preliminares

A origem das vigas alveolares não é precisa, porém, como essas vigas dependem de solda elétrica para serem construídas, seu desenvolvimento está diretamente relacionado com o aprimoramento da tecnologia de solda elétrica na construção metálica, datada do final dos anos 1920.

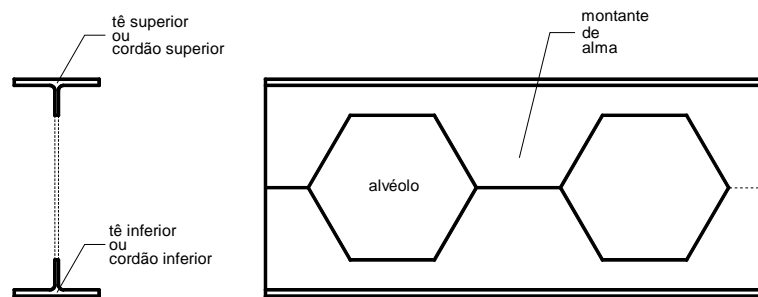
Na década de 1930, a Skoda, localizada em Pilsner, na República Tcheca, projetou e fabricou as primeiras vigas casteladas para uma cobertura com 12 m de vão.

Em 1935, Geoffrey Murray Boyd desenvolveu vigas alveolares com o intuito de obter maiores vigas para vencer grandes vãos para uma construção em Buenos Aires, na Argentina. Como não havia disponibilidade de perfis laminados com maior altura, nem equipamentos para a montagem de vigas com mesas de maior largura, Boyd pensou em cortar a alma das vigas e soldá-las, de forma a aumentar sua altura. Na patente, solicitada em 1937 e concedida pelo British Patent Office em 1939, as vigas alveolares são definidas como vigas obtidas a partir de perfis de aço cortados de forma sinuosa ou na forma de dentes com suas metades soldadas de forma a obter perfis com maior altura. Devido à Segunda Guerra Mundial, sua invenção não progrediu comercialmente. Por isso, os direitos da patente foram cedidos à United Steel Companies Limited (Knowles, 1991).

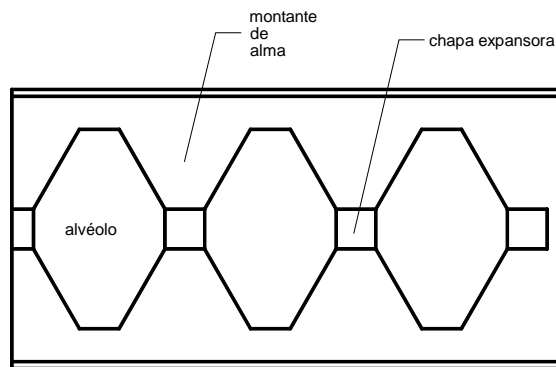
Somente a partir da década de 1950 começaram a ser desenvolvidos estudos a respeito do comportamento estrutural e métodos de dimensionamento de vigas alveolares. Alguns desses estudos são apresentados neste Capítulo.

2.2 Características geométricas das vigas alveolares

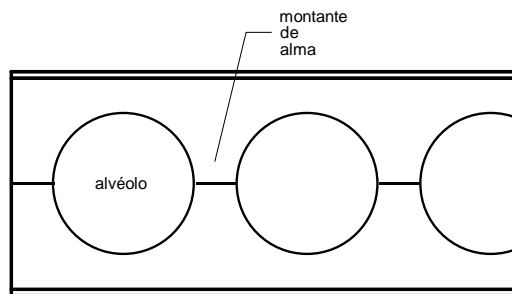
Com o intuito de sistematizar o tratamento das vigas alveolares mistas, faz-se necessário estabelecer uma nomenclatura adequada para os elementos geométricos típicos das vigas alveolares. Na Figura 2.1 são apresentados alguns elementos típicos dessas vigas.



(a) viga castelada



(b) viga castelada com chapa expansora



(c) viga celular

Figura 2.1 – Tipos e nomenclaturas para vigas alveolares.

2.2.1 Propriedades da seção transversal

Os principais elementos associados às seções transversais das vigas alveolares são apresentados na Figura 2.2. As expressões para o cálculo das propriedades geométricas da seção transversal são apresentadas a seguir.

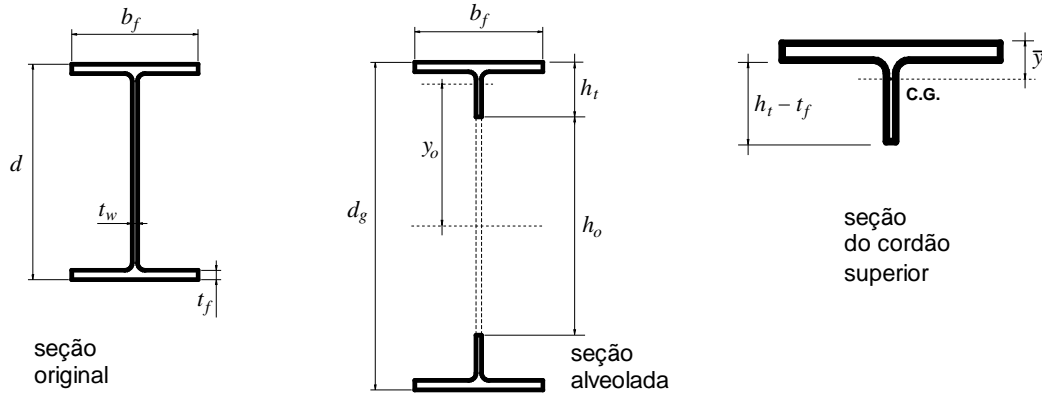


Figura 2.2 – Identificação dos elementos das seções transversais.

$$d_g = k d + 2b \quad (2-1)$$

$$h_o = 2[d(k-1)+b] \quad (2-2)$$

$$h_t = \frac{d_g - h_o}{2} = \frac{d - a}{2} \quad (2-3)$$

$$a = d(k-1) \quad (2-4)$$

$$A_t = \frac{A_g}{2} - \left[t_w \left(\frac{h_o}{2} - 2b \right) \right] \quad \text{ou} \quad A_t = \frac{A_g}{2} - [t_w \cdot d(k-1)] \quad (2-5)$$

$$y_o = \frac{h_o}{2} + h_t - \bar{y} \quad (2-6)$$

$$\bar{y} = \frac{b_f t_f^2 + h_t^2 t_w - t_f^2 t_w}{2(b_f t_f + h_t t_w - t_f t_w)} \quad (2-7)$$

$$Z_{x_0} = 2 A_t y_o \quad (2-8)$$

$$I_{x_0} = 2(I_t + A_t y_o^2) \quad (2-9)$$

$$I_t = \frac{b_f t_f^3}{12} + b_f t_f \left(\bar{y} - \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{t_w (h_t - t_f)^3}{12} + t_w (h_t - t_f) \left(\bar{y} - \frac{h_t + t_f}{2} \right)^2 \quad (2-10)$$

Algumas variáveis são adotadas para fazer referência aos elementos da viga e da seção transversal nas expressões de cálculo, as quais estão listadas abaixo.

d	altura total do perfil original;
b_f	largura da mesa do perfil original;
t_f	espessura da mesa do perfil original;
t_w	espessura da alma do perfil original;
d_g	área total da seção da viga alveolar;
h_t	altura do cordão (ou tê);
k	razão de expansão, ($k = d_g / d$);
b	metade da altura da chapa expansora;
a	altura do lado inclinado em aberturas hexagonais ou octogonais (metade da altura da abertura, quando não há chapa expansora);
A_t	área da seção transversal de um cordão;
I_t	momento de inércia de um cordão em relação ao seu eixo baricêntrico;
W_t	módulo resistente elástico do cordão em relação à borda do alvéolo;
h_o	altura do alvéolo;
y_o	distância do centro de gravidade do cordão ao eixo da viga;
Z_{xo}	módulo resistente plástico na seção vazada da viga alveolar;
M_{plo}	momento de plastificação da viga alveolar na seção do alvéolo;

2.2.2 Padrões geométricos

Os padrões mais utilizados para vigas com alvéolos hexagonais são: o padrão Litzka (Figura 2.3), o padrão Peiner (Figura 2.4) e o padrão Anglo-Saxão (Figura 2.5).

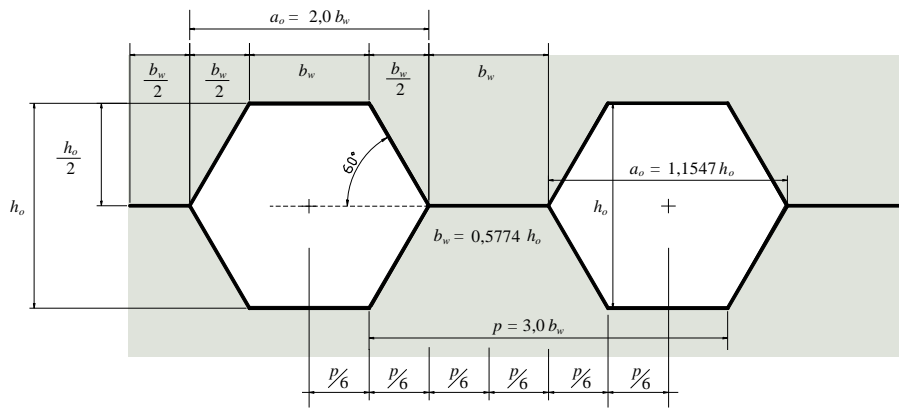


Figura 2.3 – Geometria do padrão LITZKA.

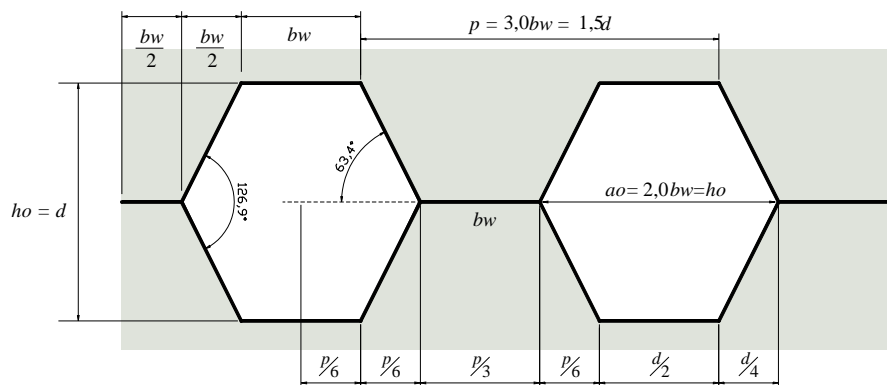


Figura 2.4 – Geometria do padrão PEINER.

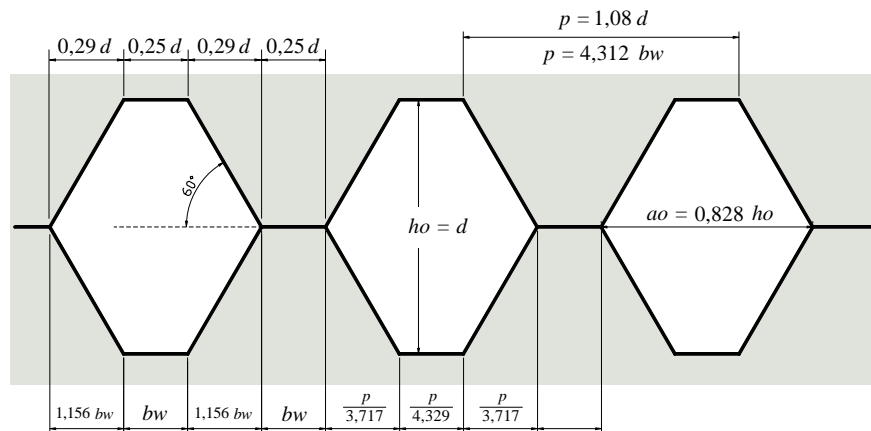


Figura 2.5 – Geometria do padrão ANGLO-SAXÃO.

A geometria apresentada na Figura 2.3 foi desenvolvida por Hubert Litzka, um dos pioneiros na fabricação de vigas alveolares. Nesse padrão, o alvéolo é um hexágono regular (todos os lados são iguais).

O padrão Peiner (Figura 2.4) se diferencia do padrão Litzka basicamente pela menor largura do alvéolo e pelo ângulo do lado inclinado do alvéolo. No padrão Peiner, o alvéolo

possui largura igual à altura ($a_o = h_o$), enquanto no padrão Litzka, $a_o = 1,1547 h_o$. Já o ângulo do lado inclinado do alvéolo é de $63,4^\circ$ no padrão Peiner, enquanto no padrão Litzka é de 60° . Existe uma semelhança importante nesses dois padrões: os montantes e os alvéolos possuem relações tais que o passo (p) pode ser dividido em seis partes iguais. Portanto, os braços de alavanca considerados para determinação do momento fletor resistente são os mesmos para estes dois padrões geométricos. Com isto, as expressões de resistência para os dois padrões são as mesmas.

No padrão Anglo-Saxão (Figura 2.5), o ângulo do lado inclinado do alvéolo é de 60° , tal como no padrão Litzka, porém o alvéolo possui uma razão de aspecto diferente, com $a_o = 0,828 h_o$.

As vigas com alvéolos circulares, denominadas vigas celulares, podem ser produzidas com inúmeras combinações entre a altura da seção transversal, o diâmetro da abertura e a distância entre centros de aberturas. Na Figura 2.6 mostra-se a faixa de variação do diâmetro e do espaçamento entre centros dos alvéolos comumente utilizada, segundo Abreu *et al.* (2010).

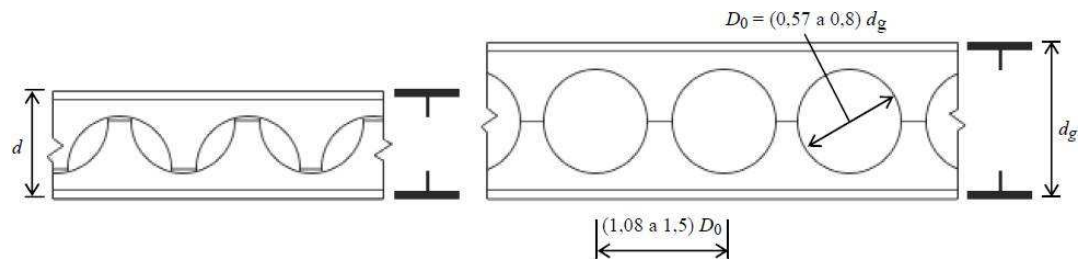


Figura 2.6 – Geometria para fabricação de vigas celulares (ABREU *et al.*, 2010).

2.3 Comportamento estrutural

2.3.1 Estudos analíticos

Com o surgimento do corte automatizado na fabricação dos perfis de aço, houve um aumento significativo no emprego das vigas alveolares. Desde então, diversos autores desenvolveram estudos para obtenção de modelos analíticos para o dimensionamento dessas peças. Alguns desses estudos serão apresentados a seguir.

Faltus (1966) propôs formulações para a determinação da magnitude e dos pontos de ocorrência da tensão máxima em vigas casteladas para diversas configurações de carregamento, com base no equilíbrio de esforços da seção transversal que possui o alvéolo. Este autor propôs também um ábaco para dimensionamento de vigas casteladas.

Delesques (1968) elaborou um modelo analítico para a verificação de vigas casteladas. Este foi um dos primeiros trabalhos em que a instabilidade dos montantes de alma foi caracterizada como um possível modo de colapso. A formulação ainda incluía a determinação dos deslocamentos verticais da viga de aço.

Um ano depois, Delesques (1969) apresentou um novo trabalho no qual investigava com maior profundidade as vigas casteladas com o padrão geométrico Litzka. O autor elaborou expressões analíticas capazes de prever diversos tipos de colapsos, dentre eles: colapso do montante de alma por cisalhamento, colapso do montante de alma por flexão, flambagem do montante de alma e formação de mecanismo plástico. As expressões analíticas apresentaram boas correlações com os ensaios experimentais por ele realizados.

Ward (1994) apresentou um modelo analítico para o dimensionamento de vigas celulares mistas de aço e concreto, desenvolvido com base nos critérios apresentados pela BS 5950:1988 (British Standards Institution). Neste trabalho, os seguintes Estados Limites Últimos foram verificados: capacidade global da viga mista ao momento fletor e à força cortante, flambagem e flexão do montante de alma e verificação da ligação viga de aço e laje de concreto. Na Figura 2.7 apresenta-se um trecho da viga mista, correspondente ao passo da viga celular, e as forças atuantes consideradas por este autor.

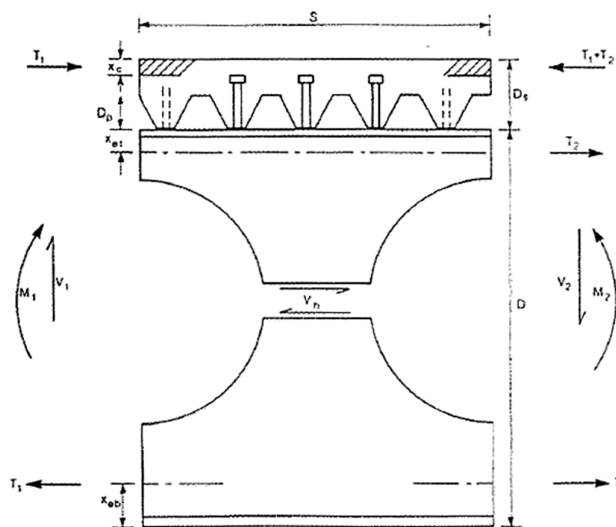


Figura 2.7 – Forças que atuam em um trecho de viga alveolar mista de aço e concreto (WARD, 1994).

Cimadevila *et al.* (2000) publicaram um livro intitulado “Vigas Alveoladas” no qual tratam do dimensionamento das vigas alveolares de aço com base no Método dos Estados Limites. Esses autores propuseram dois tipos de ábacos de dimensionamento: um em que se determina a seção adequada em função do momento fletor e do esforço cortante

atuantes; e outro tipo, que permite obter a seção adequada em função da carga e das condições de apoio da peça.

Cavalcante (2005) realizou um estudo das tensões na solda da alma de vigas alveolares mistas de aço e concreto. Antes de elaborar um modelo analítico para verificação da solda, o autor analisa quão significativa é a contribuição do tê superior no equilíbrio da seção transversal, chegando à conclusão de que esta é fundamental e não pode ser desprezada. Ou seja, o modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas deve considerar toda a seção transversal da viga de aço e a da laje de concreto, em vez de considerar somente a contribuição do tê inferior e do concreto (modelo de treliça). Além disso, o autor recomenda considerar uma largura efetiva da laje em vez de uma espessura efetiva para fins de homogeneização da seção de concreto em aço.

Lawson *et al.* (2006) desenvolveram um método de dimensionamento para vigas celulares mistas assimétricas, considerando o alto grau de assimetria da seção transversal e a influência de aberturas retangulares ou alongadas no comportamento dessas vigas. Com base nesse trabalho, os autores mostraram que a assimetria da seção transversal de vigas celulares propicia o aumento dos momentos fletores no montante de alma entre aberturas. Estes efeitos são acentuados pelas aberturas alongadas ou retangulares e devem ser evitados no projeto, aumentando-se a largura do montante de alma ou a espessura da alma. Por fim, os autores concluíram que o modelo analítico proposto é conservador, uma vez que não considera a contribuição da laje de concreto na resistência ao esforço cortante.

Lawson e Saverirajan (2011) desenvolveram um método para o dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto baseado numa distribuição elasto-plástica de tensões e considerando o equilíbrio da seção transversal mista em função do seu perfil de deformações. Os autores propõem que esse mesmo método seja aplicado para as vigas celulares mistas. Neste trabalho foi investigado o efeito de alguns parâmetros sobre o desenvolvimento da resistência plástica ao momento fletor para vigas mistas, tais como: assimetria da seção, resistência e encruamento do aço, redução na resistência do concreto para grandes deformações, deslizamento da interface e o efeito das aberturas na alma das vigas. Verificou-se que o deslizamento entre aço e concreto exerceu pouca influência sobre o desenvolvimento da resistência a momento fletor de vigas mistas não escoradas em regime de grandes deformações e que vigas celulares mistas assimétricas alcançaram sua resistência plástica a momento fletor para deformações superiores às de vigas mistas de alma cheia com as mesmas dimensões geométricas.

Silveira (2011) apresentou modelos analíticos para vigas alveolares com diversos padrões geométricos. O estudo representa uma contribuição para o estabelecimento de critérios de dimensionamento de vigas alveolares de acordo com as normas vigentes de projeto e cálculo de estruturas metálicas. Também foram feitas considerações quanto à plastificação total da seção transversal do montante de alma, o que permitiu uma maior aproximação com os resultados dos modelos numéricos. A autora ainda apresenta os resultados de uma análise numérica não-linear realizada com vigas alveolares de aço utilizando o programa ABAQUS. O modelo numérico foi validado a partir de resultados experimentais encontrados na literatura e utilizado na validação dos modelos analíticos.

Durif *et al.* (2013) realizaram um estudo analítico no qual descrevem matematicamente o comportamento mecânico das vigas celulares de aço curvas e com altura variável em situação normal de temperatura e em condições de incêndio. O modelo analítico proposto inclui a verificação da capacidade resistente das vigas para dois modos de falha, citados como principais: mecanismo Vierendeel e flambagem do montante de alma. Este modelo é validado com base em análises numéricas considerando diferentes configurações geométricas e de vinculação.

Djebli *et al.* (2014) desenvolveram um modelo analítico para o cálculo das flechas em vigas celulares mistas de aço e concreto simétricas, submetidas a carregamentos concentrado e distribuído. A flecha adicional devida à força cortante também foi considerada. O modelo analítico foi validado com o auxílio de uma análise numérica utilizando o programa computacional Cast3m. Os autores concluíram que uma das mais importantes contribuições deste trabalho é que as flechas totais foram calculadas levando-se em conta a presença da laje de concreto e o efeito do Mecanismo Vierendeel.

Panedpojaman *et al.* (2014) propuseram uma formulação matemática simples para estimar a resistência à flambagem do montante de alma das vigas celulares simétricas e assimétricas. Diversos parâmetros geométricos do montante de alma foram investigados. Para validação da expressão para dimensionamento foi utilizado um modelo de elementos finitos composto apenas pelo montante de alma. O modelo analítico proposto gerou resultados próximos àqueles obtidos por meio de modelos experimentais encontrados na literatura.

Vieira (2014) estudou os parâmetros e as características que governam a flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas celulares de aço via análise não linear pelo Método dos Elementos Finitos. Em adição, avaliou a validade de formulações

analíticas existentes e propôs um novo procedimento considerando a faixa de variação de esbelte da alma dos perfis I laminados de faces paralelas (série W) fabricadas no Brasil. O autor afirma que, tendo em vista a boa aproximação dos resultados obtidos, a capacidade resistente proposta é baseada no método do laço desenvolvido por Lawson *et al* (2002). Porém, como esse método não consegue levar em conta corretamente vigas nas quais a distância entre as faces das aberturas é pequena, foram adicionados fatores de ajuste que permitiram tornar os resultados mais próximos dos resultados numéricos.

Vieira (2015) apresentou modelos matemáticos semiempíricos representativos das curvas de resistência ao modo de colapso por flambagem do montante de alma para os principais padrões de vigas casteladas de aço. Os modelos propostos para a determinação da capacidade resistente permitiram descrever de maneira realista o comportamento das vigas em regime elástico ou inelástico. Para a elaboração e ajuste dos modelos semiempíricos foi realizado um estudo paramétrico baseado no modelo numérico calibrado pelo autor a partir de um programa experimental extenso.

2.3.2 Estudos experimentais

Apesar de diversos programas experimentais com vigas alveolares terem sido realizados, são escassos aqueles que tratam das vigas alveolares mistas.

Megharief e Redwood (1998) realizaram ensaios com vigas casteladas mistas para investigar seu comportamento à flexão e ao cisalhamento. No programa experimental, parâmetros como excentricidade, presença do escoramento e o grau de interação entre a viga de aço e a laje de concreto foram estudados. Foi destacado que em vigas casteladas mistas o esforço cortante que causa flambagem do montante de alma é muito maior que na mesma viga de aço isolada, mas que a força de cisalhamento horizontal no montante de alma é quase a mesma. Isso sugere que as formulações matemáticas aplicadas para as vigas casteladas isoladas podem ser utilizadas para as vigas casteladas mistas. Os autores afirmam também que se deve dispor maior número de conectores de cisalhamento próximo aos apoios para que se possa aliviar o esforço cortante nos montantes de alma localizados nessas regiões.

Nadjai² (2005 *apud* BAKE, 2010) ensaiou duas vigas celulares mistas: uma com a viga celular de aço simétrica e com duas cargas pontuais e outra com assimetria da seção transversal da viga de aço (seção do t^ê superior diferente do inferior) e com uma carga pontual no centro do v^{ão}. As duas vigas ensaiadas sofreram colapso por flambagem do montante de alma.

Hechler *et al.* (2006) apresentaram um programa experimental de vigas mistas com múltiplas aberturas regulares na alma com o objetivo de investigar os seguintes aspectos: ação mista próxima ao apoio, comportamento das aberturas alongadas, carregamento introduzido por vigas secundárias, assimetria da seção e disposição de anéis de reforço nos alvéolos. Os autores mostraram que apesar de o modo de colapso da viga mista ter sido por flambagem do montante de alma, o mecanismo Vierendeel tende a ter início para baixos níveis de carga. Além disso, foi verificado que a presença e a resistência mecânica da laje de concreto afeta de maneira significativa a resistência da viga alveolar mista à formação do mecanismo plástico, mas pouco influencia a resistência à flambagem do montante de alma.

2.3.3 Estudos numéricos

Diversos autores realizaram análises numéricas pelo Método dos Elementos Finitos para o estudo do comportamento de vigas alveolares e vigas alveolares mistas.

Humphrey e Sunley³ (1968 *apud* NETHERCOT e KERDAL, 1982) foram os pioneiros a utilizar o Método dos Elementos Finitos (MEF) para a modelagem das vigas alveolares.

Zaarour e Redwood (1996) desenvolveram um modelo numérico utilizando o programa computacional NASTRAN, baseado no MEF, com o objetivo de prever o comportamento mecânico de 14 vigas casteladas que foram ensaiadas posteriormente. As vigas casteladas foram obtidas a partir de perfis Bantam⁴ com o intuito de investigar a flambagem dos montantes de alma. A geometria do modelo considerava apenas o montante de alma e os t^{ês} entre duas aberturas adjacentes. Foi considerado o comportamento não-linear dos materiais e elementos do tipo CQUAD4, que são elementos de casca com quatro lados no

² Nadjai, A. *Performance of cellular composite floor beams at ambient temperature*. Ulster University, 2005.

³ Humphrey, A. T. e Sunley, V. K. *A finite analysis of an expanded I-section beam and an axisymmetric flanged cylinder*. Joint British Conference for Stress Analysis, 14:3-14; 1968.

⁴ Uma série de perfis laminados leves fabricada pela Chaparral Steel, cuja esbeltez de alma varia na faixa $53 \leq \lambda_w \leq 67$.

NASTRAN. Análises de flambagem foram realizadas antes das análises não-lineares para que fossem introduzidas imperfeições iniciais ao modelo de elementos finitos.

Redwood e Demirdjian (1998) realizaram uma simulação numérica com o objetivo de prever a carga crítica de flambagem de quatro vigas casteladas, que foram ensaiadas posteriormente. As análises numéricas foram realizadas com auxílio do NASTRAN e somente a metade da viga foi modelada devido a sua simetria. Somente a análise de flambagem foi realizada, o que não permitiu que o modo de colapso por formação de mecanismo plástico pudesse ser representado com auxílio desse modelo numérico. Além disso, os autores também realizaram um estudo de variação de parâmetros.

Um modelo numérico de elementos finitos foi desenvolvido por Lawson *et al.* (2006) para avaliar os diferentes fenômenos que ocorrem nas vigas celulares mistas e verificar a eficácia das formulações matemáticas desenvolvidas no mesmo trabalho. O modelo utilizou o elemento de casca do tipo SHELL43 no ANSYS e era composto por 4000 elementos. O modelo possuía apenas três alvéolos com 366 mm de diâmetro e diversos parâmetros geométricos puderam ser analisados. Os conectores de cisalhamento foram modelados como molas com comportamento elástico perfeito, com rigidez de 100 kN/mm, tanto no sentido vertical quanto horizontal. A carga de ruptura dos conectores foi tomada como $0,6 P_d$, onde P_d é a resistência de cálculo do conector.

Bake (2010) desenvolveu um modelo numérico utilizando o programa computacional ABAQUS que foi capaz de prever, com boa precisão, os modos e a carga de colapso de vigas alveolares e vigas alveolares mistas sob temperatura ambiente e em situação de incêndio (Figura 2.8). O autor afirma que o resultado da análise numérica é sensível ao tamanho do incremento de carga e às condições de contorno. Uma pequena mudança nas condições de contorno aplicadas na mesa superior da viga de aço foi capaz de alterar o modo de colapso por flambagem do montante de alma para colapso por mecanismo Vierendeel. Diferentemente do que ocorreu para as vigas sob situação de incêndio, o modelo numérico de vigas em temperatura ambiente foi sensível à amplitude da imperfeição geométrica inicial.

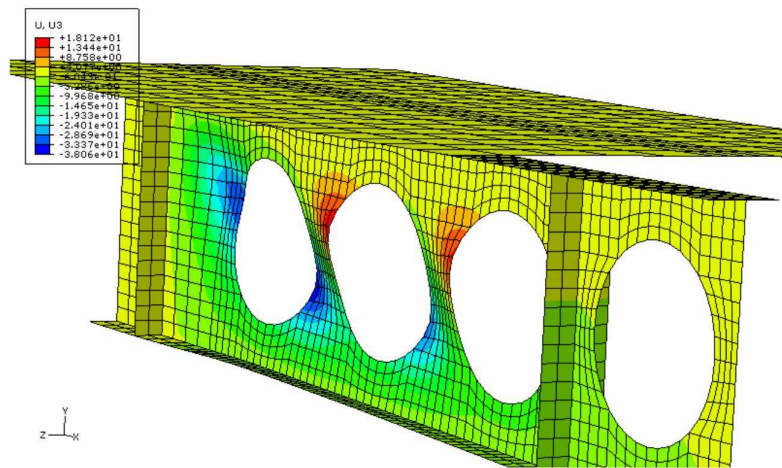


Figura 2.8 – Flambagem do montante de alma da viga alveolar mista sob temperatura ambiente (BAKE, 2010).

Gizejowski e Salah (2011) utilizaram duas estratégias para elaboração de modelos de elementos finitos para simular o comportamento de vigas casteladas mistas de aço e concreto contínuas no plano e vigas sujeitas à distorção fora do plano. No primeiro modelo, a laje de concreto e a viga castelada de aço foram modeladas com auxílio de elementos de casca e foi utilizado um modelo constitutivo de fissuração distribuída para o concreto (*Smearred Crack* no ABAQUS). No segundo modelo, a laje de concreto foi representada por meio de elemento de barra e a viga de aço foi modelada com auxílio de elementos de casca. Para o concreto utilizou-se um modelo constitutivo tipo *Cast Iron Model* (ABAQUS). Os autores observaram que a segunda técnica de modelagem coincidiu com a primeira para seções mais leves de aço, nas quais a laje de concreto reduz a quantidade de cisalhamento vertical suportada pelos cordões de seção tê na abertura, e de cisalhamento horizontal no montante de alma. As investigações numéricas provaram que a instabilidade é o modo de colapso que rege e que é mais pronunciado para vigas casteladas curtas.

Ferrari (2013) apresentou um modelo numérico de elementos finitos, desenvolvido utilizando o *software* ABAQUS, para simulação do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto susceptíveis ao colapso por flambagem do montante de alma e por plastificação. Foram modeladas cinco vigas alveolares mistas pertencentes a programas experimentais encontrados na literatura. Para os elementos da viga alveolar de aço foram utilizados elementos de casca fina (SHELL) e para a laje de concreto foram utilizados elementos tipo sólido (SOLID), que permitem representar de maneira mais realista a geometria das lajes, inclusive as que utilizam forma de aço incorporada. Para

caracterizar o comportamento mecânico do concreto utilizou-se o Modelo de Dano com Plasticidade, que permite caracterizar, de maneira adequada, a relação Tensão \times Deformação no concreto. As imperfeições geométricas iniciais foram consideradas com valor igual a $d_g/1000$, sendo d_g a altura total do perfil expandido. Os resultados obtidos por meio do modelo numérico proposto apresentaram excelente concordância com os resultados experimentais visto que este foi capaz de representar a interação total e parcial entre aço e concreto, caracterizar a carga máxima e os modos de colapso.

2.4 Modos de colapso das vigas alveolares

A presença de aberturas nas vigas alveolares gera diferenças no comportamento dessas vigas em relação às vigas de alma cheia. Além dos modos de colapso observados nas vigas de alma cheia, novos modos de colapso surgem devido ao aumento da esbeltez da viga com a expansão da altura total. A distribuição de tensões e os deslocamentos também apresentam diferenças sensíveis devido à periódica mudança da área da seção transversal e o comportamento é alterado.

Os modos de colapso usuais para as vigas alveolares de aço e mistas são:

- a) plastificação devido ao momento fletor;
- b) flambagem lateral com torção devido ao momento fletor;
- c) plastificação da região de menor largura do montante de alma por cisalhamento;
- d) flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMA);
- e) flambagem do montante de alma por compressão (FMAC) devido a cargas concentradas;
- f) plastificação por formação de mecanismo Vierendeel devido ao efeito combinado de momento fletor e força cortante.

2.4.1 Colapso por plastificação devido ao momento fletor

As vigas alveolares com vãos longos e aquelas com relação vão sobre a altura expandida maiores que 20 costumam apresentar o colapso por plastificação devido ao momento fletor.

Na Figura 2.9 apresenta-se o aspecto geral de uma viga castelada, ensaiada sob carregamento uniformemente distribuído, que apresentou colapso por plastificação da seção do meio do vão devido ao momento fletor (KANNING, 1976).

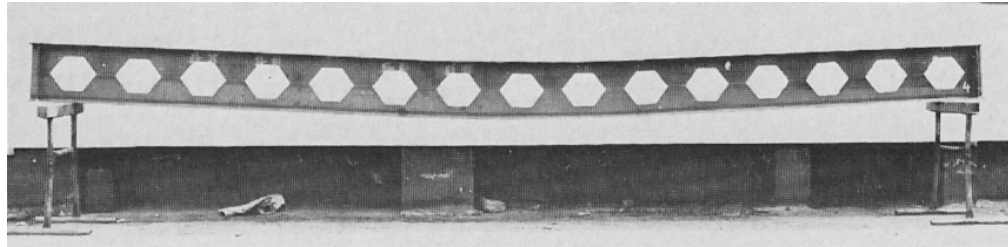


Figura 2.9 – Aspecto geral de uma viga castelada que apresentou colapso por plastificação em ensaio sob carga uniformemente distribuída (KANNING, 1976).

De acordo com Kanning (1976), o colapso por plastificação ocorre quando o t \hat{e} inferior da seção alveolada submetida ao momento fletor máximo atinge a resistência de escoamento do aço. Essa observação é coerente, uma vez que a plastificação total da seção transversal, ou seja, tanto do t \hat{e} inferior, quanto do t \hat{e} superior da viga alveolar de aço, é ocasional.

2.4.2 Colapso por flambagem lateral com torção devido ao momento fletor

Assim como as vigas de alma cheia, as vigas alveolares também são susceptíveis a sofrer flambagem lateral com torção, dependendo do comprimento destravado. Esse modo de colapso consiste de um deslocamento lateral associado a um giro da seção transversal. A presença dos alvéolos representa uma variação da área da seção transversal, interferindo diretamente no raio de giração em relação ao eixo de menor inércia. Além disso, a parte comprimida da seção transversal é continuamente ligada à parte tracionada por meio da alma, fazendo com que a parte comprimida seja parcialmente contida ao tentar se deslocar lateralmente, provocando o giro da seção transversal (Figura 2.10).

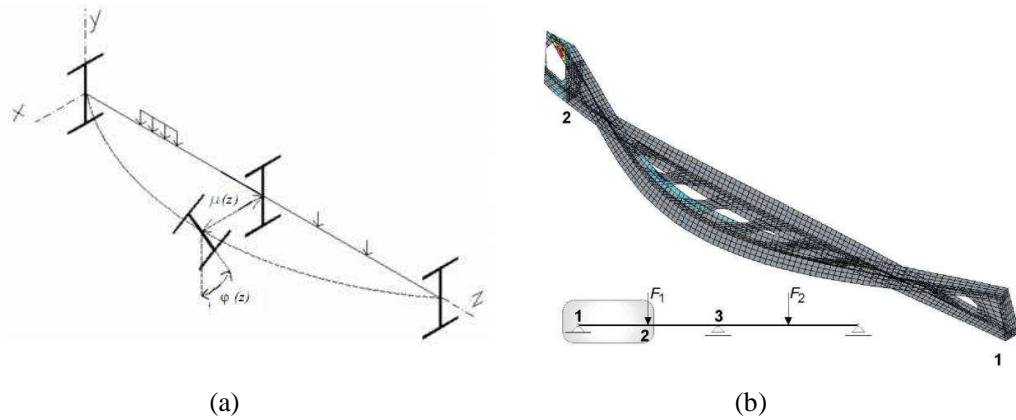


Figura 2.10 – Flambagem lateral com torção (a) ABREU *et al.*, 2010; (b) RADIĆ *et al.*, 2009.

De acordo com estudos realizados por Zirakian e Showkati (2006) e Gizejowski e Salah (2011) em vigas alveolares mistas, nas quais há travamento da mesa superior do perfil, a flambagem lateral com torção é acompanhada de distorção da alma (Figura 2.11). Já Redwood (2000) afirma que a flambagem lateral com torção não é um modo de colapso crítico para vigas alveolares mistas, exceto durante a fase de construção. Por essas evidências, a flambagem lateral com distorção também deve ser avaliada para esses elementos.

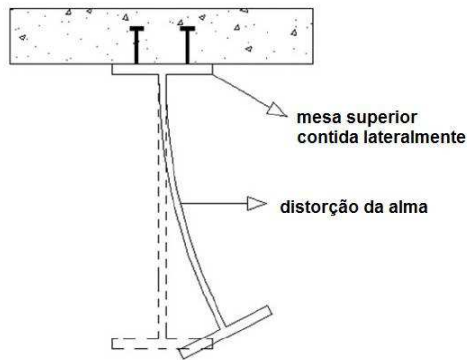


Figura 2.11 – Flambagem lateral com torção acompanhada de distorção da alma em viga com mesa superior travada (adaptado de ZIRAKIAN e SHOWKATI, 2006).

2.4.3 Colapso por plastificação do montante de alma por cisalhamento

O colapso por plastificação do montante de alma por cisalhamento ocorre normalmente em vigas nas quais a relação entre o comprimento da solda de emenda (menor seção do montante de alma) e a distância entre as aberturas é pequena. Esse modo de colapso ocorre quando as tensões de cisalhamento na região soldada alcançam a resistência de escoamento do aço (KERDAL E NETHERCOT, 1984).

Ensaios experimentais realizados por Hosain e Speirs⁵ (1971, *apud* KERAL e NETHERCOT, 1984) demonstraram que o escoamento do montante de alma por cisalhamento não é comum. Normalmente as vigas alveolares alcançam sua capacidade máxima devido a outros modos de colapso. Na Figura 2.12 apresenta-se uma viga castelada ensaiada por Toprac e Cooke (1959) com plastificação na região da solda.

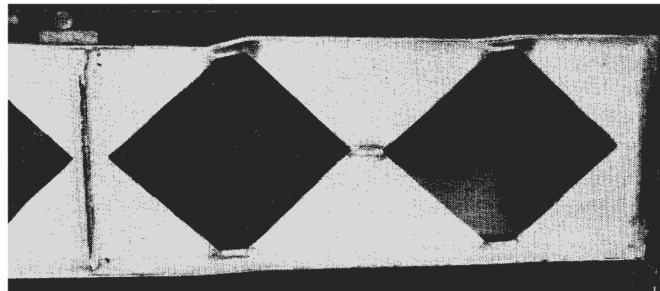


Figura 2.12 - Modelo de viga castelada com plastificação na região da solda (TOPRAC e COOKE, 1959).

2.4.4 Colapso por flambagem do montante de alma por cisalhamento

Destacando-se um montante de alma como o mostrado na Figura 2.13, podem ser representadas as forças internas obtidas por meio de equilíbrio. A força cisalhante F , que surge ao longo da emenda soldada, solicita o montante de alma à flexão. Com isso, a borda AB fica sujeita a tensões de tração, enquanto a borda CD fica submetida a esforços de compressão, que podem provocar a flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMA). Esta configuração de esforços produz um ponto de inflexão na região da solda e a flambagem do montante de alma devido à flexão da linha diagonal xx' .

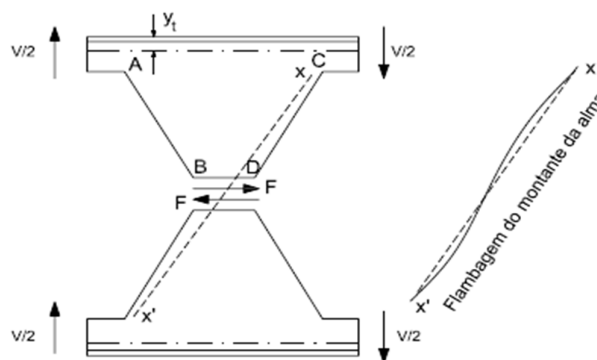


Figura 2.13 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento (KERDAL e NETHERCOT, 1984).

⁵ Hosain, M. U. e Speirs, W. G. *Failure of castellated beams due to rupture of welded joints*. Acier-Stahl-Steel, 1:34-40; 1971.

A flambagem do montante de alma por cisalhamento é influenciada pelas seguintes relações geométricas (ZAAROUR e REDWOOD, 1996; REDWOOD e DEMIRDJIAN, 1998):

- altura da abertura em relação à altura total da seção;
- altura da abertura em relação à largura mínima do montante de alma;
- largura mínima do montante de alma em relação à espessura da chapa;
- altura da chapa intermediária em relação à altura da abertura;
- altura da chapa intermediária em relação à sua espessura.

Na Figura 2.14 apresentam-se casos de flambagem do montante de alma por cisalhamento em uma viga celular mista e em uma viga castelada.

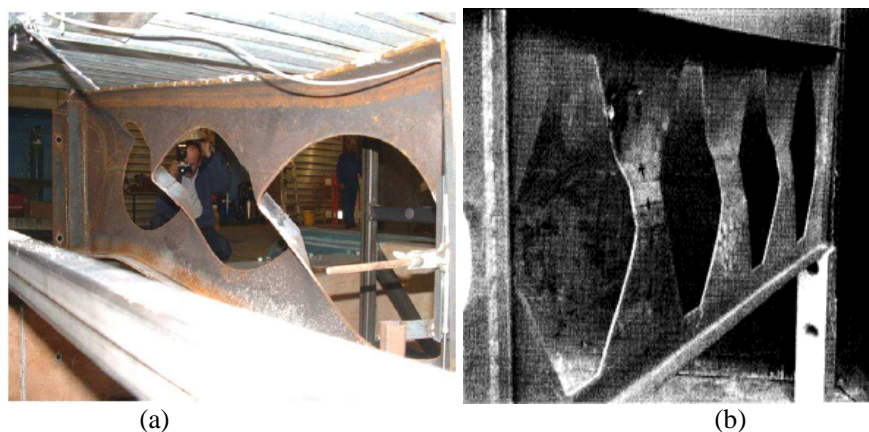


Figura 2.14 - Flambagem do montante de alma em vigas alveolares (a) viga celular (NADJAI *et al.*, 2008); (b) viga castelada (ZAAROUR E REDWOOD, 1996).

2.4.5 Colapso por flambagem do montante de alma por compressão

Neste modo de flambagem, o montante sofre um deslocamento para fora do plano da alma da viga sem que ocorra torção (Figura 2.15), comportando-se como uma coluna submetida à compressão. Segundo Silveira (2011), esse modo de colapso comumente ocorre em regiões próximas aos apoios ou em pontos de carregamento concentrado. Em vigas mistas esse modo de colapso é menos susceptível de ocorrer, pois parte da carga concentrada caminha para os apoios por meio da laje de concreto (REDWOOD, 2000).

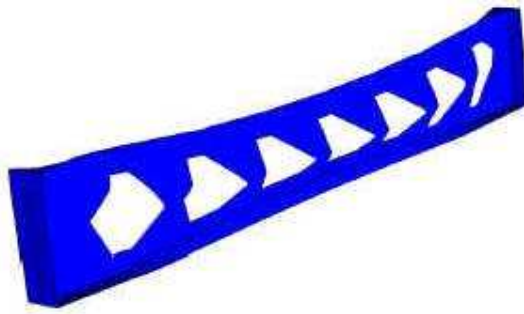


Figura 2.15 - Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC), obtida por meio de simulação numérica (VIEIRA, 2011).

2.4.6 Colapso por plastificação por formação de mecanismo Vierendeel devido ao momento fletor e à força cortante

Dependendo da magnitude do momento fletor, do esforço cortante e da geometria da viga, podem surgir momentos secundários na região do alvéolo, produzindo uma deformação diferencial entre dois montantes adjacentes e levando à formação de quatro rótulas plásticas nos cantos da abertura (Figura 2.16). Nos casos em que há carregamento uniformemente distribuído, esse tipo de colapso tende a ocorrer sobre o alvéolo mais próximo ao apoio. Esse modo de colapso também é tratado na literatura como Mecanismo Vierendeel.

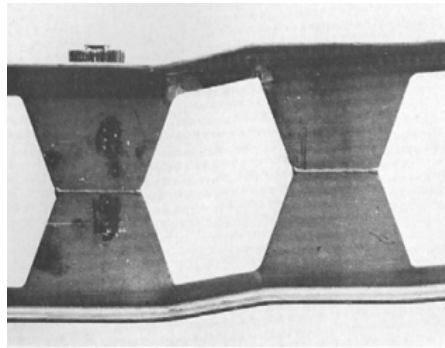


Figura 2.16 – Mecanismo Vierendeel (KANNING, 1976).

3 O MODELO NUMÉRICO

3.1 Considerações preliminares

O modelo numérico de elementos finitos para avaliação do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas utilizado no presente trabalho é baseado no modelo desenvolvido inicialmente por Ferrari (2013), que foi realizado no âmbito do Grupo de Pesquisa de Estruturas do programa de pós-graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Viçosa. Foi realizado um aprimoramento do modelo a fim de melhor representar o comportamento dos materiais, as condições de contorno e o comportamento da interface aço-concreto.

Para desenvolvimento do modelo numérico do presente trabalho utilizou-se o programa computacional ABAQUS, um software de análise estrutural avançada baseado no Método dos Elementos Finitos, amplamente utilizado em diferentes áreas da engenharia. O ABAQUS possui um pré e pós-processador gráfico e um “solver” com capacidade de realizar análises estáticas ou dinâmicas, lineares ou não-lineares. Além disso, o programa possui uma extensa biblioteca de Elementos Finitos, que permite a elaboração de diversos tipos de modelos, com a utilização de um ou mais tipos de materiais.

A seguir são apresentadas as características do modelo numérico de elementos finitos, os modelos constitutivos para os materiais, as condições de contorno, as hipóteses para representação da interface aço-concreto e as estratégias de análise numérica.

3.2 Geometria do modelo

O primeiro passo para elaborar um modelo numérico no ABAQUS é definir um modelo geométrico que represente de maneira adequada o problema físico. Como pode-se observar na Figura 3.1, optou-se pelo uso de um modelo tridimensional, que possui todos os componentes típicos de uma viga mista de aço e concreto, quais sejam: o perfil de aço, a laje de concreto e uma representação da interface aço-concreto. No presente trabalho, diferentemente do modelo apresentado por Ferrari (2013), somente a metade da viga alveolar mista foi representada. Para se utilizar a simetria é necessário definir condições de contorno adequadas, o que é apresentado no item 3.4.

No sistema de coordenadas adotado para todos os modelos, z é o eixo longitudinal da viga e y é o eixo vertical, ou seja, o eixo ortogonal a z , contido no plano da alma do perfil de aço, e x é o eixo ortogonal à alma do perfil.

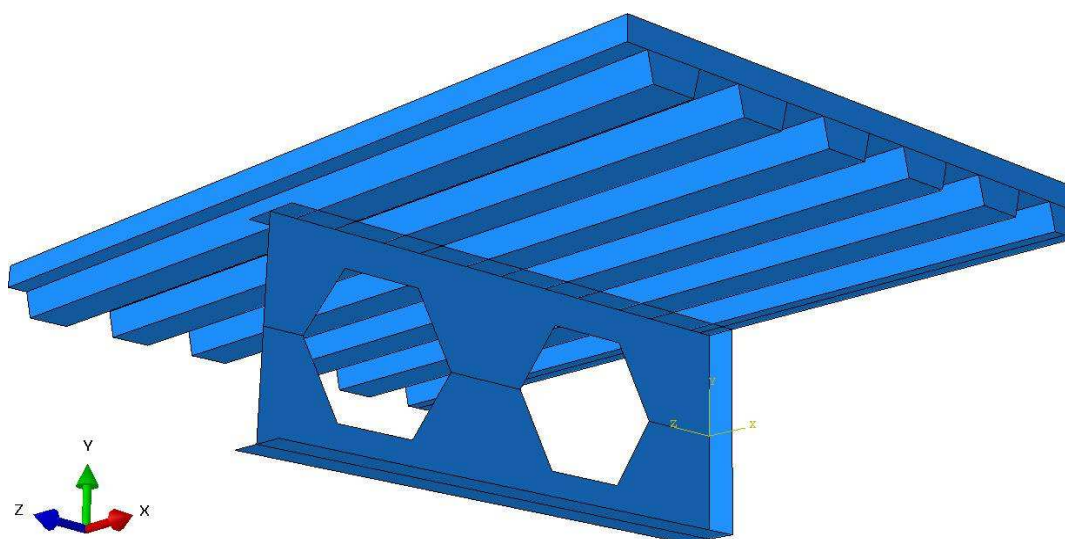


Figura 3.1 – Modelo numérico tridimensional da viga alveolar mista.

Para discretizar o modelo numérico foram utilizados três tipos de elementos disponíveis na biblioteca do ABAQUS/Standard. Para a laje de concreto, foram utilizados elementos do tipo sólido C3D8R, que são elementos de oito nós com três graus de liberdade por nó e integração reduzida. Como as nervuras da forma de aço incorporada são perpendiculares ao eixo longitudinal do perfil de aço, não é necessário representá-la no modelo. Para as chapas de aço que formam o perfil da viga foram utilizados elementos do tipo S4R, que são elementos de casca fina (tipo SHELL), com quatro nós, seis graus de liberdade por nó e integração reduzida. Como se optou por ativar a função *Quad-dominated* para

controle de elementos de malha no ABAQUS, o gerador de malha do programa incorpora, de maneira automática, alguns elementos tipo S3, de forma a conseguir gerar uma solução que atenda à geometria do modelo. Os elementos S3 são elementos de casca fina lineares, com três nós e seis graus de liberdade por nó.

Na Figura 3.2 apresentam-se os elementos C3D8R, S4R e S3 da biblioteca do ABAQUS/Standard, utilizados para construção do modelo de elementos finitos.

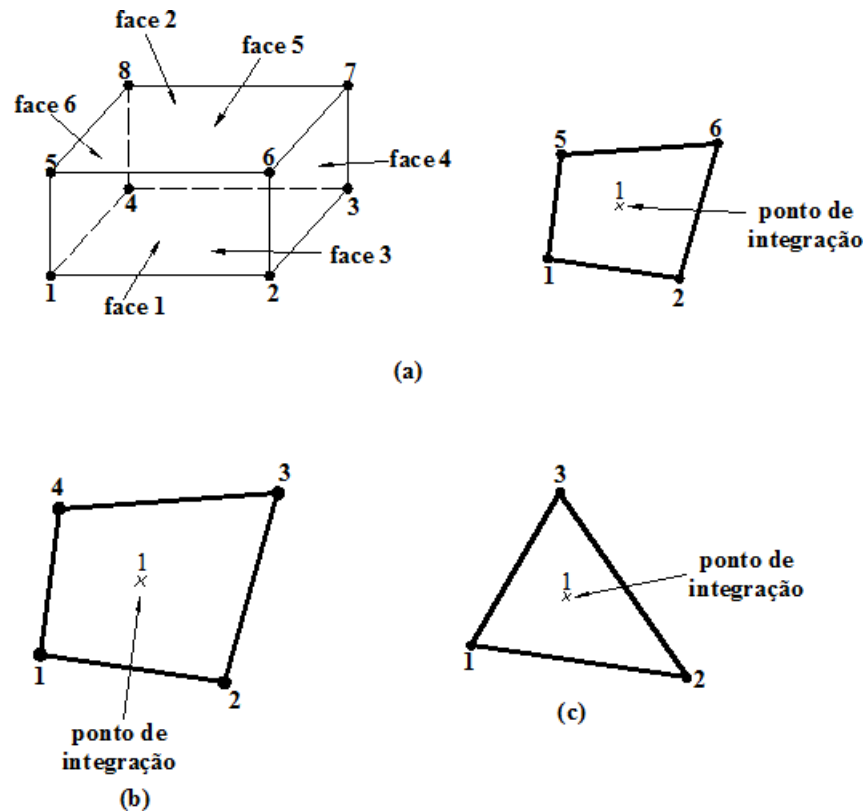


Figura 3.2 – Elementos finitos utilizados no modelo numérico: (a) elemento C3D8R; (b) elemento S4R; (c) elemento S3 (HIBBITT *et al.*, 2009).

Com base nos elementos selecionados gerou-se uma malha de elementos finitos estruturada para a laje de concreto e uma malha livre para a viga alveolar de aço. Da Figura 3.3 à Figura 3.5 apresenta-se um exemplo das malhas de elementos finitos utilizadas para a laje de concreto e para a viga alveolar de aço.

De acordo com Ferrari (2013), a decisão de utilizar uma malha livre para representar a viga alveolar de aço foi tomada com base em um estudo de sensibilidade realizado, o qual mostrou que não há diferenças significativas no tempo de processamento e na qualidade dos resultados ao se utilizar uma malha estruturada no lugar de uma malha livre. Observou-se também que o uso de uma malha de elementos finitos estruturada para a viga

de aço requer um maior tempo de trabalho para construção do modelo geométrico, sem nenhuma vantagem adicional.

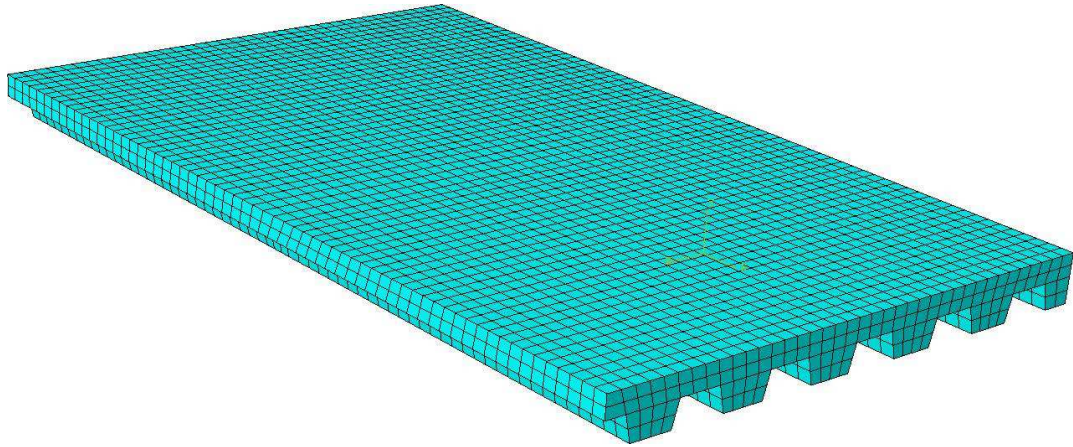


Figura 3.3 - Aspecto geral da malha de elementos finitos da laje de concreto.

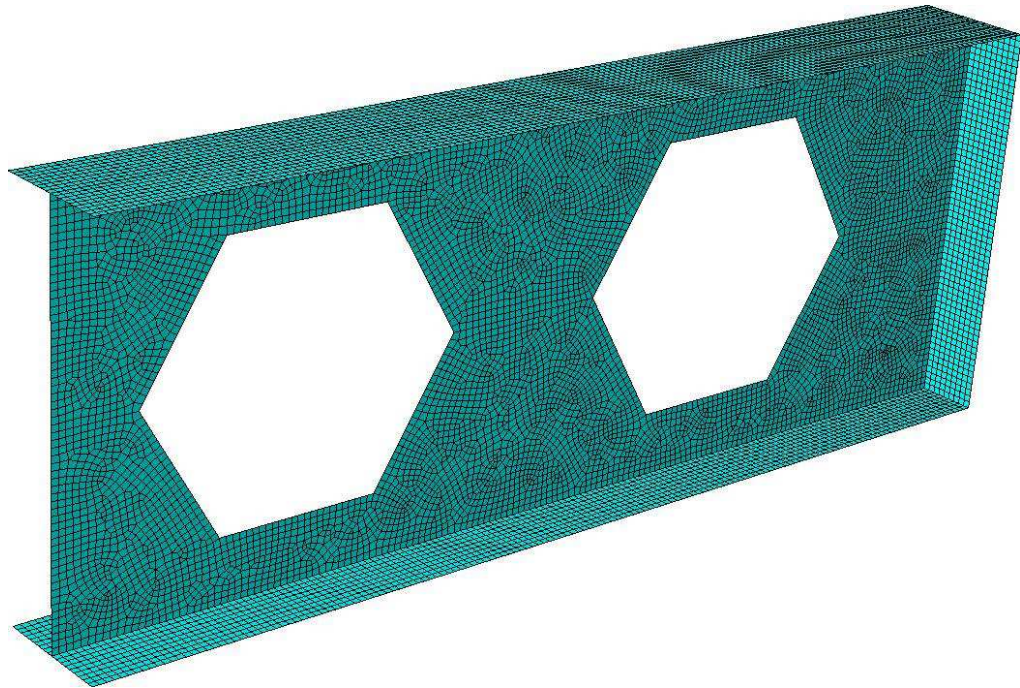


Figura 3.4 - Aspecto geral da malha de elementos finitos da viga alveolar de aço.

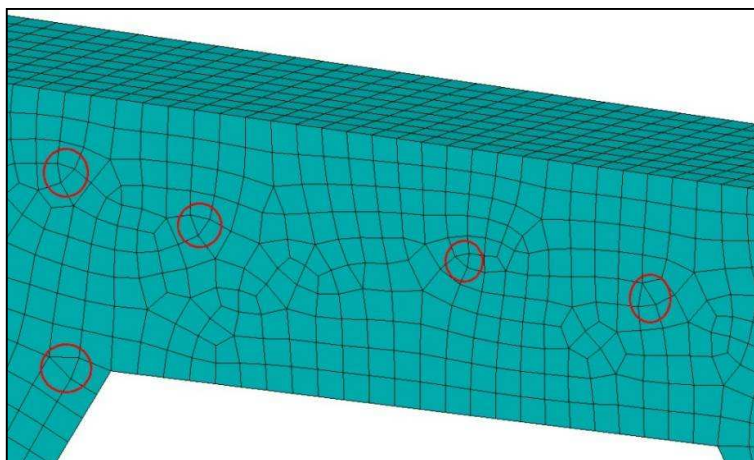


Figura 3.5 – Detalhe da malha de elementos finitos da viga alveolar de aço, com destaque para a presença de alguns elementos S3, incorporados automaticamente pelo gerador de malha do ABAQUS para atender à geometria do modelo.

Ao se trabalhar com o Método dos Elementos Finitos (MEF), quanto mais refinada for a malha, ou seja, quanto menores forem as dimensões dos elementos que compõem a malha, maior é a tendência de melhor representar o meio contínuo e o comportamento real, e, portanto, melhor o resultado do modelo numérico. Porém, a partir de um certo ponto de refinamento da malha, o ganho de precisão nos resultados não faz mais sentido, pois esse ganho passa a ser pequeno se comparado ao significativo aumento de memória e do tempo de processamento.

Neste trabalho, após a realização de alguns estudos de objetividade da malha, optou-se pelo uso de elementos finitos com dimensão máxima de 40 mm para a laje de concreto e de 10 mm para a viga alveolar de aço.

A conexão entre aço e concreto é feita nos pontos de partição adotados no modelo geométrico, que coincidem com nós da malha de elementos finitos.

3.3 Comportamento dos materiais

Neste trabalho considera-se o comportamento não linear do aço e do concreto para a análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos.

3.3.1 Modelo constitutivo para o concreto

O concreto possui comportamento distinto quando solicitado à tração e à compressão. Portanto, torna-se importante utilizar um modelo constitutivo capaz de descrever a

degradação progressiva das propriedades mecânicas do material. Segundo Luccioni (2003), o modelo que melhor descreve o comportamento tenso-deformacional de materiais frágeis, tal como o concreto, é o Modelo de Dano com Plasticidade (*Concrete Damaged Plasticity*). Esse modelo é capaz de representar os fenômenos mais importantes que ocorrem no concreto, com base no Modelo de Mohr-Coulomb modificado, como por exemplo, os danos irreversíveis do material à tração e os mecanismos de falha à compressão.

Para caracterizar o comportamento mecânico do concreto no presente trabalho, optou-se por utilizar o Modelo de Dano com Plasticidade (*Concrete Damage Plasticity*) disponível no ABAQUS que requer a definição de algumas características do concreto à compressão e à tração. Para o concreto comprimido deve-se definir a curva Tensão × Deformação Uniaxial e alguns parâmetros relativos ao comportamento plástico. Para o concreto tracionado deve-se definir uma curva Tensão × Deformação Uniaxial que considere o comportamento pós-pico de resistência à tração.

Curva Tensão × Deformação Uniaxial para o concreto comprimido

Para representar o comportamento do concreto à compressão adotou-se a curva Tensão × Deformação Uniaxial proposta pela EN 1992-1-1:2004 (Figura 3.6) para efeitos da análise não-linear, dada pela seguinte expressão:

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = \frac{\kappa \cdot \eta - \eta^2}{1 + (\kappa - 2)\eta} \quad (3-1)$$

em que:

σ_c é a tensão de compressão do concreto;

η é igual a $\varepsilon_c / \varepsilon_{c1}$;

ε_c é a deformação do concreto à compressão;

ε_{c1} é a deformação correspondente à tensão máxima (f_{cm}), dado por $0,7 f_{cm}^{0,31} < 2,8\%$;

κ é igual a $1,05 E_{cm} \cdot |\varepsilon_{c1}| / f_{cm}$.

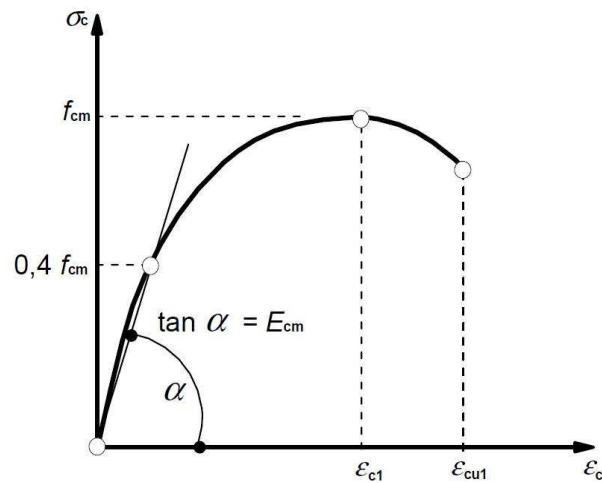


Figura 3.6 – Curva Tensão × Deformação Uniaxial para o concreto comprimido, proposta pela EN 1992-1-1:2004.

De acordo com a EN 1992-1-1:2004, o módulo de elasticidade médio do concreto (E_{cm}) pode ser determinado por meio da seguinte expressão:

$$E_{cm} = 22 \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0,3} \quad (3-2)$$

em que:

E_{cm} é o módulo de elasticidade médio do concreto, em GPa;

f_{cm} é a resistência média à compressão do concreto, em MPa.

Admite-se também um coeficiente de Poisson (ν) igual a 0,2.

A curva Tensão × Deformação Uniaxial definida pela expressão (3-1) apresenta o aspecto mostrado na Figura 3.6, segundo a qual pode-se observar que até cerca de 40% da resistência média à compressão do concreto (f_{cm}) é possível admitir um comportamento elástico-linear, segundo recomendações da própria EN 1992-1-1:2004. A curva descrita pela expressão (3-1) passa pelo ponto de coordenadas (ϵ_{c1}, f_{cm}) e termina no ponto cuja abscissa corresponde a ϵ_{cul} . A partir deste ponto, o modelo constitutivo do concreto disponível no ABAQUS considera que a tensão no concreto mantém-se constante para deformações superiores.

Para introduzir a curva Tensão × Deformação Uniaxial para o concreto comprimido no ABAQUS, é necessário informar um conjunto de pontos de coordenadas ϵ_{pl} (deformação

plástica) e σ_c (tensão de compressão do concreto). A deformação plástica (ε_{pl}) de cada ponto é obtida subtraindo-se da deformação total (ε_c) a respectiva deformação elástica (ε_{el}), dada por σ_c / E_{cm} .

Parâmetros relativos ao comportamento plástico

Os parâmetros relativos ao comportamento plástico a serem informados ao ABAQUS para o Modelo de Dano com Plasticidade são: o Ângulo de Dilatância, a razão entre as resistências à compressão no estado biaxial e uniaxial, a excentricidade e a viscosidade.

O ângulo de dilatância (ψ) mede a inclinação que o potencial plástico alcança para altas tensões de confinamento. Malm (2009) afirma que, após uma série de simulações do comportamento do concreto em modelos numéricos, baixos valores de ângulo de dilatância produzem um comportamento frágil no concreto, enquanto altos valores produzem um comportamento dúctil. Este autor concluiu que quando se utiliza valores entre 30° e 40° para o Ângulo de Dilatância, a diferença no comportamento é apenas marginal, sendo que o valor ideal se situa entre 35° e 38° para casos de alta tensão de confinamento. Portanto, em função dessas recomendações, para o modelo de elementos finitos do presente trabalho admitiu-se um Ângulo de Dilatância $\psi = 36^\circ$.

Para a razão entre as resistências à compressão no estado biaxial e uniaxial foi admitido um valor (σ_{b0}/σ_{c0}) = 1,16, que é o valor *default* admitido pelo ABAQUS.

Há ainda outros parâmetros a serem informados, como a excentricidade e a viscosidade, sendo ambos admitidos como iguais a zero.

Curva Tensão × Deformação Uniaxial para o concreto tracionado

Para representar o comportamento do concreto tracionado após alcançar o pico de resistência à tração (σ_t), o ABAQUS permite considerar a contribuição do concreto entre fissuras, denominado efeito de *Tension Stiffening*, por meio de uma curva Tensão × Deformação (Figura 3.7) ou de uma curva Tensão x Deslocamento (Figura 3.8).

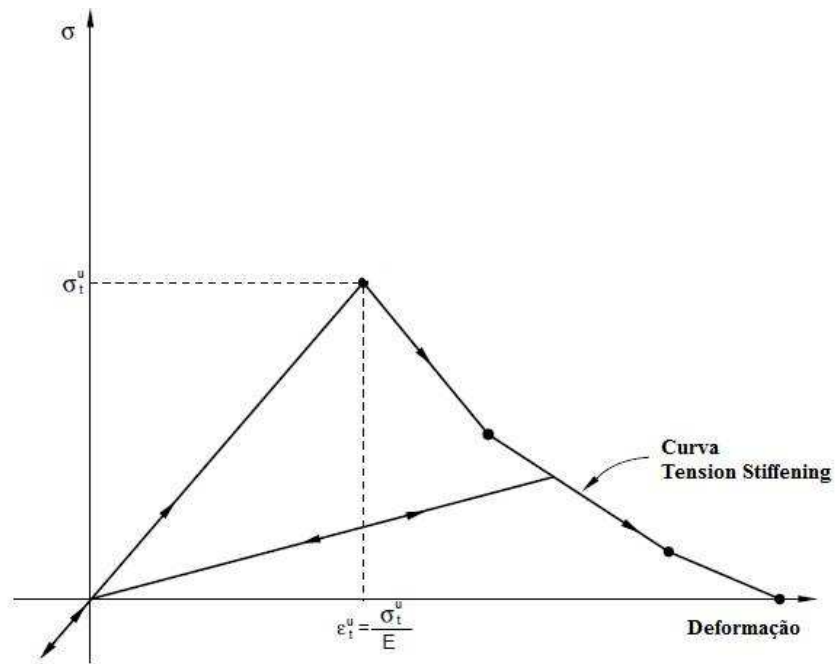


Figura 3.7 – Modelo de "Tension-Stiffening" para o concreto tracionado (adaptado de HIBBITT *et al.*, 2009).

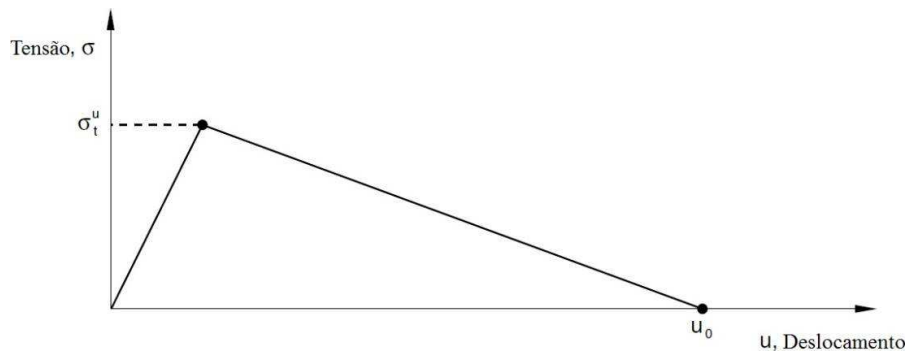


Figura 3.8 – Curva Tensão × Deslocamento pós-pico para o concreto tracionado (adaptado de HIBBITT *et al.*, 2009).

Segundo Hibbitt *et al.* (2009), em casos com pouca ou nenhuma armadura, como é o caso de vigas mistas, a adoção de uma curva Tensão × Deformação muitas vezes provoca resultados sensíveis à malha. Em função disso, decidiu-se por adotar uma curva Tensão × Deslocamento para o concreto tracionado.

De acordo com Hibbitt *et al.* (2009), o maior valor de deslocamento para a curva Tensão × Deslocamento do concreto tracionado deve estar entre 0,05 e 0,08 mm. Porém, de acordo com Fink *et al.* (2006), até um deslocamento de 1,00 mm a resposta estrutural é muito semelhante àquela obtida quando se utiliza o valor máximo sugerido por Hibbitt *et al.* (2009), tornando-se a convergência numérica mais fácil.

Por conta dessa grande variação entre os valores mínimo (0,05 mm) e máximo (1,0 mm) para o deslocamento citado anteriormente, pode-se aplicar a Teoria de Hillerborg para definir de maneira mais adequada o deslocamento máximo para o concreto tracionado. De acordo com Hibbit *et al.* (2009), a teoria de Hillerborg define que a energia necessária para abrir uma fratura (G_f) é um parâmetro do material. Portanto, o comportamento frágil do concreto pode ser caracterizado por uma curva Tensão \times Deslocamento linear, na qual a área abaixo da curva representa a energia de fratura (G_f). Segundo Hibbitt *et al.* (2009), o valor de G_f varia entre 40 N/m (para concreto com resistência à compressão de aproximadamente 20 MPa) e 120 N/m (para concreto com resistência à compressão de aproximadamente 40 MPa). Portanto, conhecendo o valor da Energia de Fratura (G_f) e da Resistência à Tração (σ_t''), é possível calcular o deslocamento máximo da curva Tensão \times Deslocamento para o concreto tracionado (u_{10}), dado pela expressão (3-3).

$$u_{10} = \frac{2G_f}{\sigma_t''} \quad (3-3)$$

em que:

u_{10} é o deslocamento na ruptura;

G_f é a energia de fratura;

σ_t'' é a resistência à tração do concreto.

Ferrari (2013) realizou um estudo de sensibilidade para diversos valores de deslocamento máximo na ruptura (u_{10}), tendo decidido adotar um valor de 0,50 mm, que se encontra abaixo do valor máximo especificado por Fink *et al.* (2006). Os demais pontos foram tomados de forma a manter a natureza da curva Tensão \times Deslocamento recomendado por Hibbitt *et al.* (2009) (Figura 3.8). As coordenadas dos pontos que definem a curva Tensão \times Deslocamento adotada por Ferrari (2013) são mostradas na Tabela 1, onde f_{ctm} é a resistência média à tração do concreto.

Tabela 1 – Coordenadas para definição da curva Tensão \times Deslocamento para o concreto tracionado, considerando o efeito do *Tension Stiffening*.

σ_t (MPa)	u (mm)
f_{ctm}	0,00
$0,60 f_{ctm}$	0,05
$0,30 f_{ctm}$	0,15
$0,05 f_{ctm}$	0,50

No presente trabalho admitiu-se uma curva Tensão \times Deslocamento para o concreto tracionado semelhante à adotada por Ferrari (2013), cujos parâmetros são mostrados na Tabela 1 e Figura 3.9.

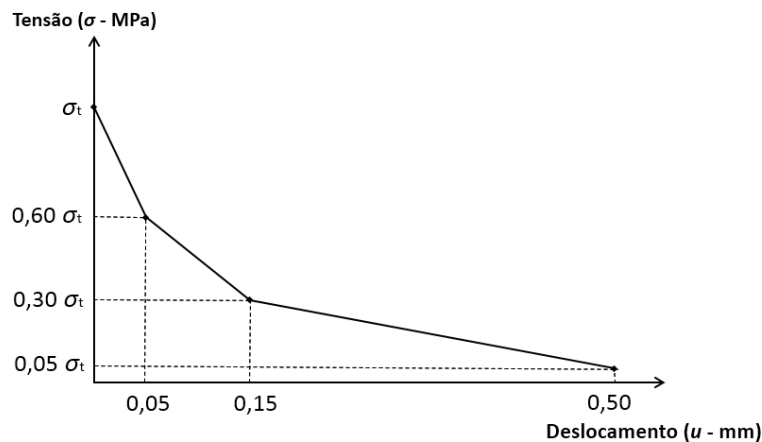


Figura 3.9 – Curva Tensão \times Deslocamento pós-pico para o concreto tracionado.

Em função de estudos realizados por Ferrari (2013) e no âmbito do presente trabalho, nota-se que o aspecto da curva de *Tension Stiffening* afeta pouco o comportamento das vigas alveolares mistas, mas contribui de maneira importante para a convergência da análise não-linear por meio do MEF.

3.3.2 Modelo constitutivo para o aço

Ferrari (2013) adotou um modelo constitutivo elasto-plástico sem encruamento para caracterizar o comportamento mecânico do aço, associado ao critério de escoamento de Von Mises.

Com o intuito de melhor representar o comportamento real do aço, neste trabalho adotou-se um modelo constitutivo elasto-plástico com encruamento (Figura 3.10). Esse modelo foi utilizado por Byfield *et al.* (2005) em seus modelos numéricos, a fim de validar uma série de ensaios experimentais em vigas de aço com perfis europeus. De acordo com o autor, os ensaios mostraram que o Módulo de Encruamento (E_{sh}) independe da espessura e do grau do aço, recomendando um valor de 2.700 MPa.

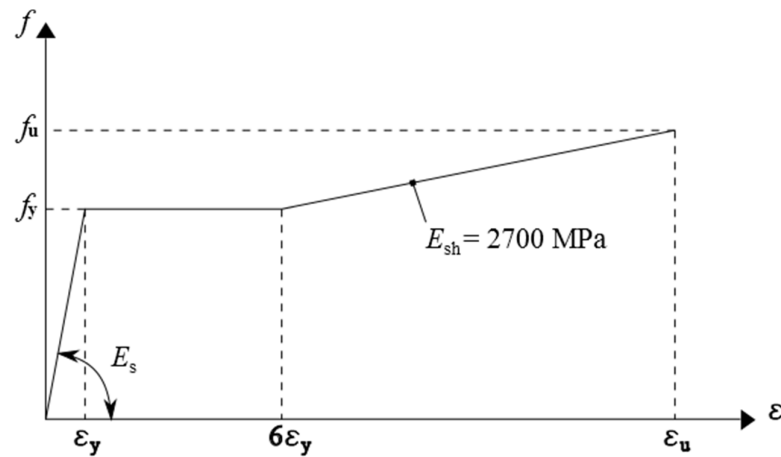


Figura 3.10 – Curva Tensão (f) \times Deformação (ϵ) para o aço adotado neste trabalho.

A consideração do encruamento do aço no modelo numérico pode contribuir com uma melhor representação dos fenômenos que ocorrem nas vigas alveolares mistas próximo às situações de colapso.

3.4 Condições de contorno

O modelo numérico deste trabalho é simétrico em relação ao plano XY que passa pela metade da viga alveolar mista. Dessa forma, é fundamental garantir que a superfície de simetria possua condições de contorno que representem a situação real. Em função disto foram admitidas as seguintes restrições (Figura 3.11):

- impedimento à translação lateral (direção do eixo X) nas linhas superior e inferior da junção entre alma e mesas do perfil de aço;
- impedimento à translação vertical (direção do eixo Y) no apoio (aplicado na linha do centro dos enrijecedores);
- impedimento à translação longitudinal (direção do eixo Z) na laje de concreto e no perfil de aço (aplicado em toda seção transversal do plano de simetria).

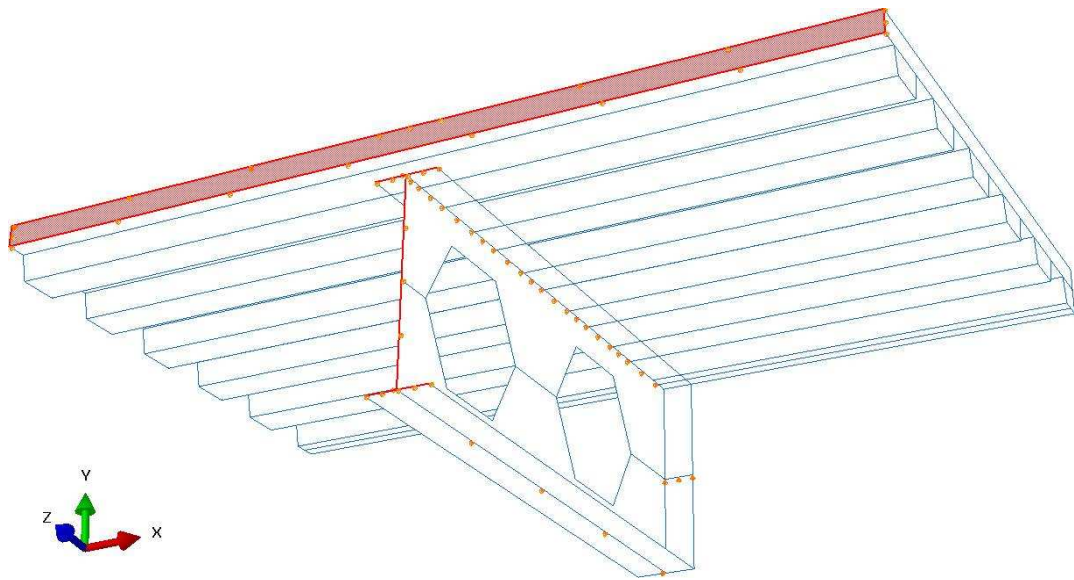


Figura 3.11 – Representação das condições de contorno para os modelos de elementos finitos.

3.5 Interface aço-concreto

Uma das características mais importantes de um modelo numérico para vigas mistas é a representação da interface aço-concreto. Representar de maneira adequada o comportamento dos conectores de cisalhamento no modelo numérico é uma tarefa árdua, uma vez que existem várias alternativas para considerar este comportamento, mas ao mesmo tempo, não há uma indicação específica para o caso de conectores de cisalhamento. Além disso, para o caso das vigas mistas, é importante que o modelo numérico seja capaz de representar a interação parcial, já que esse tipo de situação é amplamente utilizado nos casos reais.

Neste trabalho foram utilizados elementos de conexão entre nós da malha para simular a interação entre a laje de concreto e a viga de aço. Com a utilização desses elementos de conexão entre nós da malha (*constraint connector elements* tipo CONN3D2 no ABAQUS) pode-se simular a ocorrência de diferentes graus de interação entre aço e concreto, com a transmissão de parte (interação parcial) ou da totalidade (interação completa) do fluxo de cisalhamento que ocorre na interface entre a laje de concreto e a viga de aço.

Para utilizar esses elementos no ABAQUS é necessário definir uma curva Força \times Deslizamento para os conectores de cisalhamento. Nas simulações onde essa estratégia foi adotada foram admitidas as seguintes restrições para os elementos de conexão CONN3D2 que ligam a laje de concreto e a viga de aço:

- acoplamento dos três graus de liberdade rotacionais (RX, RY e RZ) (sem rotação relativa entre os nós); e
- acoplamento do deslocamento vertical (direção do eixo Y) (sem deslocamento relativo vertical entre os nós).

A curva Força × Deslizamento do conector de cisalhamento foi considerada na direção dos eixos X e Z.

Como esse tipo de elemento conecta somente dois nós da malha (da malha mais refinada à mais grosseira), Ferrari (2013) encontrou problemas nas suas simulações numéricas uma vez que aplicado o carregamento na parte superior da laje de concreto, a mesma deslocava-se uniformemente e somente os dois nós atados por nervura permaneciam conectados. O restante da face inferior da nervura de concreto penetrava na viga de aço. Para contornar esse problema, a autora utilizou um tipo de conexão entre superfícies, do tipo *Tie* no ABAQUS, que permite amarrar duas superfícies que estão em contato. Contudo, essa estratégia pode aumentar consideravelmente o tempo de análise e a rigidez da conexão.

Neste trabalho, para contornar o problema descrito anteriormente, utilizou-se três elementos de conexão do tipo CONN3D2 por nervura, sendo um localizado no eixo da junção entre alma e mesa superior e outros dois dispostos nas bordas da mesa superior da viga de aço. Dessa forma, a laje de concreto desloca-se uniformemente sobre a mesa superior do perfil de aço.

Como a utilização de três elementos de conexão por nervura poderia ultrapassar o número de conectores de cisalhamento necessários para garantir o grau de interação requerido, optou-se por empregar duas curvas distintas para representar o comportamento mecânico dos conectores: sendo uma com características reais e outra com características fictícias. O comportamento mecânico de um conector de cisalhamento pode ser representado por uma curva Força × Deslizamento como a apresentada por Aribert e Al Bitar (1989) e pode ser escrita conforme a expressão (3-4):

$$Q = Q_u (1 - e^{-C_1 \gamma})^{C_2} \quad (3-4)$$

em que:

Q é a resistência ao cisalhamento, em kN;

Q_u é a resistência ao cisalhamento última, em kN;

γ é o deslizamento, em mm;

C_1 , C_2 são constantes relacionadas ao tipo de conector.

De acordo com Amadio e Fragiocomo (2002), para o conector de cisalhamento tipo pino com cabeça (marca Nelson), com diâmetro de 19 mm, pode-se adotar os seguintes parâmetros para a expressão (3-4): $Q_u = 130$ kN, $C_1 = 0,7 \text{ mm}^{-1}$ e $C_2 = 0,8 \cdot C_1$. Com esses parâmetros a expressão (3-4) fornece a curva Força \times Deslizamento para o conector de cisalhamento apresentada na Figura 3.12.

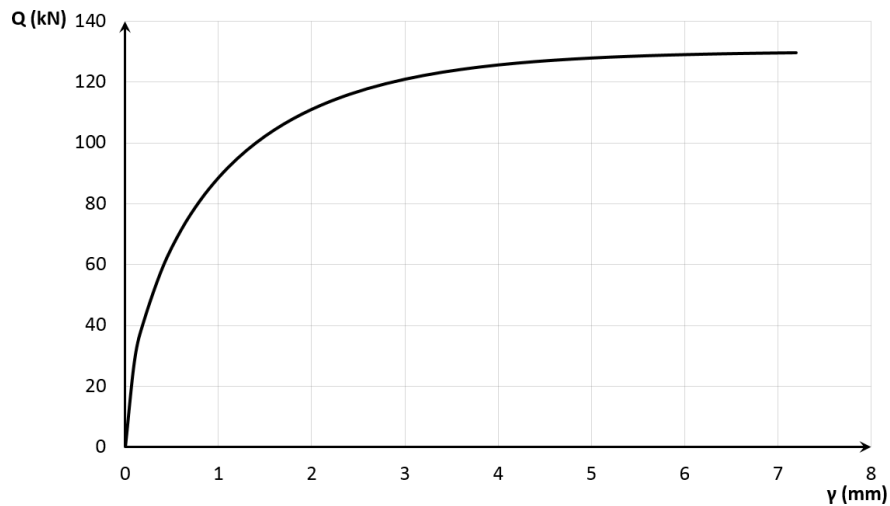


Figura 3.12 – Curva Força \times Deslizamento para o conector de cisalhamento tipo pino com cabeça com diâmetro de 19 mm.

Para o conector fictício empregou-se somente uma curva elástica com Módulo de Elasticidade mil vezes menor que o do conector real. Portanto, os conectores chamados de fictícios são capazes de manter a conexão entre a laje de concreto e a mesa de aço, mas não interferem na resistência mecânica da conexão.

3.6 Estratégias de análise

Para que o modelo numérico possa simular o comportamento das vigas alveolares mistas de modo realista é necessário considerar as imperfeições geométricas iniciais da viga de aço, para que seja possível simular a ocorrência de fenômenos de instabilidade.

Por isso, a primeira fase da análise numérica foi a de flambagem elástica, por meio da qual se obtém o modelo geométrico com uma configuração deformada tal, que é pressuposta como representativa da distribuição de imperfeições iniciais na viga de aço.

O valor de imperfeição geométrica inicial obtido nesta análise é normalizado em função de uma fração da altura total da seção da viga alveolar (d_g). Esta metodologia para consideração das imperfeições iniciais é uma aproximação, aceita e recomendada para a análise não-linear de estruturas de aço (VIEIRA, 2011).

Numa segunda fase, com base no modelo geométrico com as imperfeições iniciais na viga de aço, realiza-se uma análise considerando a não-linearidade material e geométrica.

3.6.1 Análise de flambagem elástica

Por meio de uma análise de flambagem pode-se estimar a carga crítica de flambagem elástica e os modos de flambagem da viga alveolar mista. Para esta análise, aplica-se o carregamento ao modelo na forma de uma perturbação linear do tipo *buckle* e a solução é obtida pelo método de iteração de subespaço (BATHE, 1996).

Com a realização da análise de flambagem elástica obtém-se os autovalores e autovetores correspondentes aos modos de flambagem do modelo. Os autovalores representam os fatores de carga para os quais ocorrem a flambagem e os autovetores definem as configurações deformadas que o modelo assume para cada modo de flambagem.

Como resultado final dessa análise obtém-se a configuração deformada referente aos modos de flambagem. Se não houver alguma informação adicional sobre o modo de colapso da viga, normalmente adota-se o primeiro modo de flambagem, que é o de menor energia. Nos casos em que se conhece o modo de colapso da viga, pode-se adotar um modo de flambagem que represente o modo de colapso esperado para a mesma. O deslocamento máximo relativo ao modo de flambagem adotado é normalizado em função de um valor de imperfeição inicial geométrica, em função da altura total da seção da viga alveolar (d_g). Admite-se que o modelo deformado assim obtido representa, de maneira aproximada, a distribuição de imperfeições geométricas iniciais na viga de aço. Na Figura 3.13 apresenta-se o primeiro modo de flambagem de um dos modelos analisados, obtido por meio do ABAQUS.

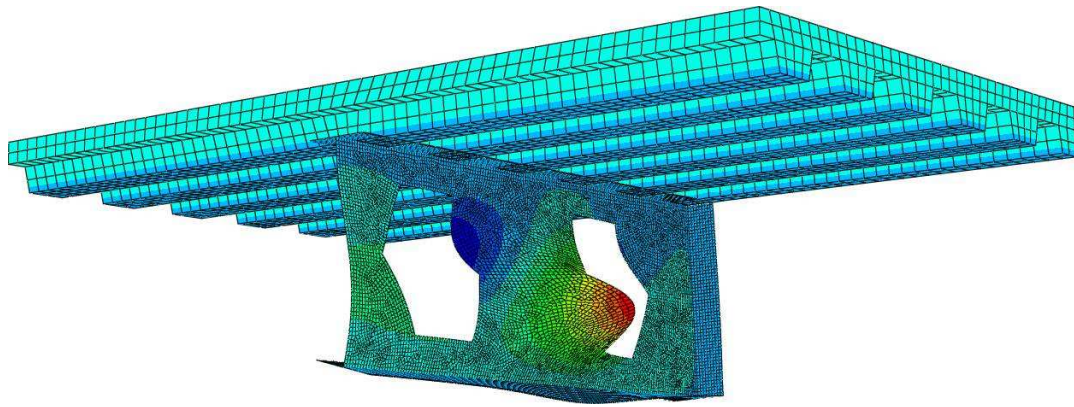


Figura 3.13 – Primeiro modo de flambagem de um modelo de viga alveolar mista obtido por meio do ABAQUS.

3.6.2 Análise não-linear material e geométrica

Com a realização de uma análise não-linear material e geométrica é possível simular o comportamento do modelo durante todas as fases do carregamento. Neste tipo de análise considera-se o comportamento dos materiais por meio dos respectivos modelos constitutivos e a influência dos deslocamentos sobre as solicitações, à medida que o carregamento é introduzido.

Método para resolução do sistema de equações não-lineares

Nos programas de análise não-linear é necessário utilizar um procedimento incremental e iterativo para resolução do sistema de equações não-lineares, que representam a degradação de rigidez e outros fenômenos complexos que ocorrem em uma viga alveolar mista próximo ao colapso. A técnica do *arc-length*, originalmente proposta por Riks⁶ (1970) *apud* Gouveia *et al.* (2006) e Wempner (1971), é uma das técnicas utilizadas para solução de problemas não-lineares complexos.

No âmbito do programa ABAQUS, a técnica do *arc-length* é tratada como Método de Riks Modificado, que é capaz de simular o comportamento de estruturas que apresentam degradação de rigidez a partir do ponto de carga máximo e fenômenos complexos como *snap-through* e *snap-back* (GOUVEIA *et al.*, 2006).

No Método de Riks modificado o tamanho do incremento é limitado, movendo-se ao longo da linha tangente à curva, no ponto corrente da solução. A procura pelo equilíbrio

⁶ Riks, E. *On the numerical solution of snapping problems in the theory of elastic stability*. Dissertação de mestrado. Stanford University, USA. 1970.

imperfeição inicial geométrica definido anteriormente ao modo de flambagem de menor energia, obtido por meio da análise de flambagem elástica.

3.7 Validação do modelo

A fim de validar o modelo numérico proposto no presente trabalho foram modeladas duas vigas celulares mistas denominadas Ulster-B1 e RWTH Beam 3, ensaiadas por Nadjai (2005) *apud* Bake (2010) e Hechler⁷ *et al.* (2006) *apud* Bake (2010), respectivamente, correspondentes a vigas biapoiadas com carregamento concentrado. Essas vigas também foram modeladas e especificadas por Ferrari (2013).

A validação do modelo numérico apresentado neste trabalho se faz necessária devido às mudanças realizadas no modelo apresentado por Ferrari (2013). As principais modificações do modelo numérico deste trabalho podem ser encontradas na Tabela 2.

Tabela 2 – Comparação entre o modelo numérico do presente trabalho e aquele proposto por Ferrari (2013).

Característica	Modelo numérico	
	Ferrari (2013)	do presente trabalho
<i>Modelo Constitutivo para o aço</i>	Elasto-plástico perfeito	Elasto-plástico com encruamento
<i>Condições de contorno</i>	Impedimentos à translação em pontos da laje e viga de aço	Uso de simetria e impedimentos à translação vertical e lateral em linhas da viga de aço
<i>Interação entre aço e concreto</i>	Elementos CONN3D2 e restrições do tipo <i>Tie</i> pontual ou superficial	Elementos CONN3D2 com comportamento real e fictício
<i>Modo de flambagem escolhido</i>	Aquele que visualmente se aproximava do resultado experimental	De menor energia
<i>Método de resolução das equações não-lineares</i>	Newton-Raphson e Riks-Modificado	Riks-Modificado

3.7.1 Modelo experimental Ulster-B1

A - Descrição do modelo experimental

O modelo experimental Ulster-B1 corresponde a uma viga biapoiada com carga concentrada aplicada no centro do vão ensaiada por Nadjai (2005) *apud* Bake (2010). Na Figura 3.15 apresentam-se as características geométricas do modelo experimental, com vão de 4500 mm entre apoios. A viga celular de aço possui uma altura total de 630 mm,

⁷ Hechler, O.; Müller, C.; Sedlacek, G. *Investigations on beams with multiple regular web openings*. Composite Construction in Steel and Concrete V. 2006.

diâmetro das aberturas de 450 mm e distância entre centros das aberturas de 630 mm. Admitiu-se a existência de interação completa entre a viga de aço e a laje de concreto, com a disposição de um conector de cisalhamento tipo pino com cabeça (Stud Bolt Nelson), com diâmetro de 19 mm, por nervura da forma de aço incorporada.

Viga celular de aço

A viga celular de aço foi fabricada a partir de dois perfis distintos. Os tês superior e inferior foram produzidos a partir de perfis UB 406×140×39 e UB 457×152×52, respectivamente. Ambos os perfis são compostos por aço S355. Os resultados dos ensaios de tração do aço, conduzidos pela Universidade de Ulster (Reino Unido) (NADJAI, 2005 *apud* BAKE, 2010), são mostrados na Tabela 3.

Tabela 3 - Resultados dos ensaios de tração para a viga Ulster-1B (BAKE, 2010).

Amostra	Resistência ao Escoamento (MPa)	Resistência à Ruptura (MPa)	Alongamento (%)
1 - Mesa Superior	316	442	35
1 - Alma	316	442	35
1 - Mesa Inferior	316	442	35
2 - Mesa Superior	308	435	38
2 - Alma	308	435	38
2 - Mesa Inferior	308	435	38

Laje de concreto

A laje de concreto possui largura de 1200 mm e altura total de 150 mm, sendo 99 mm da capa e 51 mm da forma de aço incorporada (Holorib HR 51/150), com concreto de densidade normal.

A resistência do concreto à compressão foi avaliada por meio de três corpos de prova cúbicos no momento da realização do ensaio, os quais forneceram um valor médio de 35 MPa.

À laje de concreto foi incorporada uma tela de aço soldada tipo A142 (barras com 7 mm de diâmetro espaçadas a cada 200 mm), com resistência ao escoamento de 500 MPa.

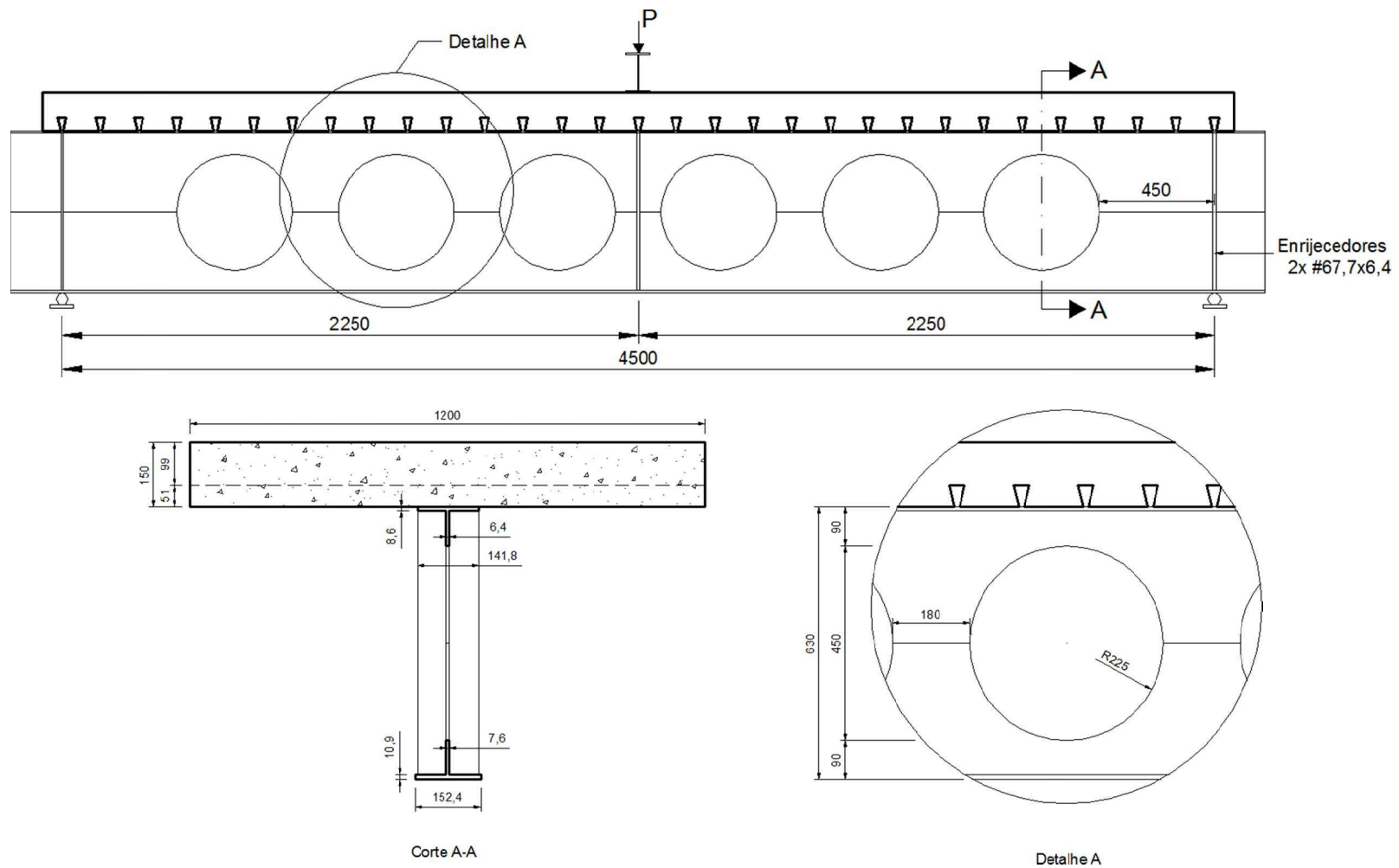


Figura 3.15 - Características geométricas da viga Ulster-1B (FERRARI, 2013) (Dimensões em milímetros).

Modo de colapso observado no modelo experimental

De acordo com Nadjai (2005) *apud* Bake (2010) o modo de colapso ocorrido no modelo experimental foi de flambagem do montante de alma por cisalhamento. Conforme pode-se observar na Figura 3.16.



Figura 3.16– Modo de colapso observado no modelo experimental *Beam B1* (NADJAI, 2005 *apud* BAKE, 2010).

B - Descrição do modelo numérico

Para simular o comportamento estrutural da viga celular mista desenvolveu-se um modelo de elementos finitos, conforme descrito nos itens 3.2 a 3.5. Devido à simetria, somente metade da viga foi modelada. A malha de elementos finitos da viga de aço possui 19.589 nós, 18.953 elementos tipo S4R e 275 elementos tipo S3, com dimensão máxima de 10 mm. Já a laje de concreto possui 4.836 nós, 3.050 elementos tipo C3D8R, com dimensão máxima de 40 mm. Todos os elementos possuem características conforme apresentado no item 3.2.

Para o aço admitiu-se um comportamento elasto-plástico com encruamento, conforme apresentado na Figura 3.10, sendo o Módulo de Elasticidade de 210.000 MPa, o Módulo de Encruamento de 2.700 MPa e o Coeficiente de Poisson de 0,30.

Para o concreto adotou-se um modelo constitutivo elasto-plástico conforme apresentado na Figura 3.6, considerando o Modelo de Dano com Plasticidade, um Módulo de Elasticidade de 30.120 MPa (obtido por meio de ensaio) e um Coeficiente de Poisson de

0,20. Para a utilização do Modelo de Dano com Plasticidade do concreto adotou-se um valor de resistência à compressão cilíndrica média de 28,6 MPa, que foi admitido por Bake (2010) e que é muito próximo ao valor obtido a partir da expressão $f_{c_{cilindrica}} = 0,815 f_{c_{cubica}}$, proposta por Petrucci (2005). Para a resistência à tração do concreto admitiu-se um valor de 2,25 MPa, obtido a partir da expressão $f_{cm} = 0,3 f_{ck}^{2/3}$ (para $f_{cm} \leq C50/60$), proposta pela EN 1992-1-1:2004, considerando $f_{ck} = 20,6$ MPa.

A fim de representar a interface aço-concreto com interação completa entre a viga de aço e a laje de concreto, foram utilizados elementos de conexão reais e fictícios do tipo CONN3D2, como descrito no item 3.5.

Para aplicar a carga no centro do vão e na face superior da laje, conforme realizado no modelo experimental, foi introduzida uma força sobre uma área retangular com dimensões de 141,8 mm x 180 mm, o que corresponde à largura da mesa superior do perfil de aço e à largura mínima do montante de alma, respectivamente. Esta carga foi aplicada em apenas um passo de 25 kN, utilizando-se o Método de Riks Modificado.

Devido à simetria, somente metade da viga foi representada no modelo. Como a carga concentrada é aplicada no centro do vão, há a necessidade de dispor um enrijecedor de alma nessa seção, pela qual também passa o plano de simetria do modelo. Portanto, o enrijecedor foi modelado com metade da sua espessura real.

Neste modelo numérico foi utilizado um valor de imperfeição geométrica inicial de $d_g/1000$, sendo d_g a altura total do perfil de aço expandido, de forma semelhante ao que foi feito por Ferrari (2013), uma vez que esta autora realizou um estudo considerando a variação deste parâmetro e obteve resultados numéricos mais próximos do modelo experimental com este valor de imperfeição geométrica inicial.

Inicialmente foi realizada uma análise de flambagem elástica, tendo em vista que é necessário aplicar uma imperfeição inicial no modelo numérico para que se possa realizar a análise não-linear. Escolheu-se o 1º modo de flambagem (Figura 3.17), dentre aqueles obtidos no ABAQUS por meio da análise de flambagem elástica.

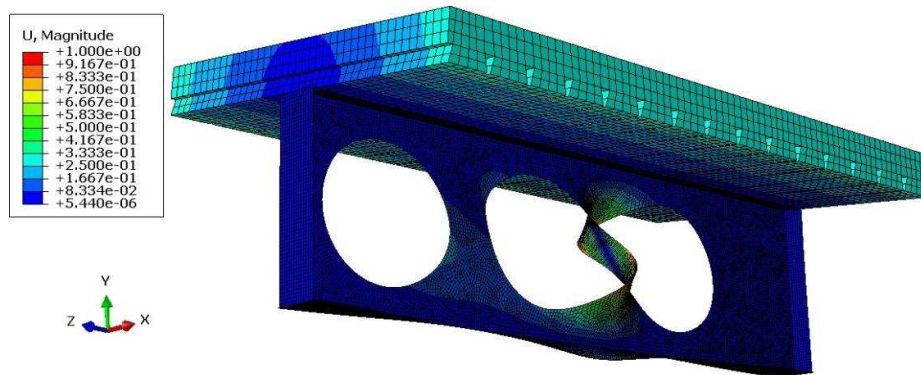


Figura 3.17– 1º Modo de flambagem da análise de flambagem elástica.

C - Resultados

Na Figura 3.18 apresentam-se as curvas Carga \times Flecha para o modelo experimental Ulster-1B, para o modelo numérico apresentado por Ferrari (2013) e o resultado obtido por meio da análise numérica não-linear considerando o modelo de elementos finitos descrito neste capítulo. A carga máxima obtida por meio do modelo experimental foi de 430 kN, enquanto a obtida pelo modelo numérico deste trabalho foi de 390 kN, o que representa uma diferença de 9,3 % menor com relação ao valor experimental.

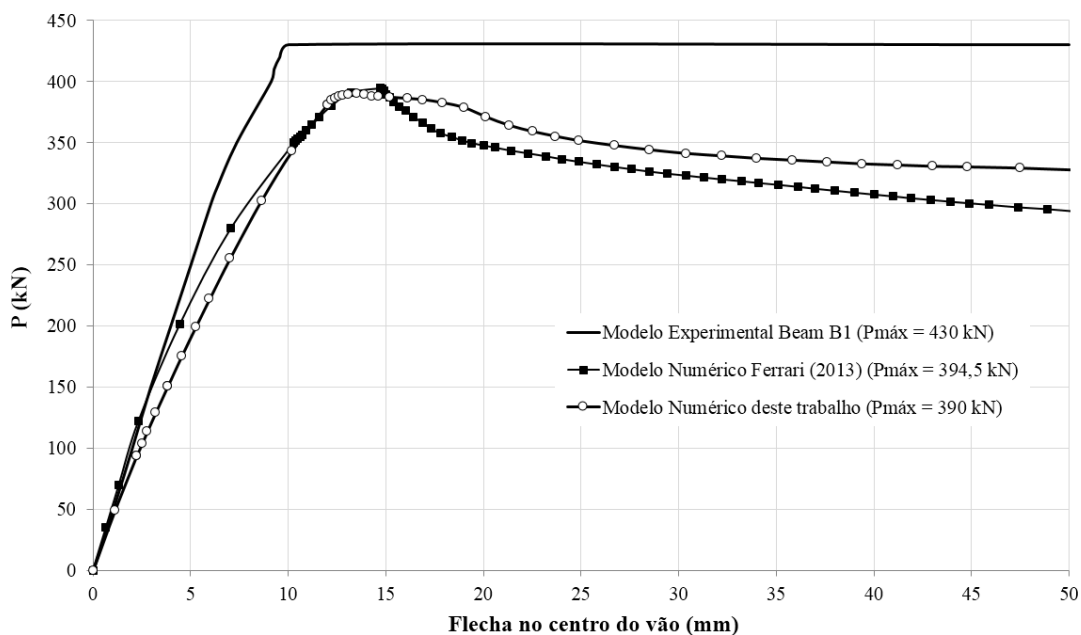


Figura 3.18 - Curvas Carga \times Flecha para os modelos experimental e numéricos.

A distribuição das tensões de Von Mises na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico é apresentada na Figura 3.19. Percebe-se que em algumas

regiões da viga de aço foram alcançadas tensões da ordem de 316 MPa, o que corresponde à resistência ao escoamento do aço do perfil.

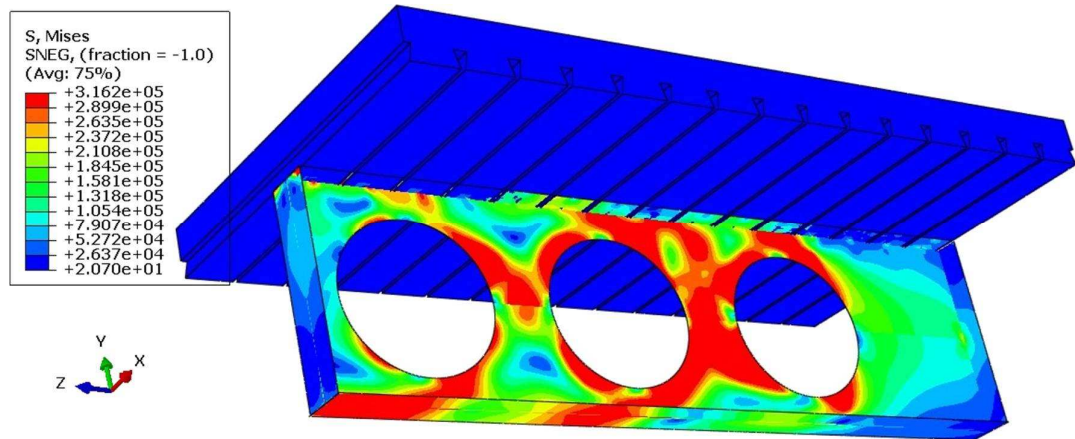


Figura 3.19 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.

A distribuição das tensões na direção Z (S33), da laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico é apresentada na Figura 3.20. Observa-se que foram atingidas tensões entre 8,0 a 16,0 MPa na região central da laje, o que indica que o colapso não é governado pela laje de concreto, cuja resistência uniaxial à compressão do concreto é de 28,6 MPa. Observa-se também uma concentração de tensões de compressão da ordem de 29,4 MPa na região na qual foi aplicado o carregamento na viga alveolar mista. Ressalta-se que essa concentração de tensões pode gerar algumas dificuldades numéricas e que no ensaio esse comportamento não ocorre, uma vez que a carga não é aplicada diretamente na viga alveolar mista, mas sim em um perfil I posicionado sobre a laje de concreto.

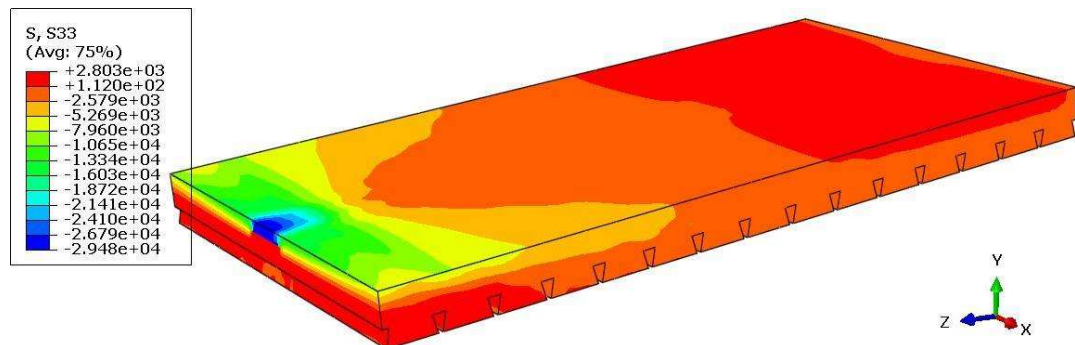


Figura 3.20 - Distribuição de tensões S33 (kN/m²) na laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.

A distribuição de deslocamentos na direção do eixo X da viga mista para um nível de carga pós-colapso, correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico, é apresentada na Figura 3.21, indicando que o colapso da viga se deu por flambagem do primeiro montante de alma.

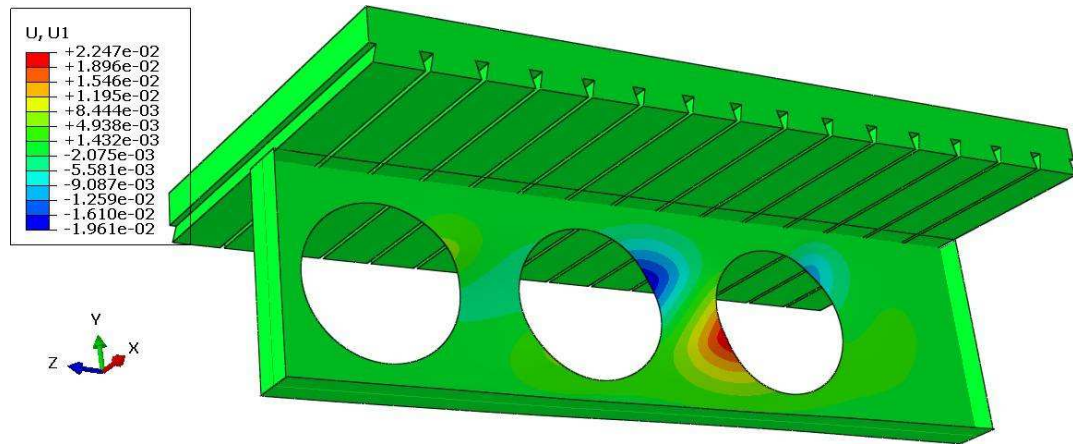


Figura 3.21 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo X da viga mista para um nível de carga pós-colapso correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico.

D – Discussão dos resultados

Com base na Figura 3.18, pode-se afirmar que o modelo numérico desenvolvido neste trabalho foi capaz de representar o comportamento da viga celular mista em condições de colapso de forma adequada, o que fica evidenciado pela proximidade entre a carga máxima obtida por meio do modelo numérico e pelo modelo experimental.

É importante destacar que os resultados experimentais apresentados na Figura 3.18 foram obtidos por Nadjai (2005, *apud* BAKE, 2010). Portanto, não existem informações que permitem explicar por que o pico de carga alcançado se mantém constante. Normalmente, as vigas mistas apresentam uma degradação de rigidez após alcançar a carga máxima. Por outro lado, os resultados obtidos com auxílio do modelo numérico (Figura 3.18) evidenciam a degradação de rigidez esperada para a viga mista. O que foi observado no modelo numérico está relacionado ao fato de o modelo de dano com plasticidade, utilizado para o concreto, ser capaz de simular a perda de rigidez deste material na fase pós colapso.

De forma semelhante ao comentado anteriormente, também não existem informações sobre o comportamento mecânico dos conectores de cisalhamento utilizados no modelo experimental. No modelo numérico admitiu-se um comportamento mecânico para os

conectores de cisalhamento conforme descrito no item 3.5, segundo o qual admite-se a existência do deslizamento, mesmo para baixos valores de força. A ocorrência de deslizamento na interface aço-concreto produz uma perda de rigidez no modelo, o que pode explicar a diferença entre os resultados numéricos e experimentais para baixos valores de carga.

A única informação apresentada por Bake (2010) sobre o concreto foi a resistência à compressão cúbica média. A resistência à tração média do concreto (f_{ctm}), que é um parâmetro importante para a simulação numérica, foi estimada a partir de uma expressão dada pela EN-1992-1-1:2004. Tendo em vista a variabilidade da resistência à tração do concreto, entende-se que para uma simulação numérica mais precisa, seria ideal dispor de resultados de ensaios.

Em função dos resultados obtidos, também pode-se afirmar que a estratégia adotada para simular a interação completa entre a viga de aço e a laje de concreto foi adequada para representar o comportamento misto.

Por meio das Figuras 3.19 e 3.21, observa-se que o modo de colapso caracterizado no modelo numérico é condizente com o modo de colapso observado no modelo experimental, no qual ocorreu flambagem do primeiro montante de alma por cisalhamento (Figura 3.16). Esse modo de colapso é caracterizado pelo deslocamento para fora do plano da parte superior do montante em sentido contrário à parte inferior, somado a um efeito de torção.

Em síntese, mesmo com as incertezas sobre as características mecânicas dos materiais, o modelo numérico desenvolvido foi capaz de representar adequadamente os diversos fenômenos que ocorrem em uma viga alveolar mista e seus modos de colapso.

3.7.2 Modelo experimental RWTH Beam 3

A - Descrição do modelo experimental

O modelo experimental RWTH Beam 3 corresponde a uma viga biapoiada com cargas concentradas aplicadas em quatro pontos. Na Figura 3.22 apresentam-se as características geométricas do modelo experimental, com vão de 6850 mm entre apoios. A viga celular de aço possui uma altura total de 484,6 mm, diâmetro das aberturas de 380 mm e distância entre centros das aberturas de 570 mm. Admitiu-se a existência de interação completa entre a viga de aço e a laje de concreto, com a disposição de um conector de cisalhamento

tipo pino com cabeça (*Stud Bolt Nelson*), com diâmetro de 19 mm, por nervura da forma de aço incorporada.

Viga celular de aço

A viga celular de aço é monossimétrica e foi fabricada com dois perfis distintos. Os tês superior e inferior foram produzidos a partir de perfis IPE 300 e HEB 340, respectivamente. Ambos os perfis são compostos com aço S355. Foram realizados ensaios de tração para determinar as propriedades do aço de cada parte componente do perfil da viga celular, cujos valores médios são mostrados na Tabela 4.

Tabela 4 - Resultados dos ensaios de tração realizados para a viga RWTH *Beam 3* (BAKE, 2010).

Amostra		Resistência ao escoamento (MPa)	Resistência à ruptura (MPa)	Alongamento (%)
IPE300	Mesa	407,5	524,5	30,15
IPE300	Alma	467,0	558,0	22,00
HEB340	Mesa	488,0	581,5	26,55
HEB340	Alma	432,0	519,0	28,90

Laje de concreto

A laje de concreto possui largura de 1.800 mm e altura total de 130 mm, sendo 79 mm de capa e 51 mm da forma de aço incorporada (Holorib HR 51/150). Foi utilizado um concreto classe C25/30, com resistência à compressão cúbica característica de 30,2 MPa.

Na laje de concreto foi utilizada uma taxa de aço de 0,4% nas direções transversal e longitudinal, sendo esta malha localizada a 20 mm da face superior da laje.

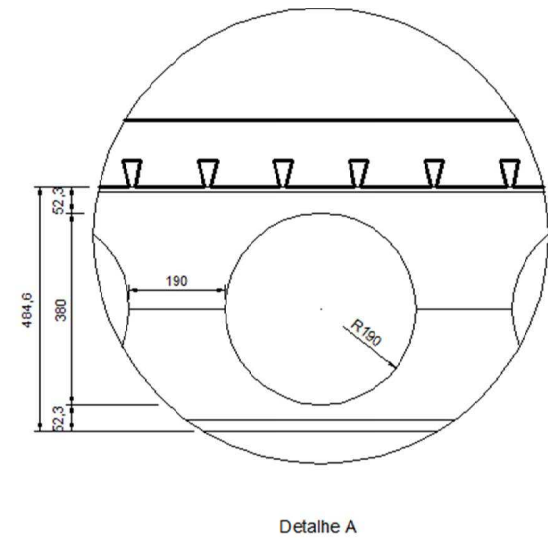
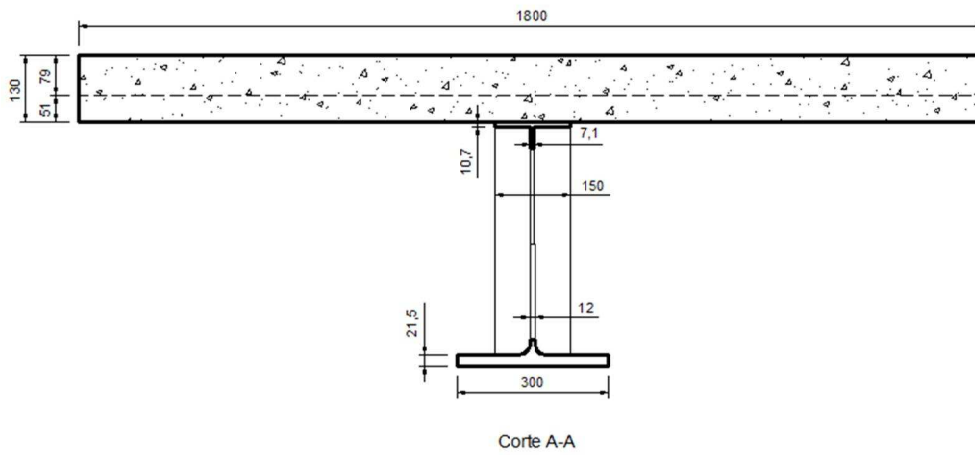
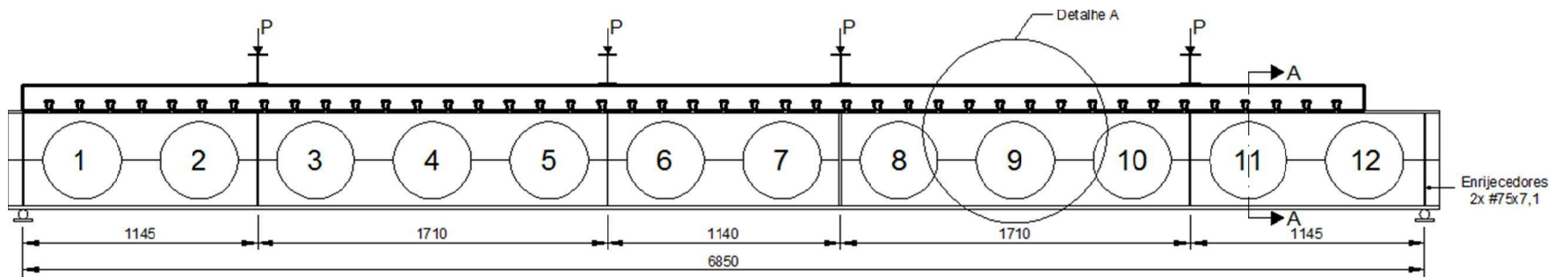


Figura 3.22 - Características geométricas da viga RWTH Beam 3 (FERRARI, 2013) (Dimensões em milímetros).

Modo de colapso observado no modelo experimental

De acordo com Hechler *et al.* (2006, *apud* BAKE, 2010) o modo de colapso identificado neste modelo experimental foi de flambagem do montante de alma por cisalhamento entre as aberturas 11 e 12 (Figura 3.23), precedido por um princípio de formação de mecanismo Vierendeel na abertura 12 (Figura 3.24).

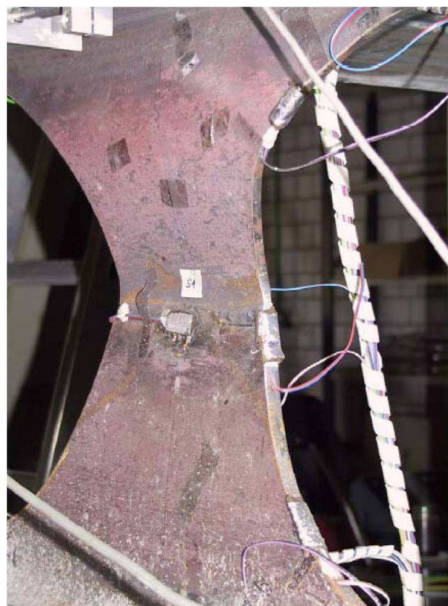


Figura 3.23– Modo de colapso por flambagem do montante de alma entre as aberturas 11 e 12 observado no modelo experimental *RWTH Beam 3* (HECHLER, 2006 *apud* BAKE, 2010).

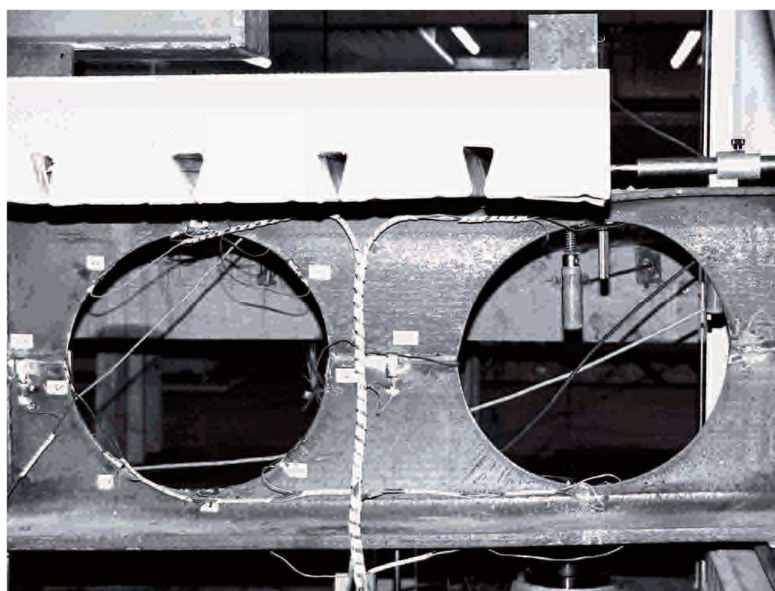


Figura 3.24– Princípio de formação de mecanismo Vierendeel na abertura 12 no modelo experimental *RWTH Beam 3* (MÜLLER *et al.*, 2006).

B- Descrição do modelo numérico

Para simular o comportamento estrutural da viga celular mista desenvolveu-se um modelo de elementos finitos, conforme descrito nos itens 3.2 a 3.5. A malha de elementos finitos da viga de aço possui 29.870 nós, 29.551 elementos tipo S4R e 307 elementos tipo S3, com dimensão máxima de 10 mm. Já a laje de concreto possui 9.435 nós, 6.048 elementos tipo C3D8R, com dimensão máxima de 40 mm. Todos os elementos possuem características conforme apresentado no item 3.2.

Para o aço admitiu-se um comportamento elasto-plástico com encruamento, conforme apresentado na Figura 3.10, sendo o Módulo de Elasticidade de 210.000 MPa e Módulo de Encruamento de 2.700 MPa. O coeficiente de Poisson adotado foi de 0,30.

Para o concreto adotou-se um modelo constitutivo elasto-plástico, considerando o Modelo de Dano com Plasticidade, com módulo de elasticidade de 29.250 MPa (obtido por meio de ensaio) e um coeficiente de Poisson de 0,20. Para a utilização do Modelo de Dano com Plasticidade do concreto admitiu-se um valor de resistência à compressão cilíndrica característica de 25 MPa, conforme adotado por Bake (2010), o que corresponde a uma resistência à compressão cilíndrica média de aproximadamente 33 MPa. Este valor foi considerado para definição da curva Tensão \times Deformação Uniaxial do concreto no modelo numérico, já que os resultados obtidos por meio do mesmo serão comparados com os obtidos no modelo experimental. Para a resistência à tração do concreto admitiu-se um valor de 2,56 MPa, obtido a partir da expressão $f_{ctm} = 0,3 f_{ck}^{2/3}$ (para $f_{cm} \leq C50/60$), proposta pela EN 1992-1-1:2004, considerando $f_{ck} = 25$ MPa.

A fim de representar a interface aço-concreto com interação completa entre a viga de aço e a laje de concreto foram utilizados elementos de conexão reais e fictícios do tipo CONN3D2, conforme descrito no item 3.5.

Para aplicar a carga na face superior da laje, conforme realizado no modelo experimental, foi introduzida uma força sobre áreas retangulares com dimensões de 150 mm x 190 mm, o que corresponde à largura da mesa superior do perfil de aço e à largura mínima do montante de alma, respectivamente. Esta carga foi aplicada em apenas um passo de 50 kN, utilizando-se o Método de Riks Modificado.

Neste modelo numérico foi utilizado um valor de imperfeição geométrica inicial de $d_g/1000$, sendo d_g a altura total do perfil de aço expandido, de forma semelhante ao que foi feito por Ferrari (2013), uma vez que esta autora realizou um estudo considerando a variação deste parâmetro e obteve resultados numéricos mais próximos do modelo experimental com este valor de imperfeição geométrica inicial.

Inicialmente foi realizada uma análise de flambagem elástica, tendo em vista que é necessário aplicar uma imperfeição inicial no modelo numérico para que se possa realizar a análise não-linear. Tendo em vista que neste caso existem informações sobre o modo de colapso observado no modelo experimental, decidiu-se fazer a análise não-linear a partir de duas configurações deformadas que representam, de maneira aproximada, a distribuição de imperfeições geométricas iniciais na viga de aço, adotando-se o 1º e o 2º modos de flambagem obtidos no ABAQUS por meio da análise de flambagem elástica (Figuras 3.24 e 3.25, respectivamente).

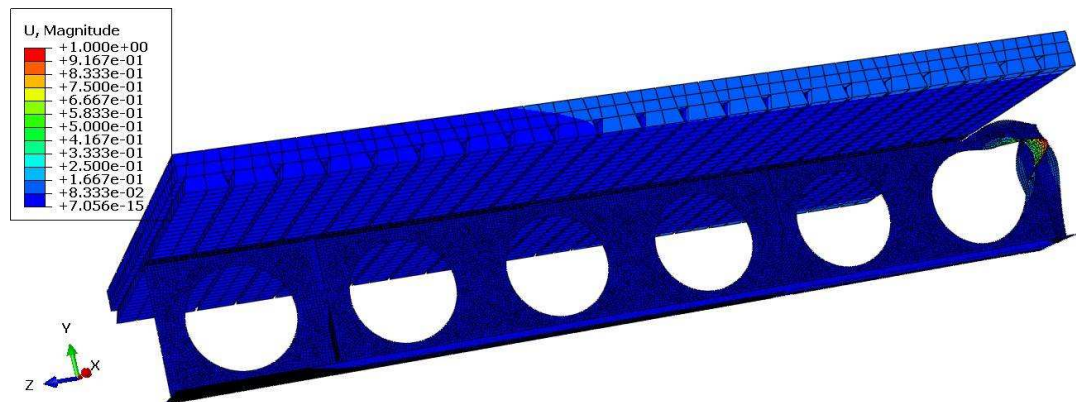


Figura 3.25– 1º Modo de flambagem da análise de flambagem elástica.

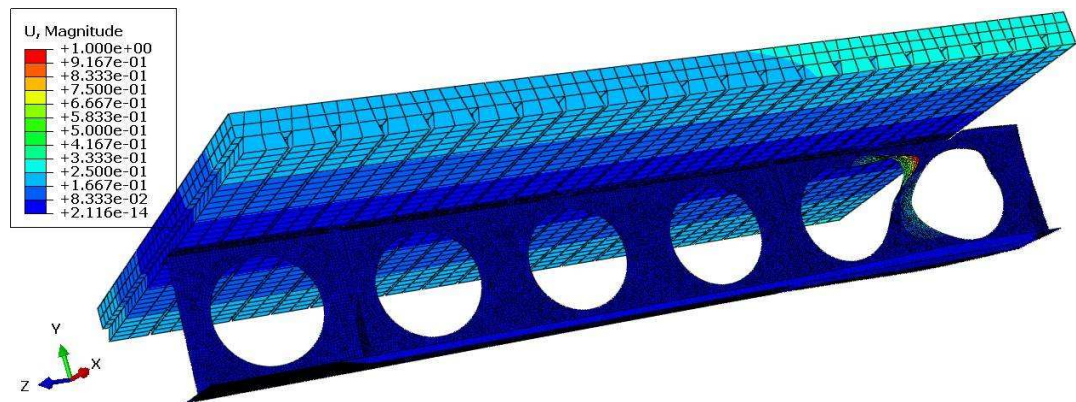


Figura 3.26– 2º Modo de flambagem da análise de flambagem elástica.

C - Resultados

Na Figura 3.27 apresentam-se as curvas Carga \times Flecha para o modelo experimental RWTH Beam 3, para o modelo numérico apresentado por Ferrari (2013) e para o modelo de elementos finitos do presente trabalho, considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º e o 2º modo de flambagem. A carga máxima obtida por meio do modelo experimental foi de 658 kN, enquanto a obtida pelo modelo numérico deste trabalho foi de 599 kN (considerando o 1º modo de flambagem) e 633 kN (considerando o 2º modo de flambagem), o que representa uma diferença de 9,0 % e 3,8 % menor com relação ao valor experimental, respectivamente.

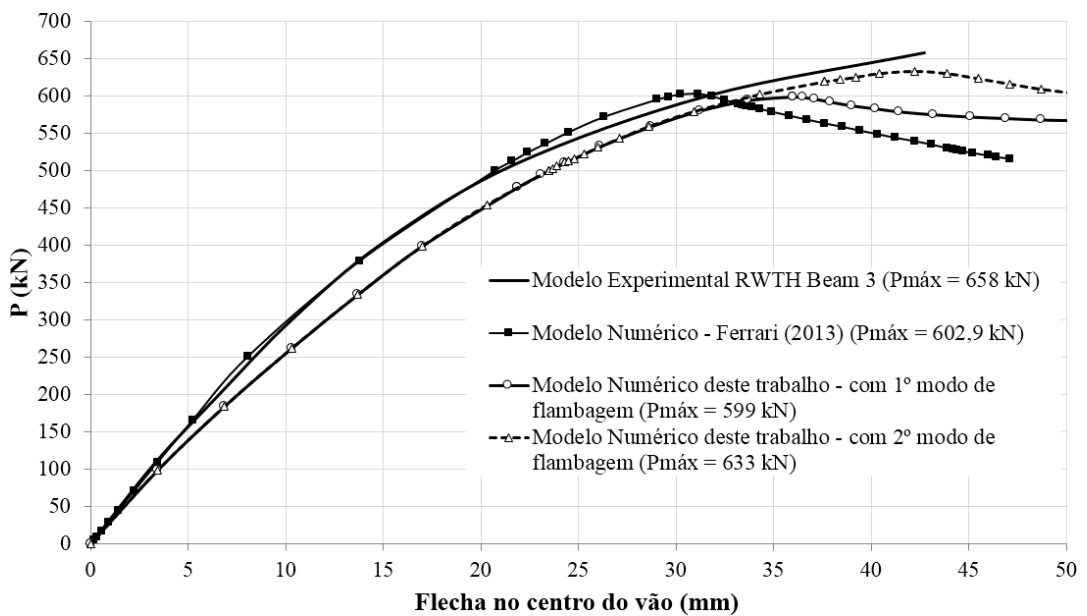


Figura 3.27 - Curvas Carga \times Flecha para os modelos experimental e numéricos.

As distribuições das tensões de Von Mises na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico, considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º e o 2º modo de flambagem, são apresentadas nas Figuras 3.27 e 3.28, respectivamente. Percebe-se que em algumas regiões da viga de aço foram alcançadas tensões da ordem de 488 MPa, o que corresponde à resistência ao escoamento do aço do perfil.

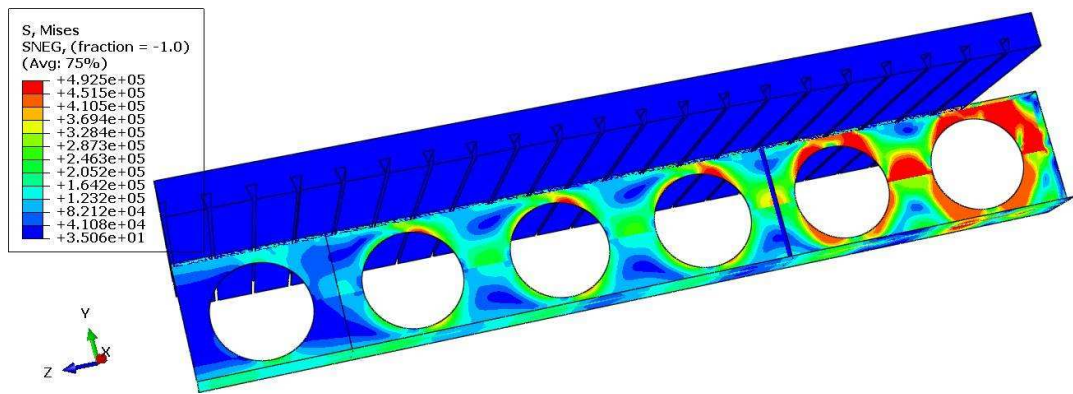


Figura 3.28 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º modo de flambagem).

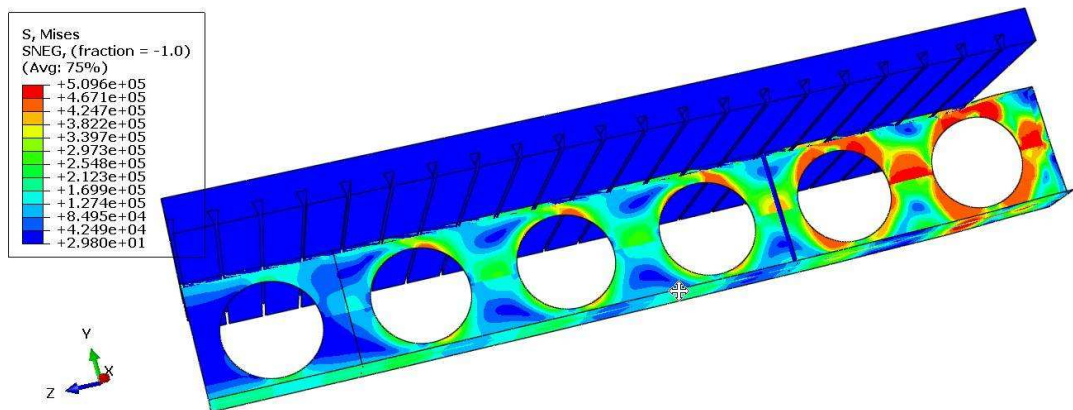


Figura 3.29 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 2º modo de flambagem).

As distribuições de tensões na direção Z (S33) da laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico, considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º e o 2º modo de flambagem, são apresentadas nas Figuras 3.30 e 3.31, respectivamente. Observa-se que foram atingidas tensões entre 2,0 e 9,0 MPa na região central da laje em ambos os modelos, o que indica que os colapsos não são governados pela laje de concreto, cuja resistência uniaxial à compressão do concreto é de 33,0 MPa. Observa-se também uma concentração de tensões de compressão nas regiões de aplicação da carga. Ressalta-se que essa concentração de tensões pode gerar algumas dificuldades numéricas e que no ensaio esse comportamento não ocorre, uma vez que a carga não é aplicada diretamente na viga alveolar mista, mas em um perfil I posicionado sobre a laje de concreto.

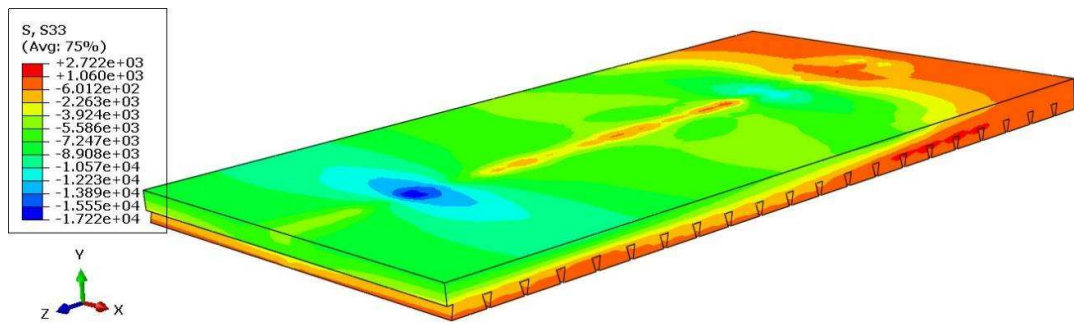


Figura 3.30 - Distribuição de tensões S33 (kN/m²) na laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.

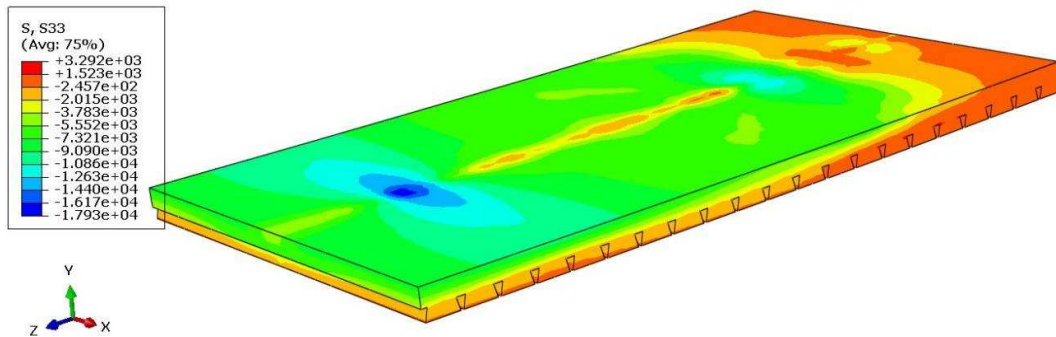


Figura 3.31 - Distribuição de tensões S33 (kN/m²) na laje de concreto para o nível de carga máxima alcançado no modelo numérico.

As distribuições de deslocamentos na direção do eixo Y da viga mista para um nível de carga pós-colapso (correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico), considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º e o 2º modo de flambagem, são apresentadas nas Figuras 3.32 e 3.33.

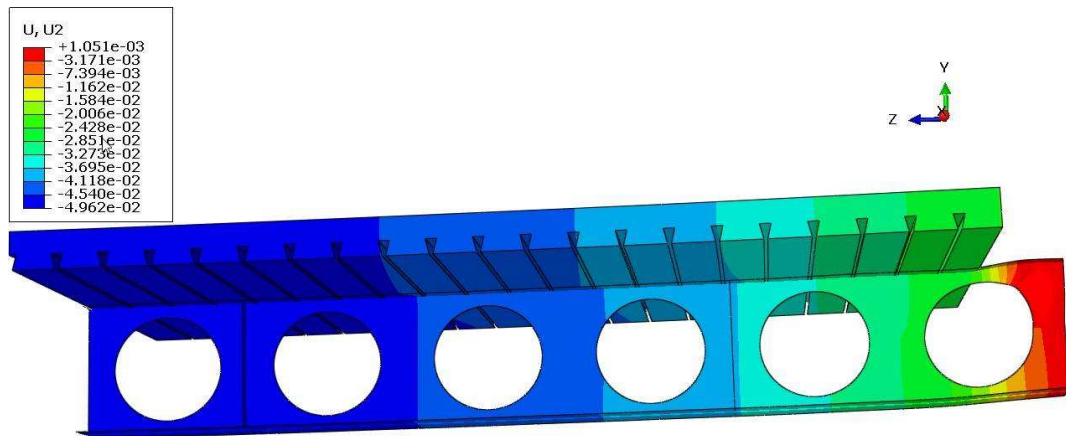


Figura 3.32 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo Y da viga mista para um nível de carga pós-colapso correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 1º modo de flambagem).

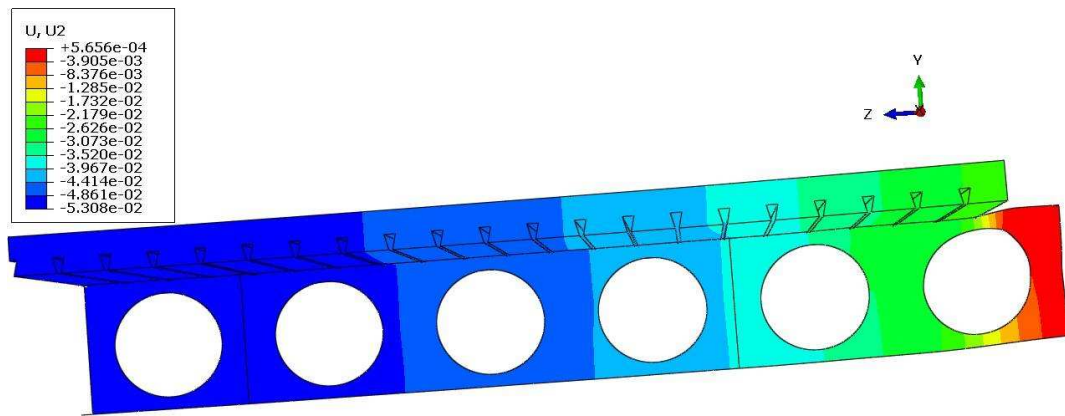


Figura 3.33 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo Y da viga mista para um nível de carga pós-colapso correspondente a 95% da carga máxima alcançada no modelo numérico (considerando-se distribuições de imperfeições geométricas iniciais de acordo com o 2º modo de flambagem).

D - Discussão dos resultados

Com base na Figura 3.27, pode-se afirmar que o modelo numérico desenvolvido neste trabalho foi capaz de representar o comportamento da viga celular mista em condições de colapso de forma adequada, o que fica evidenciado pela proximidade entre a carga máxima obtida por meio do modelo numérico e pelo modelo experimental.

De acordo com os resultados apresentados na Figura 3.27 pode-se observar que o modelo que considera uma distribuição de imperfeições geométricas iniciais com base no 2º modo de flambagem elástica é o que levou a uma carga máxima mais próxima do obtido por meio do modelo experimental, com uma diferença de 3,8 % menor. Portanto, para vigas alveolares mistas que apresentam colapso por flambagem, o resultado é sensível à distribuição de imperfeições geométricas iniciais e ao valor da imperfeição geométrica inicial.

É importante destacar também que os resultados experimentais apresentados na Figura 3.27 foram obtidos por Hechler *et al.* (2006) *apud* Bake (2010). Portanto, não existem informações que permitam explicar por que o pico de carga alcançado decai após o colapso. Normalmente, as vigas mistas apresentam uma degradação de rigidez após alcançar a carga máxima. Por outro lado, os resultados obtidos com auxílio do modelo numérico (Figura 3.27) evidenciam a degradação de rigidez esperada para a viga mista. O que foi observado no modelo numérico está muito ligado ao fato do modelo de dano com plasticidade utilizado para o concreto ser capaz de simular a perda de rigidez deste material após o colapso.

Os comentários sobre as incertezas a respeito do comportamento mecânico dos conectores de cisalhamento e a respeito da resistência à tração do concreto, apresentados na discussão dos resultados referente ao modelo Ulster-B1 (item 3.7.1), se aplicam integralmente ao presente modelo.

Em função dos resultados obtidos, também pode-se afirmar que a estratégia adotada para simular a interação completa entre a viga de aço e a laje de concreto foi adequada para representar o comportamento misto.

Por meio das Figuras 3.29 e 3.33, observa-se que os modos de colapso caracterizados no modelo numérico são condizentes com o modo de colapso observado no modelo experimental. Hechler *et al.* (2006) *apud* Bake (2010) citam que antes do modo de colapso por flambagem do montante de alma houve um princípio de formação de mecanismo Vierendeel e que até uma pequena mudança na resistência à compressão da laje de concreto poderia alterar o modo de colapso. O modo de colapso por mecanismo Vierendeel é caracterizado por uma deformação diferencial entre dois montantes adjacentes.

3.7.3 Análise dos resultados em relação ao modelo numérico apresentado por Ferrari (2013)

Com base na Tabela 2 e nas curvas Carga × Flecha dos modelos numéricos apresentados na Figura 3.18 e na Figura 3.27, pode-se relacionar os resultados obtidos com as mudanças adotadas no modelo numérico deste trabalho em relação aos apresentados por Ferrari (2013).

A primeira alteração no modelo foi a adoção de uma lei constitutiva para o aço que considera o encruamento. Isso permitiu que a inclinação da curva Carga × Flecha na fase plástica pré-pico se tornasse maior e que a perda de rigidez após a carga máxima pudesse ser mais suave. A consideração do encruamento do aço permite admitir de maneira mais realista o comportamento das vigas alveolares mistas em condições de ruína.

A outra alteração se refere ao uso de simetria e impedimentos à translação vertical e lateral em linhas da viga de aço para as condições de contorno. O uso da simetria permitiu uma redução significativa de tempo e memória para o processamento numérico. Já os impedimentos à translação vertical e lateral aplicados em linhas na viga de aço permitiram que não ocorressem concentrações de tensões pontuais e representaram um bloqueio ao

modo de colapso por flambagem lateral com torção, que é um modo de colapso pouco provável de ocorrer em vigas mistas de aço e concreto com forma de aço incorporada à laje.

A terceira mudança foi a utilização de elementos CONN3D2 no ABAQUS com comportamentos real e fictício para simulação da interação entre o aço e o concreto. Ferrari (2013) já havia utilizado esse tipo de elemento em alguns dos seus modelos, porém apenas o conector com comportamento real era utilizado e ainda somado ao uso de restrições do tipo *Tie* no ABAQUS, o que representa tempo e memória de processamento maiores. As restrições do tipo *Tie* foram utilizadas pela autora para contornar problemas de sobreposição da laje de concreto à viga de aço nas simulações numéricas. No presente trabalho foram utilizados conectores denominados fictícios para contornar o problema, como explicado no item 3.5. Isso representou uma diminuição na rigidez inicial da viga mista, como pode ser observado na Figura 3.18 e na Figura 3.27.

A escolha do primeiro modo de flambagem obtido através da análise de flambagem elástica representa uma vantagem importante uma vez que para a avaliação da influência de alguns parâmetros de projeto sobre o comportamento de vigas alveolares mistas que é apresentada no Capítulo 5 não existem ensaios que possam auxiliar na escolha do modo de flambagem que visualmente mais se aproxima do resultado experimental. Porém, observou-se que como foram escolhidos modos de flambagem de menor energia, as cargas máximas obtidas nos modelos numéricos foram um pouco menores que as obtidas por Ferrari (2013).

Por fim, a adoção de um único método de resolução das equações não-lineares faz com que o modelo numérico não seja sensível ao tamanho do passo de carga. A adoção exclusiva do Método de Riks-Modificado representou um pequeno aumento do tempo de processamento da simulação numérica, devido aos benefícios gerados pelas modificações citadas anteriormente.

4 O MODELO ANALÍTICO

4.1 Considerações preliminares

Neste Capítulo apresenta-se a formulação analítica para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto formadas por um perfil I de aço com aberturas regulares e simétrico em relação ao plano de flexão e laje de concreto acima de sua face superior. São consideradas lajes maciças moldadas no local, mistas com forma de aço incorporada e com pré-laje de concreto pré-moldado. Para a interface aço-concreto, considera-se que deve existir uma conexão mecânica por meio de conectores de cisalhamento, de forma a proporcionar o comportamento misto entre aço e concreto. Os procedimentos definidos neste Capítulo seguem os princípios estabelecidos pela norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 para vigas mistas de aço e concreto, admitindo-se somente seções de aço que possuam relação entre a altura e a espessura da alma (h/t_w) inferior ou igual a $3,76\sqrt{E/f_y}$, classificadas como seções compactas e que são capazes de alcançar a plastificação. Os coeficientes de ponderação das resistências dos materiais no estado-limite último adotados são os mesmos apresentados na ABNT NBR 8800:2008 para vigas de aço e vigas mistas. Desta forma, a maioria das expressões é apresentada em termos das resistências de cálculo dos materiais, quais sejam:

- para o aço dos perfis:

$$f_{yd} = \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (4-1)$$

- para o concreto:

$$f_{cd} = \frac{f_{ck}}{\gamma_c} \quad (4-2)$$

onde f_y é a resistência ao escoamento do aço do perfil, f_{ck} é a resistência característica à compressão do concreto e γ_{al} e γ_c são os coeficientes de ponderação da resistência dos materiais.

O limite estabelecido para o estado-limite de serviço não necessita de minoração.

4.2 Momento fletor resistente de cálculo

Para determinação do momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) em vigas alveolares mistas biapoiadas ou contínuas deve-se considerar a contribuição do perfil de aço e da laje de concreto. Para o caso de lajes maciças considera-se toda a altura da laje de concreto; para o caso de pré-laje de concreto pré-moldado, a espessura acima desta pré-laje; e para o caso de lajes mistas com forma de aço incorporada, a espessura acima das nervuras, independentemente da posição das nervuras da laje em relação à viga de aço.

Os procedimentos apresentados a seguir para a determinação do momento fletor resistente de cálculo se aplicam a vigas alveolares mistas simétricas em regiões de momentos positivos, construção escorada ou não-escorada, com interação completa ou parcial. Para a construção não-escorada, além da verificação como viga mista, o componente de aço, por si só, deve ter resistência de cálculo adequada para suportar todas as ações de cálculo aplicadas antes de o concreto atingir uma resistência igual a $0,75 f_{ck}$.

Nas expressões apresentadas neste Capítulo é admitida a resistência do concreto reduzida, igual a $0,85 f_{ck}$, devido aos efeitos de longa duração (efeito Rüsçh).

No procedimento para dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto, apresentado na ABNT NBR 8800:2008, admite-se a plastificação da seção transversal com base no

desenvolvimento de blocos de tensões retangulares para o perfil de aço e para a laje de concreto. Teoricamente, só é possível alcançar a plastificação completa da seção transversal mista para deformações muito grandes da mesa inferior do perfil de aço.

Com base em um estudo analítico e numérico, Lawson e Saverirajan (2011) afirmam que os princípios do dimensionamento plástico podem não ser válidos para seções mistas com grande assimetria e para vigas celulares mistas com grandes aberturas, nas quais a profundidade da linha neutra na seção transversal pode ser mais baixa do que em vigas mistas de alma cheia. Esses autores recomendam admitir uma distribuição elasto-plástica de tensões para determinação da resistência última a momento fletor desses elementos.

Em função dessas considerações, nos procedimentos para determinação do momento fletor resistente de cálculo de vigas alveolares mistas admite-se uma distribuição elasto-plástica de tensões, tanto para interação completa, quanto para interação parcial.

Para o caso de interação completa apresenta-se também um procedimento simplificado para cálculo do momento fletor resistente de cálculo, com base no modelo de dimensionamento recomendado pela ABNT NBR 8800:2008 para treliças mistas, que pressupõe uma distribuição plástica de tensões e que despreza a contribuição do tê superior do perfil de aço.

Para a verificação do estado-limite último de colapso por plastificação deve-se comparar o momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) com o momento fletor solicitante de cálculo (M_{Sd}). A verificação é realizada na seção alveolar mais solicitada ao longo do vão.

4.2.1 Interação completa

4.2.1.1 Distribuição elasto-plástica de tensões

As tensões desenvolvidas na seção transversal de uma viga alveolar mista são função da distribuição de deformações correspondente, que depende da distância da linha neutra elasto-plástica até a face superior da laje de concreto (y_{ep}). Para efeitos de determinação do momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}), diversas posições da linha neutra elasto-plástica (LNEP) devem ser consideradas.

O equilíbrio da seção alveolar mista é obtido para um determinado valor de y_{ep} tal que a soma das forças de tração e de compressão seja nula, o que requer o uso de um processo

iterativo para obtenção da solução. Considerando-se que a distância y_{ep} é menor do que a distância da linha neutra elástica da seção mista à face superior da laje de concreto, este valor pode ser utilizado como inicial para o processo iterativo.

Para todas as posições possíveis da LNEP, admite-se que todo o tê inferior do perfil de aço alcança a resistência ao escoamento do aço (f_{yd}). Para o tê superior, as tensões de cálculo que atuam na face superior da mesa (f_{1d}), na junção alma-mesa (f_{2d}) e na linha inferior da alma (f_{3d}) alcançam valores menores ou iguais a f_{yd} , dependendo do perfil de deformações desenvolvido.

O momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) pode ser determinado de acordo com as alíneas a), b), c) e d) a seguir, e corresponde à soma dos momentos de cada bloco de tensão em torno da linha neutra elasto-plástica (LNEP).

a) linha neutra elasto-plástica da seção no alvéolo:

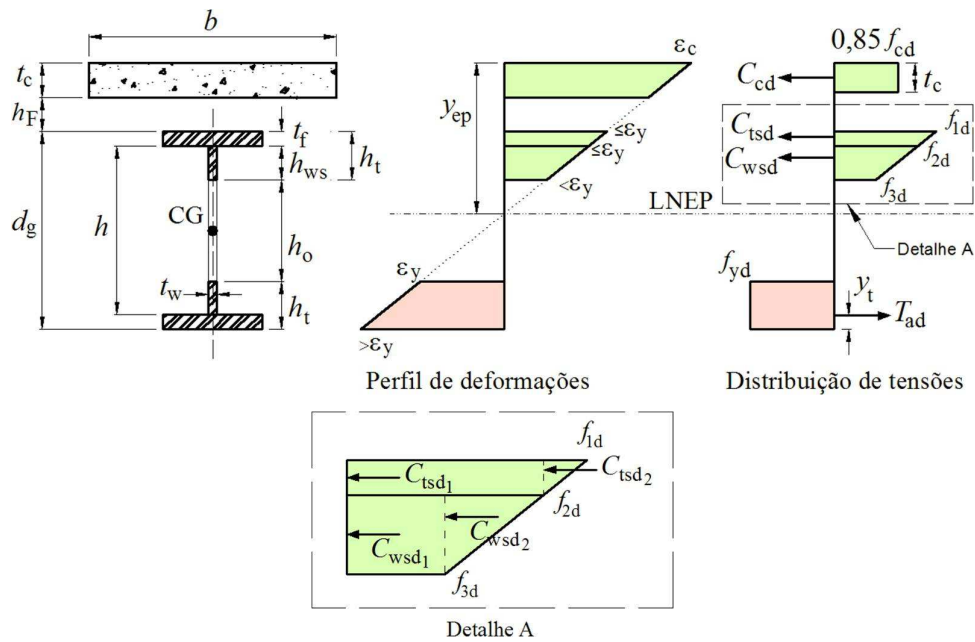


Figura 4.1 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação completa).

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-3)$$

$$A_a f_{yd} \geq 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-4)$$

De acordo com a Figura 4.1, tem-se:

$$f_{1d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (4-5)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_f)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (4-6)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - h_t)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (4-7)$$

$$T_{ad} = A_t f_{yd} \quad (4-8)$$

$$C_{wsd_1} = t_w (h_t - t_f) f_{3d} \quad (4-9)$$

$$C_{wsd_2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{2d} - f_{3d}) \quad (4-10)$$

$$C_{tsd_1} = b_f t_f f_{2d} \quad (4-11)$$

$$C_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{1d} - f_{2d}) \quad (4-12)$$

$$C_{cd} = 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-13)$$

$$\begin{aligned} M_{Rd} = & T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + C_{wsd_1} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] \dots \\ & + C_{wsd_2} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd_1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) \dots \\ & + C_{tsd_2} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right) \end{aligned} \quad (4-14)$$

b) linha neutra elasto-plástica da seção na alma:

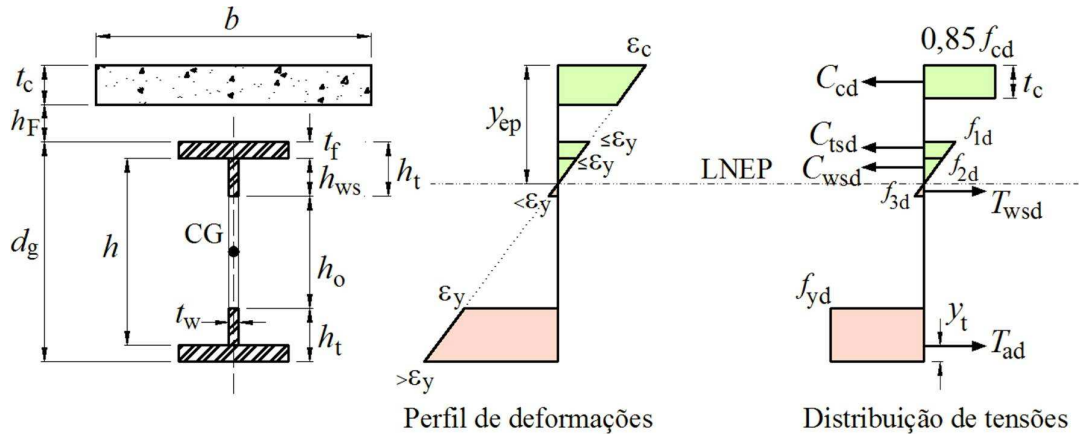


Figura 4.2 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação completa).

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-15)$$

$$A_u f_{yd} \geq 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-16)$$

Para este caso, os valores de f_{1d} , f_{2d} , T_{ad} , C_{tsd1} , C_{tsd2} e C_{cd} devem ser calculados conforme as expressões (4-5), (4-6), (4-8), (4-11), (4-12) e (4-13), respectivamente.

De acordo com a Figura 4.2, pode-se formular:

$$f_{3d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (4-17)$$

$$T_{wsd} = t_w \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{2} f_{3d} \quad (4-18)$$

$$C_{wsd} = t_w \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_f)}{2} f_{2d} \quad (4-19)$$

$$\begin{aligned} M_{Rd} = & T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{wsd} \frac{2}{3} (t_c + h_F + h_t - y_{ep}) \dots \\ & + C_{wsd} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) \dots \\ & + C_{tsd2} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right) \end{aligned} \quad (4-20)$$

c) linha neutra elasto-plástica da seção na mesa superior do perfil:

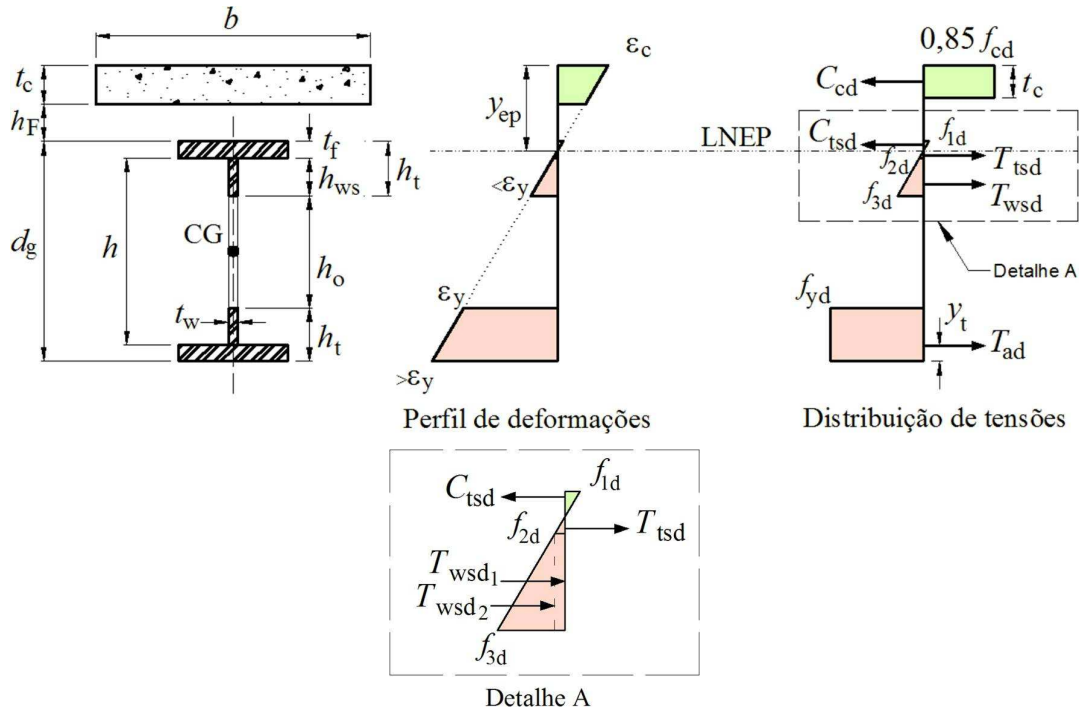


Figura 4.3 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa superior do perfil (interação completa).

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-21)$$

$$A_a f_{yd} \geq 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-22)$$

Para este caso, os valores de f_{1d} , f_{3d} , T_{ad} e C_{cd} devem ser calculados conforme as expressões (4-5), (4-17), (4-8) e (4-13), respectivamente.

De acordo com a Figura 4.3, tem-se:

$$f_{2d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (4-23)$$

$$T_{wsd1} = t_w (h_t - t_f) f_{2d} \quad (4-24)$$

$$T_{wsd2} = t_w \frac{(h_t - t_f)}{2} (f_{3d} - f_{2d}) \quad (4-25)$$

$$T_{\text{tsd}} = b_f \frac{(t_c + h_F + t_f - y_{\text{ep}})}{2} f_{2d} \quad (4-26)$$

$$C_{\text{tsd}} = b_f \frac{(y_{\text{ep}} - t_c - h_F)}{2} f_{1d} \quad (4-27)$$

$$\begin{aligned} M_{\text{Rd}} = & T_{\text{ad}} (d_g + h_F + t_c - y_{\text{ep}} - y_t) + T_{\text{tsd}} \frac{2}{3} (t_c + h_F + t_f - y_{\text{ep}}) \dots \\ & + T_{\text{wsd}_1} \left[(t_c + h_F + t_f - y_{\text{ep}}) + \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] \dots \\ & + T_{\text{wsd}_2} \left[(t_c + h_F + t_f - y_{\text{ep}}) + \frac{2}{3} (h_t - t_f) \right] + C_{\text{tsd}} \left(y_{\text{ep}} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) \dots \\ & + C_{\text{cd}} \left(y_{\text{ep}} - \frac{t_c}{2} \right) \end{aligned} \quad (4-28)$$

d) linha neutra elasto-plástica da seção na laje:

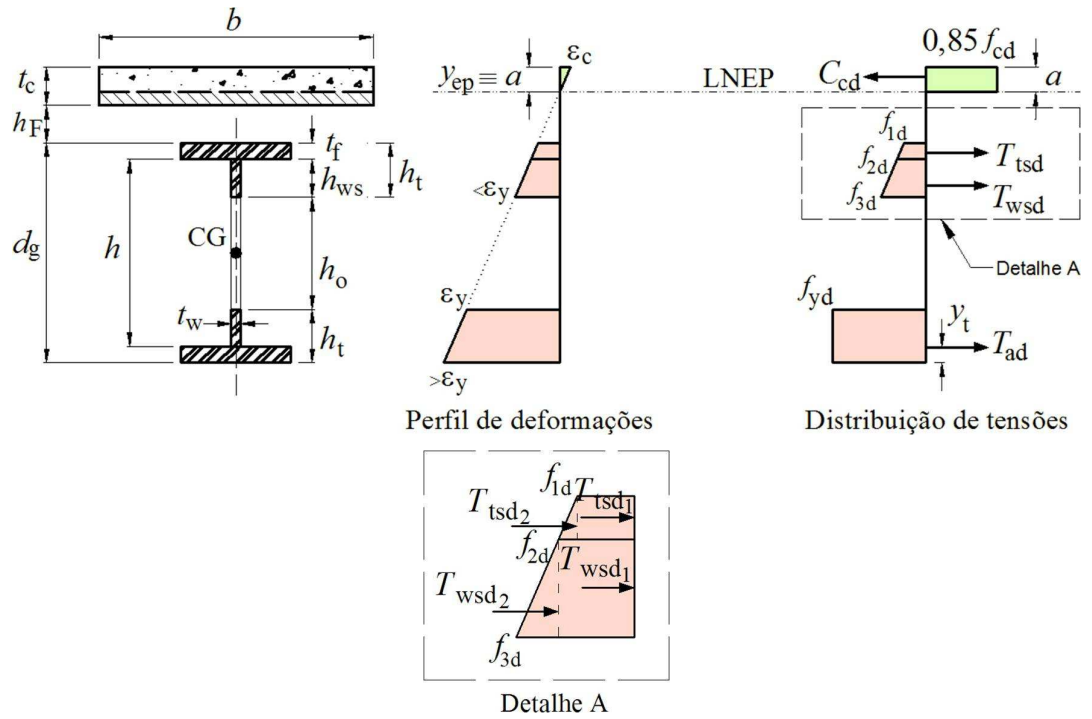


Figura 4.4 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na laje (interação completa).

Para que se cumpra a condição de interação completa deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \geq A_a f_{yd} \quad (4-29)$$

$$0,85 f_{cd} b t_c \geq A_a f_{yd} \quad (4-30)$$

Para este caso, os valores de f_{2d} , f_{3d} , T_{ad} , T_{wsd_1} e T_{wsd_2} devem ser calculados conforme as expressões (4-23), (4-17), (4-8), (4-24) e (4-25), respectivamente.

Conforme a Figura 4.4, tem-se:

$$a = y_{ep} \leq t_c \quad (4-31)$$

$$f_{1d} = f_{yd} \frac{(t_c + h_f - y_{ep})}{(t_c + h_f + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \quad (4-32)$$

$$C_{cd} = 0,85 f_{cd} b a \quad (4-33)$$

$$T_{tsd_1} = b_f t_f f_{1d} \quad (4-34)$$

$$T_{tsd_2} = b_f \frac{t_f}{2} (f_{2d} - f_{1d}) \quad (4-35)$$

$$\begin{aligned} M_{Rd} = & T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t) + T_{wsd1} \left[t_c + h_F + t_f + \frac{(h_t - t_f)}{2} - y_{ep} \right] \dots \\ & + T_{wsd2} \left[t_c + h_F + t_f + \frac{2(h_t - t_f)}{3} - y_{ep} \right] + T_{tsd1} \left(t_c + h_F + \frac{t_f}{2} - y_{ep} \right) \\ & + T_{tsd21} \left(t_c + h_F + \frac{2t_f}{3} - y_{ep} \right) + C_{cd} \frac{y_{ep}}{2} \end{aligned} \quad (4-36)$$

Nas expressões dadas nas alíneas a), b), c) e d):

f_{1d} é a tensão de cálculo atuante na face superior da mesa do tê superior do perfil de aço;

f_{2d} é a tensão de cálculo atuante na junção alma-mesa do tê superior do perfil de aço;

f_{3d} é a tensão de cálculo atuante na linha inferior da alma do tê superior;

T_{ad} é a força resistente de tração de cálculo do tê inferior do perfil de aço;

T_{wsd} é a força resistente de cálculo da região tracionada da alma do tê superior;

T_{wsd_1} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da alma do tê superior (T_{wsd}) correspondente à distribuição retangular de tensões;

T_{wsd_2} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da alma do tê superior (T_{wsd}) correspondente à distribuição triangular de tensões;

T_{tsd} é a força resistente de cálculo da região tracionada da mesa do tê superior;

T_{tsd_1} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da mesa do tê superior (T_{tsd}) correspondente à distribuição retangular de tensões;

T_{tsd_2} é a parcela da força resistente de cálculo da região tracionada da mesa do tê superior (T_{tsd}) correspondente à distribuição triangular de tensões;

C_{wsd} é a força resistente de cálculo da região comprimida da alma do tê superior;

- $C_{w_{sd1}}$ é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da alma do tê superior ($C_{w_{sd}}$) correspondente à distribuição retangular de tensões;
- $C_{w_{sd2}}$ é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da alma do tê superior ($C_{w_{sd}}$) correspondente à distribuição triangular de tensões;
- $C_{t_{sd}}$ é a força resistente de cálculo da região comprimida da mesa do tê superior;
- $C_{t_{sd1}}$ é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da mesa do tê superior ($C_{t_{sd}}$) correspondente à distribuição retangular de tensões;
- $C_{t_{sd2}}$ é a parcela da força resistente de cálculo da região comprimida da mesa do tê superior ($C_{t_{sd}}$) correspondente à distribuição triangular de tensões;
- C_{cd} é a força resistente de cálculo da espessura comprimida da laje de concreto;
- A_t é a área da seção transversal do tê inferior do perfil de aço;
- A_a é a área do perfil de aço na seção transversal que contém o alvéolo e é igual a duas vezes A_t ;
- b é a largura efetiva da laje de concreto;
- b_f é a largura da mesa do perfil de aço;
- t_c é a altura da laje de concreto (para o caso de laje maciça, é a altura total da laje; para o caso de pré-laje de concreto pré-moldado, é a espessura acima dessa pré-laje; e para o caso de laje mista com forma de aço incorporada, é a espessura acima das nervuras);
- a é a espessura da região comprimida da laje ou, para interação parcial, a espessura considerada efetiva;
- ΣQ_{Rd} é o somatório das forças resistentes de cálculo individuais Q_{Rd} dos conectores de cisalhamento situados entre a seção de momento positivo máximo e a seção adjacente de momento nulo;

h_F é a espessura da pré-laje de concreto pré-moldado ou a altura das nervuras da laje com forma de aço incorporada (se não houver pré-laje ou forma de aço incorporada, $h_F = 0$);

h_{ws} é a altura da alma do tê superior do perfil de aço;

χ é a distância do centro geométrico da parte tracionada da seção da viga de aço até a face externa da mesa inferior;

y_{ep} é a distância da linha neutra elasto-plástica até a face superior da laje de concreto;

$d_g, h, h_b, h_t, t_w, t_f$ - conforme indicado nas Figuras 4.1, 4.2, 4.3 e 4.4.

4.2.1.2 Distribuição de tensões análoga ao modelo de treliça mista

De maneira simplificada, mas com boa capacidade de representar o comportamento real, pode-se utilizar uma distribuição de tensões análoga ao modelo de treliça mista recomendada pela ABNT NBR 8800:2008. De acordo com este modelo, a contribuição do tê superior da viga alveolar de aço é desprezada para o equilíbrio da seção. O tê inferior da viga de aço e a laje de concreto são considerados plastificados (Figura 4.5).

O equilíbrio da seção alveolar mista é obtido para um determinado valor de a tal que a soma das forças de tração e compressão seja nula. O momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) corresponde à soma dos momentos de cada resultante do bloco de tensão em torno da linha neutra plástica (LNP).

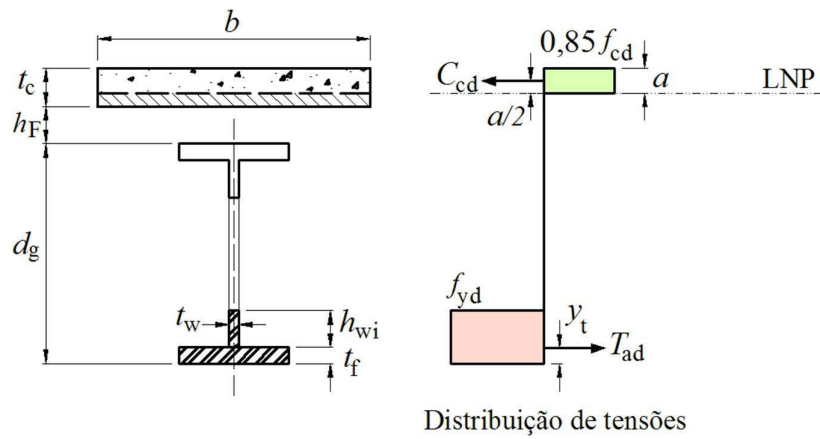


Figura 4.5 - Distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com base no modelo de dimensionamento de treliças mistas (interação completa).

Conforme a Figura 4.5, tem-se:

$$a = \frac{A_t f_{yd}}{0,85 f_{cd} b} \leq t_c \quad (4-37)$$

$$T_{ad} = C_{cd} = 0,85 f_{cd} b a \quad (4-38)$$

$$M_{Rd} = T_{ad} (d_g + h_F + t_c - y_t - a) + C_{cd} \frac{a}{2} \quad (4-39)$$

A simbologia utilizada nas expressões acima são as mesmas apresentadas no item 4.2.1.1.

4.2.2 Interação parcial

Para efeitos de determinação do momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) para vigas alveolares mistas com interação parcial, foram admitidos apenas modelos que pressupõem uma distribuição elasto-plástica de tensões, uma vez que modelos baseados numa analogia de treliça mista ou que pressupõem uma plastificação total da seção podem subestimar ou superestimar o momento resistente, respectivamente.

De forma semelhante ao que foi apresentado no item 4.2.1.1, na análise elasto-plástica, a distribuição de tensões na seção transversal é função do perfil de deformações correspondente. Este, por sua vez, é determinado em função da posição da linha neutra elasto-plástica dentro da seção transversal, medida a partir da face superior da laje de concreto. No caso de interação parcial, três posições da linha neutra elasto-plástica na seção transversal (y_{ep}) devem ser consideradas: dentro do alvéolo, na alma e na mesa

superior do perfil. Mais uma vez faz-se necessário um processo iterativo para a determinação do valor de y_{ep} .

No processo iterativo para a determinação do valor de y_{ep} nas vigas alveolares mistas com interação parcial admite-se que a partir de uma configuração deformada inicial, a cada incremento, a deformação na fibra inferior do tê inferior ($n_i \varepsilon_y$) aumenta em 0,0001 (0,1 ‰), enquanto a deformação na fibra superior do tê superior ($n_s \varepsilon_y$) diminui deste mesmo valor. Com isso, a cada incremento, a LNEP sobe em direção à interface aço-concreto (posição limite para a mesma), fazendo com que o valor de y_{ep} diminua. A posição da LNEP pode ser determinada a partir da seguinte expressão:

$$y_{ep} = \frac{n_s}{(n_i + n_s)} d_g + t_c + h_f \quad (4-40)$$

onde:

n_i é um coeficiente de multiplicação da deformação de escoamento do aço (ξ) na fibra inferior do tê inferior do perfil de aço;

n_s é um coeficiente de multiplicação da deformação de escoamento do aço (ξ) na fibra superior do tê superior do perfil de aço;

O perfil de deformações inicial admitido para o processo iterativo é aquele em que a LNEP está localizada no centro geométrico da seção transversal da viga alveolar de aço (Figura 4.6). Considera-se ainda que a deformação na fibra superior do tê inferior é igual a ξ . Para que esta condição se torne verdadeira, a deformação na face inferior do tê inferior deve possuir um valor determinado a partir de n_i , dado pela seguinte expressão:

$$n_i = n_s = \frac{d_g}{d_g - 2 h_t} \quad (4-41)$$

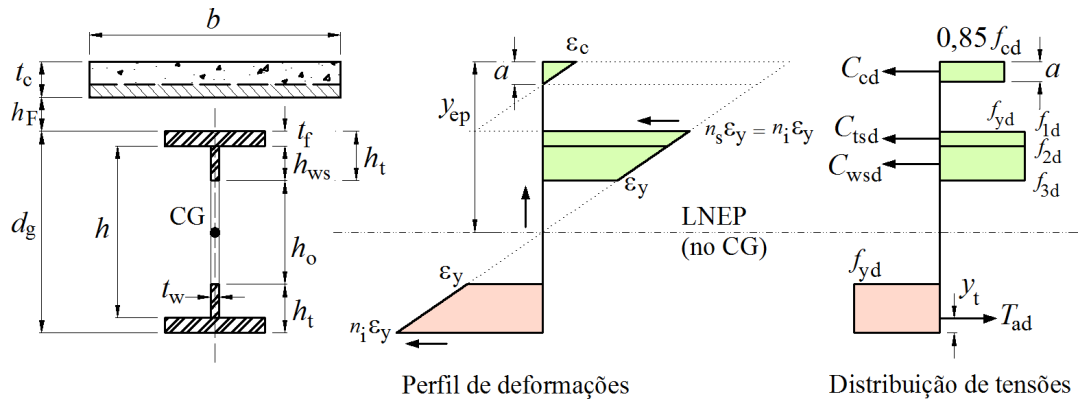


Figura 4.6 – Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com interação parcial com a LNEP no centro geométrico do perfil (CG) (configuração inicial para o processo iterativo para determinação do valor de y_{ep}).

Para todas as posições possíveis da LNEP, admite-se que o tê inferior da seção de aço alcança a resistência de escoamento do aço (f_{yd}). Para o tê superior, as tensões de cálculo que atuam na face superior da mesa (f_{1d}), na junção alma-mesa (f_{2d}) e na linha inferior da alma (f_{3d}) alcançam valores menores ou iguais a f_{yd} , dependendo do perfil de deformações desenvolvido, e são obtidos através das seguintes expressões:

$$f_{1d} = n_s f_{yd} \leq f_{yd} \quad (4-42)$$

$$f_{2d} = f_{yd} \left| n_s - \frac{(n_i + n_s)t_f}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (4-43)$$

$$f_{3d} = f_{yd} \left| n_s - \frac{(n_i + n_s)h_t}{d_g} \right| \leq f_{yd} \quad (4-44)$$

Para que se cumpra a condição de interação parcial considerando-se que a hipótese de plastificação total da seção de aço é verdadeira, deve-se ter:

$$\Sigma Q_{Rd} \leq A_a f_{yd} \quad (4-45)$$

$$\Sigma Q_{Rd} < 0,85 f_{cd} b t_c \quad (4-46)$$

Ocorrendo essas condições, tem-se:

$$C_{cd} = \Sigma Q_{Rd} \quad (4-47)$$

$$a = \frac{C_{cd}}{0,85 f_{cd} b} \quad (4-48)$$

Para uma distribuição elasto-plástica de tensões, o valor máximo da força de tração ($T_{máx}$) que o perfil de aço resiste é o que condiciona a força máxima que pode ser transmitida pelo conjunto de conectores de cisalhamento (ΣQ_{Rd}) para uma condição de interação parcial. Na Figura 4.7 apresenta-se o perfil de deformações e a distribuição de tensões no limite de uma condição de interação parcial. Nesta condição, a deformação na face inferior do tê inferior é admitida igual a $2n_1 \varepsilon_y$, sendo n_1 obtido através da expressão (4-41).

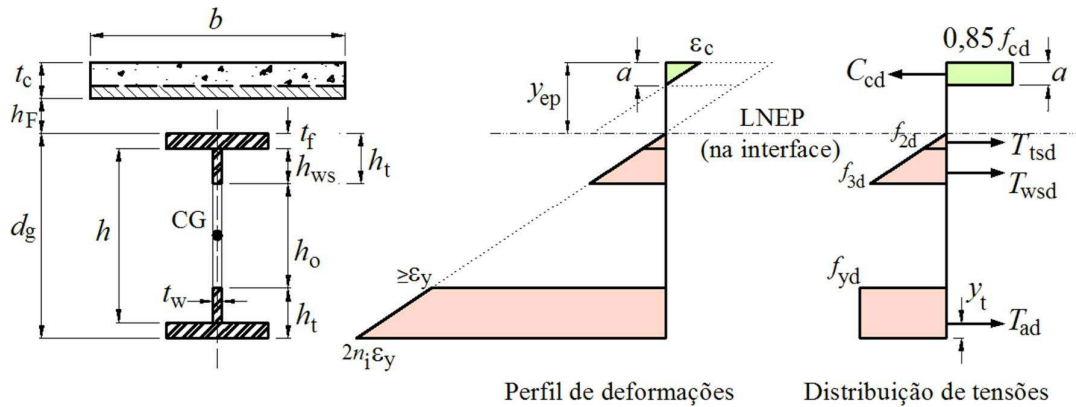


Figura 4.7 – Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista no limite de uma condição de interação parcial.

O momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd}) pode ser determinado de acordo com as alíneas a), b) e c) a seguir, e corresponde à soma dos momentos de cada bloco de tensão em torno da linha neutra elasto-plástica no perfil de aço (LNEP).

a) linha neutra elasto-plástica da seção no alvéolo:

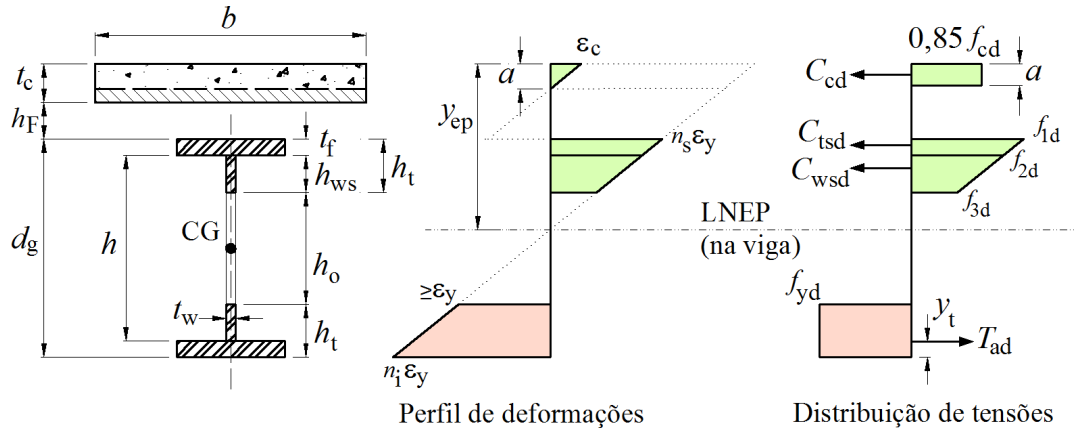


Figura 4.8 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP dentro do alvéolo (interação parcial).

Os valores de T_{ad} , C_{wsd_1} , C_{wsd_2} , C_{tsd_1} , C_{tsd_2} , C_{cc} , f_{1d} , f_{2d} e f_{3d} devem ser calculados conforme as expressões (4-8), (4-9), (4-10), (4-11), (4-12), (4-47), (4-42), (4-43) e (4-44), respectivamente.

De acordo com a Figura 4.8, tem-se:

$$\begin{aligned}
 M_{Rd} = & T_{ad} \left(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t \right) + C_{wsd_1} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] \dots \\
 & + C_{wsd_2} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd_1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) \dots \quad (4-49) \\
 & + C_{tsd_2} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right)
 \end{aligned}$$

b) linha neutra elasto-plástica da seção na alma:

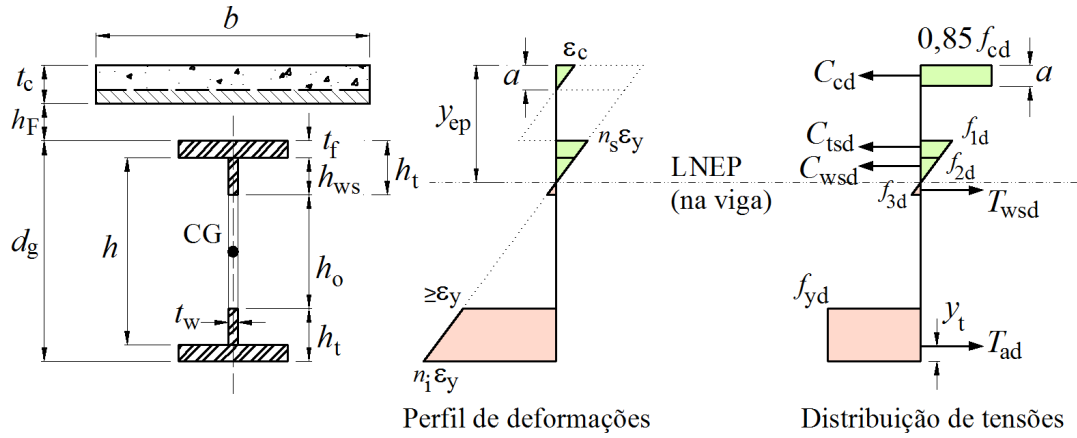


Figura 4.9 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na alma (interação parcial).

Os valores de T_{ad} , T_{wsd} , C_{wsd} , C_{tsd1} , C_{tsd2} , C_{cc} , f_{1d} , f_{2d} e f_{3d} devem ser calculados conforme as expressões (4-8), (4-18), (4-19), (4-11), (4-12), (4-47), (4-42), (4-43) e (4-44), respectivamente.

De acordo com a Figura 4.9, tem-se:

$$\begin{aligned}
 M_{Rd} = & T_{ad} \left(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_t \right) + T_{wsd} \frac{2}{3} \left(t_c + h_F + h_t - y_{ep} \right) \dots \\
 & + C_{wsd} \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_f - \frac{(h_t - t_f)}{3} \right] + C_{tsd1} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{2} \right) \dots \\
 & + C_{tsd2} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right)
 \end{aligned} \quad (4-50)$$

c) linha neutra elasto-plástica da seção na mesa superior do perfil:

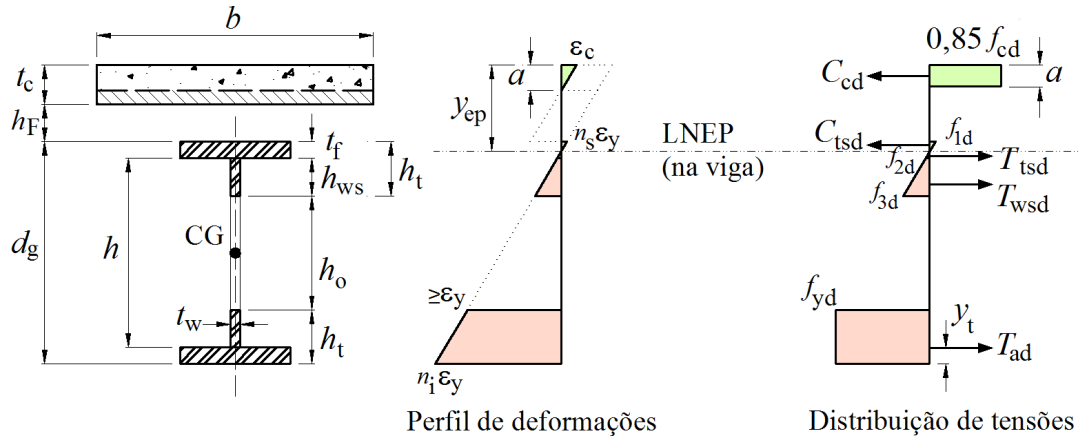


Figura 4.10 - Perfil de deformações e distribuição de tensões em uma viga alveolar mista com a LNEP na mesa (interação parcial).

Os valores de T_{ad} , T_{wsd_1} , T_{wsd_2} , T_{tsd} , C_{tsd} , C_{cc} , f_{1d} , f_{2d} e f_{3d} devem ser calculados conforme as expressões (4-8), (4-24), (4-25), (4-26), (4-27), (4-47), (4-42), (4-43) e (4-44), respectivamente.

De acordo com a Figura 4.10, tem-se:

$$\begin{aligned}
 M_{Rd} = & T_{ad} \left(d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_i \right) + T_{tsd} \frac{2}{3} \left(t_c + h_F + t_f - y_{ep} \right) \dots \\
 & + T_{wsd_1} \left[\left(t_c + h_F + t_f - y_{ep} \right) + \frac{(h_t - t_f)}{2} \right] \dots \\
 & + T_{wsd_2} \left[\left(t_c + h_F + t_f - y_{ep} \right) + \frac{2}{3} (h_t - t_f) \right] + C_{tsd} \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_f}{3} \right) \dots \\
 & + C_{cd} \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right)
 \end{aligned} \tag{4-51}$$

Para as expressões dadas nas alíneas a), b) e c) se aplica a simbologia definida no item 4.2.1.1.

4.3 Força cortante resistente de cálculo

Para determinação da força cortante resistente de cálculo de vigas alveolares mistas (V_{Rd}) deve-se considerar a contribuição da área de aço ao cisalhamento na seção do alvéolo ($2h_t t_w$) conforme adotado nos procedimentos de cálculo de vigas mistas de alma cheia prescritos por várias normas, ou considerar, adicionalmente, a contribuição da

laje de concreto. Tendo em vista que os resultados experimentais e numéricos são afetados pela contribuição da laje de concreto, pode-se fazer algumas considerações sobre esse tema.

O comportamento estrutural de vigas mistas com aberturas na alma foi estudado por Clawson e Darwin (1982). Com base em resultados experimentais de vigas de concreto armado, esses autores estimaram a resistência ao esforço cortante da laje de concreto sem armadura de cisalhamento por meio da seguinte expressão:

$$V_{ck} = 0,0919\sqrt{f_{ck}} A_{vc} \quad (4-52)$$

onde:

A_{vc} é a área efetiva do concreto ao cisalhamento, igual a $3t_c^2$, sendo t_c em cm;

f_{ck} é a resistência do concreto à compressão em kN/cm².

Donahey & Darwin (1986) adaptaram a expressão (4-52) para as lajes de concreto com forma de aço incorporada, modificando a área efetiva do concreto ao cisalhamento para $3(h_F + t_c)t_c$.

Partindo-se do mesmo princípio de Clawson e Darwin (1982), ou seja, considerando-se a resistência ao cisalhamento para vigas de concreto armado, pode-se modificar a expressão (4-52) com base em trabalhos mais recentes, de forma a considerar a contribuição da laje de concreto na força cortante resistente.

A norma americana ACI 318 (2008) apresenta uma expressão simplificada para o cálculo da resistência ao esforço cortante de vigas de concreto sem armadura de cisalhamento. Com base nela pode-se obter a seguinte expressão para as vigas mistas de aço e concreto com aberturas na alma:

$$V_{ck} = 0,0525\sqrt{f_{ck}} A_{vc} \quad (4-53)$$

onde:

A_{vc} é a área efetiva do concreto ao cisalhamento, igual a $3(h_F + t_c)t_c$, sendo h_F e t_c em cm;

Yu *et al.* (2013) ensaiaram sete vigas de concreto sem armadura de cisalhamento e compararam os resultados com a expressão da norma americana ACI 318 (2008). Os autores concluíram que essa expressão superestima a resistência quando aplicada no caso de vigas com grandes larguras ou com pouca armadura longitudinal.

Outros modelos analíticos mais conservadores e empíricos, apresentados por Cladera e Marí (2004) e Collins e Kuchma⁸ (1999, *apud* LUBELL *et al.*, 2004), também permitem considerar a contribuição do concreto na força cortante resistente, o que evidencia a importância do tema.

De acordo com a ABNT NBR 8800:2008, em consonância com EN 1994-1-1:2004, para vigas mistas de alma cheia apenas a resistência do perfil de aço é considerada na determinação da força cortante resistente de cálculo (V_{Rd}). De acordo com o item 5.4.3 dessa norma, para seções I, H ou U fletidas em relação ao eixo perpendicular à alma, como é o caso das vigas alveolares mistas, o elemento resistente à força cortante é a alma (ou as almas) e a força cortante resistente de cálculo (V_{Rd}) é calculada a partir da força cortante correspondente à plastificação da alma por cisalhamento (V_{pl}).

Segundo Queiroz *et al.* (2001), “ensaios em vigas mistas têm demonstrado que uma parte do cisalhamento vertical é resistida pela laje de concreto. Contudo, a quantificação da contribuição da laje é de difícil avaliação, devido à dificuldade de se prever seu comportamento, que é influenciado pelo grau de fissuração do concreto, pelo efeito de continuidade nos apoios e pelos detalhes da ligação. Simplificadamente, é então assumido na análise que o cisalhamento vertical é resistido somente pela seção de aço, exatamente da mesma forma como seria se a viga não fosse mista. Esta simplificação vale tanto para vigas simplesmente apoiadas, quanto para vigas contínuas ou semicontínuas”.

Outro importante fator que corrobora com a ideia de desconsiderar a contribuição da laje de concreto na força cortante resistente em vigas mistas de aço e concreto é a possibilidade da ocorrência de um fenômeno chamado *bridging*. De acordo com Darwin (1990), *bridging* é a separação da laje de concreto em relação ao perfil de aço na viga mista. Essa separação ocorre sobre uma determinada abertura, entre a extremidade de menor momento e um ponto fora da abertura, além da extremidade de maior momento.

⁸ Collins, M. P. e Kuchma, D. *How safe are our large, lightly reinforced concrete beams, slabs and footings?* ACI Structural Journal, 96(4): 482-490. 1999.

Nessa região, o sistema misto de resistência aos esforços solicitantes deixa de existir. Este fenômeno ocorre principalmente em vigas mistas com nervuras transversais e mais facilmente quanto maior for a espessura da laje. Para vigas mistas com aberturas múltiplas, a proximidade das aberturas na alma facilita a formação de mecanismo plástico, propiciando o aparecimento deste fenômeno.

Partindo-se de algumas simplificações, pode-se avaliar a contribuição de cada elemento componente da seção transversal de uma viga mista para a força cortante resistente. De acordo com essas simplificações, as seções transversais prismáticas permanecem planas e perpendiculares ao eixo longitudinal da viga após a deformação, o material é homogêneo, com mesmo módulo de elasticidade, tanto sob tração como sob compressão e se comporta de maneira linear-elástica, e a tensão de cisalhamento distribui-se uniformemente sobre a largura t da seção em que ela é determinada. Em função disso, percebe-se que elementos da seção transversal com grandes larguras ou com área da seção transversal próximas à linha neutra, situação comum da laje nas vigas mistas de aço e concreto, não contribuem tanto para a força cortante resistente, caso haja outros elementos de menor espessura e afastados da linha neutra.

Com auxílio da expressão (4-53), pode-se, avaliar a contribuição da laje de concreto na força cortante resistente. Para um caso fictício, em que se utiliza uma laje maciça com 10 cm de espessura e resistência característica do concreto à compressão de 25 MPa, em conjunto com perfis de aço que possuem alma de pequena espessura, a contribuição da laje de concreto à força cortante é de aproximadamente 15%. Para perfis com alma de maior espessura, essa contribuição é de apenas 5%, aproximadamente.

Em função dessas considerações, no presente trabalho decidiu-se por considerar somente a contribuição do perfil de aço para determinação da força cortante resistente de cálculo de vigas alveolares mistas, com base nas formulações analíticas apresentadas por Silveira (2011), Vieira (2014) e Vieira (2015) para vigas alveolares de aço isoladas. A verificação dos estados-limites últimos deve ser realizada na seção do montante de alma submetida ao maior esforço cortante. Para o caso de vigas alveolares mistas biapoiadas com carga uniformemente distribuída, o montante crítico é aquele mais próximo ao apoio.

4.3.1 Escoamento do montante de alma por cisalhamento

Com base em uma série de análises numéricas, Silveira (2011) admite a hipótese de uma distribuição plástica de tensões de cisalhamento na seção mais solicitada do montante de

alma para deduzir a formulação para verificação do estado-limite último de escoamento do montante de alma por cisalhamento. Na Figura 4.11b é apresentada a hipótese de plastificação total da seção do montante de alma por cisalhamento. A autora comprovou que adotar uma distribuição elástica de tensões, assim como em Cimadevila (2000), é conservador.

A distribuição elástica de tensões de cisalhamento é indicada na Figura 4.11a. Pode-se observar que no ponto onde a parábola atinge seu máximo, a tensão de cisalhamento atinge seu limite de $0,6 f_y$ e, portanto, todos os demais pontos da seção estão submetidos a tensões inferiores a esse limite, ou seja, estão em regime elástico.

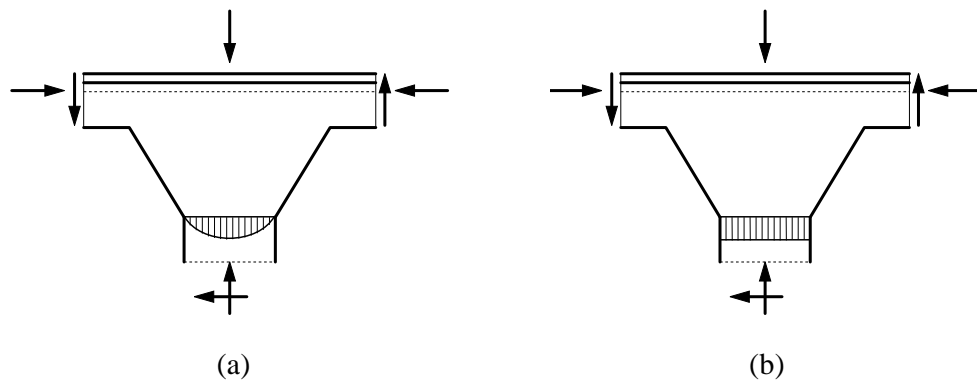


Figura 4.11 - Hipóteses de distribuição de tensões de cisalhamento no montante de alma: (a) elástica e (b) plástica (SILVEIRA, 2011).

Considerando-se a plastificação total por cisalhamento na seção em que o montante de alma possui a menor largura, uma distribuição uniforme da carga atuante e o passo característico para cada padrão geométrico usual de vigas alveolares, Silveira (2011) apresenta as seguintes expressões para verificação do montante de alma mais próximo ao apoio, ou seja, aquele que está sujeito à maior força cortante em uma viga alveolar biapoiada. São elas:

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$p = 3 b_w \quad \Rightarrow \quad V_{Rd,EMAC} \leq 0,385 t_w y_o \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (4-54)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$p = 4,312 b_w \quad \Rightarrow \quad V_{Rd,EMAC} \leq 0,268 t_w y_o \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (4-55)$$

- para vigas celulares:

$$p = D_o + b_w \quad \Rightarrow \quad V_{Rd,EMAC} \leq \frac{1,155 b_w t_w y_o}{(D_o + b_w)} \frac{f_y}{\gamma_{al}} \quad (4-56)$$

4.3.2 Flambagem do montante de alma

A mesma força cortante que surge no centro do montante de alma (Figura 4.11) e que pode provocar o escoamento do montante de alma por cisalhamento também pode provocar a flambagem do montante de alma (FMA).

Para a verificação do estado-limite último de flambagem do montante de alma de vigas casteladas considera-se a formulação desenvolvida por Vieira (2015), enquanto para vigas celulares considera-se a formulação apresentada por Vieira (2014).

4.3.2.1 Vigas casteladas (padrões LITZKA, PEINER e ANGLO-SAXÃO)

De acordo com Vieira (2015), a verificação da capacidade resistente à FMA em vigas casteladas deve ser feita em quatro passos, conforme descrito a seguir.

A – Cálculo da esbeltez do montante

A esbeltez do montante de alma é calculada pela expressão (4-57), em que o comprimento de flambagem é obtido pela expressão (4-58).

$$\lambda = \frac{l_e \sqrt{12}}{t_w} \quad (4-57)$$

$$l_e = K \frac{\sqrt{b_w^2 + h_o^2}}{2} \quad (4-58)$$

onde:

l_e é o comprimento efetivo da barra equivalente;

K é o coeficiente de flambagem;

b_w é a largura mínima do montante de alma;

h_o é a altura do alvéolo.

Para o caso de vigas casteladas sem chapas expansoras, o coeficiente de flambagem K deve ser tomado igual à unidade. Já para as vigas casteladas com chapas expansoras, K é dado pela expressão (4-59), onde h_p é a altura da chapa expansora.

$$K = \frac{h_o + h_p}{h_o} \quad (4-59)$$

B – Cálculo dos índices de esbeltez limites

Para a obtenção dos índices de esbeltez limites (λ_p e λ_r) deve-se utilizar as expressões apresentadas a seguir para cada tipo de padrão geométrico de viga castelada:

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$\lambda_p = 241,12 - 6,5524 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4-60)$$

$$\lambda_r = 10,998 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 60,640 \quad (4-61)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$\lambda_p = 108,06 - 3,3301 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (4-62)$$

$$\lambda_r = 8,508 \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 17,150 \quad (4-63)$$

C – Comparação das esbeltezes e obtenção do fator de força χ

Obtidos os índices de esbeltez limites (λ_p e λ_r), verifica-se em qual faixa a esbeltez do montante da viga se situa e determina-se o fator de redução (χ):

C.1 – para $\lambda < \lambda_p$ (montante de alma não sujeito à flambagem)

- para os padrões LITZKA, PEINER e ANGLO-SAXÃO:

$$\chi = \chi_{pl} = 1 \quad (4-64)$$

C.2 – para $\lambda > \lambda_r$ (montante de alma sujeito à flambagem elástica)

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$\chi = \chi_{cr} = 27,515 \left(\frac{E}{f_y} \right)^{0,947} \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{1,830} \quad (4-65)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$\chi = \chi_{cr} = 23,416 \left(\frac{E}{f_y} \right)^{0,883} \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{1,825} \quad (4-66)$$

C.3 – para $\lambda_p < \lambda \leq \lambda_r$ (montante de alma sujeito à flambagem inelástica)

Nas formulações a seguir, χ_p deve ser tomado igual à unidade e χ_r é igual ao χ_{cr} obtido pela expressão (4-65) ou pela expressão (4-66), fazendo $\lambda = \lambda_r$.

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$\chi = \chi_{inel} = \frac{\lambda_r - \chi_r \lambda_p}{\lambda_r - \lambda_p} - \frac{\chi_p - \chi_r}{\lambda_r - \lambda_p} \lambda \quad (4-67)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$\chi = \chi_{inel} = \chi_r + (\chi_p - \chi_r) \left(\frac{\lambda_r - \lambda}{\lambda_r - \lambda_p} \right)^2 \quad (4-68)$$

D – Obtenção da força cortante resistente de FMA

A força cortante resistente de cálculo à FMA em vigas casteladas é dada pela seguinte expressão:

$$V_{Rd, FMA} = \gamma_o \chi V_p \quad (4-69)$$

onde:

γ_o é um coeficiente de ponderação que leva em conta as incertezas dos modelos analítico e numérico. Deve ser tomado igual 1,25 para as vigas casteladas sem chapa expansora e igual à unidade para as vigas com chapa expansora;

V_p é o esforço cortante de plastificação do modelo, obtido pelas expressões (4-70) ou (4-71) mostradas a seguir;

χ é o fator de redução da força cortante.

A força cortante de plastificação V_p é determinada com auxílio das seguintes expressões:

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$V_p = 1,609 b_w y_o \left(\frac{t_w}{p} \right)^{1,223} f_y \quad (4-70)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$V_p = 2,422 b_w y_o \left(\frac{t_w}{p} \right)^{1,148} f_y \quad (4-71)$$

4.3.2.2 Vigas celulares

De acordo com Vieira (2014), a verificação da capacidade resistente à FMA em vigas celulares simétricas sem chapa expansora deve ser feita conforme descrito a seguir.

$$V_{Rd, FMA} = C_1 C_2 \sigma b_w t_w \quad (4-72)$$

onde:

σ é a tensão de compressão na diagonal do montante;

C_1 e C_2 são fatores de ajuste com base nos resultados numéricos obtidos por Vieira (2014).

A tensão de compressão resistente σ é obtida das curvas de flambagem 'C' da BS 5950-1:2000 (ver Anexo 1) – apropriada para seções com espessuras inferiores a 40 mm – considerando a esbeltez λ do montante de alma. A esbeltez é calculada a partir da expressão (4-57). Para tal, deve-se determinar primeiro o valor do comprimento efetivo l_e da diagonal comprimida, conforme expressão (4-58), fazendo $h_o = D_o$.

Para o cálculo dos fatores de ajuste C_1 e C_2 deve-se considerar as características geométricas da viga celular em verificação, conforme apresentado a seguir:

- para $1,20 \leq p/D_o \leq 1,25$ e $0,57 \leq D_o/d_g \leq 0,65$:

$$C_1 = -2,0267 \left(\frac{p}{D_o} \right) + 3,7082 \quad (4-73)$$

$$C_2 = -1,559 \left(\frac{D_o}{d_g} \right) + 2,1648 \quad (4-74)$$

- para $1,20 \leq p/D_o \leq 1,25$ e $0,65 < D_o/d_g \leq 0,75$:

Para o cálculo de C_1 utilizar a expressão (4-73). O coeficiente C_2 é tomado igual à unidade.

- para $1,20 \leq p/D_o \leq 1,25$ e $0,75 < D_o/d_g \leq 0,80$:

Adotar C_1 e C_2 iguais à unidade.

- para $1,25 < p/D_o \leq 1,40$ e $0,57 \leq D_o/d_g \leq 0,80$:

$$C_1 = -0,8157 \left(\frac{p}{D_o} \right) + 2,1372 \quad (4-75)$$

O coeficiente C_2 é tomado igual à unidade.

4.4 Combinação de esforços

Como a seção que possui a combinação momento fletor - força cortante (M+V) mais desfavorável numa viga alveolar mista não coincide com a seção de momento máximo, como ocorre com as vigas de alma cheia, é importante utilizar uma formulação de cálculo

apropriada para a verificação da capacidade resistente das vigas alveolares mistas ao estado-limite último de formação de mecanismo plástico.

Delesques (1969) apresentou um procedimento para verificação do estado-limite último de formação de mecanismo plástico para as vigas alveolares de aço, que foi referendado por Cimadevila (2000) e Silveira (2011). A formulação analítica, que se baseia em um modelo Vierendeel, é linear e, portanto, considera a alta interação entre M+V. A verificação é realizada por meio da seguinte expressão:

$$M + c V \leq \frac{M_{plo}}{\gamma_{al}} \quad (4-76)$$

onde:

$$c = \frac{y_o y_a b_w A_t}{2I_t} \quad \text{para os padrões LITZKA, PEINER e vigas} \quad (4-77)$$

celulares;

$$c = \frac{\sqrt{3} y_o y_a^2 A_t}{2I_t} \quad \text{para o padrão ANGLO-SAXÃO.} \quad (4-78)$$

No presente trabalho sugere-se utilizar uma expressão semelhante à (4-76), considerando-se o momento fletor resistente de cálculo da viga alveolar mista (M_{Rd}) no lugar da resistência à plastificação da seção transversal da viga alveolar de aço (M_{plo} / γ_{al}):

$$M_{Sd} + c V_{Sd} \leq M_{Rd} \quad (4-79)$$

Para o caso da viga alveolar mista biapoiada com carregamento uniformemente distribuído, a seção mais solicitada pela combinação M+V pode ser determinada a partir das características de cada padrão geométrico. Segundo Delesques (1969), essa seção é representada pela variável c , sendo esta a distância a partir do centro do vão em que se encontra a seção mais solicitada e seu valor não pode superar a metade do vão. Nessa situação, a verificação do estado-limite último deve ser realizada no alvéolo localizado à distância c ou naqueles mais próximos a essa distância.

Trabalhos mais recentes (DARWIN, 1990; WARD, 1994; CHUNG *et al.*, 2001; WANG *et al.*, 2014) adotam uma expressão de interação M+V que considera os os esforços resistentes e atuantes, dada por:

$$\left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \right)^n + \left(\frac{V_{Sd}}{V_{plo}} \right)^n \leq 1 \quad (4-80)$$

onde:

n é o grau de interação entre os esforços; e

$$V_{plo} = 0,6 f_{yd} t_w (2 h_t) \quad (4-81)$$

Para o caso de vigas celulares de aço e mistas, Ward (1994) sugere que a verificação a esse estado-limite deve ser realizada por uma expressão linear, onde $n=1$.

No *Steel Design Guide 2* do AISC (DARWIN, 1990), que trata de vigas com aberturas na alma, afirma-se que a interação entre momento e cortante numa viga com aberturas na alma é fraca. Além disso ser demonstrado por meio de resultados experimentais disponíveis na literatura, também é esperado quando se tem algum conhecimento sobre a real distribuição de tensões normais e de cisalhamento na seção transversal de uma viga de aço em perfil I. Isto ocorre porque as mesas resistem à maior parte das tensões normais e a alma resiste à maior parte das tensões de cisalhamento. É de se esperar então que os dois problemas, quais sejam, da resistência ao momento fletor e à força cortante, sejam quase desacoplados. Por esta razão, a expressão cúbica para a interação momento fletor-esforço cortante proposta por Darwin (1990) fornece uma correlação muito boa entre resultados analíticos e experimentais.

Na Figura 4.12 pode-se observar a diferença entre a expressão cúbica e a expressão linear de interação M+V.

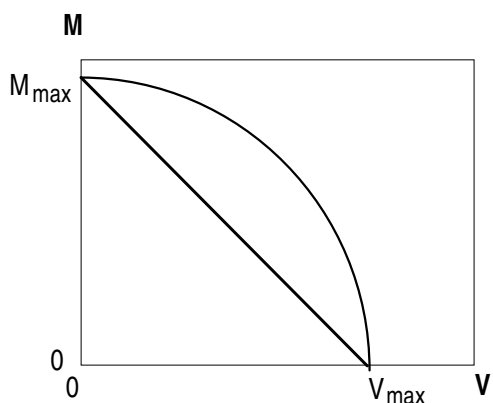


Figura 4.12 – Curvas de interação cúbica e linear.

Recentemente, Wang *et al.* (2014) aplicaram na verificação de vigas casteladas a formulação desenvolvida por Chung *et al.* (2001) para vigas de aço com aberturas circulares na alma e obtiveram ótima correlação com seu modelo de elementos finitos. Essa formulação considera uma interação M+V com grau 2,5 e, portanto, confirma a fraca interação entre esses esforços.

Em função dessas considerações, com o objetivo de definir um modelo analítico capaz de fornecer a melhor resposta para vigas alveolares mistas, desenvolveu-se um estudo de sensibilidade com base no modelo numérico apresentado neste trabalho. Com base neste estudo observou-se que a expressão analítica que considera uma interação momento fletor - esforço cortante com grau de interação entre esforços $n = 2$ é a que apresentou melhor correlação com o modelo numérico. Portanto, para a verificação do estado-limite último de formação de mecanismo plástico recomenda-se utilizar a seguinte expressão:

$$\left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \right)^{2,0} + \left(\frac{V_{Sd}}{V_{plo}} \right)^{2,0} \leq 1 \quad (4-82)$$

Dependendo da configuração do carregamento, não é imediato identificar o ponto da viga alveolar mista para o qual a combinação momento-cortante é mais desfavorável. Dessa forma, recomenda-se verificar todos os alvéolos.

4.5 Deslocamentos verticais

Assim como recomendado pela ABNT NBR 8800:2008, para a verificação do estado-limite de serviço de deslocamento excessivo, as propriedades geométricas da seção mista devem ser obtidas por meio da homogeneização teórica da seção formada pelo perfil de

aço e pela laje de concreto com sua largura efetiva, dividindo essa largura pela razão modular $\alpha = E/E_c$, sendo E e E_c os módulos de elasticidade do aço e do concreto, respectivamente, ignorando-se a contribuição do concreto na zona tracionada. A posição da linha neutra é obtida admitindo-se uma distribuição de tensões linear na seção homogeneizada e os efeitos de longa duração (fluência e retração do concreto) devem ser considerados, simplificadamente, multiplicando-se a razão entre módulos por 3.

Para o caso de vigas alveolares mistas, as deformações de cisalhamento podem representar uma magnitude significativa, sendo necessário considerá-las. Assim sendo, no caso de vigas biapoiadas sujeitas a um carregamento uniformemente distribuído, a flecha total deve ser obtida somando-se as deformações provocadas pelo momento fletor (M) e pela força cortante (V), da forma:

$$f = f_M + f_V = \frac{5}{384} \frac{q L^4}{EI_{ef}} + \frac{q L^2}{8GA_c} \quad (4-83)$$

Nas regiões de momento positivo, o momento de inércia efetivo (I_{ef}) é dado por:

$$I_{ef} = I_e + \sqrt{\eta} (I_{tr} - I_e) \quad (4-84)$$

onde:

I_e é o momento de inércia da seção alveolar do perfil de aço;

η é o grau de interação da viga alveolar mista;

I_{tr} é o momento de inércia da seção mista homogeneizada.

A inércia equivalente da viga alveolar de aço (I_e) pode ser determinada utilizando as expressões propostas por Silveira (2011):

- para os padrões LITZKA e PEINER:

$$I_e = 2 \left(A_t y_0^2 + I_t \right) + t_w \left(\frac{a^3}{2,57} + 1,11 a^2 b + a b^2 + \frac{b^3}{4,5} \right) \quad (4-85)$$

- para o padrão ANGLO-SAXÃO:

$$I_e = 2 (A_t y_0^2 + I_t) + t_w \left(\frac{a^3}{2,37} + 1,18 a^2 b + a b^2 + \frac{b^3}{6,47} \right) \quad (4-86)$$

- para vigas celulares:

$$I_e = 2 (A_t y_0^2 + I_t) + \frac{t_w D_o^3}{8} \left(\frac{1}{2} - \frac{b_w}{3(D_o + b_w)} \right) \quad (4-87)$$

onde:

b é a metade da altura da chapa expansora;

a é a altura do lado inclinado em aberturas hexagonais ou octogonais (metade da altura da abertura, quando não há chapa expansora).

A área equivalente (A_e) da seção alveolar de aço pode ser determinada pelas seguintes expressões, válidas para quaisquer padrões (SILVEIRA, 2011):

- para vigas com chapa expansora:

$$\begin{aligned} \frac{1}{A_e} = & \frac{20,77}{t_w y_0^2 p^2} [0,20a^3 + 0,375ab(2a+3b) + b^3] + \\ & + \frac{0,60}{t_w y_0^2} (2,08a + 3b) + \frac{p^2}{1684,8 I_t} + \frac{t_w y_a^5}{22,5 I_t^2} \end{aligned} \quad (4-88)$$

- para vigas sem chapa expansora:

$$\frac{1}{A_e} = 4,154 \frac{a^3}{t_w y_0^2 p^2} + 1,248 \frac{a}{t_w y_0^2} + \frac{p^2}{1684,8 I_t} + \frac{t_w y_a^5}{22,5 I_t^2} \quad (4-89)$$

5 RESPOSTA DO MODELO ANALÍTICO PARA DIFERENTES ESTADOS-LIMITES

5.1 Considerações preliminares

Neste capítulo apresentam-se estudos de caso com o objetivo de avaliar a capacidade do modelo analítico de vigas alveolares mistas descrito no Capítulo 4 de representar os estados-limites típicos desses elementos estruturais, com base na comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico e por meio do modelo numérico apresentado no Capítulo 3. Para desenvolvimento desses estudos considera-se a variação de algumas características geométricas e mecânicas das vigas alveolares mistas que influenciam o seu comportamento estrutural, tais como: a relação entre vão e altura expandida da viga alveolar de aço, o grau de interação e a utilização de enrijecedores de alma.

Para cada estudo de caso são definidos modelos de elementos finitos de vigas alveolares mistas capazes de alcançar os diferentes estados-limites caracterizados no Capítulo 4. Os resultados calculados por meio do modelo analítico são comparados com os obtidos com auxílio do modelo numérico. Conforme mostrado no Capítulo 4, o modelo analítico permite considerar diferentes distribuições de tensões na viga alveolar mista para cálculo do momento fletor resistente, a contribuição ou não da laje de concreto sobre a força cortante resistente e diferentes graus de interação entre momento fletor e força cortante. Em todos os estudos de caso não são utilizados coeficientes de ponderação para as ações, nem para a resistência dos materiais.

Para se obter os resultados por meio do modelo analítico foi desenvolvida uma rotina de cálculo com auxílio do programa computacional Mathcad. Este programa oferece uma ampla variedade de funções matemáticas, diferentes recursos de programação e permite implementar, de maneira eficiente, os mais variados tipos de rotinas de cálculo. No âmbito da engenharia de estruturas, o Mathcad vem sendo utilizado para o desenvolvimento de memoriais de cálculo e simulação computacional, sobretudo por unir as características de um editor de textos com a execução interativa dos cálculos, típica das planilhas eletrônicas. Os trechos principais da rotina de cálculo para verificação de vigas alveolares mistas são apresentados no Apêndice A.

Para os casos apresentados neste capítulo nos quais se considera a contribuição da laje de concreto sobre o esforço cortante resistente utiliza-se a expressão (4-53).

Com exceção do caso de vigas que alcançam o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento, em cada estudo foram consideradas três vigas alveolares mistas, sendo cada uma delas com um padrão geométrico distinto, ou seja, o Litzka o Anglo-Saxão e o Celular.

Identificação dos modelos de elementos finitos

Os modelos de elementos finitos foram identificados segundo o seguinte critério:

PERFIL EXPANDIDO _ VÃO _ PADRÃO _ GRAU DE INTERAÇÃO

onde:

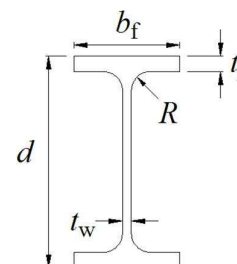
PERFIL EXPANDIDO	designação do perfil expandido da viga alveolar de aço (Ex: AW523,5x32,9);
VÃO	comprimento do vão livre entre apoios, em mm;
PADRÃO	padrão geométrico dos alvéolos: LK (Litzka), AS (Anglo-saxão) ou CL (Celular);
GRAU DE INTERAÇÃO	grau de interação entre o perfil de aço e a laje de concreto.

Características geométricas dos perfis originais

Para todos os modelos considerados nos estudos de caso, exceto para aqueles que alcançam o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento, as vigas alveolares de aço foram obtidas a partir de perfis laminados da Gerdau-Açominas, de primeira alma, para três alturas distintas, conforme mostrado na Tabela 5.

Tabela 5 - Características geométricas dos perfis originais de aço utilizados na obtenção das vigas alveolares mistas.

Designação	d (mm)	bf (mm)	tf (mm)	tw (mm)	R (mm)
W360X32,9	349	127	8,5	5,8	12
W410X38,8	399	140	8,8	6,4	12
W460X52,0	450	152	10,8	7,6	12



Características geométricas dos perfis expandidos

As características geométricas dos perfis expandidos, exceto para aqueles que alcançam o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento, são apresentadas na Tabela 6. As características geométricas indicadas nesta tabela seguem a nomenclatura definida nas Figuras 2.3, 2.5 e 2.6.

Tabela 6 - Características geométricas dos perfis de aço expandidos utilizados nas vigas alveolares mistas.

Designação	Perfil Original	dg (mm)	ho^* (mm)	bw (mm)	p (mm)	Do/dg	p/Do
AW523,5X32,9_LK	W360X32,9	523,5	349	201,5	604,5	-	-
AW598,5X38,8_AS	W410X38,8	598,5	399	99,8	430,9	-	-
AW675,0X52,0_CL	W460X52,0	675	450	130,4	579,9	0,67	1,29

* Do , no caso de viga celular.

Outras características dos modelos de elementos finitos estudados

Além das características gerais do modelo numérico apresentadas no Capítulo 3, algumas outras são comuns a todos os modelos deste capítulo:

- propriedades geométricas e mecânicas da laje: admite-se uma laje mista com forma de aço incorporada tipo Steel Deck MF 75 da METFORM, com altura da nervura de 75 mm, espessura da capa de concreto de 65 mm e nervuras perpendiculares ao eixo da viga. O

- concreto tem densidade normal e resistência à compressão característica igual a 20 MPa. A largura efetiva da laje corresponde a $\frac{1}{4}$ do vão da viga;
- propriedades mecânicas do perfil de aço: admite-se um comportamento elasto-plástico com encruamento, conforme apresentado na Figura 3.10. As resistências ao escoamento e ruptura à tração do aço são iguais a 345 MPa e 450 MPa, respectivamente. Os módulos de elasticidade e de encruamento são iguais a 200.000 MPa e 2.700 MPa, respectivamente. O coeficiente de Poisson é igual a 0,30;
 - propriedades mecânicas dos conectores de cisalhamento: o comportamento mecânico dos elementos de conexão entre nós da malha (CONN3D2, no ABAQUS) do tipo real é baseado na lei elasto-plástica apresentada no item 3.5 para o conector tipo pino com cabeça (Nelson) com diâmetro de 19 mm. Já para o comportamento do elemento de conexão do tipo fictício, admite-se um comportamento linear-elástico com módulo de elasticidade mil vezes menor que o do conector real;
 - os elementos de conexão do tipo real foram utilizados em número compatível com o grau de interação desejado entre a laje de concreto e a viga de aço para cada modelo. Quando o número de elementos de conexão (n) é menor ou igual ao número de nervuras da forma de aço incorporada (m), estes são dispostos nas n primeiras nervuras, contadas a partir do apoio, na linha de centro da mesa do perfil de aço. Nos casos em que n for maior que m , os elementos de conexão excedentes ($n - m$) são colocados nas bordas da mesa superior do perfil de aço nas primeiras nervuras, totalizando um máximo de três conectores por nervura;
 - como explicado no item 3.5, quando necessário foram utilizados elementos de conexão do tipo fictício nas nervuras da forma de aço incorporada, de modo a se obter um total de três conectores de cisalhamento por nervura;
 - a imperfeição inicial adotada nos modelos de elementos finitos é igual a $d_g/100$, sendo d_g a altura expandida;
 - a carga uniformemente distribuída foi aplicada nos modelos numéricos como pressão sobre a laje de concreto em uma largura que corresponde à mesa superior do perfil de aço. Esta carga foi aplicada em apenas um passo de 100 kN, utilizando o Método de Riks modificado;

- nos modelos numéricos, a malha de elementos finitos possui dimensão máxima de 10 mm e 40 mm para a viga alveolar de aço e para a laje de concreto, respectivamente;
- a razão de expansão das vigas de aço é de 1,5 (relação entre altura da viga alveolar e a altura do perfil original);
- as vigas são biapoiadas;
- para cada viga utilizou-se o maior número de aberturas possíveis, atentando ao fato de que a largura dos montantes de extremidade seja no mínimo igual à largura dos demais montantes;
- foram colocados enrijecedores de alma nos apoios;
- o deslocamento vertical máximo da viga alveolar mista é medido no centro do vão.

5.2 Estudo de caso I – vigas que alcançam o estado-limite de plastificação da seção

Para este estudo foram definidos nove modelos de viga alveolar mista com relação entre vão e altura expandida próxima a 25, sendo três vigas com interação completa e outras seis com interação parcial.

Os seis modelos de viga alveolar mista com interação parcial possuem as mesmas propriedades geométricas e mecânicas daquelas com interação completa, alterando-se apenas o número de conectores utilizados para a ligação entre o perfil de aço e a laje.

5.2.1 Interação completa

Descrição dos modelos de elementos finitos

Nas Figuras 5.1 a 5.3 apresentam-se as características geométricas dos modelos de viga alveolar mista com interação completa utilizados neste estudo de caso. Na Tabela 7 apresentam-se as características principais dos modelos de elementos finitos desenvolvidos.

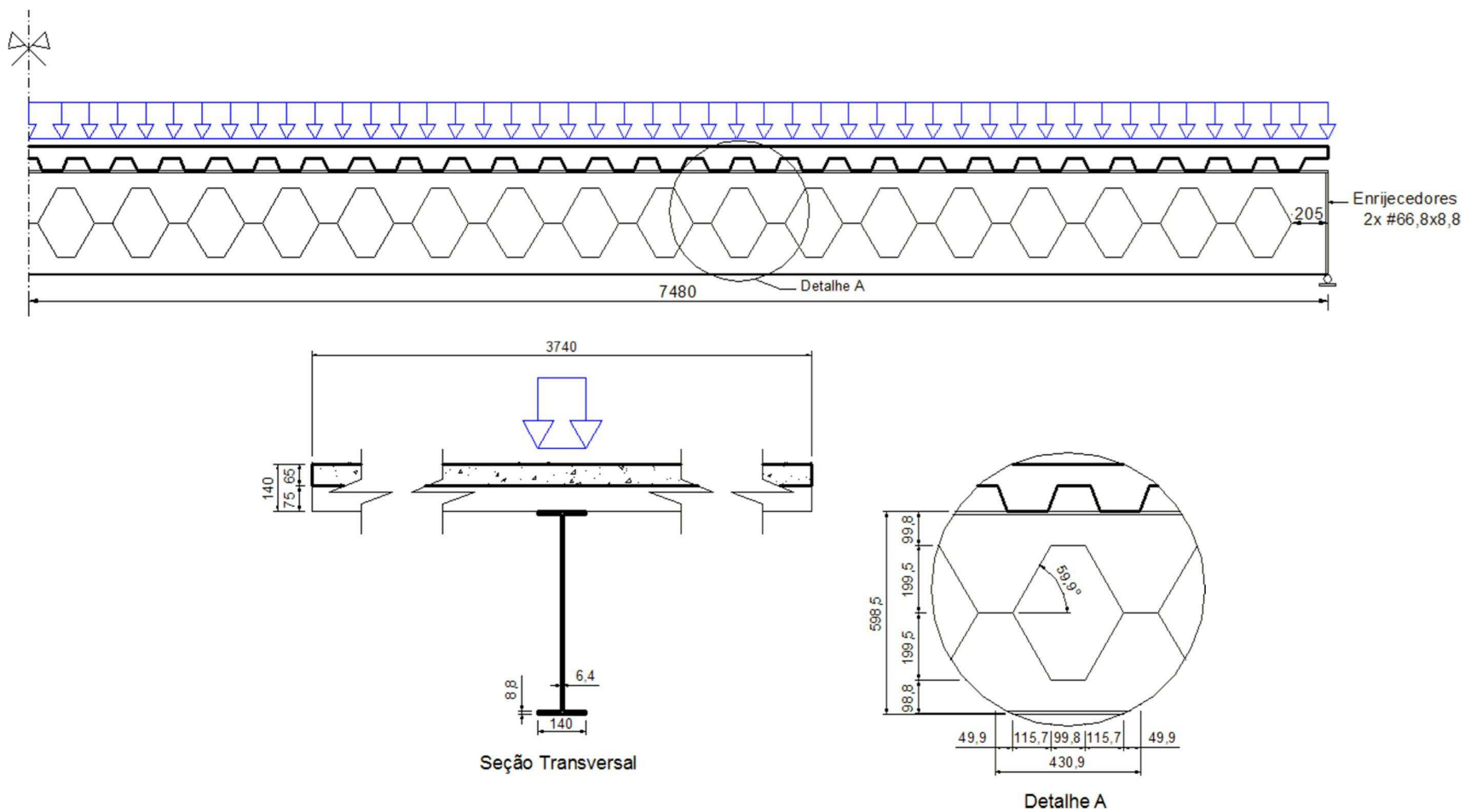


Figura 5.2 - Características geométricas do modelo AW598,5X38,8_14960_AS_100% (dimensões em milímetros).

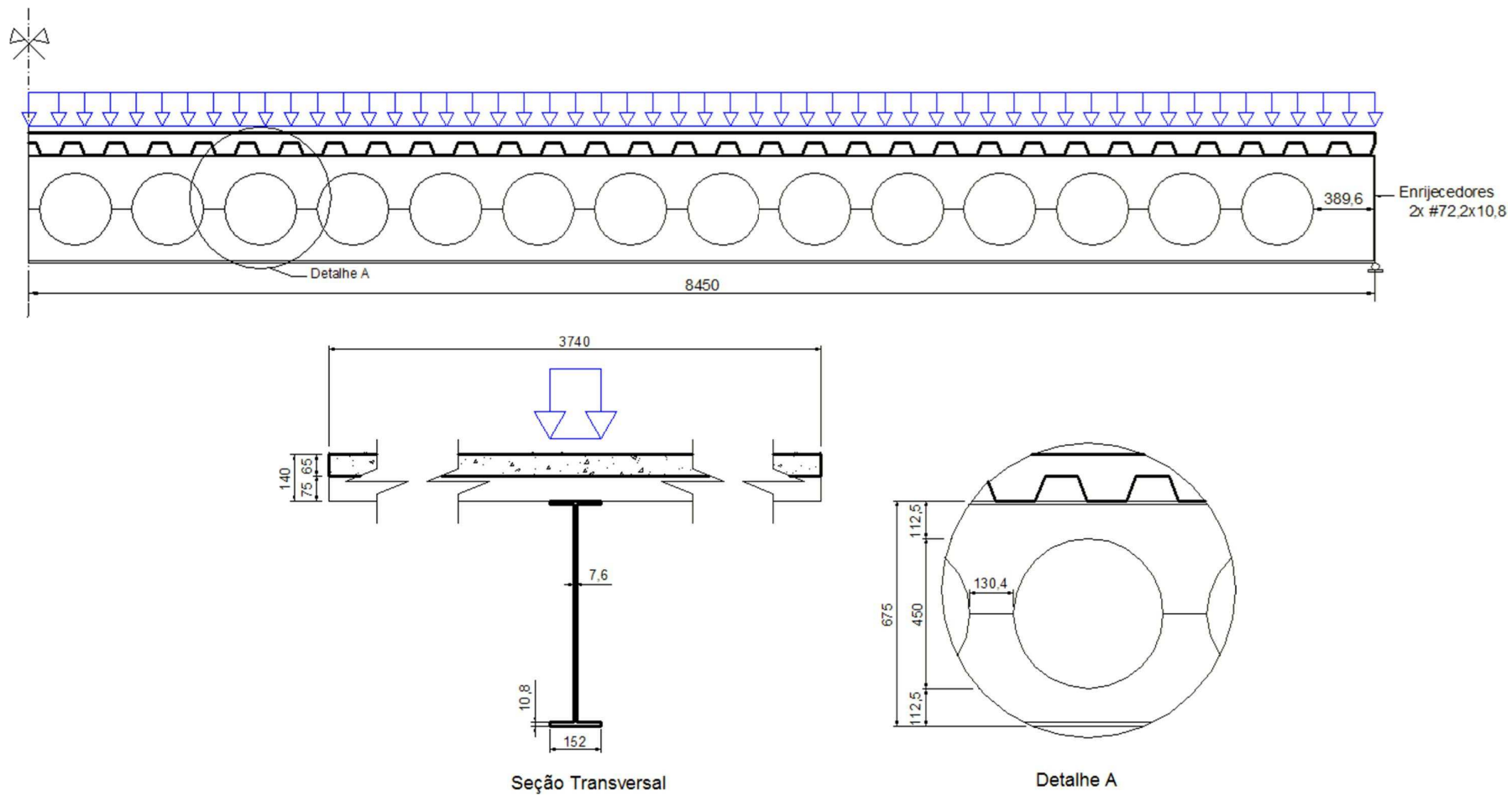


Figura 5.3 - Características geométricas do modelo AW675,0X52,0_16900_CL_100% (dimensões em milímetros).

Tabela 7 - Características dos modelos de elementos finitos com interação completa considerados no estudo de caso I.

Designação	ECR*	Viga de aço			Laje de concreto	
		Nós	Elemento		Nós	Elemento
			S4R	S3		
AW523,5X32,9_13100_LK_100%	12	43.860	42.172	741	29.882	17.952
AW598,5X38,8_14960_AS_100%	14	57.453	55.231	952	38.000	22.800
AW675,0X52,0_16900_CL_100%	18	68.741	66.276	1.140	49.068	29.498

* ECR = elementos de conexão do tipo real.

Resultados dos modelos de elementos finitos

Na Tabela 8 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, e os correspondentes modos de colapso observados em cada modelo de elementos finitos.

Tabela 8 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso I.

Designação	Carga Máxima (kN/m)	Modo de Colapso
AW523,5X32,9_13100_LK_100%	15,9	Plastificação do tê inferior
AW598,5X38,8_14960_AS_100%	17,8	Plastificação dos tê superior e inferior
AW675,0X52,0_16900_CL_100%	18,7	Plastificação do tê inferior

A distribuição das tensões de Von Mises acima de 345 MPa (resistência ao escoamento do aço) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado nos modelos de elementos finitos é apresentada nas Figuras 5.4, 5.5 e 5.6. Percebe-se que as seções alveolares mais próximas do centro do vão são aquelas que determinam a carga máxima dos modelos de elementos finitos que apresentam colapso por plastificação.

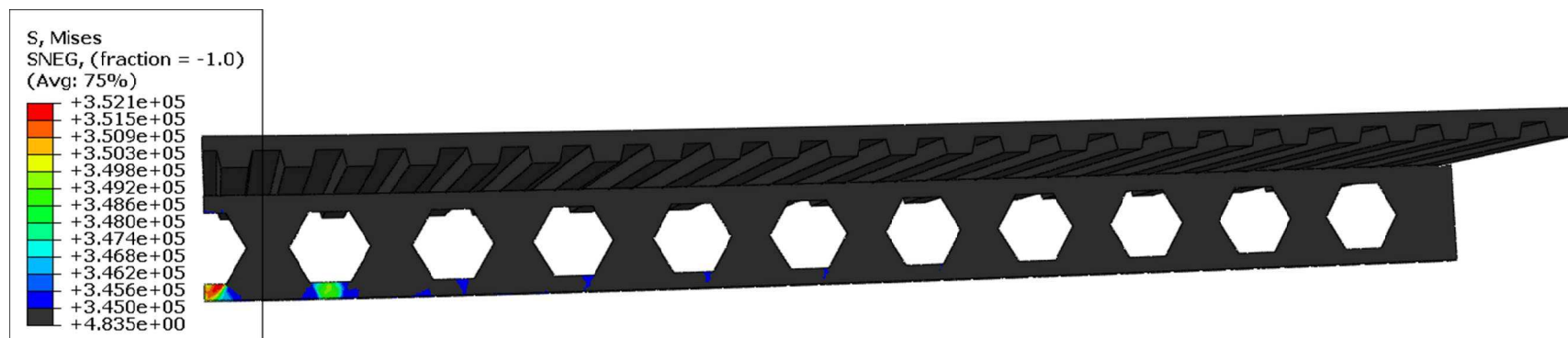


Figura 5.4 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_13100_LK_100%.

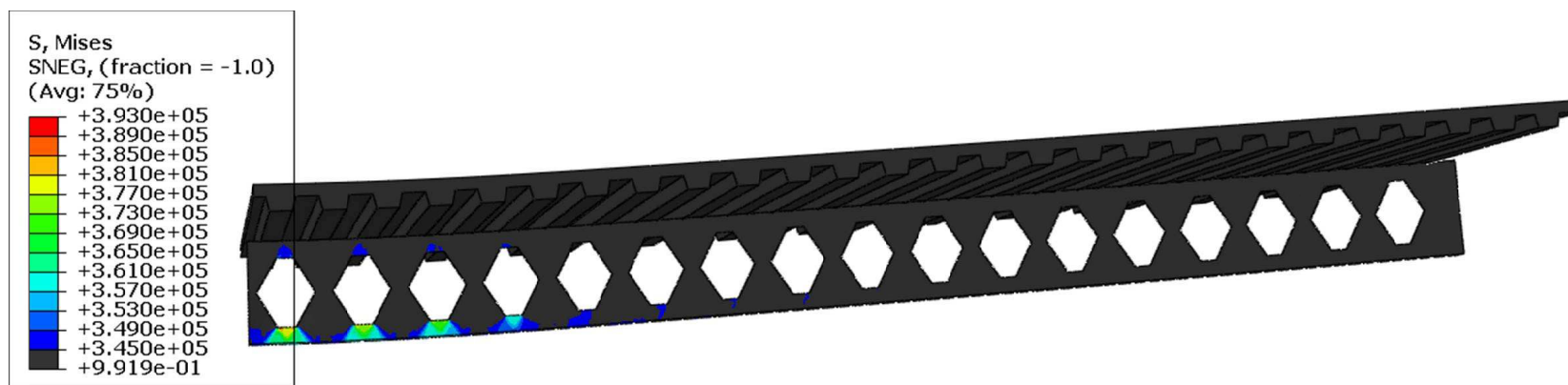


Figura 5.5 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_14960_AS_100%.

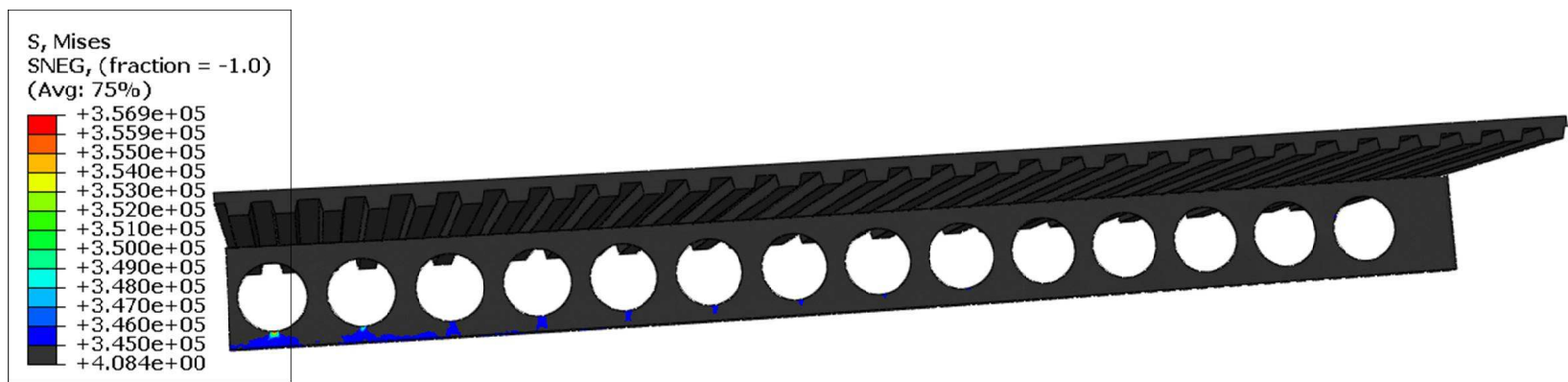


Figura 5.6 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_16900_CL_100%.

Resultados dos modelos analíticos

Na Tabela 9 são apresentadas as cargas distribuídas máximas em kN/m, obtidas com auxílio do modelo analítico descrito no Capítulo 4, considerando-se diferentes distribuições de tensões (treliça mista, elasto-plástico e plástico), para os modelos de viga alveolar mista com interação completa considerados no estudo de caso I.

Tabela 9 - Cargas distribuídas máximas obtidas com auxílio do modelo analítico com diferentes distribuições de tensões para vigas alveolares mistas com interação completa consideradas no estudo de caso I.

Designação	Carga Máxima (kN/m)		
	Treliça Mista	Elasto-Plástico	Plástico
AW523,5X32,9_13100_LK_100%	15,9	16,8	19,4
AW598,5X38,8_14960_AS_100%	16,0	16,8	19,3
AW675,0X52,0_16900_CL_100%	18,3	19,1	21,8

Na Figura 5.7 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico com aqueles dos modelos de elementos finitos. Nesta figura, as linhas tracejadas indicam os níveis de cargas distribuídas máximas alcançadas nos modelos numéricos com interação completa. Dentro de cada barra referente ao modelo analítico indica-se o erro percentual (e_r) com relação ao modelo numérico correspondente.

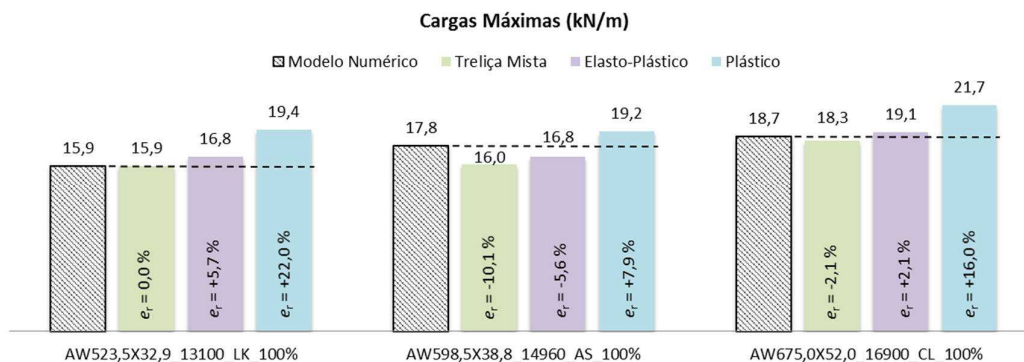


Figura 5.7 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio do modelo analítico com os dos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso I.

Comparação com a viga mista de alma cheia

Com o intuito de comparar a capacidade última de vigas alveolares mistas com interação completa com relação a vigas mistas de alma cheia, com auxílio de um modelo analítico que considera uma distribuição plástica de tensão na seção transversal, foram

determinadas as cargas distribuídas máximas de vigas mistas de alma cheia formadas com os mesmos perfis originais apresentados na Tabela 5. As demais características geométricas e mecânicas dos modelos de viga mista de alma cheia foram as mesmas daquelas utilizadas para as vigas alveolares mistas. O cálculo do momento fletor resistente para a viga mista de alma cheia com o perfil original foi realizado segundo o procedimento da ABNT NBR 8800:2008 e os resultados são apresentados na Tabela 10.

Tabela 10 – Cargas distribuídas máximas das vigas mistas de alma cheia formadas pelos perfis originais.

Perfil de Aço da Viga Mista de Alma Cheia	Carga Máxima (kN/m)
W360X32,9	20,0
W410X38,8	20,2
W460X52,0	22,4

Na Figura 5.8 apresenta-se uma comparação das cargas máximas obtidas com auxílio dos modelos analíticos elasto-plástico e plástico para as vigas alveolares mistas com as cargas máximas suportadas pelas vigas mistas de alma cheia obtidas a partir dos perfis originais correspondentes.

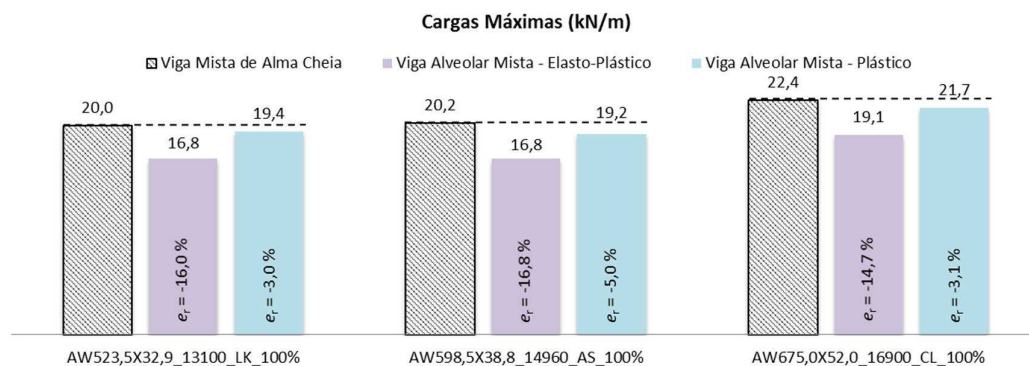


Figura 5.8 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos das vigas alveolares mistas com aqueles obtidos com o modelo de viga mista de alma cheia.

Discussão dos Resultados

Em função dos resultados obtidos, pode-se observar que todos os modelos de elementos finitos apresentaram colapso por plastificação, o que é evidenciado nas Figuras 5.4, 5.5 e 5.6. Ainda de acordo com essas figuras e com base na Tabela 8, pode-se observar que somente no modelo AW598,5X38,8_14960_AS_100% ocorreu plastificação total da

seção alveolar de aço próximo ao centro do vão, o que indica que o estado-limite último de plastificação nas vigas alveolares mistas deve ser verificado considerando-se apenas a plastificação do tê inferior do perfil de aço.

Com base na Tabela 9 e Figura 5.7, observa-se que o modelo analítico que considera a distribuição de tensões elasto-plástica na seção transversal apresentou os melhores resultados entre os demais, o que sugere que é o modelo que melhor representa o comportamento da estrutura. Percebe-se também que seus resultados de carga máxima foram maiores que os obtidos com o modelo de treliça mista e menores que os obtidos com o modelo que considera a plastificação total da seção transversal. O ponto negativo sobre este modelo analítico é a dificuldade de seu emprego sem a utilização de um programa computacional.

Ainda na Figura 5.7, é possível perceber que o modelo analítico que supõe uma distribuição de tensões análoga à de treliça mista fornece bons e conservadores resultados. Além disso, os resultados do modelo elasto-plástico indicam que o comportamento das vigas alveolares mistas se assemelha mais ao de treliça mista do que ao de uma viga mista com plastificação total. Portanto, o modelo de treliça mista pode ser utilizado no dia-a-dia de projeto de vigas alveolares mistas com interação completa, já que é de fácil aplicação e fornece resultados consistentes.

Com relação ao modelo analítico que considera a plastificação total da seção, observa-se que o mesmo superestima o momento fletor resistente para vigas alveolares mistas com interação completa. Em relação à primeira viga da Tabela 9, o resultado obtido com auxílio desse modelo analítico é cerca de 22,0 % superior ao obtido por meio do modelo de elementos finitos.

Na Figura 5.8 mostra-se que a transformação de uma viga mista de alma cheia em uma viga alveolar mista não resulta em um aumento do momento fletor resistente, e sim em uma redução. A redução de até 16,8% observada no modelo analítico elasto-plástico de vigas alveolares mistas em relação ao modelo analítico da viga mista de alma cheia deve-se principalmente por este último permitir a consideração da plastificação total da seção transversal. Essa conclusão é confirmada quando se comparam os resultados do modelo analítico de viga alveolar mista com distribuição plástica de tensões com aqueles obtidos para a viga mista de alma cheia devido à pequena diferença entre momentos fletorresistentes. Essa diferença pode ser creditada à elevação da linha neutra plástica quando o perfil de aço é expandido, diminuindo assim a sua distância para a parte comprimida da

laje de concreto. Como os perfis de aço considerados neste estudo são de primeira alma, para as três alturas consideradas, a contribuição da laje ao momento fletor resistente é significativa.

5.2.2 Interação parcial

Descrição dos modelos de elementos finitos

Os seis modelos de viga alveolar mista com interação parcial consideradas neste estudo possuem as mesmas características geométricas e mecânicas daquelas com interação completa (ver Tabela 7 e Figuras 5.1, 5.2 e 5.3), alterando-se apenas o número de conectores utilizados para a ligação entre o perfil de aço e a laje de concreto. Além disso, os modelos numéricos com interação parcial possuem as mesmas malhas de elementos finitos dos modelos com interação completa, ou seja, mesmos números de nós e elementos.

Dos seis modelos de viga alveolar mista com interação parcial deste estudo, três possuem grau de interação e número de elementos de conexão do tipo real determinados de acordo com a hipótese de distribuição elasto-plástica de tensões na seção transversal, (procedimento recomendado neste trabalho e apresentado no Capítulo 4), e outros três possuem grau de interação e número de elementos de conexão do tipo real calculados de acordo com a hipótese de distribuição plástica de tensões na seção, procedimento recomendado pela ABNT NBR 8800:2008.

Na Tabela 11 apresenta-se o grau de interação e o número de elementos de conexão do tipo real utilizados em cada modelo de elementos finitos com interação parcial utilizado para avaliar a capacidade de resposta do modelo analítico para vigas que alcançam estado-limite de plastificação.

Tabela 11 – Número de elementos de conexão do tipo real utilizados nos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no estudo de caso I.

Designação	Hipótese de distribuição elasto-plástica de tensões		Hipótese de distribuição plástica de tensões	
	Grau de interação	Elementos de conexão do tipo real	Grau de interação	Elementos de conexão do tipo real
AW523,5X32,9_13100_LK	76,6%	5	70,5%	8
AW598,5X38,8_14960_AS	90,5%	7	74,7%	10
AW675,0X52,0_16900_CL	81,3%	8	78,6%	14

Resultados dos modelos de elementos finitos

Na Tabela 12 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, e os correspondentes modos de colapso observados em cada modelo de elementos finitos.

Tabela 12 – Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no estudo de caso I.

Designação	Hipótese de distribuição elasto-plástica de tensões		Hipótese de distribuição plástica de tensões		Modo de Colapso
	Grau de interação	Carga Máxima (kN/m)	Grau de interação	Carga Máxima (kN/m)	
AW523,5X32,9_13100_LK	76,6%	14,1	70,5%	14,5	Plastificação do tê inferior
AW598,5X38,8_14960_AS	94,8%	14,5	74,7%	14,8	Plastificação do tê inferior
AW675,0X52,0_16900_CL	77,6%	17,6	78,6%	17,4	Plastificação do tê inferior

A distribuição das tensões de Von Mises acima de 345 MPa (resistência ao escoamento do aço) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado nos modelos de elementos finitos com grau de conexão e número de elementos de conexão do tipo real determinados a partir da hipótese de distribuição elasto-plástica de tensões é apresentada nas Figuras 5.9, 5.10 e 5.11. Percebe-se que as seções alveolares mais próximas do centro do vão são aquelas que determinam a carga máxima dos modelos de elementos finitos que apresentam colapso por plastificação.

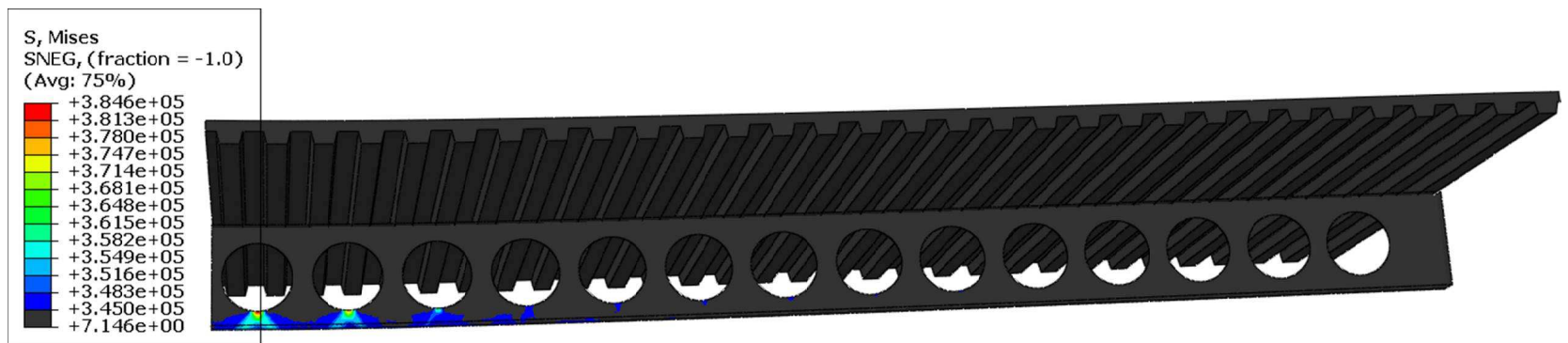


Figura 5.11 - Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado no modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_16900_CL_77,6%.

Resultados dos modelos analíticos

Na Tabela 13 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, obtidas com auxílio do modelo analítico descrito no Capítulo 4, considerando-se uma distribuição elasto-plástica e plástica de tensões, para os modelos de viga alveolar mista com interação parcial considerados no Estudo de caso I.

Tabela 13 - Cargas distribuídas máximas obtidas com auxílio do modelo analítico com diferentes distribuições de tensões para as vigas alveolares mistas com interação parcial, consideradas no Estudo de caso I.

Designação	Hipótese de distribuição elasto-plástica de tensões		Hipótese de distribuição plástica de tensões	
	Grau de interação	Carga Máxima (kN/m)	Grau de interação	Carga Máxima (kN/m)
AW523,5X32,9_13100_LK	76,6%	15,6	70,5%	17,6
AW598,5X38,8_14960_AS	90,5%	16,2	74,7%	17,8
AW675,0X52,0_16900_CL	77,6%	17,9	78,6%	20,5

Na Figura 5.12 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico que considera uma distribuição elasto-plástica de tensões com aqueles dos modelos de elementos finitos. Nesta Figura, as linhas tracejadas indicam os níveis de cargas distribuídas máximas alcançadas nos modelos de elementos finitos com interação parcial. Dentro de cada barra referente ao modelo analítico indica-se o erro percentual (e_r) com relação ao modelo numérico correspondente.

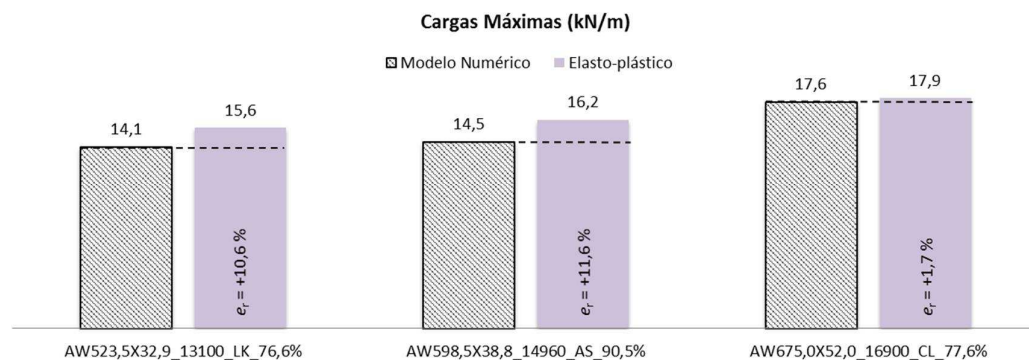


Figura 5.12 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio do modelo analítico com distribuição elasto-plástica de tensões com os dos modelos de elementos finitos considerados no Estudo de caso I.

Na Figura 5.13 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico que considera uma distribuição plástica de tensões com aqueles dos modelos de elementos finitos.

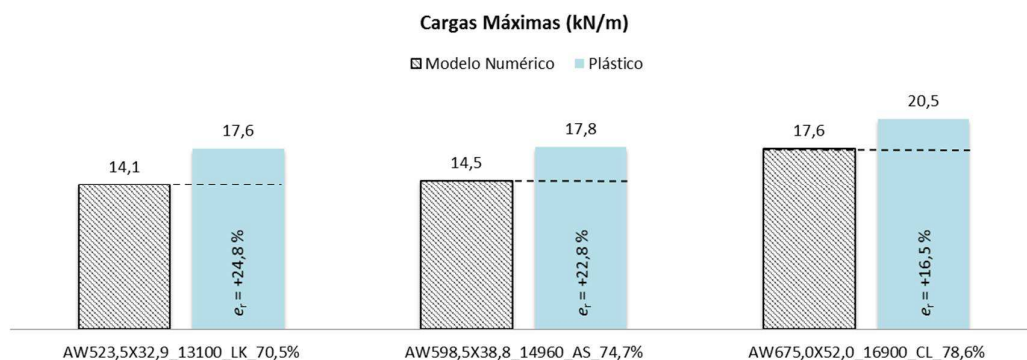


Figura 5.13 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio do modelo analítico com distribuição plástica de tensões com os dos modelos de elementos finitos considerados no Estudo de caso I.

Discussão dos Resultados

Em função dos resultados obtidos, pode-se observar que todos os modelos de elementos finitos apresentaram colapso por plastificação, o que é evidenciado nas Figuras 5.9, 5.10 e 5.11. Ainda de acordo com essas figuras e com base na Tabela 12, pode-se observar que em nenhum modelo ocorreu plastificação total da seção alveolar de aço, o que confirma que o estado-limite último de plastificação nas vigas alveolares mistas deve ser verificado considerando-se apenas a plastificação do tê inferior do perfil de aço.

Com base na Tabela 13 e na Figura 5.12, observa-se que o modelo analítico que considera uma distribuição elasto-plástica de tensões na seção transversal apresentou os melhores resultados entre os demais, o que permite afirmar que é o modelo que melhor representa o comportamento da estrutura. Pela proximidade dos resultados de carga máxima em relação ao modelo de elementos finitos, com diferença máxima de 11,6%, pode-se afirmar que a implementação do procedimento de cálculo no Mathcad é capaz de fornecer uma boa estimativa do momento fletor resistente. Mais uma vez, vale ressaltar que o ponto negativo sobre este modelo analítico é a dificuldade de seu emprego sem a utilização de um programa computacional.

Já o modelo analítico que considera a plastificação total da seção, observa-se que o mesmo superestima o momento fletor resistente para vigas alveolares mistas com interação parcial. Em relação à primeira viga da Tabela 13, o resultado obtido com auxílio desse modelo analítico é cerca de 24,8% superior ao obtido por meio do modelo de elementos finitos.

5.3 Estudo de caso II – vigas que alcançam o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento

Para as vigas alveolares de aço consideradas neste trabalho, que possuem razão de expansão igual a 1,5 e foram obtidas a partir de perfis da Gerdau-Açominas, o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento não é propenso a ocorrer, sendo antecedido por outros modos de colapso, principalmente pela flambagem do montante de alma. Portanto, para a verificação da capacidade de resposta do modelo analítico para o estado-limite de escoamento do montante de alma por cisalhamento é necessário considerar modelos de vigas alveolares mistas distintos daqueles adotados no estudo de caso I.

Com base nessas considerações foram definidos dois modelos de viga alveolar mista que apresentam uma relação entre o vão e altura expandida de aproximadamente 4,5 e largura da laje de concreto de 2500 mm. Essas características foram adotadas para que a força cortante seja determinante no comportamento estrutural e que o concreto da laje não sofra ruptura antes da viga de aço.

Descrição dos modelos de elementos finitos

Ao realizar um estudo sobre as características geométricas das vigas percebeu-se que, dentre os padrões geométricos apresentados no item 2.2.2 e mantendo-se a razão de expansão igual a 1,5, o padrão Anglo-Saxão é o mais propenso a apresentar colapso por escoamento do montante de alma por cisalhamento. Para que isso ocorra, a largura do montante de alma deve ser pequena e, ao mesmo tempo, possuir grande espessura.

Nas Figuras 5.14 e 5.15 apresentam-se as características geométricas dos modelos numéricos de viga alveolar mista com interação completa utilizados neste estudo de caso. Na Tabela 14 apresentam-se as características principais dos modelos de elementos finitos desenvolvidos.

O primeiro modelo, designado AW375,0X103,5_1700_AS_100%, possui interação completa e para isso são necessários 6 conectores do tipo pino com cabeça, com 19 mm de diâmetro para a metade da viga. Em um primeiro momento, tentou-se aplicar esse número de elementos de conexão do tipo real no modelo numérico, porém, devido ao expressivo fluxo cisalhante na interface aço-concreto, estes falharam para uma carga menor que a necessária para que o modo de colapso por escoamento do montante de alma

puddesse ocorrer (aproximadamente 25% menor). Com isso, foram adotados três elementos de conexão rígidos por nervura da forma de aço incorporada à laje. Por serem rígidos, os conectores não sofreram colapso.

Tabela 14 - Características dos modelos de elementos finitos considerados no Estudo de caso II.

Designação	ECR*	Viga de aço			Laje de concreto	
		Nós	Elemento		Nós	Elemento
			S4R	S3		C3D8R
AW375,0X103,5_1700_AS_100%	-	4.314	4.076	36	6.144	4.158
AW454,4X131,8_2200_AS_100%	8	6.478	6.140	97	8.128	5.544

* ECR = elementos de conexão do tipo real.

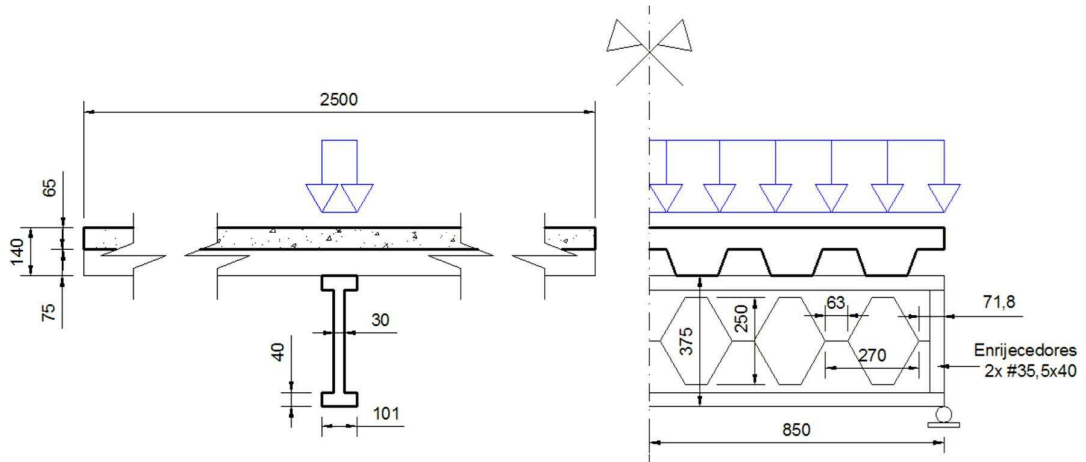


Figura 5.14 – Características geométricas do modelo AW375,0X103,5_1700_AS_100% (dimensões em milímetros).

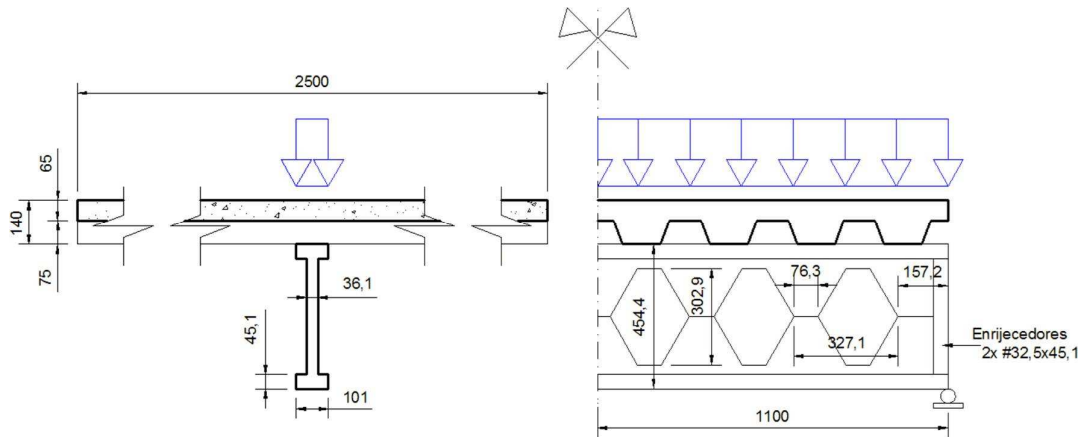


Figura 5.15 – Características geométricas do modelo AW454,4X131,8_2200_AS_100% (dimensões em milímetros).

Resultados dos modelos de elementos finitos

Na Tabela 15 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, e os correspondentes modos de colapso observados em cada modelo de elementos finitos.

Tabela 15 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso II.

Designação	Carga Máxima (kN/m)	Modo de Colapso
AW375,0X103,5_1700_AS_100%	1191,2	Escoamento do montante de alma por cisalhamento - Montante próximo ao apoio
AW454,4X131,8_2200_AS_100%	1223,6	Escoamento do montante de alma por cisalhamento - Montante próximo ao apoio

A distribuição das tensões de Von Mises acima de 345 MPa (resistência ao escoamento do aço) na viga mista para o nível de carga máxima alcançado nos modelos de elementos finitos é apresentada nas Figuras 5.16 e 5.17.

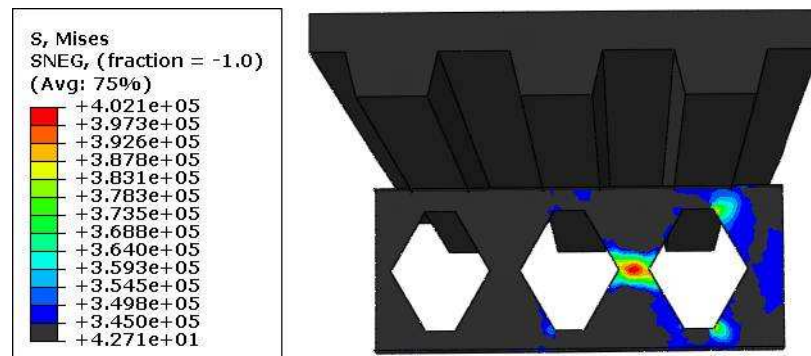


Figura 5.16 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos.

AW375,0X103,5_1700_AS_100%.

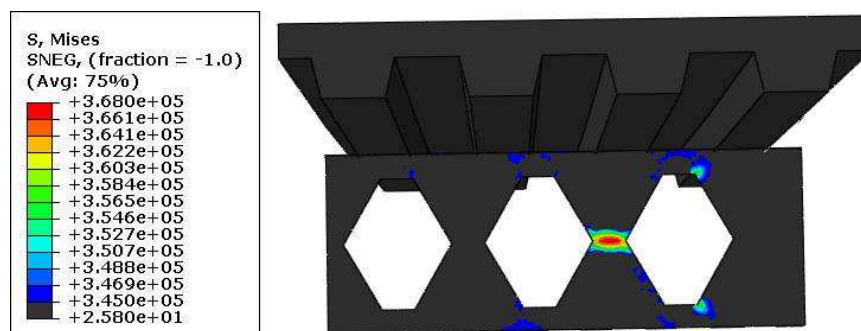


Figura 5.17 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos

AW454,4X131,8_2200_AS_100%.

Resultados dos modelos analíticos

Na Tabela 16 são apresentadas as cargas distribuídas máximas em kN/m, obtidas com auxílio dos modelos analíticos descritos no Capítulo 4. O primeiro deles não considera a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente, enquanto o segundo a considera.

Tabela 16 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas consideradas no estudo de caso II.

Designação	Carga Máxima (kN/m)	
	Sem contribuição da laje	Com contribuição da laje
AW375,0X103,5_1700_AS_100%	904,5	904,5
AW454,4X131,8_2200_AS_100%	1097,2	1097,2

Na Figura 5.18 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio dos modelos analíticos com aqueles dos modelos de elementos finitos. Nesta figura, as linhas tracejadas indicam os níveis de cargas distribuídas máximas alcançadas nos modelos numéricos. Dentro de cada barra referente aos modelos analíticos indica-se o erro percentual (e_r) com relação ao modelo numérico correspondente.

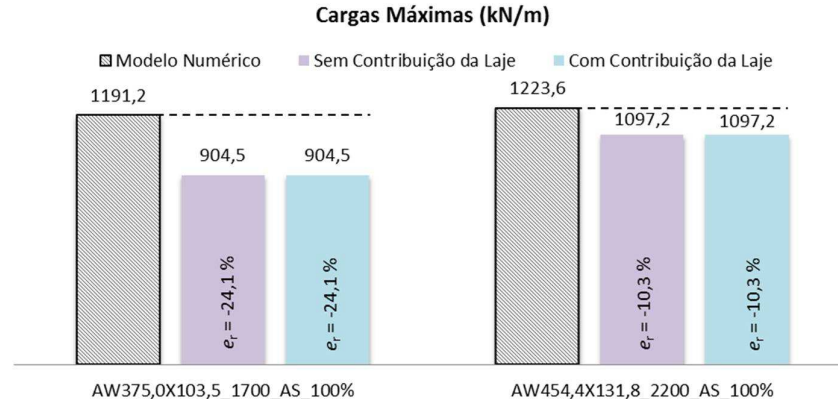


Figura 5.18 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso II.

Discussão dos Resultados

Baseado nos resultados mostrados na Tabela 15 e nas Figuras 5.16 e 5.17, pode-se observar que os dois modelos de elementos finitos considerados neste estudo sofreram colapso por escoamento do montante de alma por cisalhamento. A distribuição de tensões de Von Mises mostra claramente que o aço na menor largura do montante de alma mais próximo ao apoio ultrapassou a tensão de escoamento. Além disso, percebe-se que as cargas

máximas foram bem maiores do que as habituais para vigas mistas, demonstrando que este modo de colapso é incomum para vigas alveolares obtidas a partir dos perfis de aço brasileiros e que possuam razão de expansão de 1,5.

Na Tabela 16 observa-se que o modelo analítico que admite a contribuição da laje sobre a força cortante resistente leva ao mesmo resultado que aquele que não a considera. Isso se deve à irrelevante contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente quando esta atua em conjunto com perfis de aço de grande espessura de alma.

Pela Figura 5.18, observa-se que o modelo analítico que desconsidera a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente para o modo de colapso de escoamento do montante de alma dá bons e conservadores resultados. Um dos motivos para a diferença entre os resultados dos modelos analíticos em relação àqueles dos modelos de elementos finitos deve-se ao fato destes últimos considerarem o encruamento do aço, o que não é feito nos modelos analíticos. Em relação ao modelo AW375,0X103,5_1700_AS_100%, ainda é possível afirmar que essa disparidade também está relacionada à utilização de elementos de conexão rígidos ao invés daqueles que possuem comportamento real.

5.4 Estudo de caso III – vigas que alcançam o estado-limite de flambagem do montante de alma

Para este estudo foram definidos três modelos de viga alveolar mista que apresentam uma relação entre vão e altura expandida próxima a 10. Os perfis de aço possuem as características geométricas definidas nas Tabelas 5 e 6.

Descrição dos modelos de elementos finitos

Nas Figuras 5.19 a 5.21 apresentam-se as características geométricas principais dos modelos de viga alveolar mista utilizados neste estudo de caso. Na Tabela 17 apresentam-se as características principais dos modelos de elementos finitos desenvolvidos.

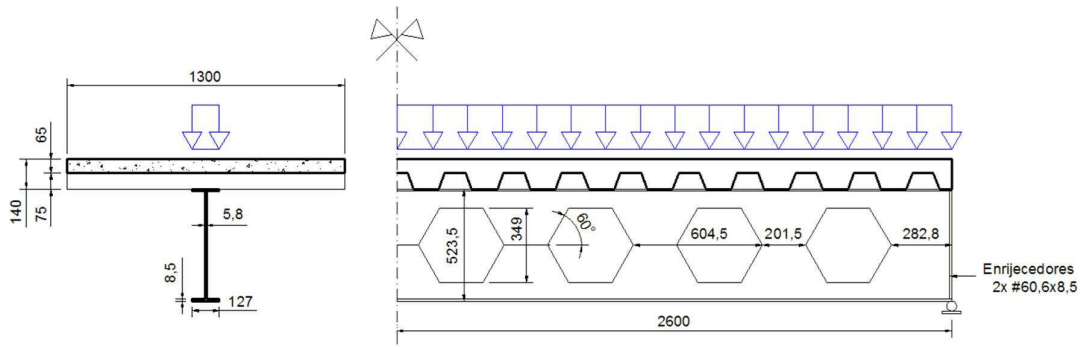


Figura 5.19 – Características geométricas do modelo AW523,5X32,9_5200_LK_100% (dimensões em milímetros).

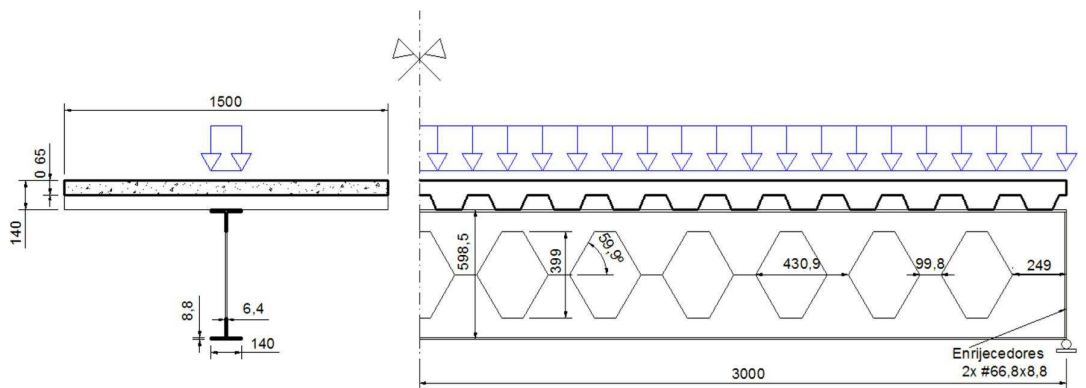


Figura 5.20 – Características geométricas do modelo AW598,5X38,8_6000_AS_100% (dimensões em milímetros)

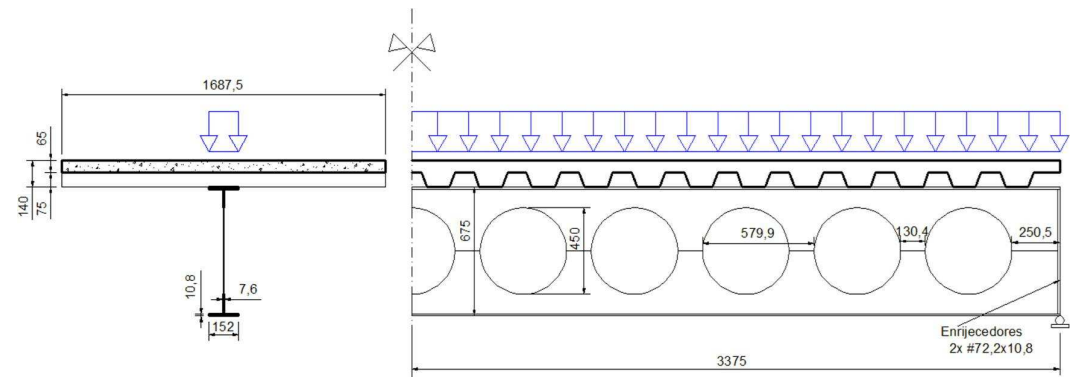


Figura 5.21 – Características geométricas do modelo AW675,0X52,0_6750_CL_100% (dimensões em milímetros).

Tabela 17 - Características dos modelos de elementos finitos com interação completa utilizados no estudo de caso III.

Designação	ECR*	Viga de aço			Laje de concreto	
		Nós	Elemento		Nós	Elemento
			S4R	S3		
AW523,5X32,9_5200_LK_100%	12	18.033	17.355	277	10.395	7.072
AW598,5X38,8_6000_AS_100%	15	24.207	23.283	428	13.299	9.120
AW675,0X52,0_6750_CL_100%	18	28.464	27.441	488	15.093	10.080

* ECR = elementos de conexão do tipo real.

Resultados dos modelos de elementos finitos

Na Tabela 18 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, e os correspondentes modos de colapso observados em cada modelo de elementos finitos.

Tabela 18 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso III.

Designação	Carga Máxima (kN/m)	Modo de Colapso
AW523,5X32,9_5200_LK_100%	77,4	Flambagem do montante de alma por cisalhamento - Montante próximo ao apoio
AW598,5X38,8_6000_AS_100%	74,8	Flambagem do montante de alma por cisalhamento - Montante próximo ao apoio
AW675,0X52,0_6750_CL_100%	66,6	Flambagem do montante de alma por cisalhamento - Montante próximo ao apoio

A distribuição das tensões de Von Mises na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado nos modelos de elementos finitos é apresentada nas Figuras 5.22, 5.23 e 5.24. Nessas figuras, pode-se observar também o deslocamento para fora do plano da parte superior do montante de alma próximo ao apoio em sentido contrário à parte inferior.

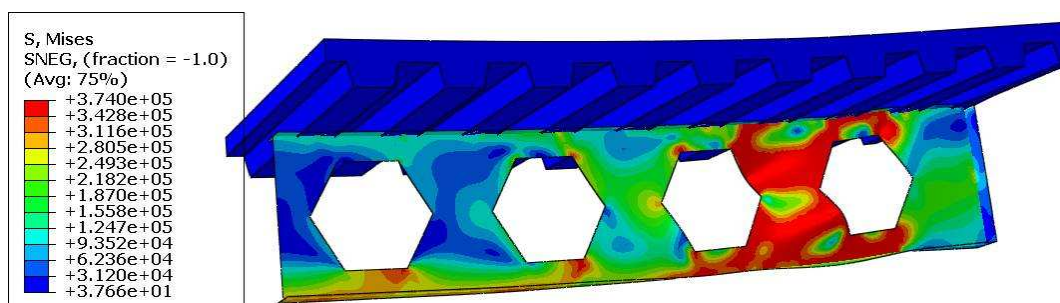


Figura 5.22 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_5200_LK_100%.

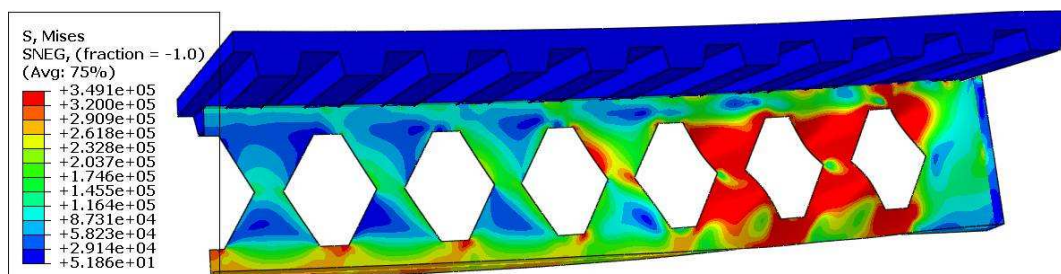


Figura 5.23 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_6000_AS_100%.

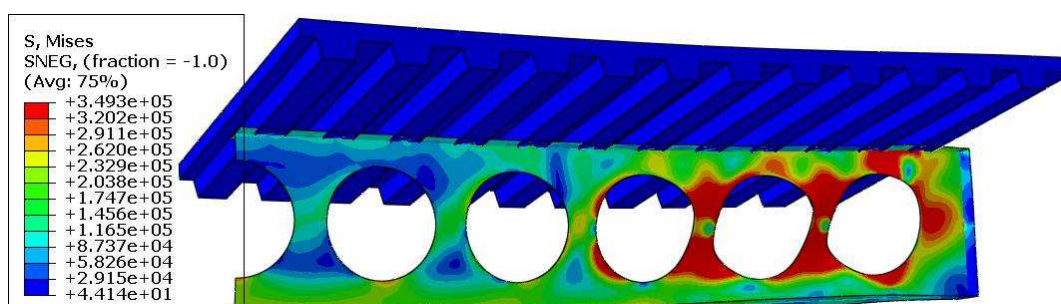


Figura 5.24 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_6750_CL_100%.

Resultados dos modelos analíticos

Na Tabela 19 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, para os dois modelos analíticos descritos no Capítulo 4. O primeiro deles não considera a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente, enquanto o segundo a considera.

Tabela 19 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas consideradas no estudo de caso III.

Designação	Carga Máxima (kN/m)	
	Sem contribuição da laje	Com contribuição da laje
AW523,5X32,9_5200_LK_100%	61,7	73,6
AW598,5X38,8_6000_AS_100%	58,6	67,4
AW675,0X52,0_6750_CL_100%	52,5	60,6

Na Figura 5.25 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio dos modelos analíticos com aqueles dos modelos de elementos finitos. Nesta figura, as linhas tracejadas indicam os níveis de cargas distribuídas máximas alcançadas nos modelos numéricos. Dentro de cada barra referente aos modelos analíticos indica-se o erro percentual (ϵ) com relação ao modelo numérico correspondente.

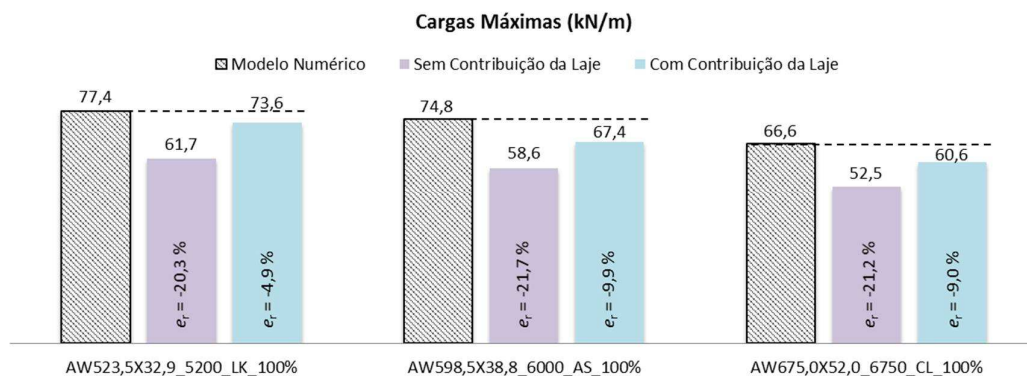


Figura 5.25 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso III.

Discussão dos Resultados

Com base nos resultados mostrados na Tabela 18 e nas Figuras 5.22 a 5.24, pode-se observar que os modelos de elementos finitos considerados neste estudo sofreram colapso por flambagem do montante de alma por cisalhamento. Somente a alteração da relação entre vão e altura expandida foi capaz de alterar o modo de colapso da viga alveolar mista, uma vez que as características geométricas e constitutivas são as mesmas dos modelos do item 5.2.1. Esta é uma importante informação para ser utilizada na elaboração de projetos desses elementos estruturais.

No item 4.3 do Capítulo 4, discutiu-se a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente. Naquele item, concluiu-se que a sua contribuição não deve ser considerada para a verificação de nenhum estado-limite devido à força cortante. Em função dos resultados da Tabela 19 e da Figura 5.25, é possível perceber que, analiticamente, a laje de concreto tem contribuição sobre a força cortante resistente, mas esta não é tão significativa frente às dificuldades de se prever seu comportamento nas estruturas reais. Essa contribuição foi de 19,3%, 15% e 15,4% para os três modelos analíticos, respectivamente.

Mesmo considerando a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente, o que não é indicado neste trabalho, as cargas distribuídas máximas dos modelos analíticos ficaram abaixo daqueles obtidos pelo modelo numérico. Um dos motivos para essas diferenças é que apesar do modelo numérico ser capaz de representar a ruptura do concreto, o mesmo não é capaz de representar a influência de outros fenômenos, tais como fluência, retração, concretagem e cura da laje. Portanto, o modelo de elementos finitos

pode superestimar a contribuição da laje de concreto, por não considerar a influência de fenômenos reológicos e aspectos construtivos.

5.5 Estudo de caso IV – vigas que alcançam o estado-limite de formação de mecanismo plástico

Para este estudo foram definidos três modelos de viga alveolar mista que apresentam uma relação entre vão e altura expandida próxima a 10. Os perfis de aço possuem as características geométricas definidas nas Tabelas 5 e 6. Para que essas vigas não sofram colapso por flambagem do montante de alma, já que são idênticas àquelas do item 5.4, foram acrescentados enrijecedores de alma em todos os montantes.

Descrição dos modelos de elementos finitos

Os modelos de elementos finitos considerados neste estudo são idênticos àqueles do item 5.4, inclusive a sua identificação. Portanto, suas principais características numéricas e geométricas podem ser encontradas na Tabela 17 e nas Figuras 5.19 a 5.21. A única diferença foi o acréscimo de enrijecedores de alma na linha central de todos os montantes de alma, com seções idênticas àquelas utilizadas para os enrijecedores dispostos nos apoios.

Resultados dos modelos de elementos finitos

Na Tabela 20 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, e os correspondentes modos de colapso observados em cada modelo de elementos finitos.

Tabela 20 - Cargas distribuídas máximas e modos de colapso observados nos modelos de elementos finitos considerados no estudo de caso IV.

Designação	Carga Máxima (kN/m)	Modo de Colapso
AW523,5X32,9_5200_LK_100%	87,2	Formação de Mecanismo Plástico - Alvéolo próximo ao apoio
AW598,5X38,8_6000_AS_100%	105,8	Formação de Mecanismo Plástico - Alvéolo próximo ao apoio
AW675,0X52,0_6750_CL_100%	107,8	Formação de Mecanismo Plástico - Alvéolo próximo ao apoio

A distribuição das tensões de Von Mises acima de 345 MPa (resistência ao escoamento do aço) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado nos modelos de elementos finitos é apresentada nas Figuras 5.26, 5.27 e 5.28.

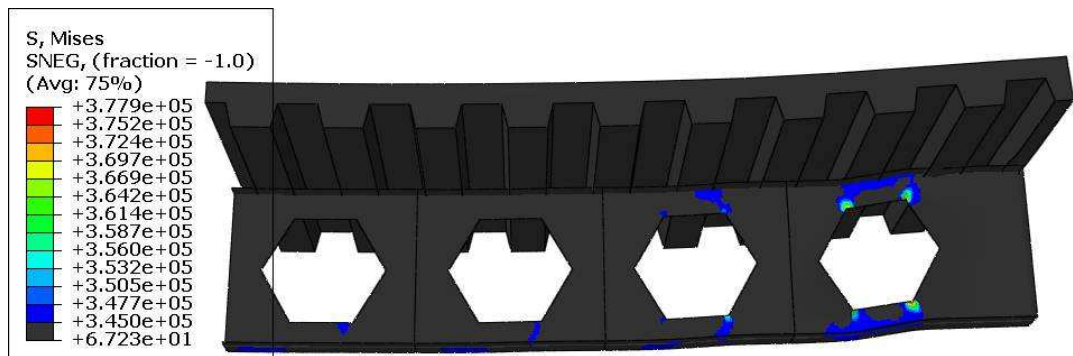


Figura 5.26 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW523,5X32,9_5200_LK_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).

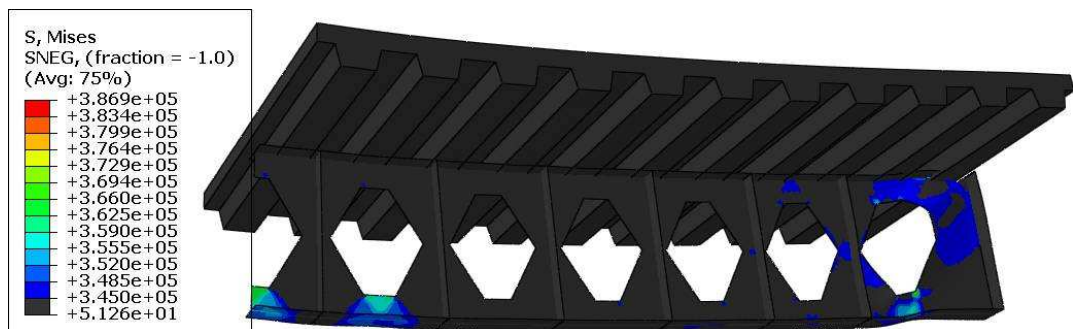


Figura 5.27 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW598,5X38,8_6000_AS_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).

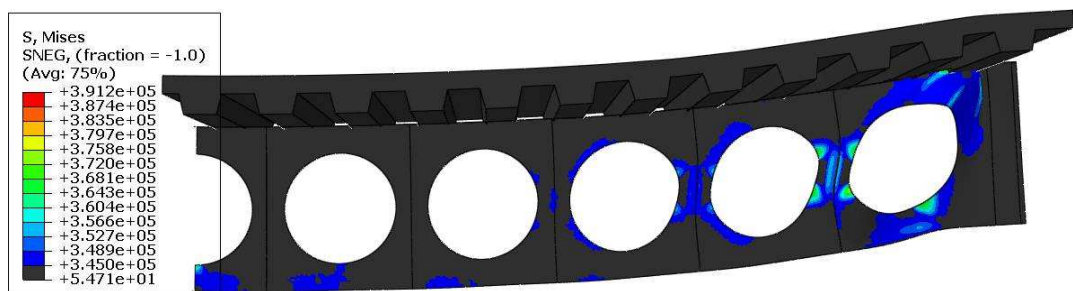


Figura 5.28 – Distribuição de tensões de Von Mises (kN/m²) na viga alveolar mista para o nível de carga máxima alcançado pelo modelo de elementos finitos AW675,0X52,0_6750_CL_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).

De acordo com os resultados do modelo AW598,5X38,8_6000_AS_100% (Figura 5.27), pode-se observar que há um início de escoamento do tê inferior da seção alveolada central. Em função disso, pode surgir a dúvida sobre qual modo de colapso realmente ocorreu: formação de mecanismo plástico ou plastificação. Dessa forma, para se chegar a uma conclusão, faz-se necessário observar outros resultados da análise numérica.

Na Figura 5.29 é apresentado o primeiro modo de flambagem da análise elástica e que foi utilizado, posteriormente, na análise não-linear.

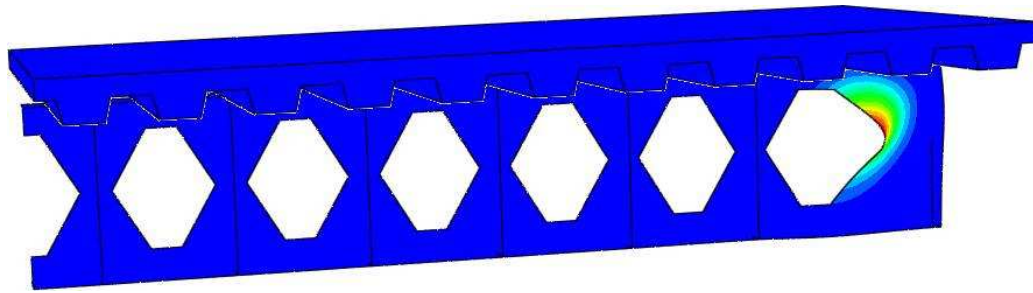


Figura 5.29 – Primeiro modo de flambagem da análise de flambagem elástica do modelo de elementos AW598,5X38,8_6000_AS_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).

Já na Figura 5.30 é apresentada a distribuição de deslocamentos na direção do eixo Y da viga mista para o nível de carga máxima alcançada no modelo de elementos finitos, onde se pode perceber as faixas de deformação diferencial no alvéolo próximo ao apoio.

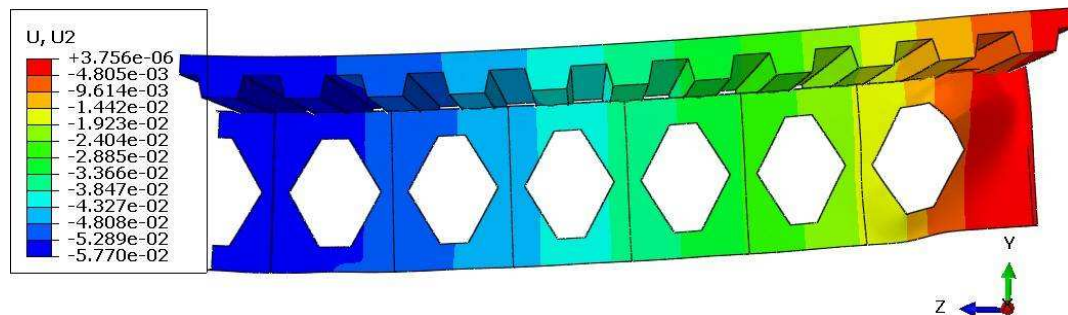


Figura 5.30 – Distribuição de deslocamentos (m) na direção do eixo Y da viga mista para o nível de carga máxima alcançada no modelo numérico AW598,5X38,8_6000_AS_100% (com enrijecedores de alma nos montantes).

As evidências observadas nas Figuras 5.29 e 5.30 confirmam a hipótese de que o modelo AW598,5X38,8_6000_AS_100% alcançou o estado-limite de formação do mecanismo plástico.

Resultados dos modelos analíticos

Na Tabela 21 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, para todos os modelos analíticos descritos no item 4.4 do Capítulo 4. Os modelos analíticos considerados foram a equação de Delesques (1969) e as equações com diferentes graus de interação. Para todos os casos desta tabela, a laje de concreto não contribui para a força cortante resistente, mas somente para o momento fletor resistente. Para o cálculo do

momento fletor resistente utilizou-se o modelo analítico que considera a distribuição elasto-plástica de tensões na seção transversal mista.

Tabela 21 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para vigas alveolares mistas, sem considerar a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o estudo de caso IV.

Designação	Carga Máxima (kN/m)				
	Delesques (1969)	Grau 1*	Grau 2	Grau 2,5	Grau 3
AW523,5X32,9_5200_LK_100%	52,8	73,7	94,7	97,3	98,6
AW598,5X38,8_6000_AS_100%	69,4	82,4	98,7	100,5	101,2
AW675,0X52,0_6750_CL_100%	88,3	89,4	112,3	113,0	113,2

* Os modelos analíticos indicaram colapso em montante diferente daquele fornecido pelo modelo numérico.

Na Figura 5.31 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio dos modelos analíticos que não consideram a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente com aqueles dos modelos de elementos finitos. Nesta figura, as linhas tracejadas indicam os níveis das cargas distribuídas máximas alcançadas nos modelos de elementos finitos. Dentro de cada barra referente aos modelos analíticos indica-se o erro percentual (ϵ) com relação ao modelo numérico correspondente.

Na Tabela 22 são mostradas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, para todos os modelos analíticos com diferentes graus de interação. Os resultados da expressão de Delesques (1969) não são apresentados, pois são idênticos aos da Tabela 21, já que esta equação não utiliza a força cortante resistente para a verificação. Para todos os casos desta tabela foi considerada a contribuição da laje de concreto para a força cortante resistente e para o momento fletor resistente. Para o cálculo do momento fletor resistente utilizou-se o modelo analítico que considera a distribuição elasto-plástica de tensões na seção transversal mista.

Tabela 22 - Cargas máximas obtidas com auxílio de modelos analíticos para vigas alveolares mistas, considerando a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o Estudo de caso IV.

Designação	Carga Máxima (kN/m)			
	Grau 1*	Grau 2	Grau 2,5	Grau 3
AW523,5X32,9_5200_LK_100%	77,5	102,8	106,1	107,7
AW598,5X38,8_6000_AS_100%	86,5	105,8	107,9	108,8
AW675,0X52,0_6750_CL_100%	91,5	118,5	119,4	119,7

* Os modelos analíticos indicaram colapso em montante diferente daquele fornecido pelo modelo de elementos finitos.

De maneira análoga, na Figura 5.32 é apresentada uma comparação dos resultados obtidos com auxílio dos modelos analíticos que consideram a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente com aqueles dos modelos de elementos finitos.

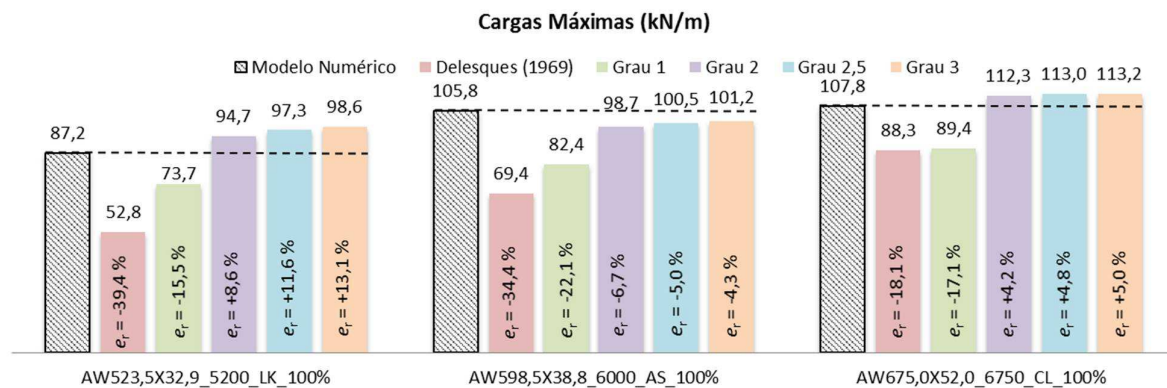


Figura 5.31 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos, sem considerar a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o Estudo de caso IV.

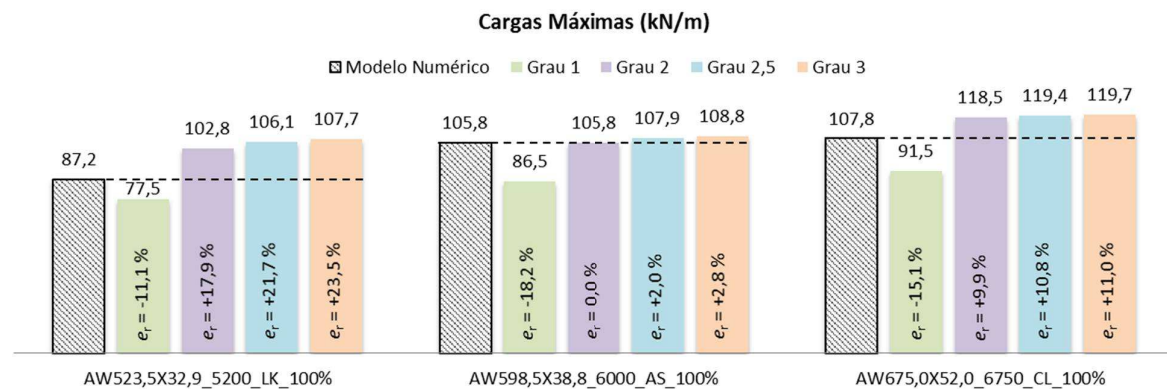


Figura 5.32 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos, considerando a contribuição da laje sobre a força cortante resistente, para o Estudo de caso IV.

Discussão dos Resultados

Com base nos resultados mostrados na Tabela 20 e nas Figuras 5.26, 5.27 e 5.28, pode-se observar que os modelos de elementos finitos considerados neste estudo sofreram colapso por formação de mecanismo plástico. Apenas a adição de enrijecedores de alma em todos os montantes foi capaz de alterar o modo de colapso da viga alveolar mista, uma vez que as características geométricas e mecânicas são as mesmas dos modelos do item 5.4. Esta é uma importante informação para ser utilizada na elaboração de projetos desses elementos estruturais.

Com o auxílio das Figuras 5.29 e 5.30 é possível afirmar que o modo de colapso do modelo numérico AW598,5X38,8_6000_AS_100% foi realmente formação de mecanismo plástico, uma vez que há evidências disso quando se observa o modo de flambagem da análise de flambagem elástica e as faixas de deformação diferencial na direção do eixo Y no alvéolo próximo ao apoio, para o nível de carga máxima alcançado.

A partir da Tabela 21 e da Figura 5.31, podem-se fazer as seguintes observações a respeito de cada modelo analítico apresentado:

- a expressão apresentada por Delesques (1969) é a mais conservadora. A diferença de até 39,4% pode ser justificada pela razão de a expressão considerar uma interação linear entre momento fletor e força cortante;
- a expressão de grau 1 se mostrou também conservadora e a justificativa é a mesma da apresentada no parágrafo anterior. Essa expressão se difere daquela apresentada por Delesques (1969), pois considera a força cortante resistente de cálculo na verificação. Outro ponto negativo deste modelo analítico é que o mesmo indicou o colapso em um montante diferente do modelo de elementos finitos;
- a expressão de grau 2 se mostrou a mais eficiente, pois além da diferença em relação ao modelo numérico ser de no máximo 8,6%, indicou o colapso no mesmo montante. Os resultados demonstram que a interpretação dada no item 4.4 do Capítulo 4 sobre a pequena interação entre a força cortante e o momento fletor é correta. Cabe lembrar que este é o modelo analítico recomendado neste trabalho para a verificação do estado-limite último de formação de mecanismo plástico;

- as expressões de grau 2,5 e 3 apresentaram resultados próximos e superestimaram a carga máxima em até 13,1%. A proximidade desses resultados indica que não adianta aumentar o grau de interação, pois não haverá alteração significativa dos resultados.

Com base na Tabela 22 e na Figura 5.32, os seguintes comentários podem ser realizados:

- a expressão de grau 1 se mostrou mais uma vez conservadora, mas com diferenças menores do que as da Figura 5.31. Isso demonstra que este modelo poderia ser utilizado caso o projetista admita a contribuição da laje de concreto para a força cortante resistente, mesmo que essa consideração não seja recomendada neste trabalho. Novamente o ponto negativo deste modelo analítico é que o mesmo indicou o colapso em um montante diferente do modelo de elementos finitos;

- a expressão de grau 2 superestima a carga máxima em até 17,9% em relação aos resultados dos modelos de elementos finitos.

- as expressões de grau 2,5 e 3 apresentaram resultados próximos e superestimam a carga máxima em até 23,5%, de modo que recomenda-se que essas expressões não sejam utilizadas.

No item 4.3 do Capítulo 4, foi discutido sobre a contribuição da laje de concreto para a força cortante resistente. Naquele momento concluiu-se que a sua contribuição não deve ser considerada para a verificação de nenhum estado-limite em que a força cortante seja solicitante. Baseado nos resultados dos modelos analíticos considerados neste Estudo de caso, é possível perceber que a laje de concreto contribui com a força cortante resistente, mas que esta contribuição não é significativa para verificação do estado-limite último de formação de mecanismo plástico.

Além disso, um dos possíveis motivos pelo qual o modelo analítico com grau de interação igual a 2 forneceu resultados um pouco acima do modelo de elementos finitos se deve ao fato do mesmo admitir que a força cortante resistente considerada na interação é aquela correspondente à plastificação da seção alveolada de aço (V_{pl0}). Este valor pode superestimar a força cortante resistente da viga alveolar de aço.

5.6 Estudo de caso V – vigas que alcançam o estado-limite de deslocamento excessivo

Para este estudo foram considerados seis modelos de viga alveolar mista definidos no item 5.2, sendo três com interação completa e outros três que possuem grau de interação parcial e número de conectores determinados de acordo com a distribuição elasto-plástica de tensões na seção transversal mista.

A ABNT NBR 8800:2008, em seu Anexo C, prescreve que o deslocamento vertical (flecha) máximo admitido para vigas de piso é de $L/350$, sendo L o vão teórico entre apoios ou o dobro do comprimento teórico do balanço. Logo, as cargas máximas apresentadas nos resultados a seguir correspondem àquelas para as quais a flecha no centro do vão da viga alveolar mista biapoiada seja igual a $L/350$.

Como parte deste estudo, comparam-se também as cargas máximas que provocam o deslocamento vertical máximo de $L/350$ para as vigas alveolares mistas com interação completa e para vigas mistas de alma cheia obtidas a partir dos perfis originais das mesmas.

Resultados dos modelos de elementos finitos

Na Tabela 23 e na Tabela 24 são apresentadas as cargas distribuídas máximas, em kN/m, para um deslocamento vertical no centro do vão da viga alveolar mista igual a $L/350$, obtidas em cada modelo de elementos finitos com interação completa e com interação parcial, respectivamente.

Tabela 23 – Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão igual a $L/350$ obtidas nos modelos de elementos finitos com interação completa considerados no Estudo de caso V.

Designação	Carga Máxima para $L/350$ (kN/m)
AW523,5X32,9_13100_LK_100%	8,6
AW598,5X38,8_14960_AS_100%	8,8
AW675,0X52,0_16900_CL_100%	10,7

Tabela 24 - Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão igual a $L/350$ obtidas nos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no Estudo de caso V.

Designação	Carga Máxima para $L/350$ (kN/m)
AW523,5X32,9_13100_LK_76,6%	6,4
AW598,5X38,8_14960_AS_90,5%	7,0
AW675,0X52,0_16900_CL_77,6%	7,4

Resultados dos modelos analíticos

Na Tabela 25 são apresentadas as cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão da viga alveolar mista igual a $L/350$ para os modelos com interação completa.

Tabela 25 - Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão de $L/350$ das vigas alveolares mistas com interação completa, obtidas com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas com interação completa consideradas no Estudo de caso V.

Designação	Carga Máxima para $L/350$ (kN/m)
AW523,5X32,9_13100_LK_100%	9,8
AW598,5X38,8_14960_AS_100%	9,7
AW675,0X52,0_16900_CL_100%	10,9

Na Figura 5.33 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio dos modelos analíticos com aqueles dos modelos de elementos finitos.

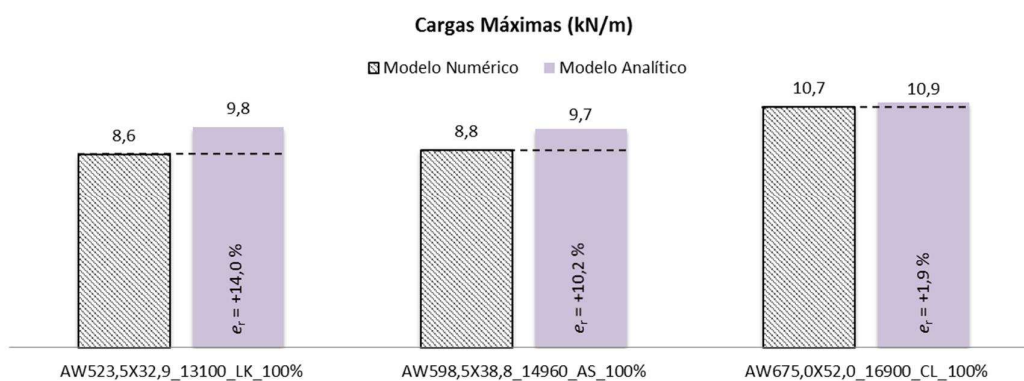


Figura 5.33 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos com interação completa considerados no Estudo de caso V.

Já na Tabela 26 são apresentadas as cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão da viga alveolar mista igual a $L/350$ para os modelos com interação parcial, considerando-se duas hipóteses para a determinação do grau de interação (η) parcial: grau de interação calculado em função da máxima força de tração ($T_{máx}$) que o perfil de aço resiste e grau de interação calculado em função da força de cisalhamento de cálculo (F_{hd}) entre o componente de aço e a laje, conforme recomendado pela ABNT NBR 8800:2008.

Tabela 26 - Cargas distribuídas máximas para um deslocamento vertical no centro do vão de $L/350$ dos modelos analíticos das vigas alveolares mistas com interação parcial obtidos com auxílio de modelos analíticos para as vigas alveolares mistas com interação completa consideradas no Estudo de caso V.

Designação	Hipótese 1		Hipótese 2	
	$\eta = \frac{\Sigma Q_{Rd}}{T_{máx}}$	Carga Máxima para $L/350$ (kN/m)	$\eta = \frac{\Sigma Q_{Rd}}{F_{hd}}$	Carga Máxima para $L/350$ (kN/m)
AW523,5X32,9_13100_LK	76,6%	9,1	44,1%	7,8
AW598,5X38,8_14960_AS	90,5%	9,5	52,2%	8,1
AW675,0X52,0_16900_CL	77,6%	10,3	44,9%	8,9

Na Figura 5.34 apresenta-se uma comparação dos resultados obtidos com auxílio dos modelos analíticos com interação parcial, considerando-se duas hipóteses para a determinação do grau de interação, com aqueles dos modelos de elementos finitos.

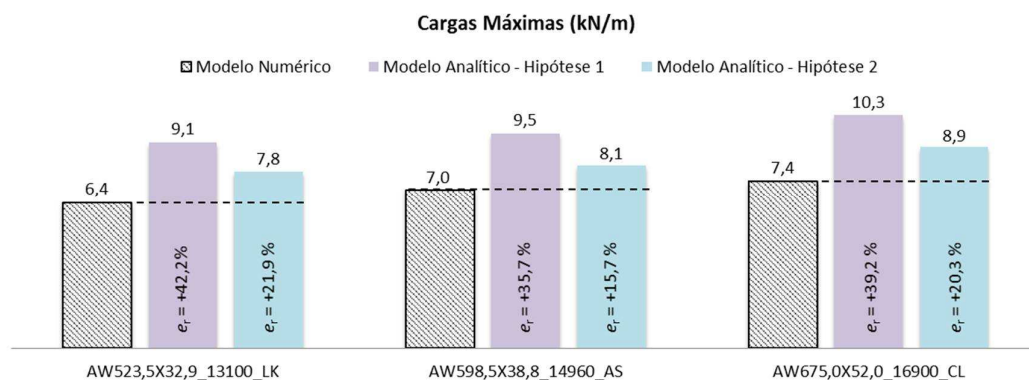


Figura 5.34 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos com os dos modelos de elementos finitos com interação parcial considerados no Estudo de caso V

Comparação com a viga mista de alma cheia

A fim de comparar o comportamento em condições de serviço de vigas alveolares mistas com interação completa com relação a vigas mistas de alma cheia, com auxílio de um modelo analítico foram determinadas as cargas distribuídas máximas que provocam um deslocamento vertical (flecha) no centro do vão igual a $L/350$ para vigas mistas de alma cheia formadas com os mesmos perfis originais apresentados na Tabela 5. As demais características geométricas e mecânicas dos modelos de viga mista com alma cheia foram as mesmas daquelas utilizadas para as vigas alveolares mistas. Para o cálculo do deslocamento vertical das vigas mistas com alma cheia utilizou-se a inércia transformada recomendada pela ABNT NBR 8800:2008 e os resultados são apresentados na Tabela 27.

Tabela 27 – Cargas distribuídas máximas que provocam uma flecha igual a $L/350$ no centro do vão das vigas mistas de alma cheia formadas pelos perfis originais.

Perfil de Aço da Viga Mista de Alma Cheia	Carga Máxima para $L/350$ (kN/m)
W360X32,9	7,2
W410X38,8	6,9
W460X52,0	7,4

Na Figura 5.35 apresenta-se uma comparação das cargas distribuídas máximas que produzem uma flecha igual a $L/350$ nas vigas alveolares mistas com aquelas para vigas mistas de alma cheia formadas pelos perfis originais.

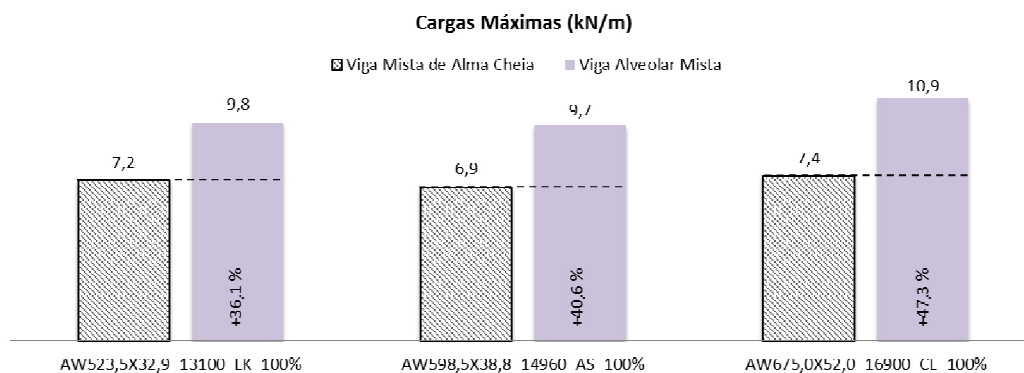


Figura 5.35 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio de modelos analíticos das vigas alveolares mistas com aqueles obtidos com o modelo de viga mista de alma cheia.

Discussão dos Resultados

Para o caso de interação completa, de acordo com a Figura 5.33 pode-se observar que as cargas distribuídas estimadas por meio do modelo analítico e dos modelos de elementos finitos são muito próximas. Isso indica que o modelo analítico proposto neste trabalho para a verificação do estado-limite de serviço de deslocamento excessivo aplicado em vigas alveolares mistas com interação completa é capaz de gerar bons resultados.

Para o caso de interação parcial, de acordo com a Figura 5.34 pode-se observar que as diferenças entre os resultados do modelo analítico e do modelo numérico são maiores que as verificadas para o caso de interação completa. Essas diferenças estão relacionadas à expressão (4-84), na qual se utiliza a raiz quadrada do grau de interação (η), como indicado pela ABNT NBR 8800:2008. Em função dos resultados obtidos pode-se afirmar que o modelo analítico proposto neste trabalho para a verificação do estado-limite de serviço de deslocamento excessivo aplicado em vigas alveolares mistas com interação parcial é capaz de estimar as flechas de forma conservadora.

Com base na Figura 5.35 observa-se que o processo de modificar a viga mista de alma cheia em alveolar mista resulta em aumento da inércia da seção e, conseqüentemente, em redução significativa dos deslocamentos verticais. Para o terceiro modelo, a diferença de carga máxima foi de 47,3%, ou seja, é necessário aplicar quase o dobro de carga distribuída para que a viga alveolar mista tenha a mesma flecha de uma viga mista de alma cheia. Portanto, apesar da viga alveolar mista não aportar um ganho significativo para as condições últimas, existe um importante ganho para a condição de serviço.

5.7 Considerações finais

Para melhor analisar a capacidade de resposta do modelo analítico apresentado neste trabalho para os diferentes estados-limites últimos e de serviço de vigas alveolares mistas, na Figura 5.36 é apresentado um gráfico comparativo em escala logarítmica dos resultados obtidos em face àqueles oriundos dos modelos numéricos estudados neste capítulo. Este gráfico representa uma síntese dos resultados apresentados nas Figuras 5.7, 5.12, 5.18, 5.25, 5.31, 5.33 e 5.34, porém considerando apenas os resultados dos modelos analíticos indicados neste trabalho para a verificação da viga alveolar mista. Dentro de cada barra referente aos modelos analíticos indica-se o erro percentual (ϵ) com relação ao modelo de elementos finitos correspondente.

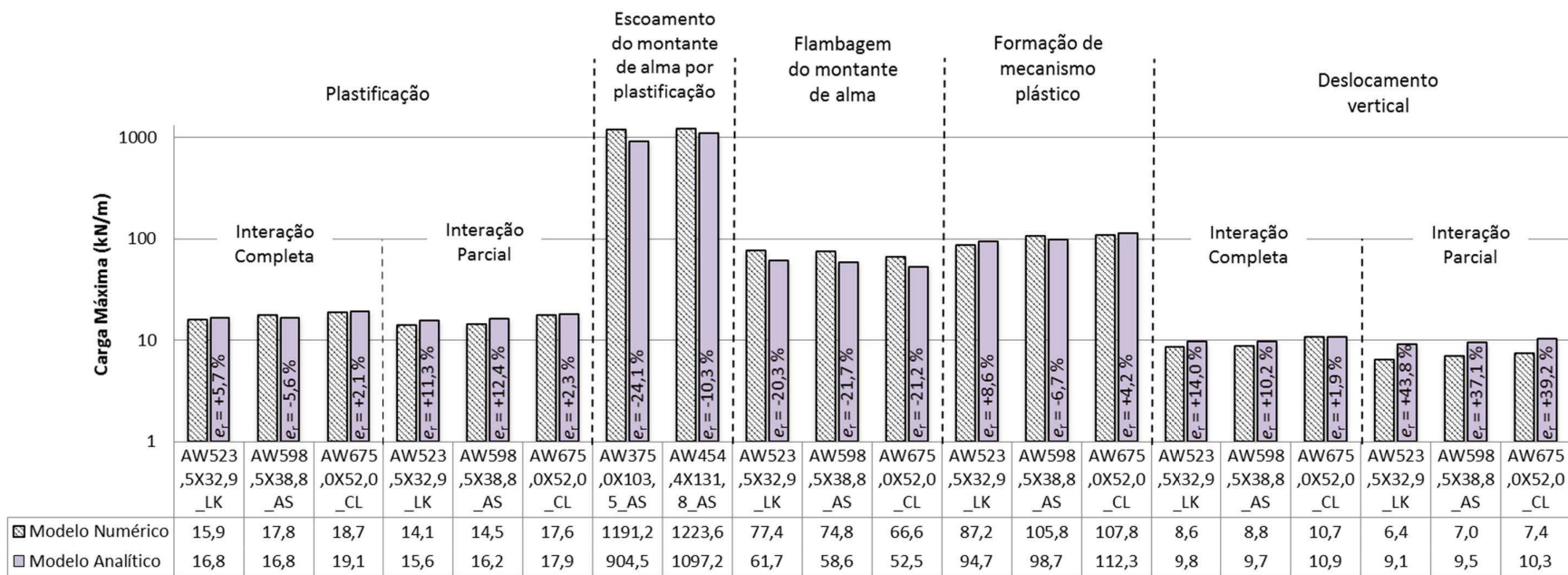


Figura 5.36 – Comparação dos resultados de carga máxima (kN/m) obtidos com auxílio dos modelos analíticos recomendados neste trabalho com os dos modelos de elementos finitos considerados no Capítulo 5 (em escala logarítmica).

6 CONCLUSÕES

6.1 Conclusões gerais

Neste trabalho foi apresentado um modelo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares mistas. A capacidade de resposta do modelo analítico frente aos estados-limites típicos desses elementos estruturais foi avaliada com base na comparação dos resultados obtidos com auxílio do modelo analítico com resultados de um modelo numérico de elementos finitos desenvolvido no programa computacional ABAQUS, o que permitiu simular o comportamento estrutural dessas vigas para diversos cenários.

O modelo numérico apresentado neste trabalho é capaz de representar o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto de forma adequada, uma vez que apresentou cargas máximas, variação da rigidez e modos de colapso compatíveis com aqueles observados em estudos experimentais realizados por outros autores, além de ser capaz de reproduzir a fase pós-pico da curva Carga \times Flecha. O modelo permitiu também estudar a variação de alguns parâmetros do projeto, tais como: a geometria dos alvéolos, a relação entre vão e a altura expandida da viga alveolar de aço, o grau de interação, a utilização dos enrijecedores de alma e a capacidade última e de serviço em relação a vigas mistas de alma cheia.

Conclui-se também que as mudanças de alguns modelos constitutivos e estratégias de análise apresentadas neste trabalho em relação ao modelo numérico apresentado por Ferrari (2013) permitiram um avanço na sua capacidade de resposta e no seu processamento numérico.

Pode-se afirmar também que o modelo analítico desenvolvido neste trabalho é capaz de estimar o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto, visto que o mesmo foi capaz de representar diferentes condições de colapso, padrões geométricos e parâmetros de projeto frente ao modelo numérico.

Em relação aos modelos analíticos, para o estado limite-último de plastificação, ficou claro que considerar que o colapso ocorre quando o t_e inferior da seção alveolada atinge sua tensão de escoamento é correto. Além disso, pode-se concluir que a distribuição elasto-plástica de tensões na seção mista deve ser utilizada, tanto para a interação completa quanto para interação parcial, mas que, simplificada e de maneira conservadora, pode-se adotar a distribuição de tensões por analogia ao modelo de treliça mista para o caso de interação completa. É importante destacar que a consideração da plastificação total da seção para as vigas alveolares mistas superestima o momento fletor resistente e não é um procedimento recomendado.

Sobre o estado-limite último de escoamento do montante de alma por cisalhamento, o modelo analítico se mostrou eficiente, apesar de um pouco conservador. Na avaliação da sua capacidade de resposta, ficou evidente que a contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente é muito pequena em relação ao perfil de aço considerado. Este modo de colapso é incomum para vigas alveolares obtidas a partir dos perfis laminados brasileiros e que possuam razão de expansão igual a 1,5.

Para o estado-limite último de flambagem do montante de alma, o modelo analítico indicado neste trabalho também se mostrou um pouco conservador. Isso se deve principalmente à não consideração da contribuição da laje de concreto sobre a força cortante resistente, devido às dificuldades de se prever seu comportamento nas estruturas reais, apesar de aumentar a capacidade resistente. De qualquer forma, o modelo analítico indicado se mostrou capaz de estimar o comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto que alcançam este estado-limite.

Após uma comparação entre diversas expressões e graus de interação entre o momento fletor e a força cortante, pode-se concluir que aquela que considera a interação com grau

2 é a mais recomendada para a verificação do estado-limite último de formação de mecanismo plástico (Vierendeel). Mais uma vez, recomenda-se que a contribuição da laje de concreto ao esforço cortante resistente seja desprezada.

Para a verificação do estado-limite de serviço de deslocamento excessivo, o modelo analítico proposto neste trabalho é capaz de gerar bons resultados, tanto para as vigas alveolares mistas com interação completa, quanto parcial.

Ademais, é possível concluir que o processo de modificar a viga mista de alma cheia em alveolar mista resulta em aumento da inércia da seção e, conseqüentemente, em redução significativa dos deslocamentos verticais, apesar de não aportar ganho ao momento fletor resistente ou até mesmo reduzi-lo. Cabe ao projetista avaliar a sua aplicação para cada caso.

Em função deste contexto, considera-se que foram atingidos os objetivos propostos neste trabalho na perspectiva de contribuir com a compreensão dos fenômenos que regem o comportamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto.

6.2 Sugestões para trabalhos futuros

Durante o desenvolvimento deste trabalho diversas questões foram suscitadas e investigadas, porém ainda há outras que merecem ser abordadas em trabalhos futuros, tais como:

- realizar uma campanha experimental com perfis laminados brasileiros, de forma a ampliar a validação dos modelos numérico e analítico;
- avaliar se o aumento do número de conectores sobre os alvéolos é capaz coibir o surgimento do modo de colapso por formação de mecanismo plástico (Vierendeel);
- avaliar para quais características geométricas, mecânicas e construtivas o modo de colapso por formação de mecanismo plástico predomina sobre a flambagem do montante de alma;
- investigar se a resistência à força cortante correspondente à plastificação da seção alveolada de aço (V_{plo}) utilizada na verificação da formação do mecanismo plástico é adequada para todos os padrões geométricos;

- avaliar com auxílio de uma campanha experimental, o comportamento de vigas alveolares mistas com interação parcial, aprofundando o estudo sobre a influência do deslizamento relativo (*slip*) entre a laje de concreto e a viga de aço no nível da interface sobre o momento fletor resistente e sobre os deslocamentos verticais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. *NBR 8800: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço Concreto de Edifícios*. Rio de Janeiro, 2008.
- ABREU, L. M. P.; FAKURY, R. H.; CASTRO e SILVA, A. L. R. *Determinação do momento fletor resistente a flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares*. CILAMCE 2010 - XXXI Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering: Argentina: 2010.
- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE. *ACI 318: Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*. EUA, 2008.
- AMADIO, C.; FRAGIACOMO, M. *Effective width evaluation for steel-concrete composite beams*. Journal of Constructional Steel Research, 58:373-388; 2002.
- ARIBERT, J. M.; AL BITAR, A. *Optimisation du dimensionnement en connexion partielle de poutres de planchers mixtes réalisées avec un bac en tôle mince nerurée*. Construction Métallique, 4:3-33; 1989.
- BAKE, S. *Behaviour of cellular beams and composite floor at ambient and elevated temperature*. The University of Manchester, United Kingdom, 2010.
- BATHE, K. J. *Finite Element Procedures*. Estados Unidos: 1996.
- BS5950. *The structural use of steel in buildings Part 1: Code of practice for design*. In: Rolled and

welded sections. British Standards Institution (BSI), 2000.

BYFIELD, M. P.; DAVIES, J. M.; DHANALAKSHMI, M. *Calculation of the strain hardening behavior of steel structures based on mill tests*. Journal of Construction Steel Research, 61:133-150; 2005.

CAVALCANTE, O. R. O. *Estudo das tensões na solda da alma de vigas de aço alveolares em estruturas mistas*, Dissertação de Mestrado, UnB, Brasília, 2005.

CIMADEVILA, J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRÍGUEZ, J. A. V. *Vigas Alveoladas*. Editora Bellisco: Ediciones Técnicas y Científicas; Madri, 2000.

CHUNG, K. F.; LIU, T. C. H.; KO, A. C. H. *Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings*. Journal of Constructional Steel Research, 57:467-490; 2001.

CLAWSON, W. C.; DARWIN, D. *Strength of composite beams at web openings*. Journal of the Structural Division, ASCE, 108:623-641; 1982.

CLADERA, A.; MARÍ, A. R. *Shear design procedure for reinforced normal and high-strength concrete beams using artificial neural network. Part II: beams with stirrups*. Engineering Structures, 26:927-936; 2004.

DARWIN, D. *Steel and composite beams with web openings*. Steel Design Guide Series 2:1990.

DELESQUES, R. *Stabilité des montants de poutres ajourées*. Construction Métallique. 3:26-33; 1968.

DELESQUES, R. *Le calcul des poutres ajourées*. Construction Métallique. 4:41-51; 1969.

DJEBLI, B.; KERDAL, D. E.; ABIDELAH, A. *The total deflection of composite cellular beams under transverse loading*. Arabian Journal for Science and Engineering, 2014.

DONAHEY, R. C.; DARWIN, D. *Performance and design of composite beams with web openings*. SM Report No. 18, University of Kansas Center for Research, 1986.

DURIF, S.; BOUCHAÏR, A.; VASSART, O. *Validation of an analytical model for curved and tapered cellular beams at normal and fire conditions*. Periodica Polytechnica, 57:83-95; 2013.

EN 1992-1-1: 2004. *Eurocode 2 – Design of concrete structures, Part 1-1; General Rules and Rules for Buildings*. European Committee for Standardization (CEN), 2004.

- EN 1994-1-1:2004. Eurocode 4 – *Design of composite steel and concrete structures*. European Committee for Standardization (CEN), 2004.
- FALTUS, F. *Calculation of castellated girders*. *Acier-Stahl-Steel*. 5:229-232; 1966.
- FERRARI, G. A. *Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto*, Dissertação de Mestrado, UFV, Viçosa, 2013.
- FINK, J. *Push-out Test Parametric Simulation Study of a New Sheet-Type Shear Connector*. Áustria; 2006.
- GEMPERLE, C. *Vereinfachte Vordimensionierung von Wabenträgern*. *Stahlbau*. 76:530-536; 2007.
- GIZEJOWSKI, M. A.; SALAH, W. A. *Numerical modeling of composite castellated beams*. *Composite Construction in Steel and Concrete*, 4:554-565: 2011.
- GOUVEIA, V.; BARROS, J.; AZEVEDO, A.; SENA, J. C. *Implementação da técnica do arc-length e métodos relacionados no programa de elementos finitos FEMIX*. Escola Superior de Tecnologia do Instituto Politécnico de Viseu, 2006.
- HECHLER, O.; MULLER, C.; SEDLACEK, G. *Investigations on beams with multiple regular web openings*. *Composite Construction in Steel and Concrete*, 5:270-281:2006.
- HIBBITT, KARLSSON e SORENSEN. *ABAQUS Theory Manual*, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc, EUA. 2009.
- KANNING, W.; *Theoretische und experimentelle Untersuchungen über den Einfluß der schnittführung von Wabenträgern auf deren Traglast*. Dissertação: braunschweig, 1976.
- KERDAL, D.; NETHERCOT D. A. *Failure modes for castellated beams*. *Journal of Constructional Steel Research*. 295-315; 1984.
- KNOWLES, P. R. *Castellated beams*. *Proc. Instn. Civ. Engrs*. 521-536; 1991.
- LAWSON, R. M.; OSHATOGHE, D.; NEWMAN, G. M. *Design of Fabsec Beams in non-composite and composite applications*. The Steel Construction Institute. Leeds, Reino Unido, 2002.
- LAWSON, R. M.; LIM, J.; HICKS S. J.; SIMMS, W. I. *Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings*. *Journal of Constructional Steel Research*. 62:614-629; 2006.

- LAWSON, R. M.; SAVERIRAJAN, A. H. A. *Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4*. Journal of Constructional Steel Research; 2011.
- LUBELL, A.; SHERWOOD, T.; BENTZ, E.; COLLINS, M. *Safe shear design of large wide beams*. Concrete International. 28:67-78; 2004.
- LUCCIONI, B. *Apuntes de Mecánica de Daño Continuo*. 2003.
- MALM, R. *Predicting shear type crack initiation and growth in concrete with non-linear finite element method*. KTH, Sweden, 2009.
- MEGHARIEF, J.; REDWOOD, R. *Behaviour of composite castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research. 46:199-200; 1998.
- MÜLLER, C.; HECHLER, O.; BUREAU, A.; BITAR, D.; JOYEUX, D.; CAJOT, L. G.; DEMARCO, T.; LAWSON, R. M.; HICKS, S.; DEVINE, P.; LAGERQVIST, O.; HEDMAN-PÉTURSSON, E.; UNOSSON, E.; FELDMANN, M. *Large web openings for service integration in composite floors*. Technical Steel Research: Final Report. 2006.
- NADJAI, A.; GOODFELLOW, N.; VASSART, O.; ALI, F.; CHOI, S. *Simple calculation method of composite cellular beams at elevated temperatures*. Fifth International Conference on Structures in Fire: 551-559; 2008.
- NETHERCOT, D. A.; KERDAL, D. *Lateral-torsional buckling of castellated beams*. The Structural Engineer. 60B:53-61; 1982.
- PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. *Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams*. Thin-Walled Structures, 76:92-104; 2014.
- PETRUCCI, E. G. R. *Concreto de Cimento Portland*. Editora Globo, 2005.
- QUEIROZ, G.; PIMENTA, R. J.; MATA, L. A. C. *Elementos das estruturas mistas aço-concreto*. Editora O Lutador; 2001.
- RADIĆ, I.; MARKULAK, D.; VAREVAC, D. *Utjecaj vrste bočnih pridržanja na otpornost sačastih nosača na bočno-torzijsko izvijanje*. Technical Gazette. 16:9-17; 2009.
- REDWOOD, R. G. *Behaviour of composite castellated beams*. Prog. Struct. Engng Mater. 2:164-168; 2000.

- REDWOOD, R. G.; DEMIRDJIAN, S. *Castellated beam web buckling in shear*. Journal of Structural Engineering. 124:1202-1207; 1998.
- SILVEIRA, E. G. *Estudo de vigas alveolares com ênfase nos modos de colapso com formação de rótulas plásticas*, Dissertação de Mestrado, UFV, Viçosa, 2011.
- TOPRAC, A. A.; COOKE, B. R. *An experimental investigation of open-web beams*. 1-16; 1959.
- VIEIRA, H. C. *Análise numérica da flambagem do montante de alma devida ao cisalhamento em vigas de aço celulares*. Dissertação de Mestrado, UFMG, Belo Horizonte, 2014.
- VIEIRA, W. B. *Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma*. Dissertação de Mestrado, UFV, Viçosa, 2011.
- VIEIRA, W. B. *Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço*. Tese de Doutorado, UFV, Viçosa, 2015.
- WANG, P.; MA, Q.; WANG, X. *Investigation on Vierendeel mechanism failure of castellated steel beams with fillet corner web openings*. Engineering Structures, 74:44-51; 2014.
- WARD, J. K. *Design of composite and non-composite cellular beams*. The Steel Construction Institute, P100, 1994.
- WEMPNER, G. A. *Discrete approximations related to nonlinear theories of solids*. International Journal of Solids and Structures, 7:1581-1599, 1971.
- WESTOK. Acessado em 09/12/2012. Web Page: <http://www.westok.co.uk>
- YU, L.; CHE, Y.; SONG, Y. *Shear behavior of large reinforced concrete beams without web reinforcement*. Advances in Structural Engineering, 16:653-665; 2013.
- ZAAROUR, W. J.; REDWOOD, R. G. *Web Buckling in Thin Webbed Castellated Beams*. Journal of Structural Engineering. 860-866; 1996.
- ZIRAKIAN, T.; SHOWKATI, H. *Distorcional buckling of castellated beams*. Journal of Construction Steel Research. 62:863-871; 2006.

APÊNDICE A – ÍNDICE DA ROTINA DE CÁLCULO IMPLEMENTADA NO MATHCAD

Neste Apêndice é apresentado o índice da rotina de cálculo implementada no Mathcad para a verificação dos estados-limites últimos e de serviço de vigas alveolares mistas. Somente a rotina de cálculo referente aos modelos indicados neste trabalho é apresentada. Juntamente com o índice, apresentam-se algumas figuras das telas da rotina de cálculo. Nessas figuras, as células hachuradas em cinza correspondem aos dados que o usuário deve inserir, enquanto que as em branco são calculadas automaticamente pelo programa. Os valores numéricos que aparecem nas figuras são fictícios e não possuem vínculo entre si.

1. Dados iniciais

Neste item inserem-se os dados da viga alveolar mista referente ao vão livre entre apoios e sua distância em relação às vigas adjacentes.

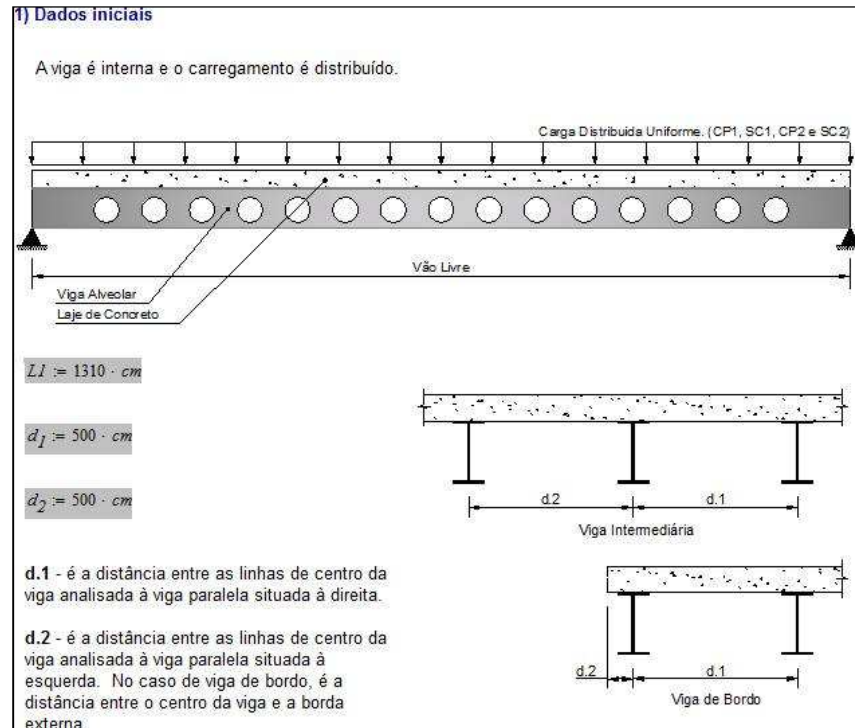


Figura A.1 – Dados iniciais: vão e distância entre vigas.

2. Coeficientes de ponderação

Aqui os coeficientes de ponderação para cada material e a combinação última de ações são inseridos. Como exemplo, na Figura A.2 são adotados coeficientes de ponderação iguais a 1,0.

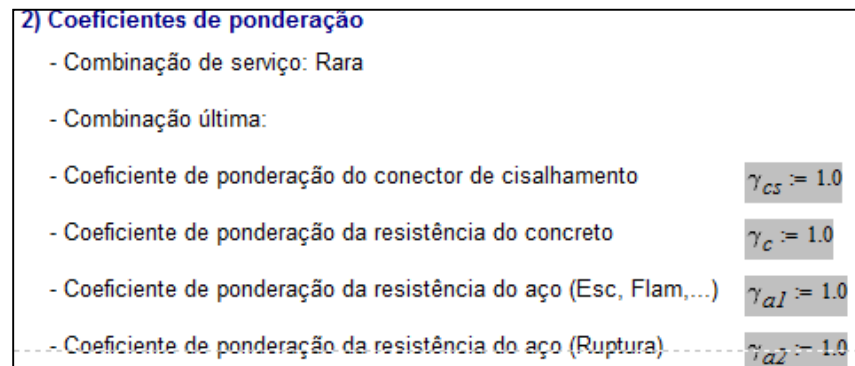


Figura A.2 – Combinação de ações e coeficientes de ponderação.

3. Propriedades geométricas e mecânicas

3.1 Propriedades mecânicas dos aços

As propriedades mecânicas dos aços do perfil e dos conectores devem ser inseridas.

3.1) Propriedades mecânicas dos aços	
Aço do Perfil:	Aço dos Conectores:
Designação: AçoASTMA572 G50	Designação: Aço ASTM A108
$f_y := 345MPa$	$f_{y1} := 345MPa$
$f_u := 450MPa$	$f_{ucs} := 415MPa$
$E := 200000 \cdot MPa$	
$\nu := 0.3$	
$G := \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} = 76923.077 \cdot MPa$	
$f_{yd} := \frac{f_y}{\gamma_{af}} = 345.000 \cdot MPa$	

Figura A.3 – Propriedades mecânicas dos aços.

3.2 Propriedades geométricas da viga de aço

As características da seção transversal da viga alveolar devem ser inseridas, são elas: altura expandida, largura e espessura da mesa, altura e espessura da alma do tê, altura do lado inclinado do alvéolo, altura da chapa expansora, passo e a largura mínima do montante de alma da viga. As demais propriedades geométricas são calculadas pelo próprio programa. O padrão geométrico dos alvéolos também deve ser escolhido.

3.3 Propriedades da laje de concreto

Como características da laje escolhe-se o tipo da laje, que pode ser laje maciça e laje com forma de aço incorporada. Além desta escolha, definem-se o valor da altura da laje, a resistência característica, o módulo de elasticidade e sua largura efetiva.

3.4 Tipo dos conectores de cisalhamento e grau de interação

3.4.1 Tipo dos conectores de cisalhamento

Aqui se escolhe o tipo dos conectores de cisalhamento, se *Stud bolt* ou U, além das suas propriedades geométricas, como diâmetro e altura. Pode-se também verificar se os critérios para a escolha dos conectores estão de acordo com a norma utilizada.

3.4.2 Grau de interação

Para a obtenção da força resistente de cálculo de um conector de cisalhamento, calcula-se o menor valor entre a resistência à compressão da laje de concreto e a resistência à tração do perfil de aço ($T_{máx}$), obtendo-se assim o valor do fluxo cisalhante de cada perfil.

Com o valor do fluxo cisalhante definido e considerando que a interação completa transmite 100% desse fluxo, tem-se então o valor do somatório das resistências que os conectores devem resistir. Na Figura A.4 é apresentado o cálculo do fluxo cisalhante, enquanto que na Figura A.5, a força resistente de cálculo de cada conector.

$$\begin{aligned}
 T_{max} &:= y_{ep} \leftarrow \frac{d_g}{2} + h_F + t_c \\
 n_i &\leftarrow 2 \cdot \left(\frac{d_g + h_F + t_c - y_{ep}}{d_g + h_F + t_c - y_{ep} - h_t} \right) \\
 n_s &\leftarrow 0 \\
 f_1 &\leftarrow 0 \text{MPa} \\
 f_2 &\leftarrow f_{yd} \cdot n_i \cdot \frac{t_{fs}}{d_g} \text{ if } \left(f_{yd} \cdot n_i \cdot \frac{t_{fs}}{d_g} \right) \leq f_{yd} \\
 f_2 &\leftarrow f_{yd} \text{ otherwise} \\
 f_3 &\leftarrow f_{yd} \cdot n_i \cdot \frac{h_t}{d_g} \text{ if } \left(f_{yd} \cdot n_i \cdot \frac{h_t}{d_g} \right) \leq f_{yd} \\
 f_3 &\leftarrow f_{yd} \text{ otherwise} \\
 T_{max} &\leftarrow \begin{cases} \left[\begin{array}{l} f_{yd} \cdot A_t \dots \\ + f_2 \cdot \frac{t_{fs}}{2} \cdot b_{fs} \dots \\ + (f_3 + f_2) \cdot \frac{(h_t - t_{fs})}{2} \cdot t_w \end{array} \right] & \text{if } \left[\begin{array}{l} f_{yd} \cdot A_t \dots \\ + f_2 \cdot \frac{t_{fs}}{2} \cdot b_{fs} \dots \\ + (f_3 + f_2) \cdot \frac{(h_t - t_{fs})}{2} \cdot t_w \end{array} \right] \leq (0.85 \cdot f_{cd} \cdot b_{ef} \cdot t_c) \\ (0.85 \cdot f_{cd} \cdot b_{ef} \cdot t_c) & \text{otherwise} \end{cases} \\
 T_{max} &= 582.309 \cdot \text{kN} \\
 \frac{0.3 \cdot (t_{fcs} + 0.5 \cdot t_{wcs}) \cdot L_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} &= 176.173 \cdot \text{kN} && \text{Carga máxima por Conector U} \\ &&& \text{(cargas maiores acarretam no} \\ &&& \text{cisalhamento do conector)} \\
 R_p &:= 0.75 \\
 R_g &:= 1.00 \\
 \frac{R_g \cdot R_p \cdot A_{cs} \cdot f_{ucs}}{\gamma_{cs}} &= 96.701 \cdot \text{kN} && \text{Carga máxima por Stud-Bolt} \\ &&& \text{(cargas maiores acarretam no} \\ &&& \text{cisalhamento do conector)} \\
 \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{A_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \right) &\text{ if } Tipo_{Conector} = 1 &= 93.477 \cdot \text{kN} && \text{Capacidade máxima de carga} \\ &&&& \text{absorvida pelo concreto. (caso 1} \\ &&&& \text{para o stud Bolt e caso 2 para o} \\ &&&& \text{conector U)} \\
 \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{A_{cu} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \right) &\text{ if } Tipo_{Conector} = 2 &&&
 \end{aligned}$$

Figura A.4 – Cálculo do fluxo cisalhante.

$$Q_{Rd} := \begin{cases} \text{if } Tipo_{Conector} = 1 \\ \left| \begin{array}{l} \frac{1}{2} \cdot \frac{A_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \text{ if } \frac{R_g \cdot R_p \cdot A_{cs} \cdot f_{ucs}}{\gamma_{cs}} > \frac{1}{2} \cdot \frac{A_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \\ \frac{R_g \cdot R_p \cdot A_{cs} \cdot f_{ucs}}{\gamma_{cs}} \text{ otherwise} \end{array} \right. \\ \text{if } Tipo_{Conector} = 2 \\ \left| \begin{array}{l} \frac{1}{2} \cdot \frac{A_{cu} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \text{ if } \frac{0.3 \cdot (t_{fcs} + 0.5 \cdot t_{wcs}) \cdot L_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} > \frac{1}{2} \cdot \frac{A_{cu} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \\ \frac{0.3 \cdot (t_{fcs} + 0.5 \cdot t_{wcs}) \cdot L_{cs} \cdot \sqrt{f_{ck} \cdot E_c}}{\gamma_{cs}} \text{ otherwise} \end{array} \right. \end{cases}$$

Figura A.5 – Cálculo da força resistente de cálculo de um conector.

Para a definição do grau de interação calcula-se o valor da interação parcial mínima permitida por norma e escolhe-se o grau de interação desejado, como mostrado na Figura A.6.

Determinação do número de conectores para interação total

$$n_i := \text{Ceil} \left(\frac{T_{max}}{Q_{Rd}}, 1 \right) \quad n_i = 7.000$$

Conectores tipo Stud Bolt para metade da viga.

Grau de interação mínimo

$$\eta_i := \begin{cases} \text{if } b_{fs} \cdot t_{fs} = b_{ft} \cdot t_{ft} \\ \left| \begin{array}{l} \max \left[0.4, 1 - \frac{E}{578 \cdot f_y} \cdot \left(0.75 - 0.03 \cdot \frac{Ll}{100cm} \right) \right] \text{ if } Ll \leq 2500cm \\ 1 \text{ otherwise} \end{array} \right. \\ \text{if } b_{fs} \cdot t_{fs} \neq b_{ft} \cdot t_{ft} \\ \left| \begin{array}{l} \max \left[0.4, 1 - \frac{E}{578 \cdot f_y} \cdot \left(0.30 - 0.015 \cdot \frac{Ll}{100cm} \right) \right] \text{ if } Ll \leq 2000cm \\ 1 \text{ otherwise} \end{array} \right. \end{cases}$$

$\eta_i = 0.642$

Escolha o grau de interação:

$\left(\begin{array}{c} \eta \\ n \end{array} \right) :=$	<ul style="list-style-type: none"> 1 0,96316356047026 0,80263630039189 0,64210904031351 	<ul style="list-style-type: none"> $\eta = 1.000$ Grau de interação escolhido $n = 7.000$ Número de conectores para o grau escolhido $\Sigma Q_{Rd} := n \cdot Q_{Rd} = 654.336 \cdot kN$
--	---	---

$(n_i \quad \eta_i \quad T_{max} \quad Q_{Rd})$

Figura A.6 – Verificação do grau de interação mínimo permitido pela ABNT NBR 8800:2008 e sua escolha.

3.5 Propriedades da viga alveolar mista

Neste item a inércia equivalente, as inércias efetivas (para ações de curta duração e de longa duração) e a área equivalente são calculadas.

Para o cálculo das inércias efetivas para ações de curta duração e de longa duração faz-se necessário um processo iterativo para determinar a posição da linha neutra elástica da seção transformada. Como exemplo, na Figura A.7 é apresentado o roteiro de cálculo da inércia efetiva para ações de curta duração.

Ações de Curta Duração

$$\alpha_{E,CD} := \frac{E}{E_c} = 9.40 \qquad b_{tr} := \frac{b_{ef}}{\alpha_{E,CD}} = 34.86 \text{ cm}$$

$$y_t := \frac{dg}{2} = 26.175 \text{ cm} \qquad \text{Posição da Linha Neutra da viga de aço isolada.}$$

Comentário: Calculam-se os dois valores de y.tr. Um para o caso de a < t_c e outro para o caso de a ≥ t_c; decide qual dos dois pegar ao final.

$$A'_c := b_{tr} \cdot t_c$$

$$a_{tr} := t_c$$

	0
0	6.759
1	52.091

$$\begin{pmatrix} a_{tr} \\ y_{tr.atr} \end{pmatrix} := \begin{cases} a_{trvelho} \leftarrow 0 \\ A_{cint} \leftarrow A'_c \\ a_{int} \leftarrow a_{tr} \\ \text{while } |a_{int} - a_{trvelho}| > 10^{-10} \text{ cm} \\ \quad \left| \begin{array}{l} a_{trvelho} \leftarrow a_{int} \\ y_{int} \leftarrow \frac{(A_a \cdot y_t) + A_{cint} \cdot \left(dg + t_c + h_F - \frac{a_{int}}{2} \right)}{(A_a + A_{cint})} \\ a_{int} \leftarrow dg + h_F + t_c - y_{int} \\ A_{cint} \leftarrow b_{tr} \cdot a_{int} \end{array} \right. \\ \left. \begin{pmatrix} a_{int} \\ y_{int} \end{pmatrix} \end{cases}$$

$$a_{tr} := \begin{cases} t_c & \text{if } dg + h_F + t_c - y_{tr.atr} \geq t_c \\ (dg + h_F + t_c - y_{tr.atr}) & \text{otherwise} \end{cases} = 6.500 \text{ cm}$$

$$A'_{tr} := b_{tr} a_{tr} = 226.577 \text{ cm}^{2.000}$$

$$y_{tr} := \begin{cases} \text{if } a_{tr} \geq t_c & = 52.1 \text{ cm} \\ \left| \begin{array}{l} A'_c \leftarrow b_{tr} \cdot t_c \\ \frac{A_a \cdot y_t + A'_c \cdot \left(dg + h_F + \frac{t_c}{2} \right)}{A_a + A'_c} \end{array} \right. \\ y_{tr.atr} & \text{if } (a_{tr} < t_c) \end{cases}$$

$$y_{tr} = 52.086 \text{ cm}$$

$$a_{tr} = 6.500 \text{ cm}$$

$$I_{tr} := \begin{cases} I_e + A_a \cdot (y_{tr} - y_t)^2 + \frac{b_{tr} \cdot (t_c)^3}{12} + (b_{tr} \cdot t_c) \cdot \left(dg + h_F + \frac{t_c}{2} - y_{tr} \right)^2 & \text{if } (y_{tr} \leq dg) \\ I_e + A_a \cdot (y_{tr} - y_t)^2 + \frac{b_{tr} \cdot (a_{tr})^3}{12} + (b_{tr} \cdot a_{tr}) \cdot \left(dg + h_F + t_c - \frac{a_{tr}}{2} - y_{tr} \right)^2 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$I_{tr} = 43931.234 \text{ cm}^{4.000} \qquad I_{ef,CD} := I_e + \sqrt{I_1} \cdot (I_{tr} - I_e) = 43931.234 \text{ cm}^{4.000}$$

Figura A.7 – Cálculo da inércia efetiva para ações de curta duração.

4.0 Ações de cálculo

As ações atuantes de cálculo permanentes e acidentais devem ser definidas com suas combinações.

5.0 Verificações

5.1 Momento fletor resistente de cálculo

5.1.1 Interação completa

O roteiro para o cálculo do momento fletor resistente de cálculo é o mais extenso e foi dividido em trechos. Na Figura A.8 são apresentados os trechos do roteiro de cálculo para a interação completa.

$$\begin{aligned}
 M_{Rd,IC} := & R_{aux} \leftarrow 10kN \\
 & y_{ep} \leftarrow \left(\frac{dg}{2} + h_F + t_c \right) \\
 & \text{if } (\eta = 1.0) \\
 & \quad \text{while } |R_{aux}| > 5kN \\
 & \quad \quad \text{if } y_{ep} > (t_c + h_F + h_t) \\
 & \quad \quad \quad \left[f_1 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right] \\
 & \quad \quad \quad ((f_1 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise} \\
 & \quad \quad \quad \left[f_2 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_{fb})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_{fb})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right] \\
 & \quad \quad \quad ((f_2 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise} \\
 & \quad \quad \quad \left[f_3 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - h_t)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - h_t)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right] \\
 & \quad \quad \quad ((f_3 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise} \\
 & \quad \quad T_{ad} \leftarrow A_t \cdot f_{yd} \\
 & \quad \quad T_{wsd} \leftarrow 0N \\
 & \quad \quad T_{tsd} \leftarrow 0N \\
 & \quad \quad C_{wsd,1} \leftarrow t_w \cdot (h_t - t_{fb}) \cdot f_3 \\
 & \quad \quad C_{wsd,2} \leftarrow t_w \cdot \frac{(h_t - t_{fb})}{2} \cdot (f_2 - f_3) \\
 & \quad \quad C_{wsd} \leftarrow C_{wsd,1} + C_{wsd,2} \\
 & \quad \quad C_{tsd,1} \leftarrow b_{fb} \cdot t_{fb} \cdot f_2 \\
 & \quad \quad C_{tsd,2} \leftarrow b_{fb} \cdot \frac{t_{fb}}{2} \cdot (f_1 - f_2) \\
 & \quad \quad C_{tsd} \leftarrow C_{tsd,1} + C_{tsd,2} \\
 & \quad \quad C_{cd} \leftarrow t_c \cdot b_{ef} \cdot 0.85 \cdot f_{cd} \\
 & \quad \quad M_{Rd} \leftarrow T_{ad} \cdot (dg + h_F + t_c - y_{ep} - y_{tb}) + C_{wsd,1} \cdot \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_{fb} - \frac{(h_t - t_{fb})}{2} \right] \dots \\
 & \quad \quad \quad + C_{wsd,2} \cdot \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_{fb} - \frac{(h_t - t_{fb})}{3} \right] + C_{tsd,1} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fb}}{2} \right) \dots \\
 & \quad \quad \quad + C_{tsd,2} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fb}}{3} \right) + C_{cd} \cdot \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right)
 \end{aligned}$$

Figura A.8 – Trecho 1 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação completa).

		$\text{if } \left[\left[y_{ep} \geq (t_c + h_F + t_{\beta}) \wedge (y_{ep} \leq t_c + h_F + h_t) \right] \right]$ $\left[f_1 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right]$ $((f_1 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise}$ $\left[f_2 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_{\beta})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F - t_{\beta})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right]$ $((f_2 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise}$ $\left[f_3 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right]$ $((f_3 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise}$ $T_{ad} \leftarrow A_t \cdot f_{yd}$ <hr style="border-top: 1px dashed black;"/> $T_{wsd} \leftarrow \frac{t_w}{2} \cdot (t_c + h_F + h_t - y_{ep}) \cdot f_3$ $T_{tsd} \leftarrow 0N$ $C_{wsd} \leftarrow \frac{t_w}{2} \cdot (y_{ep} - t_c - h_F - t_{\beta}) \cdot f_2$ $C_{tsd.1} \leftarrow b_{\beta} \cdot t_{\beta} \cdot f_2$ $C_{tsd.2} \leftarrow b_{\beta} \cdot \frac{t_{\beta}}{2} \cdot (f_1 - f_2)$ $C_{tsd} \leftarrow C_{tsd.1} + C_{tsd.2}$ $C_{cd} \leftarrow t_c \cdot b_{ef} \cdot 0.85 \cdot f_{cd}$ $M_{Rd} \leftarrow T_{ad} \cdot (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_{tb}) + T_{wsd} \cdot (t_c + h_F + h_t - y_{ep}) \cdot \frac{2}{3} \dots$ $+ C_{wsd} \cdot \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_{\beta} - \frac{(h_t - t_{\beta})}{3} \right] + C_{tsd.1} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{\beta}}{2} \right) \dots$ $+ C_{tsd.2} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{\beta}}{3} \right) + C_{cd} \cdot \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right)$
--	--	--

Figura A.8 (continuação) – Trecho 2 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação completa).

		$\text{if } \left[\left[y_{ep} > t_c + h_F \wedge \left[y_{ep} < (t_c + h_F + t_{\beta}) \right] \right] \right]$ $\left[f_1 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(y_{ep} - t_c - h_F)}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right]$ $((f_1 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise}$ $\left[f_2 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(t_c + h_F + t_{\beta} - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(t_c + h_F + t_{\beta} - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right]$ $((f_2 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise}$ $\left[f_3 \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \right] \text{ if } \left[f_{yd} \cdot \frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})} \leq f_{yd} \right]$ $((f_3 \leftarrow f_{yd})) \text{ otherwise}$ $T_{ad} \leftarrow A_t \cdot f_{yd}$ $T_{wsd.1} \leftarrow t_w \cdot (h_t - t_{\beta}) \cdot f_2$ $T_{wsd.2} \leftarrow \frac{t_w}{2} \cdot (h_t - t_{\beta}) \cdot (f_3 - f_2)$ $T_{wsd} \leftarrow T_{wsd.1} + T_{wsd.2}$ $T_{tsd} \leftarrow \frac{b_{\beta}}{2} \cdot (t_c + h_F + t_{\beta} - y_{ep}) \cdot f_2$ $C_{wsd} \leftarrow 0N$ $C_{tsd} \leftarrow \frac{b_{\beta}}{2} \cdot (y_{ep} - t_c - h_F) \cdot f_1$ $C_{cd} \leftarrow t_c \cdot b_{ef} \cdot 0.85 \cdot f_{cd}$ $M_{Rd} \leftarrow T_{ad} \cdot (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_{tb}) + T_{tsd} \cdot (t_c + h_F + t_{\beta} - y_{ep}) \cdot \frac{2}{3} \dots$ <hr style="border-top: 1px dashed black;"/> $+ T_{wsd.1} \cdot \left[(t_c + h_F + t_{\beta} - y_{ep}) + \frac{(h_t - t_{\beta})}{2} \right] \dots$ $+ T_{wsd.2} \cdot \left[(t_c + h_F + t_{\beta} - y_{ep}) + \frac{2 \cdot (h_t - t_{\beta})}{3} \right] + C_{tsd} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{\beta}}{3} \right) \dots$ $+ C_{cd} \cdot \left(y_{ep} - \frac{t_c}{2} \right)$
--	--	---

Figura A.8 (continuação) – Trecho 3 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação completa).

```

if (yep ≤ tc + hF)
  yep ← tc if yep > tc
  yep ← yep otherwise
  [ f1 ← fyd ·  $\frac{(t_c + h_F - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})}$  ] if [ fyd ·  $\frac{(t_c + h_F - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})}$  ≤ fyd ]
  ((f1 ← fyd)) otherwise
  [ f2 ← fyd ·  $\frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})}$  ] if [ fyd ·  $\frac{(t_c + h_F + t_f - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})}$  ≤ fyd ]
  ((f2 ← fyd)) otherwise
  [ f3 ← fyd ·  $\frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})}$  ] if [ fyd ·  $\frac{(t_c + h_F + h_t - y_{ep})}{(t_c + h_F + h_t + h_o - y_{ep})}$  ≤ fyd ]
  (f3 ← fyd) otherwise
  Tad ← At · fyd
  Twsd.1 ← tw · (ht - tf) · f2
  Twsd.2 ←  $\frac{t_w}{2}$  · (ht - tf) · (f3 - f2)
  Twsd ← Twsd.1 + Twsd.2
  Ttsd.1 ← bf · tf · f1
  Ttsd.2 ← bf ·  $\frac{t_f}{2}$  · (f2 - f1)
  Ttsd ← Ttsd.1 + Ttsd.2
  Cwsd ← 0N
  Ctsd ← 0N
  Ccd ← yep · bef · 0.85 · fcd
  MRd ← Tad · (dg + hF + tc - yep - ytb) + Twsd.1 ·  $\left[ t_c + h_F + t_f + \frac{1}{2} \cdot (h_t - t_f) - y_{ep} \right] \dots$ 
  + Twsd.2 ·  $\left[ t_c + h_F + t_f + \frac{2}{3} \cdot (h_t - t_f) - y_{ep} \right] + T_{tsd.1} \cdot \left( t_c + h_F + \frac{1}{2} \cdot t_f - y_{ep} \right) \dots$ 
  + Ttsd.2 ·  $\left( t_c + h_F + \frac{2}{3} \cdot t_f - y_{ep} \right) + C_{cd} \cdot \frac{y_{ep}}{2}$ 
  Raux ← Tad + Twsd + Ttsd - Cwsd - Ctsd - Ccd
  yep ← yep - 0.01cm
  return MRd
"Interação Parcial" otherwise

```

Figura A.8 (continuação) – Trecho 4 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação completa).

5.1.2 Interação parcial

O roteiro para o cálculo do momento fletor resistente de cálculo é o mais extenso e foi dividido em trechos. Na Figura A.9 são apresentados os trechos do roteiro de cálculo para a interação parcial.

$$\begin{aligned}
 M_{Rd,IP} := & R_{aux} \leftarrow 10kN \\
 & y_{ep} \leftarrow \left(\frac{dg}{2} + h_F + t_c \right) \\
 & n_i \leftarrow \frac{dg + h_F + t_c - y_{ep}}{dg + h_F + t_c - y_{ep} - h_t} \\
 & n_s \leftarrow n_i \\
 & \text{if } (\eta < 1.0) \\
 & \quad T_{ad} \leftarrow A_t \cdot f_{yd} \\
 & \quad C_{cd} \leftarrow \Sigma Q_{Rd} \\
 & \quad a \leftarrow \begin{cases} \frac{\Sigma Q_{Rd}}{0.85 \cdot f_{cd} \cdot b_{ef}} & \text{if } \frac{\Sigma Q_{Rd}}{0.85 \cdot f_{cd} \cdot b_{ef}} < t_c \\ t_c & \text{otherwise} \end{cases}
 \end{aligned}$$

Figura A.9– Trecho 1 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação parcial).

$$\begin{aligned}
 & \text{while } |R_{aux}| > 5kN \\
 & \quad f_1 \leftarrow n_s \cdot f_{yd} \quad \text{if } n_s \cdot f_{yd} \leq f_{yd} \\
 & \quad f_1 \leftarrow f_{yd} \\
 & \quad f_{n2} \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{t_{fs} \cdot (n_i + n_s)}{dg} \\
 & \quad (f_{2p} \leftarrow f_1 - f_{n2}) \quad \text{if } (f_{n2} \leq f_1) \\
 & \quad ((f_{2p} \leftarrow f_{n2} - f_1) \quad \text{otherwise}) \\
 & \quad ((f_2 \leftarrow f_{yd}) \quad \text{if } (f_{2p} > f_{yd})) \\
 & \quad (f_2 \leftarrow f_{2p} \quad \text{otherwise}) \\
 & \quad \left(f_{n3} \leftarrow f_{yd} \cdot \frac{h_t \cdot (n_i + n_s)}{dg} \right) \\
 & \quad ((f_{3p} \leftarrow f_1 - f_{n3}) \quad \text{if } (f_{n3} \leq f_1)) \\
 & \quad ((f_{3p} \leftarrow f_{n3} - f_1) \quad \text{otherwise}) \\
 & \quad ((f_3 \leftarrow f_{yd}) \quad \text{if } (f_{3p} > f_{yd})) \\
 & \quad (f_3 \leftarrow f_{3p} \quad \text{otherwise}) \\
 & \quad \text{if } [y_{ep} > (t_c + h_F + h_t)] \\
 & \quad \quad T_{wsd} \leftarrow 0N \\
 & \quad \quad T_{tsd} \leftarrow 0N \\
 & \quad \quad C_{wsd.1} \leftarrow t_w \cdot (h_t - t_{fs}) \cdot f_3 \\
 & \quad \quad C_{wsd.2} \leftarrow t_w \cdot \frac{(h_t - t_{fs})}{2} \cdot (f_2 - f_3) \\
 & \quad \quad C_{wsd} \leftarrow C_{wsd.1} + C_{wsd.2} \\
 & \quad \quad C_{tsd.1} \leftarrow b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot f_2 \\
 & \quad \quad C_{tsd.2} \leftarrow b_{fs} \cdot \frac{t_{fs}}{2} \cdot (f_1 - f_2) \\
 & \quad \quad C_{tsd} \leftarrow C_{tsd.1} + C_{tsd.2} \\
 & \quad \quad M_{Rd} \leftarrow T_{ad} \cdot (dg + h_F + t_c - y_{ep} - y_{tb}) + C_{wsd.1} \cdot \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_{fs} - \frac{(h_t - t_{fs})}{2} \right] \dots \\
 & \quad \quad \quad + C_{wsd.2} \cdot \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_{fs} - \frac{(h_t - t_{fs})}{3} \right] + C_{tsd.1} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fs}}{2} \right) \dots \\
 & \quad \quad \quad + C_{tsd.2} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fs}}{3} \right) + C_{cd} \cdot \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right)
 \end{aligned}$$

Figura A.9 (continuação) – Trecho 2 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação parcial).

		$\text{if } \left[[y_{ep} \geq (t_c + h_F + t_{fs})] \wedge [y_{ep} \leq t_c + h_F + h_t] \right]$ $T_{wsd} \leftarrow \left(\frac{t_w}{2} \cdot (t_c + h_F + h_t - y_{ep}) \cdot f_3 \right)$ $T_{tsd} \leftarrow 0N$ $C_{wsd} \leftarrow \frac{t_w}{2} \cdot (y_{ep} - t_c - h_F - t_{fs}) \cdot f_2$ $C_{tsd.1} \leftarrow b_{fs} \cdot t_{fs} \cdot f_2$ $C_{tsd.2} \leftarrow b_{fs} \cdot \frac{t_{fs}}{2} \cdot (f_1 - f_2)$ $C_{tsd} \leftarrow C_{tsd.1} + C_{tsd.2}$ $M_{Rd} \leftarrow T_{ad} \cdot (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_{tb}) + T_{wsd} \cdot (t_c + h_F + h_t - y_{ep}) \cdot \frac{2}{3} \dots$ $+ C_{wsd} \cdot \left[y_{ep} - t_c - h_F - t_{fs} - \frac{(h_t - t_{fs})}{3} \right] + C_{tsd.1} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fs}}{2} \right) \dots$ $+ C_{tsd.2} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fs}}{3} \right) + C_{cd} \cdot \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right)$
--	--	---

Figura A.9 (continuação) – Trecho 3 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação parcial).

		$\text{if } \left[[y_{ep} \geq (t_c + h_F)] \wedge [y_{ep} < (t_c + h_F + t_{fs})] \right]$ $T_{wsd.1} \leftarrow t_w \cdot (h_t - t_{fs}) \cdot f_2$ $T_{wsd.2} \leftarrow \frac{t_w}{2} \cdot (h_t - t_{fs}) \cdot (f_3 - f_2)$ $T_{wsd} \leftarrow T_{wsd.1} + T_{wsd.2}$ $T_{tsd} \leftarrow \frac{b_{fs}}{2} \cdot (t_c + h_F + t_{fs} - y_{ep}) \cdot f_2$ $C_{wsd} \leftarrow 0N$ $C_{tsd} \leftarrow \frac{b_{fs}}{2} \cdot (y_{ep} - t_c - h_F) \cdot f_1$ $M_{Rd} \leftarrow T_{ad} \cdot (d_g + h_F + t_c - y_{ep} - y_{tb}) + T_{tsd} \cdot (t_c + h_F + t_{fs} - y_{ep}) \cdot \frac{2}{3} \dots$ $+ T_{wsd.1} \cdot \left[(t_c + h_F + t_{fs} - y_{ep}) + \frac{(h_t - t_{fs})}{2} \right] \dots$ $+ T_{wsd.2} \cdot \left[(t_c + h_F + t_{fs} - y_{ep}) + \frac{2 \cdot (h_t - t_{fs})}{3} \right] + C_{tsd} \cdot \left(y_{ep} - t_c - h_F - \frac{t_{fs}}{3} \right) \dots$ $+ C_{cd} \cdot \left(y_{ep} - \frac{a}{2} \right)$
--	--	---

Figura A.9 (continuação) – Trecho 4 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação parcial).

```

if [ [yep < (tc + hF) ] ]
|
| Tad ← 0kN
| Ccd ← 0kN
| Twsd ← 0kN
| Cwsd ← 0kN
| Ttsd ← 0kN
| Ctsd ← 0kN
| MRd ← "Erro. As duas L.N.E.P. estão dentro da laje"
|
Raux ← Tad + Twsd + Ttsd - Cwsd - Ctsd - Ccd
ni ← ni + 0.0001
ns ← ns - 0.0001
yep ←  $\frac{n_s \cdot dg}{(n_i + n_s)} + t_c + h_F$ 
return MRd
"Interação Completa" otherwise

```

Figura A.9 (continuação) – Trecho 5 do roteiro para cálculo do momento fletor resistente de cálculo (interação parcial).

5.2 Colapso por flambagem lateral com torção (FLT) – Viga alveolar de aço isolada (antes da cura do concreto)

A flambagem lateral com torção deve ser verificada para a viga alveolar de aço antes da cura do concreto. A verificação realizada neste item é aquela admitida na ABNT NBR 8800:2008.

5.3 Colapso por formação de mecanismo plástico

O colapso por formação de mecanismo plástico deve ser verificado em todos os alvéolos da viga. Na Figura A.10 é apresentado o roteiro de cálculo.

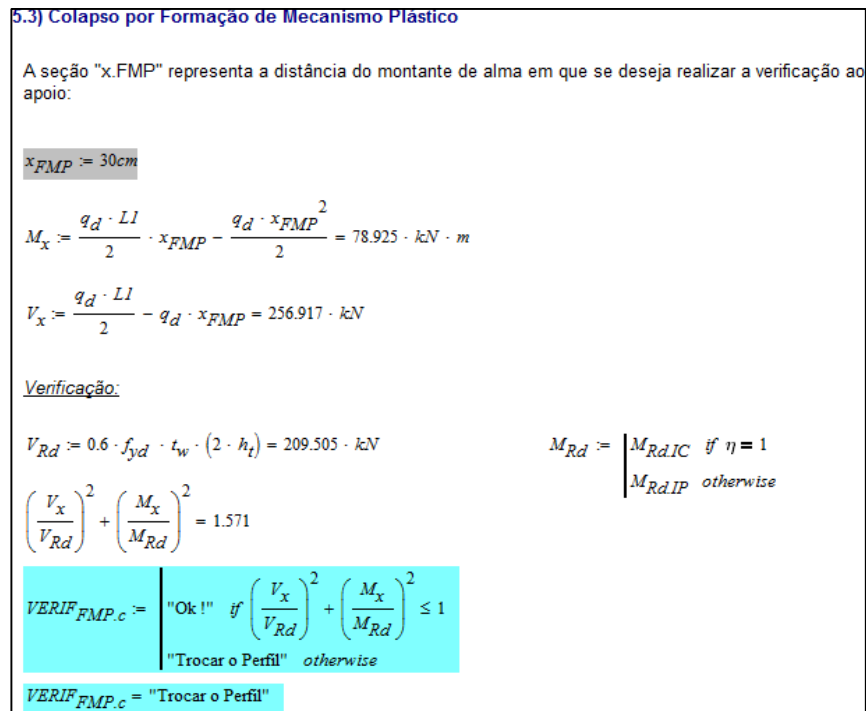


Figura A.10 – Verificação do colapso por formação de mecanismo plástico.

5.4 Colapso por escoamento do montante de alma por cisalhamento

O colapso por escoamento do montante de alma por cisalhamento deve ser verificado no montante em há o maior esforço cortante solicitante. Na Figura A.11 é apresentado o roteiro de cálculo.

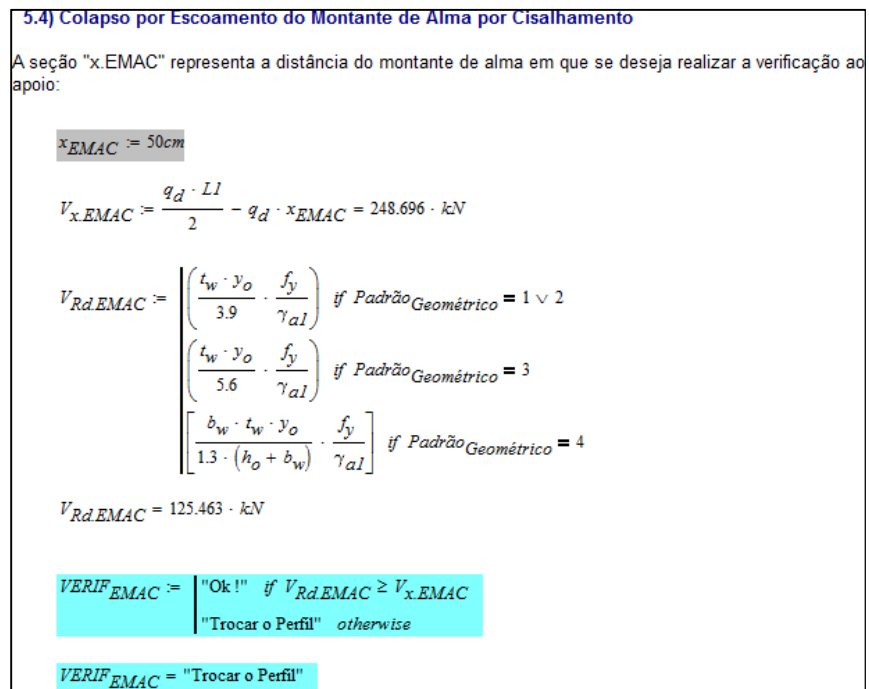


Figura A.11 – Verificação do colapso por escoamento do montante de alma por cisalhamento.

5.5 Colapso por flambagem do montante de alma

O colapso por flambagem do montante de alma deve ser verificado no montante em há o maior esforço cortante solicitante. Na Figura A.12 são apresentados os trechos de cálculo da força cortante resistente à FMA.

5.5) Flambagem do Montante de Alma

5.5.1) Cálculo da esbeltez do montante:

$$l_e := \frac{\sqrt{(b_w^2 + h_o^2)}}{2} = 20.150 \text{ cm}$$

$$\lambda_{FMA} := \frac{l_e \cdot \sqrt{12}}{t_w} = 120.346$$

5.5.2) Cálculo dos índices de esbeltez limite:

$$\lambda_{pFMA} := \begin{cases} 241.12 - 6.5524 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = (1 \vee 2) = 83.357 \\ 108.06 - 3.3301 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\lambda_{rFMA} := \begin{cases} 10.998 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 60.640 & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = (1 \vee 2) = 204.161 \\ 8.508 \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y}} - 17.150 & \text{otherwise} \end{cases}$$

Figura A.12 – Trecho 1 da verificação do colapso por flambagem do montante de alma.

5.5.3) Obtenção do fator de força:

$$\chi_{FMA} := \begin{cases} \text{if } \lambda_{FMA} < \lambda_{pFMA} & \chi \leftarrow 1 \\ & \text{return } \chi \\ \text{if } \lambda_{FMA} > \lambda_{rFMA} & \chi \leftarrow \begin{cases} 27.515 \cdot \left(\frac{E}{f_y}\right)^{0.947} \cdot \left(\frac{1}{\lambda_{FMA}}\right)^{1.830} & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = (1 \vee 2) \\ 23.416 \cdot \left(\frac{E}{f_y}\right)^{0.883} \cdot \left(\frac{1}{\lambda_{FMA}}\right)^{1.825} & \text{otherwise} \end{cases} \\ & \text{return } \chi \\ \text{if } (\lambda_{pFMA} < \lambda_{FMA} \leq \lambda_{rFMA}) & \chi_p \leftarrow 1 \\ & \chi_r \leftarrow \begin{cases} 27.515 \cdot \left(\frac{E}{f_y}\right)^{0.947} \cdot \left(\frac{1}{\lambda_{rFMA}}\right)^{1.830} & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = (1 \vee 2) \\ 23.416 \cdot \left(\frac{E}{f_y}\right)^{0.883} \cdot \left(\frac{1}{\lambda_{rFMA}}\right)^{1.825} & \text{otherwise} \end{cases} \\ & \chi \leftarrow \begin{cases} \left(\frac{\lambda_{rFMA} - \chi_r \cdot \lambda_{pFMA}}{\lambda_r - \lambda_p} - \frac{\chi_p - \chi_r}{\lambda_r - \lambda_p} \cdot \lambda_{FMA} \right) & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = (1 \vee 2) \\ \left[\chi_r + (\chi_p - \chi_r) \cdot \left(\frac{\lambda_{rFMA} - \lambda_{FMA}}{\lambda_{rFMA} - \lambda_{pFMA}} \right)^2 \right] & \text{otherwise} \end{cases} \\ & \text{return } \chi \end{cases} = 2.329$$

Figura A.12 – Trecho 2 da verificação do colapso por flambagem do montante de alma.

5.5.4) Obtenção dos coeficiente C1 e C2:

$$C_1 := \begin{cases} \text{if} \left(1.2 \leq \frac{p}{h_o} \leq 1.25 \right) \wedge \left(0.57 \leq \frac{h_o}{d_g} \leq 0.75 \right) & = 0.000 \\ \\ \left| \begin{array}{l} C_{1FMA} \leftarrow 3.7082 - 2.0267 \cdot \frac{p}{h_o} \\ \text{return } C_{1FMA} \end{array} \right. \\ \\ \text{if} \left(1.2 \leq \frac{p}{h_o} \leq 1.25 \right) \wedge \left(0.75 < \frac{h_o}{d_g} \leq 0.80 \right) \\ \left| \begin{array}{l} C_{1FMA} \leftarrow 1 \\ \text{return } C_{1FMA} \end{array} \right. \\ \\ \text{if} \left(1.25 < \frac{p}{h_o} \leq 1.40 \right) \wedge \left(0.57 \leq \frac{h_o}{d_g} \leq 0.80 \right) \\ \left| \begin{array}{l} C_{1FMA} \leftarrow 2.1372 - 0.8157 \cdot \frac{p}{h_o} \\ \text{return } C_{1FMA} \end{array} \right. \\ \\ \text{if} \left(1.4 < \frac{p}{h_o} \right) \vee \left(\frac{p}{h_o} < 1.2 \right) \\ \left| \begin{array}{l} C_{1FMA} \leftarrow 0 \\ \text{return } C_{1FMA} \end{array} \right. \end{cases}$$

$$C_2 := \begin{cases} 2.1648 - 1.559 \cdot \frac{h_o}{d_g} & \text{if} \left(1.2 \leq \frac{p}{h_o} \leq 1.25 \right) \wedge \left(0.57 \leq \frac{h_o}{d_g} \leq 0.75 \right) = 1.000 \\ 1 & \text{otherwise} \end{cases}$$

Figura A.12 – Trecho 3 da verificação do colapso por flambagem do montante de alma.

5.5.5) Obtenção da força cortante resistente de FMA:

$$V_p := \begin{cases} 1.609 \cdot b_w \cdot y_o \cdot \left(\frac{t_w}{p} \right)^{1.223} \cdot f_y & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = (1 \vee 2) = 93.112 \text{ kN} \\ 2.422 \cdot b_w \cdot y_o \cdot \left(\frac{t_w}{p} \right)^{1.148} \cdot f_y & \text{otherwise} \end{cases}$$

$\sigma_{\text{Celular}} := 100 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$ Se for padrão geométrico CELULAR, inserir a tensão de compressão de acordo com as curvas de flambagem C da BS5959-1:2000.

$$V_{Rd,FMA} := \begin{cases} \left(C_1 \cdot C_2 \cdot \sigma_{\text{Celular}} \cdot b_w \cdot t_w \right) & \text{if } \text{Padrão}_{\text{Geométrico}} = 4 = 271.030 \text{ kN} \\ \left(1.25 \cdot \chi_{FMA} \cdot V_p \right) & \text{otherwise} \end{cases}$$

$VERIF_{FMA} := \begin{cases} \text{"Ok!"} & \text{if } V_{Rd,FMA} \geq V_x,EMAC \\ \text{"Trocar o Perfil"} & \text{otherwise} \end{cases}$

$VERIF_{FMA} = \text{"Trocar o Perfil"}$

Figura A.12 – Trecho 4 da verificação do colapso por flambagem do montante de alma.

6.0 Verificação do deslocamento vertical (flecha)

A verificação do deslocamento vertical máximo é realizada de acordo com a Figura A.13.

6) Verificação do deslocamento máximo

$$\delta_{max} := \frac{LI}{350}$$

$$\delta_{max} = 3.743 \text{ cm}$$

Deslocamento devido a CP1 (antes da cura):

$$\delta_{CP1} := \frac{5}{384} \cdot \frac{CP1 \cdot LI^4}{E \cdot I_e} + \frac{CP1 \cdot LI^2}{8 \cdot G \cdot A_e} = 8.434 \text{ cm}$$

Deslocamento devido a CP2 (ações de longa duração):

$$\delta_{CP2} := \frac{5}{384} \cdot \frac{CP2 \cdot LI^4}{E \cdot I_{efLD}} + \frac{CP2 \cdot LI^2}{8 \cdot G \cdot A_e} = 2.694 \text{ cm}$$

Deslocamento devido a SC2 (ações de curta duração):

$$\delta_{SC2} := \frac{5}{384} \cdot \frac{SC2 \cdot LI^4}{E \cdot I_{efCD}} + \frac{SC2 \cdot LI^2}{8 \cdot G \cdot A_e} = 7.233 \text{ cm}$$

Deslocamento devido a CP1 (antes da cura do concreto):

Considerando combinação rara

$$\delta_{a.cura} := \delta_{CP1} = 8.434 \text{ cm}$$

Deslocamento devido a CP1+CP2+SC2:

Considerando combinação rara

$$\delta_{d.cura} := \delta_{CP1} + \delta_{CP2} + \delta_{SC2} = 18.360 \text{ cm}$$

$$VERIF_{\delta} := \begin{cases} \text{"Ok"} & \text{if } \delta_{a.cura} \leq \delta_{max} \wedge \delta_{d.cura} \leq \delta_{max} \\ \text{"Aplicar contra flecha ou trocar perfil"} & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$VERIF_{\delta} = \text{"Aplicar contra flecha ou trocar perfil"}$$

Figura A.13 – Verificação do deslocamento vertical excessivo.

ANEXO 1 – CURVAS DE FLAMBAGEM ‘C’ DA BS 5950-1:2000

Neste anexo, apresentam-se as curvas de flambagem ‘C’ da BS 5950-1:2000 para a determinação da tensão de compressão σ (apresentada como ρ_c na referência descrita) resistente do montante de alma em vigas celulares segundo Lawson⁹ (2002 *apud* VIEIRA, 2014).

⁹ Lawson, R. M.; Oshatogbe, D; Newman, G. M. *Design of FABSEC cellular beams in non-composite and composite applications*. The Steel Construction Institute, Vol. 269. 2002.

5) Values of p_c (N/mm ²) with $\lambda < 110$ for strut curve c															
λ	Steel grade and design strength p_y (N/mm ²)														
	S 275					S 355					S 460				
	235	245	255	265	275	315	325	335	345	355	400	410	430	440	460
15	235	245	255	265	275	315	325	335	345	355	398	408	427	436	455
20	233	242	252	261	271	308	317	326	336	345	387	396	414	424	442
25	226	235	245	254	263	299	308	317	326	335	375	384	402	410	428
30	220	228	237	246	255	289	298	307	315	324	363	371	388	396	413
35	213	221	230	238	247	280	288	296	305	313	349	357	374	382	397
40	206	214	222	230	238	270	278	285	293	301	335	343	358	365	380
42	203	211	219	227	235	266	273	281	288	296	329	337	351	358	373
44	200	208	216	224	231	261	269	276	284	291	323	330	344	351	365
46	197	205	213	220	228	257	264	271	279	286	317	324	337	344	357
48	195	202	209	217	224	253	260	267	274	280	311	317	330	337	349
50	192	199	206	213	220	248	255	262	268	275	304	310	323	329	341
52	189	196	203	210	217	244	250	257	263	270	297	303	315	321	333
54	186	193	199	206	213	239	245	252	258	264	291	296	308	313	324
56	183	189	196	202	209	234	240	246	252	258	284	289	300	305	315
58	179	186	192	199	205	229	235	241	247	252	277	282	292	297	306
60	176	183	189	195	201	225	230	236	241	247	270	274	284	289	298
62	173	179	185	191	197	220	225	230	236	241	262	267	276	280	289
64	170	176	182	188	193	215	220	225	230	235	255	260	268	272	280
66	167	173	178	184	189	210	215	220	224	229	248	252	260	264	271
68	164	169	175	180	185	205	210	214	219	223	241	245	252	256	262
70	161	166	171	176	181	200	204	209	213	217	234	238	244	248	254
72	157	163	168	172	177	195	199	203	207	211	227	231	237	240	246
74	154	159	164	169	173	190	194	198	202	205	220	223	229	232	238
76	151	156	160	165	169	185	189	193	196	200	214	217	222	225	230
78	148	152	157	161	165	180	184	187	191	194	207	210	215	217	222
80	145	149	153	157	161	176	179	182	185	188	201	203	208	210	215
82	142	146	150	154	157	171	174	177	180	183	195	197	201	203	207
84	139	142	146	150	154	167	169	172	175	178	189	191	195	197	201
86	135	139	143	146	150	162	165	168	170	173	183	185	189	190	194
88	132	136	139	143	146	158	160	163	165	168	177	179	183	184	187
90	129	133	136	139	142	153	156	158	161	163	172	173	177	178	181
92	126	130	133	136	139	149	152	154	156	158	166	168	171	173	175
94	124	127	130	133	135	145	147	149	151	153	161	163	166	167	170
96	121	124	127	129	132	141	143	145	147	149	156	158	160	162	164
98	118	121	123	126	129	137	139	141	143	145	151	153	155	157	159
100	115	118	120	123	125	134	135	137	139	140	147	148	151	152	154
102	113	115	118	120	122	130	132	133	135	136	143	144	146	147	149
104	110	112	115	117	119	126	128	130	131	133	138	139	142	142	144
106	107	110	112	114	116	123	125	126	127	129	134	135	137	138	140
108	105	107	109	111	113	120	121	123	124	125	130	131	133	134	136

Figura 1 - Tensão de compressão resistente (p_c) para $15 \leq \lambda \leq 108$.

6) Values of p_c (N/mm ²) with $\lambda \geq 110$ for strut curve c															
λ	Steel grade and design strength p_y (N/mm ²)														
	S 275					S 355					S 460				
	235	245	255	265	275	315	325	335	345	355	400	410	430	440	460
110	102	104	106	108	110	116	118	119	120	122	126	127	129	130	132
112	100	102	104	106	107	113	115	116	117	118	123	124	125	126	128
114	98	100	101	103	105	110	112	113	114	115	119	120	122	123	124
116	95	97	99	101	102	108	109	110	111	112	116	117	118	119	120
118	93	95	97	98	100	105	106	107	108	109	113	114	115	116	117
120	91	93	94	96	97	102	103	104	105	106	110	110	112	112	113
122	89	90	92	93	95	99	100	101	102	103	107	107	109	109	110
124	87	88	90	91	92	97	98	99	100	100	104	104	106	106	107
126	85	86	88	89	90	94	95	96	97	98	101	102	103	103	104
128	83	84	86	87	88	92	93	94	95	95	98	99	100	100	101
130	81	82	84	85	86	90	91	91	92	93	96	96	97	98	99
135	77	78	79	80	81	84	85	86	87	87	90	90	91	92	92
140	72	74	75	76	76	79	80	81	81	82	84	85	85	86	87
145	69	70	71	71	72	75	76	76	77	77	79	80	80	81	81
150	65	66	67	68	68	71	71	72	72	73	75	75	76	76	76
155	62	63	63	64	65	67	67	68	68	69	70	71	71	72	72
160	59	59	60	61	61	63	64	64	65	65	66	67	67	67	68
165	56	56	57	58	58	60	60	61	61	61	63	63	64	64	64
170	53	54	54	55	55	57	57	58	58	58	60	60	60	60	61
175	51	51	52	52	53	54	54	55	55	55	56	57	57	57	58
180	48	49	49	50	50	51	52	52	52	53	54	54	54	54	55
185	46	46	47	47	48	49	49	50	50	50	51	51	52	52	52
190	44	44	45	45	45	47	47	47	47	48	49	49	49	49	49
195	42	42	43	43	43	45	45	45	45	45	46	46	47	47	47
200	40	41	41	41	42	43	43	43	43	43	44	44	45	45	45
210	37	37	38	38	38	39	39	39	40	40	40	40	41	41	41
220	34	34	35	35	35	36	36	36	36	36	37	37	37	37	38
230	31	32	32	32	32	33	33	33	33	34	34	34	34	34	35
240	29	29	30	30	30	30	31	31	31	31	31	31	32	32	32
250	27	27	27	28	28	28	28	28	29	29	29	29	29	29	29
260	25	25	26	26	26	26	26	26	27	27	27	27	27	27	27
270	23	24	24	24	24	24	25	25	25	25	25	25	25	25	25
280	22	22	22	22	22	23	23	23	23	23	23	24	24	24	24
290	21	21	21	21	21	21	21	22	22	22	22	22	22	22	22
300	19	19	20	20	20	20	20	20	20	20	21	21	21	21	21
310	18	18	18	19	19	19	19	19	19	19	19	19	19	19	20
320	17	17	17	17	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18	18
330	16	16	16	16	17	17	17	17	17	17	17	17	17	17	17
340	15	15	15	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16	16
350	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15	15

Figura 2 – Tensão de compressão resistente (p_c) para $110 \leq \lambda \leq 350$.