



Bruno Vicente Dias

**Modelagem por elementos finitos de vigas de aço
casteladas e vigas casteladas expandidas**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio.

Orientador: Prof. Sebastião Arthur Lopes de Andrade
Co-Orientador: Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Rio de Janeiro
Julho de 2017



Bruno Vicente Dias

Modelagem por elementos finitos de vigas de aço casteladas e vigas casteladas expandidas

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio do Centro Técnico Científico da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada.

Prof. Sebastião Arthur Lopes de Andrade

Orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Co-Orientador

Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Prof. Raul Rosas e Silva

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Prof. Márcio da Silveira Carvalho

Coordenador Setorial do

Centro Técnico Científico – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 05 de julho de 2017.

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, do autor e do orientador.

Bruno Vicente Dias

Graduou-se em Engenharia Civil na Universidade do Estado do Rio de Janeiro em 2014. Na PUC-Rio, desenvolveu pesquisas na área de estruturas, atuando na linha de estruturas metálicas e mistas.

Ficha Catalográfica

Dias, Bruno Vicente

Modelagem por elementos finitos de vigas de aço casteladas e vigas casteladas expandidas / Bruno Vicente Dias; orientadores: Sebastião Arthur Lopes de Andrade, Luciano Rodrigues Ornelas de Lima. – 2017.

127 f. ; 30 cm

Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2017.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Civil e Ambiental – Teses. 2. Estruturas de aço. 3. Análise não linear. 4. Vigas com aberturas na alma. 5. Vigas casteladas. 6. Vigas casteladas expandidas. I. Andrade, Sebastião Arthur Lopes de. II. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil. IV. Título.

CDD 624

Agradecimentos

A minha mãe Aparecida Dias, por todo o suporte.

Aos meus orientadores Sebastião Andrade e Luciano Lima por toda a paciência e orientação no desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus colegas Antonyony Heitor, Augusto César e Mendel Dias por toda colaboração e ajuda.

A minha amiga Vanessa Solidade, por me aturar durante todo este processo.

Aos meus amigos gloriosos, especialmente à Rose.

Aos colegas do Muay Thai, por todo incentivo e ensinamentos.

As amizades que fiz na PUC-Rio durante esse tempo e aos profissionais do Laboratório de Engenharia Civil por sempre me animarem.

A secretária da pós-graduação Rita de Cássia por toda a ajuda no processo de dissertação.

Ao CNPq pelo auxílio financeiro no desenvolvimento deste trabalho.

Resumo

Dias, Bruno Vicente; Andrade, Sebastião Arthur Lopes de (Orientador); Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de (Co-Orientador); **Modelagem por elementos finitos de vigas de aço casteladas e vigas casteladas expandidas**; Rio de Janeiro, 2017. 127 p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

As vigas de aço com abertura de alma propiciam a passagem de tubulações de serviços e instalações, fornecendo boa capacidade de resistência aos esforços cortantes. As vigas casteladas e as vigas celulares apresentam limitações de dimensões da abertura que estão ligadas à altura do perfil base, geralmente produzindo-se um perfil 50% maior em altura. Neste trabalho, são estudadas as vigas casteladas expandidas em altura, através da soldagem de uma chapa complementar de alma, de modo a se obter vigas de maior inércia, mais leves e com maiores aberturas. O presente trabalho aborda os resultados obtidos através da modelagem por elementos finitos com análise não linear física e geométrica, com vistas a investigação do comportamento estrutural quanto a resistência da seção transversal e rigidez visando-se a redução de custos de fabricação pela eliminação da soldagem de chapas de reforço na região da abertura.

Palavras-chave

Estruturas de Aço; Análise não linear; Vigas com Aberturas na Alma; Vigas Casteladas; Vigas Casteladas Expandidas.

Abstract

Dias, Bruno Vicente; Andrade, Sebastião Arthur Lopes de (Advisor); Luciano Rodrigues Ornelas de (Co-Advisor); **Finite element modeling of castellated and expanded castellated steel beams**; Rio de Janeiro, 2017. 127 p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Steel beams with web openings allow integration between structural and tubular services and facilities, providing good shear strength capacity. The castellated and cellular beams have limitations due to this web openings and results in a profile with 50% higher depth. In this research, depth expanded castellated beams with the use of an additional welded plate will be studied, aiming the obtainment of higher inertia as well as wider openings on lighter beams. The present work addresses the results results obtained through the finite element method using physical and geometric nonlinear analysis, observing the structural behavior regarding stiffness and strength in order to reduce manufacturing costs since the reinforcement plates in the areas will no more be required.

Keywords

Steel Structures; Nonlinear Analysis; Beams with Web Openings; Castellated Beams; Castellated Beams with Expansion Plate.

Sumário

1 Introdução	14
1.1. Motivação	14
1.2. Objetivos	18
1.3. Metodologia	18
1.4. Escopo	19
2 Vigas de Aço com Aberturas na Alma	21
2.1. Introdução	21
2.2. Classificação	21
2.3. Vigas casteladas e celulares	23
2.3.1. Processo de fabricação	25
2.3.2. Configurações geométricas das vigas com aberturas	27
2.4. Outras soluções de vigas com alvéolos sequenciais	30
2.5. Vigas expandidas	32
2.6. Vigas alveolares mistas	34
3 Revisão Bibliográfica	35
3.1. Introdução	35
3.2. Vigas com abertura localizada na alma	35
3.3. Vigas celulares e casteladas	52
4 Dimensionamento estrutural de vigas casteladas	56
4.1. Introdução	56
4.2. Formação de um mecanismo <i>Vierendeel</i>	56
4.3. Formação de rótulas plásticas	57
4.4. Ruptura das soldas entre as aberturas	58
4.5. Flambagem do montante da alma devido à força cortante	58
4.6. Flambagem por compressão do montante da alma	59
4.7. Flambagem lateral com torção	60

4.8. Normas de dimensionamento	60
4.9. Estados limites últimos aplicáveis	61
4.9.1. Estado limite último de formação de mecanismo plástico	62
4.9.2. Estado limite último de escoamento por cisalhamento do montante da alma	73
4.9.3. Estado limite último de escoamento por flexão do montante da alma	74
4.9.4. Estado limite último de flambagem do montante de alma	75

5 Modelagem Computacional do Comportamento de Vigas com Aberturas de Alma

76

5.1. Introdução	76
5.2. Vigas com Abertura na Alma	76
5.2.1. Descrição do modelo usado na calibração	76
5.2.2. Modelo Numérico	79
5.2.3. Resultados	83
5.3. Vigas Casteladas	86
5.3.1. Descrição do ensaio experimental usado na calibração	86
5.3.2. Modelo Numérico	91
5.3.3. Resultados	95

6 Estudo Paramétrico

97

6.1. Introdução	97
6.2. Etapa 1	98
6.3. Etapa 2	108
6.4. Análise dos Resultados	109
6.4.1. Modos de Falha	109
6.5. Avaliação do desempenho estrutural	112

7 Considerações Finais

121

7.1. Principais conclusões	121
7.2. Sugestões para trabalhos futuros	123

Referências bibliográficas

124

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Vigas mistas com aberturas na alma [1]	14
Figura 1.2 – Vigas Casteladas [2].....	15
Figura 1.3 – Vigas de aço com inércia variável [3].....	16
Figura 1.4 – Sistema <i>Stub Girder</i> [3]	17
Figura 1.5 – Sistema <i>Stub Girder</i> Modificado [5].....	17
Figura 1.6 – Sistema de treliças mistas [3].....	17
Figura 1.7 – Viga mista com mísulas [3]	18
Figura 2.1 – Diferentes geometrias de furos em vigas de aço [6]	22
Figura 2.2 – Excentricidade das aberturas em uma viga celular [7].....	23
Figura 2.3 – Vigamento do estacionamento do Shopping Tijuca, Rio de Janeiro.....	25
Figura 2.4 – Processo de fabricação de vigas casteladas [8]	26
Figura 2.5 – Processo de fabricação de vigas celulares [9]	26
Figura 2.6 – Características geométricas das vigas celulares [10]	27
Figura 2.7 – Características geométricas das vigas Peiner [10]	28
Figura 2.8 – Características geométricas das vigas Litzka [10]	28
Figura 2.9 – Características geométricas de vigas com padrão Anglo-Saxão [10]	29
Figura 2.10 – Execução de vigas casteladas de inercia variável [11].....	30
Figura 2.11 – Execução de vigas celulares de inercia variável [9].....	31
Figura 2.12 – Viga celular de inércia variável [9].....	31
Figura 2.13 – Aberturas alongadas em vigas celulares [9].....	31
Figura 2.14 – Viga celular curvada [9].....	32
Figura 2.15 – Vigas Angelina™ [12]	32
Figura 2.16 – Viga expandida na alma através de chapa soldada [7].....	33
Figura 2.17 – Viga castelada expandida na alma com chapa soldada [7]	33
Figura 3.1 – Configurações do estudo de Redwood (adaptada de Redwood [13])	36
Figura 3.2 – Esforços atuantes na abertura.....	36
Figura 3.3 – Equilíbrio das forças na seção “tê” acima da abertura (adaptada	

de Redwood [13])	37
Figura 3.4 – Distribuição de tensões normais no “tê” superior (adaptado de Redwood [13])	38
Figura 3.5 – Diagrama de interações momento-cortante para IPE550 [13]	40
Figura 3.6 – Mecanismo <i>Vierendeel</i> ao redor da abertura circular [15].....	41
Figura 3.7 – Comparação das curvas de interação momento-cortante LMS e HMS [15].....	43
Figura 3.8 – Esforços locais atuantes nas seções transversais inclinadas [15].....	44
Figura 3.9 – Distribuição dos esforços na seção perfurada [6]	48
Figura 3.10 – Redução da curva de interação flexão-cisalhamento [6].....	50
Figura 4.1 – Formação de mecanismo <i>Vierendeel</i> [23].....	57
Figura 4.2 – Formação de rótulas plásticas [23].....	57
Figura 4.3 – Ruptura na região da solda [23]	58
Figura 4.4 – Flambagem no montante da alma por cisalhamento [32]	59
Figura 4.5 – Viga deformada após flambagem no montante da alma por cisalhamento [33]	59
Figura 4.6 – Analogia de viga <i>Vierendeel</i> para vigas alveolares [29].....	61
Figura 4.7 – Elementos adotados para a análise de tensões na seção transversal de uma viga castelada [29]	62
Figura 4.8 – Equilíbrio de forças no alvéolo de uma viga castelada [29]	64
Figura 4.9 – Seção transversal para estudo da distribuição de tensões cisalhantes na alma[29].....	66
Figura 4.10 – Seção transversal para estudo da distribuição de tensões cisalhantes na mesa [29].....	67
Figura 4.11 – Pontos chave da seção 1 [29]	68
Figura 4.12 – Pontos chave da seção 2 [29]	69
Figura 4.13 – Forças atuantes no alvéolo de uma viga castelada [29]	70
Figura 4.14 – Esforços no montante da alma em vigas casteladas [29]	73
Figura 5.1 – Geometria das vigas modeladas por Chung <i>et al.</i> [15]	77
Figura 5.2 – Modelo de elementos finitos de Chung <i>et al.</i> para Viga2A [15]	77
Figura 5.3 – Calibração de Chung <i>et al.</i> [15]	78
Figura 5.4 – Elemento SOLID185 [42]	80
Figura 5.5 – Esquema de criação dos volumes para Viga2A	81
Figura 5.6 – Condições de contorno e travamentos transversais para a	

Viga2A	82
Figura 5.7 – Modelo de elemento finitos da Viga3A	83
Figura 5.8 – Tensões de <i>von Mises</i> no início do escoamento para Viga 2A	84
Figura 5.9 – Deformações plásticas no início do escoamento para Viga 2A	85
Figura 5.10 – Comparativo entre os modelos experimentais de Redwood e McCutcheon [47] e os modelos de elementos finitos da Viga 2A e Viga 3A	85
Figura 5.11 – Arranjo experimental [25].....	88
Figura 5.12 – Configuração das aberturas [25]	88
Figura 5.13 – Modelo experimental [25].....	89
Figura 5.14 – Deformação na alma para C180-3600 [25].....	90
Figura 5.15 – Modelo de elementos finitos de Ellobody [30].....	91
Figura 5.16 – Elemento SHELL181 [42]	92
Figura 5.17 – Primeira célula da C180-3600.....	92
Figura 5.18 – Geometria completa da C180-3600	93
Figura 5.19 – Malha de elementos finitos para C180-3600	93
Figura 5.20 – Apoios e travamentos laterais	94
Figura 5.21 – Modo de flambagem para C180-3600	95
Figura 5.22 – Deslocamento lateral no quarto do vão versus carga crítica	95
Figura 5.23 – Resultados gráficos para C180-3600 ($P_o = 20,48$ kN).....	96
Figura 6.1 – Configurações para W310x38,7.....	99
Figura 6.2 – Carga <i>versus</i> deslocamento para W310x38,7	100
Figura 6.3 – Resultados gráficos para W310x38,7 – ORIGINAL	101
Figura 6.4 – Resultados gráficos para W310x38,7-CASTELADA	101
Figura 6.5 – Resultados gráficos para W310x38,7 - CASTELADA EQUIVALENTE	102
Figura 6.6 – Resultados gráficos para W310x38,7 - CASTELADA EXPANDIDA.....	102
Figura 6.7 – Resultados gráficos para W310x38,7 - CASTELADA EXPANDIDA EQUIVALENTE.....	103
Figura 6.8 – Resultados gráficos para W310x38,7 - CASTELADA EXPANDIDA ABERTA.....	103
Figura 6.9 – Comparativo entre os perfis - ORIGINAL	104
Figura 6.10 – Comparativo entre os perfis - CASTELADA	105
Figura 6.11 – Comparativo entre os perfis - CASTELADA EQUIVALENTE ..	105

Figura 6.12 – Comparativo entre os perfis - CASTELADA EXPANDIDA.....	106
Figura 6.13 – Comparativo entre os perfis - CASTELADA EXPANDIDA EQUIVALENTE.....	106
Figura 6.14 – Incremento do módulo resistente elástico	112
Figura 6.15 – Comportamento à ruína por flambagem local de vigas [45].....	114
Figura 6.16 – Momento resistente	115
Figura 6.17 – Relação entre as configurações	116
Figura 6.18 – Incremento de peso e resistência em relação à configuração original.....	119
Figura 6.19 – Incremento de peso e resistência para as vigas casteladas expandidas em relação às vigas casteladas equivalentes.....	119

Lista de Tabelas

Tabela 5.1 – Características físicas das vigas experimentais de calibração [15] ..	78
Tabela 5.2 – Momento resistente no centro da abertura (kNm)	86
Tabela 5.3 – Propriedades geométricas dos protótipos ensaiados [25]	87
Tabela 5.4 – Características físicas dos perfis [25]	87
Tabela 6.1 – Estudo de perfis	104
Tabela 6.2 – Comparação entre os perfis adotados na Etapa 1	107
Tabela 6.3 – Escolha de perfis.....	109
Tabela 6.4 – Verificação dos Estados Limites Últimos.....	110
Tabela 6.5 – Comparação dos modos de falha	111
Tabela 6.6 – Incremento percentual do rendimento à flexão	113
Tabela 6.7 – Variação de peso.....	117
Tabela 6.8 – Ganho de resistência	118

1 Introdução

1.1.Motivação

A busca por uma construção sustentável tem motivado o uso de soluções econômicas que racionalizem o aproveitamento de espaço, materiais e mão de obra. A construção industrializada presente no Brasil tem buscado a racionalização em vários níveis do processo construtivo.

A fim de se obter um melhor aproveitamento do espaço vertical viabilizando novos aspectos arquitetônicos, ou até mesmo criação de novos pavimentos sem interferir no regulamento de zoneamento urbano, reduzindo o volume e a área total de construção objetivando diminuir os custos de execução e posteriormente, facilitar a manutenção, torna-se necessário a redução do gabarito da edificação. Uma forma convencional de reduzir a altura de edifícios é a execução de aberturas nas vigas para a passagem de tubulações de serviço.

Em vigas de aço e mistas, estas aberturas são executadas na alma do perfil e podem representar um aumento de até 75% em relação a altura original da viga (Figura 1.1). Contudo, grandes aberturas na alma de vigas de aço podem acarretar penalidades na capacidade da estrutura, mas isto também depende da forma, tamanho e posição das aberturas.



Figura 1.1 – Vigas mistas com aberturas na alma [1]

Frequentemente, são utilizadas aberturas circulares e retangulares, podendo ou não haver reforços, já que muitas vezes a presença de aberturas pode reduzir a capacidade resistente e a rigidez das vigas e também devido a dificuldade para a determinação real dos esforços.

Os cantos das aberturas retangulares são normalmente arredondados a fim de minimizar os efeitos de concentração de tensões.

Vigas celulares (Figura 1.1) e casteladas (Figura 1.2) são alguns exemplos de utilização de aberturas. Estas vigas surgiram do desdobramento de perfis de alma cheia I ou H laminados. A principal característica destas vigas é o incremento de resistência no perfil original, com aumento de sua altura, sem alteração do peso.

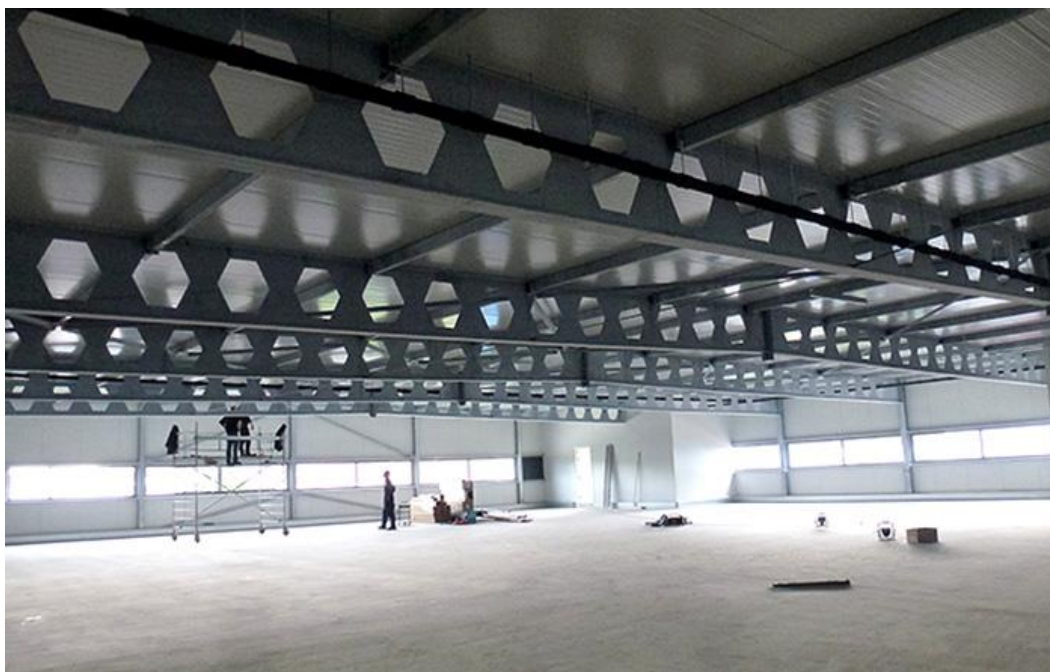


Figura 1.2 – Vigas Casteladas [2]

As vigas casteladas foram desenvolvidas pelo engenheiro Geoffrey Boyd na década de 30, quando a utilização de estruturas de aço ainda era pouco acessível. Foram inicialmente chamadas de vigas Boyd, mas em função de sua aparência, semelhante as muralhas de um castelo, surgiu o nome castelada. No Brasil, foram utilizadas até a década de 70, quando ainda se produziam perfis laminados de abas inclinadas, mas com a descontinuação da laminação destes perfis, a construção metálica passou a empregar perfis soldados, que já eram produzidos na altura desejada, deixando de lado a utilização de vigas casteladas. Em 2002, com a entrada

do laminador de perfis de abas paralelas da Gerdau Açominas, voltou-se a avaliar as vantagens das vigas casteladas e das novas vigas celulares.

A Gerdau Açominas produz diversos tipos de perfis laminados com alturas de até a 610 mm, possibilitando a fabricação de vigas casteladas e celulares com até 910 mm. O processo resulta em vigas mais resistentes e menos sensíveis a deformações, bem como mais leves e indicadas para maiores vãos, permitindo a redução do número de pilares e fundações. Tais aberturas permitem a passagem de tubulações de serviço, reduzindo o espaço estrutural.

Existem também outras soluções possíveis, podendo-se citar as vigas com inércia variável, as *stub girders*, as treliças mistas e as vigas com mísulas.

As vigas com inércia variável (Figura 1.3) são projetadas para proporcionar resistência ao momento fletor e ao esforço cortante em toda a extensão da viga. O vazio criado próximo às colunas, pode ser utilizado para a passagem de tubulações de serviço. Estas são mais econômicas para vãos de 13 a 20 metros e há necessidade de se usar enrijecedores nos pontos de mudança de seção quando o ângulo de inclinação da variação de seção transversal excede 6° .

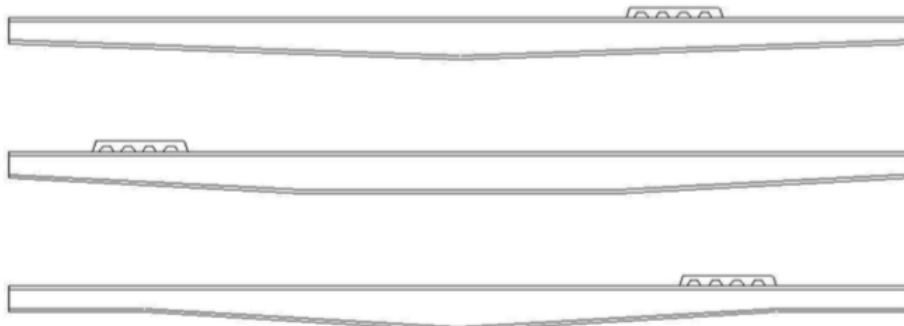


Figura 1.3 – Vigas de aço com inércia variável [3]

As vigas *stub girder* (Figura 1.4) podem ser usadas em sistema misto constituído de uma viga inferior sujeita a tração com uma série de vigas curtas que conectam esta viga a laje de concreto. Os espaços criados entre as vigas curtas podem ser utilizados para a passagem de tubulações de serviço. A necessidade de escoramento até que o concreto atinja a resistência necessária para a ação mista ocorrer, pode ser uma pequena desvantagem deste sistema.

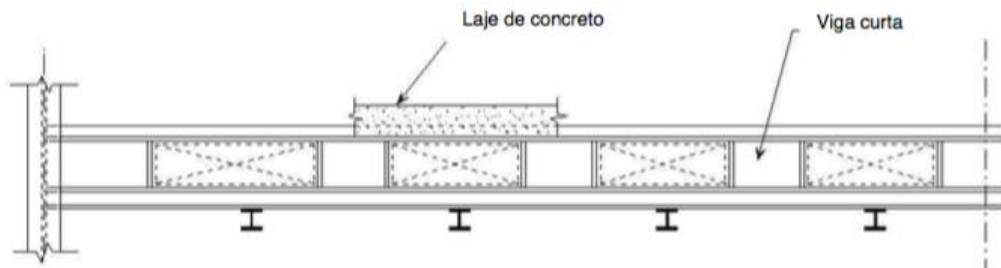


Figura 1.4 – Sistema *Stub Girder* [3]

Heitor [5] no desenvolvimento de seu trabalho propôs ainda um sistema *stub girder* modificado, onde parte dos perfis metálicos que compõem os *stubs* são ligados aos banzos superior e inferior e parte é ligado apenas no banzo superior, formado pela laje de concreto. Caracterizando comprimentos diferentes para os banzos. Esta proposta é ilustrada na Figura 1.5.

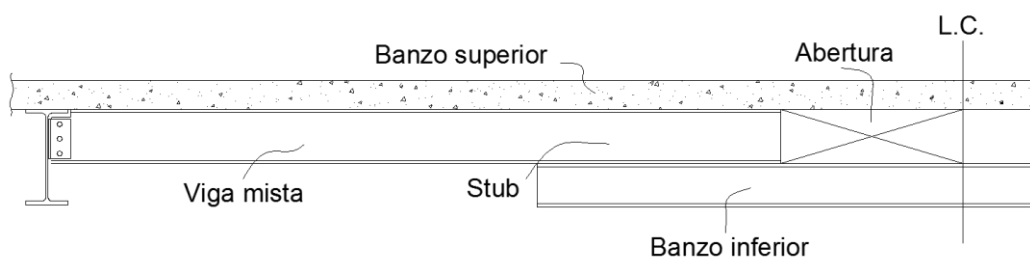


Figura 1.5 – Sistema *Stub Girder* Modificado [5]

As treliças mistas (Figura 1.6) são sistemas com um custo de construção elevado, mas não necessitam de equipamentos especiais de fabricação. Entre as barras transversais é oferecido bastante espaço para a acomodação das tubulações de serviço. A principal desvantagem deste sistema é a dificuldade de proteção contra incêndio.

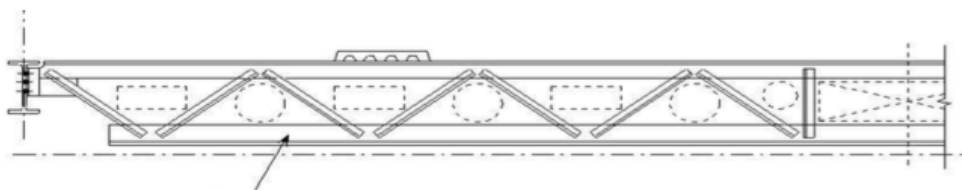


Figura 1.6 – Sistema de treliças mistas [3]

As vigas com mísulas (Figura 1.7) são constituídas pela formação de uma ligação rígida à flexão entre vigas e colunas. A altura da mísula é selecionada principalmente com o objetivo de se obter um método econômico de transferência dos esforços da viga para a coluna. Já seu comprimento, é adotado de forma a reduzir a altura da viga para o mínimo possível. O sistema fornece uma certa flexibilidade para a passagem de vários tipos de tubulações abaixo da viga.

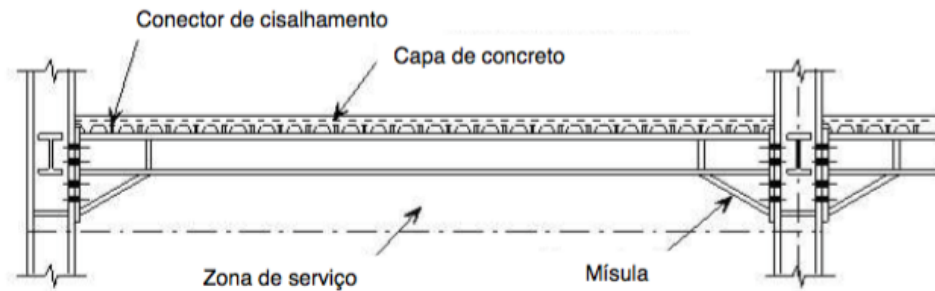


Figura 1.7 – Viga mista com mísulas [3]

1.2. Objetivos

O presente trabalho tem como objetivo desenvolver modelos numéricos, através do método dos elementos finitos, de vigas com aberturas na alma, vigas casteladas e vigas casteladas expandidas na alma através de chapa soldada, permitindo, com a colocação de imperfeições geométricas, efetuar uma análise não linear, a fim de simular seu comportamento estrutural, verificando a formação de mecanismos de colapso.

Após a realização da calibração dos modelos numéricos com modelos experimentais presentes na literatura, são realizadas análises paramétricas com o propósito de avaliar o comportamento das vigas elaboradas variando o perfil utilizado para sua confecção podendo-se entender o ganho ou perda na resistência da seção.

1.3. Metodologia

Tendo como objetivo entender o comportamento da presença de aberturas na alma de vigas de aço, foram desenvolvidos modelos numéricos, com inserção de imperfeições geométricas através de uma análise de autovalores e autovalores, para

vigas com uma abertura circular e analisado o comportamento dos mecanismos que ocorrem ao redor do furo. Nesta etapa também foi observado o tipo de elemento utilizado para o desenvolvimento de tais modelos.

Após este estudo, foram calibrados modelos de vigas casteladas com modelos experimentais existentes na literatura. Com o modelo calibrado, foi gerado um modelo com outro perfil em seis configurações diferentes: viga formada com perfil original antes do processo de fabricação, viga castelada, viga de alma cheia com altura equivalente à castelada, viga castelada expandida em altura através de chapa, viga de alma cheia com altura equivalente à castelada expandida e viga castelada expandida aberta. Com isto pode-se analisar o comportamento de cada uma delas através de curvas de momento no meio do vão dividido pelo momento de plastificação teórico da viga na configuração original *versus* deslocamento no meio do vão. Esta análise acabou descartando a configuração da viga castelada expandida aberta por não apresentar bons resultados em relação as demais configurações, sendo adotadas somente as cinco restantes nas análises posteriores.

Feito isto, foram escolhidos mais cinco perfis com grande variação das alturas e larguras de mesa e modelados nas cinco configurações diferentes e traçadas as curvas de momento no meio do vão *versus* deslocamento no meio do vão para cada uma delas. Este estudo paramétrico levou a escolha de outros quinze perfis, cada um deles com as cinco variações de seção transversal citadas anteriormente, que foram simulados e estudados com o objetivo de se entender o ganho de resistência, principalmente, nas seções das vigas casteladas e casteladas expandida.

1.4. Escopo

Neste capítulo foram apresentados alguns sistemas estruturais que permitem a passagem de tubulações de serviço em edificações residenciais e comerciais além de um breve histórico da fabricação das vigas casteladas, principal objeto de estudo deste trabalho. A motivação para o estudo do comportamento estrutural de vigas com abertura na alma, bem como os objetivos e metodologia também foram apresentados.

No capítulo dois serão apresentados os diferentes tipos de vigas com aberturas na alma destacando o estudo de vigas casteladas, onde são apresentadas

as classificações de acordo com os processos de fabricação, características e aplicações. Por fim serão expostas outras soluções para vigas com alvéolos sequenciais.

No capítulo três é apresentada uma revisão bibliográfica com diversos trabalhos que discorrem a respeito do comportamento estrutural de vigas com aberturas de diferentes formas na alma e de vigas casteladas para soluções em aço e/ou em sistemas mistos aço-concreto.

No capítulo quatro é apresentada uma breve descrição dos modos de falha que ocorrem em vigas casteladas e algumas equações para verificação dos estados limites últimos associados ao dimensionamento destas vigas.

No capítulo cinco são apresentados os modelos de validação em elementos finitos que foram calibrados e serão utilizados para o estudo do comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas na alma.

No capítulo seis é apresentado um estudo paramétrico com diferentes perfis em diferentes configurações de abertura na alma das vigas. Posteriormente são realizadas as análises dos resultados com comentários acerca do comportamento estrutural observado nas vigas de aço casteladas e casteladas expandida.

No capítulo sete serão apontadas as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

2 Vigas de Aço com Aberturas na Alma

2.1.Introdução

As aberturas na alma de uma viga podem ser executadas de diversas maneiras para diversas finalidades. Estas variações podem ocorrer com o intuito de otimizar espaços ou até mesmo por um apelo estético.

Sendo assim, neste capítulo serão abordados os diferentes tipos de vigas com aberturas na alma destacando o estudo de vigas casteladas.

2.2.Classificação

As vigas de aço com abertura na alma podem ser classificadas da seguinte maneira:

- Quanto a resistência mecânica: forma com que as vigas resistem aos esforços atuantes, podendo ser classificadas como vigas de aço ou mistas;
- Quanto a regularidade dos furos ao longo da viga: as vigas de aço ou mistas podem ser constituídas de furos com regularidade, obedecendo um espaçamento fixo entre os furos; ou sem regularidade, onde não existe nenhuma forma de simetria;
- Quanto ao processo de fabricação: os furos na alma de uma viga podem ser feitos diretamente através de punção, ou com a formação de dois perfis com seção “tê”, que depois de soldados, dão origem a um outro perfil;
- Quanto a geometria do furo: as aberturas podem apresentar diferentes geometrias dependendo do processo de fabricação ou finalidade.

A forma, o tamanho e a localização das aberturas são variáveis importantes para a determinação dos esforços atuantes nas aberturas em almas de vigas.

As formas circulares, hexagonais e retangulares são as formas mais comuns entre as aberturas. As diversas formas podem ser combinadas, porém, por

apresentarem custos mais elevados para o processo de fabricação, um estudo dos mecanismos de colapso e de resistência faz-se necessário. Os furos alongados são muito comuns em vigas celulares caso haja necessidade de aberturas maiores. Na Figura 2.1 são exibidas diversas geometrias para aberturas em vigas de aço.

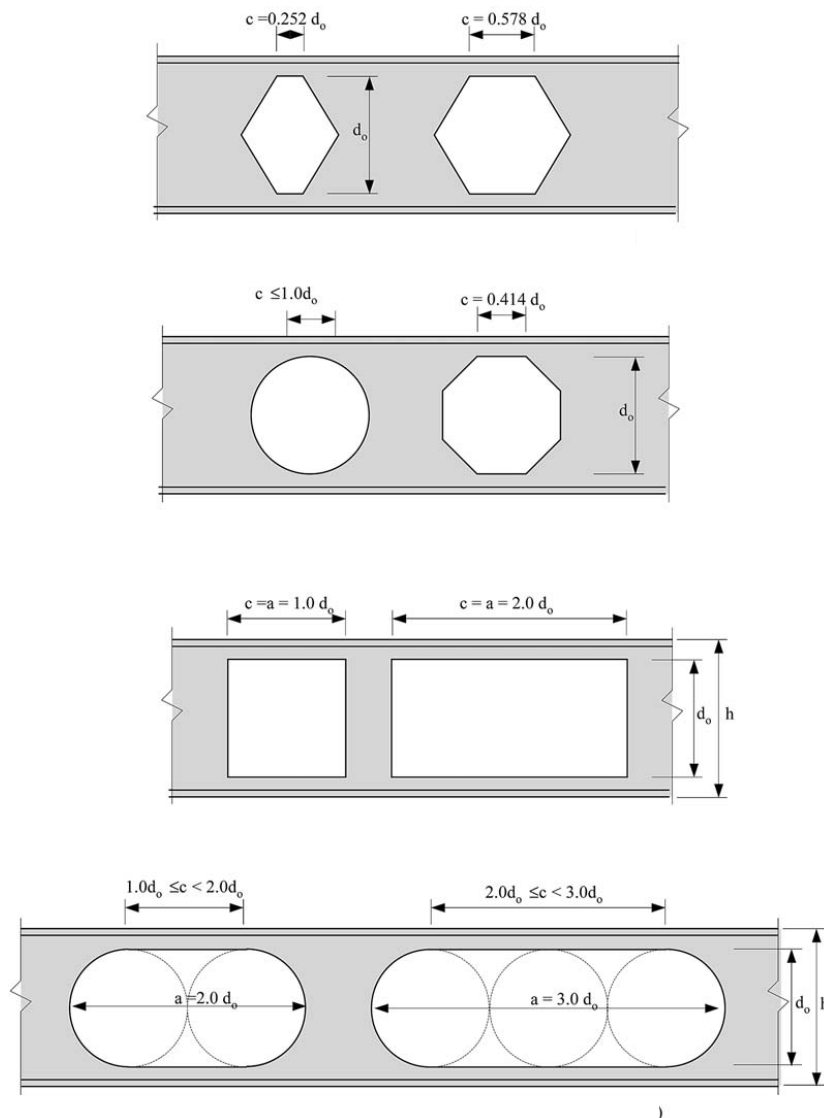


Figura 2.1 – Diferentes geometrias de furos em vigas de aço [6]

Há casos em que a abertura não pode estar localizada no eixo de simetria da alma da viga por algum motivo de projeto, ou até mesmo para a inclinação das tubulações de serviço. Para isto, é necessário que os furos sejam localizados de forma excêntrica, como mostra a Figura 2.2.

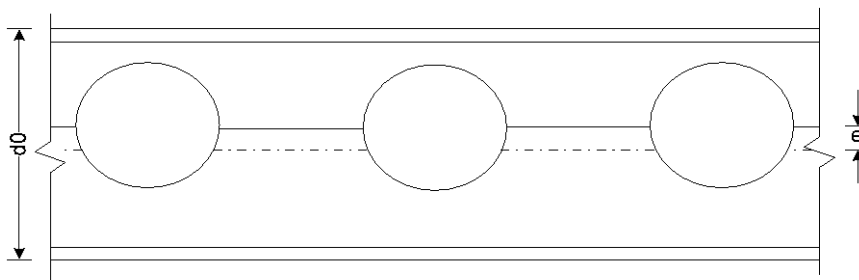


Figura 2.2 – Excentricidade das aberturas em uma viga celular [7]

2.3. Vigas casteladas e celulares

As vigas com aberturas sequenciais na alma são fabricadas a partir de perfis laminados a quente ou soldadas, com aberturas padronizadas. As aberturas também podem ser chamadas de alvéolos.

São grandes as vantagens da utilização de vigas casteladas, podendo-se citar como principais características, o fato de serem mais leves garantindo menos sensibilidade às deformações e permitindo a redução do peso médio das estruturas, possibilidade de vãos livres maiores com menos pilares e fundações, permitindo também redução do espaço estrutural pela passagem de tubulações de serviço.

Uma das maiores vantagens da viga castelada é permitir uma capacidade resistente muito superior àquelas dos perfis originais, com praticamente o mesmo peso. Como o processo de fabricação permite a formação de uma nova viga com altura até 50% maior que a do perfil de alma cheia, é possível obter uma viga com maior inércia em relação ao plano de flexão, aumentando sua rigidez, podendo receber cargas de 10% a 50% maiores. Desta forma, a solução com vigas casteladas se torna muito interessante quando se deseja a redução de flechas ou de vibrações excessivas nos pisos.

Estas vigas são mais leves que um perfil de alma cheia com a mesma altura devido as aberturas. Entretanto, há custos com corte e solda para a formação das casteladas, sendo necessário avaliar o custo final de duas formas distintas:

- i) a primeira opção é com perfil original, mais pesado, mas que já se encontra pronto para uso;
- ii) a segunda opção é a utilização da viga castelada, mais leve, mas que exigirá custos de composição e tempo adicional de produção.

As vigas casteladas vencem vãos maiores, permitindo a redução de pilares e fundações, conduzindo a um processo construtivo mais rápido e mais econômico. Um aspecto importante para a análise de viabilidade de utilização destas vigas é que vãos maiores significam menos pontos de fundação, então, procura-se buscar o conjunto vão livre por número de bases de melhor desempenho para a obra. Em comparação com as treliças de cobertura, as vigas casteladas apresentam custos menores de montagem, manutenção e fabricação.

Embora mais altas que as vigas laminadas originais, vigas casteladas e celulares possuem aberturas generosas na alma que permitem a passagem da maior parte dos dutos de serviço por dentro da própria viga, diferentemente das vigas de alma cheia, que exigem cortes na alma ou que as tubulações passem sem atravessar a estrutura havendo necessidade de aumentar o pé direito dos pavimentos. Quando confrontados os espaços estruturais totais nos dois casos, conta-se que a altura da viga castelada será sempre menor que a altura da viga de alma cheia mais a altura das tubulações de serviço. Esta redução dos espaços permite melhores alturas entre pavimentos, o que pode, em alguns casos, viabilizar mais pavimentos no mesmo gabarito.

Adicionalmente, as vigas casteladas possuem seu aspecto estético como vantagem e em alguns projetos de arquitetura estas vigas podem proporcionar maior iluminação e ventilação nos ambientes.

Apesar de grandes vantagens, pode-se citar também algumas desvantagens desta solução.

A capacidade de resistir ao esforço cortante é reduzida, motivo pelo qual são mais adequadas para grandes vãos com cargas não elevadas. Nas regiões em que ocorrem simultaneamente, momento fletor e altos valores da força cortante, as vigas casteladas não são eficientes, pois podem exigir reforço na alma, como é o caso de vigas em balanço e vigas contínuas.

O projeto pode não ser compatível em edificações que necessitam rigorosos critérios de resistência contra incêndio, já que são necessários materiais de proteção ao fogo da ordem de 20% superior às vigas de alma cheia.

As vigas casteladas podem também exigir reforços em caso de cargas concentradas que atuam em uma ou duas mesas comprimindo a alma, exigindo enrijecedores para evitar a flambagem da alma nestes pontos.

As principais aplicações para vigas casteladas são quase sempre em situações de grandes vãos, mas com cargas menos elevadas.

Mas, como já mencionado, são muito utilizadas quando há necessidade de passagem de dutos através de aberturas, ou ainda atender exigências para o dimensionamento de vãos e partidos arquitetônicos. Ambos os aspectos são muito presentes em pisos de estacionamentos e edifícios de *shopping center* como pode ser observado na Figura 2.3.



Figura 2.3 – Vigamento do estacionamento do Shopping Tijuca, Rio de Janeiro

Como as vigas casteladas são mais leves, para um mesmo momento de inércia, elas respondem muito bem como componentes de pórticos. Sendo, esta configuração, muito empregada em estruturas de galpões industriais.

2.3.1. Processo de fabricação

As vigas casteladas e celulares são formadas a partir de perfis laminados I ou H. O processo de fabricação, consiste basicamente em inicialmente seccionar o perfil original de aço em dois através de um recorte longitudinal no formato desejado e posteriormente, os perfis são defasados e soldados de modo intercalado gerando aberturas em sequência ao longo da alma, gerando um acréscimo na seção transversal de 40% a 60%. Na fabricação perde-se uma pequena porção do material nas extremidades da viga.

De forma a gerar um acréscimo ainda maior na altura, é possível soldar chapas planas no montante da alma. A Figura 2.4 mostra o processo de fabricação de vigas casteladas sem e com chapa soldada entre as aberturas.

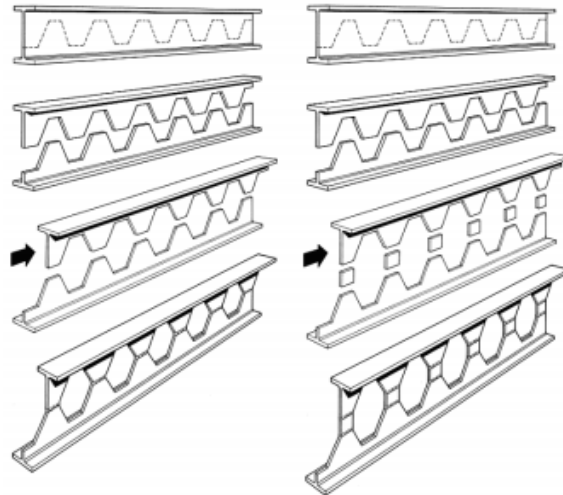


Figura 2.4 – Processo de fabricação de vigas casteladas [8]

O perfil pode ser dividido com uma linha de corte caracterizando as aberturas hexagonais e quadradas ou com duas linhas de corte formando as vigas com aberturas circulares. No caso das vigas celulares, há perda adicional devido a diferença entre as linhas de corte além das perdas nas extremidades durante o processo de fabricação. Estas sobras nos cantos são retiradas para o acabamento das extremidades da viga e não representam uma perda significativa em seu comprimento. Na Figura 2.5 é possível observar o processo de fabricação de vigas celulares.



Figura 2.5 – Processo de fabricação de vigas celulares [9]

2.3.2. Configurações geométricas das vigas com aberturas

Os parâmetros geométricos relacionados às aberturas na alma definem completamente a geometria da viga. Tais aberturas dependem do seu processo de fabricação e da finalidade para o qual são projetadas.

Os padrões mais utilizados para vigas com furos sequenciais são: viga celular, viga Peiner, viga Litzka e viga Anglo-Saxão.

As vigas celulares foram patenteadas em 1990 por Peter A. Walker com as seguintes configurações geométricas:

- razão entre o diâmetro da abertura e altura da viga celular de 0,67;
- razão entre o passo e o diâmetro igual a 1,25.

Todavia, existem outras diversas configurações para o diâmetro e o passo, respeitando os limites aceitáveis para se obter bons resultados, variando conforme indicado abaixo:

- diâmetro de 0,57 a 0,8 vezes o valor da altura final;
- passo de 1,08 a 1,5 vezes o valor do diâmetro.

A Figura 2.6 apresenta o modelo de Peter A. Walker para vigas celulares com suas características geométricas.

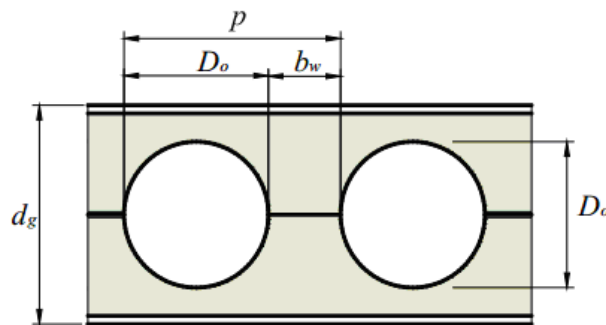


Figura 2.6 – Características geométricas das vigas celulares [10]

A viga Peiner-Schnittführung, é uma viga castelada com dimensões proporcionalmente determinadas. É um modelo tradicionalmente usado na Europa e possui as seguintes características:

- relação entre a altura da viga castelada e altura da abertura igual a 1,5;
- passo igual a altura inicial do perfil;
- ângulo da abertura hexagonal igual a 63,43°;

- o comprimento da solda no topo do dente é metade da altura da abertura, caracterizando 1/3 do comprimento do passo;
- a maior largura da abertura possui também o mesmo valor da altura da abertura.

A Figura 2.7 ilustra as características geométricas de uma viga Peiner.

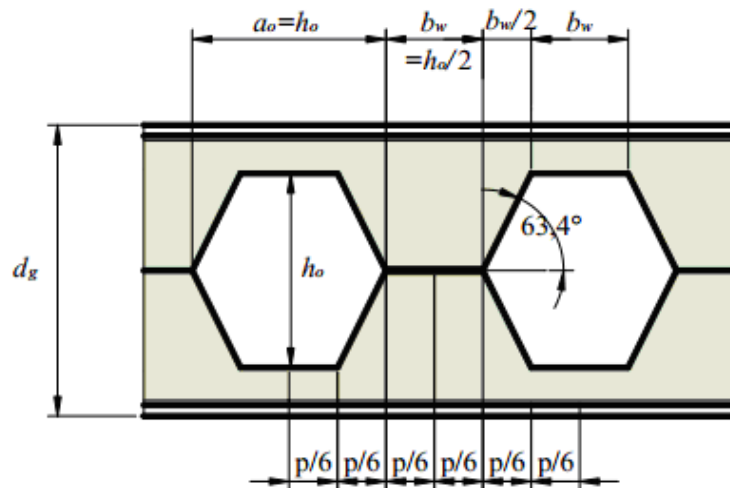


Figura 2.7 – Características geométricas das vigas Peiner [10]

As vigas Litzka-Schnittführung possuem as mesmas características geométricas que as vigas Peiner na maioria dos países, entretanto, na Inglaterra, Estados Unidos e Canadá, o ângulo da abertura hexagonal é utilizado com 60° , como ilustra a Figura 2.8.

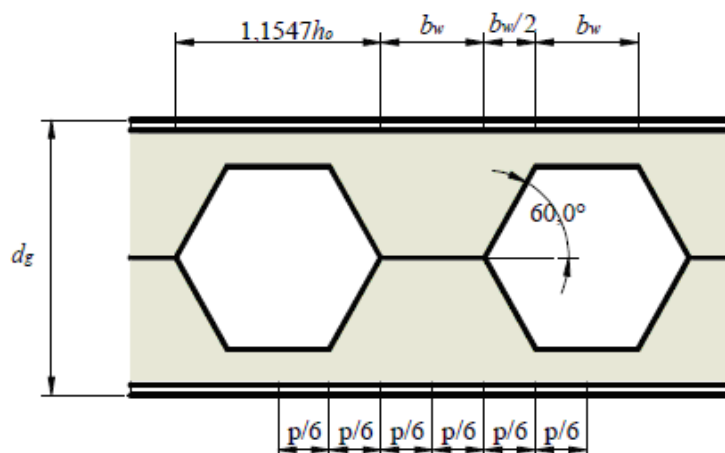


Figura 2.8 – Características geométricas das vigas Litzka [10]

O padrão Anglo-Saxão é tradicionalmente fabricado na Inglaterra, Estados Unidos e Canadá e é especificado na BS 5950:2000 [41] com as seguintes características:

- relação entre a altura da viga castelada e altura da abertura igual a 1,5;
- passo de 1,08 vezes a altura do perfil original;
- ângulo de abertura hexagonal igual a 60° .

O valor adotado de 1,08 para o passo foi descrito por Dougherty em 1993 e Demirdjian em 1999, sendo este, a largura do montante suficiente para que não ocorra o rompimento da viga na região soldada e reduzida para evitar a formação de mecanismo plástico nos cordões [8]. A Figura 2.9 apresenta as características desta viga.

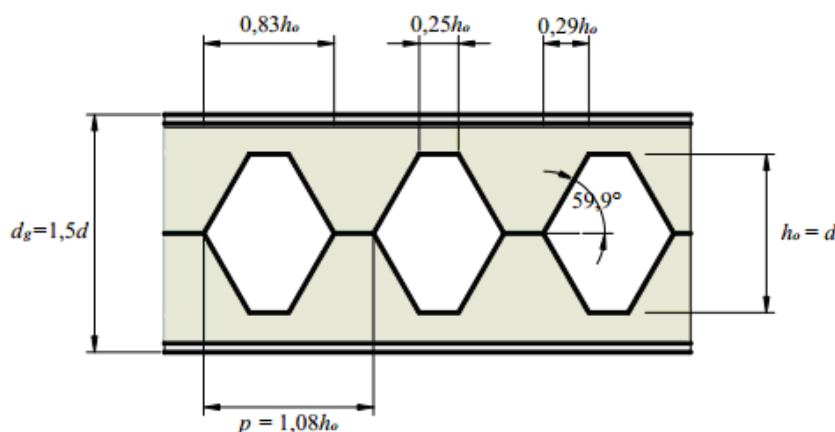


Figura 2.9 – Características geométricas de vigas com padrão Anglo-Saxão [10]

Esta configuração apresenta endentações mais curtas com comprimento de solda igual a $1/4$ do tamanho do passo. E como esta dimensão influencia na resistência da viga, esta se encontra em desvantagem em relação aos outros padrões.

Nos padrões Peiner, Litzka e Anglo-Saxão, a altura da abertura é igual a altura do perfil original.

No caso de vigas casteladas, em função das antigas limitações dos métodos de produção, tradicionalmente utilizam-se os padrões Peiner ou Anglo-Saxão. Porém, nada impede que diferentes formas geométricas e diferentes configurações sejam adotadas, desde que os modos de colapso sejam verificados.

Com a condução do corte computadorizada, alguns padrões ficaram obsoletos. Atualmente é possível selecionar padrões de corte e taxas entre a altura do perfil expandido e o perfil original, tais que as vigas casteladas atendam aos requisitos técnicos desejados, como resistência à flexão, cortante transversal, flambagem da alma e flechas. Antigamente, o superdimensionamento destes perfis era inevitável, mas atualmente, otimizam-se as vigas casteladas de acordo com o critério econômico fabricando-as de acordo com o serviço a elas destinado.

2.4.Outras soluções de vigas com alvéolos sequenciais

Outras soluções possíveis através do processo de fabricação de vigas casteladas são mencionados abaixo com o objetivo de explorar a flexibilidade e redução de perdas da utilização de vigas com alvéolos sequenciados.

A capacidade resistente ao longo do comprimento pode ser alterada devido a diversidade dos modos de corte de vigas casteladas. Utilizando-se o método de fabricação que resulta em vigas de inércia variável, é possível se aumentar a resistência ao cisalhamento onde este esforço é mais solicitante, combatendo uma das principais desvantagens da solução em vigas casteladas, supondo um carregamento distribuído sem cargas locais de importância.

Na Figura 2.10 é exibido o processo de fabricação de vigas casteladas com inércia variável.

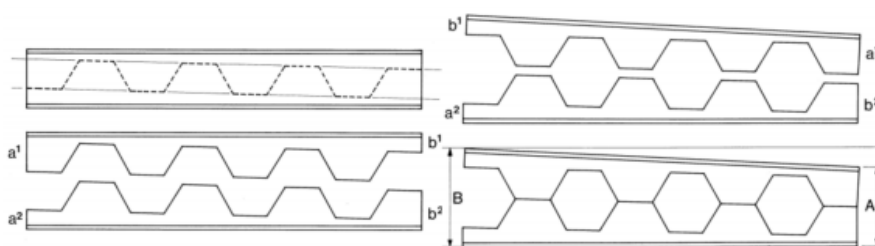


Figura 2.10 – Execução de vigas casteladas de inercia variável [11]

O mesmo processo pode ser executado em vigas celulares, onde as duas linhas de corte são processadas de forma inclinada, e anterior ao transpasse de solda, uma das peças é girada em 180° e reposicionada, conforme Figura 2.11.

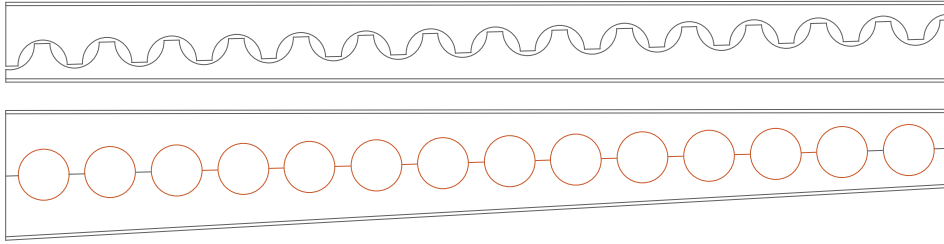


Figura 2.11 – Execução de vigas celulares de inércia variável [9]

As vigas de inércia variável também podem ser geradas a partir do corte de dois perfis diferentes, soldando-se as partes de um perfil no outro como exemplifica a Figura 2.12.

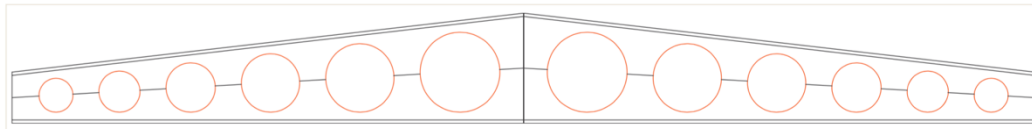


Figura 2.12 – Viga celular de inércia variável [9]

As vezes faz-se necessário o uso de furos mais largos para a passagem de dutos maiores. Com a retirada de parte do perfil presente entre as aberturas, isto é possível, mas este furo deve ser posicionado na região de baixo esforço cortante. A representação de aberturas alongadas em vigas celulares é apresentada na Figura 2.13.

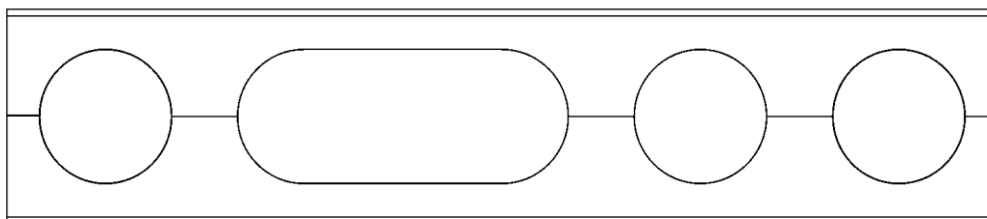


Figura 2.13 – Aberturas alongadas em vigas celulares [9]

Há também a possibilidade de, durante a fabricação destes perfis, curvar as duas seções em “tê” e posteriormente, soldá-las para obter vigas celulares curvadas (Figura 2.14) sem grande custo adicional. A curvatura é marcada para evitar

qualquer risco de instalação indevida. É particularmente adequada para otimização de vigas de pisos e a forma imposta permanece estável, mesmo após a galvanização.

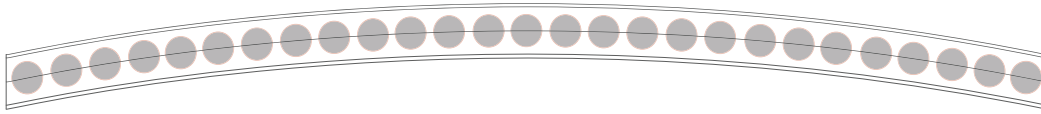


Figura 2.14 – Viga celular curvada [9]

A ArcelorMittal [12] lançou uma nova geração de vigas com aberturas na alma, as vigas Angelina™, que são executadas com apenas uma linha de corte, reduzindo substancialmente a perda de materiais se comparada com as vigas celulares. Em seu catálogo ainda são apresentados dois tipos de otimização para a escolha da configuração: uma entre a altura e o peso que podem ser aplicadas em coberturas e passarelas e a outra otimiza a relação entre carregamento e peso, voltadas para pisos, estacionamentos e estruturas *offshore*. Outra característica positiva do padrão é a presença de mísulas nas extremidades, tornando-a em determinados casos, uma opção mais econômica. A Figura 2.15 apresenta a viga Angelina™ da ArcelorMittal.



Figura 2.15 – Vigas Angelina™ [12]

2.5. Vigas expandidas

É possível também acrescentar chapas de aço após o corte de um perfil laminado. As chapas podem ser recortadas de diversas formas em sua extremidade

podendo-se obter diferentes geometrias de aberturas. A soldagem da chapa garante o ganho de inércia do elemento e ainda permite um controle do comprimento total da abertura, da sua altura e da posição ao longo da extensão conforme mostra a Figura 2.16.

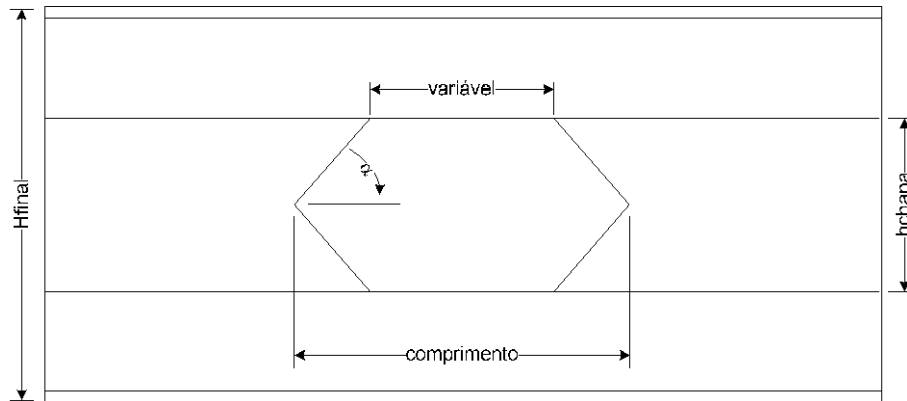


Figura 2.16 – Viga expandida na alma através de chapa soldada [7]

O mesmo princípio pode ser utilizado para ampliar vigas casteladas, como ilustrado na Figura 2.17. Esta solução apresenta cálculo de resistência mais complexo devido a criação de aberturas trapezoidais excêntricas. As formas ortogonais criadas permitem a passagem de dutos maiores enquanto as trapezoidais permitem a inclinação das tubulações de menores dimensões por possuírem dois níveis de altura.

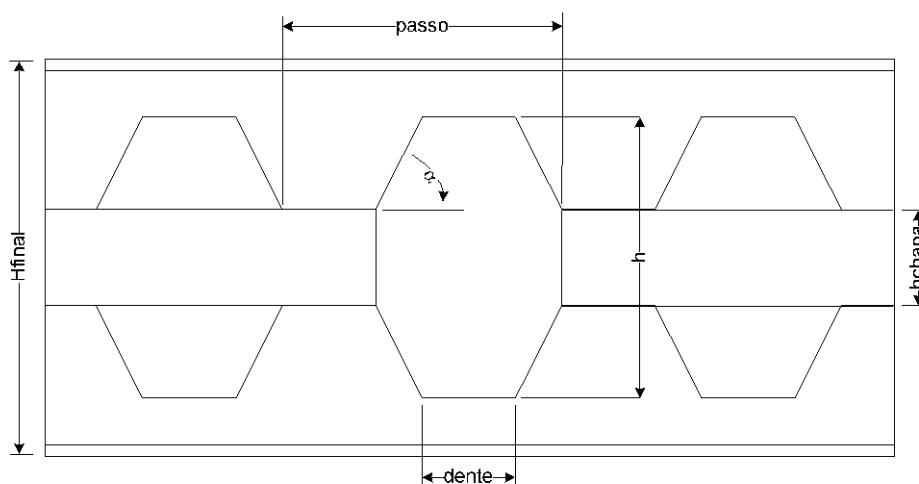


Figura 2.17 – Viga castelada expandida na alma com chapa soldada [7]

2.6. Vigas alveolares mistas

As vigas alveolares podem constituir um sistema misto ao serem utilizadas em conjunto com lajes de concreto. Hoje é possível projetar edifícios utilizando vigas alveolares mistas de maneira econômica para vãos de até 18 m.

O sistema misto aço e concreto com vigas alveolares apresenta maior resistência e rigidez se comparado com a solução em aço, pois a laje de concreto aumenta a altura efetiva da viga elevando a linha neutra para perto da mesa superior do perfil.

Sistemas mistos com aberturas na alma são primeiramente selecionados de acordo com os requisitos de concepção para sistema misto sem a presença de furos. Então, os efeitos provocados pela presença do buraco devem ser avaliados e contabilizados. Se um furo na alma estiver favoravelmente posicionado para evitar regiões de elevados esforços de cisalhamento, o seu efeito na resistência e comportamento do membro pode ser pequeno. Dependendo do tamanho e localização da abertura, a solução, em ordem de preferência econômica, pode ser: abertura sem reforço; abertura levemente reforçada; um perfil mais alto ou mais pesado com furo não reforçado ou seções mais altas ainda com furo reforçado [46].

As vigas casteladas podem ser utilizadas em sistemas mistos. Com a resultante de forças desenvolvidas na laje devido a mudança de posição da linha neutra, a rigidez e a resistência de uma viga mista de aço e concreto é mais elevada que o de uma viga de aço. No entanto, a capacidade das vigas do sistema misto pode ser limitada pela flexão local e resistência ao cisalhamento na alma e nos “tês” superior e inferior.

3 Revisão Bibliográfica

3.1.Introdução

Este capítulo apresenta trabalhos de diversos autores que estudaram o comportamento estrutural de vigas com aberturas de diferentes formas na alma e de vigas casteladas para soluções em aço e/ou em sistemas mistos aço-concreto.

No Brasil, foram apresentados recentemente alguns trabalhos que discorrem sobre o comportamento de vigas celulares e casteladas. Os estudos têm como base o roteiro de dimensionamento estabelecido pela norma brasileira NBR 8800:2008 [34] e/ou estrangeiras.

3.2.Vigas com abertura localizada na alma

Em 1983, Redwood [13] publicou um trabalho com abordagem local das seções “tês” que são formadas acima e abaixo de aberturas retangulares. Em seu estudo foram consideradas aberturas sem reforço. A configuração da viga e da abertura proposta por Redwood [13] é ilustrada na Figura 3.1.

O equilíbrio nas proximidades dos cantos do furo é estabelecido e ao mesmo tempo, baseado em um material perfeitamente plástico, assume-se o escoamento total nestas seções transversais. São representados os esforços atuantes ao redor da abertura e o equilíbrio de forças no “tê” superior na Figura 3.2 e na Figura 3.3, respectivamente.

Através do equilíbrio dos momentos na região da abertura, pode-se obter uma relação para o momento M atuante, como sendo:

$$M = F\bar{y}_1 + F\bar{y}_2 + 2FH \quad (3.1)$$

$$M = F(\bar{y}_1 + H) - F(\bar{y}_2 + H) \quad (3.2)$$

sendo F é a força normal atuante na seção “tê”, \bar{y}_1 e \bar{y}_2 são as distâncias do bordo da abertura até o ponto de aplicação de carga e H corresponde a metade da altura da abertura.

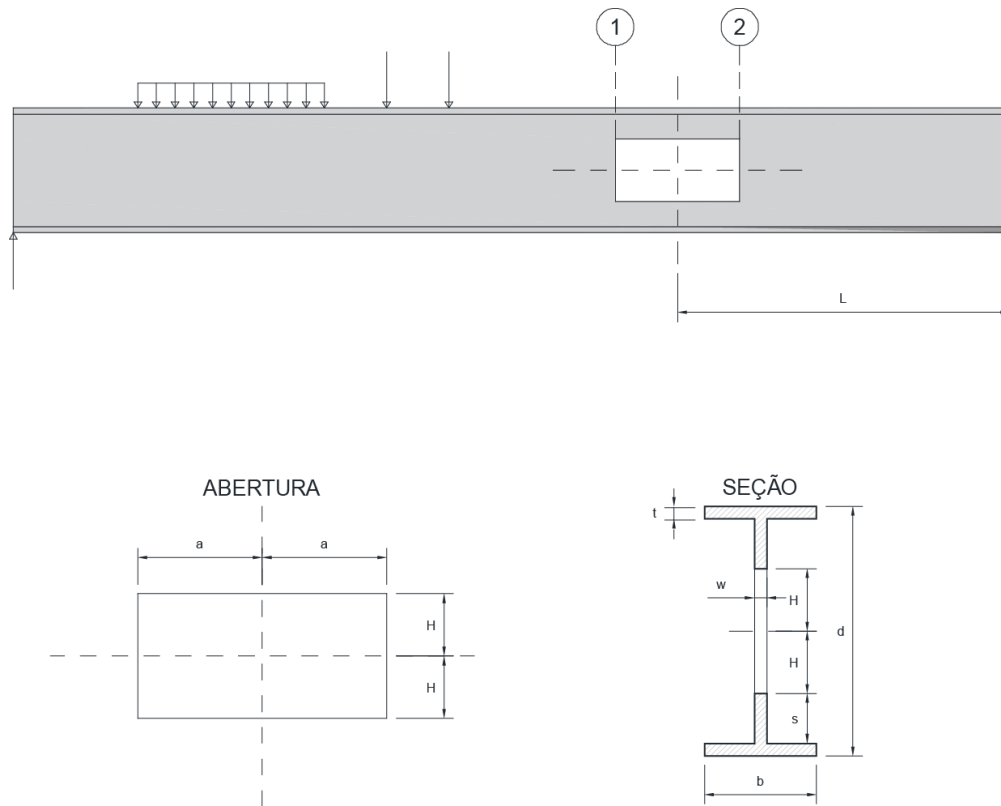


Figura 3.1 – Configurações do estudo de Redwood (adaptada de Redwood [13])

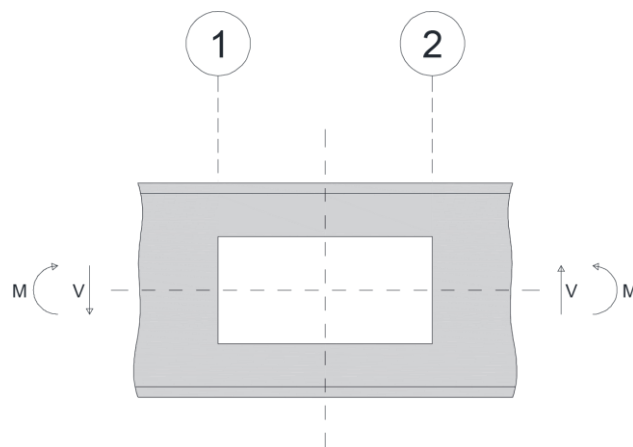


Figura 3.2 – Esforços atuantes na abertura

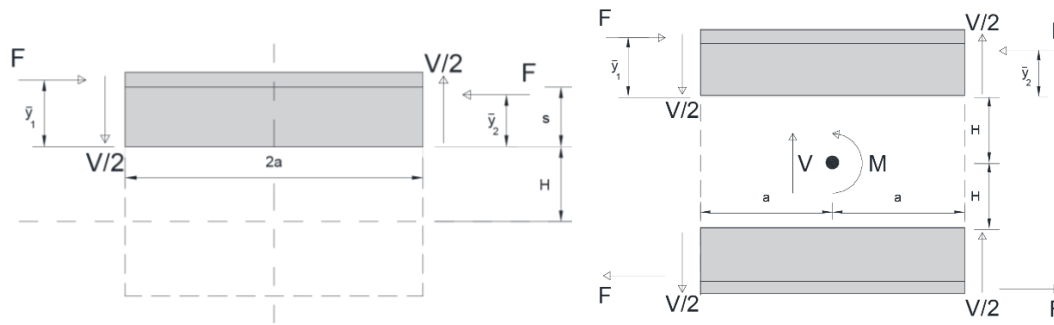


Figura 3.3 – Equilíbrio das forças na seção “tê” acima da abertura (adaptada de Redwood [13])

Estabelecendo o somatório de momentos no centro da abertura pode-se obter a equação de equilíbrio, determinando uma expressão para a força de cisalhamento V como:

$$\sum M_o + \sum M_o = 0 \Rightarrow$$

$$-M. + F(\bar{y}_1 + H) - F(\bar{y}_2 + H) - \frac{V}{2}a - \frac{V}{2}a - \frac{V}{2}a - \frac{V}{2}a \quad (3.3)$$

$$+ F(\bar{y}_1 + H) - F(\bar{y}_2 + H) = 0$$

$$M. = F\bar{y}_1 + FH - F\bar{y}_2 - FH - \frac{4Va}{2} + 2FH + F\bar{y}_1 + FH - \quad (3.4)$$

$$F\bar{y}_2 - FH$$

$$M. = 2F\bar{y}_1 - 2F\bar{y}_2 - 2Va \quad (3.5)$$

$$\Rightarrow M. = 0 \therefore Va = F\bar{y}_1 - F\bar{y}_2 \quad (3.6)$$

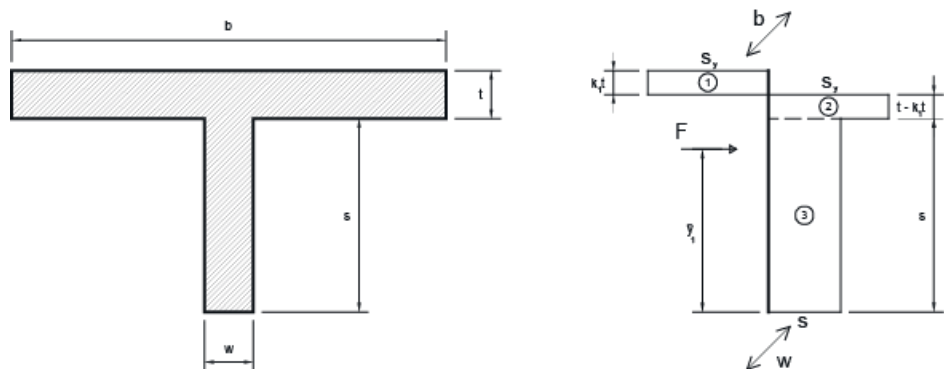
em que M_o é o momento resultante no centro da abertura, $M.$ é o momento atuante no centro da abertura e a é a metade da largura da abertura.

Na Figura 3.4 podem ser observadas as possíveis distribuições de tensões normais que ocorrem no “tê” superior.

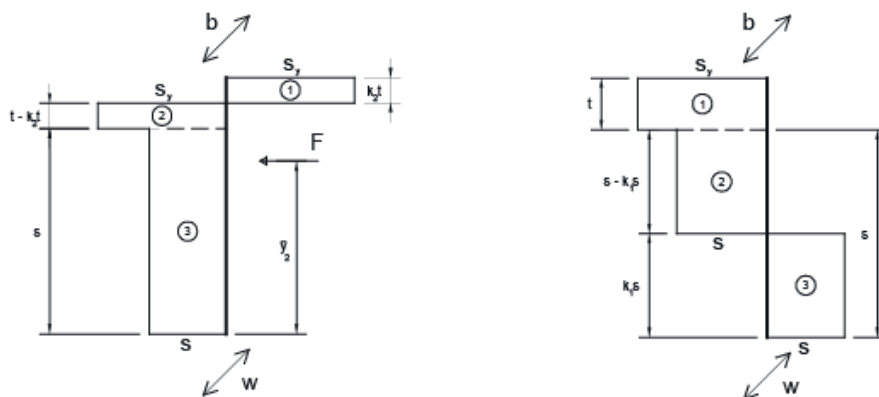
Na seção 1, indicada na Figura 3.1, onde o momento é maior, a tensão normal tem seu sinal invertido em um ponto da seção “tê”; posição esta que varia de acordo com o valor da relação momento-cisalhamento. Dois casos devem ser considerados: baixa taxa de momento-cortante se este ponto se encontrar na mesa do “tê” e alta taxa para o caso de o ponto estar localizado na alma da seção “tê”.

Na seção 2, do outro lado da abertura, como indicada na Figura 3.3, o ponto onde a tensão normal inverte de sinal é sempre na mesa.

Os coeficientes k_1 e k_2 indicam a localização do ponto em que a tensão normal muda de sinal. O coeficiente k_1 encontra-se na mesa para baixa taxa momento-cisalhamento e possui uma definição diferente quando localizado na alma, ou seja, para alta taxa momento-cisalhamento. Já k_2 se encontra sempre na mesa.



(a) Baixa taxa momento-cisalhamento para seção 1



(b) Baixa taxa momento-cisalhamento para seção 2

(c) Alta taxa momento-cisalhamento para seção 1

Figura 3.4 – Distribuição de tensões normais no “tê” superior (adaptado de Redwood [13])

Dada a distribuição de tensões normais na Figura 3.4, para baixa taxa momento-cortante na seção 1, tem-se:

$$F = bt\sigma_y(2k_1 - 1) - sw\sigma \quad (3.7)$$

$$F\bar{y}_1 = -0,5s^2w\sigma + bt\sigma_y[2k_1(s + t) - (s + 0,5t) - tk_1^2] \quad (2.8)$$

e na seção 2, novamente para baixa taxa momento-cortante tem-se:

$$F = sw\sigma + bt\sigma_y(1 - 2k_2) \quad (3.9)$$

$$F\bar{y}_2 = 0,5s^2w\sigma + bt\sigma_y[2k_2(s + t) - (s + 0,5t) - tk_2^2] \quad (3.10)$$

sendo b é a largura da mesa, t a espessura da alma, σ_y a tensão de escoamento do material, s a altura da alma do perfil “tê” e σ a tensão normal atuante.

Para o caso de alta taxa momento-cortante, a Equação 3.7 e a Equação 3.8 podem ser substituídas por:

$$F = bt\sigma_y + sw\sigma(1 - 2k_1) \quad (3.11)$$

$$F\bar{y}_1 = bt\sigma_y(s + 0,5t) + 0,5s^2w\sigma(1 - tk_1^2) \quad (3.12)$$

com outra definição para k_1 .

A tensão normal na alma está relacionada com a tensão cisalhante que é constante na alma em todas as configurações supracitadas e nula nas mesas. Com isto, pode-se assumir o critério de *von Mises* para encontrar o valor de σ .

$$\tau = \frac{FORÇA}{ÁREA} = \frac{V/2}{ws} = \frac{V}{2ws} \quad (3.13)$$

$$\sigma_y = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x\sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \quad (3.14)$$

$$\sigma = \sqrt{\sigma_y^2 - 3\left(\frac{V}{2sw}\right)^2} \quad (3.15)$$

No caso de baixa taxa momento-cortante as equações (3.1), (3.6) a (3.10) e a Equação 3.15 podem ser usadas para obter os valores de M e V .

Assumindo o valor de V , pode-se obter o valor de σ através da Equação 3.15 e eliminar k_1 (ou k_2) das expressões obtidas na Equação 3.8 e Equação 3.10.

A Equação 3.6 fornece o valor de k_2 (ou k_1) e conseqüentemente, o valor limite do momento M pela Equação 3.5.

Se $k_1 > 1$, a solução para alta taxa momento-cortante pode ser obtida pela mesma aproximação.

Para uma viga e uma abertura dada, uma curva de interação que relaciona os valores limites de M e V pode ser construída com os processos supracitados. Pode-se obter então, um diagrama no qual M é expresso como uma proporção do momento plástico M_p da seção não perfurada; e o esforço cortante V é expresso como uma fração da resistência plástica ao cortante V_p da viga não perfurada. Então

$$M_p = [bt(d - t) + 0,25w(d - 2t)^2]\sigma_y \quad (3.16)$$

$$V_p = \frac{w(d - 2t)\sigma_y}{\sqrt{3}} \quad (3.17)$$

são estabelecidos e se tem a resistência proporcional destas vigas com aberturas em relação às resistências sem a presença dos furos.

Redwood [13] estabeleceu através destas expressões um conjunto de curvas de resistência para o perfil IPE550 com diferentes variações de abertura apresentadas na Figura 3.5.

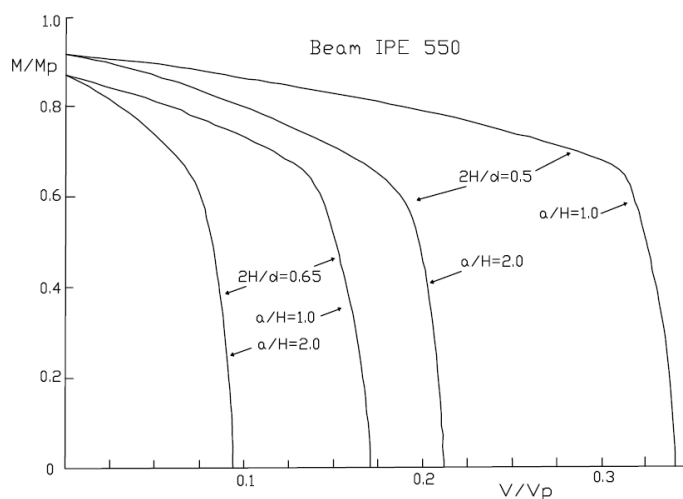


Figura 3.5 – Diagrama de interações momento-cortante para IPE550 [13]

Em 1994, Ward [14], por meio do Instituto de Construção em Aço (*The Steel Construction Institute – SCI*) do Reino Unido, discorre sobre comportamento e

projeto considerando soluções com aberturas em vigas de aço ou mistas aço-concreto, apresentando modelos numéricos.

Em 2001, Chung *et al.* [15] analisaram os esforços para vigas de aço com aberturas circulares na alma e desenvolveram dimensionamentos. Foi verificado que a presença da abertura na alma da viga de aço apresenta três modos de falha na seção perfurada:

- falha por cisalhamento devido a redução da resistência ao cortante;
- falha por flexão devido a capacidade reduzida do momento;
- falha por mecanismo *Vierendeel* (Figura 3.6) devido a formação de quatro rótulas plásticas nas seções “tê” acima e abaixo da abertura caracterizada pela transferência de força de cisalhamento lateral ao longo da abertura.

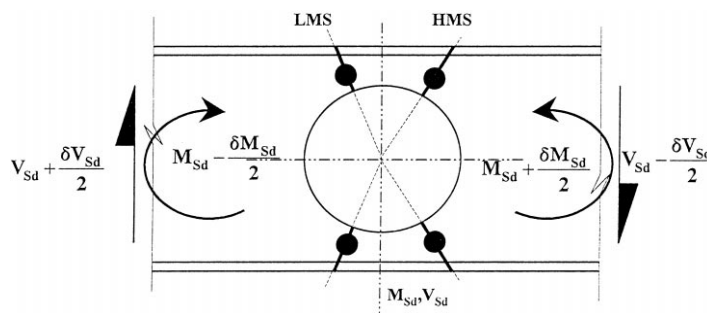


Figura 3.6 – Mecanismo *Vierendeel* ao redor da abertura circular [15]

No geral, a capacidade ao cisalhamento e ao momento nas seções perfuradas podem ser facilmente avaliadas. Contudo, a capacidade ao momento nas seções “tê” acima e abaixo das aberturas sob momentos locais é relativamente difícil de ser avaliada na presença da força axial e cortante coexistentes, devido a ação da flexão global. Além disto, é necessário utilizar cálculo plástico para incorporar a formação das quatro rótulas plásticas nas seções “tê” para uma melhor previsão da capacidade de carga das vigas.

Para vigas com múltiplas aberturas, a flambagem na alma pode ser crítica quando as aberturas possuem pouco espaçamento. Uma deflexão adicional devido a presença das aberturas deve ser considerada.

Existem inúmeras recomendações de projeto na literatura. Geralmente, estas recomendações são a respeito da capacidade do esforço cortante e do momento

fletor nas seções perfuradas e são relativamente simples e similares. São inúmeros também, os métodos que levam em consideração a coexistência dos efeitos das forças axiais e cortantes na avaliação da capacidade ao momento nas seções “tê”.

Para as vigas de aço com aberturas circulares, as recomendações de cálculo são aplicadas usando uma equivalência com aberturas retangulares com dimensões modificadas, como sugerido por Redwood [13]. Além disto, devido a uma abordagem simplificada, a capacidade de carga das vigas de aço é subestimada significativamente. As distribuições da tensão elástica nas vigas com aberturas circulares alongadas foram examinadas por Chan e Redwood [16] usando a teoria da elasticidade. A fim de obter a capacidade de carga de vigas de aço, é estudado um conjunto de recomendações de projeto do antigo Anexo N do Eurocode 3 [17]. Uma revisão das recomendações de projeto foi realizada e mostraram que, em geral, existem dois tipos de método de cálculo na avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma:

- Cálculo na seção “tê”: neste método, a seção perfurada é considerada como duas seções “tê” separadas a uma distância que se equivale a altura da abertura; e todas as ações globais são representadas como forças locais e momentos. A adequação estrutural das vigas de aço depende da capacidade da seção formada pelos dois “tês” sob ação combinada de forças axiais e de cisalhamento e momentos locais. Em geral, os procedimentos de cálculo dos esforços são consideráveis. A acurácia deste método depende da precisão das regras de dimensionamento e seus respectivos modos de falha. Contudo, devido a complexidade dos problemas, expressões aproximadas de cálculo apresentam uma redução dos esforços, levando a resultados conservadores;
- Cálculo na seção perfurada: neste método, a seção perfurada é a seção crítica considerada no cálculo e a adequação estrutural das vigas de aço depende da capacidade da seção perfurada sob esforços combinados de cisalhamento e momento fletor devido as ações globais. Curvas de interação momento-cortante simples são usadas e assim o procedimento de cálculo neste método é geralmente simples, mas os resultados são muito conservadores.

O escopo do estudo de Chung *et al.* [15] contempla o estudo analítico do método de cálculo, a elaboração de um modelo de elementos finitos com o mecanismo *Vierendeel* nas seções perfuradas e por fim, uma proposta de um método de cálculo simplificado.

Para o estudo analítico do método de cálculo, foi considerada a formação de rótulas plásticas do lado da abertura de menor momento (LMS). Através da curva de interação linear, a coexistência da força axial, força cortante e momento fletor são incorporadas para obter a curva interação cortante-momento. Foi considerada também a formação de rótulas plásticas no lado da abertura de maior momento (HMS) para obter outra curva de interação cortante momento para comparação.

Há um pouco de diferença para as curvas LMS e HMS nas seções transversais sob cortante ou momento puro. Todavia, a diferença fica mais evidenciada quando há grande coexistência do momento fletor e da força cortante, isto é, as taxas de utilização para cortante e momento são aproximadas, onde ocorre interação significativa devido a ação *Vierendeel*. É exibida na Figura 3.7, a comparação entre as curvas de interação sob ação global na seção perfurada.

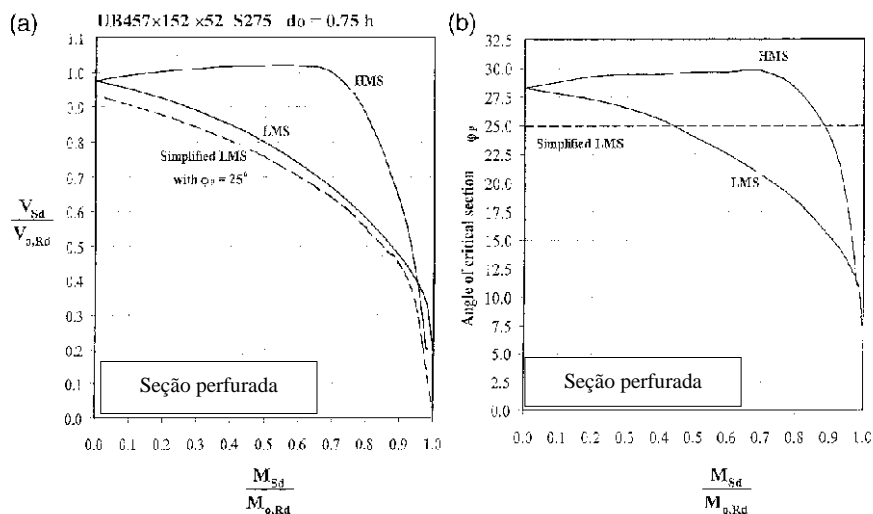


Figura 3.7 – Comparação das curvas de interação momento-cortante LMS e HMS [15]

Foram discutidas as diferenças do método de cálculo. O método de cálculo de Chung *et al.* [15] considera uma abordagem simplificada onde são consideradas somente rótulas plásticas no lado de menor momento (LMS) da abertura. No

entanto, após o início do escoamento nas seções “tê”, uma capacidade de carga adicional nas vigas pode ser alcançada devido a redistribuição de carga na abertura. Geralmente, espera-se que quatro rótulas plásticas sejam obrigatoriamente desenvolvidas nas seções “tê” acima e abaixo da abertura a fim de formar o mecanismo *Vierendeel*. Além disto, o método de cálculo considera que a resistência ao momento nas seções “tê” é reduzida linearmente de acordo com a magnitude das cargas axiais existentes, independente do sentido das forças. Contudo, na realidade, a interação provavelmente será menos severa do que o previsto, e uma curva de interação não linear com base na aproximação da distribuição de tensões será mais apropriada.

Assim, concluíram que o método de cálculo considerado na capacidade de carga baseada na formulação das rótulas plásticas em LMS enquanto as considerações das rótulas plásticas em HMS podem conduzir a resultados não conservadores. As forças locais atuantes nas seções inclinadas ao redor da abertura são indicadas na Figura 3.8.

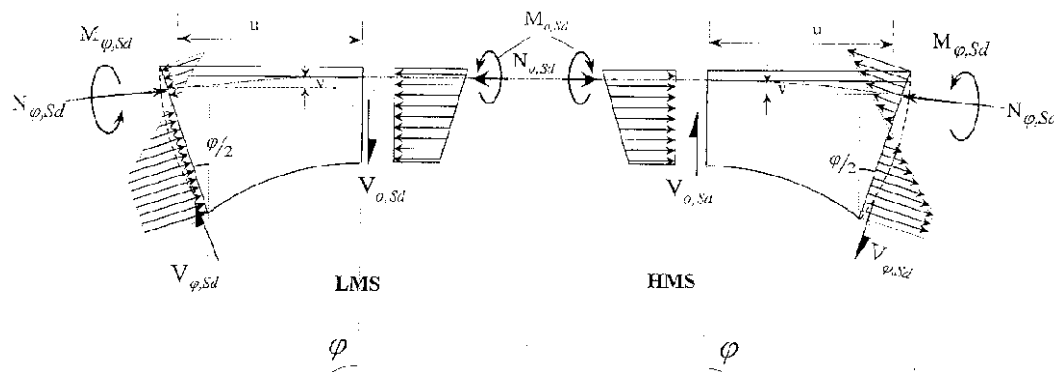


Figura 3.8 – Esforços locais atuantes nas seções transversais inclinadas [15]

Um modelo de elementos finitos foi concebido para vigas de aço com uma grande abertura circular, estabelecendo não linearidade geométrica e do material. Após a calibração em relação a dados de testes realizados em laboratório, uma curva de interação cortante-momento foi estabelecida para vigas com diferentes diâmetros da abertura circular na alma. Baseado nos resultados dos modelos de elementos finitos, a curva de interação cortante-momento para seções perfuradas com diferentes tamanhos de abertura em quatro perfis laminados é apresentada. A

redução na capacidade de carga das vigas de aço com diferentes dimensões é então estudada.

Com a não linearidade do material incorporada no modelo de elementos finitos, pode-se mobilizar totalmente a capacidade ao momento nas seções “tê” sob ação combinada da carga axial e cortante devido a ação global. Uma curva bilinear de tensão-deformação é adotada no material modelado para o aço junto com o critério de resistência de *von Mises*. Adicionalmente, com a não linearidade geométrica incorporada no modelo de elementos finitos, grandes deformações no modelo podem ser previstas precisamente, permitindo distribuição de carga na alma através da abertura depois do escoamento inicial. Assim, o mecanismo *Vierendeel* com a formação de quatro rótulas plásticas nas seções “tê” acima e abaixo da abertura podem ser investigadas detalhadamente.

Na fase de calibração em relação aos dados de testes realizados por Redwood e McCutcheon [47], foi analisado o escoamento devido ao mecanismo *Vierendeel*. Para o primeiro protótipo, o início do escoamento ocorre ao mesmo tempo para φ igual a 30° , -45° e 0° , onde ocorre a resistência ao cisalhamento, ou seja, não se materializa o mecanismo de falha e a viga continua a suportar carga até o mecanismo *Vierendeel* ser alto o suficiente para causar plastificação nas seções “tê”. A falha para a primeira viga ocorre da seguinte forma:

- a mesa e a alma da seção “tê” deformam-se muito em HMS;
- há grande cisalhamento na alma na altura mínima do “tê” ($\varphi = 0^\circ$);
- em LMS, somente as almas das seções “tê” escoaram enquanto o nível da tensão nas mesas só alcançou 60% da resistência;
- falhou com duas rótulas plásticas completas em HMS, mas com duas rótulas plásticas parciais em LMS. Isto ocorre provavelmente pelo fato de que a falha, na extensão do escoamento, ocorre na seção “tê” de menor altura, a qual reduz a eficiência do carregamento redistribuído através da abertura.

No segundo protótipo, por possuir maior vão, a localização da abertura forneceu diferente taxa de cortante-momento, e assim, comportamentos diferentes que o modelo anterior. O escoamento começa para níveis superiores de esforços atuantes e o topo da mesa em HMS flamba localmente sob ação de grande momento local.

Baseado no método dos elementos finitos, são obtidas melhorias para avaliação da capacidade de carga através de incorporação da formulação das rótulas plásticas nos lados LMS e HMS da seção perfurada, tal como modificada pela redistribuição de carga através da abertura em grandes deformações. E também houve uma avaliação reforçada da resistência sobre as capacidades ao momento nas seções “tê” sob ação combinada de carga axial e cisalhamento.

Após a calibração dos modelos, Chung *et al.* [15] realizaram estudos paramétricos nos modelos de elementos finitos. Para a prática de projeto é desejável o desenvolvimento de modelos de cálculo simplificados usando as curvas de interação momento-cortante para obter a capacidade de carga das vigas com abertura circular.

A resistência ao cisalhamento na seção “tê” não apresenta falha prévia para aberturas próximas aos apoios já que o esforço cortante atuante depende da relação entre as espessuras e áreas da alma e da mesa.

A capacidade ao carregamento foi verificada com carregamento distribuído com aberturas com 75% da altura da viga e diferentes comprimentos de viga. Para diferentes vãos, esta capacidade pode ser avaliada de acordo com as curvas de interação cortante-momento oriundas dos modelos de elementos finitos.

No geral, a capacidade de carga total das vigas pode ser atingida, mesmo com a presença de grande abertura circular na alma, especialmente em vigas de longa extensão quando as aberturas estão localizadas no terço do vão. E assim, pode-se prever que através do posicionamento cuidadoso da abertura, é possível conservar a capacidade de carga total das vigas e, portanto, qualquer penalidade para a capacidade de carga das vigas devido a presença da abertura na alma poderia ser eliminada.

É observado então que a capacidade de carga das vigas com abertura circular é tipicamente de 5% a 10% maior que as obtidas nas formulações baseadas nas recomendações de cálculo com rótulas plásticas em LMS. Além disto, a previsão exagerada do método de cálculo baseada na formulação de rótulas plásticas em HMS é quantificado para ser de 10% a 15%, quando comparados com os modelos de elementos finitos.

Como proposta de um método de cálculo simplificado, uma curva de interação cortante-momento empírica foi definida para a prática de aberturas circulares em vigas de aço. Na investigação, todos os perfis laminados foram

constituídos por perfis de classe 1 e 2. Todas as aberturas são centradas sem excentricidade em relação ao eixo de simetria vertical e os furos possuíam diâmetros entre $0,5h$ e $0,75h$, onde h é a altura total da seção. Reforços não foram considerados. As formulações estão de acordo com o Eurocode 3 [40] para fácil referência. Pôde ser percebido que o momento fletor e o esforço cortante devido às ações globais são avaliados no centro da abertura.

Com o uso da regra empírica simplificadora, a avaliação das resistências contra a falha por flexão, a falha por cisalhamento e o mecanismo *Vierendeel* são todas baseadas na seção perfurada com redução significativa do esforço de cálculo; não há necessidade de avaliar a capacidade nas seções “tê”.

Pela utilização da curva empírica de interação cortante-momento, a capacidade de carga das vigas com aberturas médias a grandes, podem ser simplesmente avaliadas em termos de taxas de utilização de cortante e momento nas seções perfuradas. Este método mostra-se conservador e mais eficiente em termos de adequação estrutural e solicitações de projeto quando comparado com o usado no modelo de elementos finitos.

A redução da capacidade resistente ao cortante na seção perfurada apresenta-se mais crítica do que a redução da capacidade ao momento. A precisão da previsão da capacidade de carga depende muito da precisão da avaliação da capacidade ao cortante das seções perfuradas.

Ademais, a resistência cisalhante nas almas das seções “tê” acima e abaixo das aberturas é muito importante pois promove a formação de rótulas plásticas em HMS. Tal efeito é menos significativo em vigas de aço com aberturas retangulares onde o momento fletor é muitas vezes dominante.

Foi demonstrado por Chung *et al.* [15] que a penalidade estrutural da capacidade de carga das vigas devido a presença de aberturas pode ser completamente eliminada através de um projeto racional de aberturas em termos da sua localização ao longo da viga e também do tamanho das aberturas.

Em 2003, Chung *et al.* [6] continuaram seu trabalho de pesquisa estudando vigas com diferentes tipos de aberturas na alma. A comparação entre as curvas de interação momento-cortante de vigas de aço com furos de diferentes tamanhos e formas, mostra similaridade entre as mesmas, e, portanto, seria possível o desenvolvimento de uma curva de interação generalizada para a avaliação da capacidade de carga de todas as vigas. Como a força de cisalhamento global causa

as falhas por cisalhamento e o mecanismo *Vierendeel* nas seções perfuradas, o efeito da formação das quatro rótulas plásticas atuando nas seções “tê” acima e abaixo da abertura pode ser incorporado através da capacidade de resistência ao cisalhamento global das seções perfuradas. Tendo em vista estas observações, os autores propuseram uma relação para a resistência ao cisalhamento que considerasse a falha por mecanismo de *Vierendeel* e falha por cisalhamento, estabelecendo assim, uma resistência dupla ao cisalhamento global para diferentes formas e tamanhos de aberturas através da investigação com o método dos elementos finitos.

Adicionalmente, para avaliar seu grau de importância nas seções perfuradas, foi estabelecido um parâmetro indicativo de *Vierendeel*, podendo assim, avaliar a falha de seções perfuradas para diferentes valores de resistência a flexão e ao cisalhamento.

As três ações locais introduzidas nas seções “tê” acima e abaixo de uma abertura submetida a momento e força de cisalhamento globais é ilustrada na Figura 3.9.

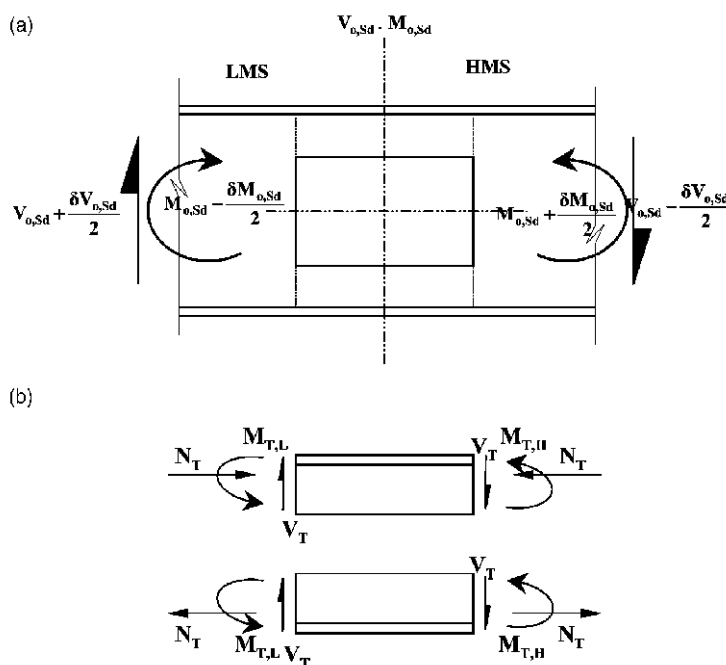


Figura 3.9 – Distribuição dos esforços na seção perfurada [6]

Chung *et al.* [6] consideraram as mesmas premissas do trabalho anterior para o comportamento estrutural: abordagem da seção “tê” e abordagem da seção perfurada. O estudo foi dividido em duas partes:

- Investigação em elementos finitos: baseado em modelos numéricos com não linearidades geométricas e do material incorporadas, foi realizado estudo paramétrico para investigar e comparar as capacidades de carga de vigas de aço com aberturas de vários tamanhos e formas;
- Desenvolvimento de um método empírico de dimensionamento: baseado nos resultados obtidos nos modelos numéricos, foi utilizada uma curva de interação flexão-cisalhamento generalizada para um dimensionamento empírico de vigas de aço com aberturas de diferentes tamanhos e formas.

As curvas de interação flexão-cisalhamento para diferentes formas e tamanhos de aberturas, submetidas a variadas relações de momento/cortante são organizadas de maneira racional para fácil comparação e referência. Com a força global de cisalhamento e o momento global normalizados, todas as curvas de interação são similares em suas formas, confirmando a acurácia da curva generalizada proposta. Para aberturas na alma de diferentes formas e tamanhos, desde que a altura seja a mesma, todas as curvas convergem para o mesmo ponto de interseção quando o cisalhamento global é nulo. Entretanto, provavelmente devido aos diferentes momentos locais de *Vierendeel* ao redor das aberturas, ocorrem diferentes capacidades ao cisalhamento nas seções perfuradas sob momento global nulo.

Com o objetivo de compreender os efeitos das formas e dos tamanhos das aberturas na resistência das seções perfuradas, é importante relacionar a altura da abertura e o comprimento crítico da abertura considerando cisalhamento e momento global atuando na seção perfurada e esforços locais axiais, de cisalhamento e de flexão simultâneos atuando nas seções “tê” acima e abaixo da abertura. Geralmente, este aumento reduz a resistência ao cisalhamento e momento, controlando o modo de falha. Sendo assim, enquanto um aumento no comprimento na abertura não altera a resistência ao cisalhamento, tal incremento aumenta diretamente os momentos locais promovendo o mecanismo *Vierendeel* nas seções perfuradas. Conclui-se então que para aberturas com mesmas alturas, mas com diferentes comprimentos, a

capacidade de carga das seções perfuradas é inversamente proporcional aos valores de comprimento do furo.

Como mostrado na Figura 3.10, qualquer aumento no momento global na seção perfurada irá induzir esforços axiais locais nas seções “tê”, promovendo escoamento local nestas seções e, portanto, ruína na região das aberturas. Para seções perfuradas submetidas a momentos globais significativos, a capacidade de resistência ao cisalhamento global será reduzida fortemente.

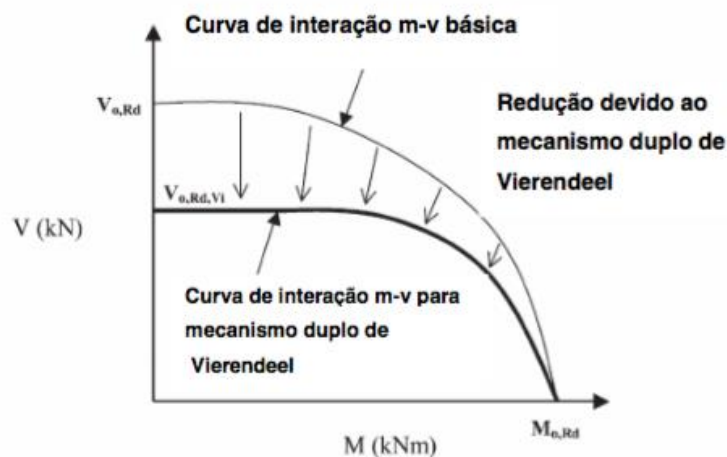


Figura 3.10 – Redução da curva de interação flexão-cisalhamento [6]

O método empírico de dimensionamento proposto por Chung *et al.* [6] através da curva de interação generalizada baseada em análise paramétrica utilizando o método dos elementos finitos é descrita detalhadamente por Liu e Chung [18] onde podem ser observados os modelos numéricos, as curvas carga-deslocamento, os modos de ruína e os modelos de escoamento ao redor das aberturas.

Em 2006, Lawson [19] apresenta um estudo analítico da resistência de vigas mistas com aberturas para perfis assimétricos, onde soluções fechadas foram propostas para permitir o dimensionamento das mesmas. E em 2011, Lawson [20] apresenta uma metodologia de cálculo para o dimensionamento de vigas mistas com aberturas eventuais de diferentes formatos. O estudo é baseado na norma europeia Eurocode 3 [40]. Não apresenta uma metodologia para análise dos modos de falha de vigas casteladas mistas, porém apresenta uma metodologia para dimensionamento do deslocamento máximo para uma viga mista com n aberturas.

Em 2007, Rodrigues [3] elaborou um estudo paramétrico para avaliar o desempenho estrutural de vigas de aço simplesmente apoiadas com aberturas de diferentes tamanhos em variadas localizações ao longo das vigas, a fim de se produzir informações para um dimensionamento prático de vigas de aço com furo na alma elaborando métodos simples capazes de avaliar a capacidade de carga das vigas de aço, bem como a melhor localização das aberturas nestas vigas.

Rodrigues [3] e [4] avaliou e descreveu também o comportamento estrutural de vigas de aço com diferentes tamanhos e formas de furos na alma e examinou os parâmetros que influenciam diretamente a capacidade de resistência das vigas com diferentes tipos de aberturas, tais como: tipo do furo, localização ao longo do vão, altura do furo em relação à altura do perfil, esbeltez da alma, localização da carga solicitante ao longo do vão, entre outros. Foram investigados, em seu trabalho, os diferentes mecanismos de ruína para as vigas com aberturas na alma e as causas que conduziam aos seus colapsos. Por fim, realizou um estudo da eficácia de enrijecedores longitudinais na localidade dos furos presentes nas almas das vigas de aço.

Sendo assim, Rodrigues [3] e [4] concluiu que o método dos elementos finitos se mostrou bastante útil e preciso na avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma sendo eficaz na previsão da distribuição de tensões, modos de escoamento, deformada e cargas de ruína para as vigas constituídas de perfis laminados. Foi verificado que as curvas de momento fletor no centro do furo versus o deslocamento vertical no ponto de aplicação de carga concentrada, podem indicar o tipo de mecanismo de ruína ocorrido. Constatou-se que para um colapso brusco, ou seja, sem a formação de um patamar de escoamento, a ruína deu-se através da formação de um mecanismo de *Vierendeel*. Já nas curvas que apresentaram patamar bem definido, podem ocorrer dois modos de falha: ruína por flexão e ruína pela formação do mecanismo *Vierendeel* com quatro rótulas plásticas.

Rodrigues [3] também confirmou que as vigas com furo retangular são cerca de 30% menos resistentes quando comparadas com as vigas com aberturas quadradas e circulares. As vigas com aberturas retangulares que possuíam metade da altura da viga apresentaram mecanismo de *Vierendeel* independente do ponto de aplicação da carga concentrada. As vigas com furo quadrado, apresentaram um modo de ruína misto, composto pela formação do mecanismo de *Vierendeel* com

flexão no ponto de aplicação de carga concentrada. E as vigas com furo circular, tenderam a apresentar ruína por flexão, mas puderam exibir também um modo de ruína misto como nas aberturas quadradas quando o furo circular na alma da viga de aço encontrava-se localizado nas proximidades do ponto de aplicação de carga.

Quando o parâmetro estudado por Rodrigues [3] foi o vão, pode-se concluir que o aumento do mesmo diminui a importância do mecanismo de *Vierendeel* cedendo lugar aos modos de ruína misto e por flexão. Contudo, para as vigas com furo de altura igual a 75% da altura do perfil, independente do comprimento do vão, geometria e localidade do furo, o mecanismo *Vierendeel* continua sendo o modo de ruína que prevalece.

Rodrigues [3] constatou que a eficiência estrutural das vigas com furos de geometria circular é cerca de cinco vezes maior em vigas com aberturas retangulares e até duas vezes e meia superior no caso de aberturas quadradas. E dependendo da localização do furo circular ao longo do vão, não há penalidades na carga de ruína. Foi também possível concluir que a presença de aberturas com cantos arredondados é bastante eficaz para distribuição de esforços na alma das vigas na medida em que diminui o efeito da concentração de tensões.

Por fim, Rodrigues [3] verificou a necessidade de enrijecedores longitudinais ao longo das aberturas e verificou que a presença destas placas elevou a carga de ruína nas vigas com furos com altura de 75% a altura do perfil em mais de três ou duas vezes no caso de vigas com furos quadrado e retangular respectivamente. No caso de furos circulares, observou que o uso dos enrijecedores elevaram a carga de ruína em 20%. Pode constatar também que sua presença promoveu uma melhor distribuição de tensões no entorno das aberturas, contribuindo, portanto, para um aumento da resistência das vigas.

3.3. Vigas celulares e casteladas

A seguir serão abordados alguns trabalhos que tratam das vigas celulares e casteladas.

Em 1968 e 1969, Delesques [19] e [20] *apud* Silveira [29] desenvolveu um estudo analítico para o dimensionamento de vigas alveolares. As equações propostas contemplam os seguintes modos de colapso: ruína do montante da alma por cisalhamento, ruína do montante da alma por flexão, flambagem do montante

da alma, formação de mecanismo plástico, e avaliação das deformações devido ao momento fletor e a força cortante. Segundo o autor, a hipótese de melhor aproximação é a de distribuição uniforme de tensões na altura do perfil, verificando o modelo analítico através de ensaios experimentais.

Em 1997, Megharief [23] realizou um estudo numérico a fim de investigar a flambagem devido ao cisalhamento crítico em vigas casteladas de aço e mistas. Os resultados baseados nos modos de falha apresentaram-se satisfatórios para os casos em que a falha ocorreu por flambagem no montante da alma. Por outro lado, a análise do escoamento tendeu a superestimar as cargas de ruptura para os trechos submetidos a cisalhamento crítico.

Em 2000, Cimadevila [24] apresentou um estudo analítico, propondo equações para resistência das vigas casteladas e algumas das suas propriedades como inércia e área equivalentes.

Em 2006, Zirakian e Showkati [25] realizou testes experimentais em vigas de aço casteladas formadas por diferentes perfis a fim de investigar a flambagem “distorcional” destas vigas. Além de estudar o comportamento, foram verificadas as cargas críticas que as vigas suportam com técnicas extrapoladas e por fim uma comparação com previsões teóricas.

Em 2009, Wissmann [7] realizou estudo através da aplicação do método dos elementos finitos sobre a expansão em altura de vigas de aço com aberturas na alma, utilizando-se técnicas de fabricação conhecidas efetuando aberturas diretamente na alma dos perfis, aberturas resultantes de expansão em altura, aberturas pelo método de fabricação Litzka e aberturas resultantes da fabricação da viga Litzka expandida e demonstrou quais são as opções mais adequadas para determinadas configurações de furos em almas de vigas. Ao analisar a geometria das aberturas, Wissmann [7] constatou que à medida que a taxa momento-cortante diminui, as resistências de vigas com aberturas hexagonais com ângulos maiores aproximam-se as resistências para vigas com aberturas de menor ângulo, tornando o furo de maior área, a melhor opção. E ainda, confirmou que a perda de resistência é expressiva somente quando a relação entre o comprimento total da abertura em relação a sua altura torna-se relativamente elevada. Wissmann [7] concluiu que, no que diz respeito a posição das aberturas, para três aberturas ao longo do vão sem expansão, houve pouca penalidade em termos de resistência para furos com altura menor que 50% da altura do perfil e à medida que esta proporção da altura diminui com o aumento das

dimensões dos perfis, as aberturas não causaram perda de resistência, mas em aberturas exageradas, o mecanismo de *Vierendeel* era bem caracterizado.

Para vigas expandidas, Wissmann [7] notou um aumento significativo da resistência pela ampliação com a chapa de expansão e pouca penalidade até mesmo com aberturas de comprimento até oito vezes a altura da abertura.

Os modelos das vigas Litzka, elaborados por Wissmann [7], apresentaram um aumento de resistência elástica em aproximadamente 35% em relação às vigas sem aberturas e semelhante ou até maior que vigas com três aberturas expandidas; esta configuração também caracterizou menor ductilidade na fase plástica.

Wissmann [7] também apresentou modelos numéricos para viga Litzka expandida através de chapa. Esta viga garantiu mesma resistência para diferentes configurações de aberturas, maiores resistências no regime elástico, baixa ductilidade na fase plástica com certa melhora para perfis de altura mais elevada, redução de 14,8% no peso da estrutura e ganho de, em média, 43,9% na resistência devido ao maior distanciamento entre as mesas comparado à altura de um perfil expandido.

Também em 2009, Pinho [26] publica um artigo com uma abordagem esclarecedora acerca de vigas casteladas e celulares, pautadas em sua experiência em projetos estruturais de edificações em aço.

Em 2011, Gama [27] realizou modelos numéricos através do método dos elementos finitos e realizou uma análise paramétrica verificando o comportamento e mecanismos de falha de vigas casteladas. Obteve valores de momento fletor iniciais para o estado limite último de flambagem lateral com torção onde as imperfeições iniciais foram inseridas através de uma análise linear de um problema de autovalores, seguida de uma análise plástica não linear cujos resultados, foram comparados com métodos disponíveis na norma europeia para vigas de alma cheia validando a gama de perfis estudados para a formulação desta norma e observando que o mesmo raciocínio não se adequa a norma brasileira. Também avaliou, quantificou e determinou a influência das diferenças geométricas características das vigas casteladas em relação as vigas maciças com as mesmas dimensões, analisando e descrevendo o comportamento estrutural destas vigas de aço para diversos comprimentos de vãos observando as magnitudes das diferenças dos momentos críticos obtidos para as vigas casteladas, maciças equivalentes e maciças originais.

No mesmo ano, Vieira [28] realizou estudos numéricos com o objetivo de avaliar o comportamento de vigas casteladas de aço com ênfase na instabilidade do montante da alma e concluiu que para carregamentos uniformemente distribuídos e longos vãos, este modo de colapso é menos frequente que os demais modos.

Ainda em 2011, Silveira [29] desenvolveu estudos teóricos e numéricos da formação de rótulas plásticas das vigas casteladas e celulares. Com base em seus estudos, foram propostas novas expressões para estimar a capacidade resistente das vigas, relacionadas ao colapso por montante de alma por flexão e por cisalhamento, com base na norma brasileira.

Em 2012, Ellobody [30] investigou a concepção e comportamento de vigas casteladas sob flambagem “distorcional” constituídas de aço de alta resistência. A averiguação foi realizada através do método dos elementos finitos e a calibração foi efetuada com os testes experimentais de Zirakian e Showkati [25]. Realizou-se então uma análise não linear para vigas com diferentes seções transversais, diferentes comprimentos, diferentes resistências para o aço e diferentes restrições laterais. O estudo mostrou que a utilização de aços com alta resistência oferece ganho considerável nas cargas de ruptura das vigas casteladas.

Em 2013, Ferrari [31] realizou um estudo numérico para investigar o comportamento de vigas casteladas e celulares mistas de aço e concreto com base em resultados experimentais disponíveis na literatura. Todos os casos utilizados no estudo da validação apresentaram modos de colapso muito parecidos com os observados experimentalmente na literatura, representando com êxito a interação parcial e total entre o aço e o concreto.

Em 2015, Brinkhus [8] estudou analiticamente as vigas casteladas de aço e mistas e na falta de normas para o dimensionamento destas vigas, estudou a possibilidade de adaptar o procedimento para vigas de aço e mistas com abertura na alma utilizando o trabalho de Lawson [20] que apresenta o dimensionamento de vigas mistas com aberturas seguindo o Eurocode 3 [40]. Além deste trabalho, foi utilizada a metodologia apresentada pela norma brasileira NBR 8800:2008 [34] para a verificação de vigas mistas e dos materiais de viga castelada para propor um método de dimensionamento de vigas casteladas mistas. Construiu planilhas utilizando a metodologia encontrada e proposta para vigas casteladas de aço e mistas e modelou numericamente, através do método dos elementos finitos, as vigas de aço casteladas para comparar com vigas de aço de alma cheia.

4 Dimensionamento estrutural de vigas casteladas

4.1.Introdução

Além de alguns modos de falha presentes nas vigas de alma cheia aparecerem e serem penalizados, como, por exemplo, a flambagem lateral por torção, as aberturas na alma de vigas possibilitam o surgimento de novos modos de ruína devidos a esbeltez e descontinuidade da alma.

Se considerado um carregamento que produza momento fletor e força cortante, os modos de colapso que podem aparecer são: formação de mecanismo de cisalhamento ou mecanismo *Vierendeel*; formação de rótulas plásticas; ruptura das soldas entre as aberturas; flambagem do montante da alma devido à força cortante; flambagem por compressão do montante da alma e; flambagem lateral com torção.

Desta forma, este capítulo apresenta uma breve descrição destes modos de falha bem como algumas equações para se efetuar a verificação de todos os estados limites últimos associados ao dimensionamento de vigas casteladas em estruturas de aço.

4.2.Formação de um mecanismo *Vierendeel*

A presença de altos esforços de cisalhamento nas vigas acarreta a formação do mecanismo *Vierendeel* que é caracterizado pela formação de rótulas plásticas devido a transferência do cisalhamento lateral ao longo da parte com abertura. Estas rótulas ocorrerão nos quatro cantos de uma abertura, deformando a viga em forma de paralelogramo, conforme indicado na Figura 4.1.

Este fenômeno plástico depende do comprimento que contém a abertura, e a resistência local ao cisalhamento e a flexão. O efeito de *Vierendeel* que atua nas seções “tê” acima e abaixo da abertura pode ser considerado através de uma redução na capacidade de resistência global das seções perfuradas.

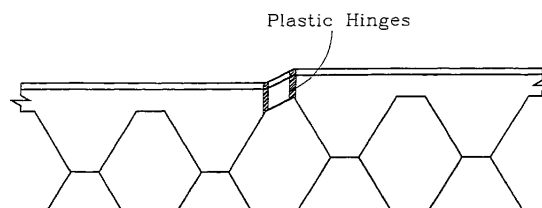


Figura 4.1 – Formação de mecanismo *Vierendeel* [23]

A melhor posição para a abertura na alma de vigas de aço irá depender da interação entre momento fletor e esforço cortante. Geralmente, os furos têm um efeito maior na resistência ao cisalhamento da viga do que na sua resistência à flexão, o que pode ser facilmente observado através da parcela de contribuição da alma na resistência dos esforços. Quanto maior for a abertura e os esforços cisalhantes, menor a predominância deste tipo de falha.

4.3. Formação de rótulas plásticas

Este tipo de modo de colapso ocorre quando a ação do momento fletor faz com que as seções “tê” acima e abaixo da abertura escoem por tração e compressão, já que o binário de forças longitudinais gera momentos locais ao redor do furo na alma da viga de aço formando as rótulas plásticas (Figura 4.2). O momento resistente é igual ao momento de plastificação no centro da abertura que é o produto do módulo plástico no neste ponto e tensão de escoamento do material.

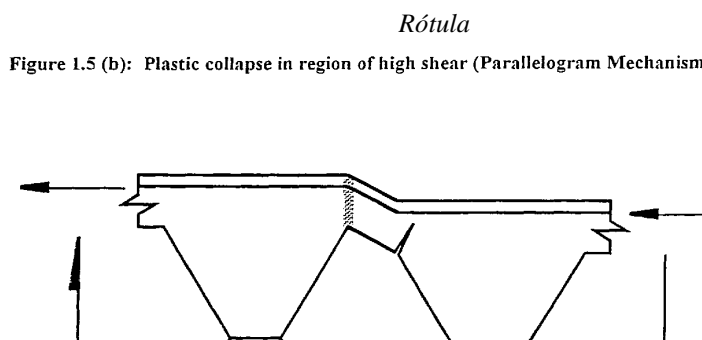


Figura 4.2 – Formação de rótulas plásticas [23]

4.4. Ruptura das soldas entre as aberturas

A ruptura entre duas aberturas ocorrerá quando a tensão horizontal de cisalhamento exceder a capacidade resistente da solda entre as aberturas. Este modo de colapso irá depender do comprimento entre as aberturas. Haverá maior possibilidade de colapso quanto menor for o comprimento entre os furos. Este modo de colapso é predominante quando se reduz o comprimento da abertura para tentar evitar a falha por mecanismo *Vierendeel*. A ruína por ruptura da solda é ilustrada na Figura 4.3 abaixo.

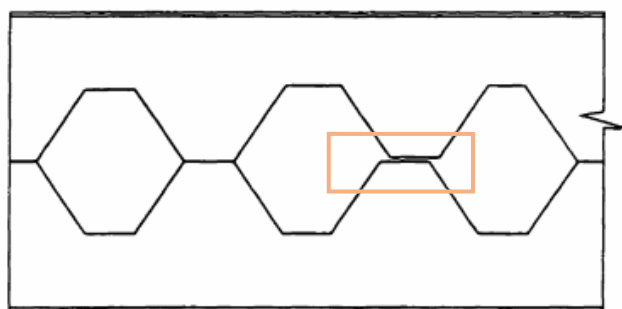
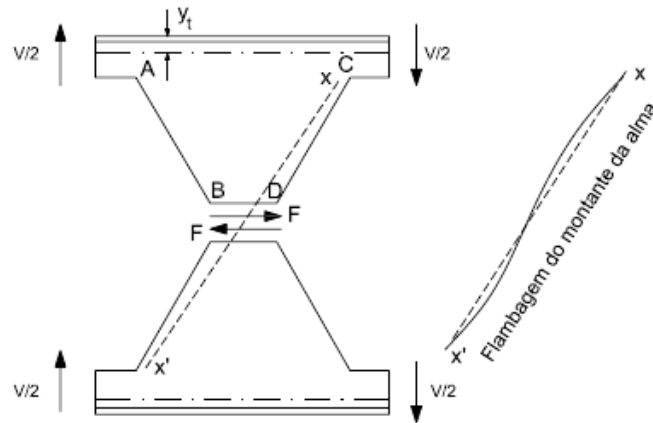


Figura 4.3 – Ruptura na região da solda [23]

4.5. Flambagem do montante da alma devido à força cortante

A força cisalhante horizontal atuante ao longo da solda gera um momento no montante da alma equilibrado pela metade da força cortante atuante na abertura. Desta forma, como pode ser observado na Figura 4.4, surgirão no trecho AB esforços de tração e, no trecho CD, esforços de compressão. Estes esforços, pode gerar flambagem do montante da alma por cisalhamento.

Dentre os fatores que podem gerar este modo de ruptura, podem-se citar: a altura da abertura pela altura total da seção; a altura da abertura pela largura mínima do montante de alma; a largura mínima do montante de alma pela espessura da chapa; a altura da chama intermediária pela altura da abertura e; a altura da chapa intermediária pela espessura da chapa. Na Figura 4.5 é exposto um exemplo de viga celular submetida a flambagem no montante da alma por cisalhamento.



Adaptado de Redwood e Dermidjian, 1998

Figura 4.4 – Flambagem no montante da alma por cisalhamento [32]



Figura 4.5 – Viga deformada após flambagem no montante da alma por cisalhamento [33]

4.6. Flambagem por compressão do montante da alma

A flambagem por flexão do montante da alma ocorre pela presença de cargas concentradas ou reações de apoios aplicadas diretamente no montante da alma. Neste modo de colapso, o montante da alma sofre um deslocamento para fora do plano da viga, não acompanhado por torção, como na flambagem por cisalhamento. Ela é semelhante à flambagem por flexão de barras axialmente comprimidas.

4.7.Flambagem lateral com torção

A flambagem lateral por torção ocorre da mesma forma que em vigas de alma cheia, normalmente em vigas longas com travamentos laterais inadequados, gerando uma translação lateral e um empenamento da seção transversal.

4.8.Normas de dimensionamento

As vigas de alma cheia são tratadas pela norma brasileira NBR 8800:2008 [34]. No Anexo 1 desta norma, são abordadas as aberturas circulares, mas não contempla as aberturas sequencias e nem de grandes dimensões. Como não há um procedimento padrão para aberturas significativas são indicadas pela norma outras bibliografias: Darwin [35], Lawson [20] e Veríssimo [36]. As bibliografias indicadas na norma não apresentam um dimensionamento para vigas casteladas.

As prescrições da norma brasileira são iguais às da norma canadense CSA-S16-09 [37] e somente permitem o emprego de aberturas sem reforço, sem complexos cálculos complementares, em situações muito particulares.

No *Handbook of Steel Construction* [38] do Instituto Canadense da Construção em Aço (CISC) são apresentados ábacos de dimensionamento para vigas com algumas aberturas na alma com e sem reforço, mas também, por mais que apresente formulações para aberturas próximas, não contemplam as aberturas sequencias e nem de grandes dimensões como é o caso das vigas casteladas.

A norma americana ANSI/AISC 360-10 [39] de 2010 também recomenda bibliografias externas para o calculo de vigas de aço com aberturas eventuais, e também não apresenta dimensionamento para vigas casteladas.

A norma europeia para o projeto de estruturas de aço EUROCODE 3 [40] de 2005 não cita nem apresenta dimensionamento sobre vigas casteladas, mas na sua versão de 1993 apresentava um anexo informativo (*Annex N – Openings in webs* [17]) que foi extinto.

A norma britânica BS-5950 [41] de 2001 contém informações para vigas casteladas no padrão Anglo-Saxão.

4.9. Estados limites últimos aplicáveis

O estudo analítico de vigas alveolares e casteladas é complexo. Devido a isto, são encontrados poucos trabalhos na literatura, destacando-se os trabalhos de Delesques [19] e [20], Cimadevila [24] e Silveira [29].

Delesques [19] e [20] *apud* Silveira [29] estudou a estabilidade dos montantes da alma de vigas casteladas de aço e desenvolveu formulações para a verificação da capacidade resistente das destas estruturas. Assumiu, para isto, algumas simplificações baseadas em sua experiência e avaliadas em estudos experimentais presentes na bibliografia. Estas simplificações tem as seguintes particularidades:

- a seção transversal da viga possui dupla simetria;
- os cordões superior e inferior possuem seções iguais;
- as seções dos cordões e montantes se mantêm constantes em todo o comprimento da viga.

Considerando a dupla simetria nas seções transversais, é associado o comportamento da viga castelada ao de uma viga *Vierendeel* com articulações no ponto médio dos montantes e dos segmentos de banzo entre os montantes e com as cargas aplicadas aos nós. Na Figura 4.6 é apresentado o modelo analítico simplificado utilizado para analisar uma viga alveolar como uma viga *Vierendeel*.



Figura 4.6 – Analogia de viga *Vierendeel* para vigas alveolares [29]

O problema pode ser simplificado assumindo as seguintes hipóteses:

- que os esforços cortantes são constantes em cada quadro, o que é consequência natural de supor as cargas concentradas nos nós;
- que a força cortante é absorvida em partes iguais pelos cordões superior e inferior;
- que os momentos nos cordões variam linearmente e possuem a mesma magnitude nos cordões;

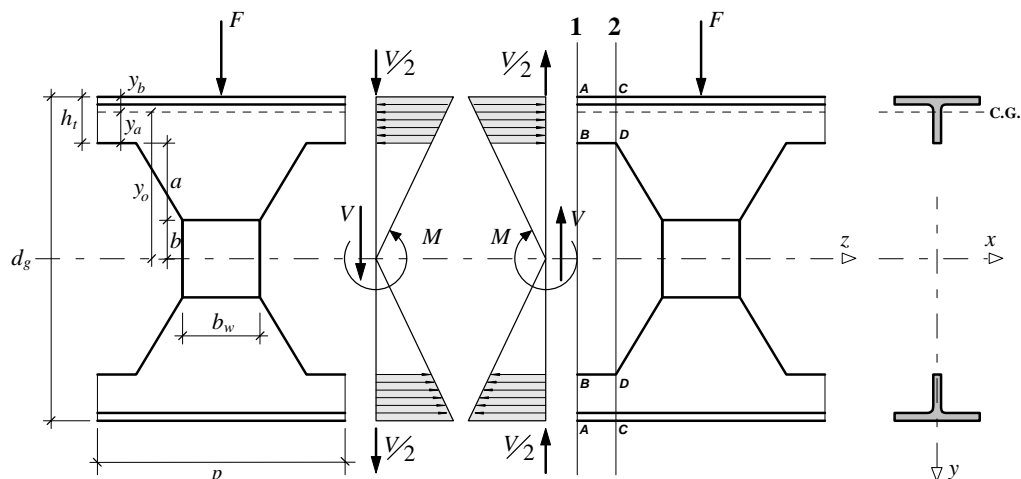
- supõe-se que no centro dos cordões, em cada quadro, existe um ponto de inflexão e neste ponto o momento é nulo.

Assumindo estas hipóteses, o equilíbrio dos quadros garante que o cortante será constante no montante e o momento varia linearmente com valor nulo no ponto médio. A partir disto, a análise pode ser feita de modo análogo à de uma treliça isostática, cujos os nós coincidem com as seções em que se consideram momento nulo, como exposto na Figura 4.6.

Silveira [29] em seu trabalho desenvolveu as formulações de Cimadevila [24] para vigas alveolares em diferentes padrões. A seguir serão expostas as formulações, não normalizadas, estudadas para as vigas casteladas no padrão Peiner.

4.9.1. Estado limite último de formação de mecanismo plástico

O estudo dos esforços atuantes nos cordões se da a partir do isolamento dos elementos situados entre as rótulas assumidas na viga isostática, como é ilustrado na Figura 4.7.



Adaptado de Cimadevila (2000)

Figura 4.7 – Elementos adotados para a análise de tensões na seção transversal de uma viga castelada [29]

A seção 1 corresponde à zona em que o perfil possui a menor área transversal e indica a união dos pontos de momento nulo. Esta seção está sujeita a

tensões normais originadas do momento fletor M e a tensões de cisalhamento devidas ao esforço cortante V , assumida dividida igualmente para ambos os lados entre os dois cordões.

A distribuição de tensões normais devida ao momento fletor é dada por:

$$\sigma_M = \frac{M}{I_{x0}} y \quad (4.1)$$

onde I_{x0} é o momento de inércia da seção transversal com abertura máxima de y a distância à fibra para a qual se deseja conhecer a tensão. A tensão normal variará linearmente entre os seguintes valores correspondentes aos pontos A e B:

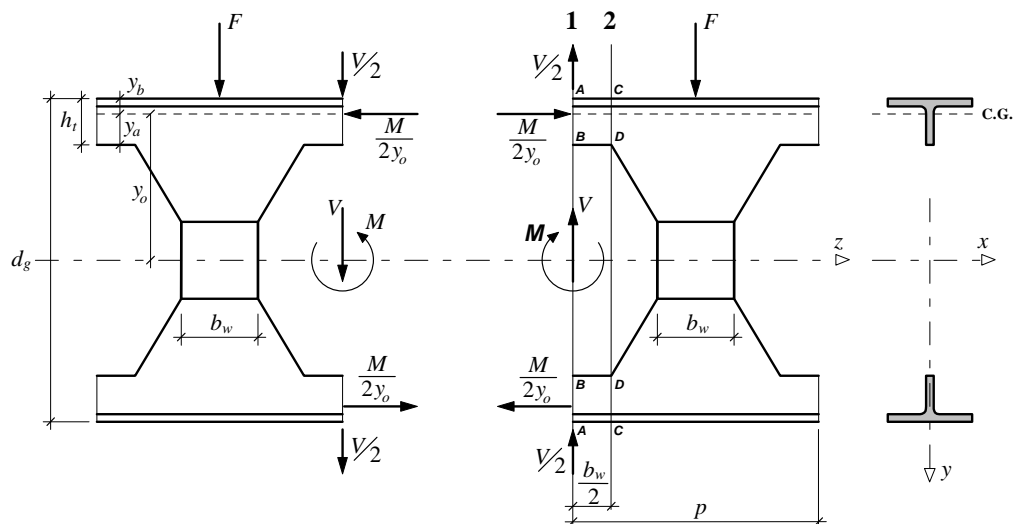
$$\sigma_{M,A} = \frac{M d_g}{I_{x0} 2} = \frac{M}{W_{x0}} \quad \sigma_{M,B} = \frac{M}{I_{x0}} (y_o - y_a) \quad (4.2)$$

onde W_{x0} é o módulo resistente plástico da seção transversal com abertura máxima.

As deformações por cisalhamento em vigas de alma cheia são muito pequenas e usualmente ignoradas. Assumindo esta hipótese, a tensão máxima a ser considerada para efeito de dimensionamento é a tensão normal correspondente ao ponto A, cujo valor depende do módulo resistente da peça na zona do alvéolo. Com base nisto, pode-se utilizar o módulo resistente elástico como uma primeira aproximação para o pré-dimensionamento da viga. Sendo assim, tem-se:

$$\sigma_{M,A} \leq f_y \quad (4.3)$$

O momento fletor M atuante em uma seção genérica, tomada no centro de um alvéolo, é equilibrado por um binário de forças dadas por $M/2y_o$, sendo $2y_o$ a distância entre os centros de gravidade dos cordões. O equilíbrio de forças no alvéolo pode ser estabelecido conforme a Figura 4.8.



Adaptado de Cimadevila (2000)

Figura 4.8 – Equilíbrio de forças no alvéolo de uma viga castelada [29]

Tendo em vista esta configuração de forças, é razoável admitir uma distribuição uniforme de tensões normais nos cordões. Neste caso, a tensão normal pode ser calculada da seguinte forma:

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_o} \frac{1}{A_t} = \frac{M}{Z_{x0}} \leq f_y \quad (4.4)$$

onde Z_{x0} é o módulo resistente plástico da seção transversal alveolar e A_t é a área da seção transversal de cada cordão.

Comparando a Equação 4.3 com a Equação 4.4, desprezando-se a possível influencia das tensões de cisalhamento originadas pela força cortante, pode-se avaliar o ganho de capacidade resistente que se consegue para efeito de dimensionamento, ao admitir a plastificação total da seção.

Ao admitir uma hipótese de uma distribuição variável de tensões normais na seção do cordão, tem-se que

$$\frac{M}{f_y \cdot W_{x0}} \leq 1 \quad (4.5)$$

e ao admitir uma distribuição uniforme de tensões normais na seção do cordão, tem-se que:

$$\frac{M}{f_y \cdot Z_{xo}} \leq 1 \quad (4.6)$$

Manipulando as equações (4.5) e (4.6), pode-se escrever:

$$\frac{Z_{xo}}{W_{xo}} = \frac{2y_o A_t}{W_{xo}} \quad (4.7)$$

Portando,

$$\frac{Z_{xo}}{W_{xo}} = \frac{d_g}{2y_o} \quad (4.8)$$

O módulo resistente elástico da seção na zona do alvéolo foi calculado de forma aproximada, ignorando-se a própria inércia dos cordões. Segundo os estudos de Cimadevila [24] *apud* Silveira [29], as diferenças obtidas com a utilização da expressão simplificada, que relaciona o módulo resistente plástico com o módulo resistente elástico da seção perfurada, em relação a expressão exata não superam 1%. Silveira [29] então analisou a variação e o incremento dos módulos resistentes para perfis I laminados tipo W fabricados pela Gerdau-Açominas, observando uma economia significativa no dimensionamento e verificando que a melhora de rendimento se confirmaria se, por um lado, a seção mais desfavorável para o dimensionamento do perfil fosse a seção 1, e, por outro lado, a influência das tensões de cisalhamento fosse desprezível. No entanto, isto não ocorre.

Ao se considerar a situação real, em que estão presentes as tensões de cisalhamento originadas pela força cortante, tem-se duas situações possíveis:

- Admitindo a análise no regime elástico: em que vale a hipótese da distribuição variável de tensões, a tensão normal máxima é atingida no ponto A, aonde a tensão cisalhante é nula.
- Admitindo a análise no regime plástico: em que a distribuição de tensões normais é uniforme e, evidentemente, a condição mais restritiva se dará na fibra sujeita a máxima tensão de cisalhamento.

Para análise no regime elástico, a condição de esgotamento da capacidade resistente da seção transversal pode ser obtida através da Equação 4.1. Na análise em regime plástico, é necessário combinar os esforços, obtendo a seguinte relação:

$$\frac{Z_{x0}}{W_{x0}} = K \therefore \sigma = \frac{M}{Z_{x0}} = \frac{M}{K \cdot W_{x0}} = \frac{f_y}{K} \quad (4.9)$$

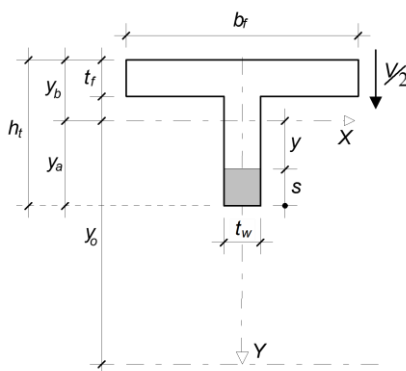
Utilizando o critério de *von Mises*, tem-se que:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \leq f_y \quad (4.10)$$

Substituindo a Equação 4.9 na Equação 4.10, chega-se a:

$$\left(\frac{f_y}{K}\right)^2 + 3\tau^2 \leq f_y^2 \Rightarrow \tau \leq \frac{\sqrt{K^2 - 1}}{K\sqrt{3}} f_y \quad (4.11)$$

onde o valor de K depende da geometria da seção do perfil. Neste ponto, é interessante estudar a distribuição de tensões de cisalhamento nas seções dos cordões. Os elementos da seção transversal para o estudo destas distribuições de tensões de cisalhamento na alma de um cordão da seção castelada esta ilustrada na Figura 4.9.



Adaptado de Cimadevila (2000)

Figura 4.9 – Seção transversal para estudo da distribuição de tensões cisalhantes na alma[29]

A distribuição de tensões de cisalhamento é parabólica, com os seguintes pontos significativos:

$$\text{Se } s = 0 \quad \tau = 0 \quad (4.12)$$

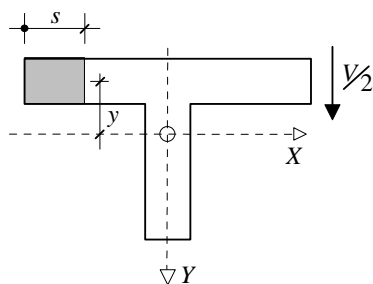
$$\text{Se } y_a \leq h_t - t_f \quad \tau_{max} = \frac{V y_a^2}{4 I_t} \quad \text{em } s = y_a \quad (4.13)$$

$$\text{Se } y_a > h_t - t_f \quad \tau_{max} = \frac{V}{4 I_t} (h_t - t_f) [2 y_a - (h_t - t_f)] \quad \text{em } s = h_t - t_f \quad (4.14)$$

A tensão de cisalhamento na mesa se dá da seguinte maneira:

$$\tau = \frac{V}{4 I_t} (2 y_b - t_f) s \quad (4.15)$$

e os elementos da seção transversal para o estudo da distribuição das tensões na mesa de um cordão da seção castelada são apresentados na Figura 4.10.



Adaptado de Cimadevila (2000)

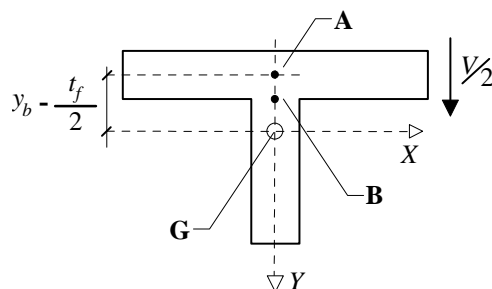
Figura 4.10 – Seção transversal para estudo da distribuição de tensões cisalhantes na mesa [29]

A distribuição de tensões de cisalhamento na mesa é linear, com os seguintes pontos significativos:

$$\text{Se } s = 0 \quad \tau = 0 \quad (4.16)$$

$$\text{Se } s = b_f/2 \quad \tau_{max} = \frac{V}{4 I_t} (2 y_b - t_f) \frac{b_f}{2} \quad (4.17)$$

Os pontos chave para o estudo da distribuição de tensões de cisalhamento na seção 1 do cordão da seção castelada são apresentados na Figura 4.11.



Adaptado de Cimadevila (2000)

Figura 4.11 – Pontos chave da seção 1 [29]

No ponto B, local onde a alma encontra a mesa, o fluxo de cisalhamento na alma deve ser o dobro do que se tem na mesa, pois neste ponto se somam os fluxos horizontais de tensões de cisalhamento procedentes das duas abas da mesa. Há também grandes concentrações de tensões nesta zona já que a alma geralmente apresenta uma espessura menor do que a mesa. As tensões de cisalhamento nos pontos A e B são dadas por:

$$\tau_A = \frac{V}{4I_t} (2y_b - t_f) \frac{b_f}{2} \quad (4.18)$$

$$\tau_B = \frac{V}{4I_t} (2y_b - t_f) b_f \frac{t_f}{t_w} \quad (4.19)$$

Se $t_w = t_f$, a tensão de cisalhamento em B é o dobro da tensão em A.

Admitindo a hipótese da plastificação total da seção transversal, a condição de verificação do dimensionamento na seção 1 do alvéolo é dada por:

$$\sigma_{max} = \sigma_M = \frac{M}{2y_o A_t} \quad (4.20)$$

$$\tau_{max} = \frac{V y_a^2}{4I_t} \quad (4.21)$$

$$\sigma_{max}^2 + 3\tau_{max}^2 \leq f_y^2 \quad (4.22)$$

$$\left[\frac{M}{2y_o A_t f_y} \right]^2 + 3 \left[\frac{V y_a^2}{4 I_t f_y} \right]^2 \leq 1,0 \quad (4.23)$$

Com a Equação 4.23 verifica-se a capacidade resistente da seção 1 do alvéolo considerando as tensões combinadas atuantes, num ponto qualquer da viga, em função do momento fletor e da força cortante naquele ponto.

Na seção 2, além das tensões normais oriundas do momento fletor e das tensões de cisalhamento devidas a força cortante, surge mais uma parcela da tensão normal decorrente da flexão produzida pela ação da força cortante na ponta do cordão em balanço (Figura 4.8). Este acréscimo faz com que a seção 1 não seja a mais desfavorável.

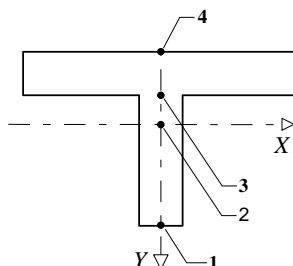
O momento causado pelo cortante nas seções dos cordões correspondentes aos segmentos CD é dado por:

$$M_V = \frac{V b_w}{2} \frac{V b_w}{2} = \frac{V b_w}{4} \quad (4.24)$$

A tensão normal máxima se produzirá na borda da alma do “tê”. Pode-se então ignorar o sinal desta tensão, pois as tensões se somam nos pontos de ambos os cordões.

$$\sigma_V = \frac{V b_w y_a}{4 I_t} \quad (4.25)$$

Para o estudo deste outro estado de tensões na seção 2 do cordão da castelada, são indicados alguns pontos chave na Figura 4.12.



Adaptado de Cimadevila (2000)

Figura 4.12 – Pontos chave da seção 2 [29]

As tensões normais decorrentes do momento fletor e força cortante e tensão cisalhante no ponto 1 são dadas por:

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_o A_t} \quad (4.26)$$

$$\sigma_V = \frac{V b_w y_a}{4 I_t} \quad (4.27)$$

$$\tau = 0 \quad (4.28)$$

$$\sigma_1 = \sigma_M + \sigma_V \leq f_y \quad (4.29)$$

Desenvolvendo a Equação 4.29, tem-se que:

$$M + \left(\frac{y_o A_t b_w y_a}{2 I_t} \right) V \leq 2 y_o A_t f_y = M_{plo} \quad (4.30)$$

onde M_{plo} é o momento de plastificação da viga, na seção do alvéolo. A Equação 4.30 pode ser reescrita da seguinte forma:

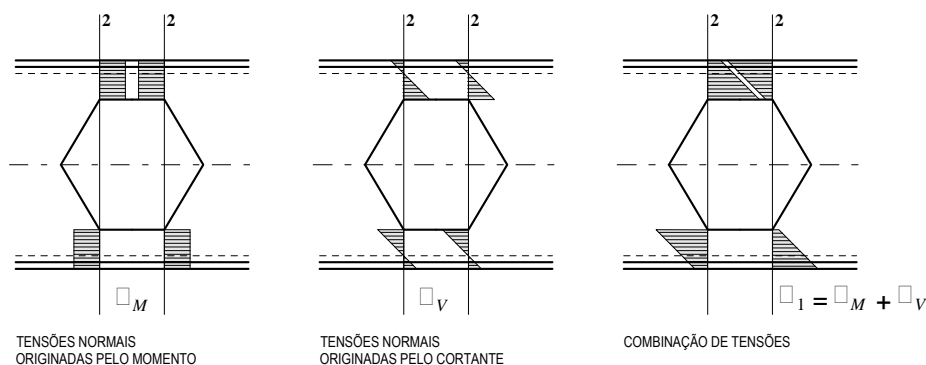
$$M + c V \leq M_{plo} \quad (4.31)$$

onde

$$c = \frac{y_o A_t b_w y_a}{2 I_t} \quad (4.32)$$

e o c depende das características do perfil em questão.

As distribuições de tensões normais que podem ocorrer na seção 2 são representadas na Figura 4.13.



Adaptado de Cimadevila (2000)

Figura 4.13 – Forças atuantes no alvéolo de uma viga castelada [29]

Delesques [22] *apud* Silveira [29] sugere um procedimento para a determinação da seção crítica para uma configuração genérica de carregamento, utilizando um gráfico em que se marca o diagrama de M e o diagrama de V multiplicado por c . A seção crítica será aquela para a qual a diferença entre os diagramas é máxima. Este processo é mais indicado para carregamentos mais complexos.

As tensões normais decorrentes do momento fletor e força cortante e tensão cisalhante no ponto 2 são dadas por:

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_o A_t} \quad (4.33)$$

$$\sigma_V = 0 \quad (4.34)$$

$$\tau = \frac{V y_a^2}{4I_t} \quad (4.35)$$

A Equação 4.34 confirma que qualquer que seja a tensão normal no baricentro do “tê” devido a flexão causada pela força cortante é nula.

A verificação do dimensionamento é condicionada por:

$$\sigma_M^2 + 3\tau^2 \leq f_y^2 \therefore \left[\frac{M}{2y_o A_t} \right]^2 + 3 \left[\frac{V y_a^2}{4I_t} \right]^2 \leq f_y^2 \quad (4.36)$$

$$M^2 + 3 \left[\frac{2y_o y_a^2 A_t}{4I_t} V \right]^2 \leq (2y_o A_t f_y)^2 = M_{plo}^2 \quad (4.37)$$

podendo ser reescrita da seguinte maneira:

$$\sqrt{M^2 + c_1^2 V^2} \leq M_{plo} \quad (4.38)$$

onde

$$c_1 = \frac{\sqrt{3} y_o y_a^2 A_t}{2I_t} \quad (4.39)$$

e este fator também depende unicamente das características geométricas do perfil.

Para verificar se o estado de tensões no ponto 2 é mais desfavorável que no ponto 1 é avaliada uma expressão matemática entre c_1 e c .

$$\frac{c_1^2}{c^2} = \frac{3y_a^2}{b_w^2} \therefore c_1^2 = 3c^2 \frac{y_a^2}{b_w^2} \quad (4.40)$$

Através de uma análise dos valores de y_a e de b_w para vigas padrão Peiner, o coeficiente c_1^2/c^2 assume valores que, no caso mais desfavorável, se situa próximo de da unidade. Esta comprovação indica que para nenhuma combinação de M e V a condição de dimensionamento no ponto 2 será mais desfavorável que no ponto 1 para este padrão.

A junção entre a mesa e a alma está situada no ponto 3. As tensões normais decorrentes do momento fletor e força cortante e tensão cisalhante no ponto 3 são dadas por:

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_o A_t} \quad (4.41)$$

$$\sigma_V = \frac{V b_w}{4} \left(\frac{y_b - t_f}{I_t} \right) \quad (4.42)$$

$$\tau = \frac{V}{4I_t} (h_t - t_f) [2y_a - (h_t - t_f)] \quad (4.43)$$

Combinando as tensões de acordo com o critério de *von Mises*, tem-se o estado de tensões no ponto 3 dado por:

$$\left[\frac{M}{2y_o A_t} + \frac{V b_w}{4} \left(\frac{y_b - t_f}{I_t} \right) \right]^2 + 3 \left\{ \frac{V}{4I_t} (h_t - t_f) [2y_a - (h_t - t_f)] \right\}^2 \leq f_y \quad (4.44)$$

Ao verificar se as tensões no ponto 3 são mais desfavoráveis que no ponto 1, observa-se que o valor de $(h_t - t_f)$ se aproxima do valor de y_a , confirmando a localização do centro de gravidade do cordão sempre próximo da junção entre mesa e alma. Substituindo $(h_t - t_f)$ por y_a na Equação 4.44, pode-se obter a expressão da tensão de cisalhamento máxima na linha neutra do cordão. Quando $(h_t - t_f)$ se aproxima de y_a , significa que y_b tende a t_f e, portanto, o segundo termo do primeiro termo tende a zero. Sendo assim, como para o ponto 2, o ponto 3 é menos desfavorável para o efeito de dimensionamento do que a do ponto 1.

As tensões normais decorrentes do momento fletor e força cortante e tensão cisalhante no ponto 4 são dadas por:

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_o A_t} \quad (4.45)$$

$$\sigma_V = \frac{V b_w y_b}{4 I_t} \quad (4.46)$$

$$\tau = 0 \quad (4.47)$$

Se $y_b < y_a$, o estado de tensões no ponto 1 sempre será mais desfavorável do que no ponto 4.

4.9.2. Estado limite último de escoamento por cisalhamento do montante da alma

Para um estudo da capacidade resistente ao cisalhamento no montante da alma, é apresentado na Figura 4.14 o equilíbrio das forças onde a alma possui menor largura.

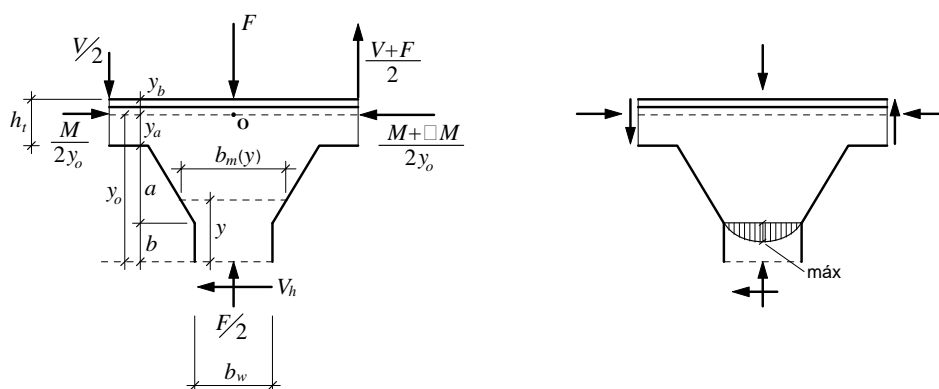


Figura 4.14 – Esforços no montante da alma em vigas casteladas [29]

Através do equilíbrio nesta seção, tem-se:

$$-V_h y_o + \frac{V p}{2} + \frac{V + F p}{2} = 0 \therefore V_h = \left(V + \frac{F}{2} \right) \frac{p}{2y_o} \quad (4.48)$$

A tensão de cisalhamento máxima nesta seção é dada por:

$$\tau_{max} = \frac{3}{2} \frac{V_h}{b_w t_w} = 0,75 \frac{\left(V + \frac{F}{2}\right) p}{b_w t_w y_o} \leq \tau_y = \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (4.49)$$

e

$$V + \frac{F}{2} \leq \frac{b_w t_w y_o f_y}{1,3p} \quad (4.50)$$

Como na maioria dos casos considera-se o carregamento uniformemente distribuído, a parcela $F/2$ é pequena se comparada com a força cortante V . Assim, tem-se para as vigas casteladas no padrão Peiner a seguinte expressão:

$$p = 3b_w \Rightarrow V \leq \frac{t_w y_o}{3,9} f_y \quad (4.51)$$

4.9.3. Estado limite último de escoamento por flexão do montante da alma

A força cortante V_h atuante no ponto de momento nulo indicada na Figura 4.14 acarretará em uma tensão normal máxima dada por:

$$\sigma = \frac{\left(V + \frac{F}{2}\right)}{t_w y_o b_m^2} p y \quad (4.52)$$

Sendo assim, considerando que a tensão crítica ocorre na seção do montante de largura $b_m = b_w$, tem-se que $y \leq b$ e a máxima tensão normal ocorrerá para o máximo momento fletor, ou seja, quando $y = b$. Nesta situação, a Equação 4.52, desprezando a parcela $F/2$ por ser muito menor que V , pode ser escrita da seguinte forma:

$$\sigma = \frac{3Vpb}{t_w y_o b_w^2} \leq f_y \quad (4.53)$$

Então,

$$V \leq \frac{t_w y_o b_w^2}{3pb} f_y \quad (4.54)$$

4.9.4. Estado limite último de flambagem do montante de alma

Delesques [21] *apud* Silveira [29] deduziu as formulações para uma força cortante crítica que provoca a flambagem do montante de uma viga castelada com chapa de expansão. Para a solução obtida, foi estudada a variação da força cortante em função da geometria da viga. A partir desta análise, foi proposta uma expressão simplificada bastante adequada para o uso prático dada por:

$$V_{cr} = \frac{E(4y_o - 0,8a - 2b)t_w^3}{3,54y_o^2} \quad (4.55)$$

A partir disto, foram impostas à força cortante as seguintes condições:

$$\text{Se } 2V \leq V_{cr} \quad \text{então } V_{Sd} \leq V \quad (4.56)$$

$$\text{Se } V \leq V_{cr} \leq 2V \quad \text{então } V_{Sd} \leq (V + V_{cr})/3 \quad (4.57)$$

$$\text{Se } V_{cr} \leq V \quad \text{então } V_{Sd} \leq 2V_{cr}/3 \quad (4.58)$$

onde V é a força cortante máxima calculada para o estado limite último de ruína do montante da alma por flexão, dependendo da geometria da viga e V_{cr} depende unicamente das características da seção.

O problema da instabilidade na alma é mais frequente nas vigas com chapa de expansão e sua capacidade resistente fica reduzida, dada a maior altura dessas vigas.

5 Modelagem Computacional do Comportamento de Vigas com Aberturas de Alma

5.1.Introdução

Neste capítulo serão descritos os modelos numéricos utilizados na análise do comportamento de vigas de aço com abertura na alma e vigas casteladas desenvolvidas na presente dissertação. Tais modelos foram reproduzidos através do *software* Ansys [42] com base no método dos elementos finitos de forma parametrizada. Os modelos foram validados a partir dos trabalhos que serão citados a seguir.

O modelo em elementos finitos que simula o comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma é baseado no modelo numérico descrito no trabalho de Chung *et al.* [15]. Tal trabalho utilizou os resultados dos ensaios experimentais realizados por Redwood e McCutcheon [47] para calibração dos modelos.

Outro modelo em elementos finitos foi calibrado com os dados experimentais do trabalho de Zirakian e Showkati [25] onde vigas casteladas foram consideradas.

Após a calibração dos modelos numéricos, foram realizadas análises paramétricas para as vigas casteladas de Zirakian e Showkati [25] que serão abordadas no Capítulo 6.

5.2.Vigas com Abertura na Alma

5.2.1.Descrição do modelo usado na calibração

Os modelos de elementos finitos propostos por Chung *et al.* [15] foram discretizados com elementos de casca iso-paramétricos com oito nós apresentando uma malha refinada ao redor da abertura circular e um esquema de solução Newton-Raphson. O modelo de elementos finitos foi calibrado em relação aos testes das

duas vigas com perfil I com uma única abertura circular ensaiada por Redwood e McCutcheon [47].

O material considerado é isotrópico não linear e foi adotada uma curva bi-linear de tensão-deformação junto com o critério de *von Mises*. Estas não linearidades físicas foram incorporadas aos modelos a fim de se obter a resistência ao momento fletor nos “tês” sob ação combinada de forças axiais e de cisalhamento devido à ação de esforços globais. A incorporação de não linearidade geométrica permitiu a previsão precisa de grandes deformações que facilitam a distribuição de carga na alma através da abertura depois do escoamento inicial. Assim, o mecanismo *Vierendeel* com a formação de quatro rótulas plásticas nas seções “tê” acima e abaixo da abertura pode ser investigado detalhadamente.

Na Figura 5.1 abaixo é apresentada a geometria das vigas modeladas por Chung *et al.* [15] e na Figura 5.2 é ilustrado o modelo de elementos finitos por eles desenvolvido.

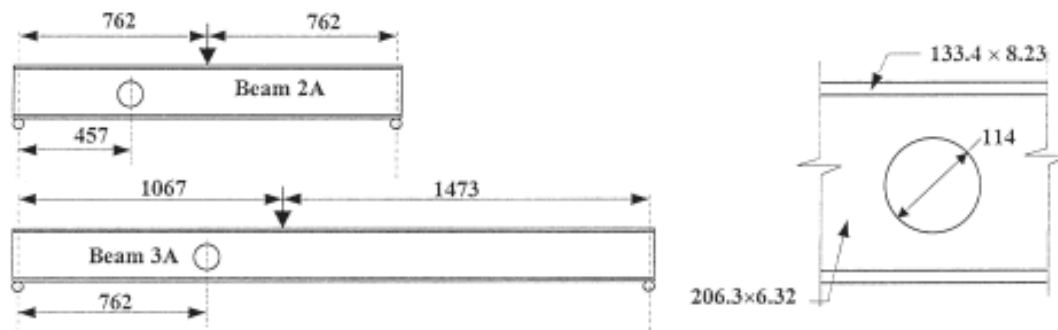


Figura 5.1 – Geometria das vigas modeladas por Chung *et al.* [15]

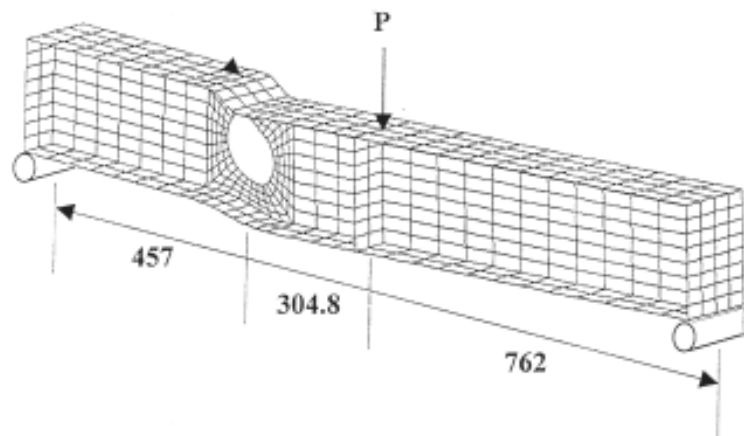


Figura 5.2 – Modelo de elementos finitos de Chung *et al.* para Viga2A [15]

As características físicas das vigas experimentais utilizadas para a calibração dos modelos de Chung *et al.* [15] são listadas na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Características físicas das vigas experimentais de calibração [15]

		Viga2A	Viga3A
Mesas	Tensão de escoamento (MPa)	352	311
	Tensão de ruptura (MPa)	503	476
Alma	Tensão de escoamento (MPa)	376	361
	Tensão de ruptura (MPa)	512	492

Durante a investigação numérica foi assegurado que o modelo de elementos finitos só falhasse na seção perfurada, impedindo outros modos de falha e a instabilidade global das vigas. Além disto, a abertura encontra-se livre de qualquer reação de apoio ou carga aplicada.

Os resultados obtidos em elementos finitos foram fiéis aos obtidos experimentalmente por Redwood e McCutcheon [47] e podem ser observados na Figura 5.3 abaixo.

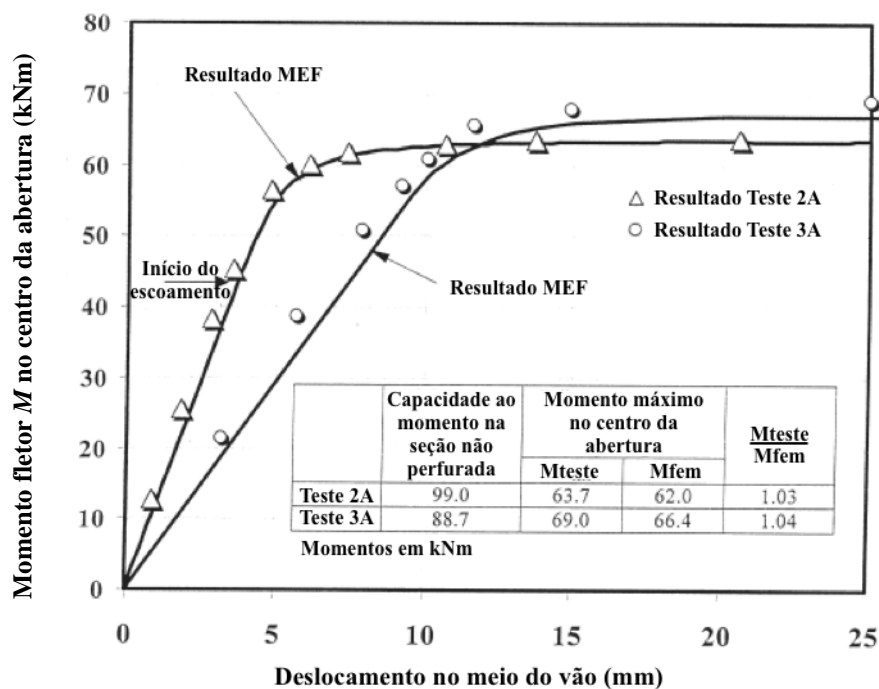


Figura 5.3 – Calibração de Chung *et al.* [15]

Os modelos de Chung *et al.* [15] também foram elaborados por Rodrigues [3] e Wissmann [7].

O modelo reproduzido por Rodrigues [3] foi constituído também por elementos de casca, mas somente com quatro nós e seis graus de liberdade por nó. O modelo possui as mesmas características para o material e curva tensão-deformação. A viga modelada apresentou um comportamento ligeiramente mais rígido quando comparada com os resultados experimentais, mas com precisão razoável em termos de momento fletor resistente. A fim de aproximar ainda mais os resultados dos modelos numéricos com os resultados obtidos experimentalmente, Wissmann [7] elaborou o mesmo modelo, mas os elementos de casca utilizados nos seus modelos possuem oito nós com seis graus de liberdade por nó assim como no trabalho original de Chung *et al.* [15]. Mesmo assim, a viga também apresentou um comportamento ligeiramente mais rígido. Ambos os trabalhos justificaram que as ligeiras diferenças foram atribuídas ao modelo elasto-plástico perfeito adotado, às tensões residuais e imperfeições geométricas não incorporadas devido a falta de informações sobre as imperfeições do ensaio experimental.

Sendo assim, optou-se neste trabalho por utilizar um modelo com elementos sólidos para representar as vigas.

5.2.2. Modelo Numérico

O modelo foi desenvolvido através do método dos elementos finitos utilizando o *software* de análise estrutural Ansys [42]. Com base nos modelos das vigas estudadas no trabalho de Chung *et al.* [15], as dimensões, condições de apoio, condições de carregamento, características do material e tensões de escoamento e ruptura utilizadas são as citadas anteriormente, que são os valores medidos nos protótipos dos testes. Como o material possui um comportamento elasto-plástico bilinear, adotou-se um encruamento de 5%. E com o objetivo de evitar flambagem local, foi incorporado um enrijecedor no pondo e aplicação de carga.

Os modelos numéricos foram elaborados utilizando-se elementos sólidos SOLID185 presente na biblioteca do *software* [42]. O elemento SOLID185 é usado para modelagem de estruturas sólidas em três dimensões. Ele é definido por oito nós com três graus de liberdade por nó: translações nas direções X, Y e Z. Este

elemento apresenta plasticidade, hiperelasticidade, enrijecimento devido ao estado de tensões, grandes deformações e rotações. A Figura 5.4 ilustra o elemento SOLID185.

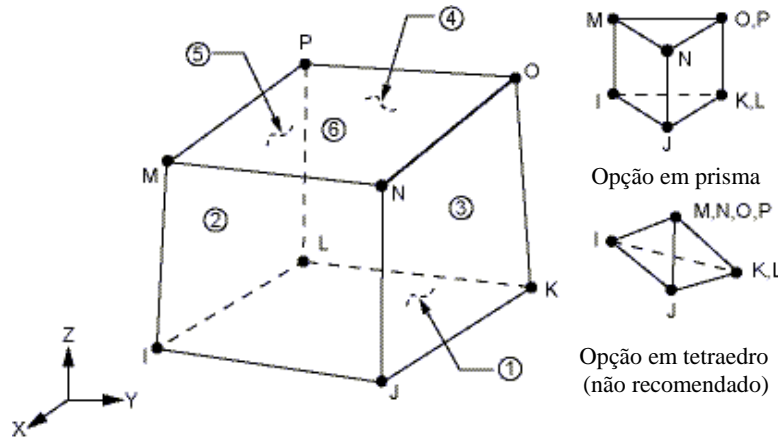


Figura 5.4 – Elemento SOLID185 [42]

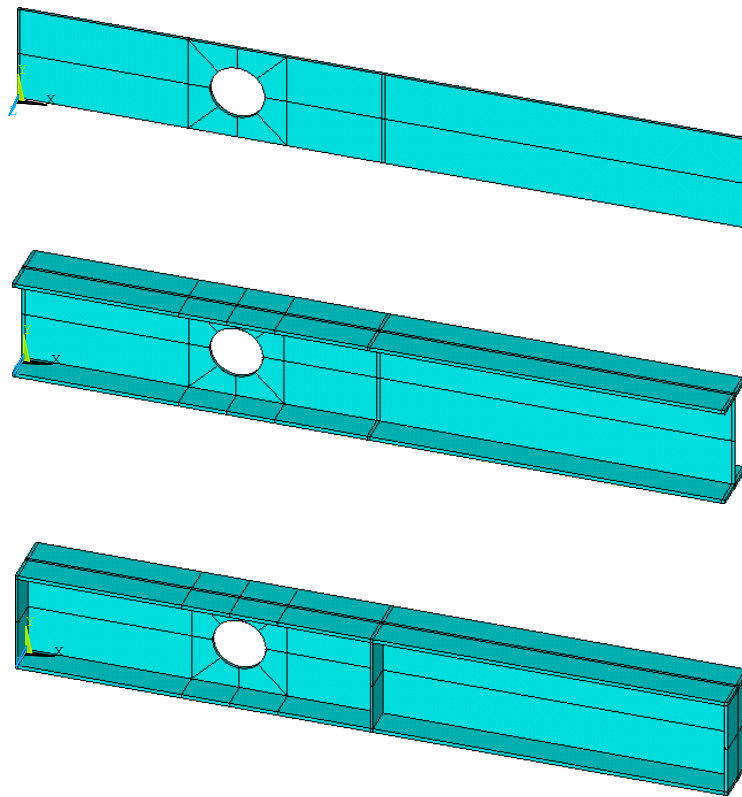
No total, foram criados dois modelos, sendo um para o protótipo da Viga2A e, a partir deste, outro para o protótipo da Viga3A.

A modelagem numérica da Viga2A iniciou-se com a criação dos pontos que constituem a alma partindo do trecho antes da abertura, depois do trecho da abertura e por fim do trecho após a abertura. Posteriormente foram criadas e divididas as linhas que ligam estes pontos e as áreas compreendidas entre estas linhas. A divisão das linhas tem o objetivo de fornecer uma malha estruturada.

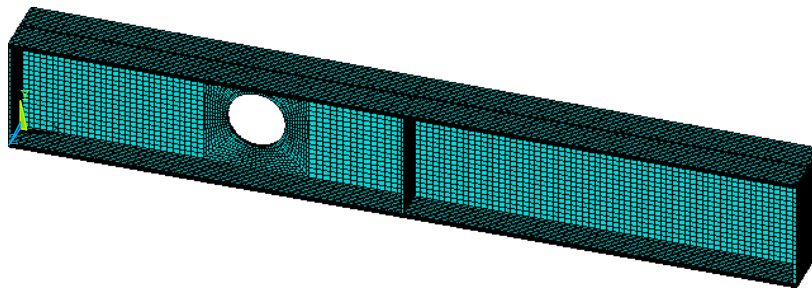
As áreas criadas foram “extrudadas” na direção Z com o valor correspondente a espessura da alma, gerando assim, o volume que corresponde a alma da viga. Em seguida, foram “extrudadas” as áreas presentes no topo e na base deste volume com a espessura das mesas seguida de uma seleção das áreas que correspondem às faces das mesas no plano XY para assim “extrudar” as mesas. A mesma ideia foi utilizada para a geração dos enrijecedores de apoio e de carga. O esquema de criação dos volumes para a Viga2A é ilustrado na Figura 5.5 (a).

Uma vez gerada a geometria da Viga2A, iniciou-se a criação das malhas. A malha de elementos finitos foi empregada nos modelos numéricos de modo que fosse dividida de maneira uniforme. Foram feitos testes em malhas pouco e muito refinadas até que a diferença nos resultados não fosse significativa. A malha na região da abertura foi refinada para que os modelos pudessem mostrar os efeitos de

distribuição de tensões. Na Figura 5.5 (b) pode ser observada a malha de elementos finitos para a Viga2A.



(a) Esquema de criação dos volumes



(b) Malha de elementos finitos

Figura 5.5 – Esquema de criação dos volumes para Viga2A

Esta preocupação com o número de elementos na malha é justificada não só pelo tempo de processamento, já que quanto maior o número de elementos, maior o esforço computacional envolvido; mas principalmente, em função da capacidade computacional de armazenamento demandada na ordem de *Gigabytes*. Ambos os fatores são potencializados ainda mais quando se realiza uma análise não linear, tendo em vista que em cada incremento de carga, todas as condições configuradas

são reprocessadas e a enorme gama de dados gerados para cada elemento são armazenadas a cada novo ciclo de processamento, denominado incremento.

Após a conclusão das malhas, os apoios e o ponto de aplicação de carga das vigas foram simulados através de restrições dos graus de liberdade apropriados. Para isto, foram gerados três nós, um em cada ponto de apoio que se localizava no centro dos enrijecedores das extremidades da viga e um no ponto de aplicação de carga que se localiza na metade do vão. As linhas e os nós da face inferior de cada enrijecedor de apoio foram selecionadas criando-se elementos de massa que caracterizam regiões rígidas e ligada aos nós que representam os apoios. O mesmo foi feito para a face superior do enrijecedor de aplicação de carga.

O esquema estrutural usado consiste em uma viga biapoiada, então foi necessário selecionar alguns pontos para impedir o deslocamento de corpo rígido para fora do plano, ilustrados em conjunto com as condições de contorno na Figura 5.6.

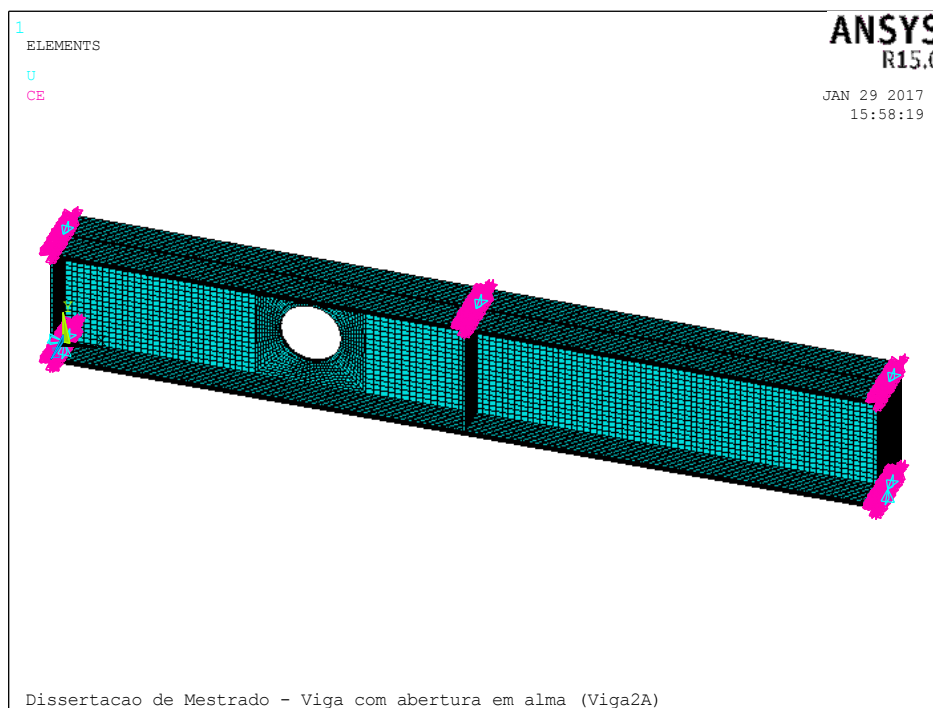


Figura 5.6 – Condições de contorno e travamentos transversais para a Viga2A

A construção do modelo de elementos finitos da Viga3A (Figura 5.7) é idêntica ao da viga do teste anterior. Só foi necessário mudar os valores das variáveis parametrizadas no código de programação da Viga2A.

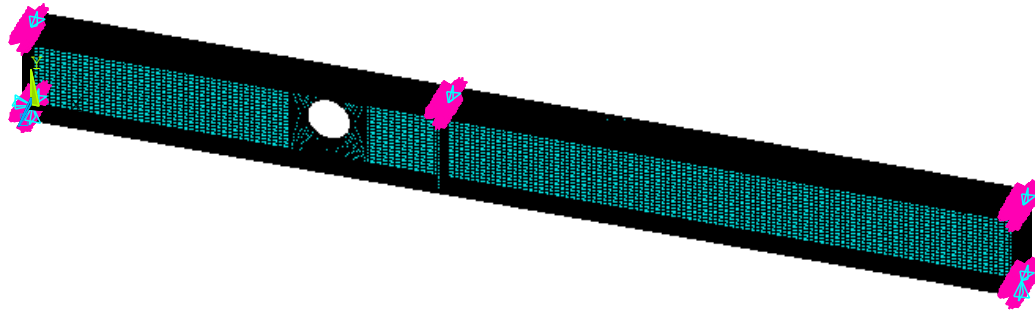


Figura 5.7 – Modelo de elemento finitos da Viga3A

Para ambos os modelos, foram incorporadas imperfeições geométricas através de análises de autovalores denominada no *software* [42] por *Eigen Buckling Analysis* e esta análise consiste em estimar os modos e cargas críticas de flambagem. Em ambos os modelos utilizou-se o primeiro modo.

O carregamento foi aplicado diretamente no nó localizado na metade do vão com uma carga concentrada unitária no sentido negativo do eixo Y, para realização desta análise. Com esta previsão, é possível realizar a análise não linear de carga-deslocamento onde são incorporadas a não linearidade do material, as tensões residuais e as condições de carregamento.

5.2.3. Resultados

Como observado por Chung *et al.* [15], a distribuição de tensões na seção perfurada ocorre na alma dos “tês” no início do escoamento. Todavia, tal escoamento não materializa um mecanismo de colapso, fazendo com que a viga suporte carregamento adicional até que a flexão de *Vierendeel* seja alta o suficiente para causar grande escoamento nos “tês”.

Com a ruína, uma distribuição plástica é observada no lado de maior momento (HMS) na alma e nas mesas dos “tês” e também, é possível observar uma plastificação por cisalhamento na menor profundidade da alma dos “tês”. Já no lado de menor momento (LMS), a plastificação ocorre somente nas almas dos “tês” e as mesas não chegam a atingir o escoamento.

Conforme verificado nos estudos de Ko e Chung [43] que discorrem sobre os métodos de dimensionamento, ocorre grande plastificação na profundidade mínima da alma dos “tês”, reduzindo assim a capacidade dos esforços ao longo da

abertura, ou seja, nem todas as rótulas plásticas são totalmente desenvolvidas ao se chegar na ruína. Então observa-se que a Viga 2A falha com a formação de duas rótulas plásticas no lado de maior momento (HMS) e duas rótulas plásticas parciais no lado de menor momento (LMS).

A formação de rótulas plásticas para a Viga 2A está ilustrada na forma de tensões de *von Mises* na Figura 5.8 e na forma de deformações plásticas na Figura 5.9. Os valores de momento no centro da abertura M_o estão indicados.

Com o objetivo de validar os modelos propostos no presente trabalho, é ilustrado na Figura 5.10 um gráfico de deslocamento no meio do vão por momento fletor no centro da abertura que compara os resultados obtidos experimentalmente por Redwood e McCutcheon [47] com os modelos em elementos finitos.

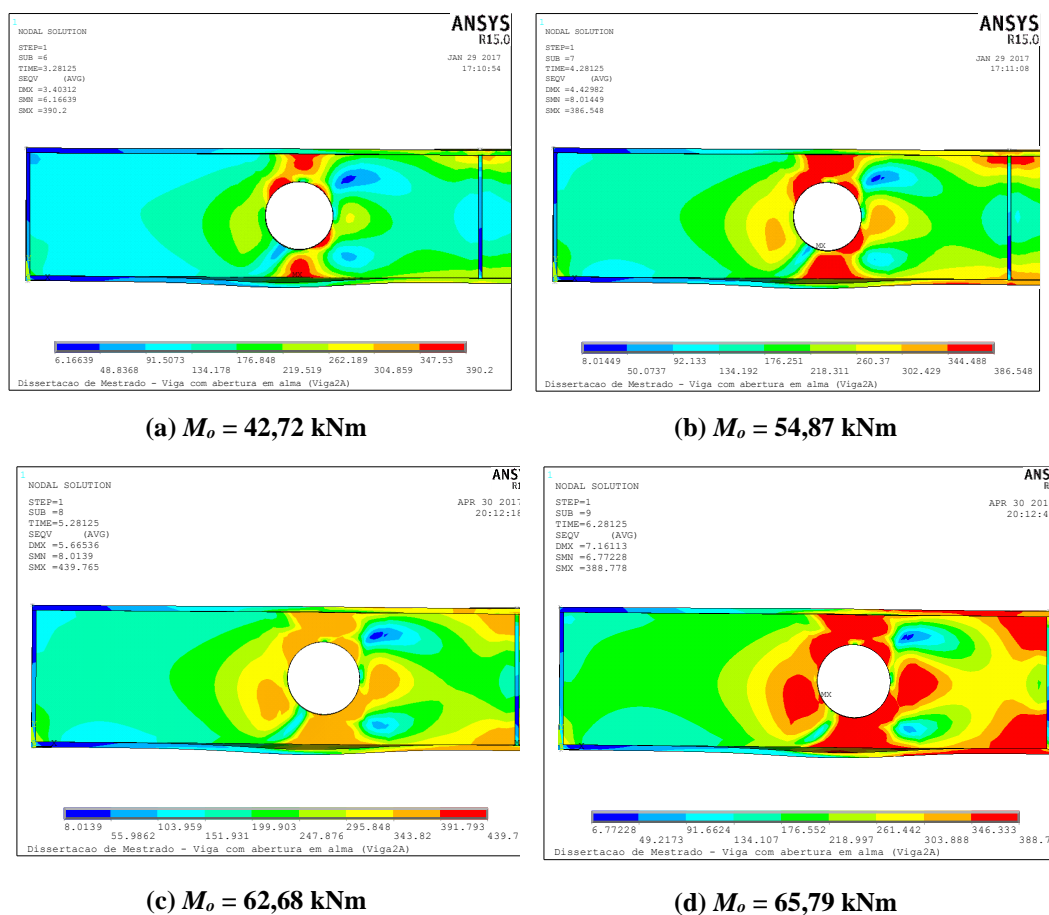


Figura 5.8 – Tensões de *von Mises* no início do escoamento para Viga 2A

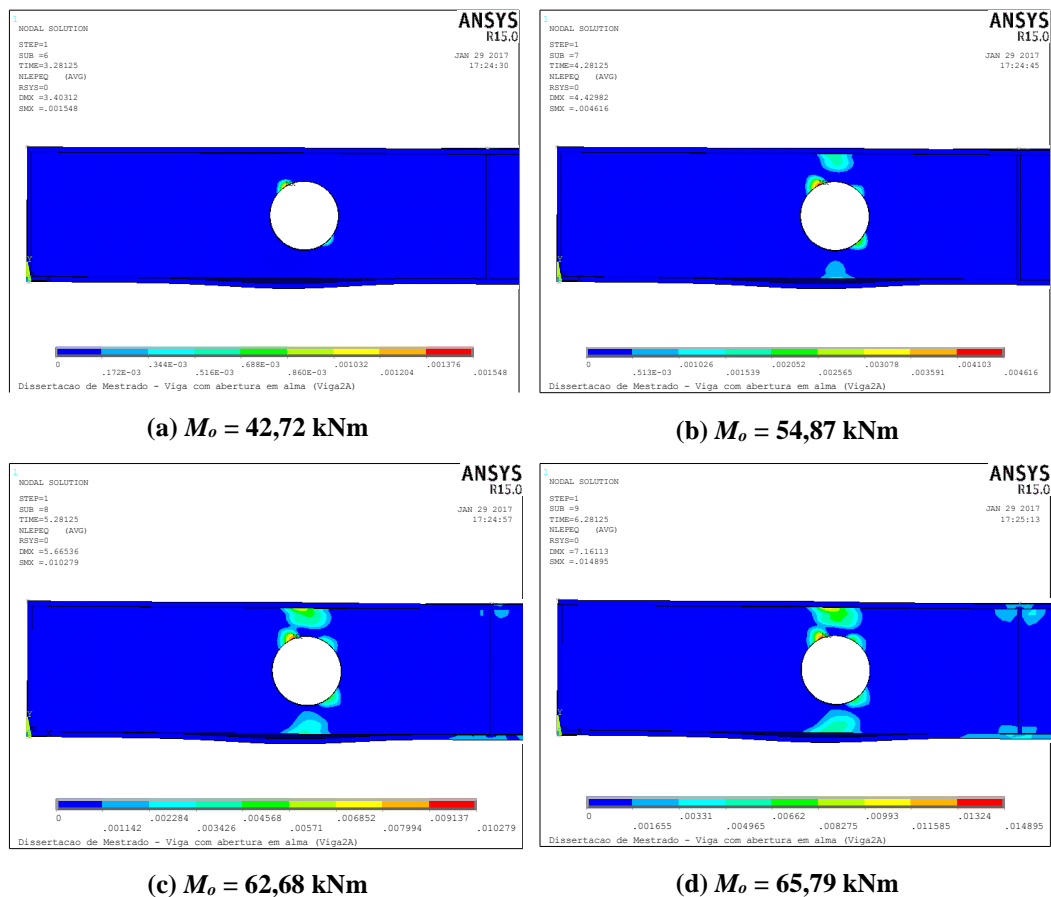


Figura 5.9 – Deformações plásticas no início do escoamento para Viga 2A

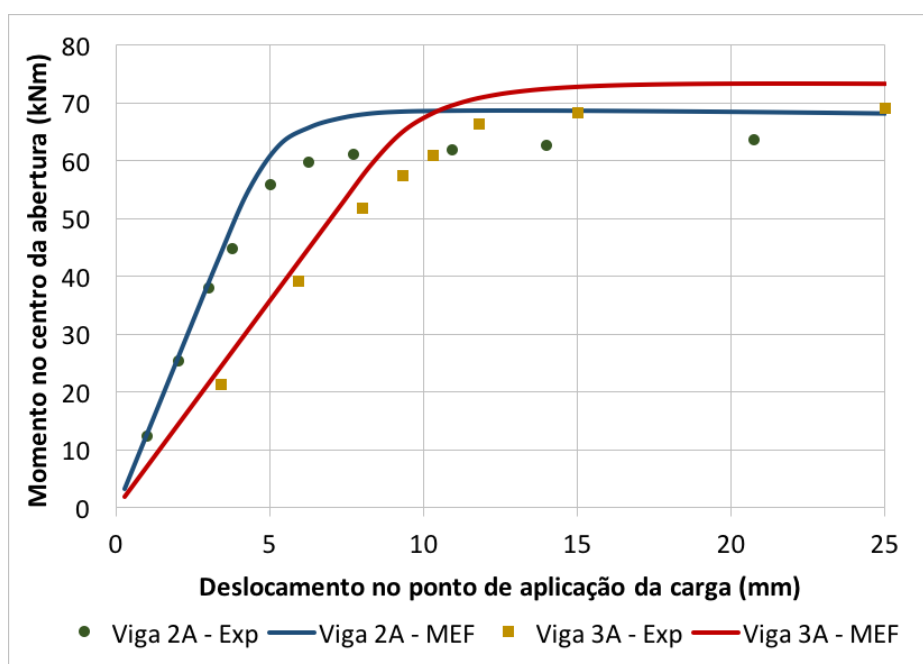


Figura 5.10 – Comparativo entre os modelos experimentais de Redwood e McCutcheon [47] e os modelos de elementos finitos da Viga 2A e Viga 3A

Os resultados obtidos nos modelos numéricos apresentados na Tabela 5.2 indicam valores próximos aos obtidos experimentalmente, com uma diferença evidenciada na fase plástica. Por mais que tenham sido consideradas as imperfeições através de uma análise de autovalores, não foram atribuídas as tensões residuais nas vigas, que a deixaria menos rígida, podendo justificar essa ligeira diferença.

Tabela 5.2 – Momento resistente no centro da abertura (kNm)

	Momento		M_{EXP}/M_{MEF}	
	Viga 2A	Viga 3A	Viga 2A	Viga 3A
Experimental (Redwood e McCutcheon)	63,7	69,0	-	-
SOLID 185	68,66	73,23	0,93	0,94
SHELL 181 (Rodrigues)	67,3	74,1	0,95	0,93
SHELL 281 (Wissmann)	66,6	74,2	0,96	0,93

Comparando então os resultados do presente trabalho com os modelos realizados por Rodrigues [3] e Wissmann [7] (Tabela 5.2), nota-se que não há necessidade de utilizar elementos sólidos para a modelagem de tais vigas. Tendo em vista isto, os demais modelos realizados neste trabalho foram elaborados com elementos de casca, garantindo um custo computacional menor, porém, com bons resultados.

5.3. Vigas Casteladas

5.3.1. Descrição do ensaio experimental usado na calibração

Prosseguindo com os estudos de vigas com aberturas na alma, elaborou-se um modelo em elementos finitos de uma viga castelada com base no trabalho experimental de Zirakian e Showkati [25] e levando em consideração as premissas do modelo numérico de Ellobody [30].

Zirakian e Showkati [25] elaboraram ensaios experimentais utilizando perfis laminados IPE12 e IPE14 com três variações de comprimento para cada perfil a fim de estudar a flambagem lateral por torção de vigas de aço casteladas. Na publicação constam as curvas de carga *versus* deslocamento lateral e carga *versus* deformações de vigas com 3600 mm de comprimento formadas a partir de cada perfil. Na Tabela 5.3 são indicadas as características geométricas das vigas e na Tabela 5.4 são apresentadas as propriedades mecânicas do material dos perfis empregados na configuração castelada, obtidas em laboratório.

Tabela 5.3 – Propriedades geométricas dos protótipos ensaiados [25]

Perfil Original	Perfil Castelada	h (mm)	b (mm)	t (mm)	s (mm)	r (mm)	L (mm)
IPE12	C180-3600	180	64	6,3	4,4	7	3600
IPE14	C210-3600	210	73	6,9	4,7	7	3600

Tabela 5.4 – Características físicas dos perfis [25]

		C180-3600	C210-3600
Mesas	Tensão de escoamento (MPa)	279,31	280,29
	Tensão de ruína (MPa)	894,35	1002,91
Alma	Tensão de escoamento (MPa)	233,93	332,03
	Tensão de ruína (MPa)	892,23	671,16

Para calibração do modelo numérico de vigas casteladas, foi adotado o modelo com perfil C180-3600. Este modelo constitui uma viga castelada simplesmente apoiada submetida a carregamento aplicado no meio do vão.

O carregamento foi feito por uma prensa de 608 kN com um sistema hidráulico e a carga foi aplicada através de um cubo de aço de dimensões 100x100x100 mm no topo da mesa comprimida, sendo este devidamente travado. Devido a influência do cisalhamento entre o cubo e a mesa, as deflexões laterais, torções, rotações no meio do vão e flambagem local devido a concentração dos esforços foram impedidas na mesa superior.

Foram adotados sistemas de travamentos laterais a 165 mm do apoio que incluíam dois membros, cada um com dois rolamentos esféricos, que foram amarrados às colunas de apoio dos dois lados da viga. Adicionalmente, nos apoios, foram projetados e soldados enrijecedores apropriados na alma e nas duas mesas para garantir que cisalhamento e problemas de instabilidade da alma fossem evitados nestes locais. O arranjo experimental e a configuração das aberturas das vigas casteladas estão ilustrados na Figura 5.11 e na Figura 5.12, respectivamente.

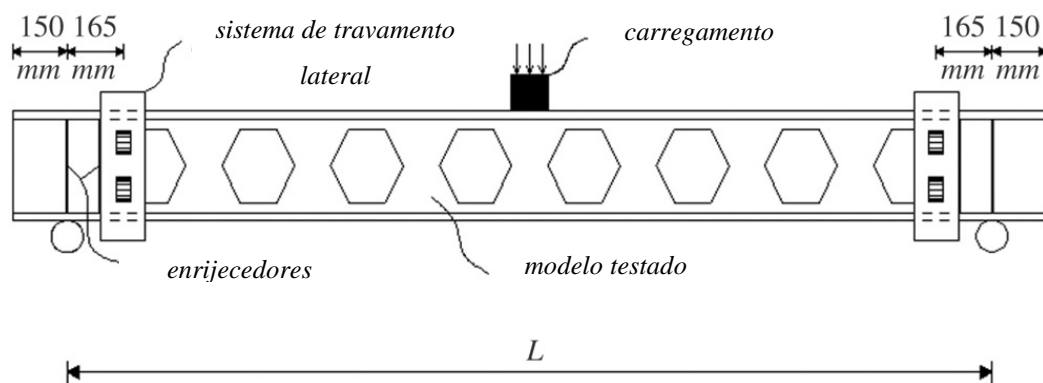


Figura 5.11 – Arranjo experimental [25]

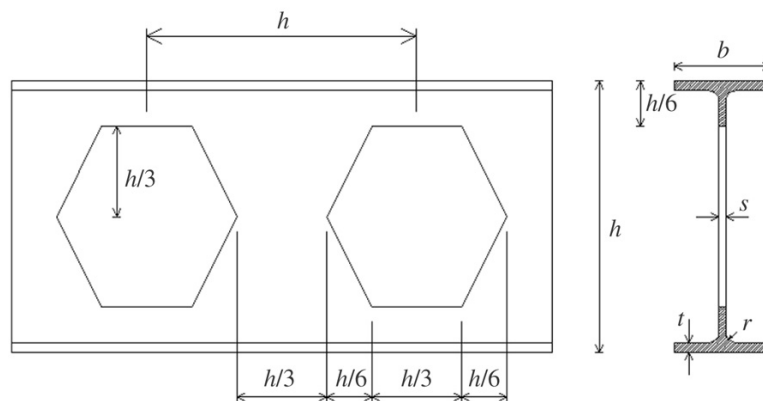


Figura 5.12 – Configuração das aberturas [25]

Os apoios foram constituídos de duas colunas de 1,16 m de comprimento com cilindros intermediários que permitiam a rotação; as mesmas eram enrijecidas em uma placa de base que por sua vez estavam conectadas a um *steel deck*.

Considerando a configuração do teste, as distorções laterais e as restrições dos modos de instabilidade, são esperadas de ocorrerem nos vãos adjacentes sem restrições laterais e no ponto central, respectivamente. A viga então foi

instrumentada em três diferentes pontos da seção transversal: na mesa inferior, no meio da alma e na mesa superior; de modo a fornecer as deformações, tensões, os deslocamentos laterais e as distorções no meio e a um quarto do vão.

Na Figura 5.13 são expostos o modelo experimental, o ponto de carregamento e a configuração dos travamentos.

As vigas flambaram lateralmente, mas não foi verificada a flambagem do montante da alma em nenhum dos testes. Devido às deformações impostas pela flexão ou distorção da alma à flambagem lateral com torção, os três pontos medidos não ficam alinhados, ocorrendo diferenças nos deslocamentos laterais; e em função destas diferenças, a distorção verificada na alma foi medida. A Figura 5.14 mostra a deformação que ocorreu na alma durante o teste.



(a) Visão geral



(b) Ponto de carregamento



(c) Travamentos

Figura 5.13 – Modelo experimental [25]



Figura 5.14 – Deformação na alma para C180-3600 [25]

Ellobody [30] publicou um trabalho a fim de investigar a concepção e o comportamento de vigas casteladas com variação na resistência dos aços utilizados, contemplados inclusive, aços de alta resistência. Em seu trabalho, foi realizado um estudo paramétrico desenvolvido através de uma análise de elementos finitos partindo dos estudos experimentais para as vigas de Zirakian e Showkati [25].

O modelo apresenta geometria e propriedades do material para mesa e alma conforme os testes e foram incorporadas imperfeições geométricas iniciais e tensões residuais. Em seu trabalho, foram usados elementos de casca de 4 e 3 nós de segunda ordem com integração reduzida e a escolha da malha de elementos finitos foi definida a fim de obter acurácia nos resultados com mínimo tempo computacional e foi baseada em um estudo de convergência já que a flambagem lateral de vigas casteladas é muito sensível a grandes deformações.

Devido a simetria, somente metade do vão da viga foi modelado. Considerou-se também o impedimento dos deslocamentos laterais no ponto de aplicação de carga e a 165 mm do vão conforme os testes realizados em laboratório; a carga foi aplicada em incrementos de carga estática concentrada ao longo do bloco de espraiamento; e o parâmetro de não linearidade foi incluído de acordo com análise de grandes deslocamentos. O modelo de elementos finitos proposto é ilustrado na Figura 5.15.

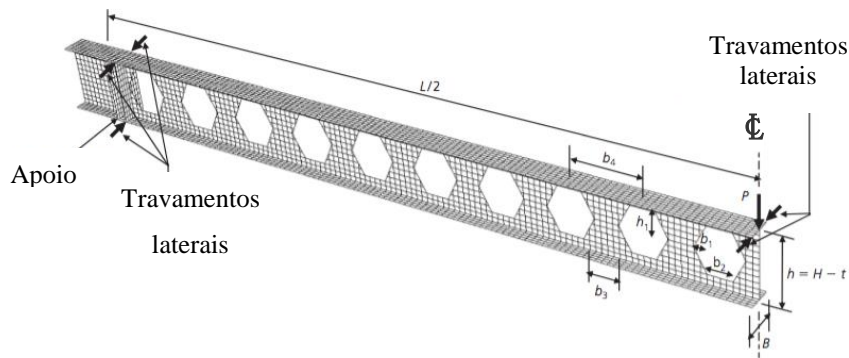


Figura 5.15 – Modelo de elementos finitos de Ellobody [30]

Adotou-se uma curva de tensão-deformação para o aço estrutural retirada do Eurocode 3 [40] (BSI, 2005), 200 GPa para o módulo de elasticidade e 0,3 para o coeficiente de Poisson. Antes da aplicação do carregamento, foi definida uma carga inicial para garantir o equilíbrio das tensões residuais.

5.3.2. Modelo Numérico

Com base no estudo de Zirakian e Showkati [25], é proposto no presente trabalho, um modelo de calibração para a viga castelada com perfil C180-3600. As dimensões, carregamentos, condições de apoio, características do material e tensões de escoamento e ruína utilizadas estão de acordo com os testes realizados.

Como já mencionado anteriormente, os modelos numéricos propostos agora, são constituídos de elementos de casca. O elemento escolhido foi o SHELL181 presente na biblioteca do *software* Ansys [42].

O elemento SHELL181 é adequado para análise de estruturas caracterizadas por cascas que apresentam espessuras finas e médias. Este elemento é composto por quatro nós com seis graus de liberdade por nó: translações nas direções X, Y e Z e rotações em relação aos eixos X, Y e Z. As formas de deformação são lineares nas duas direções em plano, para o movimento fora do plano, usa-se uma interpolação mista de componentes de tensores. Trata-se de um elemento adequado para a modelagem de problemas estruturais que envolvam análise linear e análise não linear física e geométrica. Na Figura 5.16, são mostrados os aspectos do elemento SHELL181.

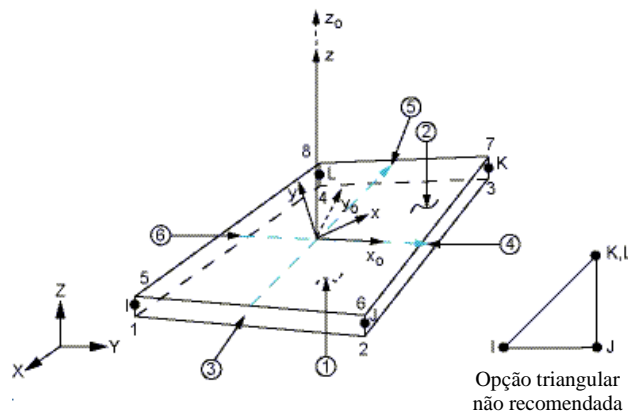


Figura 5.16 – Elemento SHELL181 [42]

A modelagem da viga C180-3600 foi esquematizada de forma a facilitar o processo de criação de áreas ao redor das aberturas, para isto, foram criados os pontos, linhas e áreas da região com 150 mm que compreende o primeiro apoio da viga e em seguida uma célula que compreende a primeira abertura adjacente a este apoio. Nesta célula, já consta o ponto que dista 165 mm do apoio a fim de facilitar a colocação das restrições posteriormente. A criação da região do apoio e a primeira célula estão ilustrados na Figura 5.17 abaixo.

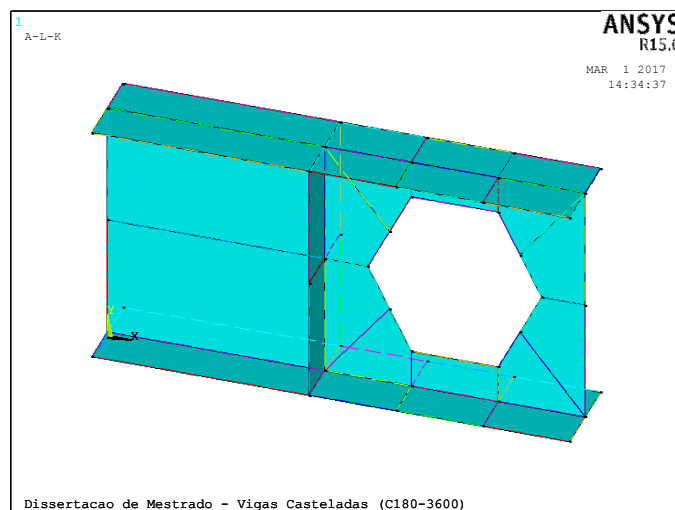


Figura 5.17 – Primeira célula da C180-3600

Com este trecho pronto, as linhas da geometria foram divididas de forma a garantir uma malha refinada nesta região e a primeira célula foi replicada longitudinalmente gerando as 20 células que correspondem a 3600 mm de

comprimento. Nota-se então, que a medida de uma célula é múltipla de seu comprimento e equivale a altura do perfil da castelada.

Posteriormente, foi criado o restante da viga que compreende o segundo apoio e os enrijecedores verticais de apoio, conforme mostrado abaixo na Figura 5.18.

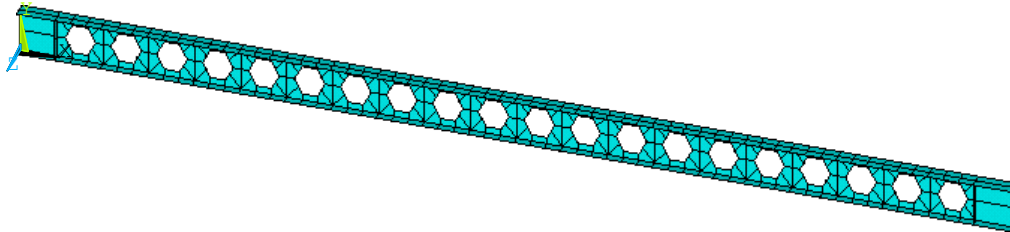


Figura 5.18 – Geometria completa da C180-3600

Uma vez gerada a geometria da viga C180-3600, deu-se início o processo de criação da malha de elementos finitos mostrada na Figura 5.19. A divisão e o esquema das linhas foram cuidadosamente estudados para que a malha ficasse de forma uniforme já que como observado na Figura 5.17 há muitas regiões compostas por áreas pequenas e triangulares.

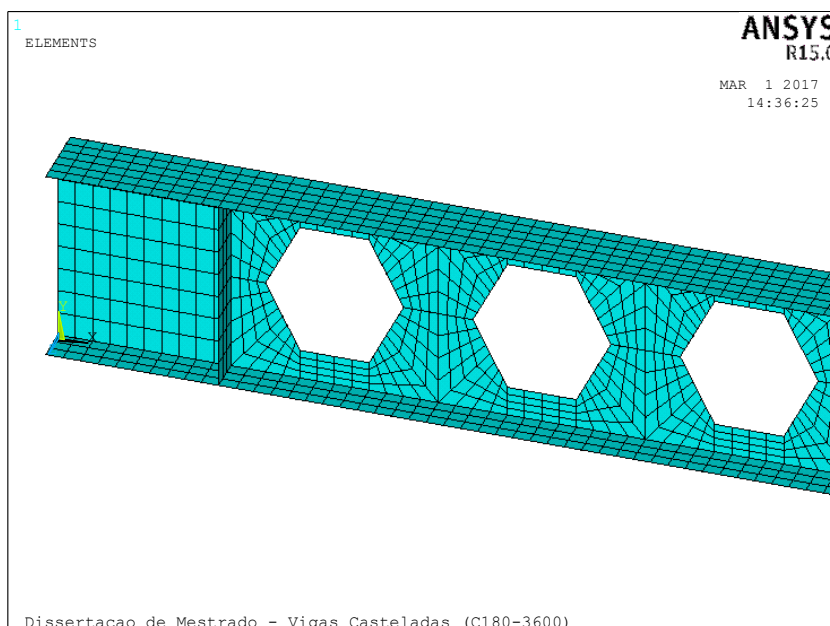


Figura 5.19 – Malha de elementos finitos para C180-3600

Com a malha definida, os apoios e o ponto de aplicação de carga das vigas foram simulados através de restrições dos graus de liberdade pertinentes. Para representar os apoios, foi selecionada a linha inferior do enrijecedor vertical de apoio e restringiu-se o deslocamento conforme desejado, ou seja, na direção X e Y no primeiro apoio e na direção Y para o segundo apoio, de forma que a viga fique com a configuração de simplesmente apoiada, conforme o ensaio. Adicionalmente, selecionou-se pontos na mesa inferior e superior que distam 165 mm dos apoios para dentro do vão da viga e também pontos na mesa superior no meio do vão aonde é aplicada a carga a fim de travar lateralmente a viga para que não ocorresse deslocamento de corpo rígido conforme Figura 5.20.

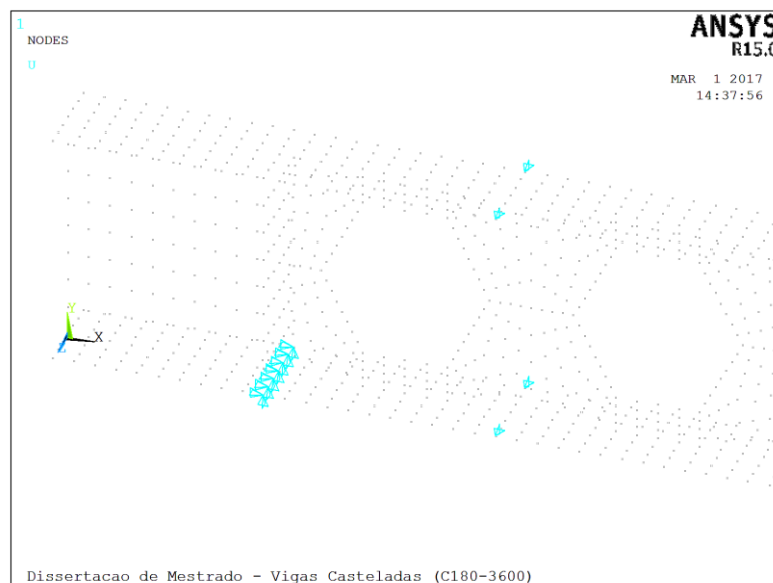


Figura 5.20 – Apoios e travamentos laterais

O carregamento foi aplicado diretamente no nó situado no meio do vão no sentido negativo de Y e foram incorporadas imperfeições geométricas através da análise de autovalores.

O modo de flambagem correspondente ao primeiro autovalor está indicado na Figura 5.21. O primeiro modo foi adotado para análise por fornecer a deformada equivalente a flambagem lateral caracterizado pelo deslocamento para fora do plano que ocorre no modelo experimental de Zirakian e Showkati [25].

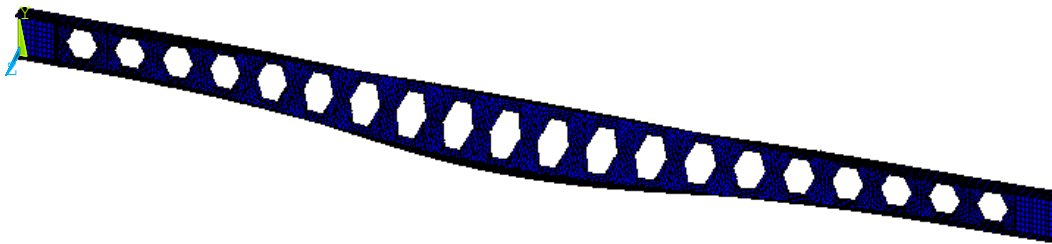


Figura 5.21 – Modo de flambagem para C180-3600

5.3.3. Resultados

A fim de validar o modelo proposto, foram comparadas as curvas de deslocamento lateral no quarto do vão *versus* a carga aplicada conforme Figura 5.22. As siglas T.7, T.8 e T.9 indicam respectivamente as leituras dos transdutores de deslocamento no topo, no meio e na base da seção localizada à um quarto do vão da viga testada experimentalmente e as siglas UZ_T, UZ_M, UZ_B indicam respectivamente, os deslocamentos na direção Z para topo, meio e base da mesma seção representada no modelo de elementos finitos.

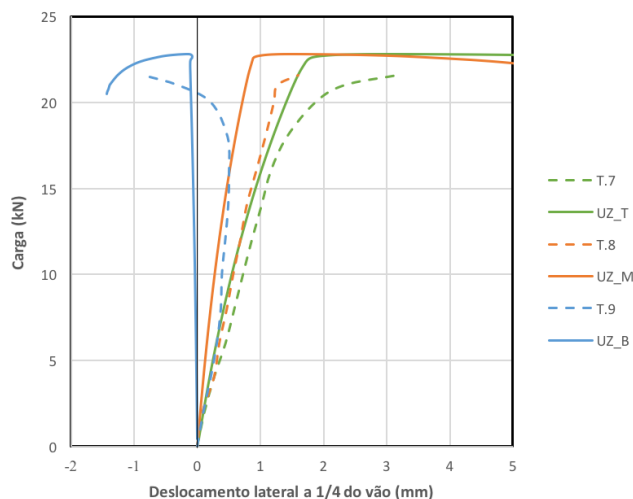


Figura 5.22 – Deslocamento lateral no quarto do vão versus carga crítica

A intensidade de deslocamentos, tensões de *von Mises* e deformações plásticas para o modelo de elementos finitos da viga C180-3600 estão representados na Figura 5.23 para uma carga P_o aplicada no meio do vão de 20,48 kN.

Observa-se que os valores obtidos através dos modelos numéricos são um pouco mais rígidos, mas o valor de carga máxima é bem próximo do valor obtido no ensaio experimental. Como o escopo deste trabalho é avaliar a capacidade de carga de vigas casteladas, pode-se confirmar que este modelo serve de base para o desenvolvimento de uma análise paramétrica.

O comportamento da viga representada no modelo numérico assemelha-se ao comportamento observado na Figura 5.14 no teste experimental.

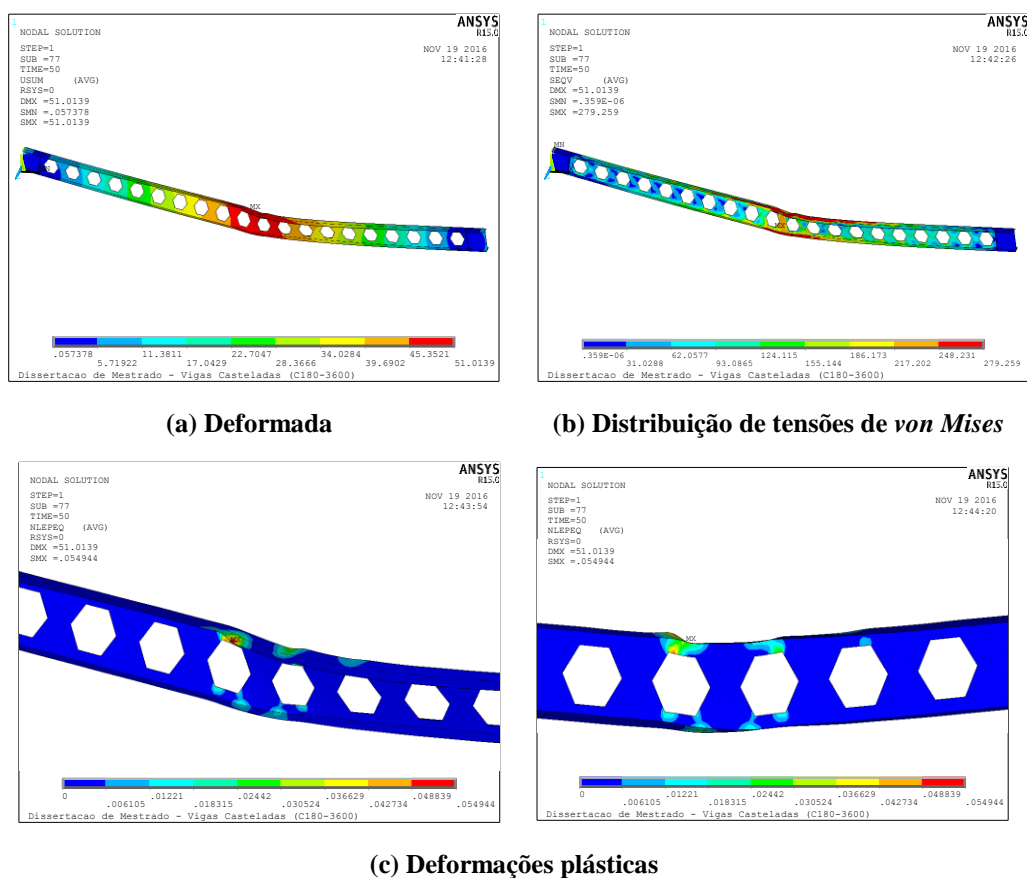


Figura 5.23 – Resultados gráficos para C180-3600 ($P_o = 20,48$ kN)

6 Estudo Paramétrico

6.1.Introdução

Neste capítulo são apresentados os modelos desenvolvidos para as diversas configurações de geometria das vigas analisadas, bem como os resultados de uma análise paramétrica utilizando o método dos elementos finitos para a avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço casteladas.

A partir da calibração do modelo de Zirakian e Showkati [25], foram escolhidos perfis com diferentes bitolas presentes no catálogo da Gerdau Açominas [44] e para cada perfil considerou-se inicialmente seis configurações:

- viga formada com perfil original antes do processo de fabricação;
- viga castelada;
- viga de alma cheia com altura equivalente à castelada;
- viga castelada expandida em altura através de chapa;
- viga de alma cheia com altura equivalente à castelada expandida e;
- viga castelada expandida aberta.

As vigas de alma cheia com altura equivalente às casteladas e às casteladas expandida possuem as mesmas dimensões das seções transversais das vigas castelada e castelada expandida com as aberturas preenchidas.

Não houve preocupação com a variação do comprimento da viga tendo em vista que o objetivo foi avaliar o comportamento e resistência da seção, então as vigas foram limitadas a no máximo 5 m e idealizadas de forma que o carregamento pudesse ser colocado no meio do vão, ou seja, vigas com um número par de aberturas.

Foram realizadas duas etapas distintas. Na primeira etapa foram avaliadas cinco seções diferentes com as respectivas variações citadas anteriormente. Na segunda etapa, o escopo foi aumentado para 20 seções diferentes com as variáveis consideradas pertinentes na Etapa 1, ou seja, conforme será apresentado, a seção

castelada expandida com abertura foi desconsiderada, desta forma, foram avaliados cem modelos na Etapa 2.

6.2.Etapa 1

O primeiro perfil escolhido para a análise realizada na primeira etapa foi o perfil W310x38,7 e para definir o comprimento do vão L da viga, o valor de $1,5d$ foi replicado a quantidade de vezes necessária de forma que se obtivesse um valor inferior a 5 m com um número par de aberturas, formando assim, uma viga de 4,65 m com 10 aberturas. Com isto, pode-se definir as demais configurações para este perfil.

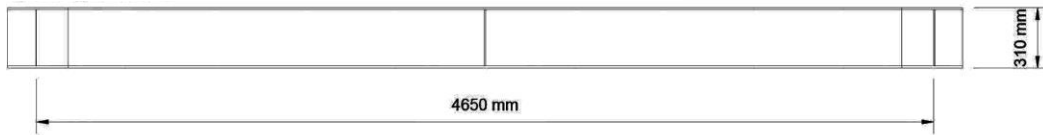
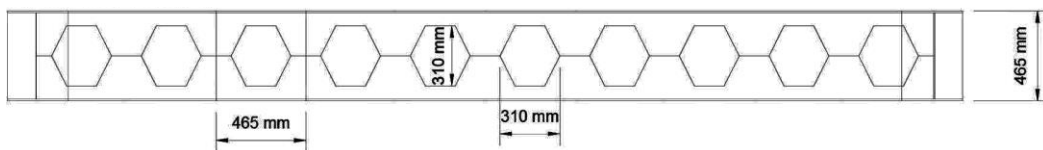
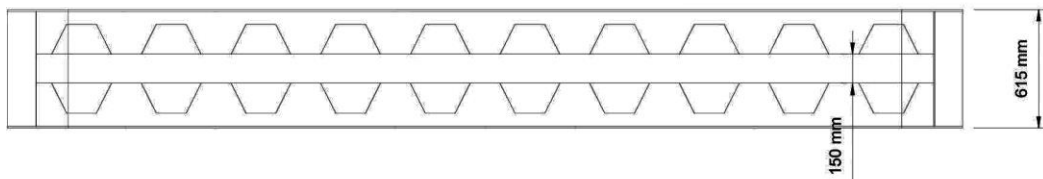
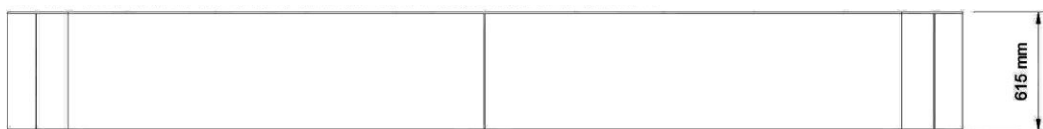
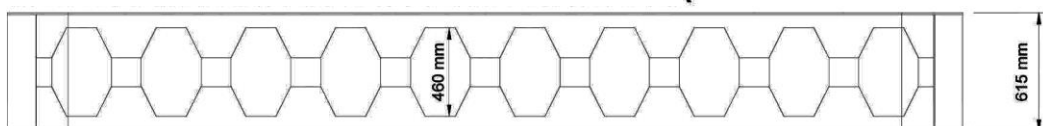
Com o objetivo de evitar a flambagem local no montante da alma, foram introduzidos enrijecedores transversais no ponto de aplicação de carga já que os perfis IPE12 e IPE14 são bem menores que o perfil W310x38,7. Foram também incorporados travamentos a fim de evitar o deslocamento para fora do plano.

A modelagem da geometria da viga castelada foi feita a partir do modelo C180-3600 de calibração. A programação foi organizada de forma parametrizada, facilitando a geração dos demais modelos.

A alma da viga foi expandida em dois modelos a partir da configuração castelada (configurações castelada expandida e castelada expandida aberta). Ambos apresentam uma chapa de 150 mm de altura com mesma espessura da alma. A diferença se dá pelo fato de que no modelo da castelada expandida, a chapa corre por toda a viga, enquanto a castelada expandida aberta é interrompida na região da abertura.

Na Figura 6.1 são apresentadas as seis configurações para o perfil W310x38,7. Os seis modelos foram processados e os resultados obtidos são apresentados na Figura 6.2 em um gráfico de momento normalizado *versus* deslocamento no centro do vão e da Figura 6.3 à Figura 6.8 são exibidas as deformações obtidas, a distribuição das tensões de *von Mises* e deformações plásticas para a viga constituída com perfil W310x38,7 nas seis configurações.

Os valores de momento foram divididos pelo valor do momento de plastificação teórico, M_p , das vigas de alma cheia na configuração original, sendo expressos de forma adimensional para melhor entendimento do ganho de resistência de uma configuração em relação a outra.

VORIG – Viga Original**VCAST – Viga Castelada****VACCT – Viga de Alma Cheia com Altura Equivalente à Castelada****VCEXP – Viga Castelada Expandida****VACCE – Viga de Alma Cheia com Altura Equivalente à Castelada Expandida****VCEAB – Viga Castelada Expandida Aberta****Figura 6.1 – Configurações para W310x38,7**

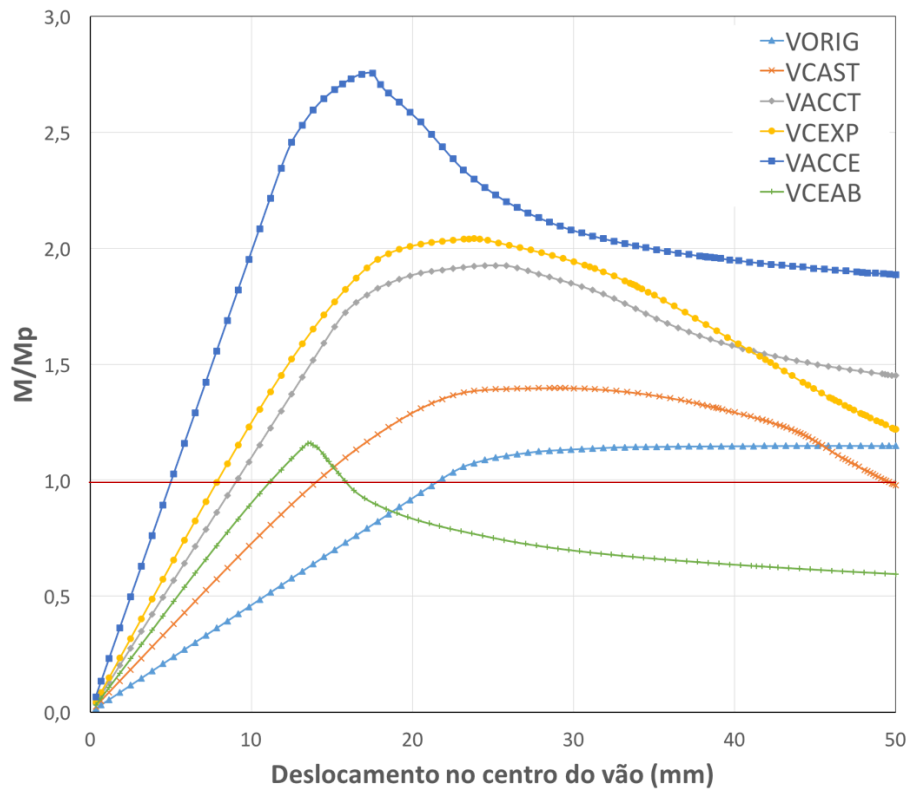
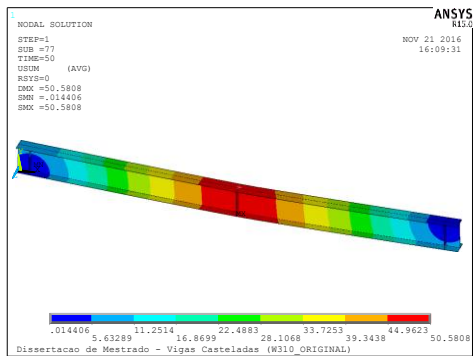


Figura 6.2 – Carga versus deslocamento para W310x38,7

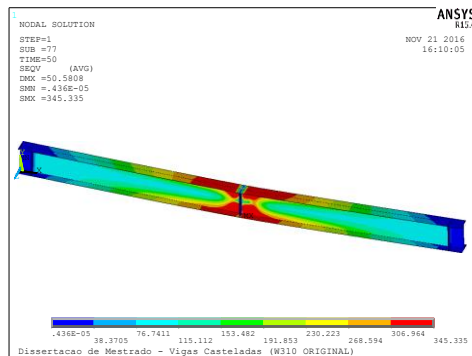
Como era de se esperar, a viga na configuração original (VORIG) falha por plastificação completa da seção no meio do vão caracterizando a formação de uma rótula plástica podendo ser observada na Figura 6.3(c). E para este perfil, na viga castelada (VCAST) ocorre mecanismo *Vierendell* ilustrado na Figura 6.4(c).

O mesmo que ocorreu para os perfis de alma cheia (VORIG) e perfurado (VCAST), ocorre para os perfis de alma cheia e de alma perfurada nas configurações de alma cheia com altura equivalente à castelada (VACCT) e castelada expandida (VCEXP), respectivamente. Ambos os fenômenos citados podem ser observados na Figura 6.5(c) e na Figura 6.6(c).

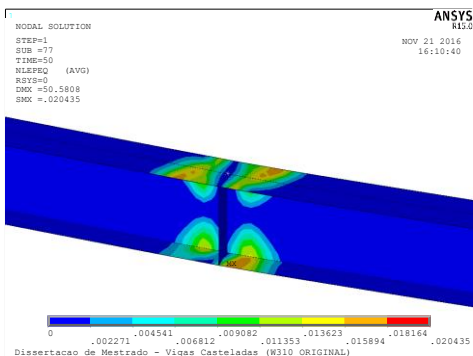
Nota-se que, após a carga última, ocorre uma queda brusca nas curvas de resistência para as viga de alma cheia com altura equivalente à castelada expandida (VACCE) e para a viga castelada expandida aberta (VCEAB) devido a ocorrência de uma flambagem local no montante da alma em ambas as seções evidenciada nas Figura 6.7(c) e na Figura 6.8(c) e no caso da configuração VCEXP, houve ainda efeito do mecanismo *Vierendeel*. Observa-se também um ganho considerável de resistência nas vigas expandidas na alma com a chapa.



(a) Deformada



(b) Distribuição de tensões de von Mises



(c) Deformações plásticas

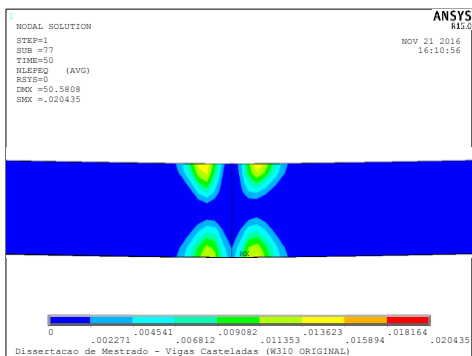
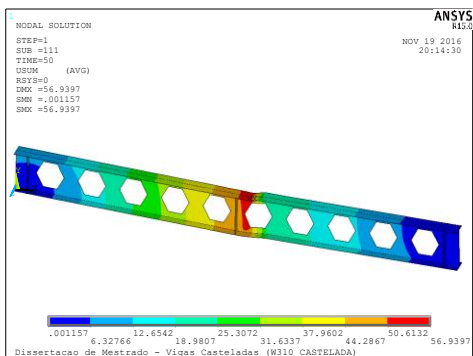
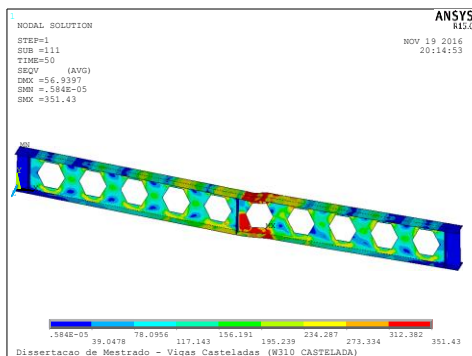


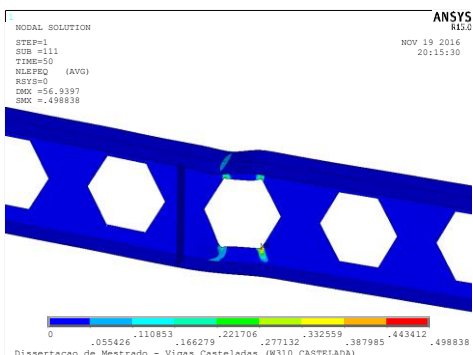
Figura 6.3 – Resultados gráficos para W310x38,7 – VORIG



(a) Deformada



(b) Distribuição de tensões de von Mises



(c) Deformações plásticas

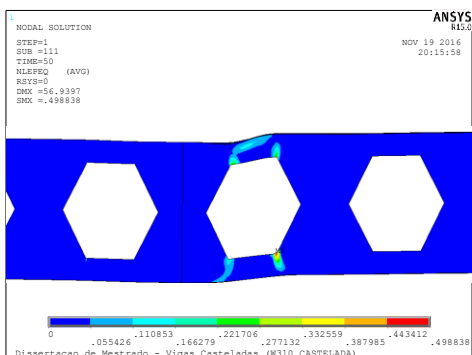
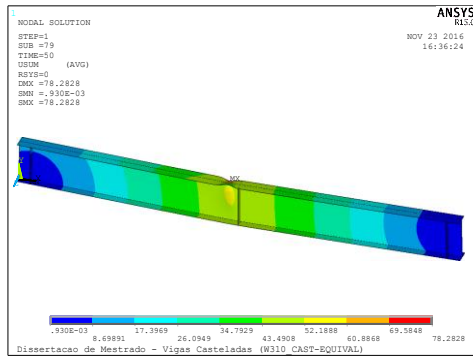
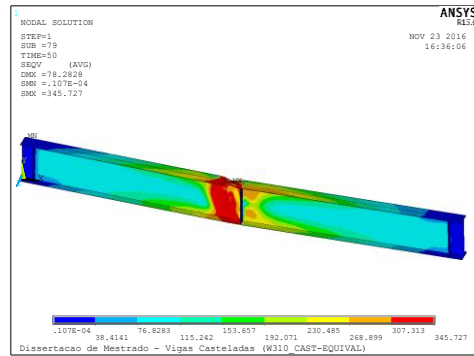


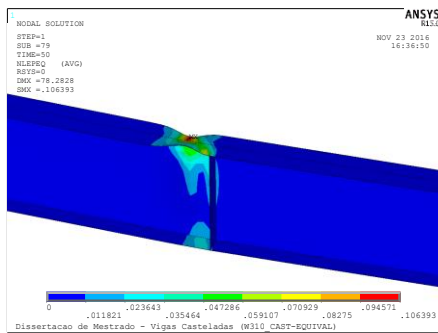
Figura 6.4 – Resultados gráficos para W310x38,7 – VCAST



(a) Deformada



(b) Distribuição de tensões de von Mises



(c) Deformações plásticas

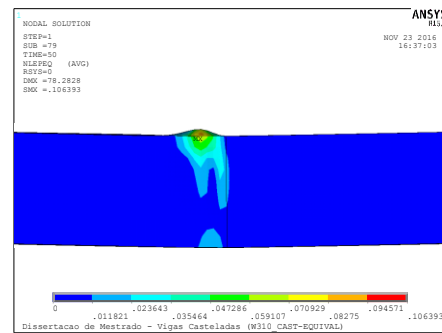
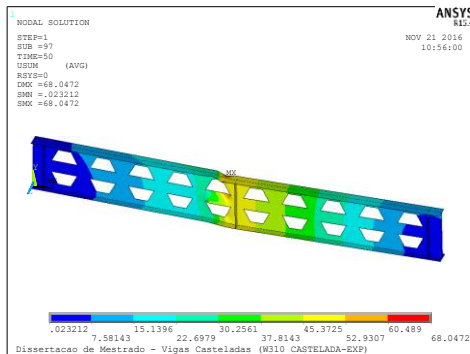
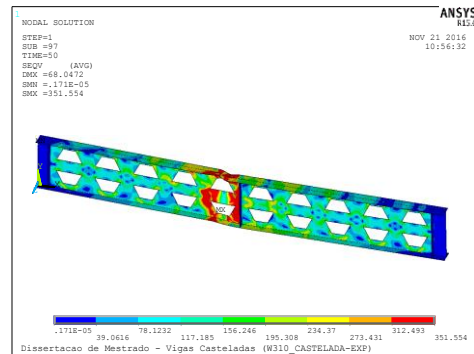


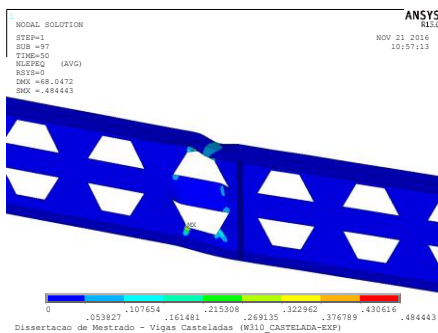
Figura 6.5 – Resultados gráficos para W310x38,7 – VACCT



(a) Deformada



(b) Distribuição de tensões de von Mises



(c) Deformações plásticas

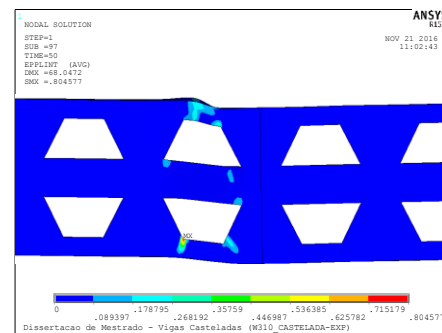
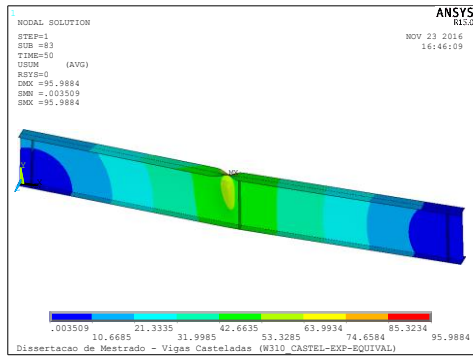
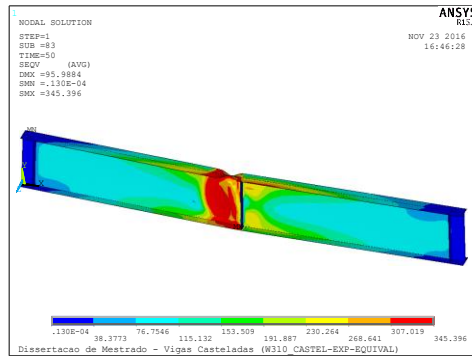


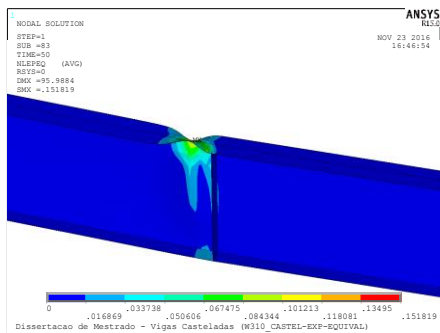
Figura 6.6 – Resultados gráficos para W310x38,7 – VCEXP



(a) Deformada



(b) Distribuição de tensões de von Mises



(c) Deformações plásticas

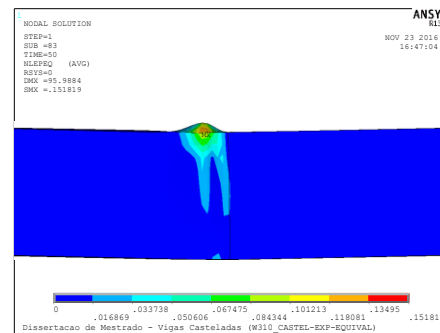
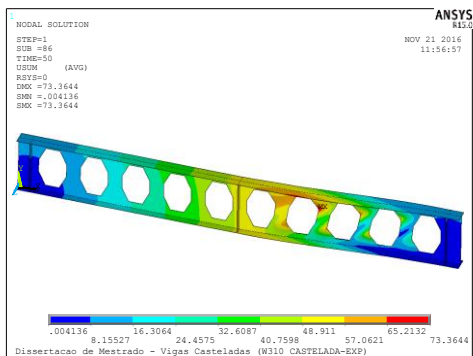
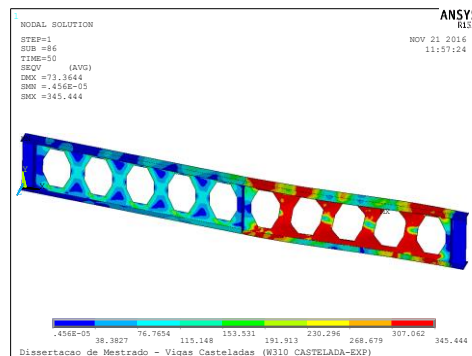


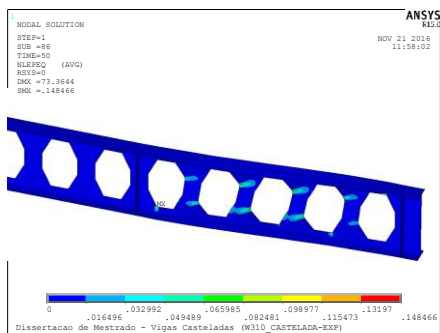
Figura 6.7 – Resultados gráficos para W310x38,7 – VACCE



(a) Deformada



(b) Distribuição de tensões de von Mises



(c) Deformações plásticas

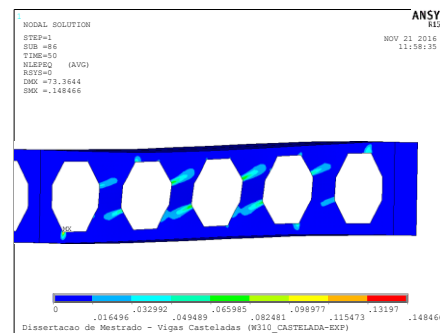


Figura 6.8 – Resultados gráficos para W310x38,7 – VCEAB

Ainda na primeira etapa, após a análise do comportamento estrutural das vigas de aço casteladas e casteladas com chapa de expansão para o perfil W310x38,7, foram escolhidos outros quatro perfis a fim de variar significativamente o peso do elemento e as dimensões de mesa e alma. Na Tabela 6.1 são apresentadas as características dos perfis analisados.

Tabela 6.1 – Estudo de perfis

Bitola (mm x kg/m)	d (mm)	b (mm)	t _w (mm)	t _f (mm)	L (mm)
W200x35,9 (H)	201	165	6,2	10,2	4824
W310x38,7	310	165	5,8	9,7	4650
W310x44,5	313	166	6,6	11,2	4695
W360x44,0	352	171	6,9	9,8	4224
W410x38,8	399	140	6,4	8,8	4788

Como os valores para a configuração castelada aberta apresentaram uma resistência inferior a uma viga castelada formada somente pelo processo de fabricação que amplia a sua altura, este modelo foi desconsiderado para os demais perfis. Os valores de momento *versus* deslocamento no meio do vão para os cinco modelos são mostrados a seguir da Figura 6.9 à Figura 6.13.

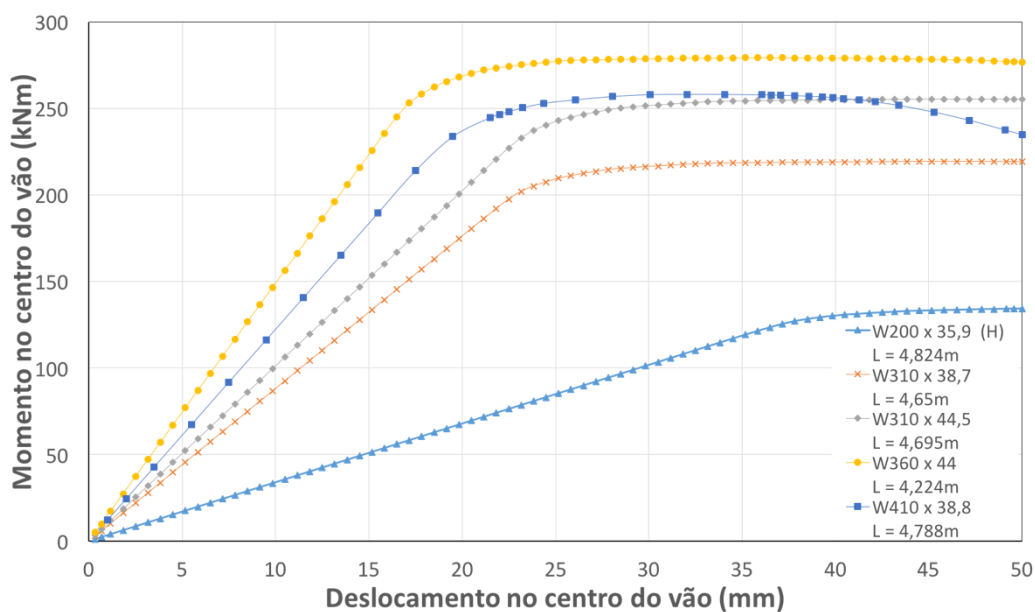


Figura 6.9 – Comparativo entre os perfis - VORIG

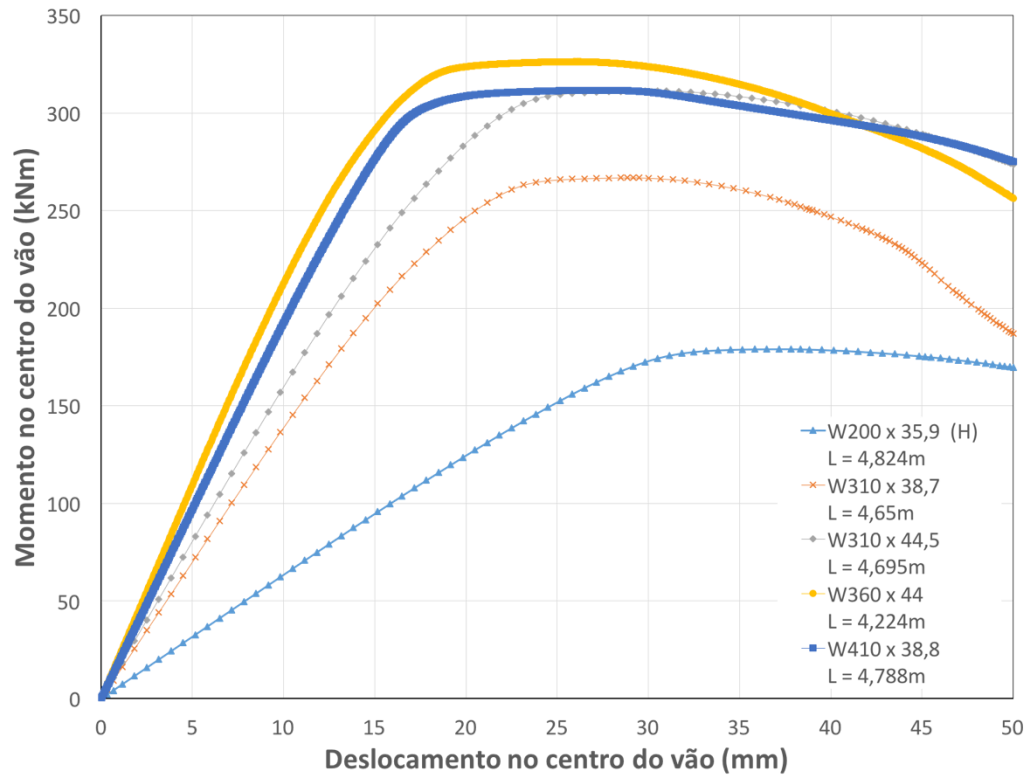


Figura 6.10 – Comparativo entre os perfis - VCAST

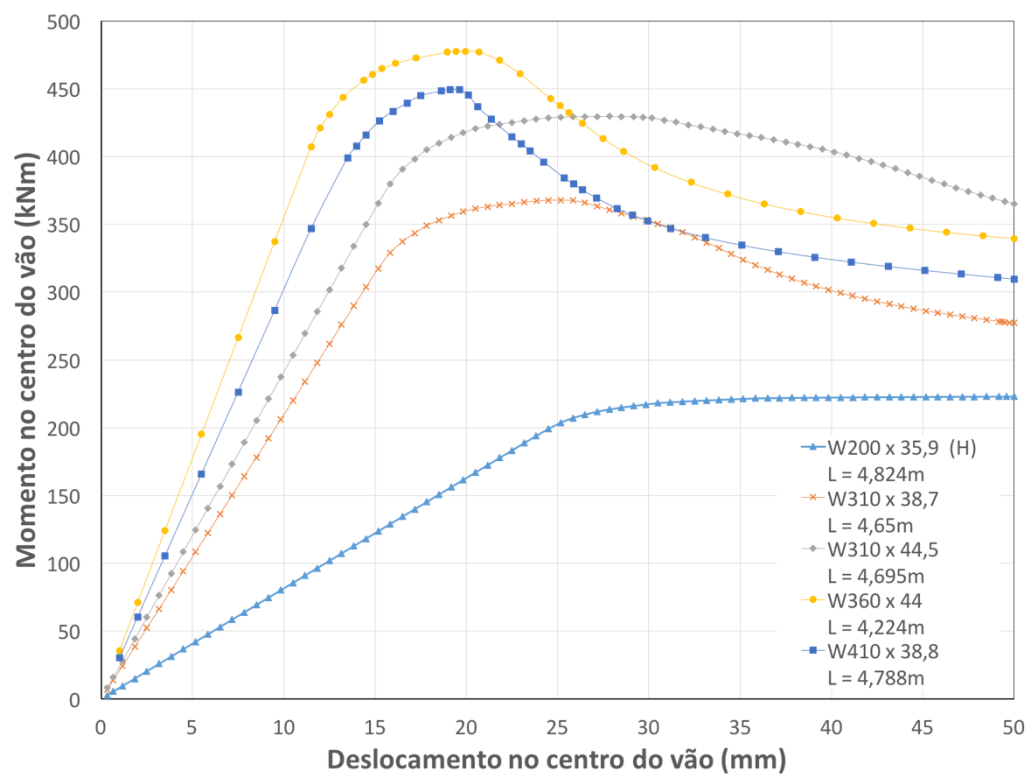


Figura 6.11 – Comparativo entre os perfis - VACCT

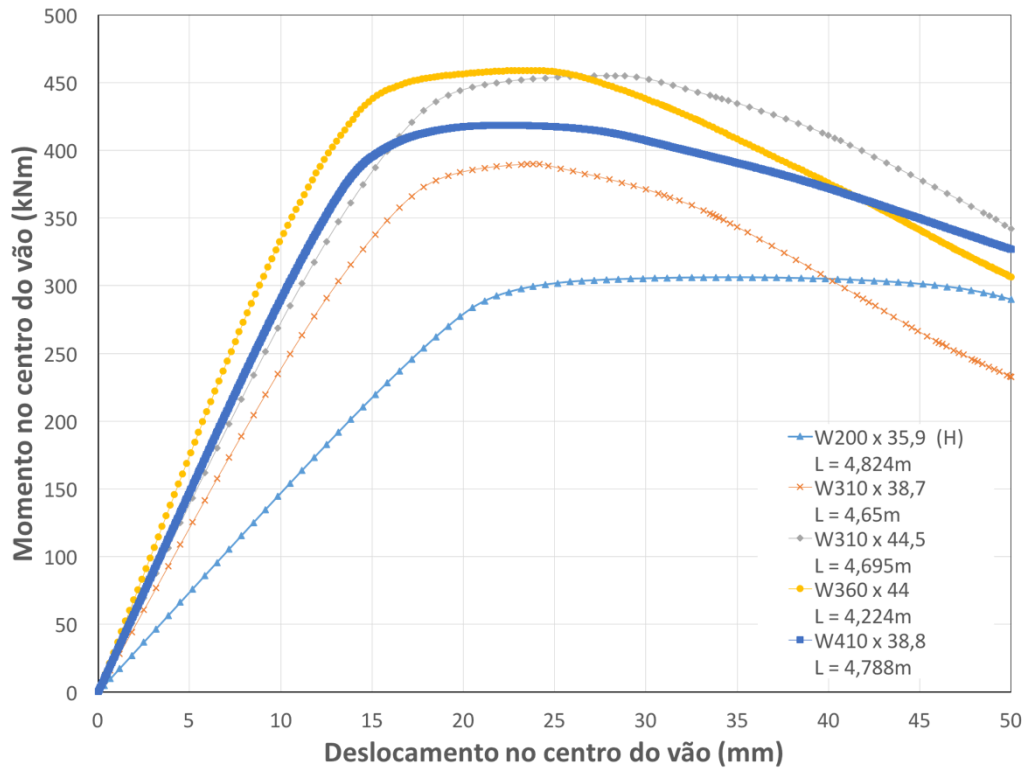


Figura 6.12 – Comparativo entre os perfis - VCEXP

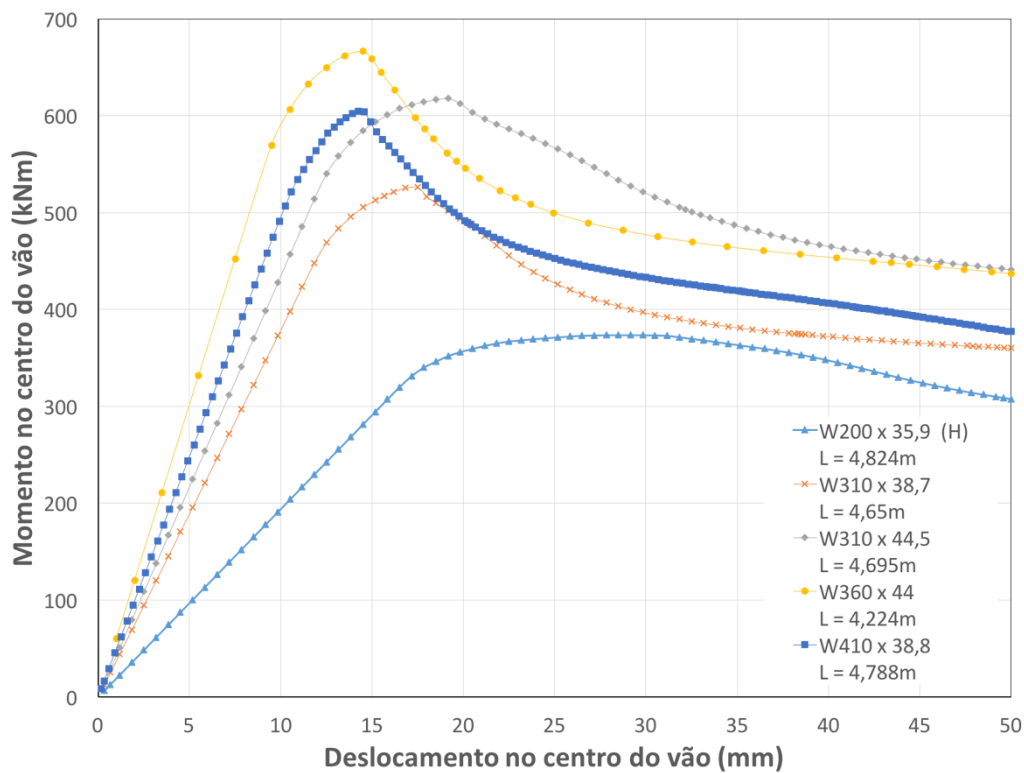


Figura 6.13 – Comparativo entre os perfis - VACCE

Nota-se que, em todos os casos, o perfil W410x38,8 apresentou menor ganho de resistência. Isto pode ter ocorrido porque o acréscimo de altura para este perfil deixou a geometria com uma alma muito esbelta e uma mesa muito curta. Na Tabela 6.2 são indicados os valores de carga máxima e carga de escoamento com seus respectivos deslocamentos para os perfis adotados na Etapa 1.

Tabela 6.2 – Comparação entre os perfis adotados na Etapa 1

Bitola (mm x kg/m)	Configuração	Valores Máximos		Valores de Escoamento	
		Carga (kN)	Deslocamento (mm)	Carga (kN)	Deslocamento (mm)
W200x35,9 (H)	VORIG	134,38	50,00	128,32	38,50
	VCAST	179,08	37,17	170,28	29,17
	VACCT	222,99	49,58	203,77	25,17
	VCEXP	306,11	34,50	283,70	20,50
	VACCE	373,63	29,17	346,33	18,50
W310x38,7	VORIG	219,34	46,50	209,65	25,17
	VCAST	266,91	29,17	250,03	20,50
	VACCT	367,82	25,17	337,22	16,50
	VCEXP	389,86	23,83	365,91	17,17
	VACCE	525,97	17,50	505,34	14,50
W310x44,5	VORIG	255,46	47,83	240,42	24,50
	VCAST	311,31	30,50	304,87	23,17
	VACCT	429,53	27,83	398,26	17,17
	VCEXP	455,00	27,83	440,72	19,17
	VACCE	617,97	19,17	584,89	14,50
W360x44,0	VORIG	279,38	36,50	253,18	17,17
	VCAST	326,37	26,12	314,97	17,49
	VACCT	477,67	19,94	431,02	12,50
	VCEXP	458,85	23,72	440,48	15,28
	VACCE	666,49	14,50	606,52	10,50
W410x38,8	VORIG	258,25	32,06	233,81	19,50
	VCAST	311,66	27,24	295,49	16,57
	VACCT	449,25	19,63	433,40	16,00
	VCEXP	418,48	22,45	384,58	14,12
	VACCE	604,53	14,25	573,22	12,25

Em todos os casos apresentados com a configuração original ocorre plastificação completa da seção com a formação de rótula plástica no ponto de aplicação de carga localizado no meio do vão. O perfil W410x38,8 apresenta resistência menor; por se tratar de uma seção com altura mais elevada, a instabilidade é mais acentuada.

Houve bastante semelhança no comportamento das vigas com a configuração castelada, ocorrendo em todos os modelos alguma plastificação na seção. O perfil W410x38,8 apresenta pouca diferença em relação ao W360x44 e, ainda assim, menos resistente.

O comportamento das vigas com a configuração castelada expandida é parecido com o da configuração castelada, porém com valores de resistência mais elevados. Os perfis de bitolas W310x44,5 e W360x44 apresentam resistências bem próximas e, novamente, o perfil W410x38,8 apresenta menores valores de resistência.

O comportamento das vigas com configuração VACCT e VACCE são bem parecidos, mas ao elevar muito a altura da seção para essas vigas de alma cheia podem ocorrer outros fenômenos de instabilidade. Para estes casos, o perfil W410x38,8 também apresenta menores resistências em relação aos outros perfis.

6.3.Etapa 2

Após analisar o comportamento e a resistência da seção para diferentes bitolas com diferentes configurações, foram listados mais quinze perfis além dos cinco adotados na Etapa 1. Esta escolha priorizou inicialmente uma grande variação do comprimento das mesas, já que com a chapa, é possível obter vigas mais esbeltas. A Tabela 6.3 apresenta as características das diferentes bitolas analisadas.

Como observado anteriormente, as vigas constituídas com o perfil W410x38,8 apresentaram menores resistências que as demais bitolas. Portanto, não se justifica escolher perfis mais pesados que este, mas somente um foi selecionado com uma mesa mais larga objetivando verificar este comportamento.

Tabela 6.3 – Escolha de perfis

Bitola (mm x kg/m)	d (mm)	b (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (mm)
W150x18,0	153,0	102,0	5,8	7,1	4590
W150x22,5 (H)	152,0	152,0	5,8	6,6	4560
W200x15,0	200,0	100,0	4,3	5,2	4800
W200x31,3	210,0	134,0	6,4	10,2	4410
W200x35,9 (H)	201,0	165,0	6,2	10,2	4824
W200x46,1 (H)	203,0	203,0	7,2	11,0	4872
W250x17,9	251,0	101,0	4,8	5,3	3765
W250x25,3	257,0	102,0	6,1	8,4	3855
W250x32,7	258,0	146,0	6,1	9,1	4644
W250x73,0 (H)	253,0	254,0	8,6	14,2	4554
W310x23,8	305,0	101,0	5,6	6,7	3660
W310x38,7	310,0	165,0	5,8	9,7	4650
W310x44,5	313,0	166,0	6,6	11,2	4695
W310x97,0 (H)	308,0	305,0	9,9	15,4	4620
W360x32,9	349,0	127,0	5,8	8,5	4188
W360x44,0	352,0	171,0	6,9	9,8	4224
W360x64,0	347,0	203,0	7,7	13,5	4164
W360x91,0 (H)	353,0	254,0	9,5	16,4	4236
W410x38,8	399,0	140,0	6,4	8,8	4788
W410x53,0	403,0	177,0	7,5	10,9	4836

Os comprimentos das vigas W250x17,9, W250x25,3 e W310x23,8 são bem menores para evitar o efeito de flambagem lateral por torção.

A seguir, são apresentados os resultados obtidos com as análises dos cem modelos avaliados neste trabalho em termos dos modos de falha obtidos, das resistências máximas atingidas numericamente comparando-se os resultados com os obtidos através das equações de dimensionamento apresentadas no Capítulo 4.

6.4. Análise dos Resultados

6.4.1. Modos de Falha

Com as formulações apresentadas no Capítulo 4, foram verificados os modos de falha para cada perfil, apresentados na Tabela 6.4 comparando-se estes resultados com os obtidos através dos modelos numéricos na Tabela 6.5.

Na Tabela 6.4, a seguinte nomenclatura foi usada para os estados limites últimos (ELU):

- FMP – Formação de mecanismo plástico
- EMAC – Escoamento por cisalhamento do montante da alma
- FXMA – Escoamento por flexão no montante da alma
- FMA – Flambagem do montante da alma

Tabela 6.4 – Verificação dos Estados Limites Últimos

PERFIL	ELU _{FMP}		ELU _{EMAC}	ELU _{FXMA}	ELU _{FMA}	FALHA
	V _{ALMA} (kN)	V _{MESA} (kN)	V (kN)	V (kN)	V (kN)	
W 150 x 18,0	30,62	74,98	55,09	17,91	98,59	RPL
W 150 x 22,5 (H)	30,44	69,27	55,30	11,98	5,24	FMA
W 200 x 15,0	30,40	74,28	53,50	23,18	46,00	RPL
W 200 x 31,3	46,44	148,02	83,82	28,46	105,56	RPL
W 200 x 35,9 (H)	43,52	143,21	78,11	20,62	52,36	RPL
W 200 x 46,1 (H)	51,76	158,15	91,63	19,85	7,20	FMA
W 250 x 17,9	43,42	98,47	74,28	38,47	60,63	RPL
W 250 x 25,3	55,13	153,28	96,81	50,60	122,72	RPL
W 250 x 32,7	54,54	162,95	98,43	37,69	89,12	RPL
W 250 x 73,0 (H)	77,94	257,38	136,44	29,44	7,77	FMA
W 310 x 23,8	61,76	152,70	104,76	60,73	88,72	RPL
W 310 x 38,7	62,42	209,18	112,88	45,95	68,78	RPL
W 310 x 44,5	71,48	242,83	129,40	52,86	100,56	RPL
W 310 x 97,0 (H)	107,07	333,10	191,68	41,94	21,86	FMA
W 360 x 32,9	72,04	214,48	125,46	69,17	82,02	RPL
W 360 x 44,0	85,23	243,67	151,61	67,56	111,29	RPL
W 360 x 64,0	92,21	323,36	167,63	62,08	128,10	RPL
W 360 x 91,0 (H)	116,18	401,13	210,38	63,35	163,05	RPL
W 410 x 38,8	91,57	257,32	157,87	88,81	98,32	RPL
W 410 x 53,0	106,45	312,06	188,26	91,50	135,76	RPL

LEGENDA:
RPL - Rótula Plástica Localizada
FMA - Flambagem do montante da alma

Tabela 6.5 – Comparação dos modos de falha

PERFIL	FALHA (Tabela 6.4)	ANSYS	
		Início do escoamento	Final do escoamento
W 150 x 18,0	RPL	RPL	RPL
W 150 x 22,5 (H)	FMA	RPL	MV
W 200 x 15,0	RPL	RPL	RPL
W 200 x 31,3	RPL	RPL	MV
W 200 x 35,9 (H)	RPL	RPL	MV
W 200 x 46,1 (H)	FMA	RPL	MV
W 250 x 17,9	RPL	RPL	RPL
W 250 x 25,3	RPL	RPL	RPL
W 250 x 32,7	RPL	RPL	MV
W 250 x 73,0 (H)	FMA	FMA	MV
W 310 x 23,8	RPL	RPL	RPL
W 310 x 38,7	RPL	RPL	MV
W 310 x 44,5	RPL	RPL	MV
W 310 x 97,0 (H)	FMA	FMA	MV
W 360 x 32,9	RPL	RPL	MV
W 360 x 44,0	RPL	RPL	MV
W 360 x 64,0	RPL	RPL	MV
W 360 x 91,0 (H)	RPL	RPL	MV
W 410 x 38,8	RPL	RPL	RPL
W 410 x 53,0	RPL	RPL	MV

LEGENDA:
RPL - Rótula Plástica Localizada
FMA - Flambagem do montante da alma
MV - Mecanismo Vierendeel

É possível observar que os modelos numéricos apresentaram os mesmos modos de falha para os estados limites últimos previamente calculados com algumas ressalvas, garantindo a acurácia dos modelos realizados através do método dos elementos finitos. Mas no fim do escoamento, foram caracterizados outros modos de falha para os modelos.

6.4.2. Avaliação do desempenho estrutural

O incremento do módulo resistente da seção transversal em relação ao perfil original torna-se importante à medida que permite utilizar perfis mais leves para resistir ao mesmo momento fletor. Na Figura 6.14 é ilustrado este ganho.

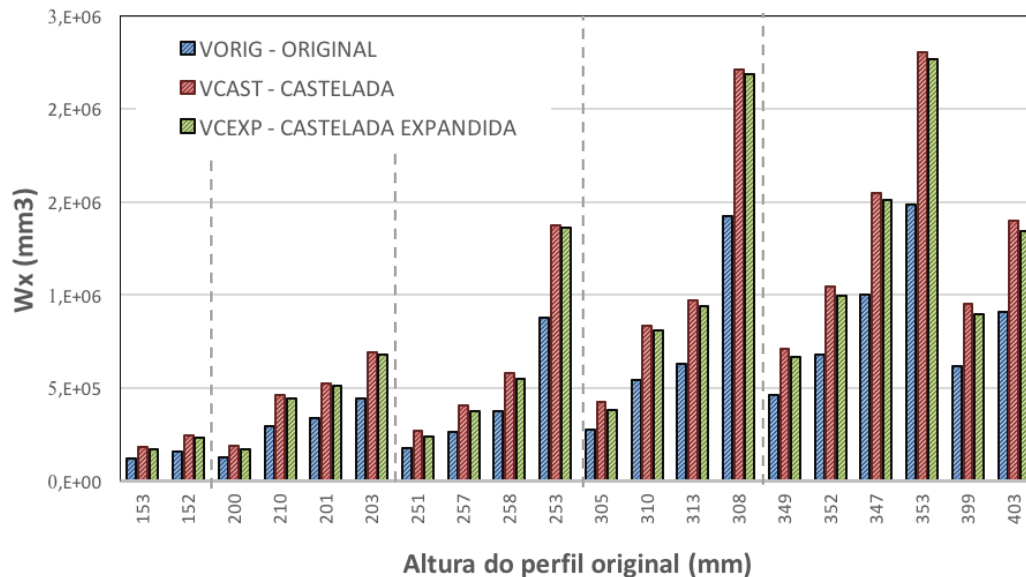


Figura 6.14 – Incremento do módulo resistente elástico

Observa-se que com a chapa de expansão pode-se obter um ganho significativo em relação ao perfil original, mas ainda assim, a configuração castelada possui um incremento maior.

O ganho de rendimento à flexão das vigas casteladas pode ser analisado sob o ponto de vista da resistência (Equação 6.1) ou da deformação (Equação 6.2) [29].

$$R_R = \frac{W_x}{A} \quad (6.1)$$

$$R_D = \frac{I_x}{A} \quad (6.2)$$

Na Tabela 6.6 são indicados os ganhos de rendimento à flexão para as vigas na configuração castelada (VCAST) e castelada expandida (VCEXP) do ponto de vista da resistência e da deformação em relação a configuração original.

Tabela 6.6 – Incremento percentual do rendimento à flexão

PERFIL	CASTELADA		EXPANDIDA	
	RESISTÊNCIA	DEFORMAÇÃO	RESISTÊNCIA	DEFORMAÇÃO
W 150 x 18,0	85%	178%	17%	190%
W 150 x 22,5 (H)	78%	167%	26%	214%
W 200 x 15,0	94%	192%	23%	176%
W 200 x 31,3	80%	170%	35%	199%
W 200 x 35,9 (H)	75%	163%	39%	213%
W 200 x 46,1 (H)	73%	160%	42%	218%
W 250 x 17,9	105%	207%	29%	170%
W 250 x 25,3	97%	195%	33%	176%
W 250 x 32,7	85%	177%	39%	190%
W 250 x 73,0 (H)	72%	158%	48%	210%
W 310 x 23,8	109%	213%	37%	174%
W 310 x 38,7	84%	175%	46%	190%
W 310 x 44,5	83%	175%	46%	190%
W 310 x 97,0 (H)	73%	159%	51%	199%
W 360 x 32,9	98%	198%	46%	183%
W 360 x 44,0	90%	186%	48%	186%
W 360 x 64,0	80%	170%	50%	190%
W 360 x 91,0 (H)	76%	165%	52%	192%
W 410 x 38,8	102%	203%	52%	184%
W 410 x 53,0	93%	189%	53%	186%

É possível observar que as vigas casteladas apresentam um ganho mínimo de 72% do rendimento estrutural à flexão do ponto de vista da resistência, enquanto o ganho mínimo para as casteladas expandidas é de 17% em relação a configuração original.

Do ponto de vista da deformação, o valor mínimo de incremento do rendimento estrutural à flexão é de 158% para a configuração castelada e de 170% para as vigas casteladas expandida. Isto demonstra que estas vigas são mais competitivas nos casos em que a deformação, ou seja, o estado limite de serviço é o fator condicionante do dimensionamento.

A fim de verificar o ganho de resistência das configurações estudadas em relação a configuração original, na Figura 6.16 é mostrada uma nuvem de pontos que relaciona os momentos máximos obtidos através do método dos elementos

finitos com os momentos teóricos. Para isto, foi necessário estabelecer uma relação momento-curvatura para as vigas.

As seções das vigas foram classificadas de acordo com a norma canadense CAN/CSA-S16-09 [37], onde:

- Classe 1 – Seções Supercompactas: são seções formadas por chapas muito pouco esbeltas que permitem não só a formação do momento plástico, como também admitem grandes rotações da seção. Essa capacidade de rotação é usada no método de cálculo plástico.
- Classe 2 – Seções Compactas: são seções formadas de chapas pouco esbeltas que permitem a obtenção de momento plástico, mas não permitem grandes rotações da seção.
- Classe 3 – Seções Semicompactas: são seções formadas de chapas, cuja esbeltez permite a obtenção de momento de início de escoamento M_y (mas não do momento de plastificação M_{pl}) sem que haja flambagem local.
- Classe 4 – Seções Esbeltas: são seções formadas de chapas esbeltas sujeitas a flambagem local de um dos seus elementos comprimidos quando submetidos a momentos menores que M_y .

A Figura 6.15 ilustra o comportamento de vigas de seções correspondentes a cada uma dessas classes. Os valores limites de esbeltez λ_{pl} , λ_p e λ_r dependem das condições de apoio e carregamentos das chapas que compõem os perfis.

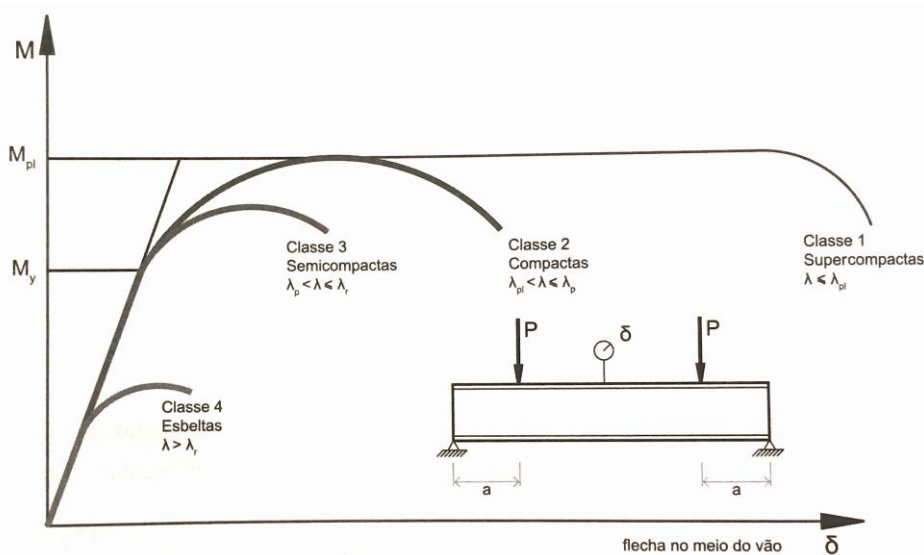


Figura 6.15 – Comportamento à ruína por flambagem local de vigas [45]

A Figura 6.16 expõe os valores de M_{MEF}/M_{pl} para vigas de classes 1 ou 2 e M_{MEF}/M_y para vigas de classes 3 ou 4 de cada perfil estudado em cada configuração proposta.

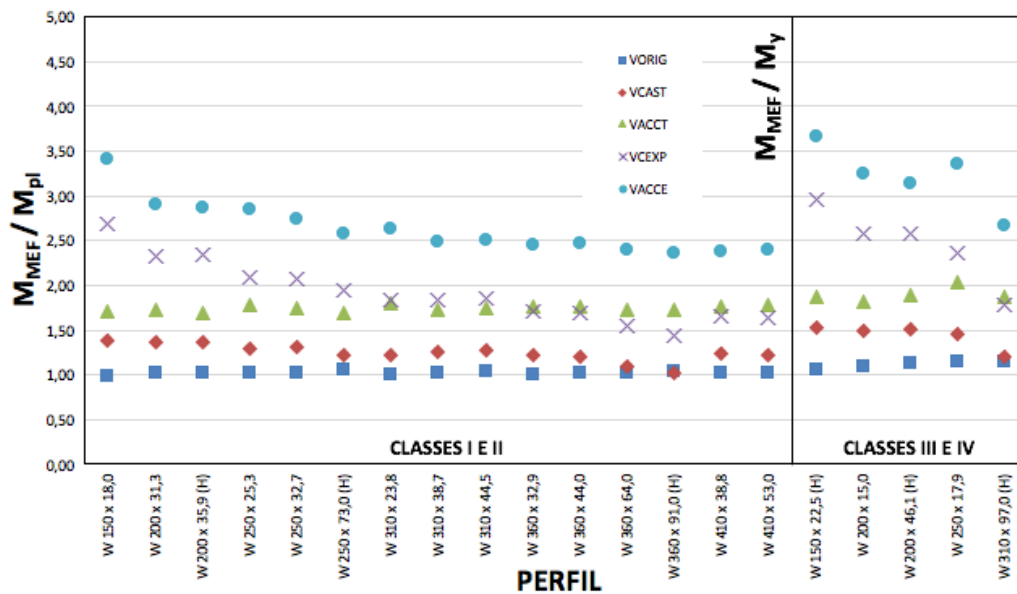


Figura 6.16 – Momento resistente

A utilização dos perfis mais baixos transformados em vigas casteladas (VCAST) ou casteladas expandidas (VCEXP) apresentam melhores ganhos de resistência à flexão justamente por apresentarem alturas reduzidas inicialmente e chegarem a um perfil maior com uma altura que se adapte melhor.

Nota-se também que a solução VCEXP sempre apresenta um ganho em relação as VCAST, mesmo que em alguns casos, não ocorra ganho em relação a um perfil de alma cheia com a mesma altura da castelada (VACCT), na configuração castelada equivalente.

Tendo em vista isto, na Figura 6.17 é ilustrado o mesmo gráfico, mas dessa vez, além de relacionar as configurações VCAST e VCEXP com a original (VORIG), foi relacionada também VCEXP com VACCT.

Pode-se observar que o ganho da configuração VCEXP em relação a VACCT é bem próximo ao ganho da VCAST em relação a VORIG, confirmando a vantagem da utilização das vigas casteladas expandidas.

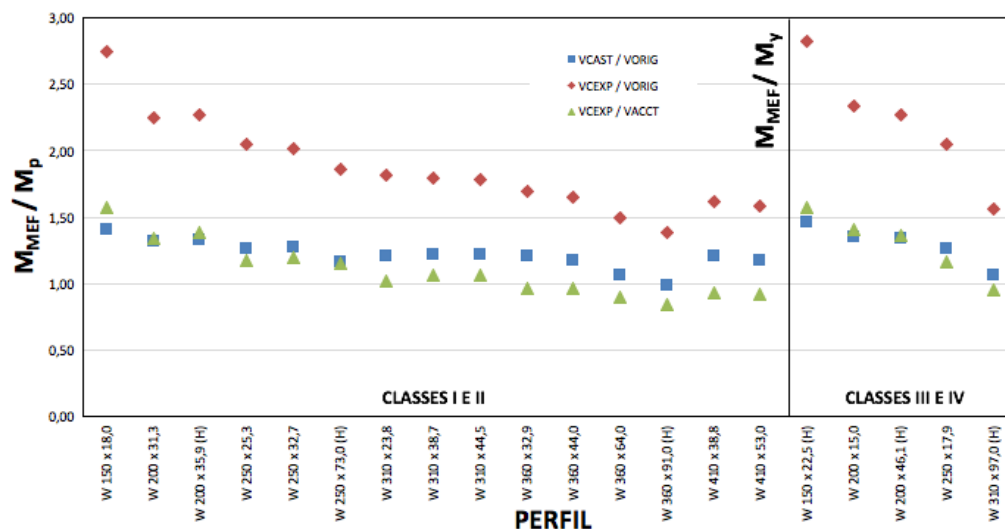


Figura 6.17 – Relação entre as configurações

Como a VCEXP possui uma resistência bem próxima da viga de alma cheia de altura equivalente à castelada (VACCT), mas com um peso reduzido, foram verificados o incremento de peso no elemento estrutural de acordo com sua configuração. Na Tabela 6.7 é apresentada a variação do peso em relação à configuração VORIG para as VCAST, VACCT e VCEXP; e a variação do peso das VCEXP em relação às VACCT.

É possível notar que a configuração VCEXP apresenta um aumento de peso muito baixo em relação as VACCT de alma cheia. Para alguns perfis esta configuração é mais leve.

Adicionalmente, objetivando relacionar o incremento de peso com o incremento de resistência, é apresentado na Tabela 6.8 o ganho de resistência em relação à configuração VORIG para as VCAST, VACCT e VCEXP e o ganho de resistência das VCEXP em relação às VACCT.

Em todos os casos, como já observado anteriormente, as VCAST e VCEXP apresentam ganho considerável em resistência em relação a configuração VORIG, mas no caso de seções mais altas, este incremento diminui. As VCEXP apresentam também este ganho na maioria dos perfis em relação as VACCT, com exceção dos perfis muito altos.

Tabela 6.7 – Variação de peso

Perfil	Variação de peso em relação à configuração VORIG			Variação de peso da configuração VCEXP em relação a configuração VACCT
	VCAST	VACCT	VCEXP	
W 150 x 18,0	0,0%	15,4%	37,2%	18,9%
W 150 x 22,5 (H)	0,0%	11,3%	29,8%	16,6%
W 200 x 15,0	0,0%	17,3%	33,1%	13,5%
W 200 x 31,3	0,0%	13,6%	23,6%	8,8%
W 200 x 35,9 (H)	0,0%	9,6%	19,9%	9,5%
W 200 x 46,1 (H)	0,0%	8,6%	18,0%	8,7%
W 250 x 17,9	0,0%	21,6%	31,0%	7,7%
W 250 x 25,3	0,0%	20,6%	27,8%	6,0%
W 250 x 32,7	0,0%	15,5%	21,5%	5,2%
W 250 x 73,0 (H)	0,0%	7,9%	13,6%	5,3%
W 310 x 23,8	0,0%	24,2%	27,2%	2,4%
W 310 x 38,7	0,0%	15,1%	17,3%	1,9%
W 310 x 44,5	0,0%	15,4%	17,1%	1,5%
W 310 x 97,0 (H)	0,0%	8,5%	11,8%	3,1%
W 360 x 32,9	0,0%	19,3%	20,4%	0,9%
W 360 x 44,0	0,0%	20,0%	18,1%	-1,6%
W 360 x 64,0	0,0%	11,7%	13,9%	2,0%
W 360 x 91,0 (H)	0,0%	10,4%	12,1%	1,5%
W 410 x 38,8	0,0%	22,7%	19,1%	-3,0%
W 410 x 53,0	0,0%	19,6%	16,3%	-2,7%

Tabela 6.8 – Ganho de resistência

Perfil	Ganho de resistência em relação à configuração VORIG			Ganho de resistência da configuração VCEXP em relação a configuração VACCT
	VCAST	VACCT	VCEXP	
W 150 x 18,0	41%	74%	174%	57%
W 150 x 22,5 (H)	45%	78%	181%	58%
W 200 x 15,0	35%	65%	134%	41%
W 200 x 31,3	32%	68%	125%	34%
W 200 x 35,9 (H)	33%	66%	128%	37%
W 200 x 46,1 (H)	33%	66%	126%	36%
W 250 x 17,9	26%	76%	102%	14%
W 250 x 25,3	26%	75%	105%	17%
W 250 x 32,7	28%	69%	102%	19%
W 250 x 73,0 (H)	16%	62%	86%	15%
W 310 x 23,8	21%	78%	82%	3%
W 310 x 38,7	22%	68%	78%	6%
W 310 x 44,5	22%	68%	78%	6%
W 310 x 97,0 (H)	6%	63%	56%	-5%
W 360 x 32,9	20%	73%	68%	-3%
W 360 x 44,0	17%	71%	64%	-4%
W 360 x 64,0	5%	67%	50%	-10%
W 360 x 91,0 (H)	-1%	65%	38%	-16%
W 410 x 38,8	21%	74%	62%	-7%
W 410 x 53,0	18%	72%	58%	-8%

Na Figura 6.18 são ilustrados o incremento da variação de peso e o ganho de resistência em relação à configuração original (VORIG) para as bitolas estudadas e na Figura 6.19 são apresentados estes dois parâmetros para as vigas casteladas expandidas (VCEXP) em relação às vigas de alma cheia com altura equivalente às vigas casteladas (VACCT).

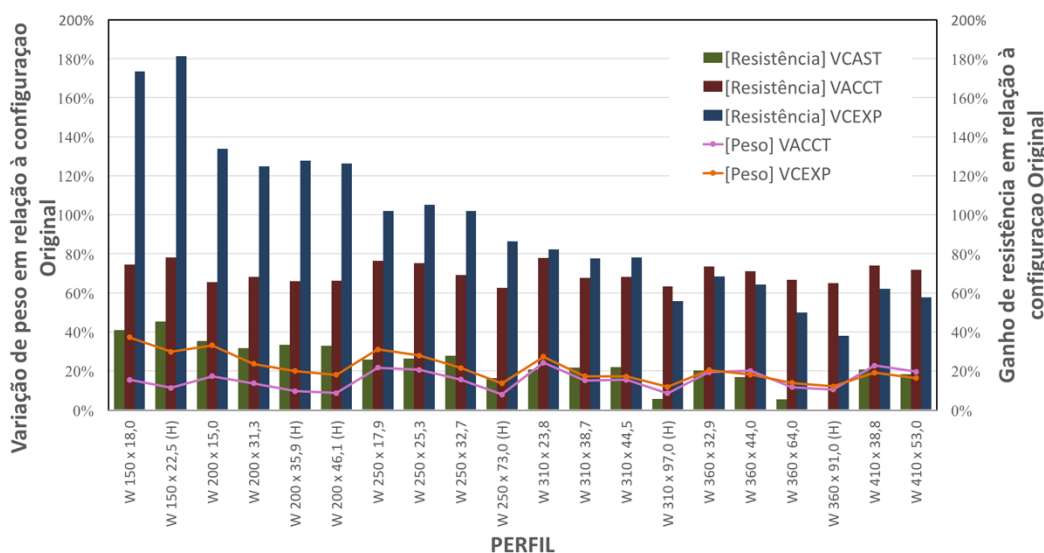


Figura 6.18 – Incremento de peso e resistência em relação à configuração original

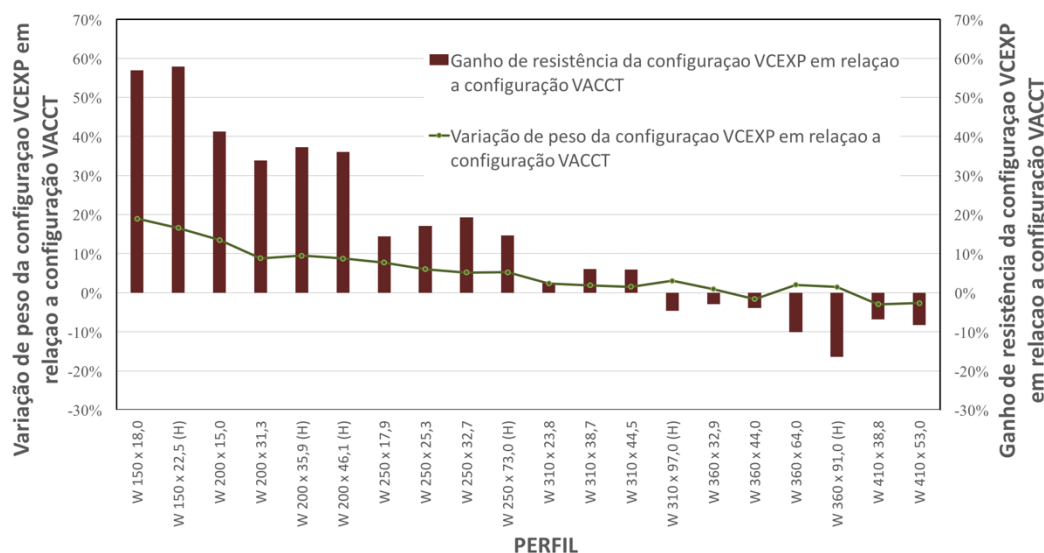


Figura 6.19 – Incremento de peso e resistência para as vigas casteladas expandidas em relação às vigas casteladas equivalentes

Quando comparados o incremento de peso com o ganho de resistência das vigas nas suas diferentes variações em relação à configuração VORIG (Figura 6.18), pode-se perceber que nos perfis mais leves o aumento da resistência é mais significativo, e isto pode ser caracterizado ao analisar cada conjunto de bitolas, onde sempre os menores perfis de cada grupo apresentam maiores variações no incremento de peso e resistências mais elevadas. Este incremento varia de 20% a 40% para as VCEXP em relação a configuração VORIG.

Entre os perfis W150x18 e W310x44,5 o ganho de resistência é maior para as vigas na configuração VCEXP e para os demais perfis esse incremento é mais elevado para as VACCT enquanto que para a configuração VCAST este ganho é baixo, sendo nulo para a bitola W360x91(H).

As VCEXP em relação as VACCT (Figura 6.19) também apresentam variações mais significativas para o incremento de resistência em bitolas que possuam alturas menores inicialmente, ou seja, perfis mais leves. Enquanto é possível diminuir o peso na ordem de 20%, a resistência pode ser elevada em cerca de 60%. Mas quando a variação do peso da viga tende a nulidade, ocorre queda significativa no ganho de resistência, podendo chegar a uma perda de 20%.

7

Considerações Finais

7.1.Principais conclusões

No presente trabalho foi realizado um estudo sobre o comportamento estrutural de vigas de aço casteladas e casteladas expandidas na alma através de uma chapa. Uma análise foi realizada com o uso do *software* Ansys [42].

Inicialmente foi estudado o comportamento de vigas de aço com abertura na alma através da calibração dos modelos numéricos de Chung *et al.* [15]. Posteriormente foi elaborado um modelo com base no trabalho de Zirakian e Showkati [25] para vigas casteladas.

Feito isto, foi realizado um estudo paramétrico com diferentes bitolas presentes no catálogo da Gerdau Açominas [44]. E, a partir da escolha de um modelo de partida (perfil W310x38,7), foi proposta seis configurações diferentes: com a configuração original com o perfil de alma cheia; com o perfil após o processo de fabricação na configuração castelada; com a configuração de alma cheia, mas com a altura da viga castelada; com a inserção de uma chapa de expansão de 150 mm no comprimento longitudinal da viga na configuração castelada; com a configuração de alma cheia, mas com a altura da viga castelada expandida e; com a chapa expansiva somente entre as aberturas na alma de vigas.

Foi observado que as vigas casteladas e casteladas expandidas apresentavam ganho considerável em resistência, mas as vigas casteladas expandidas com chapa somente entre as aberturas apresentava uma queda de resistência em relação as outras. Sendo assim, foi desprezada essa ultima configuração e estudado mais quatro perfis que variavam significativamente o peso do elemento e as dimensões de mesa e alma. Esta análise mostrou que para perfis muito altos, não vale a pena o processo de fabricação de vigas casteladas, muito menos a soldagem de chapa por já possuírem uma altura muito elevada.

Após analisar este comportamento, foram listados mais quinze perfis. Esta escolha priorizou inicialmente a variação do comprimento da mesa já que a altura já passa a ser mais elevada.

Através das formulações propostas por Cimadevila [24] estudadas no trabalho de Silveira [29], foram verificados os estados limites últimos para todos os perfis escolhidos e comparados com os apresentados pelo *software* Ansys [42]. Isto mostrou que os modelos de elementos finitos propostos avaliaram bem o comportamento estrutural das vigas casteladas.

Nota-se que as vigas que falharam por flambagem no montante da alma possuem, em sua maioria, espessuras maiores de alma e/ou mesas mais largas. As vigas que falharam por formação de rótula plástica apresentaram maiores valores de carga máxima.

Para avaliar o desempenho estrutural, foi observado inicialmente, que no ponto de vista da deformação, o incremento do rendimento à flexão demonstra que as vigas casteladas expandidas são mais competitivas quando a deformação (estado limite de serviço) é uma condicionante no dimensionamento.

A fim de verificar o ganho de resistência das configurações estudadas em relação a configuração original, é exposta uma nuvem de pontos que relacionam os momentos máximos obtidos através dos modelos realizados com o método dos elementos finitos. E nota-se que o ganho de resistência para os perfis mais baixos é mais notável justamente por possuírem alturas menores inicialmente e ganharem com este incremento.

A solução com vigas casteladas expandidas sempre apresenta um ganho em relação as vigas casteladas e na maioria dos casos, esta configuração é mais vantajosa que a utilização de uma seção de alma cheia com a altura da castelada.

Com isto, foi observado que o ganho da configuração castelada expandida em relação a viga de alma cheia com altura equivalente à viga castelada é bem próximo ao ganho da castelada em relação a configuração original, confirmando a vantagem da utilização destas vigas.

Por fim, como foi observado que a viga expandida possui uma resistência bem próxima da viga de alma cheia com a altura da viga castelada, mas com peso reduzido, então foram verificados o incremento de peso e o ganho de resistência do elemento estrutural de acordo com sua configuração. A variação de peso das vigas casteladas expandidas em relação as vigas de alma cheia com altura da castelada é muito baixa e ao relacionar isto com o ganho de resistência, pode-se confirmar a vantagem da utilização destes perfis, com exceção das seções muito esbeltas.

A utilização da configuração castelada expandida então é vantajosa pois apresenta uma redução considerável de peso com ganho em altura para resistir melhor os momentos e ainda apresenta aberturas que facilitam a passagem de tubulações de serviço; e por apresentarem aberturas excêntricas e paralelas podem garantir inclinação destes elementos caso necessário.

7.2.Sugestões para trabalhos futuros

Uma forma melhor de avaliar os resultados das análises paramétricas e validar os modelos propostos seria se fossem realizados ensaios em laboratório.

Comparar os resultados com o mais recente *Design Guide 31 (AISC)* lançado no início de 2017.

Sugere-se adaptar um modelo plano unifilar e propor formulações de dimensionamento para as vigas casteladas expandidas.

A maioria das formulações para aberturas na alma de vigas também só contemplam as vigas com seções compactas ou supercompactas, então sugere-se uma contribuição para as vigas semicompactas e esbeltas.

Os modelos propostos neste trabalho para vigas casteladas expandidas apresentavam uma chapa de expansão ao longo de todo o comprimento da viga, seria interessante estudar modelos em que esta chapa é interrompida para a formação de aberturas maiores na alma.

Como no presente trabalho não se preocupou com o comprimento da viga, se faz necessário um estudo da variação do comprimento destes elementos a fim de analisar também a relação cortante-momento (V/M) e o comportamento à flambagem lateral com torção da configuração castelada expandida.

Adicionalmente, sugere-se avaliar o custo de fabricação de vigas na configuração castelada expandida em relação à diminuição do incremento de seu peso.

Este trabalho estudou somente as vigas de aço casteladas. Uma proposta para estudos futuros seria analisar o comportamento das vigas casteladas expandidas mistas.

Referências bibliográficas

- [1] STEELCONSTRUCTION.INFO. **Long-span Beams, 2016**. Disponível em: http://www.steelconstruction.info/Long-span_beams. Acessado em fevereiro de 2017.
- [2] ROTOCOAT. **Protection and Color – Projects, 2012**. Disponível em: <http://rotocoat.com/projecten-1>. Acessado em fevereiro de 2017.
- [3] RODRIGUES, F. **Comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia - Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ. Rio de Janeiro, 2007.
- [4] RODRIGUES, F.; VELLASCO, P. C. da S.; LIMA, L. R. O. de; ANDRADE, S. A. L. de. **Finite Element Modelling of Steel Beams With Web Openings**. Engineering, v. 6, p. 886-913, 2014
- [5] HEITOR, A. C. J. **Estudo de um sistema de vigamentos de piso tipo stub-girder modificado**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil – PUC-Rio. Rio de Janeiro, 2017.
- [6] CHUNG, K. F.; LIU, T. C. H.; KO, A. C. H. **Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalized moment-shear interaction curve**. Journal of Constructional Steel Research. Elsevier, 2003. p. 1177-1200.
- [7] WISSMANN, J. A. **Estudo de vigas de aço com aberturas de alma tipo alveolar, Litzka e vigas expandidas em altura**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil – PUC-Rio. Rio de Janeiro, 2009.
- [8] BRINKHUS, R. N. **Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas**. Dissertação de Mestrado, Escola de Engenharia – UFRGS. Porto Alegre, 2015.
- [9] ARCELORMITTAL. **ACB® Cellular Beams**. Disponível em: <http://sections.arcelormittal.com>. Acessado em novembro de 2016.
- [10] OLIVEIRA, L. B., VERÍSSIMO, G. S., VIEIRA, W. B., CARVALHO, J. M. F., PAES J. C. L. **Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço**. Construmetal, Congresso Latinoamericano da construção Metálica. 2012.
- [11] GRÜNBAUER, B. V. **Strong in Steel**. Disponível em: <http://www.grunbauer.nl/eng/wat.htm>. Acessado em janeiro de 2017.

- [12] ARCELORMITTAL. **ACB® and Angelina™ Beams**. Disponível em: <http://sections.arcelormittal.com>. Acessado em janeiro de 2017.
- [13] REDWOOD, R. G. **Design of I-Beams with Web Performations – Beams and Beams Columns Stability and Strength**, chapter 4. Applied Science Publishers, p. 95-133, 1983.
- [14] WARD, J. K. **Design of composite and non-composite cellular beams**. The Steel Construction Institute – Second Edition. 1994.
- [15] 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. Elsevier, 2001, p. 467-490.
- [16] CHAN, P. W.; REDWOOD, R. G. **Stresses in beams with circular eccentric web holes**. J. Struct. Div, Proc – ASCE. 1974.
- [17] ENV 1993-1-3. **Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1.1. General rules and rules for buildings, 1992 - Amendment A2 of Eurocode 3: Annex N “Openings in webs”**. British Standards Institution. 1998.
- [18] LIU, T. C. H.; CHUNG, K. F. **Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite elemento investigation**. Journal of Constructional Steel Research. Elsevier, 2003, p. 1159-1176.
- [19] LAWSON, R. M., LIM, J., HICKS, S. J., SIMM. **Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings**. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62. 2006.
- [20] LAWSON, R. M., HICKS, S. J. **Design of composite beams with large web openings**. The Steel Construction Institute Publicarion p. 355. 2011.
- [21] DELESQUES, R. **Stabilité des montants des poutres ajourées**. Construction Métallique, vol. 3. 1968.
- [22] DELESQUES, R. **Le calcul des poutres ajourées**. Construction Métallique, vol. 4. 1969.
- [23] MEGHARIEF, J. D. **Behaviour of composite castellated beams**. Thesis, Departamento of Civil Engineering and Applied Mechanics - McGill University. 1997.
- [24] CIMADEVILA, F. J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRÍGUE, J. A. V. **Vigas alveoladas**. Madri: A Coruña: Biblioteca Técnica Universitária, Vol. 3. 2000.
- [25] ZIRAKIAN, T.; SHOWKATI, H. **Distortional buckling of castellated beams**. Journal of Construction Steel Research. Elsevier, 2006, p. 863-871.
- [26] PINHO, F. O. **Vigas casteladas e celulares**. FINESTRA. São Paulo. 2009.

- [27] GAMA, F. O. M. **Avaliação numérica de estabilidade lateral de vigas casteladas**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Engenharia – Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ. Rio de Janeiro. 2011.
- [28] VIEIRA, W. B. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil – UFV. Viçosa. 2011.
- [29] SILVEIRA, E. G. **Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil – UFV. Viçosa. 2011.
- [30] ELLOBODY, E. **Behaviour of normal and high-strength castellated steel beams**. Structures and Buildings, Tanta, 165, n. 1000054. 2012, p.529-542.
- [31] FERRARI, G. A. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto**. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil – UFV, Viçosa. 2013.
- [32] NETO, A. B.; CALENZANI, A. F. G.; FERREIRA, W. G.; AZEVEDO, M. S. **Visão didática de vigas de aço com aberturas sequenciais na alma: Casteladas e Celulares**. XLI Congresso Brasileiro de Educação em Engenharia. Rio Grande do Sul. 2013.
- [33] DURIF, S.; BOUCHAIR, A.; VASSART, O. **Validation of an analytical model for curved and tapered cellular beams at normal and fire conditions**. Periodica Polytechnica Civil Engineering 57(1):83. 2013.
- [34] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro, 2008.
- [35] DARWIN, D. **Design of Steel and Composite Beams with Web Openings**. AISC – Steel Design Guide Series 2: Steel and Composite Beams with Web Openings. 2003.
- [36] VERÍSSIMO, G. S., VIEIRA, W. B., SILVEIRA, E. G., RIBEIRO, J. C. L., PAES, J. L. R., BEZERRA, E. M., SILVA, A. L. R. C., FAKURY, R. H. **Dimensionamento de vigas alveolares de aço**. Construmetal, Congresso Latinoamericano da construção Metálica. 2012.
- [37] CANADIAN STANDARD ASSOCIATION. **CAN/CSA-S16-09: Design of Steel Structures**. 2009.
- [38] CISC. **Beams with web holes**, chapter 5. Handbook of Steel Construction, 9th Edition, p.168-182, 2007.
- [39] AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. **ANSI/AISC 360-10 - Specification for Structural Steel Buildings**. Chicago, Illinois, 2010.

- [40] EN 1993-1-1, **Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings**. 2005.
- [41] BRITISH STANDARDS INSTITUTION (BSI) **BS 5950-1:2000: Structural use of steelwork in building Part1: Code of practice for design- Rolled and welded sections**. London, 2001.
- [42] ANSYS 15.0 ®. **ANSYS - Inc. Theory Reference**. 2013.
- [43] KO, A. C. H.; CHUNG, K. F. **A comparative study on existing design rules for steel beams with circular web openings**. Proceedings of the First International Conference on Structural Stability and Dynamics, Taipei, p. 733-738. 2000.
- [44] GERDAU AÇOMINAS. **Tabela de Bitolas**. Disponível em: www.gerdau.com.br/perfisgerdauacominas. Acessado em agosto de 2016.
- [45] ANDRADE, S.; VELLASCO, P. **Comportamento e projeto de estruturas de aço**. Primeira Edição, Elsevier, Editora PUC-Rio. Rio de Janeiro. 2016.
- [46] RITCHIE, J. K.; CHIEN, E. Y. L. **Design and Construction of Composite Floor Systems**. CISC. 2008.
- [47] REDWOOD, R. G.; McCUTCHEON, J. O. **Beam tests with un-reinforced web openings**. J Struct Div. Proc ASCE. 94(STI):1-17.1968