



Trabalho Final de Mestrado em Engenharia Civil

Modalidade: Dissertação

Comportamento Estrutural de Vigas de Aço com Abertura na Alma

Autor: Flávio Rodrigues

Orientador: Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Co-orientador (es): Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Sebastião Arthur Lopes de Andrade

Centro de Tecnologia e Ciências

Faculdade de Engenharia

PGECIV – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Universidade do Estado do Rio de Janeiro

Março de 2007

Comportamento Estrutural de Vigas de Aço com Abertura na Alma

Flávio Rodrigues

Dissertação apresentada ao PGE CIV - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade do Estado do Rio de Janeiro – UERJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil. Ênfase: Estruturas.

Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada

Prof. Pedro C. G. da S. Vellasco, PhD – Presidente
Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ

Prof. Luciano R. O. de Lima, DSc
Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ

Prof. Sebastião A. L. de Andrade, PhD
Departamento de Estruturas e Fundações – UERJ

Prof. Eduardo de Miranda Batista, DSc
COPPE – UFRJ

Prof. José Guilherme Santos da Silva, DSc
Departamento de Engenharia Mecânica – UERJ

Universidade do Estado do Rio de Janeiro
Março de 2007.

RODRIGUES, FLÁVIO

Comportamento Estrutural de Vigas de Aço com Abertura na Alma [Rio de Janeiro] 2007.

xxii , 56 p. 29,7 cm (FEN/UERJ, Mestrado, PGECIV - Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil - Área de Concentração: Estruturas, 2007.)

v, 56 f. : il. ; 30 cm

Dissertação - Universidade do Estado do Rio de Janeiro - UERJ

1. Introdução
2. Vigas com Aberturas na Alma
3. Normas e Procedimentos de Dimensionamento
4. Modelo Numérico
5. Análise Paramétrica
6. Considerações Finais

I. FEN/UERJ II. Título (série)

A Deus, por ter iluminado meu caminho ao longo de todos estes anos, aos meus pais e a minha irmã, pelo carinho e incentivo ao meu trabalho.

Agradecimentos

Aos meus orientadores, Prof. Pedro Vellasco, Prof Luciano Rodrigues e Prof. Sebastião Andrade e ao Prof. José Guilherme por toda a ajuda e amizade fortalecida durante a realização deste trabalho e pela paciência em ouvir calmamente as incansáveis brincadeiras a respeito dos resultados das partidas de futebol em que o Flamengo venceu os respectivos times de sua preferência.

Aos funcionários do PGEIV pelo apoio, boa vontade costumeira e competência no gerenciamento do Laboratório de Informática, propiciando sempre um ambiente agradável e cortês para o desenvolvimento das atividades acadêmicas.

Aos amigos do curso de Mestrado pelas brincadeiras sadias e descontraídas e pelo incentivo nos momentos difíceis.

Ao ilustre representante dos alunos, o nosso querido Wisner, eleito pelo povo com maioria esmagadora de votos.

Ao Prof. Albino Pimenta e ao Prof. Rodolfo Suanno pelas cartas de recomendação para o ingresso no curso de Mestrado.

Ao Prof. Julio Gonzalez e ao Prof. Paulo Frederico pelo apoio inestimável na Graduação e pela ajuda e incentivo inigualáveis para a matrícula no curso de Mestrado.

A todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para minha formação e início desta nova fase da vida.

Resumo

Velasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva (Orientador); Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de (Co-orientador); Andrade, Sebastião Arthur Lopes de (Co-orientador). **Comportamento Estrutural de Vigas de Aço e Mistas com Abertura na Alma**. Rio de Janeiro, 2007. 56p. Dissertação de Mestrado – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade do Estado do Rio de Janeiro.

Limitações de altura são frequentemente impostas às edificações de múltiplos pavimentos por regulamentos de zoneamento urbano, aspectos econômicos e considerações estéticas. Um pé-direito alto é normalmente requerido para se permitir a passagem de tubulações e dutos de grande diâmetro sob vigas de aço, conduzindo muitas vezes à alturas inaceitáveis entre pavimentos de edificações. Várias são as soluções possíveis para se resolver tal inconveniência, dentre elas pode-se citar: Vigas com inércia variável, *stub girders*, treliças mistas e vigas misuladas. Outra solução frequentemente utilizada é a abertura de furos na alma das vigas de aço para a passagem das tubulações de serviço.

A presente dissertação tem por objetivo avaliar e descrever o comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas de diferentes tamanhos e formas na alma. Outro propósito deste trabalho de pesquisa é a avaliação dos parâmetros que influenciam diretamente a capacidade de resistência das vigas com diferentes tipos de abertura na alma, tais como: Tipo de furo, localização do furo 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. Também é objetivo deste trabalho, a avaliação dos diferentes mecanismos de ruína para as vigas com aberturas na alma e as causas que conduziram o colapso das mesmas. Finalmente, apresenta-se um estudo da eficácia de enrijecedores longitudinais nos locais de abertura da alma das vigas de aço. A metodologia empregada para tal estudo baseou-se em uma análise paramétrica com o auxílio do método numérico dos elementos finitos.

Palavras-chave

Análise em elementos finitos; Mecanismo de *Vierendeel*; Abertura na alma; Curvas de interação flexão-cisalhamento; Não linearidade física e geométrica; Reforço na alma; Vigas de aço e mistas; Análise paramétrica.

Abstract

Velasco, Pedro Colmar Gonçalves da Silva (Advisor), Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de (Joint advisor); Andrade, Sebastião Arthur Lopes de (Joint advisor). **Structural Behaviour of Steel and Composite Beams with Web Opening**. Rio de Janeiro, 2007. 56p. MSc. Dissertation – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade do Estado do Rio de Janeiro.

Height limitations are frequent in multi-storey buildings due to zoning regulations, economic requirements and esthetical considerations. In order to provide the passage of large pipes and ducts beneath steel beams, huge spaces are normally required, leading many times to unacceptable heights between storeys. There are many possible solutions to solve these problems, such as: Tapered beams, stub girders, composite trusses and haunched beams. Another frequent solution is the opening of holes in the web beam steel to enable the passage of the services.

This dissertation has the objective of evaluating and describing the structural behavior of steel beams with web openings of different shapes and sizes. Another aim of this research work is the evaluation of the parameters that directly influence the load carry capacity of the beams with different web openings, such as: Hole shape, the location of the opening throughout the span, the height hole to height profile ratio, the web slenderness and the location of the load point throughout the span. The evaluation of the different failure mechanisms of steel beams with web openings and the reasons that conducted the collapse of them are also focused on the present work. Finally, a study of the efficiency of the use of longitudinal stiffeners at web openings locations is also presented. The methodology employed for such study was based on a parametric analysis based on the finite elements method.

Key-words

Finite element analysis; *Vierendeel* mechanism; Web opening; Shear moment interaction curves; Geometric and material non-linearity; Web stiffener; Steel and composite beams; Parametric analysis.

Sumário

1. Introdução	21
1.1. Motivação	21
1.2. Objetivos e Metodologia.....	25
1.3. Escopo.....	26
2. Vigas com Aberturas na Alma.....	28
2.1. Classificação das vigas de aço com furo na alma	28
2.2. Revisão bibliográfica	32
3. Normas e Procedimentos de Dimensionamento	68
3.1. Introdução	68
3.2. Recomendações gerais de dimensionamento	68
4. Modelo numérico	104
4.1. Introdução	104
4.2. Características do modelo	104
5. Análise paramétrica.....	116
5.1. Introdução	116
5.2. Vigas com abertura circular na alma	116
5.3. Vigas com aberturas de formas variadas na alma	130
6. Considerações Finais.....	158
6.1. Introdução	158
6.2. Conclusões	158
6.3. Sugestões para Trabalhos Futuros	160
Anexo A - Resultados de uma análise realizada por Chung e Lawson [4]	166
A.1. Tabelas.....	166

Anexo B - Exemplos de dimensionamento 171

B.1. Exemplos 171

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Vigas com inércia variável [41]	21
Figura 1.2 – Stub girder [41].....	22
Figura 1.3 – Sistema de treliça mista [41].....	22
Figura 1.4 – Viga misulada mista [41].....	23
Figura 1.5 – Viga celular com uma série de aberturas circulares [4].....	23
Figura 1.6 – Vigas com aberturas de formas variadas [14]	24
Figura 1.7 – Aberturas em uma estrutura composta por placas [3].....	25
Figura 2.1 – Viga de aço com furo circular [4]	28
Figura 2.2 – Viga mista com furo retangular [4].....	29
Figura 2.3 – Viga com furos regulares [14]	29
Figura 2.4 – Viga castelada constituída por furos hexagonais [30]	30
Figura 2.5 – Furos com as mais variadas geometrias [26]	31
Figura 2.6 – Viga com furo excêntrico [4]	32
Figura 2.7 – Esforços atuantes ao redor do furo [4].....	34
Figura 2.8 – Variação do momento fletor global e resistência à flexão em uma viga mista [4].....	34
Figura 2.9 – Ação mista local atuante no lado de maior momento fletor [4].....	35
Figura 2.10 – Esforços atuantes em uma viga mista [13].....	38
Figura 2.11 – Distribuição de tensões no “T” superior [13]	39
Figura 2.12 – Distribuição de tensões no “T” inferior [13].....	40
Figura 2.13 – Diagrama de interação M-V [13]	42
Figura 2.14 – Modos de falha para uma viga mista [13].....	44
Figura 2.15 – Efeito da flexão de segunda ordem em furos alongados [14]	45
Figura 2.16 – Modelos em elementos finitos [1]	47
Figura 2.17 – Painéis com aberturas circulares [1].....	48
Figura 2.18 – Painéis com aberturas retangulares [1]	48
Figura 2.19 – Carga última x tamanho da abertura (furos circulares) [1]	49
Figura 2.20 – Campos de tração: a) Viga experimental; b) Modelo em elementos finitos [1]	49
Figura 2.21 – Campos de tração: a) Viga experimental; b) Modelo em elementos finitos [1]	50
Figura 2.22 – Campo de tração em um painel sem furo [18].....	51
Figura 2.23 – Campo de tração em um painel com furo [18].....	52
Figura 2.24 – Modelo em elementos finitos [18]	53
Figura 2.25 – Variação da carga última em relação ao grau de curvatura [18]	54
Figura 2.26 – Instrumentação do ensaio das vigas soldadas curvas [25].....	55
Figura 2.27 – Alma da viga após o ensaio [25].....	55
Figura 2.28 – a) Viga experimental; b) Modelo em elementos finitos [25].....	56
Figura 2.29 – Mecanismo de <i>Vierendeel</i> ao longo de um furo circular [2]	57
Figura 2.30 – Distribuição de esforços na seção perfurada [26]	59
Figura 2.31 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26].....	62

Figura 2.32 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26].....	63
Figura 2.33 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26].....	64
Figura 2.34 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26].....	65
Figura 2.35 – Configurações geométricas das aberturas na alma [26]	66
Figura 2.36 – Redução na curva de interação flexão-cisalhamento [26].....	67
Figura 3.1 – Áreas cisalhadas dos “T”s superior e inferior [4]	72
Figura 3.2 – Tamanho efetivo de uma abertura circular [4]	80
Figura 3.3 – Utilização de uma viga com furo excêntrico [4]	81
Figura 3.4 – Detalhes de uma viga recortada [4]	82
Figura 3.5 – Forças entre aberturas adjacentes em uma viga mista [4].....	82
Figura 3.6 – Posições ótimas de aberturas em vigas mistas [4].....	89
Figura 3.7 – Recomendações de dimensionamento para reforço horizontal [4]	92
Figura 3.8 – Área de cisalhamento equivalente em um “T” [26]	94
Figura 3.9 – Curvas de interação flexão-cisalhamento propostas [26].....	99
Figura 3.10 – Valores típicos do parâmetro <i>Vierendeel</i> para um perfil UB 457x152x52 S275 [26] ...	101
Figura 3.11 – v_i , v e m das seções perfuradas ao longo do vão da viga. Perfil UB 457x152x52 S275 [26]	102
Figura 4.1 – Elemento SHELL 181 [44]	105
Figura 4.2 – Curva tensão x deformação para todos os modelos	106
Figura 4.3 – Geometria da viga modelada [2].....	106
Figura 4.4 – Modelo em elementos finitos desenvolvido por Chung <i>et al</i> para a viga 2A [2].....	107
Figura 4.5 – Modelo em elementos finitos proposto para a viga 2A.....	108
Figura 4.6 – Modelo em elementos finitos proposto para a viga 3A.....	108
Figura 4.7 – Distribuição de tensões cisalhantes na seção perfurada da viga 2A (Chung <i>et al</i>)	110
Figura 4.8 – Tensão cisalhante (MPa) no início do escoamento ($M_{Sd}=49,1$ kN.m) para a viga 2A ...	110
Figura 4.9 – Tensão cisalhante (MPa) na ruína ($M_{Sd}=67,3$ kN.m) para a viga 2A	110
Figura 4.10 – Distribuição de tensões normais na seção perfurada da viga 2A (Chung <i>et al</i>)	111
Figura 4.11 – Tensão normal (MPa) (eixo X) no início do escoamento ($M_{Sd}=49,1$ kN.m) para a viga 2A	111
Figura 4.12 – Tensão normal (MPa) (eixo X) na ruína ($M_{Sd}=67,3$ kN.m) para a viga 2A	111
Figura 4.13 – Tensões de <i>Von Mises</i> na seção perfurada da viga 2A (Chung <i>et al</i>)	112
Figura 4.14 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) no início do escoamento ($M_{Sd}=49,1$ kN.m) para a viga 2A	112
Figura 4.15 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) na ruína ($M_{Sd}=67,3$ kN.m) para a viga 2A.....	112
Figura 4.16 – Comparação entre o MEF e os ensaios de laboratório para a viga 2A.....	113
Figura 4.17 – Comparação entre o MEF e os ensaios de laboratório para a viga 3A.....	113
Figura 4.18 – Viga celular composta por um perfil IPEA 450 (aço S355)	115
Figura 4.19 – Tensão de <i>Von Mises</i> na ruína (MPa)	115
Figura 5.1 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 20mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)	118

Figura 5.2 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 20mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)	119
Figura 5.3 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 40mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)	119
Figura 5.4 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 40mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)	120
Figura 5.5 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)	120
Figura 5.6 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)	121
Figura 5.7 – Curvas do momento fletor x deslocamento	122
Figura 5.8 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (sem furo)	123
Figura 5.9 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)	124
Figura 5.10 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,25 L)	125
Figura 5.11 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)	126
Figura 5.12 – Curvas do momento fletor x deslocamento	127
Figura 5.13 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 9mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)	137
Figura 5.14 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 9mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)	137
Figura 5.15 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 9mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)	138
Figura 5.16 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 18mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)	138
Figura 5.17 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 18mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)	139
Figura 5.18 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para 18mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)	139
Figura 5.19 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)	140
Figura 5.20 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)	140
Figura 5.21 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)	141
Figura 5.22 – Curvas de momento fletor x deslocamento	142

Figura 5.23 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)	144
Figura 5.24 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)	144
Figura 5.25 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)	145
Figura 5.26 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical	146
Figura 5.27 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	148
Figura 5.28 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	148
Figura 5.29 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	149
Figura 5.30 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	149
Figura 5.31 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	150
Figura 5.32 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	151
Figura 5.33 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	151
Figura 5.34 – Curvas da carga de ruína x altura do furo	152
Figura 5.35 – Curva da carga de ruína x arredondamento das bordas do furo	153
Figura 5.36 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular com enrijecedor longitudinal)	154
Figura 5.37 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado com enrijecedor longitudinal)	154
Figura 5.38 – Tensão de <i>Von Mises</i> (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular com enrijecedor longitudinal)	155
Figura 5.39 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical (furo retangular)	156
Figura 5.40 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical (furo quadrado)	157
Figura 5.41 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical (furo circular)	157
 Figura B.1 – Viga do exemplo a) [26]	 171
Figura B.2 – Viga de aço com aberturas octogonais [26]	173
Figura B.3 – Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]	174
Figura B.4 – Viga de aço com aberturas quadradas [26]	175
Figura B.5 – Viga de aço com aberturas octogonais [26]	175
Figura B.6 – Viga de aço com aberturas circulares [26]	176
Figura B.7 – Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]	176
Figura B.8 – Viga de aço com aberturas variadas [26]	177

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Limites de esbeltez para a porção da alma acima da abertura [4]	77
Tabela 3.2 – Tamanhos máximos de aberturas em vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído [4]	86
Tabela 3.3 – Tamanhos máximos de aberturas em vigas mistas submetidas a uma carga concentrada no meio do vão [4]	87
Tabela 3.4 – Tamanhos máximos de aberturas em zonas de cisalhamento reduzido de vigas mistas submetidas a 2, 3 ou 4 cargas concentradas [4]	87
Tabela 3.5 – Deflexão adicional (porcentagem de uma viga sem furo) para vigas mistas submetidas a carregamento uniforme ou múltiplas cargas concentradas [4]	90
Tabela 3.6 – Aumento na resistência ao cisalhamento [26]	95
Tabela 3.7 – Resumo das relações de resistência dupla ao cisalhamento, $\bar{v}$, para seções perfuradas de diferentes tamanhos e formas [26]	96
Tabela 4.1 – Resistências dos aços das amostras [31]	107
Tabela 4.2 – Propriedades geométricas das amostras [31]	107
Tabela 4.3 – Propriedades geométricas das amostras [31]	108
Tabela 4.4 – Quadro comparativo entre os experimentos e os modelos numéricos	114
Tabela 4.5 – Propriedades geométricas do perfil IPEA 450	115
Tabela 5.1 – Quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas circulares	117
Tabela 5.2 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,25 H e vão=6000 mm	118
Tabela 5.3 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,50 H e vão=6000 mm	122
Tabela 5.4 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,75 H e vão=6000 mm	124
Tabela 5.5 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,25 H e vão=8000 mm	128
Tabela 5.6 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,50 H e vão=8000 mm	128
Tabela 5.7 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,75 H e vão=8000 mm	128
Tabela 5.8 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,25 H e vão=10000 mm	128
Tabela 5.9 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,50 H e vão=10000 mm	129
Tabela 5.10 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,75 H e vão=10000 mm	129
Tabela 5.11 – Resistência dos perfis IPE 750 x 137	130
Tabela 5.12 – Propriedades geométricas do perfil IPE 750 x 137	130
Tabela 5.13 – Resistência dos perfis IPE 500	130
Tabela 5.14 – Propriedades geométricas do perfil IPE 500	130
Tabela 5.15 – Quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas variadas	131
Tabela 5.16 – Quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas variadas	132
Tabela 5.17 – Quadro resumo dos esforços no centro dos furos	133
Tabela 5.18 – Quadro resumo dos esforços no centro dos furos	134
Tabela 5.19 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,50H e vão = 6,0m	135

Tabela 5.20 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,50H e vão = 10,0m	142
Tabela 5.21 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,75H e vão = 6,0m	143
Tabela 5.22 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,75H e vão = 10,0m	146
Tabela 5.23 – Características geométricas dos enrijecedores	153
Tabela 5.24 – Tabela comparativa da resistência de vigas sem e com enrijecedor longitudinal	155
Tabela A.1 - Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído (S275) [4]	167
Tabela A.2 - Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído (S355) [4]	168
Tabela A.3 - Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a múltiplas cargas concentradas (S275) [4]	169
Tabela A.4 - Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a múltiplas cargas concentradas (S355) [4]	170
Tabela B.1 - Esforço cortante e momento fletor solicitantes no centro dos furos [26]	172
Tabela B.2 - Viga de aço com aberturas octogonais [26]	173
Tabela B.3 - Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]	174
Tabela B.4 - Viga de aço com aberturas octogonais [26]	175
Tabela B.5 - Viga de aço com aberturas circulares [26]	175
Tabela B.6 - Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]	176

Lista de Símbolos

A_b	área da seção transversal do “T” inferior baseada em t_{eff} mais qualquer reforço horizontal devidamente soldado
A_t	área da seção transversal do “T” superior baseada em t_{eff} , mais qualquer reforço horizontal devidamente soldado
A_{v1}	área cisalhada do “T” superior
A_{v2}	área cisalhada do “T” inferior
A_v	área cisalhada da seção não perfurada
A_{vf}	área de cisalhamento equivalente de uma mesa
b_{eff}	largura efetiva da laje de concreto sendo igual a $0,5x$, para uma viga interna
c	comprimento crítico da abertura
D	altura da viga de aço
d_0	altura da abertura
d_{eff}	altura efetiva de uma alma não reforçada acima de uma abertura
d_s	espessura da laje de concreto
d_t	altura da alma abaixo do raio de concordância de um perfil laminado
El_0	momento de inércia da viga mista perfurada
El	momento de inércia da viga mista sem abertura na alma
El_v	momento de inércia de um “T”, levando em consideração qualquer efeito médio da ação mista ou variação da altura da alma acima ou abaixo da abertura
f_{ck}	resistência característica à compressão do concreto
$F_{C,Rd}$	máxima força de compressão que pode ser desenvolvida na laje de concreto no lado de menor momento da abertura
$F_{Rd,0}$	máxima força de compressão que pode ser desenvolvida na laje de concreto no lado de menor momento da abertura
$f(x)$	variação na distribuição do momento fletor
f_v	resistência ao cisalhamento da viga de aço tomada como $0,577 \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$
f_y	resistência ao escoamento do aço
$g(x)$	variação na distribuição do cisalhamento
h_c	espessura sólida da laje de concreto

L	vão da viga
l	comprimento efetivo da abertura
l_s	comprimento total do reforço soldado
$M_{0,Rd}$	momento resistente da seção perfurada
m	proporção utilizada da resistência à flexão dada por $\frac{M_{0,Sd}}{M_{0,Rd}}$
$\bar{m}$	relação de resistência dupla à flexão dada por $\frac{M_{0,Rd,Vi}}{M_{0,Rd}}$
$M_{pl,Rd}$	resistência plástica da viga mista sem abertura na alma
$M_{pl,red}$	resistência reduzida à flexão de uma viga mista perfurada
$M_{Rd,0}$	resistência plástica à flexão da viga mista na posição da abertura, para interação parcial
M_{Rd1}	resistência plástica à flexão do “T” inferior baseada em t_{eff} , junto com qualquer reforço horizontal devidamente soldado
M_{Rd2}	resistência plástica à flexão do “T” superior baseada em t_{eff} , junto com qualquer reforço horizontal devidamente soldado
M_{Sd}	momento solicitante no centro da abertura
$M_{T,Rd}$	capacidade básica de resistência à flexão dos “T’s” submetidos à forças axiais e de cisalhamento nulas
$M_{v1,Rd}$	resistência à flexão combinada de <i>Vierendeel</i> devido à flexão local no “T” inferior
$M_{v2,Rd}$	parcela da resistência à flexão combinada de <i>Vierendeel</i> do “T” superior
$M_{vc,Rd}$	resistência adicional à flexão de <i>Vierendeel</i> devido à ação mista local entre o “T” superior e a laje de concreto
N_1	número de conectores de cisalhamento encontrados no comprimento x
N_2	número de conectores de cisalhamento encontrados no comprimento $(l + d_s)$
P_{Rd}	resistência ao cisalhamento de um conector de cisalhamento
s	distância entre as bordas de aberturas adjacentes
S_b	proporção de utilização da resistência à flexão no meio do vão
S_v	proporção de utilização da resistência ao cisalhamento nos apoios
t	espessura real da alma
T_1	Força de tração desenvolvida no “T” inferior
T_2	Força de tração desenvolvida no “T” superior
t_{eff}	espessura efetiva da alma sob cisalhamento elevado

T_{Rd1}	máxima força de tração que pode ser desenvolvida no “T” inferior
T_{Rd2}	máxima força de compressão desenvolvida no “T” superior
t_f	espessura da mesa
t_w	espessura da alma
$V_{0,Rd}$	resistência plástica ao cisalhamento da seção perfurada
$V_{0,Rd,Vi}$	resistência dupla ao cisalhamento global da seção perfurada
v	proporção utilizada da resistência ao cisalhamento dada por $\frac{V_{0,Sd}}{V_{0,Rd}}$
$\bar{v}$	relação de resistência dupla ao cisalhamento para as seções perfuradas
$V_{a,Rd}$	resistência ao cisalhamento vertical de uma alma não reforçada
$V_{a,Sd}$	força de cisalhamento atuante na alma da seção mista perfurada
v_i	parâmetro <i>Vierendeel</i>
$V_{C,Rd}$	resistência ao cisalhamento da porção sólida da laje de concreto
V_{Sd}	força de cisalhamento atuante no centro da abertura
$V_{pl,Rd}$	resistência ao cisalhamento puro da viga mista com abertura na alma
$V_{pl,red}$	resistência ao cisalhamento puro da alma perfurada
W_{pl}	módulo plástico da seção não perfurada
x	distância da extremidade da abertura até o apoio mais próximo
y_b	distância do centróide do “T” inferior até a extremidade externa da mesa
y_c	espessura do concreto em compressão (conservadoramente, $y_c \approx d_s$)
y_t	distância do centróide do “T” superior até a extremidade externa da mesa
δ_0	deflexão no meio do vão da viga mista não perfurada devido à flexão
δ_b	deflexão adicional no meio do vão devido aos esforços de flexão, devido a uma abertura única
δ_s	deflexão adicional no meio do vão da viga devido à flexão local de <i>Vierendeel</i> para uma viga mista submetida a um carregamento distribuído
γ_a	coeficiente de segurança parcial para o aço
γ_c	coeficiente de segurança parcial do concreto (igual a 1,5)
γ_{M0}	coeficiente de segurança parcial do material adotado como 1,0

Lista de Abreviaturas

Eurocode	European Committee for Standardisation
FEN	Faculdade de Engenharia
PUC-Rio	Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro

“Afinal, o que é o homem na natureza? Um nada em relação ao infinito, tudo em relação ao nada, um ponto central entre o nada e o tudo e infinitamente longe de entender a ambos. Ele é incapaz de ver o nada de onde provém e o infinito em que está mergulhado.”

Pascal.

1. Introdução

1.1. Motivação

Limitações de altura são frequentemente impostas às edificações de múltiplos pavimentos por regulamentos de zoneamento urbano, aspectos econômicos e considerações estéticas. Para se proporcionar a passagem de tubulações e dutos de grande diâmetro sob vigas de aço, um pé-direito alto é normalmente requerido, conduzindo muitas vezes à alturas inaceitáveis entre pavimentos de edificações. Várias são as soluções possíveis para se resolver tal inconveniência, dentre elas pode-se citar: Vigas com inércia variável, *stub girders*, treliças mistas, vigas misuladas e vigas com aberturas na alma.

A viga com inércia variável é projetada para proporcionar resistência ao momento fletor e ao esforço cortante em todos os pontos ao longo do vão. O vazio criado adjacente às colunas pode ser utilizado para a passagem de tubulações de serviço. Tipicamente, as vigas com inércia variável são mais econômicas para vãos variando entre 13 a 20 metros [41]. A dimensão das chapas que compõem a viga pode ser selecionada para a otimização do desempenho estrutural. As chapas são soldadas em um processo automático de arco submerso. Enrijecedores na alma frequentemente são necessários no ponto de mudança da seção transversal quando o ângulo de inclinação de variação da seção transversal excede 6° . Alguns exemplos de viga com inércia variável são mostrados na próxima figura.

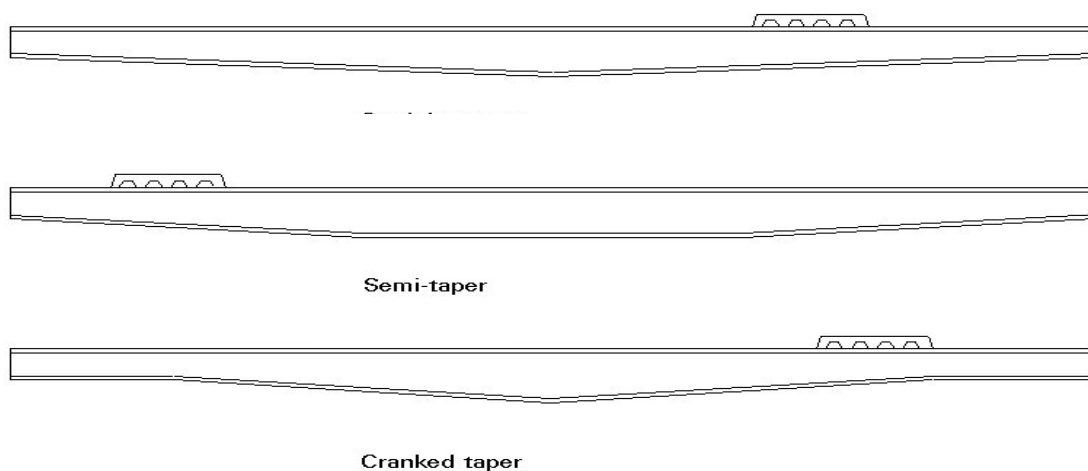


Figure 8b Shapes of fabricated tapered sections

Figura 1.1 – Vigas com inércia variável [41]

A solução estrutural conhecida como *stub girder* compreende uma viga inferior, que atua em tração, e uma série de vigas curtas que conectam a viga inferior à laje de concreto. Os espaços que são criados adjacentes às vigas curtas são utilizados para a passagem das tubulações de serviço. Esta forma de construção pode ser observada na figura 1.2.

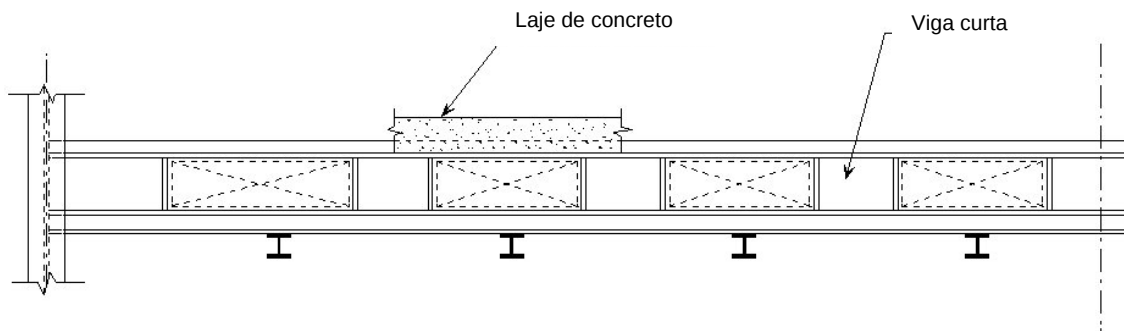


Figura 1.2 – Stub girder [41]

A maior desvantagem do sistema *stub girder* é a necessidade de escoramento temporário até que o concreto tenha adquirido resistência adequada para o desenvolvimento da ação mista.

As treliças mistas, uma forma de construção comum na América do Norte, estão começando a ser utilizadas largamente em várias partes do mundo. Embora os custos de fabricação sejam significativamente maiores quando comparados com várias outras formas de construção, as treliças mistas apresentam vantagens, tais como: Elas não necessitam de equipamentos especiais de fabricação e oferecem bastante espaço para a acomodação das tubulações de serviço. A principal desvantagem das treliças mistas, além do custo elevado de fabricação, é a dificuldade de proteção deste sistema estrutural contra incêndios.

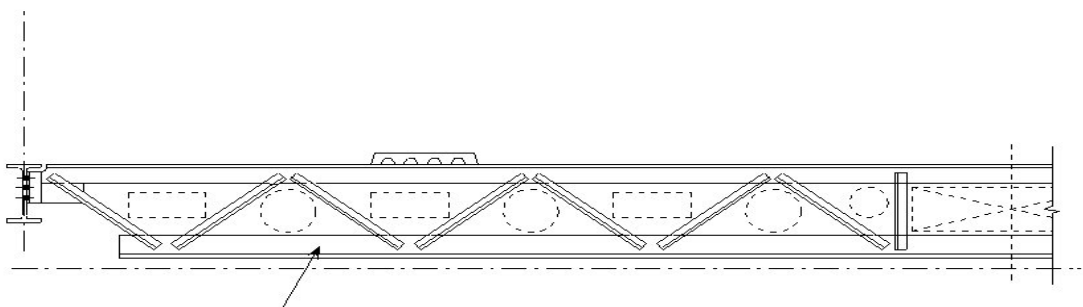


Figura 1.3 – Sistema de treliça mista [41]

As vigas misuladas são geralmente constituídas pela formação de uma ligação rígida à flexão entre as vigas e as colunas. A altura da mísula é selecionada primariamente para proporcionar um método econômico de transferência de momento para a coluna. O comprimento da mísula é selecionado para reduzir a altura da viga para o mínimo possível. A zona de tubulação de serviços criada sob a viga na região entre mísulas, oferece flexibilidade para a passagem de várias formas de tubulações.

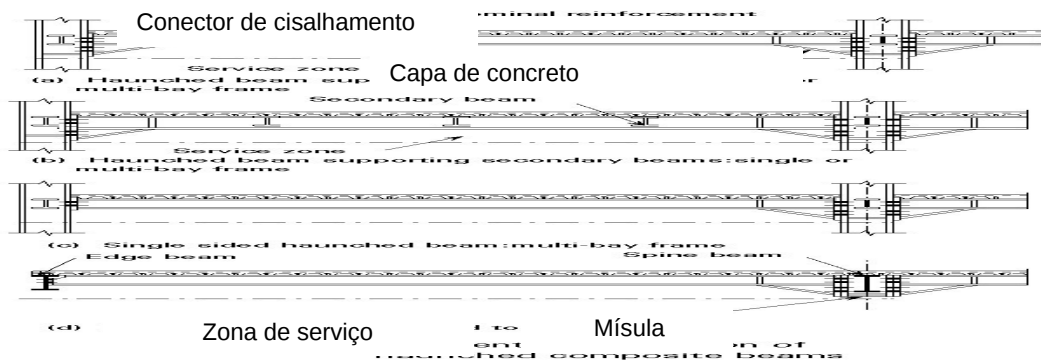


Figura 1.4 – Viga misulada mista [41]

Outra solução frequentemente utilizada é a abertura de furos na alma das vigas de aço para a passagem das tubulações de serviço [1].

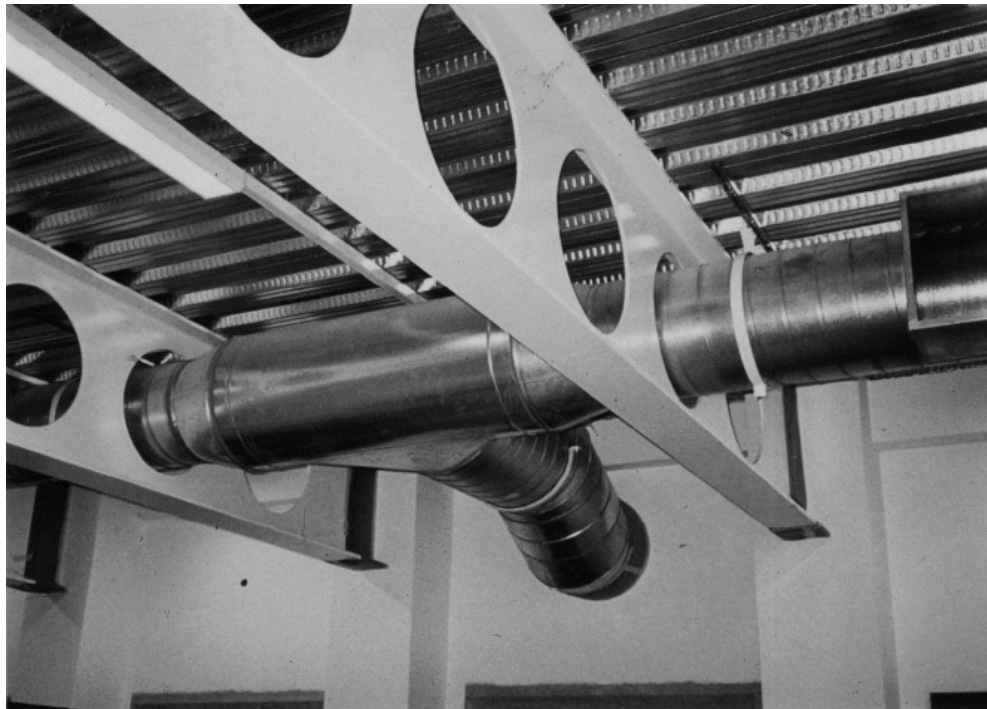


Figura 1.5 – Viga celular com uma série de aberturas circulares [4]

Atualmente, existe uma tendência de se utilizar tubos de água e dutos de ar de grandes diâmetros, cuja abertura na alma das vigas de aço chega até 75% da altura da viga. A presença de grandes aberturas na alma das vigas de aço pode ter uma severa penalidade na capacidade de carregamento das vigas das edificações, dependendo da forma, do tamanho e da localização dos furos. Aberturas circulares e retangulares são frequentemente utilizadas, e reforços ao redor dos furos na alma podem ser necessários para um dimensionamento racional [2].

Na construção de pontes de auto-estrada, furos na alma das vigas são usados para propiciar o acesso ao serviço, à inspeção e à manutenção. A profundidade destas aberturas chega algumas vezes a 60% da altura da viga e, a largura das aberturas pode chegar até cerca de duas ou três vezes a profundidade dos furos. Aberturas de formas circulares e retangulares são largamente empregadas. Os cantos das aberturas retangulares são normalmente arredondados a fim de se minimizar ou eliminar os efeitos de concentração de tensão [1].



Figura 1.6 – Vigas com aberturas de formas variadas [14]

Na indústria aeroespacial é comum a abertura de furos nas asas e fuselagens de aviões para a passagem de dutos de água, fios elétricos e sistemas de arrefecimento. Adicionalmente, além de permitirem o acesso à inspeção e manutenção das aeronaves, as aberturas servem também para reduzir o peso global da estrutura.

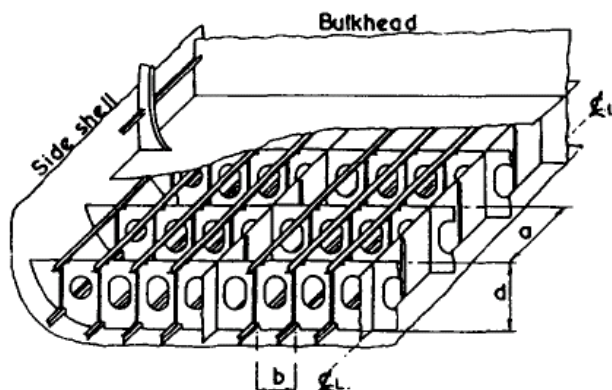


Figura 1.7 – Aberturas em uma estrutura composta por placas [3]

O tamanho da abertura em estruturas compostas por placas de aço pode ocupar uma proporção significativa da dimensão do elemento estrutural, podendo atingir uma extensão de 60% ou mais da peça. A presença de tais aberturas em membros estruturais obviamente resultará em mudanças na distribuição de tensões do elemento, além de uma redução na resistência e variação nas características de flambagem dos elementos compostos por placas de aço. O comportamento e a capacidade de carga na fase elástica e de ruína de tais elementos estruturais será alterado significativamente pela presença dos furos. O desempenho de membros estruturais contendo furos é influenciado pelo tipo de tensão aplicada (compressão, tração, cisalhamento, etc), assim como pela forma, tamanho, localização e número de furos. Por outro lado, é frequentemente possível o reforço ao redor das aberturas para assegurar que a resistência perdida com a presença do furo no elemento estrutural seja recuperada. Contudo, a introdução de reforço adicional é uma operação dispendiosa quando se leva em conta os custos de soldagem e montagem envolvidos. Há casos em que o reforço da abertura pode representar 3% ou mais do peso da estrutura e portanto, do referido custo global da mesma. A necessidade de reforço deve, portanto, ser avaliada por critérios precisos ao se levar em consideração os efeitos das aberturas e sempre que possível deve ser evitada a fim de se baratear e facilitar a execução e montagem da estrutura [3].

1.2. Objetivos e Metodologia

Face ao exposto anteriormente, é de todo desejável o desenvolvimento de métodos capazes de prever com razoável precisão o comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma.

Um estudo paramétrico foi realizado para se 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 produzirem informações para um

dimensionamento prático de vigas de aço com furo na alma. Para um dimensionamento prático, é bastante útil a elaboração de métodos simples, capazes de avaliar a capacidade de carga das vigas de aço, bem como a melhor localização, em termos estruturais, de aberturas na alma destas vigas.

A presente dissertação tem por objetivo avaliar e descrever o comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas de diferentes tamanhos e formas na alma. Outro interesse deste trabalho de pesquisa é a avaliação dos parâmetros que influenciam diretamente a capacidade de resistência das vigas com diferentes tipos de abertura na alma, tais como: Tipo de furo, localização do furo 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.

Também é objetivo deste trabalho, a avaliação dos diferentes mecanismos de ruína para as vigas com aberturas na alma e as causas que conduziram o colapso das mesmas. Finalmente, será realizado um estudo da eficácia de enrijecedores longitudinais nos locais de abertura da alma das vigas de aço. A metodologia empregada para tal estudo baseou-se em uma análise paramétrica com o auxílio do método numérico dos elementos finitos [44].

1.3. Escopo

Neste capítulo de introdução foram apresentados alguns sistemas estruturais que permitem a passagem de tubulações de serviços ao longo dos mesmos, bem como casos práticos da necessidade de execução de aberturas na alma das vigas de aço. A motivação para o estudo do comportamento estrutural de vigas com aberturas na alma, bem como os objetivos principais deste trabalho de pesquisa, também foram apresentados. Um resumo dos capítulos subseqüentes é descrito a seguir:

No capítulo dois, será realizada uma classificação em termos didáticos dos diferentes tipos de viga com aberturas na alma. Um resumo dos principais trabalhos de autores consagrados no estudo de vigas com furos na alma será também apresentado neste capítulo através de uma revisão bibliográfica.

No capítulo três, serão apresentadas algumas normas e orientações de dimensionamento para vigas mistas e de aço com aberturas na alma. Serão exibidas também algumas tabelas para um dimensionamento expedito, bem como orientações de projeto e dimensionamento que não são obrigatórias, mas que representam boa prática de Engenharia.

No capítulo quatro, será apresentada a calibração dos modelos numéricos em elementos finitos que serão utilizados para o estudo do comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas na alma.

No capítulo cinco, serão exibidos os resultados da análise paramétrica realizada com o auxílio do método dos elementos finitos. Serão feitos comentários acerca do comportamento estrutural observado nas vigas de aço com aberturas na alma, bem como serão sugeridos alguns métodos para o aumento da capacidade de carregamento destas vigas.

No capítulo seis, serão tecidas as considerações finais sobre o presente trabalho e serão apresentadas sugestões para futuras pesquisas em consonância com o tema apresentado nesta dissertação.

Finalmente, nos anexos deste trabalho serão mostradas algumas tabelas de casos práticos de aberturas na alma das vigas de aço. Também serão exibidos alguns exercícios resolvidos utilizando as equações apresentadas no terceiro capítulo.

2. Vigas com Aberturas na Alma

2.1. Classificação das vigas de aço com furo na alma

Antes de se proceder à revisão bibliográfica propriamente dita, é conveniente uma classificação, em termos didáticos, das vigas de aço com furo na alma. Desta forma, as vigas de aço com abertura na alma, classificam-se:

a) Quanto à resistência mecânica

Esta classificação se dá de acordo com a forma com a qual as vigas resistem aos esforços atuantes, podendo ser classificadas como vigas de aço ou mistas. As vigas de aço são aquelas que fazem uso apenas do material de que são constituídas, ou seja, do aço, para resistirem aos esforços solicitantes.

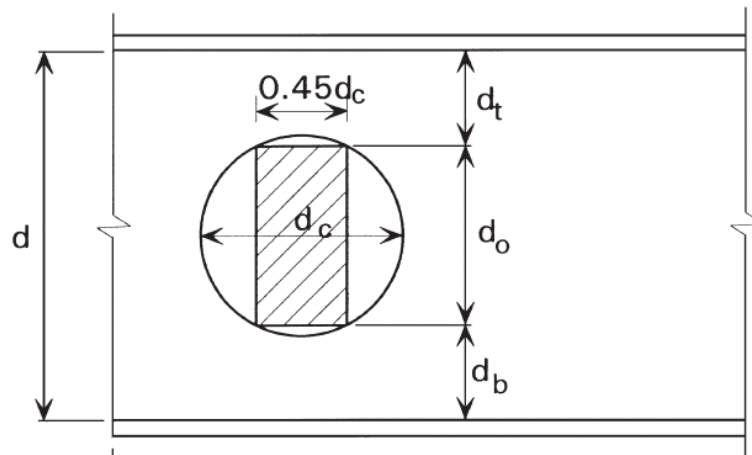


Figura 2.1 – Viga de aço com furo circular [4]

As vigas mistas fazem uso não somente do material de que são constituídas, mas também de uma parcela da área da laje com a qual estão conectadas, para resistirem aos esforços solicitantes. As vigas mistas compreendem vigas de aço ligadas por conectores de cisalhamento às lajes de concreto, de forma que a resistência mecânica e a rigidez à flexão destas vigas são consideravelmente maiores do que nas de aço.

c) Quanto ao processo de fabricação

As vigas de aço com furo na alma podem ser constituídas por aberturas feitas diretamente na alma de um perfil sem a formação de dois “T’s” e aberturas que dão origem à formação de dois “T’s” a partir do perfil de aço original. No caso de abertura sem a formação dos “T’s”, a altura do perfil metálico original é mantida e este sofre redução de área no local onde será executada a abertura da alma.

No caso de abertura com a formação de dois “T’s”, o perfil de aço original é recortado e resoldado de forma defasada, ou seja, os furos são formados a partir da soldagem de parte da alma de cada “T” adjacente. No caso de abertura com a formação dos “T’s”, a altura do perfil metálico formado pode sofrer um incremento de até 50% em relação à altura do perfil metálico original. As vigas fabricadas pelo processo de defasagem dos “T’s” são costumeiramente denominadas vigas casteladas ou ameadas.

Entre as vantagens das vigas casteladas pode-se citar o peso reduzido por unidade de comprimento de viga e um aumento na rigidez à flexão originado do aumento da altura da viga, proporcionando portanto, maiores vãos livres. As vigas casteladas também apresentam boa estética quando usadas em estruturas em que as vigas ficam expostas.

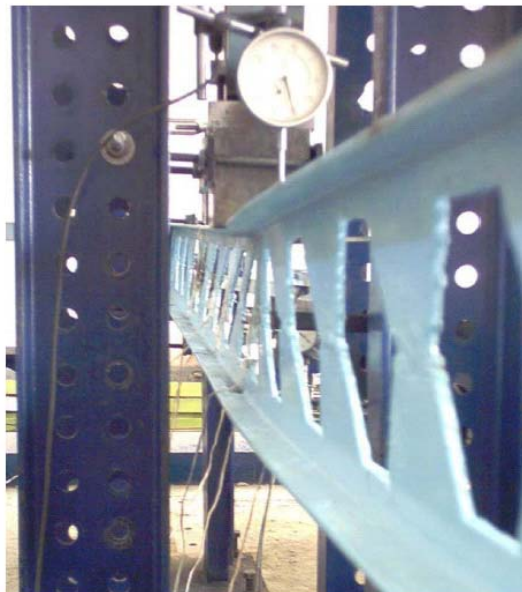


Figura 2.4 – Viga castelada constituída por furos hexagonais [30]

d) Quanto à geometria do furo

Os furos nas vigas de aço podem apresentar diferentes geometrias dependendo do processo de fabricação, bem como da finalidade para a qual são projetados. As formas mais comuns de abertura na alma das vigas de aço são: furos circulares, furos hexagonais, furos retangulares, furos semicirculares-alongados. Certamente uma combinação das formas citadas anteriormente é possível, muito embora tal conformação acarrete a necessidade de um estudo mais detalhado dos mecanismos de resistência do perfil, além de apresentar um processo de fabricação mais oneroso quando comparado com as vigas que apresentam apenas uma geometria de furo ao longo do vão.

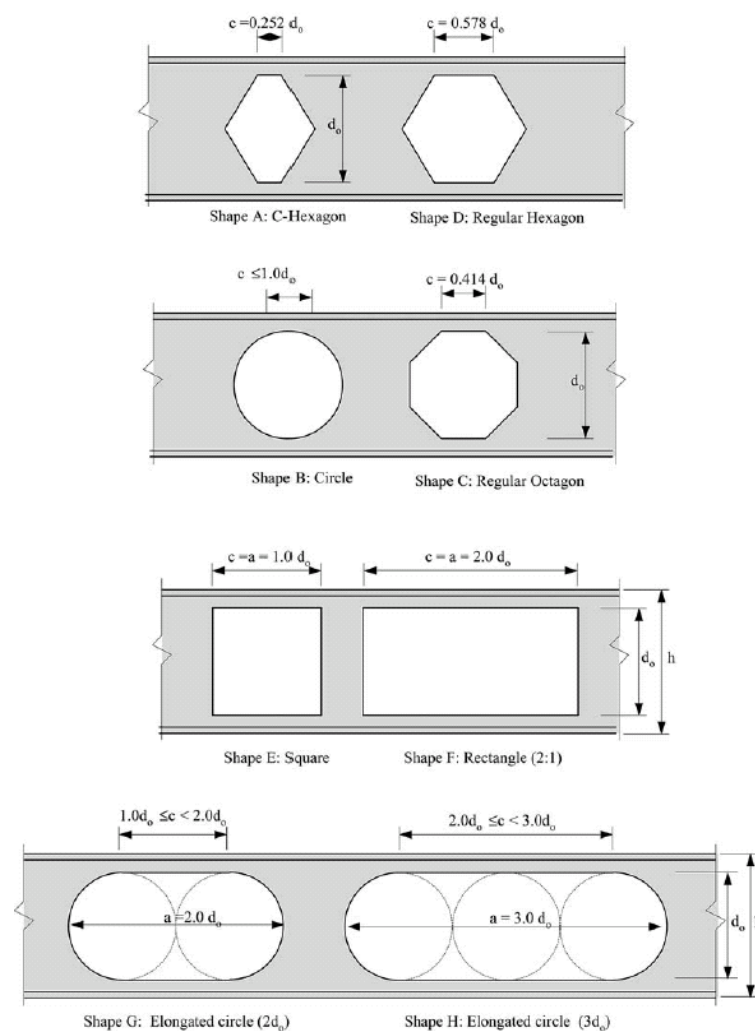


Figura 2.5 – Furos com as mais variadas geometrias [26]

Adicionalmente, o efeito das aberturas nos deslocamentos verticais das vigas também é estimado no trabalho supracitado por um fator simples que é dependente do tamanho e da localização das aberturas. Tabelas práticas para dimensionamento de vigas mistas com furos retangulares são apresentadas. Regras de projeto para outras formas de construção tais como, vigas com furos circulares e vigas recortadas na porção mesa-alma, são também expostas com os respectivos detalhamentos gerais para auxiliar os Engenheiros.

Um grande número de recomendações de projeto para as vigas mistas com abertura na alma pode ser encontrado na literatura [5-8]. Devido à complexidade dos problemas estruturais, muitos dos métodos de projeto são baseados na interação de variáveis interdependentes, e sempre requerem iterações para se estabelecer a capacidade de carga das vigas mistas com aberturas em várias posições ao longo do vão da viga. Um destes métodos de dimensionamento é apresentado na publicação SCI/CIRIA [5], que foi formulada de acordo com BS5950. O método de dimensionamento é baseado em princípios estruturais básicos para as ações globais e locais dos esforços ao longo da abertura da alma, e foi calibrado com experimentos em escala real em 1992 [9]. Um *software* para projeto também foi disponibilizado para facilitar o uso geral do método.

Um guia prático para dimensionamento dos furos na alma de vigas mistas usuais pode ser encontrado na literatura [8, 10]. O cálculo das deflexões é também apresentado em um grande número de recomendações de projeto [5, 6, 8, 11, 12].

Segundo Chung e Lawson [4], as forças que atuam ao longo de um furo retangular são mostradas na figura 2.7. A variação do momento fletor global e da envoltória de resistência à flexão para uma viga mista típica é exibida na figura 2.8. O momento fletor global é resistido pela força de tração no “T” inferior, e pela força de compressão na laje de concreto, que é controlada pelas forças de cisalhamento longitudinais que são desenvolvidas nos conectores de cisalhamento desde o apoio até o final do furo. Quando uma abertura na alma é localizada próxima ao apoio, a força desenvolvida pelos conectores de cisalhamento é limitada, e uma força de compressão também se desenvolve no “T” superior (interação parcial).

soldados abaixo e acima da abertura. Além disso, no lado do furo onde ocorre o maior momento fletor, uma ação mista se desenvolve entre o “T” superior e a laje de concreto. A magnitude da dupla tração-compressão vai depender do número de conectores de cisalhamento encontrados diretamente acima do furo. Geralmente, esta ação mista local aumenta significativamente a resistência da viga mista ao mecanismo de *Vierendeel*, e portanto, podem ser usadas aberturas mais largas nas vigas mistas do que nas vigas de aço.

A resistência à flexão de uma viga mista é ilustrada na figura 2.9. $T_{Rd,1}$ é o valor nominal da resistência à tração que pode ser desenvolvida no “T” inferior, e $F_{Rd,0}$ é o valor nominal da resistência à compressão que pode ser desenvolvida na laje de concreto. A força local devido à ação mista acima da abertura é denominada $F_{Rd,1}$. O momento fletor total devido à ação de *Vierendeel*, $M_{V,Sd}$, é $V_{Sd} \times l$, onde V_{Sd} é a força de cisalhamento solicitante e l é o comprimento efetivo da abertura. É fácil perceber que para haver estabilidade estrutural, a resistência total dos “T’s”, incluindo a ação local mista na abertura, $M_{V,Rd}$, deverá exceder $V_{Sd} \times l$.

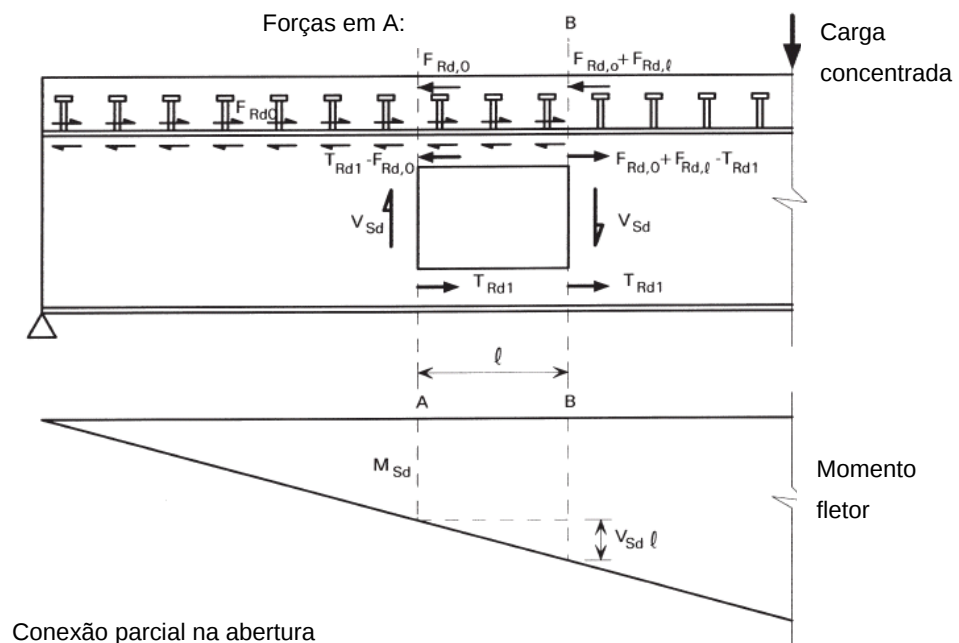


Figura 2.9 – Ação mista local atuante no lado de maior momento fletor [4]

A melhor posição para a abertura da alma irá depender da interação entre o momento fletor e o esforço cortante. Geralmente, os furos têm um efeito maior na resistência ao cisalhamento da viga do que na sua resistência à flexão, fato facilmente

entendido através da parcela de contribuição da alma na resistência aos esforços supracitados.

Contudo, na prática, a viga mista será projetada para utilizar uma proporção muito maior da sua resistência à flexão no meio do vão do que da sua resistência ao cisalhamento na região dos apoios. A posição ótima para a localização de aberturas largas tende a se situar aproximadamente a um quarto do vão, para uma viga mista uniformemente carregada, onde o esforço cortante é igual a 50%, e o momento fletor é igual a 75% dos seus respectivos valores máximos.

Um pré-requisito para as vigas mistas com aberturas retangulares ou circulares é de que a viga mista original, ou seja, sem furo na alma, seja rígida o bastante para os requisitos globais de projeto. O projeto de vigas mistas com grandes aberturas na alma é fortemente influenciado pela proporção relativa do cisalhamento e da flexão na posição da abertura. Critérios adicionais de projeto na posição da abertura devem ser considerados:

a) Resistência ao cisalhamento

A resistência ao cisalhamento da seção mista perfurada deverá ser suficiente para suportar o esforço cortante solicitante na região da abertura. Geralmente, a laje de concreto também contribui na resistência ao esforço cortante, e testes têm mostrado que a largura efetiva da laje que participa na resistência ao cisalhamento é de pelo menos três vezes a espessura da laje. Contudo, este esforço de cisalhamento é desenvolvido por forças de tração nos conectores de cisalhamento, e não deverá exceder à resistência ao corte dos mesmos.

b) Resistência ao momento fletor

A resistência à flexão da viga mista perfurada deverá ser suficiente para suportar o momento fletor solicitante, considerando a interação parcial dos conectores de cisalhamento na posição da abertura, caso necessário. Por esta razão, os furos na alma das vigas mistas não devem ser posicionados na região próxima aos apoios, onde o grau de interação dos conectores de cisalhamento é baixo. Além disso, a seção perfurada de aço deverá possuir suficiente resistência à flexão para suportar os carregamentos que incidem na estrutura durante a construção.

c) Resistência à flexão de *Vierendeel*

A flexão de *Vierendeel* ocorre na viga mista ao redor da abertura da alma devido à transferência dos esforços de cisalhamento ao longo do furo. A resistência à flexão de *Vierendeel* depende das resistências locais à flexão dos “T’s” e pode ser aumentada significativamente pela incorporação da ação mista entre o “T” superior e a laje de concreto. A resistência total à flexão de *Vierendeel* deverá exceder o esforço de cisalhamento multiplicado pelo comprimento da abertura (ou seu comprimento efetivo para aberturas não retangulares). Frequentemente, enrijecedores horizontais soldados abaixo e acima da abertura são necessários para aumentar a resistência à flexão de *Vierendeel*.

d) Flambagem local da mesa

A borda não reforçada da alma acima da abertura pode flambar localmente sob compressão devido à ação do momento global. A flambagem local pode ser levada em consideração pelo uso de seções transversais efetivas ao se avaliar as seções transversais dos “T’s”. A flambagem local da mesa do perfil de aço será prevenida pelo uso de perfis de Classe 1 ou 2 (seções plásticas ou compactas).

e) Flambagem da alma

A transferência de esforços ao redor da abertura leva à compressão vertical local na alma, que pode causar flambagem se a esbeltez da alma for alta. A flambagem da alma na região entre furos pouco espaçados também poderá ocorrer quando tal região está sujeita à esforços de cisalhamento horizontal de grande intensidade, nos locais próximos aos apoios. Enrijecedores verticais na alma raramente são usados, mas poderiam em princípio serem usados em perfis esbeltos.

f) Avaliação da flecha

Cada furo na alma conduz a uma deflexão adicional no meio do vão devido aos efeitos de cisalhamento e flexão. Frequentemente, a deflexão adicional devido a uma abertura é pequena (tipicamente menos que 2% daquela que ocorreria numa viga mista não perfurada), mas pode ser significativa quando somada a uma série de grandes aberturas, como é o caso das vigas celulares, por exemplo.

Em artigo escrito por Fahmy [13], é apresentado um método para a análise da resistência última de vigas mistas com furos retangulares não reforçados na alma das mesmas. O método leva em consideração a contribuição da laje de concreto na resistência ao cisalhamento da viga mista. Neste artigo, são feitas comparações entre resultados experimentais relatados na literatura técnica por outros pesquisadores e o método analítico apresentado pelo autor que assina o artigo. Estudos sobre o efeito da excentricidade dos furos, bem como do comprimento e da altura das aberturas, na resistência das vigas mistas são também apresentados. A seguir, apresenta-se o método de análise sugerido por Fahmy [13] para as vigas mistas com furos retangulares não reforçados.

Método de análise de Fahmy

As forças que atuam em uma viga mista no centro da abertura são exibidas na figura 2.10. A porção da viga sob a abertura, “T” inferior, está sujeita à força de tração T_{bot} , ao esforço cisalhante V_{bot} e ao momento de segunda ordem M_b devido à ação de *Vierendeel*. A porção acima da abertura, “T” superior, está sujeita à força de tração T_{top} na seção de aço, à força de compressão C_c na laje de concreto, ao esforço cisalhante V_{top} e ao momento de segunda ordem M_t . Estabelecendo-se o equilíbrio, tem-se que:

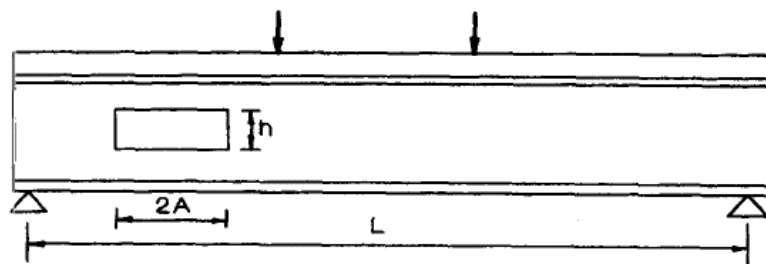
$$C_c = T_{top} + T_{bot} \quad (2.1)$$

$$V = V_{top} + V_{bot} \quad (2.2)$$

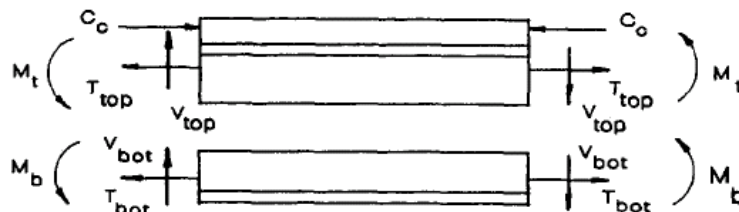
$$M_t = A \cdot V_{top} \quad (2.3)$$

$$M_b = A \cdot V_{bot} \quad (2.4)$$

$$M = V \cdot Z \quad (2.5)$$



Viga mista típica com abertura na alma



Forças atuando nas extremidades das aberturas

Figura 2.10 – Esforços atuantes em uma viga mista [13]

A análise é baseada nas seguintes hipóteses:

- a) O cisalhamento é constante ao longo do comprimento da abertura;
- b) O escoamento das mesas é devido à tração ou compressão;
- c) O cisalhamento atuante na viga de aço é resistido somente pela alma e é uniformemente distribuído;
- d) O escoamento da alma é devido à interação entre cisalhamento e tração, e segue o critério de Von Mises;
- e) A resistência à tração da laje de concreto é desprezada;

Interação flexão-cisalhamento no “T” superior

A fim de se maximizar o cisalhamento suportado pelo “T” superior, assume-se que o momento secundário M_t é resistido por parte da mesa de aço de espessura $K_1 t_f$ e por parte da laje de concreto de espessura $K_2 t_s$, conforme na figura 2.11. Usando o equilíbrio, tem-se:

$$K_1 t_f (b_f - t_w) F_{yf} = 0,85 f_c b_s K_2 t_s \quad (2.6)$$

$$K_1 t_f (b_f - t_w) [(1 - K_1/2) t_f + (1 - K_2/2) t_s] F_{yf} = M_t \quad (2.7)$$

Substituindo-se as equações (2.3) e (2.6) na equação (2.7), tem-se:

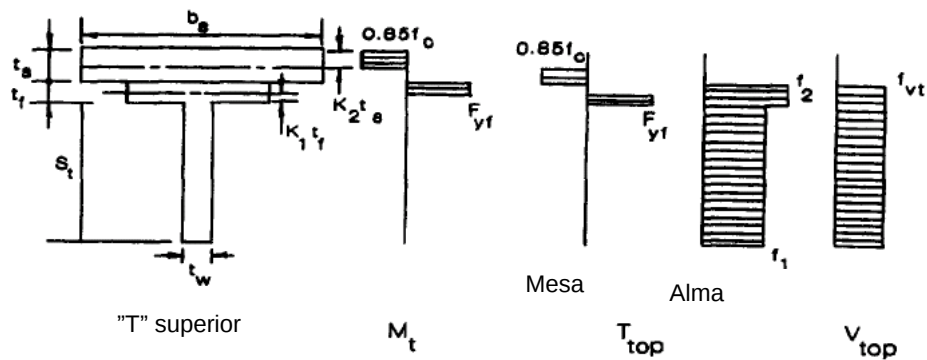


Figura 2.11 – Distribuição de tensões no “T” superior [13]

$$K_1 t_f (b_f - t_w) \{ (1 - K_1/2) t_f + t_s - [K_1 t_f (b_f - t_w) F_{yf} / (1,7 b_s f_c)] \} F_{yf} = A V_{top} \quad (2.8)$$

A máxima resistência ao cisalhamento do “T” superior é dada por:

$$(V_{top})_{max} = (V_s)_{max} + V_c \quad (2.9)$$

$$(V_s)_{max} = (S_t t_w F_{yw} + t_f t_w F_{yw}) / (3)^{1/2} \quad (2.10)$$

A equação (2.8) é usada para se determinar K_1 pela designação de diferentes valores para V_{top} variando de zero até $(V_{top})_{max}$ e considerando o K_1 correspondente, e consequentemente, K_2 da equação (2.6). A força de tração resistida pelo “T” superior é dada por:

$$T_{top} = T_{1t} + T_{2t} + T_{3t} \quad (2.11)$$

$$T_{1t} = (1 - K_1) t_f (b_f - t_w) F_{yf} \quad (2.12)$$

$$T_{2t} = S_t t_w (F_{yw}^2 - 3f_{vt}^2)^{1/2} \quad (2.13)$$

$$T_{3t} = t_f t_w (F_{yf}^2 - 3f_{vt}^2)^{1/2} \quad (2.14)$$

$$f_{vt} = [V_{top} - V_c] / [(S_t + t_f) t_w] \quad (2.15)$$

O momento resistente do “T” superior em relação à força de compressão na laje M_{top} é calculado multiplicando-se T_{top} pelo braço de alavanca correspondente. Portanto, uma relação de interação entre M_{top} e V_{top} pode ser obtida para o “T” superior.

Interação flexão-cisalhamento no “T” inferior

O momento secundário M_b é assumido ser resistido por parte da alma $K_3 S_b$ e por parte da mesa $k_4 t_f$. Mais uma vez, usando-se o equilíbrio, tem-se:

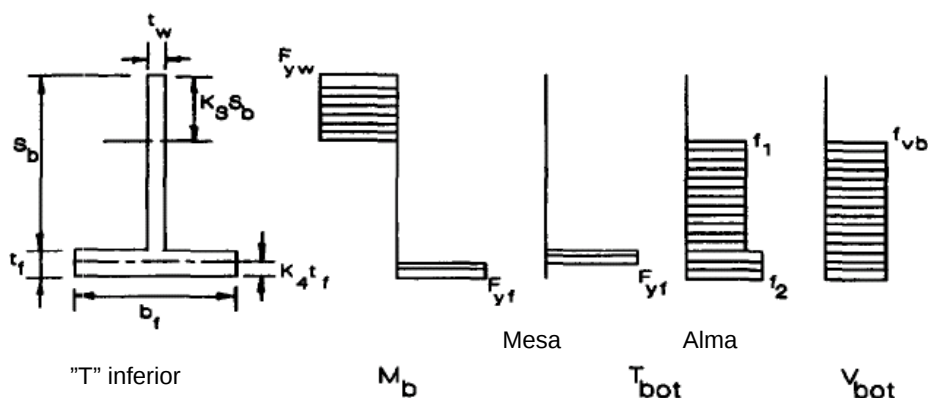


Figura 2.12 – Distribuição de tensões no “T” inferior [13]

$$K_3 S_b t_w F_{yw} = K_4 t_f (b_f - t_w) F_{yf} \quad (2.16)$$

$$K_3 S_b t_w [(1 - K_3/2) S_b + (1 - K_4/2) t_f] F_{yw} = AV_{bot} \quad (2.17)$$

A substituição da equação (2.16) na equação (2.17) leva à relação entre K_4 e V_{bot} . De forma similar ao “T” superior, diferentes valores são assumidos para V_{bot} variando de zero até $(V_{bot})_{max}$ e o K_4 correspondente é computado. $(V_{bot})_{max}$ é dado por:

$$(V_{bot})_{max} = [(1 - K_3) S_b t_w F_{yw} + t_f t_w F_{yf}] / (3^{1/2}) \quad (1.18)$$

O valor máximo de K_4 é limitado ao menor dos seguintes valores:

$$(K_4)_{max} = 1 \quad (\text{a totalidade da mesa resiste } M_b) \quad (1.19)$$

$$(K_4)_{max} = (S_b t_w F_{yf}) / [t_f (b_f - t_w) F_{yf}] \quad (\text{a totalidade da alma resiste } M_b) \quad (1.20)$$

$$(K_4)_{max} = \text{O valor da equação (1.17) correspondente a } (V_{bot})_{max} \quad (1.21)$$

A força de tração suportada pelo “T” inferior que corresponde a cada valor assumido de V_{bot} é obtida pela aplicação do critério de *Von Mises* nas tensões axiais e de cisalhamento combinadas na alma. Portanto, T_{bot} é expresso como:

$$T_{bot} = T_{1b} + T_{2b} + T_{3b} \quad (2.22)$$

Onde:

$$T_{1b} = (1 - K_4) t_f (b_f - t_w) F_{yf} \quad (2.23)$$

$$T_{2b} = t_f t_w (F_{yf}^2 - 3f_{vb}^2)^{1/2} \quad (2.24)$$

$$T_{3b} = (1 - K_3) S_b t_w (F_{yw}^2 - 3f_{vb}^2)^{1/2} \quad (2.25)$$

$$f_{vb} = V_{bot} / \{ [(1 - K_3) S_b + t_f] t_w \} \quad (2.26)$$

O momento resistente do “T” inferior M_{bot} em relação à força de compressão na laje pode ser obtido pela multiplicação de T_{bot} pelo braço de alavanca correspondente. Portanto, uma relação de interação entre M_{bot} e V_{bot} pode ser estabelecida para o “T” inferior.

Diagrama de interação flexão-cisalhamento para viga mista

O diagrama de interação flexão-cisalhamento para viga mista é construído pela combinação das relações de interação para o “T” superior e para o “T” inferior da seguinte maneira:

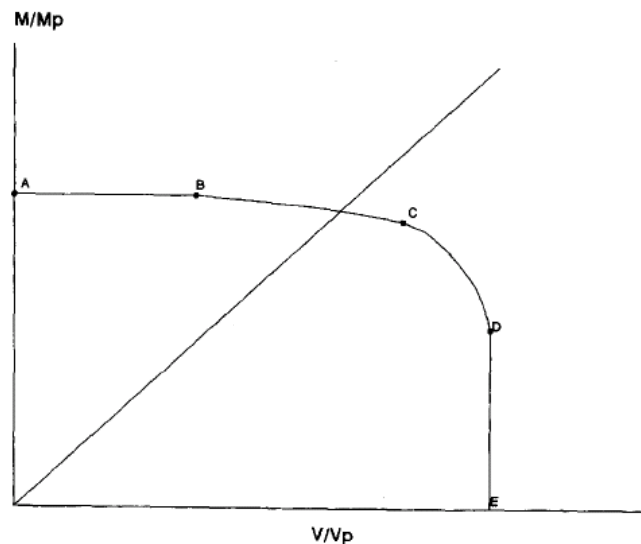


Figura 2.13 – Diagrama de interação M-V [13]

Para uma relação M/V elevada, o “T” inferior atinge seu máximo momento resistente e consequentemente a totalidade do cisalhamento é resistido pelo “T” superior. O diagrama de interação M-V é obtido neste caso pela adição do momento máximo no “T” inferior a cada ponto no diagrama de interação do “T” superior, segmento ABC na figura acima.

Conforme o cisalhamento aumenta, o “T” superior atinge sua máxima capacidade de cisalhamento e o “T” inferior ajuda na resistência ao cisalhamento aplicado. O diagrama de interação M-V é obtido neste caso pela adição de $(V_{top})_{max}$ e o M_{top} correspondente, a cada ponto do diagrama de interação do “T” inferior, segmento CDE.

Os valores de M e V são normalizados em relação ao momento plástico M_p e ao cisalhamento plástico V_p da seção transversal da viga de aço. O modelo exibe quatro modos de falha dependendo da relação M/V . Estes modos são:

- a) Para uma relação M/V elevada, o “T” inferior e a seção de aço do “T” superior falham fundamentalmente em tração, enquanto o cisalhamento na laje está abaixo da sua capacidade ao cortante V_c . A natureza da falha neste caso é de flexão, segmento AB na figura acima.

- b) Conforme a relação M/V decresce, o “T” inferior ainda falha em tração, nos lados de menor e de maior momento na abertura, enquanto o cisalhamento é totalmente resistido pelo “T” superior. O momento secundário no “T” superior se soma ao efeito do momento primário (global) no lado de maior momento do furo e se subtrai no lado de menor momento da abertura. Portanto, o “T” superior falha no lado de maior momento do furo devido ao efeito combinado de T_{top} , V_{top} e M_t . A ruína da viga mista ocorre devido à formação de um mecanismo de três rótulas plásticas. O segmento BC da curva de interação representa este caso.
- c) Com o incremento do cisalhamento aplicado e com a utilização da máxima capacidade de cisalhamento do “T” superior, o “T” inferior passa a ajudar na resistência ao cortante aplicado. O “T” superior no lado de maior momento do furo, falha devido à ação combinada de tração, cisalhamento e momento secundário. No lado de menor momento do furo, o “T” superior falha devido ao cisalhamento, pois o cortante aplicado é considerado constante ao longo da abertura, enquanto as tensões nas mesas estão abaixo do escoamento. O “T” inferior falha nos lados de maior e de menor momento do furo devido à ação combinada de tração, cisalhamento e momento secundário. A viga mista falha neste caso, segmento CD, devido à formação de um mecanismo de quatro rótulas plásticas.
- d) Para um cortante elevado, a laje e as almas dos “T’s” superior e inferior falham em cisalhamento enquanto as tensões nas mesas da seção de aço permanecem abaixo do escoamento. A ruína da viga mista é descrita neste caso como uma falha por cisalhamento, segmento DE da figura anterior.

Para os segundo, terceiro e quarto modos de falha, a laje de concreto atinge sua máxima resistência ao cisalhamento V_c e rompe em tração diagonal acima da abertura. Portanto, estes três modos de falha podem geralmente ser considerados como modos de falha por cisalhamento. A interseção da linha M/V com o diagrama de interação determina a resistência ao momento e a capacidade de cisalhamento, bem como o modo de ruína da viga mista.

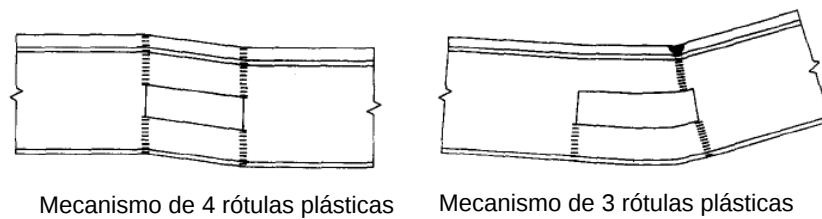


Figura 2.14 – Modos de falha para uma viga mista [13]

Em artigo publicado em 2005, Lawson *et al* [14] apresentaram um método para o dimensionamento de vigas mistas celulares assimétricas, bem como vigas com largas aberturas na alma. A assimetria na seção transversal da viga pode ser introduzida devido a uma excentricidade do centro do furo da viga em relação à metade da altura da viga, bem como, por diferentes tamanhos dos “T’s” que constituem a seção transversal da viga.

Segundo os autores supracitados, o dimensionamento de vigas mistas celulares assimétricas, não está totalmente coberto pelos guias de projeto existentes, apesar do tema se constituir em uma área de importante aplicação prática. O guia de projeto corrente para vigas celulares é dado pelo SCI P-100 [6], publicado em 1990. O método de projeto semi-empírico apresentado nesta publicação foi calibrado a partir dos resultados de testes de carga e análises de elementos finitos de vigas celulares de aço simétricas. Este guia é também usado na prática para a análise de vigas mistas altamente assimétricas. Contudo, não existe um guia de projeto para as vigas mistas celulares assimétricas, cujo comportamento é diferente em vários e importantes aspectos. A assimetria na forma da seção transversal das vigas celulares causa o desenvolvimento de momentos fletores adicionais nas regiões entre furos pouco espaçados. Adicionalmente, o desenvolvimento da ação mista local, influencia a distribuição de esforços nos “T’s”. O método de dimensionamento apresentado por estes autores, leva em consideração altos graus de assimetria na seção transversal, assim como, a influência de aberturas alongadas ou retangulares.

A existência de flexão nas regiões entre furos também influencia a flambagem da alma entre as aberturas, que é acentuada pelas aberturas adjacentes. Equações simplificadas são apresentadas para a determinação da carga de flambagem na região entre furos. Tais equações são baseadas nos campos de compressão ou em modelos de coluna, que foram calibrados com a ajuda de modelos em elementos finitos no trabalho de Lawson *et al* [14]. Neste mesmo trabalho, os modelos de elementos finitos foram também utilizados para o estudo de seções altamente assimétricas e de aberturas reforçadas com enrijecedores anelares. São apresentadas soluções para permitir ao projetista calcular a

máxima força de cisalhamento atuante na viga quando sua capacidade de carregamento é limitada pela flexão ou pela flambagem na região entre aberturas.

Para furos alongados, grandes forças de arrancamento podem existir nos conectores de cisalhamento das vigas mistas. Quando combinadas com possíveis efeitos de segunda ordem devido à deflexão por cisalhamento ao longo da abertura, é necessário limitar a magnitude da ação mista local devido à flexão de *Vierendeel*.

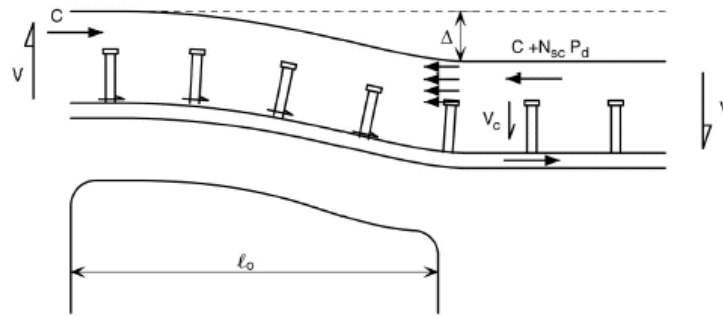


Figura 2.15 – Efeito da flexão de segunda ordem em furos alongados [14]

As aberturas alongadas em vigas celulares, têm a propriedade de aumentar a flexão de *Vierendeel* nos “T’s”, o cisalhamento e os esforços de flexão nas regiões entre aberturas, bem como as deflexões da viga.

A partir do trabalho de pesquisa desenvolvido por Bitar *et al* [15], foi desenvolvido um *software* para o dimensionamento de vigas celulares mistas e de aço que pode ser adquirido gratuitamente na página do grupo ARCELOR [16]. Tal *software* é de fácil utilização e pode facilitar bastante a vida dos projetistas, fornecendo os estados limites que controlam o dimensionamento das vigas, bem como um relatório detalhado da adequabilidade estrutural das variáveis que controlam tal dimensionamento ao final do cálculo.

No trabalho de Hechler *et al* [17], foram realizados testes experimentais em vigas mistas celulares, objetivando a determinação dos vários mecanismos de falhas que ocorrem em tais vigas. Também foi escopo de tal trabalho o estudo da ação mista próximo aos apoios, o comportamento de furos alongados na alma, a introdução de carregamento através de vigas secundárias, o efeito da assimetria na seção transversal, bem como o enrijecimento dos furos para a obtenção de uma maior resistência das vigas.

De acordo com os testes de Hechler *et al* [17], o mecanismo de *Vierendeel* tende a se desenvolver mesmo sob baixos níveis de carregamento devido à geometria das vigas celulares. Foi observado também que é bastante comum que o modo de ruína conhecido como “*web post buckling*”, ou seja, flambagem da alma na região entre furos, controle o

dimensionamento das vigas celulares. Constatou-se ainda, que a ação mista local entre a viga de aço e a laje de concreto, definitivamente contribuiu positivamente para o aumento da resistência última das vigas. Os experimentos mostraram que os graus dos aços das vigas estiveram intimamente associados aos modos de falha observados nos experimentos. Nas vigas celulares com furos alongados o modo de falha que controlou o experimento foi o mecanismo de *Vierendeel*, conforme era previsto. A introdução de carga nas vigas principais através de vigas secundárias mostrou-se indiferente no que tange ao projeto e ao dimensionamento das vigas mistas celulares, não alterando ou afetando o modo de falha prevalente em vigas cujo carregamento fosse inserido diretamente sobre as vigas principais. O estudo concluiu ainda que o enrijecedor anelar foi o mais eficiente e que pôde limitar ou mesmo inibir a flambagem da região entre furos.

- **2.2.2. Vigas soldadas (*plate girders*)**

Um outro caso de importante aplicação prática é o de vigas formadas por placas soldadas, as chamadas "*plate girders*". Assim como nas vigas laminadas, as vigas formadas por placas também podem necessitar de furo na alma para a passagem das tubulações de serviços que integram as construções. A seguir, serão descritos resumidamente trabalhos de alguns pesquisadores que discorrem sobre este tema.

Em artigo publicado em 2002, Shanmugam *et al* [1], apresentaram um modelo em elementos finitos para a previsão do comportamento e da carga última de vigas soldadas (*plate girders*) com aberturas na alma. A precisão do modelo foi avaliada pela comparação com vigas soldadas experimentais estudadas anteriormente por outros pesquisadores. A comparação dos resultados analíticos com os resultados experimentais disponíveis para os modelos de escoamento do aço, valores de cargas últimas e relações carga-deslocamento, mostraram boa concordância entre o modelo em elementos finitos e os resultados experimentais, validando portanto, a precisão do modelo proposto. O modelo em elementos finitos proposto foi utilizado para a realização de uma análise paramétrica em que foram estudadas a esbeltez da alma e a rigidez das mesas das vigas soldadas.

Shanmugam *et al* [1], propuseram um modelo tridimensional em elementos finitos para o estudo das vigas soldadas. Os apoios e as condições de carregamento das vigas experimentais foram simulados no modelo numérico pela restrição dos graus de liberdade apropriados. As figuras abaixo mostram típicos modelos em elementos finitos. As almas, mesas e enrijecedores foram modelados por elementos de casca compostos por oito nós, apresentando cinco graus de liberdade por nó.

Almas finas, na prática, não são perfeitamente retas. Adicionalmente, há uma distorção extensiva devido à soldagem e, portanto, é essencial representar apropriadamente

estas imperfeições no modelo em elementos finitos. Uma imperfeição geométrica correspondente a uma flambagem elástica na alma foi introduzida no modelo em elementos finitos. Tal imperfeição foi efetuada baseando-se numa análise de autovalores, que exigiu que o modelo numérico fosse avaliado duas vezes. Na primeira vez em que o modelo foi avaliado, uma análise para a determinação do autovalor de flambagem elástica na estrutura sem imperfeições foi realizada, para se estabelecer os prováveis modos de colapso. Adicionalmente, o modelo foi avaliado novamente, introduzindo-se uma imperfeição na geometria da viga pela adição dos modos de flambagem na estrutura perfeita, modos estes que foram determinados na primeira vez em que o modelo foi avaliado.

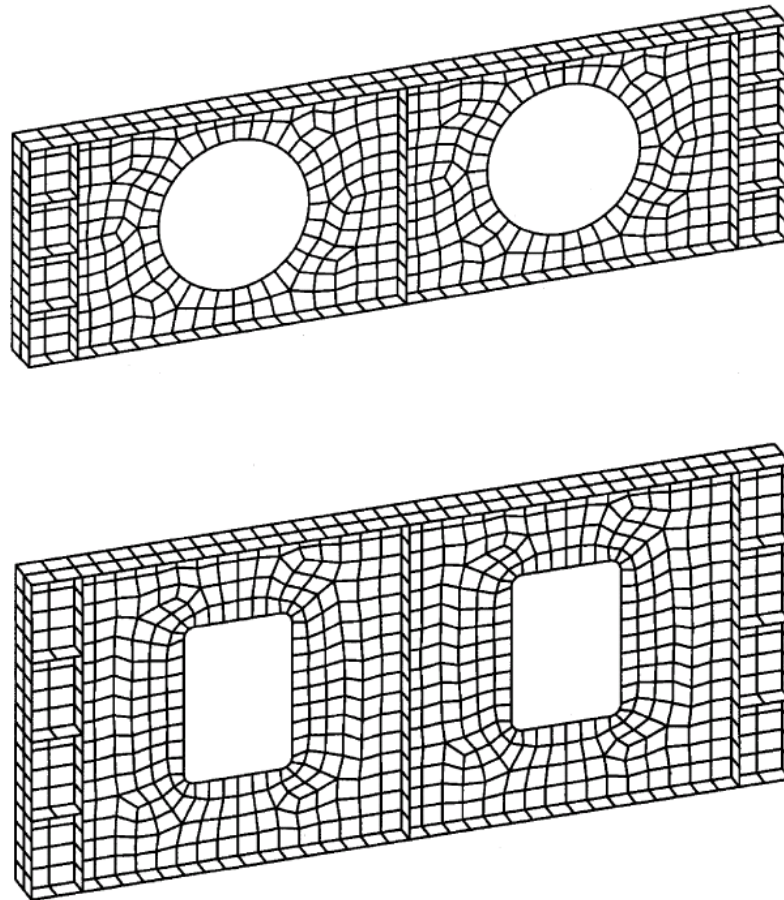


Figura 2.16 – Modelos em elementos finitos [1]

O modelo em elementos finitos apresentado acima foi utilizado para analisar vigas soldadas contendo furos circulares (figura 2.17) e retangulares (figura 2.18) de diferentes tamanhos na alma.

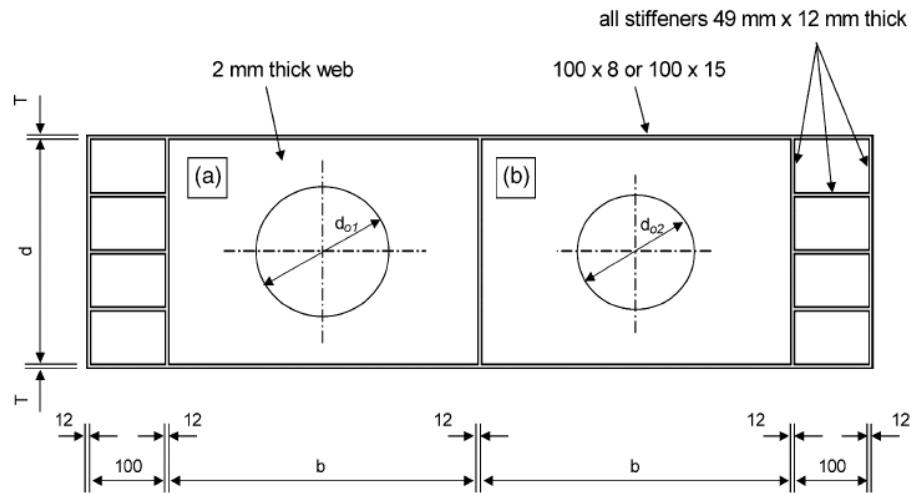


Figura 2.17 – Painéis com aberturas circulares [1]

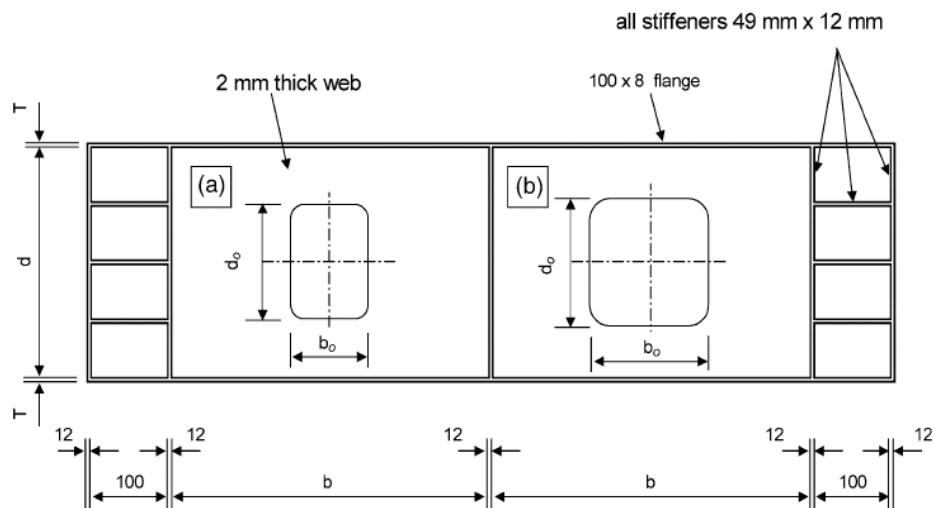


Figura 2.18 – Painéis com aberturas retangulares [1]

A variação da carga última das vigas soldadas em relação ao tamanho da abertura na alma para as vigas com furos circulares é mostrada na figura 2.19, na qual os resultados dos modelos em elementos finitos estão plotados juntamente com os resultados experimentais. A figura mostra que a carga de ruína decresce continuamente com o aumento da abertura na alma e que o decréscimo da capacidade de carga é aproximadamente linear. Pode-se notar ainda que os pontos dos resultados experimentais estão bastante próximos dos respectivos pontos obtidos pelo modelo dos elementos finitos.

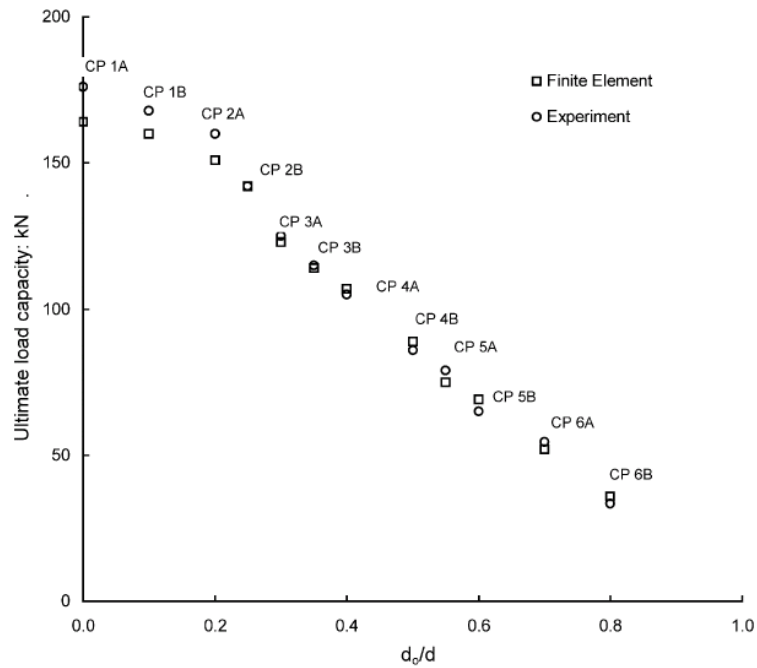


Figura 2.19 – Carga última x tamanho da abertura (furos circulares) [1]

Nas figuras que se seguem pode ser observado que o campo de tração verificado nas vigas experimentais pode ser previsto pelo modelo em elementos finitos. Tais observações reforçam o fato de que os modelos em elementos finitos são capazes de prever o comportamento completo de vigas soldadas com aberturas na alma submetidas à flexão.

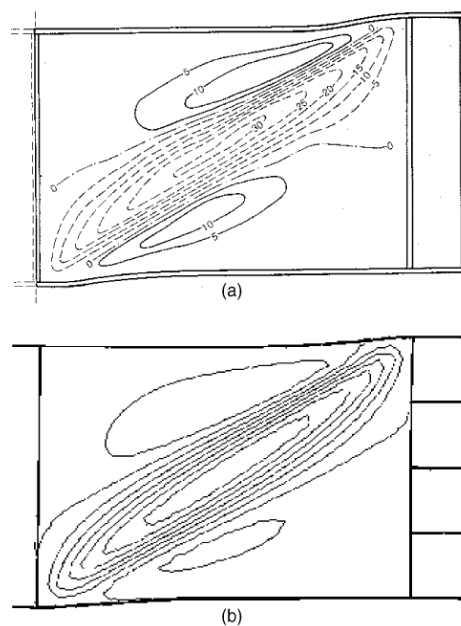


Figura 2.20 – Campos de tração: a) Viga experimental; b) Modelo em elementos finitos [1]

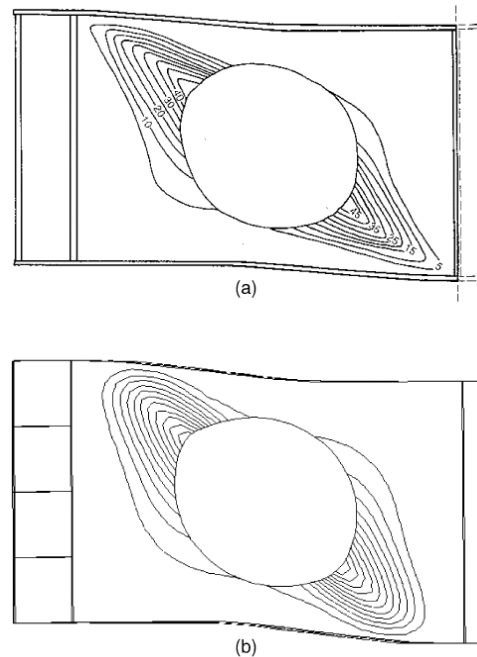


Figura 2.21 – Campos de tração: a) Viga experimental; b) Modelo em elementos finitos [1]

Em 2004, Lian e Shanmugam deram continuidade a seus trabalhos sobre a abertura de furos em vigas soldadas [1], publicando um artigo sobre o dimensionamento de vigas soldadas curvadas horizontalmente, contendo aberturas circulares nas almas [18]. Neste artigo, os autores apresentam um método de dimensionamento simples para a previsão da resistência última ao cisalhamento destas vigas soldadas. A solução é obtida pela incorporação dos efeitos de curvatura e do tamanho da abertura em uma equação de equilíbrio para vigas soldadas retas (sem curvatura) contendo aberturas na alma. Foi observado no estudo paramétrico que a capacidade última de carga decresce linearmente com o aumento do grau de curvatura para as vigas curvas que apresentam aberturas de tamanho reduzido. Nenhum decréscimo significativo na capacidade última de carga é observado, entretanto, quando o tamanho da abertura na alma excede metade da altura da viga. A precisão da equação proposta foi avaliada pela comparação dos resultados com os resultados encontrados com o método dos elementos finitos, assim como, pela comparação com os resultados experimentais disponíveis.

O método corrente para se estimar a capacidade última de carga de vigas soldadas retas com alma sem furos é baseado na abordagem do campo de tração proposta por Porter *et al.* [19] e Narayanan e Der Avanessian [20,21]. Este método consiste em avaliar a resistência da viga soldada como a soma de três contribuições: A carga crítica elástica na alma, a carga suportada pela tensão de membrana desenvolvida na fase pós-crítica e a carga suportada pelas mesas quando o colapso é iminente. Posteriormente, Narayanan e Der Avanessian [20,22] aprimoraram o método para que o mesmo pudesse contemplar a existência de furos na alma das vigas soldadas. Uma hipótese adicional feita para as

equações de equilíbrio aproximadas é de que a largura da banda do campo de tração desenvolvido ao longo de uma banda diagonal, que suporta a carga aplicada no estágio pós-crítico, é reduzida pela maior dimensão do furo (figura 2.22).

No estágio pós-crítico, a carga adicional é suportada pela tensão de membrana desenvolvida na alma. A tensão de membrana forma duas bandas de tração, uma acima e a outra abaixo das aberturas, conforme pode ser visto na figura 2.23. Este fenômeno foi observado no modelo de flambagem visto nas vigas testadas por Narayanan e Rockey [23]. As mesas suportam parte do carregamento. Quando o colapso está próximo de ocorrer, a resistência ao momento das mesas é igual ao momento de plastificação. A carga última da viga soldada é obtida pela soma da contribuição devido à rigidez das mesas à carga suportada pela alma.

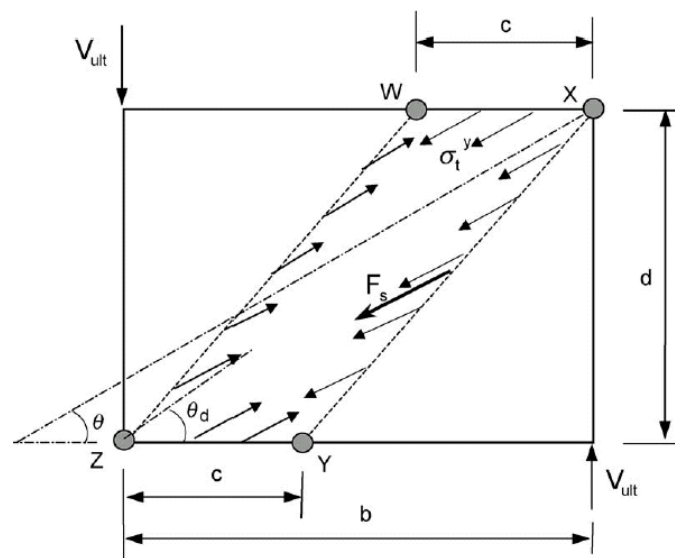


Figura 2.22 – Campo de tração em um painel sem furo [18]

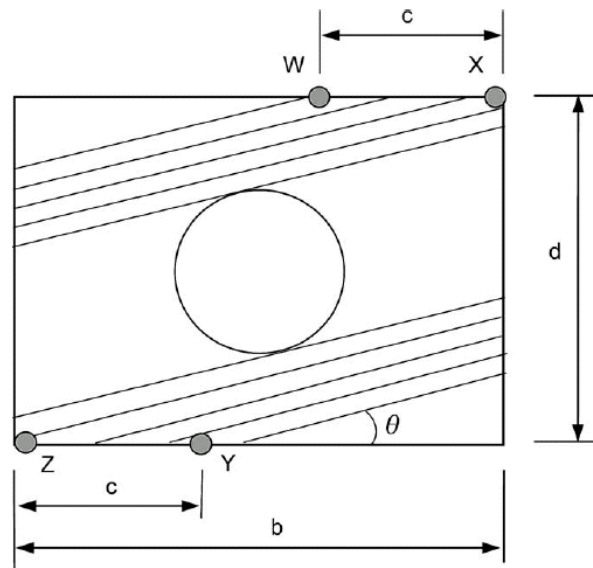


Figura 2.23 – Campo de tração em um painel com furo [18]

Os mais importantes parâmetros físicos que afetam o comportamento de vigas soldadas retas contendo aberturas na alma, submetidas à carga última são: Esbeltez da alma, relação entre a altura e a largura do painel da alma (d/b), proporção do furo em relação à altura da viga, rigidez das mesas e dos “T’s” superior e inferior. Um parâmetro adicional que influencia o comportamento de vigas soldadas curvadas horizontalmente é a sua curvatura. No estudo desenvolvido por Lian e Shanmugam [18], foi dada atenção especial ao grau de curvatura e ao tamanho da abertura na alma, mantendo-se os outros parâmetros constantes.

Foram estudadas 48 vigas soldadas curvadas horizontalmente, contendo oito curvaturas diferentes e cinco diferentes tamanhos de abertura. Cada estudo foi conduzido nos modelos pela variação de um parâmetro em particular, enquanto os outros parâmetros foram mantidos constantes. Um modelo tridimensional em elementos finitos foi empregado no estudo paramétrico (figura 2.24). As vigas foram analisadas até a ruína e foram obtidos todos os valores de carga última.

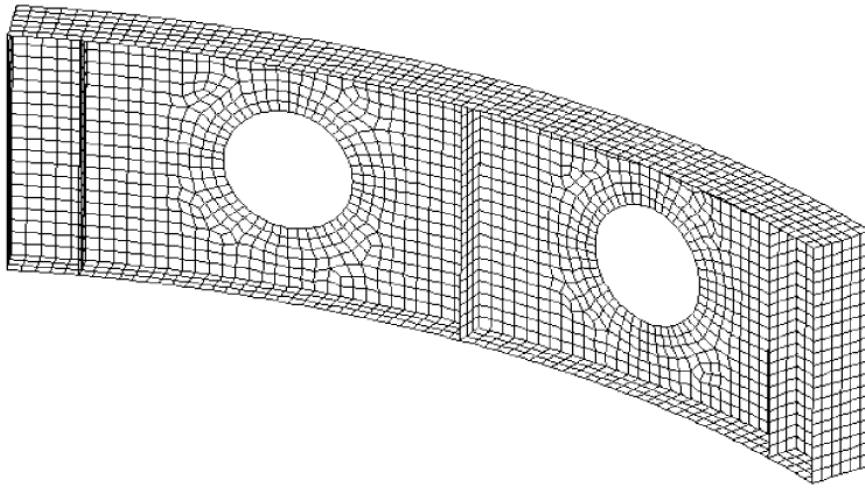


Figura 2.24 – Modelo em elementos finitos [18]

A variação da carga última em relação ao grau de curvatura é mostrada na figura 2.25. O decréscimo na carga última devido ao acréscimo no grau de curvatura pode ser observado na figura. A relação de decréscimo é aproximadamente linear para todos os tamanhos de abertura. Para as vigas contendo a relação entre o diâmetro do furo e a altura do painel (d_o/d) maior do que 0,5, nenhuma redução na resistência devido ao aumento no grau de curvatura é observada. Tais observações foram similares às verificadas nas vigas experimentais.

Um método de equilíbrio para a previsão da resistência última ao cisalhamento de vigas soldadas retas com furos circulares na alma, proposto por Narayanan e Der Avanessian [22, 24] foi empregado para a previsão da carga última das vigas soldadas (curvadas horizontalmente) escolhidas para as análises paramétricas, e os resultados foram comparados com os obtidos pelo método dos elementos finitos.

A comparação dos resultados mostra que o método de equilíbrio pode prever com razoável precisão a capacidade última de carregamento de vigas soldadas curvadas horizontalmente para as vigas que apresentam um grau de curvatura menor do que 20° . Uma superestimativa de capacidade de carregamento é observada entretanto, para outras situações em que o grau de curvatura excede 20° .

Tal fato sugere que um fator de redução para se levar em conta os efeitos da curvatura deveria ser incluído na equação de dimensionamento. Equações empíricas para a previsão da carga última de vigas soldadas curvadas horizontalmente, foram então desenvolvidas no trabalho de Lian e Shanmugam [18], equações estas que incorporaram coeficientes de correção na equação de equilíbrio original, de modo que a nova equação de equilíbrio pudesse apresentar resultados razoáveis para os casos das vigas que possuem grau de curvatura superior a 20° .

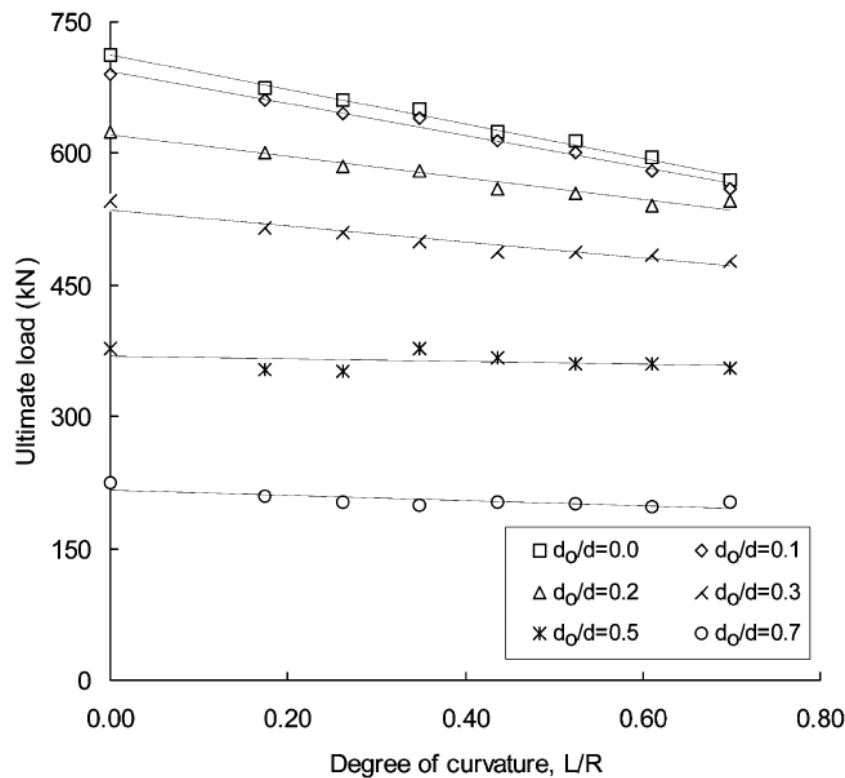


Figura 2.25 – Variação da carga última em relação ao grau de curvatura [18]

Os experimentos que deram suporte ao desenvolvimento do trabalho de Lian e Shanmugam [18], foram descritos detalhadamente em artigo assinado pelos mesmos autores [25]. Neste artigo, são apresentados minuciosamente todos os procedimentos necessários à execução dos ensaios, bem como os equipamentos utilizados para o rompimento das vigas e os sistemas de aquisição de dados empregados. Os materiais utilizados na montagem das vigas, assim como o processo de soldagem e as precauções tomadas para que os ensaios se tornassem o mais fidedigno possível também podem ser encontradas neste artigo. Os modelos em elementos finitos utilizados para a comparação com os testes experimentais são igualmente descritos neste trabalho, assim como o confronto dos resultados percebidos para os modelos experimentais e para os modelos numéricos, quais sejam: Modos de ruína, gráficos carga-deslocamento, carga última, deformada da estrutura e comportamento dos campos de tração. As figuras 2.26, 2.27 e 2.28 ilustram os experimentos realizados.

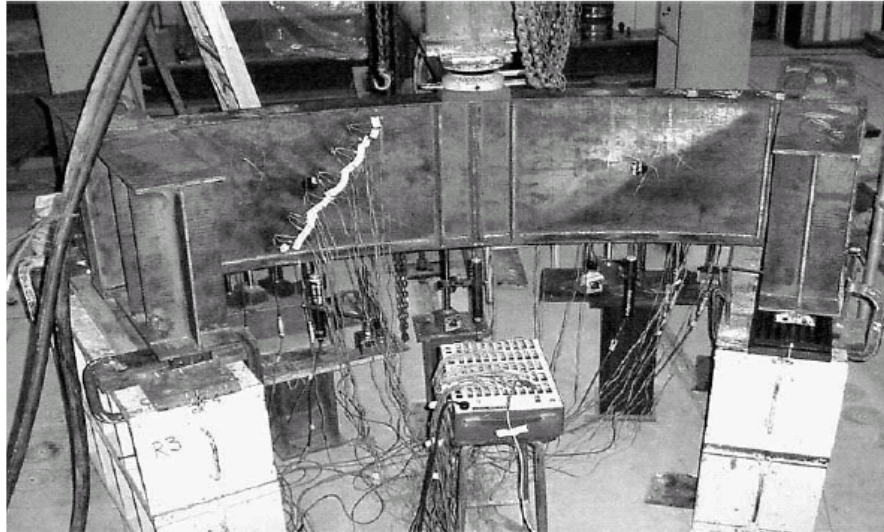


Figura 2.26 – Instrumentação do ensaio das vigas soldadas curvas [25]

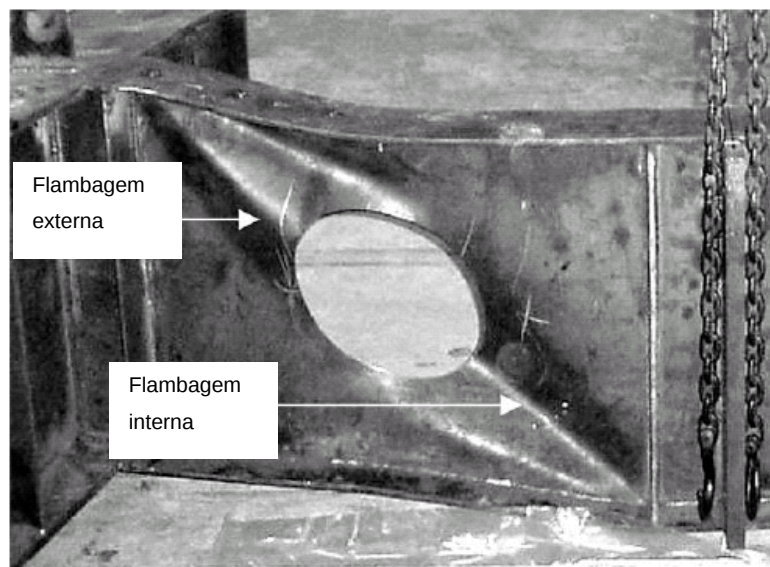


Figura 2.27 – Alma da viga após o ensaio [25]

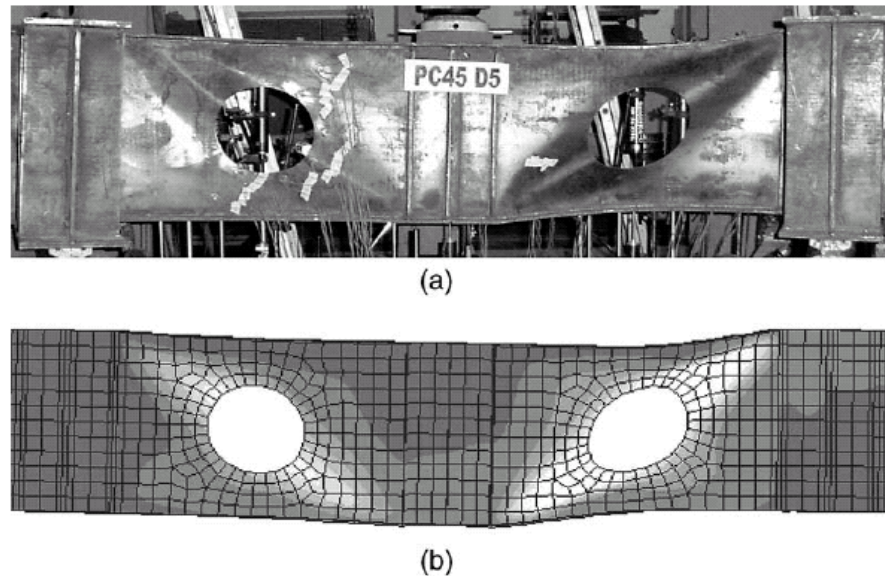


Figura 2.28 – a) Viga experimental; b) Modelo em elementos finitos [25]

• 2.2.3. Vigas de aço

Nesta seção serão descritos resumidamente alguns trabalhos acerca de vigas de aço com furo na alma, ou seja, vigas que fazem uso apenas do material de que são constituídas para resistirem aos esforços atuantes.

Em 2001, Chung *et al* [2] publicaram um importante trabalho sobre o mecanismo de *Vierendeel* em vigas de aço com aberturas circulares na alma. Segundo os autores, no método de dimensionamento corrente para este tipo de vigas, a capacidade de carga das vigas é assumida estar limitada pela formação de rótulas plásticas no “tê superior” no lado de menor momento, LMS (*low moment side*) do furo. Além disso, uma fórmula de interação linear é utilizada para avaliar a capacidade ao momento dos “T’s” acima e abaixo dos furos, quando submetidos a esforços axiais e de cisalhamento simultâneos. O método é considerado conservador, pois a formação de rótulas plásticas no “T” superior no lado de menor momento (LMS) das aberturas na alma nem sempre causa a falha. As vigas são capazes de suportar carga adicional até que sejam desenvolvidas quatro rótulas plásticas em posições críticas nas seções perfuradas, para a formação de um mecanismo de *Vierendeel*. Além disso, a redução na capacidade ao momento dos “T’s” submetidos a esforços axiais e de cisalhamento simultâneos, é menos severa do que a prevista pela fórmula de interação linear.

O artigo apresenta uma investigação do mecanismo de *Vierendeel* em vigas de aço com furos circulares na alma, basendo-se em estudos analíticos e numéricos. O método de dimensionamento corrente é analisado em detalhes com as rótulas plásticas formadas no

lado de menor momento (LMS) e no lado de maior momento (*high moment side*) das aberturas na alma. Um modelo em elementos finitos é então estabelecido, incorporando-se as não-linearidades geométricas e de material, para que a redistribuição de carga ao longo da abertura na alma possa estar representada adequadamente. De acordo com os autores, a resistência à flexão dos “T’s” superior e inferior quando submetidos a esforços axiais e de cisalhamento simultâneos, pode ser avaliada pelo modelo em elementos finitos. Finalmente, uma curva empírica de interação flexão-cisalhamento nas seções perfuradas é proposta para o dimensionamento prático de vigas de aço com furos circulares na alma.

A presença de furos na alma de vigas de aço introduz três diferentes modos de ruína nas seções perfuradas:

- Falha por cisalhamento devido à capacidade reduzida ao cisalhamento;
- Falha por flexão devido à reduzida capacidade ao momento;
- Mecanismo de *Vierendeel*, conforme mostrado na figura 2.29, devido à formação de quatro rótulas plásticas nos “T’s”, oriundas da transferência de cisalhamento lateral ao longo da abertura da alma.

Geralmente, as resistências ao cisalhamento e ao momento fletor das seções perfuradas podem ser prontamente avaliadas. Contudo, as resistências ao momento dos “T’s” quando submetidos aos esforços locais de flexão são relativamente difíceis de serem avaliadas na presença de esforços axiais e de cisalhamento simultâneos, devido ao momento fletor global atuante na viga. Além disso, é necessária a utilização de dimensionamento plástico para incorporar a formação das quatro rótulas plásticas nos “T’s”, objetivando uma previsão aprimorada da capacidade de carga das vigas.

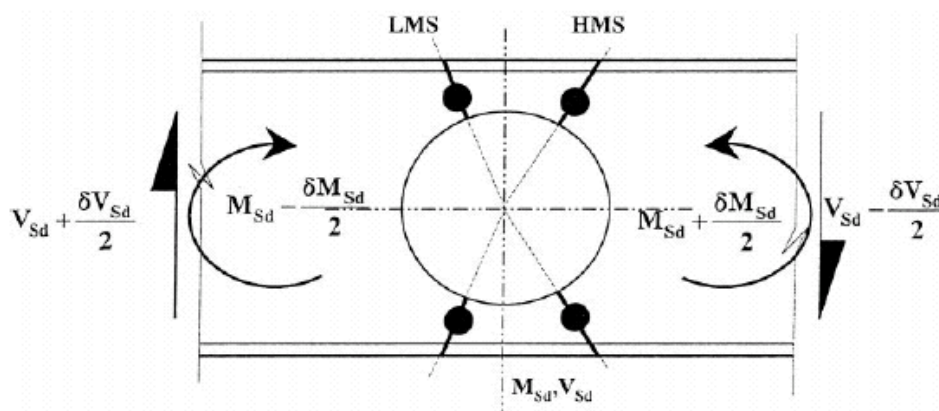


Figura 2.29 – Mecanismo de *Vierendeel* ao longo de um furo circular [2]

A investigação do trabalho de Chung et al [2], foi dividida em duas partes: Estudo analítico do método de dimensionamento corrente e modelagem em elementos finitos do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas.

No estudo analítico do método de dimensionamento corrente, são descritos os mecanismos de formação das rótulas plásticas, assim como, são exibidas curvas de interação flexão-cisalhamento que podem ser utilizadas para a previsão das capacidades aos referidos esforços globais atuantes nos centros dos furos das vigas. Finalmente, são apontadas pelos autores [2] algumas deficiências no método de dimensionamento corrente. Segundo Chung et al [2], o método de dimensionamento corrente adapta uma abordagem simplificada na qual somente as rótulas plásticas nos “T’s” no lado de menor momento (LMS) são consideradas. Contudo, depois do começo do escoamento nos “T’s”, uma capacidade de carga adicional das vigas pode ser alcançada devido à redistribuição de esforços ao longo da abertura da alma. É geralmente esperado que quatro rótulas plásticas sejam necessárias para o desenvolvimento e formação de um mecanismo de *Vierendeel*. Adicionalmente, o método de dimensionamento corrente considera que a resistência ao momento dos “T’s” seja reduzida linearmente de acordo com a magnitude das forças axiais simultâneas. Contudo, é provável que a interação flexão-cisalhamento seja menos severa na realidade do que a prevista pelo método corrente, e uma outra abordagem menos conservadora seja apropriada.

Baseado na modelagem em elementos finitos do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas, foi proposta uma curva empírica de interação flexão-cisalhamento para o dimensionamento prático de vigas de aço com furo circular na alma.

Dando continuidade a seu trabalho sobre a investigação do mecanismo de *Vierendeel* em vigas de aço com furo circular na alma [2], Chung et al publicaram um novo artigo em 2003 [26] que versa sobre o dimensionamento de vigas de aço, com aberturas de diferentes tamanhos e formas, na alma. Em tal artigo, os autores propõem um método de dimensionamento empírico que faz uso de uma curva de flexão-cisalhamento generalizada, para a previsão das resistências aos esforços globais que atuam no centro do furo das vigas.

O mecanismo de *Vierendeel* é sempre crítico em vigas de aço com furo na alma. Enquanto a profundidade da abertura da alma controla as falhas por flexão e por cisalhamento das seções perfuradas, é o comprimento da abertura na alma que controla o mecanismo de *Vierendeel*, que por sua vez depende das resistências locais ao cisalhamento e à flexão dos “T’s” superior e inferior.

Segundo Chung et al [26], a comparação entre as curvas de interação flexão-cisalhamento 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 flexão-cisalhamento generalizada para a avaliação da capacidade de carga de todas as vigas de aço. Como a força de cisalhamento global causa as falhas por cisalhamento e o mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas, o efeito da flexão de *Vierendeel* localizada atuando nos “T’s” pode ser incorporado através de uma redução na capacidade de resistência ao cisalhamento global das seções perfuradas. Partindo-se desta idéia, os autores propuseram uma resistência ao cisalhamento global que levasse em conta os dois efeitos: Falha por mecanismo de *Vierendeel* e por cisalhamento. Uma resistência dupla ao cisalhamento global foi, portanto estabelecida e seus valores para as aberturas de diferentes formas e tamanhos na alma foram obtidos diretamente da investigação através do método dos elementos finitos.

Adicionalmente, um parâmetro indicativo, o parâmetro “*Vierendeel*”, foi estabelecido para se avaliar o grau de importância do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas. Através da comparação entre as proporções utilizadas da resistência à flexão e ao cisalhamento, (“m” e “v”), e do parâmetro *Vierendeel*, (“ v_i ”), os modos críticos de falha nas seções perfuradas sob diferentes “m” e “v” podem ser prontamente avaliados.

Em uma seção perfurada submetida a momento global ($M_{o,Sd}$) e a uma força de cisalhamento global ($V_{o,Sd}$), três ações locais são induzidas nos “T’s” superior e inferior, como mostrado na figura abaixo:

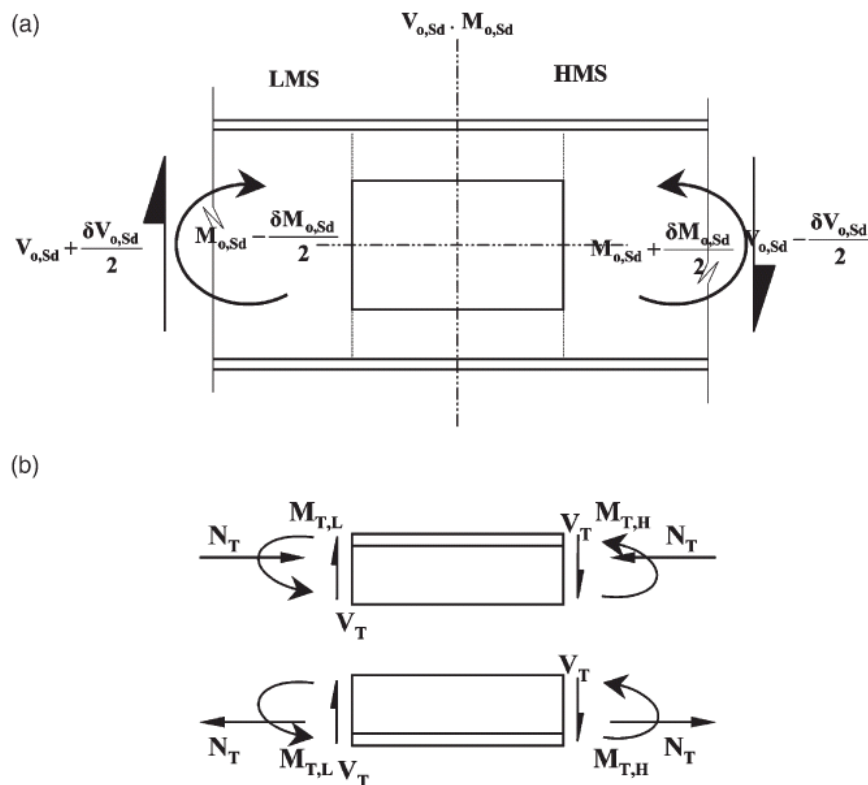


Figura 2.30 – Distribuição de esforços na seção perfurada [26]

- Força axial no “T”, N_T , devido ao momento global $M_{o,Sd}$;
- Força de cisalhamento no “T”, V_T , devido à força de cisalhamento global $V_{o,Sd}$;
- Momento local no “T”, M_T , devido à transferência da força de cisalhamento $V_{o,Sd}$, ao longo do comprimento da abertura.

De acordo com Chung et al [26], uma revisão global das recomendações de projeto [5, 8, 27, 28], mostra que em geral, há duas abordagens de projeto na avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com furos na alma:

- Abordagem da seção “T”: Nesta abordagem, a seção perfurada é considerada constituída por dois “T’s” que são separados por uma distância que depende da altura do furo, e todas as ações globais são representadas como esforços locais. A estabilidade estrutural das vigas de aço depende da capacidade de resistência dos “T’s” submetidos a esforços simultâneos axiais, de cisalhamento e de flexão. Geralmente, os métodos de dimensionamento com esta abordagem são complicados e o esforço de cálculo é considerável. A precisão dos métodos depende da precisão de um número de regras de dimensionamento contra os respectivos modos de falha. Contudo, devido à complexidade dos problemas, expressões aproximadas de dimensionamento são frequentemente apresentadas para reduzir o esforço de cálculo, conduzindo a resultados conservadores;
- Abordagem da seção perfurada: Nesta abordagem, a seção perfurada é a seção crítica a ser considerada no dimensionamento, e a estabilidade estrutural das vigas de aço depende da capacidade de resistência da seção perfurada submetida a esforços simultâneos globais de cisalhamento e de flexão. Curvas simples e empíricas de interação flexão-cisalhamento são frequentemente utilizadas, e portanto, os métodos de dimensionamento são geralmente considerados simples e adequados para os engenheiros em seu dimensionamento prático. Contudo, os métodos de dimensionamento são de alguma forma restritivos, com aplicações limitadas, e frequentemente são muito conservadores.

O projeto de investigação de Chung et al [26], foi dividido em duas partes:

- Investigação em elementos finitos: Baseado em modelos em elementos finitos com não-linearidades geométricas e de material, estabelecidos para vigas de aço com aberturas circulares na alma, um estudo paramétrico foi realizado 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 da investigação em elementos finitos, um método empírico de dimensionamento para vigas de aço com aberturas na alma de vários tamanhos e formas foi desenvolvido, através do uso de uma curva de interação flexão-cisalhamento generalizada.

As curvas de interação flexão-cisalhamento obtidas através do método dos elementos finitos são apresentadas da figura 2.31 a 2.34 onde foram consideradas as configurações geométricas apresentadas na figura 2.35. As curvas de interação flexão-cisalhamento para oito formas de abertura com três tamanhos de abertura, submetidas à variadas relações m/v em vigas de aço de quatro tamanhos diferentes são arrumadas de uma maneira racional para fácil comparação e referência. A força global de cisalhamento, $V_{o,Sd}$, e o momento global, $M_{o,Sd}$, no centro da seção perfurada, foram normalizados em relação às respectivas capacidades de resistência aos esforços globais das seções perfuradas, $V_{o,Rd}$ e $M_{o,Sd}$. Todas as curvas de interação apresentaram-se similares em suas formas. Tal fato confirma a adequabilidade de uma curva de interação flexão-cisalhamento generalizada para o dimensionamento das seções perfuradas de várias formas e tamanhos. Deve ser notado que a despeito da variação dos tamanhos e das formas das aberturas na alma, todas as curvas convergem para o mesmo ponto de interseção “x”, apresentando a mesma resistência à flexão sob cisalhamento global nulo, desde que as aberturas na alma tenham a mesma profundidade. Contudo, todas as curvas apresentam diferentes pontos de interseção “y”, ou seja, diferentes capacidades ao cisalhamento nas seções perfuradas sob momento global nulo, provavelmente devido aos diferentes momentos locais de *Vierendeel* atuando nos “T’s” superior e inferior.

A fim de se compreender os efeitos das formas e dos tamanhos das aberturas na resistência das seções perfuradas, é importante relacionar a profundidade da abertura, d_o , e o comprimento crítico de abertura, c , da seguinte maneira:

- Cisalhamento e momento global atuando na seção perfurada;
- Esforços locais axiais, de cisalhamento e de flexão simultâneos atuando nos “T’s” superior e inferior.

Geralmente, um aumento na profundidade da abertura, d_o , sempre reduz a resistência ao cisalhamento e ao momento das seções perfuradas, e portanto, as falhas por cisalhamento e por flexão das seções perfuradas são controladas pela magnitude de d_o . Contudo, enquanto um aumento no comprimento da abertura, c , não afeta a resistência ao cisalhamento e à flexão das seções perfuradas, tal incremento aumenta diretamente o

momento local de *Vierendeel* atuante nos “T’s”, e portanto, promove o mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas. Consequentemente, para furos na alma com os mesmos valores de d_o , mas com diferentes valores de c , a capacidade de carga das seções perfuradas é inversamente proporcional aos valores de c .

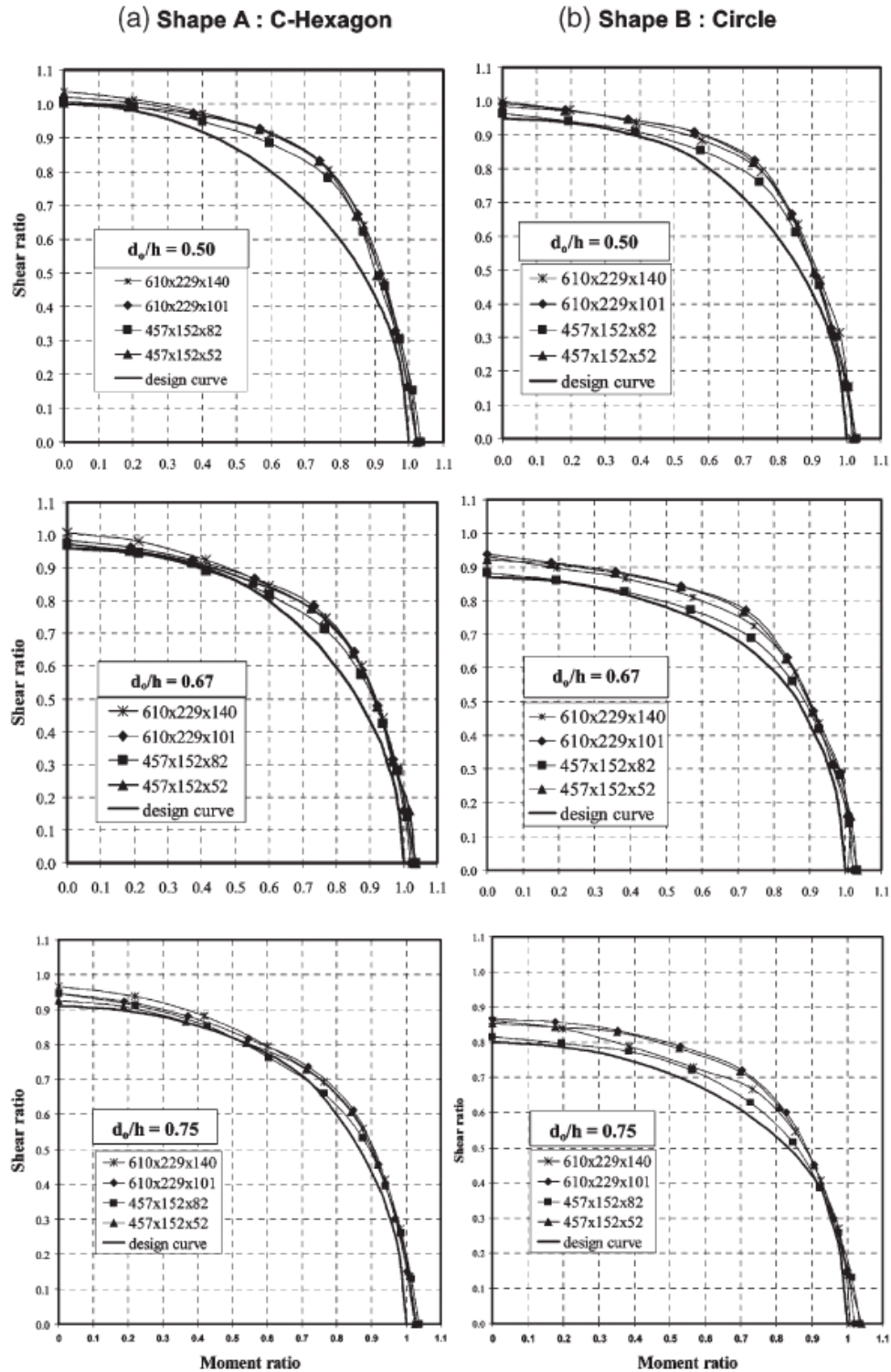


Figura 2.31 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26]

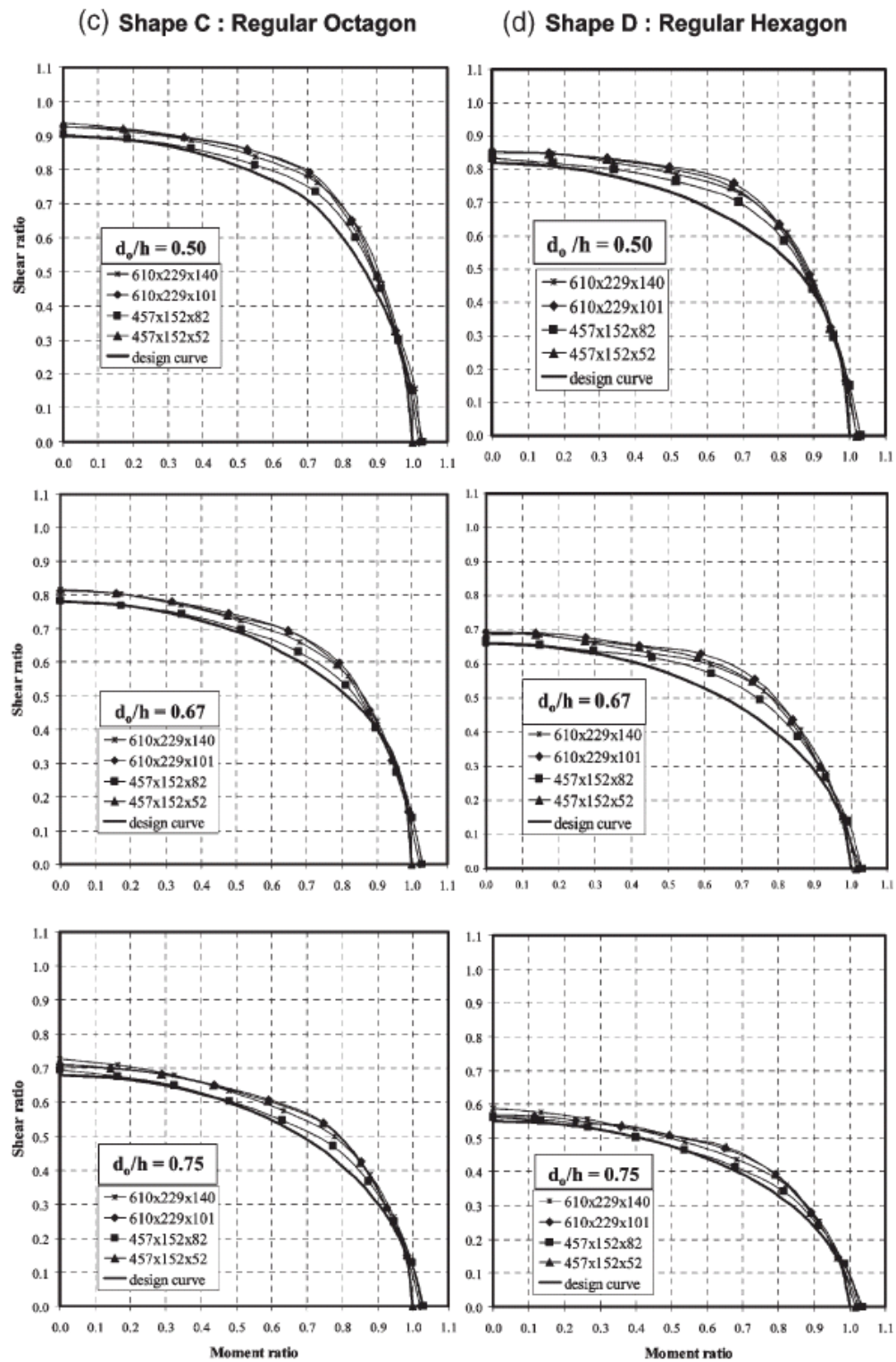


Figura 2.32 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26]

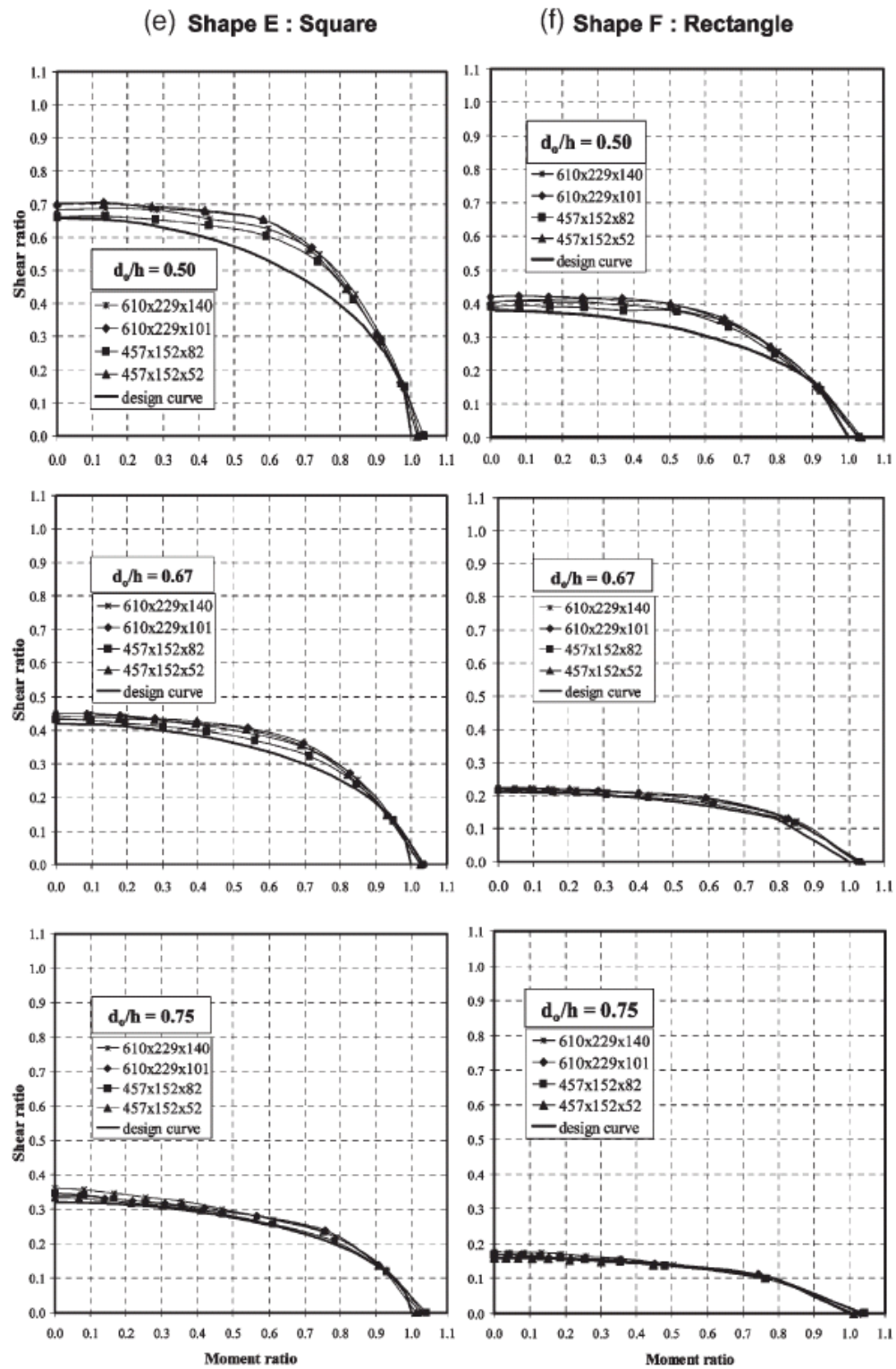


Figura 2.33 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26]

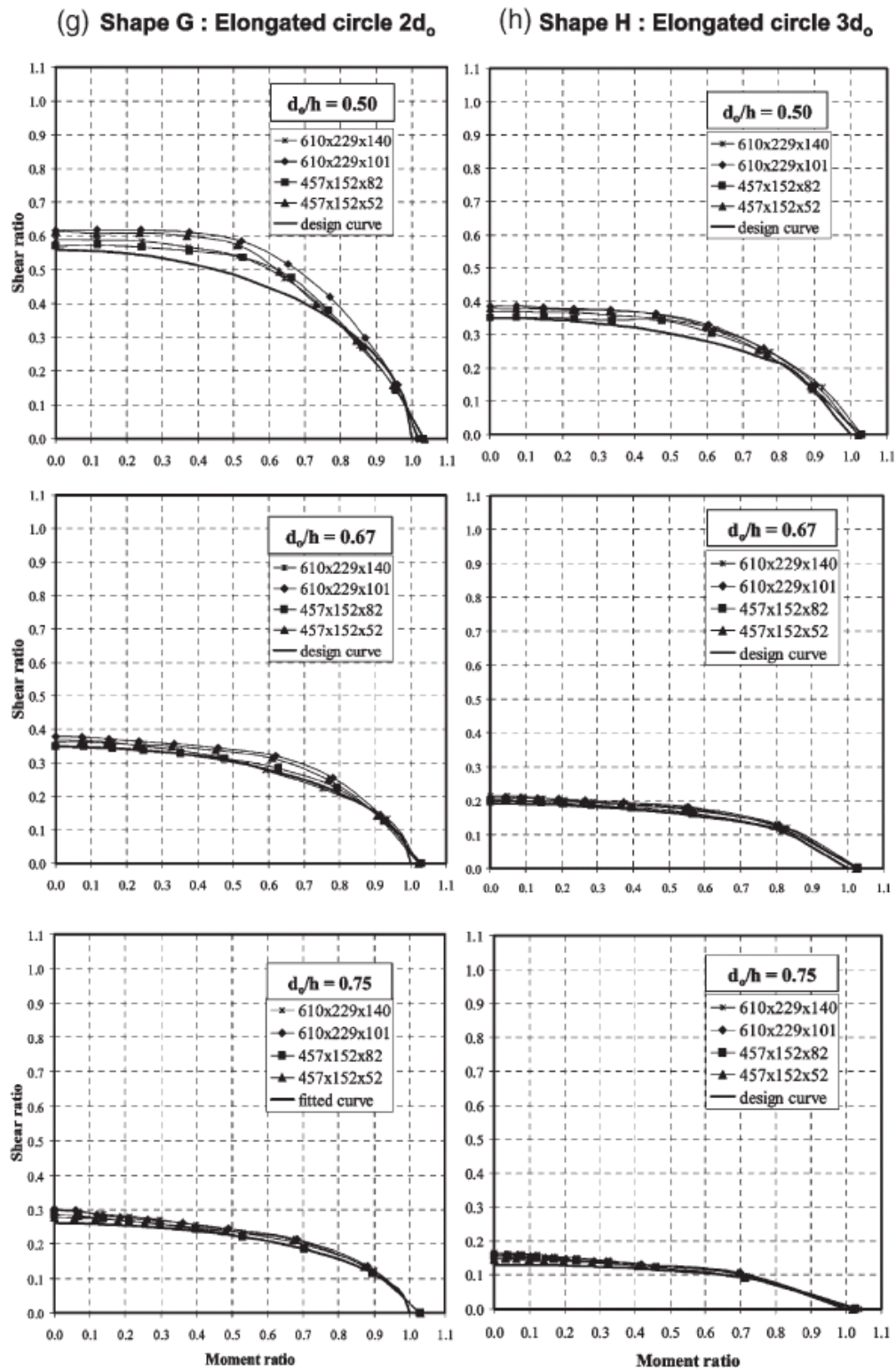


Figura 2.34 – Curvas de interação flexão-cisalhamento [26]

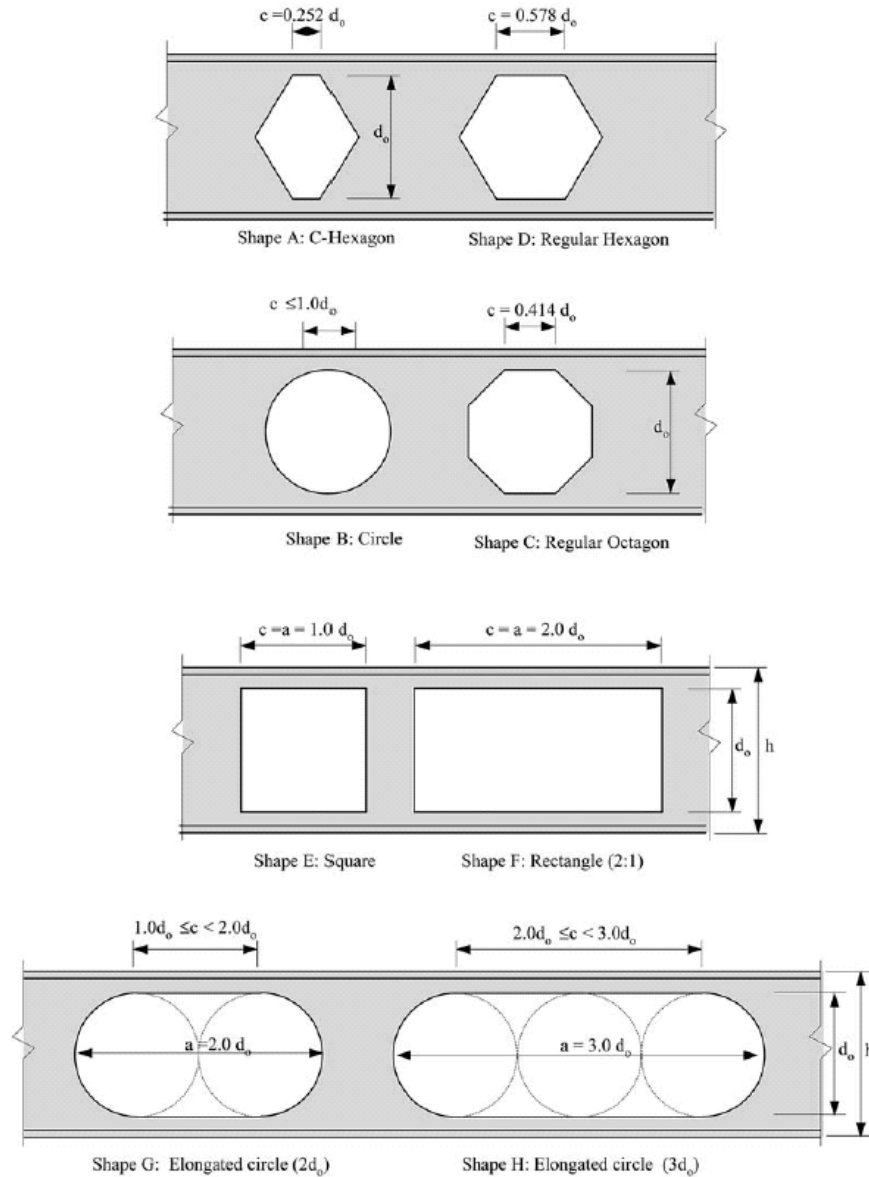


Figura 2.35 – Configurações geométricas das aberturas na alma [26]

Pode ser conveniente considerar que as ruínas por cisalhamento e por mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas são primariamente causadas pelo cisalhamento global. A resistência ao cisalhamento global das seções perfuradas atinge seu valor máximo na ausência de forças axiais devido ao momento global. Qualquer aumento no momento global na seção perfurada irá induzir esforços axiais locais nos “T’s”, promovendo escoamento local dos “T’s” e portanto, colapso das seções perfuradas, como mostrado na figura 2.36. Para seções perfuradas submetidas a momentos globais significativos, a capacidade de resistência ao cisalhamento global será reduzida fortemente.

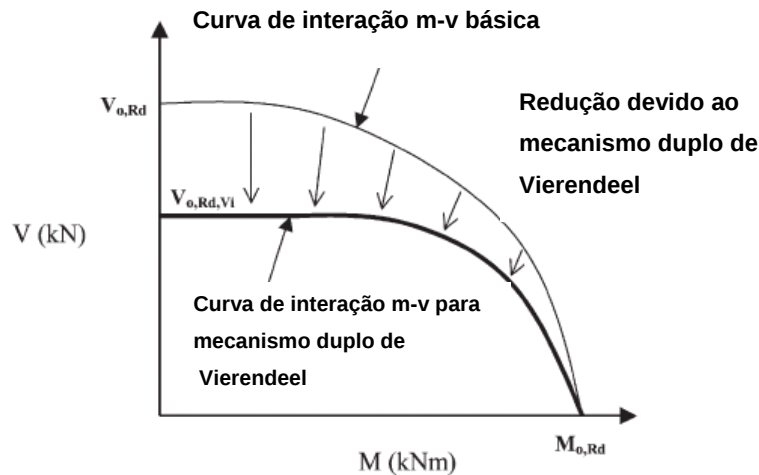


Figura 2.36 – Redução na curva de interação flexão-cisalhamento [26]

A apresentação das fórmulas de dimensionamento para vigas de aço com furo na alma, bem como o desenvolvimento do parâmetro *Vierendeel* e a curva de interação flexão-cisalhamento generalizada proposta por Chung *et al* [26], estarão contemplados no capítulo três da presente dissertação.

O método empírico de dimensionamento proposto por Chung *et al* [26] através de uma curva de interação flexão-cisalhamento generalizada para vigas de aço com aberturas de tamanhos e formas variadas na alma, foi desenvolvido baseado em uma análise paramétrica utilizando o método dos elementos finitos. Tal análise é descrita detalhadamente em artigo publicado por Liu e Chung [29], onde podem ser observados os modelos numéricos, as curvas carga-deslocamento, os modos de ruína e os modelos de escoamento observados na região ao redor dos furos após as falhas das vigas.

3. Normas e Procedimentos de Dimensionamento

3.1. Introdução

Existe um grande número de normas e procedimentos de dimensionamento para vigas mistas e vigas de aço com aberturas na alma. A seguir, serão apresentadas as normas e procedimentos mais relevantes propostas por autores consagrados no estudo deste campo de pesquisa das estruturas de aço.

3.2. Recomendações gerais de dimensionamento

De acordo com Chung et al [2], existe um grande número de recomendações de dimensionamento [5, 8, 27, 28, 33] disponíveis na literatura para vigas de aço e mistas com aberturas retangulares na alma. Existe um número de diferentes métodos para a consideração dos efeitos de esforços axiais e de cisalhamento simultâneos na avaliação das resistências ao momento dos “T’s”. As normas de dimensionamento são complicadas e diferem significativamente entre si, dependendo da metodologia de dimensionamento adotada, e também da precisão e do esforço de cálculo envolvido.

Para vigas de aço com abertura circular na alma, a maioria das normas de dimensionamento são aplicáveis utilizando uma abertura retangular equivalente de dimensões modificadas, como sugerido por Redwood [34]. Todavia, devido à simplicidade da abordagem, a capacidade de carregamento das vigas de aço é sempre subestimada significativamente.

A distribuição elástica de tensões nas vigas com aberturas circulares significativas foi examinada por Chan e Redwood [35] usando a teoria da elasticidade e a análise de vigas curvas. A fim de se avaliar a capacidade de carga de vigas de aço com múltiplas aberturas circulares na alma de uma forma explícita, um método de dimensionamento [6] baseado nos trabalhos de pesquisa de Olander [36] foi desenvolvido no *Steel Construction Institute* em 1990. O método foi posteriormente incorporado à emenda A2 do Eurocode 3 [37]: Parte 1.1: Anexo N, após pequenas modificações. Contudo, para vigas de aço com furo circular individual na alma, o uso de um conjunto diferente de regras de dimensionamento aproximadas foi recomendado no anexo N.

Para chapas dobradas a frio, uma extensa investigação experimental [38] foi realizada com aberturas circulares e retangulares, em seções C (enrijecidas) e em seções sigma, e um conjunto de regras de dimensionamento complementares ao BS5950: Parte 5 foi proposto [39], após calibração utilizando o resultado de ensaios experimentais.

Conforme comentado no capítulo dois, uma revisão global das recomendações de projeto [5, 8, 27, 28] mostra que, em geral, há duas abordagens de projeto na avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com furos na alma:

- Abordagem da seção “T”: Nesta abordagem, a seção perfurada é considerada constituída por dois “T’s” que são separados por uma distância que depende da altura do furo, e todas as ações globais são representadas como esforços locais. A estabilidade estrutural das vigas de aço depende da capacidade de resistência dos “T’s” submetidos a esforços simultâneos axiais, de cisalhamento e de flexão. Geralmente, os métodos de dimensionamento com esta abordagem são complicados e o esforço de cálculo é considerável. A precisão dos métodos depende da precisão de um número de regras de dimensionamento contra os respectivos modos de falha. Contudo, devido à complexidade dos problemas, expressões aproximadas de dimensionamento são frequentemente apresentadas para reduzir o esforço de cálculo, conduzindo a resultados conservadores.
- Abordagem da seção perfurada: Nesta abordagem, a seção perfurada é a seção crítica a ser considerada no dimensionamento, e a estabilidade estrutural das vigas de aço depende da capacidade de resistência da seção perfurada submetida a esforços simultâneos globais de cisalhamento e de flexão. Curvas simples e empíricas de interação flexão-cisalhamento são frequentemente utilizadas, e portanto, os métodos de dimensionamento são geralmente considerados simples e adequados para os engenheiros em seu dimensionamento prático. Contudo, os métodos de dimensionamento são de alguma forma restritivos, com aplicações limitadas, e frequentemente são muito conservadores.

A seguir, será exibido um conjunto de recomendações de dimensionamento proposto por Chung e Lawson [4] para vigas mistas utilizando perfis laminados a quente, com aberturas retangulares consideráveis. O método de dimensionamento pode ser estendido para vigas mistas com uma série de aberturas regulares (circulares ou hexagonais), ou para vigas soldadas. A mesma abordagem pode ser aplicada para as vigas de aço quando o efeito da ação mista é ignorado.

Alguns critérios de projeto já foram mencionados no capítulo dois, mas é conveniente citá-los novamente antes da apresentação das fórmulas de dimensionamento propostas por Chung e Lawson [4].

Um pré-requisito para as vigas mistas com aberturas retangulares ou circulares é de que a viga mista original, ou seja, sem furo na alma, seja rígida o bastante para os requisitos globais de projeto. O projeto de vigas mistas com grandes aberturas na alma é fortemente influenciado pela proporção relativa do cisalhamento e da flexão na posição da abertura. Critérios adicionais de projeto na posição da abertura devem ser considerados:

a) Resistência ao cisalhamento

A resistência ao cisalhamento da seção mista perfurada deverá ser suficiente para suportar o esforço cortante solicitante na região da abertura. Geralmente, a laje de concreto também contribui na resistência ao esforço cortante, e testes têm mostrado que a largura efetiva da laje que participa na resistência ao cisalhamento é de pelo menos três vezes a espessura da laje. Contudo, este esforço de cisalhamento é desenvolvido por forças de tração nos conectores de cisalhamento, e não deverá exceder à resistência ao arrancamento dos mesmos.

b) Resistência ao momento fletor

A resistência à flexão da viga mista perfurada deve ser suficiente para suportar o momento fletor solicitante, considerando a interação parcial dos conectores de cisalhamento na posição da abertura, caso necessário. Por esta razão, os furos na alma das vigas mistas não devem ser posicionados na região próxima aos apoios, onde o grau de interação dos conectores de cisalhamento é baixo. Além disso, a seção perfurada de aço deverá possuir suficiente resistência à flexão para suportar os carregamentos que incidem na estrutura durante a fase de construção.

c) Resistência à flexão de *Vierendeel*

A flexão de *Vierendeel* ocorre na viga mista ao redor da abertura da alma devido à transferência dos esforços de cisalhamento ao longo do furo. A resistência à flexão de *Vierendeel* depende das resistências locais à flexão dos “T’s” e pode ser aumentada significativamente pela incorporação da ação mista entre o “T” superior e a laje de concreto. A resistência total à flexão de *Vierendeel* deverá exceder o esforço de cisalhamento multiplicado pelo comprimento da abertura (ou seu comprimento efetivo para aberturas não

retangulares). Frequentemente, enrijecedores horizontais soldados abaixo e acima da abertura são necessários para aumentar a resistência à flexão de *Vierendeel*.

d) Flambagem local da mesa

A borda não reforçada da alma acima da abertura pode flambar localmente sob compressão devido à ação do momento fletor global. A flambagem local pode ser levada em consideração pelo uso de seções transversais efetivas ao se avaliar as seções transversais dos “T’s”. A flambagem local da mesa do perfil de aço será prevenida pelo uso de perfis de Classe 1 ou 2 (seções plásticas ou compactas).

e) Flambagem da alma

A transferência de esforços ao redor da abertura leva à compressão vertical local na alma, que pode causar flambagem se a esbeltez da alma for alta. A flambagem da alma na região entre furos pouco espaçados também poderá ocorrer quando tal região está sujeita à esforços de cisalhamento horizontal de grande intensidade, nos locais próximos aos apoios. Enrijecedores verticais na alma raramente são usados, mas poderiam ser usados em perfis esbeltos.

f) Avaliação da flecha

Cada furo na alma conduz a uma deflexão adicional no meio do vão devido aos efeitos de cisalhamento e flexão. Frequentemente, a deflexão adicional devido a uma abertura é pequena (tipicamente menos que 2% daquela que ocorreria numa viga mista não perfurada), mas pode ser significativa quando somada a uma série de grandes aberturas, como é o caso das vigas celulares, por exemplo.

O método de dimensionamento proposto por Chung e Lawson [4] foi formulado como um procedimento passo a passo no estilo das regras de dimensionamento do Eurocode 4 Parte 1.1 [5], e utilizando-se os princípios de dimensionamento relevantes e a nomenclatura do Eurocode 4. O sufixo “Rd” refere-se à resistência de cálculo da seção ou componente. Deve ser notado que a força de cisalhamento global e o momento fletor global devem ser avaliados no centro da abertura.

A seguir, serão apresentadas as fórmulas de dimensionamento propostas por Chung e Lawson [4]:

A1: Em uma abertura, a resistência ao cisalhamento vertical de uma alma não reforçada é dada por:

$$V_{a,Rd} = 0,577 \frac{f_y}{\gamma_a} \times 0,9(A_{v1} + A_{v2}) \quad (3.1)$$

Onde A_{v1} e A_{v2} são as áreas cisalhadas dos “T’s” superior e inferior respectivamente, f_y é a resistência ao escoamento do aço e γ_a é o coeficiente de segurança parcial para o aço.

Se $A_{v1} > 2A_{v2}$, então A_{v2} pode ser ignorada nesta equação. Se o raio de concordância do perfil laminado é ignorado, o coeficiente 0,577 pode ser aumentado para 0,6. Para uma alma reforçada satisfazendo os requisitos de **A7**, o fator de 0,9 pode ser aumentado para 1,0.

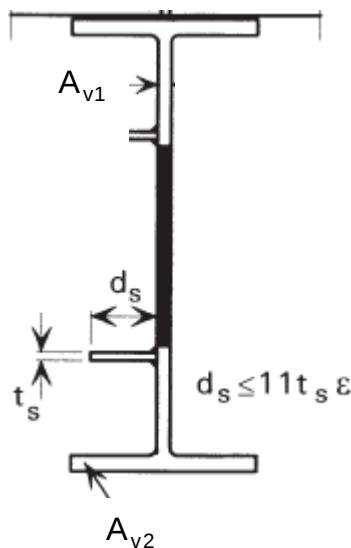


Figura 3.1 – Áreas cisalhadas dos “T’s” superior e inferior [4]

A força de cisalhamento atuante na alma da seção mista perfurada é dada por:

$$V_{a,Sd} = V_{Sd} - V_{C,Rd} \quad (3.2)$$

Onde V_{Sd} é a força de cisalhamento atuante no centro da abertura, e $V_{C,Rd}$ é a resistência ao cisalhamento da porção sólida da laje de concreto atuante em uma largura efetiva de $3d_s$, onde d_s é a espessura da laje.

A resistência ao cisalhamento da laje de concreto é obtida do ENV 1992-1-1 [40], mas é limitada por $V_{C,Rd} \leq 0,3P_{Rd}$, onde P_{Rd} é a resistência ao cisalhamento de um conector de cisalhamento obtida do ENV 1994-1-1[40].

A2: A espessura da alma dos “T’s” pode ser reduzida na presença de forças de cisalhamento elevadas, como se segue:

$$\frac{t_{eff}}{t} = 1 - \left[\frac{2V_{a,Sd}}{V_{a,Rd}} - 1 \right]^2 \quad \text{para} \quad \frac{V_{a,Sd}}{V_{a,Rd}} > 0,5 \quad (3.3)$$

Onde t_{eff} é a espessura efetiva da alma sob cisalhamento elevado, e t é a espessura real da alma. Esta espessura efetiva da alma é usada no cálculo das propriedades efetivas em **A3**, **A7**, e **A8**. Para força de cisalhamento menor do que $0,5V_{a,Rd}$, t_{eff} é igual a t .

A3: A máxima força de tração que pode ser desenvolvida no “T” inferior da viga é dada por:

$$T_{Rd1} = \frac{A_b f_y}{\gamma_a} \quad (3.4)$$

Onde A_b é a área da seção transversal do “T” inferior baseada em t_{eff} mais qualquer reforço horizontal devidamente soldado. A máxima força de compressão que pode ser desenvolvida na laje de concreto no lado de menor momento da abertura é dada pelo menor valor de:

$$F_{Rd,0} = N_1 P_{Rd} \leq F_{c,Rd} \quad (3.5)$$

$$F_{C,Rd} \leq \frac{0,85}{\gamma_c} f_{ck} b_{eff} h_c \quad (3.6)$$

Onde:

b_{eff} é a largura efetiva da laje de concreto sendo igual a $0,5x$, para uma viga interna;

h_c é a espessura sólida da laje de concreto;

f_{ck} é a resistência característica à compressão do concreto;

γ_c é o coeficiente de segurança parcial do concreto (igual a 1,5);

x é a distância da extremidade da abertura até o apoio mais próximo;

N_1 é o número de conectores de cisalhamento encontrados no comprimento x .

A4: Geralmente, a interação parcial existe neste ponto, x , onde, a máxima força de compressão desenvolvida no “T” superior é dada por:

$$T_{Rd2} = T_{Rd1} - F_{Rd,0} \leq \frac{A_t f_y}{\gamma_a} \quad (3.7)$$

Onde A_t é a área da seção transversal do “T” superior baseada em t_{eff} , mais qualquer reforço horizontal devidamente soldado. O grau da interação é definido de acordo com a força transferida, como em **A6**.

A5: Para interação parcial, a resistência plástica à flexão da viga mista na posição da abertura é dada por:

$$M_{Rd,0} = T_{Rd1}(D + d_s - y_b - 0,5y_c) - T_{Rd2}(d_s + y_t - 0,5y_c) \quad (3.8)$$

Onde:

D é a altura da viga de aço;

d_s é a espessura da laje de concreto;

y_b e y_t são as distâncias dos centróides do “T” inferior e do “T” superior respectivamente, até a extremidade externa de cada mesa;

y_c é a espessura do concreto em compressão (conservadoramente, $y_c \approx d_s$).

A6: As forças de tração, T_1 e T_2 , que são desenvolvidas nos “T’s” inferior e superior dependem da proporção do momento atuante na posição da abertura, e são dadas aproximadamente por:

$$\frac{T_1}{T_{Rd1}} = \frac{T_2}{T_{Rd2}} = \frac{M_{Sd}}{M_{Rd,0}} \quad (3.9)$$

Onde M_{Sd} é o momento solicitante no centro da abertura.

O grau de interação, nos conectores de cisalhamento, desenvolvido na abertura deverá ser tal que a força de compressão desenvolvida na laje exceda a força de compressão desenvolvida no “T” superior neste ponto, ou:

$$F_{Rd,0} \geq T_2 \quad (3.10)$$

Este grau de interação mínimo é consistente com os testes experimentais. Por esta razão, a ação mista deveria ser ignorada quando as aberturas estão localizadas mais próximas do que $0,1L$ dos apoios.

A7: A resistência à flexão combinada de *Vierendeel* devido à flexão local no “T” inferior é reduzida sob a presença de forças de cisalhamento e de tração atuantes nas seções, e é dada por:

$$M_{v1Rd} = 2M_{Rd1} \left[1 - \left(\frac{T_1}{T_{Rd1}} \right)^n \right] \quad (3.11)$$

Onde:

$n = 1$ se a área da seção transversal do reforço horizontal abaixo da abertura exceder 30% da área da mesa inferior. Caso contrário, ou para almas não reforçadas, $n = 2$;

M_{Rd1} é a resistência plástica à flexão do “T” inferior baseada em t_{eff} , junto com qualquer reforço horizontal devidamente soldado;

A8: A resistência à flexão combinada de *Vierendeel* do “T” superior deriva-se em duas partes:

$$M_{v2,Rd} = 2M_{Rd2} \left[1 - \left(\frac{T_2}{T_{Rd2}} \right)^n \right] \quad (3.12)$$

Onde:

$n = 1$ or 2 , como apresentado em **A7**.

M_{Rd2} é a resistência plástica à flexão do “T” superior baseada em t_{eff} , junto com qualquer reforço horizontal devidamente soldado.

A resistência adicional à flexão de *Vierendeel* devido à ação mista local entre o “T” superior e a laje de concreto é dada por:

$$M_{vc,Rd} = F_{Rd,1}(d_s + y_t) + h_c(T_1 - T_2) \left[1 - \frac{T_1 - T_2}{F_{C,Rd}} \right] \quad (3.13)$$

Onde:

$F_{Rd,1} = N_2 P_{Rd}$ e N_2 é o número de conectores de cisalhamento encontrados no comprimento $(l + d_s)$ acima da abertura.

A9: A resistência total à flexão local de *Vierendeel* é dada pela soma das componentes em **A7** e **A8**, e deve satisfazer:

$$V_{Sd} l \leq M_{v1,Rd} + M_{v2,Rd} + M_{vc,Rd} \quad (3.14)$$

A10: O comprimento efetivo, l , da abertura é dado por:

- $l =$ ao próprio comprimento da abertura para aberturas retangulares;
- $l = 0,45 \times$ diâmetro da abertura para aberturas circulares;
- $l = 0,60 \times$ largura da abertura para aberturas hexagonais.

É necessário prevenir a flambagem local da alma não reforçada adjacente a uma abertura e os requisitos de dimensionamento podem ser resumidos como:

A11: A altura efetiva de uma alma não reforçada acima de uma abertura é dada por:

$$d_{\text{eff}} = d_t \sqrt{1 - \left(\frac{38t\varepsilon}{l} \right)^2} \quad (3.15)$$

Onde:

d_t é a altura da alma abaixo do raio de concordância de um perfil laminado, e

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.16)$$

Se $d_{\text{eff}} \leq 11t\varepsilon$, a alma não reforçada é pelo menos classe 2. Os limites da relação $\frac{d_t}{t}$ estão definidos na tabela 3.1. Qualquer porção da altura da alma excedendo d_{eff} deverá ser ignorada no cálculo das propriedades em **A7** e **A8**. Se $l < 38t\varepsilon$, a alma não reforçada é pelo menos classe 2.

A altura efetiva da alma não reforçada, ou de qualquer reforço horizontal, deverá satisfazer os critérios das classes 1 ou 2, a fim de que as propriedades plásticas possam ser utilizadas.

Tabela 3.1 – Limites de esbeltez para a porção da alma acima da abertura [4]

Limites para esbeltez de almas não reforçadas (aço S275)

ℓ/d_t		2	3	5	7	10	≥ 12
$d_t/t \leq$	S275	20.3	15.5	12.4	11.3	10.8	10.2
	S355	17.9	13.6	10.9	10.0	9.5	9.0

Os mesmos limites se aplicam à altura da alma não reforçada abaixo da abertura, embora neste caso a seção esteja submetida à tração, que estabiliza a alma.

A12: A borda vertical não reforçada da alma adjacente a uma abertura deve ser verificada à flambagem como uma coluna, através da consideração de uma força de compressão de $\frac{V_{Sd}}{2}$ atuando sobre uma largura efetiva de alma igual a $0,5d_0$, para almas não reforçadas e $0,5(d_0 + l_s - l)$ para almas com reforço horizontal acima e abaixo da abertura da alma, onde:

d_0 é a altura da abertura, e l_s é o comprimento total do reforço soldado.

Em ambos os casos, a altura efetiva da alma para efeitos da verificação à flambagem é igual a d_0 , e sua esbeltez é portanto $\frac{3,5d_0}{t}$. Para aberturas circulares, a altura efetiva é tomada como $0,7d_0$. Nenhuma verificação à flambagem da alma será necessária se os seguintes limites de esbeltez da alma forem satisfeitos:

- $\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon$ para almas não reforçadas;
- $\frac{d}{t} \leq 65\varepsilon$ para almas com reforço horizontal acima e abaixo da abertura da alma.

Se um reforço vertical for projetado adjacente à abertura, ele deverá ser dimensionado para resistir a uma força de compressão de $\frac{V_{Sd}}{2}$ aplicada no topo do reforço vertical.

A13: Nos locais onde as bordas de aberturas adjacentes estão mais próximas do que $2d_0$, a força de compressão atuante na alma da região entre aberturas (web post), $\frac{V_{Sd}}{2}$, deverá ser aumentada por um fator de:

- $\frac{2d_0}{s}$ para aberturas retangulares;
- $\frac{2d_0}{(s + d_0)}$ para aberturas circulares.

Onde:

s é a distância entre as bordas de aberturas adjacentes. A estabilidade da alma deve ser verificada conforme descrito em **A11**.

No estado limite de serviço, não é necessária a verificação de tensões locais existentes ao redor das aberturas, pois qualquer plastificação local terá efeito limitado na deflexão da viga. Contudo, as aberturas contribuem para o aumento das deflexões devido aos efeitos elásticos causados pelas variações locais na rigidez a flexão e na rigidez ao corte, ao longo do vão da viga mista.

A14: Para uma viga mista submetida a um carregamento distribuído, a deflexão adicional no meio do vão devido aos esforços de flexão, devido a uma abertura única, δ_b , é dada por:

$$\frac{\delta_b}{\delta_0} = 19,2 \left(1 - \frac{x}{L} \right) \left(\frac{x}{L} \right)^2 \frac{I}{L} \left(\frac{EI}{EI_0} - 1 \right) \quad (3.17)$$

Onde:

EI_0 é o momento de inércia da viga mista perfurada;

EI é o momento de inércia da viga mista sem abertura na alma;

δ_0 é a deflexão no meio do vão da viga mista não perfurada devido à flexão;

L é o vão da viga;

x é a posição de uma abertura em relação ao apoio mais próximo, e I é o comprimento efetivo da abertura (conforme **A10**).

A15: Para uma viga mista submetida a um carregamento distribuído, a deflexão adicional no meio do vão da viga devido à flexão local de *Vierendeel*, δ_s , é dada por:

$$\frac{\delta_s}{\delta_0} = 0,8 \left(1 - \frac{2x}{L} \right) \left(\frac{I}{L} \right)^3 \left(\frac{EI}{EI_v} \right) \quad (3.18)$$

Onde:

EI_v é o momento de inércia de um “T”, levando em consideração qualquer efeito médio da ação mista ou variação da altura da alma acima ou abaixo da abertura;

$EI_v = \infty$ para uma viga mista sem abertura na alma.

A16: A deflexão total no meio do vão de uma viga mista com uma abertura na alma é obtida pela soma das seguintes componentes:

$$\delta_0 + \delta_s + \delta_b \quad (3.19)$$

Para uma viga mista com uma série contínua de aberturas, as deflexões devido a todas as aberturas deverão ser consideradas. A deflexão adicional total no meio do vão de uma viga mista com uma série de aberturas regulares em relação a uma viga mista sólida tende ao seguinte valor: $0,2\delta_0 \frac{d_0}{D}$

Além das aberturas usuais concêntricas nas almas das vigas, outros tipos de abertura podem ser utilizados dependendo da necessidade. A seguir, serão apresentados alguns casos de aberturas não concêntricas.

Para uma viga mista com uma abertura circular, o comprimento efetivo da abertura deve ser tomado como $0,45d_0$, onde d_0 é o diâmetro da abertura, e a altura efetiva da abertura deve ser tomada como $0,9d_0$, como exibido na figura 3.2. Portanto, os efeitos da flexão de *Vierendeel* são menos críticos neste caso, e as resistências ao cisalhamento puro e à flexão pura tendem a controlar o dimensionamento das vigas mistas com aberturas circulares.

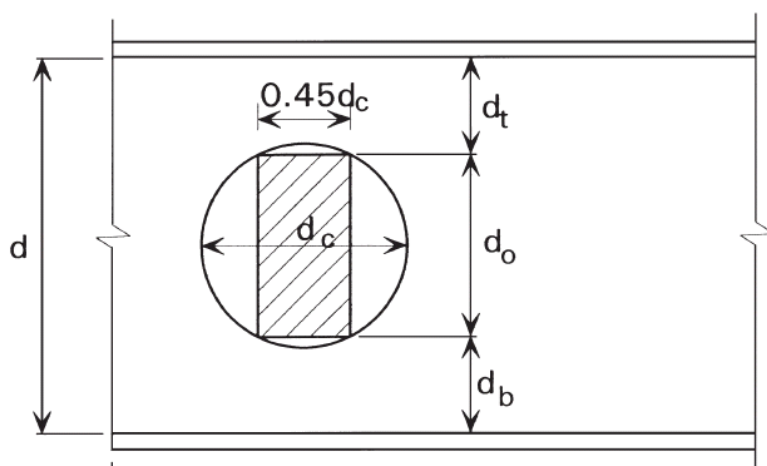


Figura 3.2 – Tamanho efetivo de uma abertura circular [4]

Para vigas mistas com uma série de aberturas circulares, a tensão de cisalhamento horizontal na região entre aberturas é frequentemente tão elevada quanto a tensão de cisalhamento vertical na alma perfurada. Além disso, forças de cisalhamento horizontal elevadas podem causar flambagem lateral por torção na região entre furos pouco espaçados, mas a análise deste caso não pode ser realizada através de cálculo sem o auxílio de uma ferramenta computacional.

Frequentemente deseja-se utilizar uma abertura excêntrica na alma, para que haja uma altura maior de alma acima da abertura. Isto é desejável na prática quando, por exemplo, uma tubulação de serviço precisa atravessar uma viga em uma região para a qual converge uma viga secundária. A análise neste caso é simplificada porque todo o esforço de cisalhamento e flexão de *Vierendeel* serão resistidos pelo “T” superior. Tal situação é ilustrada na figura abaixo.

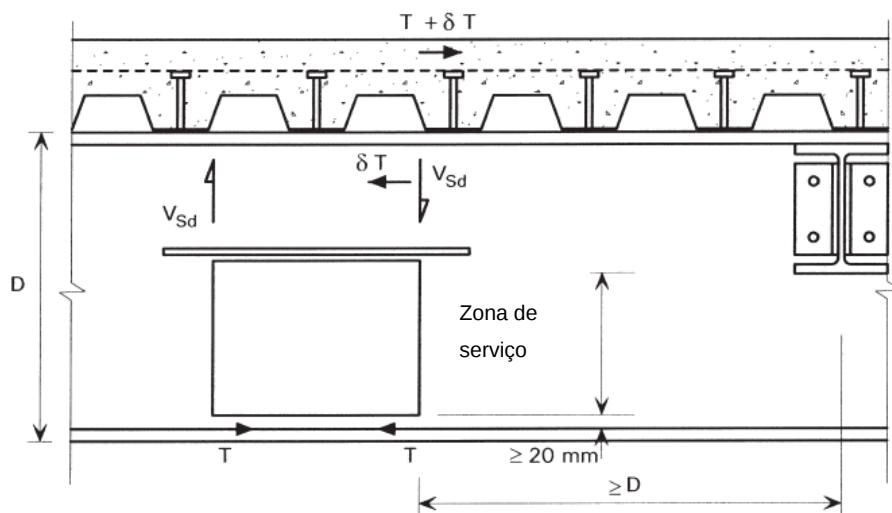


Figura 3.3 – Utilização de uma viga com furo excêntrico [4]

Uma abordagem similar pode ser adotada para vigas recortadas, onde uma porção da mesa inferior e da alma, é recortada para propiciar a passagem de tubulações de serviço próximo a colunas, como pode ser observado na figura 3.4. A alma recortada é reforçada para que possa resistir ao momento solicitante, e sua resistência à flexão frequentemente determina o comprimento máximo da área recortada.

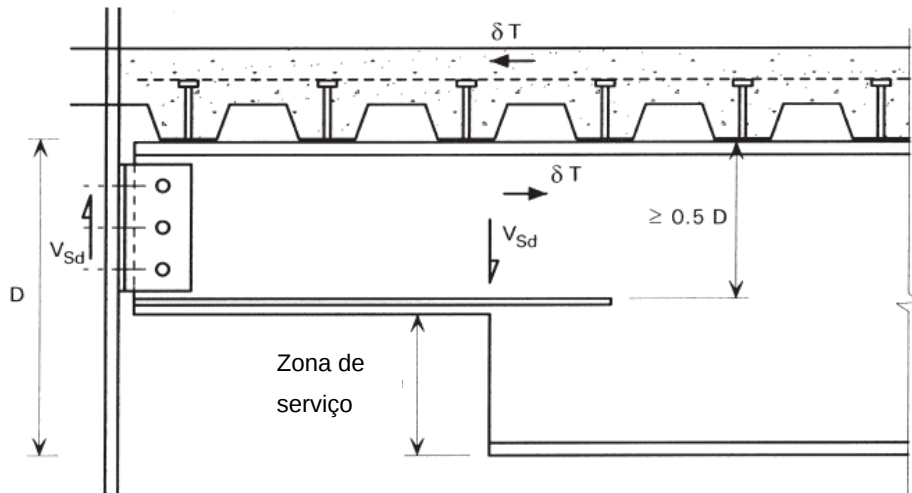


Figura 3.4 – Detalhes de uma viga recortada [4]

Nos casos em que há a necessidade de execução de múltiplas aberturas nas almas das vigas, forças diagonais de tração são geradas na alma. Estas forças causam compressão local adjacente às aberturas, conforme pode ser observado na figura 3.5. Estas forças se originam devido à taxa de mudança da força de tração no “T” inferior e podem ser analisadas considerando-se a alma como sendo uma coluna com um comprimento efetivo igual à altura da abertura. Geralmente, aberturas retangulares adjacentes deveriam manter uma distância entre si de pelo menos a altura da viga D .

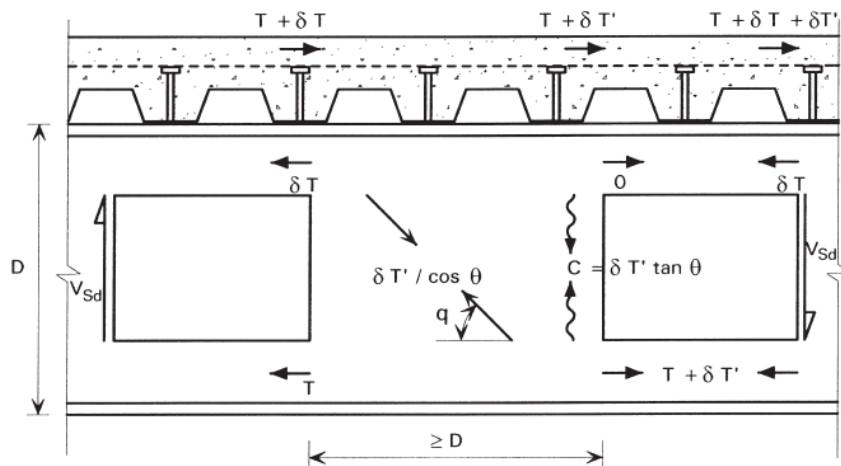


Figura 3.5 – Forças entre aberturas adjacentes em uma viga mista [4]

De acordo com Chung e Lawson [4], tabelas simplificadas de dimensionamento podem ser elaboradas para determinar rapidamente os tamanhos máximos e as posições permitidas para aberturas retangulares em vigas mistas, em função dos seguintes fatores:

- A proporção de utilização da resistência à flexão no meio do vão, S_b . Tal proporção é a razão entre o momento solicitante e a resistência plástica à flexão da viga mista sem abertura na alma.
- A proporção de utilização da resistência ao cisalhamento nos apoios, S_v . Tal proporção é a razão entre a força de cisalhamento solicitante e a resistência ao cisalhamento da viga mista sem abertura na alma.
- A condição de carregamento, isto é, carga uniformemente distribuída, ou 1 a 4 cargas concentradas igualmente espaçadas, que afetam as distribuições de momento fletor e de cisalhamento ao longo do vão da viga mista. As variações na distribuição do momento fletor e do cisalhamento são denotadas por $f(x)$ e $g(x)$ respectivamente.

A resistência reduzida à flexão de uma viga mista perfurada pode ser aproximada por:

Alma não reforçada:

$$M_{pl,red} = M_{pl,Rd} \left(1 - \frac{0,45d_0}{D} \right) \quad (3.20)$$

Alma com reforço horizontal:

$$M_{pl,red} = M_{pl,Rd} \left(1 - \frac{0,25d_0}{D} \right) \quad (3.21)$$

Onde:

$M_{pl,Rd}$ é a resistência plástica da viga mista sem abertura na alma

d_0 é a altura da abertura

D é a altura da viga de aço

A diferença entre estas duas equações advém da contribuição do reforço horizontal para a resistência à flexão da viga mista perfurada. A área mínima da seção transversal do reforço horizontal acima ou abaixo da abertura é de 30% da área da seção transversal da mesa inferior. As mesmas fórmulas também se aplicam às vigas de aço perfuradas (sem a contribuição da laje).

A variação da resistência à flexão ao longo do vão da viga mista varia de forma aproximadamente linear com o grau de interação dos conectores de cisalhamento encontrado em uma posição particular. A resistência à flexão nos apoios é aquela apresentada por uma viga de aço sem a contribuição da laje de concreto, que é aproximadamente metade da resistência à flexão de uma viga mista no meio do vão (para uma viga típica). Portanto, em qualquer posição, x , de um apoio adjacente, suficiente resistência à flexão é encontrada quando:

$$S_b M_{pl,Rd} f(x) \leq M_{pl,red} \left(0,5 + \frac{x}{L} \right) \quad (3.22)$$

Onde $f(x)$ é a variação do diagrama de momento fletor como uma função da posição da abertura, e tem o valor máximo de 1,0 no meio do vão.

Para uma viga mista submetida a um carregamento uniformemente distribuído, a variação do momento solicitante e da resistência à flexão é ilustrada na figura 2.8. Para uma viga mista com S_b igual a unidade, há uma pequena reserva de resistência à flexão a um terço do vão quando comparado com o momento solicitante, e grandes aberturas deveriam estar localizadas entre $0,1L$ e $0,25L$ dos apoios. Na prática, como o dimensionamento de vigas mistas com longos vãos é tipicamente controlado pela deflexão, a resistência à flexão no meio do vão não é totalmente utilizada, isto é, $S_b < 1,0$, e há uma significativa reserva de resistência à flexão ao longo do vão da viga mista. Consequentemente, a envoltória de resistência à flexão pode ser expandida por um fator igual a $\frac{1}{S_b}$ para considerar a reserva de resistência à flexão na viga mista, e a equação acima pode ser resolvida matematicamente ou graficamente para a determinação de uma maior faixa de variação de possíveis posições de abertura.

A resistência ao cisalhamento puro da alma perfurada pode ser aproximada pelas seguintes equações:

Almas não reforçadas:

$$V_{pl,red} = 0,9 V_{pl,Rd} \left(1 - \frac{d_0}{D} \right) \quad (3.23)$$

Almas com reforço horizontal:

$$V_{pl,red} = V_{pl,Rd} \left(1 - \frac{d_0}{D} \right) \quad (3.24)$$

Onde $V_{pl,Rd}$ é a resistência ao cisalhamento puro da viga mista com abertura na alma.

A fim de que a alma perfurada contribua para a resistência à flexão de *Vierendeel*, a máxima força de cisalhamento que pode ser aplicada na posição da abertura é restrita a $0,8V_{pl,red}$. Portanto, em qualquer posição da abertura, x , em relação aos apoios, suficiente resistência ao cisalhamento é encontrada quando:

$$S_v V_{pl,Rd} g(x) \leq 0,8V_{pl,red} \quad (3.25)$$

Onde $g(x)$ é a variação do diagrama de esforço cortante como uma função da posição da abertura, e tem seu valor máximo igual a 1,0 nos apoios.

A resistência total à flexão de *Vierendeel* da viga mista com grandes aberturas na alma pode ser avaliada como a soma das resistências locais à flexão dos “T’s” superior e inferior junto com a contribuição da ação mista entre o “T” superior e a laje de concreto. O momento solicitante de *Vierendeel* é igual a $S_v g(x)I$. É assumido que a resistência local à flexão dos “T’s” é um múltiplo do quadrado da altura reduzida da alma, $0,5(D - d_0)$. É adicionalmente assumido que a resistência de *Vierendeel* devido à ação mista se iguala aquela dos “T’s” não reforçados. Portanto, a relação máxima de uma abertura pode ser aproximada pelas seguintes equações:

Almas não reforçadas:

$$\frac{1}{d_0} \leq \frac{0,9}{S_v g(x)} \left(1 - \frac{d_0}{D} \right)^2 \frac{D}{d_0} \quad (3.26)$$

Almas com reforço horizontal:

$$\frac{1}{d_0} \leq \frac{18}{S_v g(x)} \left(1 - \frac{d_0}{D}\right)^2 \frac{D}{d_0} \quad (3.27)$$

Na consideração da equação acima, a área mínima da seção transversal do reforço horizontal acima da abertura é tomada como a mesma área que é exigida no caso de flexão. A diferença entre os dois coeficientes se origina do aumento da resistência local à flexão devido ao reforço horizontal nos "T's".

Utilizando estas equações aproximadas, tabelas de dimensionamento simplificadas podem ser apresentadas para as máximas alturas e comprimentos de aberturas retangulares, como uma função de S_b e S_v . As tabelas são apresentadas para carregamento uniformemente distribuído, para uma carga concentrada no meio do vão, e para as zonas de baixo cisalhamento das vigas submetidas a duas, três ou quatro cargas concentradas. As posições ótimas das aberturas também dependem das condições de carregamento, e estão definidas na figura 3.6. Para as zonas de cisalhamento teórico igual a zero, o valor mínimo da função de força de cisalhamento, $g(x)$, é tomado como 0,33 a fim de se considerar a possibilidade de cisalhamento originado devido às cargas concentradas desiguais.

Tabela 3.2 – Tamanhos máximos de aberturas em vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído [4]

Tamanho máximo de aberturas em vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído

Forma da abertura	S_v nos apoios	S_b no meio do vão				
		0.5	0.9	0.85	0.8	0.75
Não reforçada	0.5	0.2D×0.5D	0.35D×0.8D	0.4D×1.0D	0.5D×0.7D	0.55D×0.6D
	≤0.3	0.2D×0.5D	0.35D×0.8D	0.4D×1.0D	0.5D×1.0D	0.6D×0.8D
Reforçada	0.5	0.3D×0.9D	0.5D×0.5D	0.65D×0.65D	0.65D×0.65D	0.65D×0.65D
	0.4	0.3D×0.9D	0.6D×0.6D	0.7D×0.7D	0.7D×0.7D	0.7D×0.7D
	≤0.3	0.3D×0.9D	0.6D×0.9D	0.7D×0.9D	0.7D×0.9D	0.7D×0.9D

Tamanho máximo de aberturas = altura x comprimento. Posições permitidas de aberturas = 0,2L-0,35L em relação a cada apoio. D = Altura da viga.

Tabela 3.3 – Tamanhos máximos de aberturas em vigas mistas submetidas a uma carga concentrada no meio do vão [4]

Tamanho máximo de aberturas em vigas mistas submetidas à carga concentrada no meio do vão

Forma da abertura	S_v nos apoios	S_b no meio do vão				
		1.0	0.95	0.9	0.85	0.8
Não reforçada	0.4	$0.25D \times 0.6D$	$0.35D \times 0.8D$	$0.45D \times 0.7D$	$0.5D \times 0.5D$	$0.5D \times 0.5D$
	≤ 0.3	$0.25D \times 0.6D$	$0.35D \times 0.8D$	$0.45D \times 0.9D$	$0.55D \times 0.6D$	$0.55D \times 0.6D$
Reforçada	0.5	$0.4D \times 1.1D$	$0.55D \times 0.7D$	$0.6D \times 0.6D$	$0.6D \times 0.6D$	$0.6D \times 0.6D$
	0.4	$0.4D \times 1.1D$	$0.6D \times 0.7D$	$0.6D \times 0.7D$	$0.6D \times 0.7D$	$0.6D \times 0.7D$
	≤ 0.3	$0.4D \times 1.1D$	$0.6D \times 0.9D$	$0.65D \times 0.7D$	$0.65D \times 0.7D$	$0.65D \times 0.7D$

Tamanho máximo de aberturas = altura x comprimento. Posições permitidas de aberturas = 0,1L-0,4L em relação a cada apoio. D = Altura da viga.

Tabela 3.4 – Tamanhos máximos de aberturas em zonas de cisalhamento reduzido de vigas mistas submetidas a 2, 3 ou 4 cargas concentradas [4]

Tamanho máximo de aberturas em zonas de cisalhamento reduzido de vigas mistas submetidas a 2, 3 ou 4 cargas concentradas

Forma da abertura	S_v nos apoios	S_b no meio do vão				
		0.9	0.85	0.8	0.75	0.7
Não reforçada	0.5	$0.25D \times 0.5D$	$0.35D \times 0.8D$	$0.45D \times 1.1D$	$0.55D \times 0.9D$	$0.6D \times 0.8D$
	≤ 0.3	$0.25D \times 0.5D$	$0.35D \times 0.8D$	$0.45D \times 1.1D$	$0.55D \times 1.3D$	$0.6D \times 1.4D$
Reforçada	0.5	$0.4D \times 1.1D$	$0.6D \times 1.4D$	$0.7D \times 0.8D$	$0.7D \times 0.8D$	$0.7D \times 0.8D$
	0.4	$0.4D \times 1.1D$	$0.6D \times 1.7D$	$0.7D \times 1.2D$	$0.7D \times 1.2D$	$0.7D \times 1.2D$
	≤ 0.3	$0.4D \times 1.1D$	$0.6D \times 1.7D$	$0.7D \times 1.6D$	$0.7D \times 1.6D$	$0.7D \times 1.6D$

Tamanho máximo de aberturas = altura x comprimento. Posições permitidas de aberturas como apresentado na figura 3.6. D = Altura da viga.

Os resultados de uma análise completa de vigas mistas com grandes aberturas na alma realizada por Chung e Lawson [4] são apresentados nas tabelas A.1 e A.2 para aços com grau S275 e S355, respectivamente. Os dimensionamentos para este caso de carregamento são normalmente controlados pelos critérios de serviço, e a proporção de utilização S_b é tipicamente da ordem de 0,8, enquanto a proporção de utilização S_v é geralmente menor do que 0,3.

Os resultados de uma análise completa de vigas mistas submetidas a múltiplas cargas concentradas, realizada por Chung e Lawson [4], estão resumidos nas tabelas A.3 e A.4. Nestes casos, a proporção de utilização S_b , foi tipicamente da ordem de 0,9.

Aberturas na alma de tamanhos significativos aumentam as deflexões, mas cálculos detalhados não são usualmente apropriados por serem complexos e potencialmente imprecisos. Na maioria dos casos, a deflexão adicional devido a cada abertura é menor do que 2% daquela que ocorreria em uma viga mista sem abertura na alma. Contudo, há casos onde deflexões adicionais podem ser maiores e estes valores (expressos como uma porcentagem de aumento na deflexão) são apresentados na tabela 3.5. Em todos os outros casos, a deflexão adicional devido a cada abertura de altura maior do que $0,5D$ deveria ser tomada como 2%. O efeito de aberturas menores pode ser desprezado.

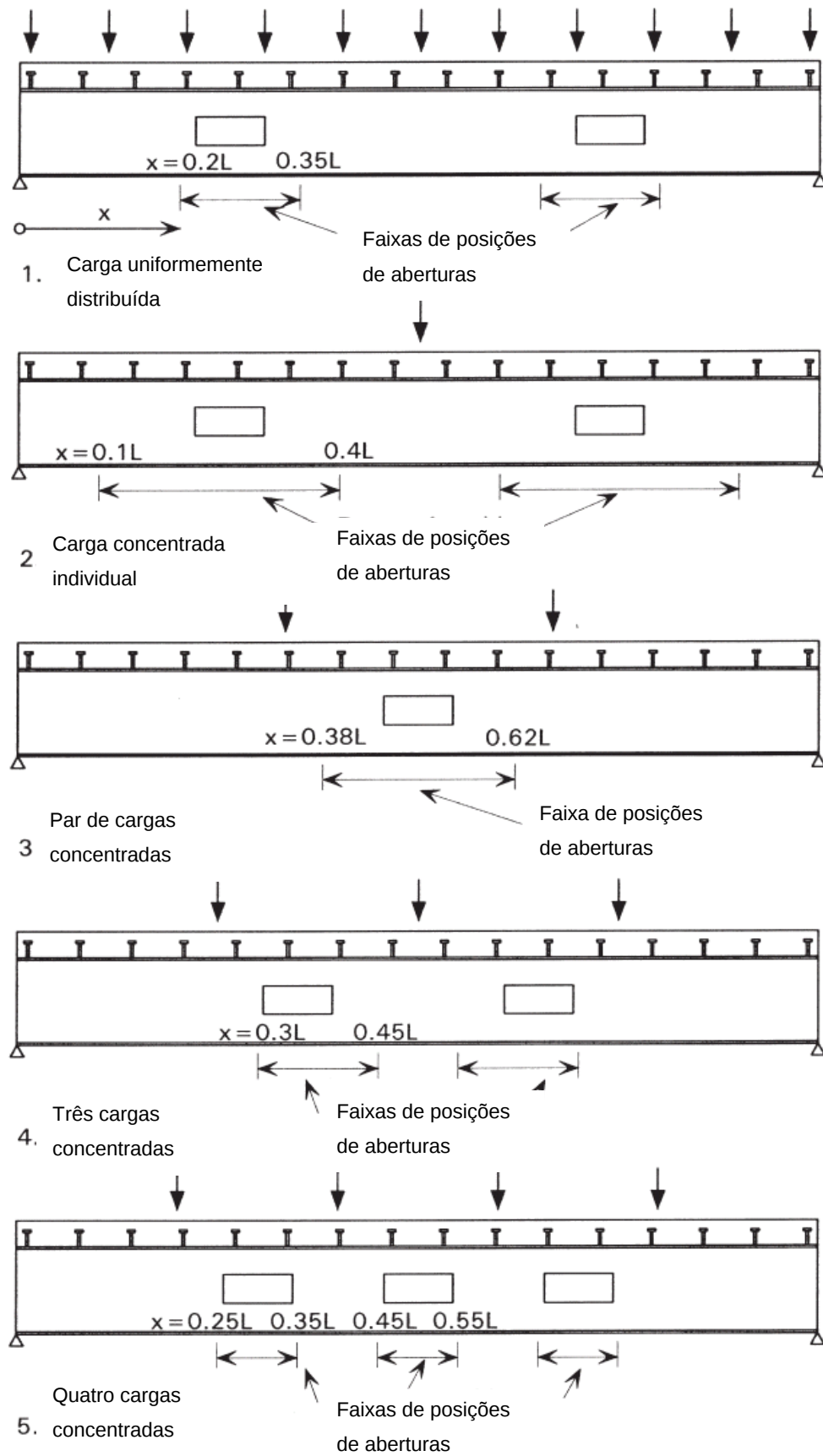


Figura 3.6 – Posições ótimas de aberturas em vigas mistas [4]

Tabela 3.5 – Deflexão adicional (porcentagem de uma viga sem furo) para vigas mistas submetidas a carregamento uniforme ou múltiplas cargas concentradas [4]

Deflexão adicional (como porcentagem de uma viga com alma sólida) para vigas mistas submetidas a carregamento uniforme ou múltiplas cargas concentradas

Forma da abertura	d_o/D	l/d_o	Posição da abertura em relação ao apoio, x/L				
			0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
Não reforçada	0.6	2.0	2.5	2.0	2.0	2.0	2.0
		2.5	N/A	3.5	3.0	2.5	2.5
Reforçada	0.6	2.5	2.5	2.5	2.0	2.0	2.0
		3.0	N/A	3.5	3.0	3.0	2.5
Reforçada	0.7	2.0	3.5	3.0	2.5	2.5	2.5
		2.5	N/A	4.5	3.5	3.0	3.0
		2.9	N/A	N/A	5.0	4.0	3.5

N/A = Caso de dimensionamento normalmente não aceito.

Na preparação das tabelas simplificadas de dimensionamento, certas regras de dimensionamento e de detalhamento foram adotadas, que devem também ser tomadas como sendo representativas de boa prática. Estes limites estão resumidos nas seguintes recomendações:

- A seção de aço deve ser classe 1 ou classe 2;
- O espaçamento médio dos conectores de cisalhamento não deveria exceder 200 mm;
- O tamanho máximo das aberturas não reforçadas é:

$$\frac{d_o}{D} \leq 0,6$$

$$\frac{l}{d_o} \leq 2,0$$

- O diâmetro máximo de uma abertura circular é $0,75D$;
- O tamanho máximo de uma abertura na alma com reforço horizontal devidamente soldado é:

- $\frac{d_o}{D} \leq 0,7$

- $\frac{l}{d_o} \leq 3,0$

- A posição ótima de aberturas para diferentes condições de carregamento é dada pela figura 3.6;
 - A distância entre a borda de uma abertura na alma e o apoio adjacente de uma viga mista não deve ser menor do que o maior valor de $2D$ ou $0,1L$. Por outro lado, a ação mista deveria ser ignorada localmente. Este limite não se aplica para as vigas de aço sem a contribuição da laje de concreto;
 - A distância entre as bordas de aberturas adjacentes não deve ser menor do que D ;
 - A distância entre a borda de uma abertura na alma e um ponto de carregamento concentrado adjacente ou uma viga transversal deve exceder D ;
 - As proporções de todos os reforços soldados deverão atender à classe 1 ou classe 2;
 - A seção transversal dos reforços horizontais acima ou abaixo da abertura deverá exceder 30% da área da seção transversal da mesa inferior;
 - Os reforços podem ser executados em apenas um lado da alma dos perfis laminados;
 - A projeção do reforço além da borda de uma abertura (o comprimento de ancoragem) deverá assegurar a total utilização da resistência a tração do reforço. O comprimento mínimo de ancoragem não deverá ser menor do que 150 mm;
 - A distância mínima entre um reforço horizontal e a mesa adjacente deverá ser de 50 mm a fim de permitir o fácil acesso para os trabalhos de soldagem;
 - Para as vigas recortadas, o tamanho máximo da altura recortada, d_0 , é dado por:
- $\frac{d_0}{D} \leq 0,5$
 - $\frac{l}{d_0} \leq 2,0$
- Nas vigas recortadas, o reforço horizontal deve ser projetado acima da abertura. Tal reforço deve observar os limites já citados de área de seção transversal, classificação da seção e comprimento de ancoragem;

As recomendações de dimensionamento citadas anteriormente, estão ilustradas na figura a seguir. Os limites apresentados nas recomendações de projeto podem ser excedidos desde que justificados por cálculos mais detalhados e precisos.

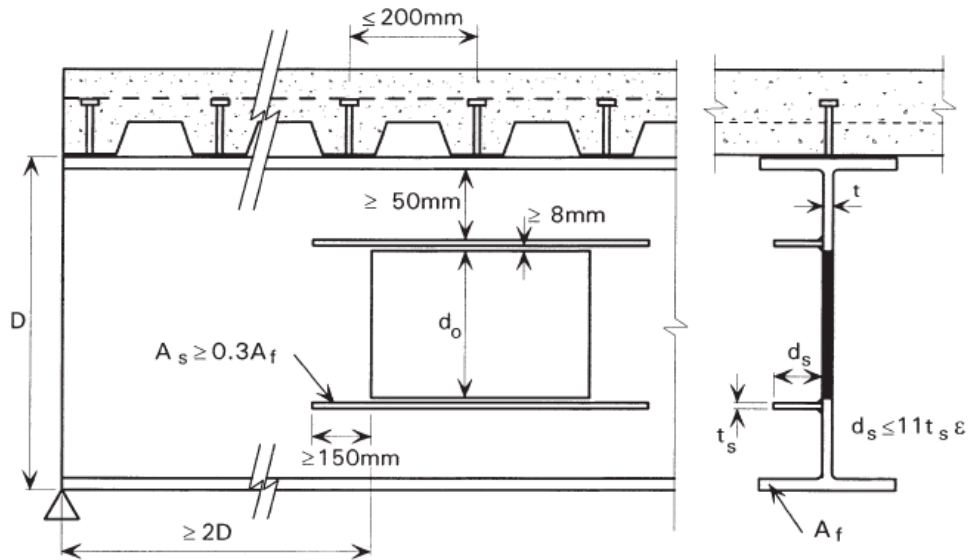


Figura 3.7 – Recomendações de dimensionamento para reforço horizontal [4]

Em artigo publicado por Chung *et al* [26] são apresentadas algumas orientações de dimensionamento para vigas de aço com aberturas na alma de diferentes tamanhos e formas. A seguir serão expostas as idéias contidas neste artigo.

Em uma viga de aço com abertura de altura d_o na alma, o momento resistente da seção perfurada, $M_{0,Rd}$, é dado por:

$$M_{0,Rd} = f_y W_{0,pl} \geq M_{0,Sd} \quad (3.28)$$

$$W_{0,pl} = W_{pl} - \frac{d_o^2 t_w}{4} \quad (3.29)$$

Onde:

W_{pl} é o módulo plástico da seção não perfurada;

t_w é a espessura da alma;

d_o é a altura da abertura;

f_y é a tensão de escoamento do aço.

Geralmente, a área da seção transversal de uma viga de aço que é considerada para resistir aos esforços de cisalhamento é definida como ht_w baseada em uma análise simples da seção plástica e h é a altura da seção transversal. Esta aproximação é largamente adotada em códigos modernos de estruturas de aço por causa da sua simplicidade. Além do mais, como as mesas estão destinadas a resistir ao momento fletor enquanto a alma está destinada a resistir ao cisalhamento, a contribuição das mesas na resistência ao cisalhamento da seção transversal como um todo pode frequentemente ser desprezada sem causar erro significativo. Contudo, em uma seção transversal com uma grande abertura na alma, a área da alma destinada a resistir ao cisalhamento é substancialmente reduzida, e portanto, as áreas das mesas tornam-se significativas na avaliação da capacidade de resistência ao cisalhamento da seção perfurada.

Durante a investigação em elementos finitos realizada por Chung *et al* [26], as resistências ao cisalhamento das seções perfuradas apresentaram-se consistentemente maiores do que aquelas previstas pelas normas de dimensionamento correntes, sugerindo que partes das áreas das mesas deveriam ser incorporadas a fim de se avaliar a resistência ao cisalhamento das seções perfuradas com maior precisão. Conforme mostrado na figura 3.8, a área de cisalhamento equivalente de uma mesa, A_{vf} , após a calibração com os resultados obtidos pelo método dos elementos finitos, é dada por:

$$A_{vf} = t_f (0,375t_f + t_w + 0,375t_f) \quad (3.30)$$

Onde:

t_w é a espessura da alma;

t_f é a espessura da mesa.

Consequentemente, a resistência plástica ao cisalhamento da seção perfurada, $V_{0,Rd}$, será dada por:

$$V_{0,Rd} = f_v A_{v0} \geq V_{0,Sd} \quad (3.31)$$

$$A_{v0} = A_v - d_0 t_w \quad (3.32)$$

Onde:

f_v é a resistência ao cisalhamento da viga de aço tomada como $0,577 \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$;

γ_{M0} é um coeficiente de segurança parcial do material adotado como 1,0;

A_v é a área cisalhada da seção não perfurada.

$$A_v = ht_w + 2(0,75t_f t_f) \quad (3.33)$$

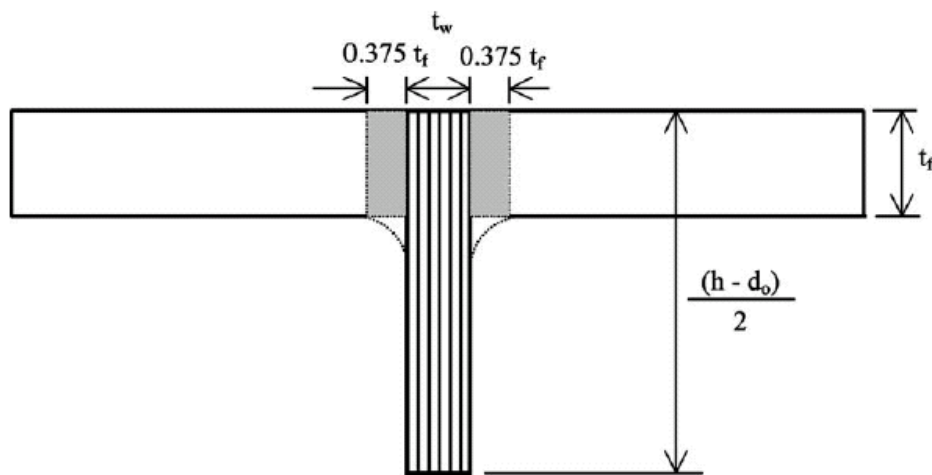


Figura 3.8 – Área de cisalhamento equivalente em um “T” [26]

Para uma seção típica de viga tal como, UB 457x152x52 S275, a área cisalhada das mesas contribui com um aumento de 10% na resistência ao cisalhamento de uma seção perfurada com uma abertura na alma de $\frac{d_o}{h}$ igual a 0,50. Para uma seção perfurada com $\frac{d_o}{h}$ igual a 0,75, o aumento na resistência ao cisalhamento é de 21%. Deve ser notado que para as seções com mesas espessas, o aumento na resistência ao cisalhamento frequentemente excede 30%. A tabela a seguir apresenta os aumentos na resistência ao cisalhamento em quatro vigas de aço com aberturas na alma para três diferentes relações de $\frac{d_o}{h}$.

Tabela 3.6 – Aumento na resistência ao cisalhamento [26]

Seções perfuradas	$d_o/h = 0.50$	$d_o/h = 0.67$	$d_o/h = 0.75$
UB 457 × 152 × 52	10%	16%	21%
UB 457 × 152 × 82	22%	33%	43%
UB 610 × 229 × 101	10%	16%	21%
UB 610 × 229 × 140	18%	27%	36%

Após a determinação da resistência ao cisalhamento da seção perfurada, $V_{0,Rd}$, é importante considerar o efeito do momento local de *Vierendeel*, atuando nos “T’s” acima e abaixo da abertura na alma, na capacidade de resistência ao cisalhamento global da seção perfurada. Deve ser notado que o esforço de cisalhamento global e o momento local de *Vierendeel* interagem, atuando simultaneamente na seção perfurada. A extensão da interação na seção perfurada é obviamente muito complicada, dependendo não somente das formas e dos tamanhos das aberturas, mas também da força de cisalhamento global e do momento fletor global solicitante na seção perfurada. A resistência ao cisalhamento global considerando o mecanismo de *Vierendeel*, ou a resistência dupla ao cisalhamento global, $V_{0,Rd,Vi}$, da seção perfurada contemplada no estudo de Chung *et al* [26], pode ser obtida diretamente das curvas de interação flexão-cisalhamento apresentadas na figura 2.31. Para os propósitos de dimensionamento, uma relação de resistência dupla ao cisalhamento para as seções perfuradas, $\bar{v}$, é definida a seguir:

$$\bar{v} = \frac{V_{0,Rd,Vi}}{V_{0,Rd}} \quad (3.34)$$

A relação de resistência dupla ao cisalhamento governa a resistência ao cisalhamento global de uma seção perfurada submetida simultaneamente à ruína por cisalhamento e por mecanismo de *Vierendeel* na ausência de momento global. A próxima tabela resume os valores de $\bar{v}$ para as seções perfuradas presentes no trabalho de Chung *et al* [26], que foram obtidos diretamente dos modelos em elementos finitos. É mostrado que para as aberturas na alma com pequeno comprimento de abertura, tal como o c-hexagonal, os valores de $\bar{v}$ estão próximos da unidade para várias relações de $\frac{d_o}{h}$, indicando pouco efeito de interação do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas. Contudo, para as

aberturas na alma com grandes comprimentos de abertura, tal como em uma abertura retangular e em uma abertura alongada, o mecanismo de *Vierendeel* torna-se aparente e os valores de $\bar{v}$ são frequentemente menores do que 0,5.

Tabela 3.7 – Resumo das relações de resistência dupla ao cisalhamento, $\bar{v}$, para seções perfuradas de diferentes tamanhos e formas [26]

Formas de aberturas	Tamanho das aberturas		
	$d_o/h = 0.50$	$d_o/h = 0.67$	$d_o/h = 0.75$
C-hexagonal	1.00	0.96	0.91
Circular	0.95	0.87	0.80
Octogonal regular	0.90	0.78	0.68
Hexagonal regular	0.82	0.66	0.55
Quadrada	0.66	0.42	0.32
Circular alongada $2d_o$	0.56	0.35	0.26
Retangular 2:1	0.38	0.21	0.16
Circular alongada $3d_o$	0.35	0.19	0.13

Geralmente, uma curva de interação com uma expressão elíptica pode ser usada para considerar a interação entre o momento fletor e o esforço de cisalhamento em placas sólidas retangulares:

$$m^2 + v^2 = 1 \quad (3.35)$$

Ou

$$v = \sqrt{1 - m^2} \quad (3.36)$$

Onde:

v é a proporção utilizada da resistência ao cisalhamento dada por $\frac{V_{0,Sd}}{V_{0,Rd}}$;

m é a proporção utilizada da resistência à flexão dada por $\frac{M_{0,Sd}}{M_{0,Rd}}$.

Contudo, para seções perfuradas, esta curva de interação deveria ser modificada para considerar a presença do mecanismo de *Vierendeel* conforme mostrado na figura 2.36. Geralmente, para seções perfuradas submetidas a momento fletor global nulo, a proporção utilizada da resistência ao cisalhamento é reduzida da unidade para a relação de resistência dupla ao cisalhamento, $\bar{v}$. Na presença de momento global, a proporção utilizada da resistência ao cisalhamento das seções perfuradas diminuirá gradualmente, dependendo da magnitude do momento global. Após uma calibração cuidadosa com as curvas de interação flexão-cisalhamento obtidas do trabalho de Chung *et al* [26], uma curva de interação flexão-cisalhamento generalizada é recomendada, conforme mostrado a seguir:

Para $\bar{v} < 2/3$

$$\left(\frac{v}{\bar{v}} \right)^2 + \bar{m}^2 = 1 \quad (3.37)$$

Para $\bar{v} \geq 2/3$

$$\left(\frac{v - \left(\bar{v} - 2/3 \right)}{2/3} \right)^2 + \bar{m}^2 = 1 \quad (3.38)$$

Onde:

$\bar{m}$ é a relação de resistência dupla à flexão dada por $\frac{M_{0,Rd,Vi}}{M_{0,Rd}}$;

Por análise direta, a proporção utilizada da resistência ao cisalhamento, v , e a relação de resistência dupla à flexão, $\bar{m}$, são dadas por:

Para $\bar{v} < 2/3$

$$\bar{m} = \sqrt{1 - \left(\frac{v}{\bar{v}} \right)^2} \quad (3.39)$$

Para $\bar{v} \geq 2/3$

$$\bar{m} = \sqrt{1 - \left(\frac{v - \left(\bar{v} - 2/3 \right)}{2/3} \right)^2} \quad (3.40)$$

Em todos os casos, a proporção utilizada da resistência ao cisalhamento, v , não deve exceder a relação de resistência dupla ao cisalhamento, $\bar{v}$. A figura a seguir exhibe as curvas de interação flexão-cisalhamento propostas por Chung *et al* [26] para aberturas na alma com diferentes tamanhos e formas, e elas são consideradas aplicáveis a vigas de aço com dimensões práticas.

É importante notar que, baseado em três relações denominadas: A proporção utilizada da resistência ao cisalhamento, (v), a proporção utilizada da resistência à flexão, (m), e a relação de resistência dupla ao cisalhamento, ($\bar{v}$), a capacidade de carregamento de vigas de aço com aberturas na alma de diferentes tamanhos e formas pode ser obtida prontamente através das curvas de interação flexão-cisalhamento propostas.

Deve ser notado que o método de dimensionamento proposto é bastante eficaz e foi cuidadosamente calibrado com os resultados das análises não-lineares com elementos finitos. A expressão de dimensionamento é simples e fácil de usar.

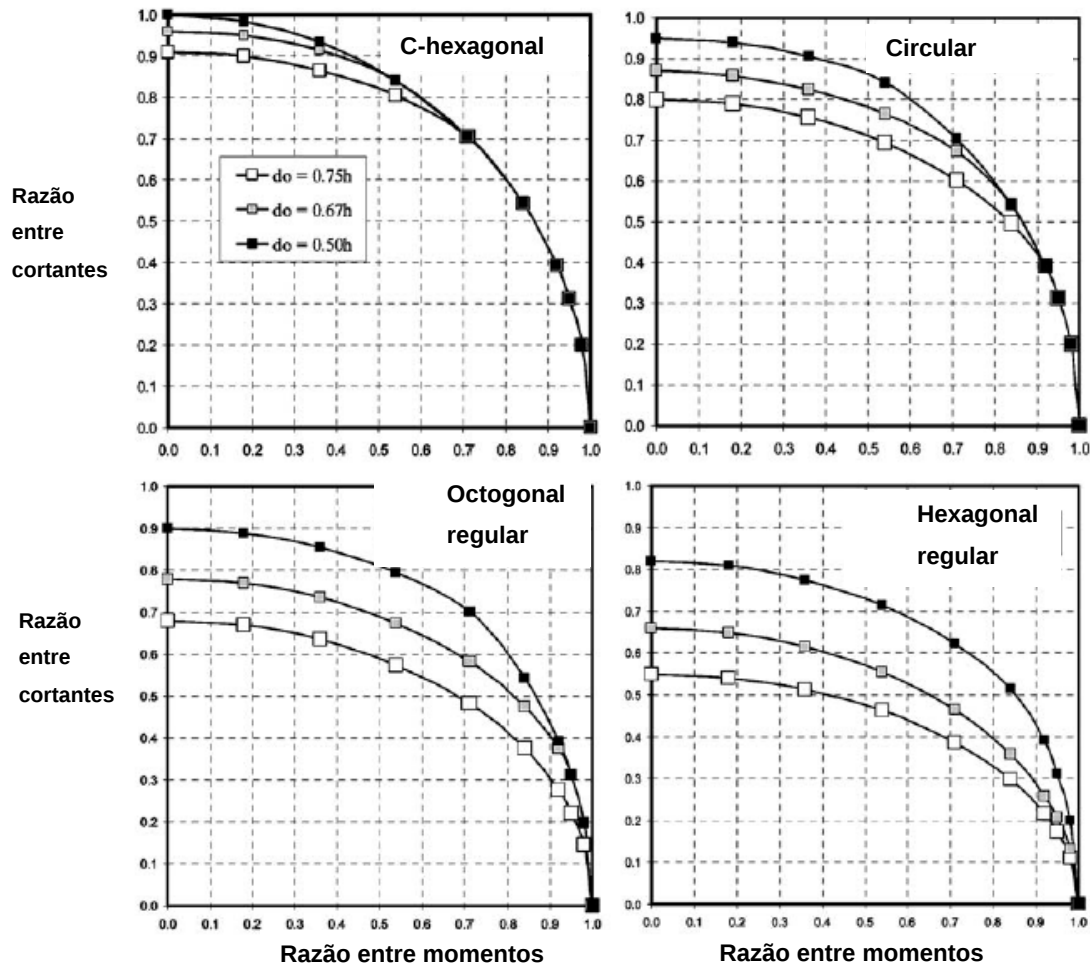


Figura 3.9 – Curvas de interação flexão-cisalhamento propostas [26]

Após a avaliação das capacidades de resistência ao cisalhamento e ao momento global das seções perfuradas, pode ser conveniente em alguns casos conhecer a importância relativa do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas de diferentes tamanhos e formas. A comparação dos resultados da investigação em elementos finitos realizada por Chung *et al* [26] revela que:

- Para aberturas na alma com comprimento reduzido, submetidas a elevado cisalhamento, a ruína por cisalhamento é aparente na seção perfurada, especialmente nas aberturas com grandes alturas;
- Para aberturas na alma com comprimento considerável, submetidas a elevado cisalhamento, o mecanismo de *Vierendeel* é preponderante na seção perfurada;
- Para aberturas na alma com altura considerável, submetidas a cisalhamento reduzido, a ruína por flexão na seção perfurada pode ser crítica.

A fim de se avaliar o grau de importância do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas, um parâmetro indicativo denominado parâmetro *Vierendeel*, (v_i), foi estabelecido por Chung *et al* [26] e é definido a seguir:

$$v_i = \frac{V_{0,Rd,Vi}}{4M_{T,Rd} / c} \quad (3.41)$$

Onde:

$M_{T,Rd}$ é a capacidade básica de resistência à flexão dos “T’s” submetidos à forças axiais e de cisalhamento nulas.

$V_{0,Rd,Vi}$ é a resistência dupla ao cisalhamento global da seção perfurada.

c é o comprimento crítico da abertura.

Para seções perfuradas com momento global nulo, o parâmetro *Vierendeel*, (v_i), é igual à unidade desde que rótulas plásticas sejam totalmente desenvolvidas nas extremidades dos “T’s” acima e abaixo da abertura.

A fim de se ilustrar a importância do mecanismo de *Vierendeel* nas seções perfuradas de diferentes tamanhos e formas, um gráfico que relaciona o parâmetro *Vierendeel*, (v_i), com a relação $\frac{c}{d_0}$, para seções perfuradas submetidas a momento global nulo é apresentado na figura seguinte. Pode ser observado que para aberturas na alma com c significativo, tal como aberturas quadradas, retangulares e alongadas, v_i está sempre próximo à unidade, mostrando a importância do mecanismo de *Vierendeel*. Para aberturas na alma com c reduzido, tal como as aberturas c-hexagonal, circular, octogonal e hexagonal, v_i é geralmente pequeno, particularmente nas aberturas com $\frac{d_0}{h}$ igual a 0,50.

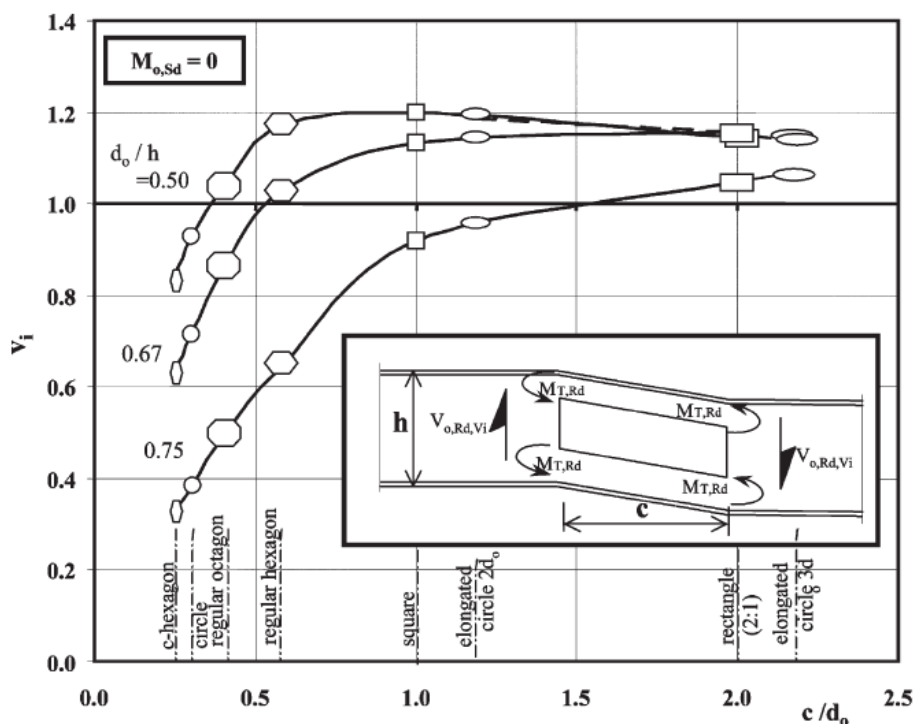


Figura 3.10 – Valores típicos do parâmetro *Vierendeel* para um perfil UB 457x152x52 S275 [26]

Na figura 3.11, é apresentado um gráfico para três formas diferentes de aberturas na alma localizadas em diversas posições ao longo de uma viga simplesmente apoiada com um vão de 12 m. Trata-se de um perfil UB 457x152x52 constituído de um aço S275. As proporções utilizadas das resistências ao cisalhamento e à flexão das seções perfuradas, (v e m), são plotadas no gráfico para uma comparação imediata. Pode ser observado que:

- Para seções perfuradas com aberturas retangulares com $d_o = 0,5h$, v_i é bastante elevado onde as seções estão submetidas à forças de cisalhamento com intensidade variando de elevada a média. Nas seções perfuradas localizadas a uma distância maior do que 4m em relação ao apoio mais próximo, m aumenta rapidamente em detrimento de v_i , demonstrando uma mudança repentina do modo crítico de ruína, ou seja, de mecanismo de *Vierendeel* para ruína por flexão;
- Para seções perfuradas com abertura regular hexagonal com $d_o = 0,67h$, v_i é bastante elevado somente nas seções submetidas a grande cisalhamento. Nas seções perfuradas localizadas a uma distância maior do que 2m em relação ao apoio mais próximo, v_i diminui rapidamente, mas m aumenta vertiginosamente tendendo à unidade mostrando uma redução significativa na resistência à flexão das seções perfuradas devido à presença dos furos na alma;

- Para seções perfuradas com abertura c-hexagonal com $d_0 = 0,75h$, o valor de v é sempre maior do que v_i ao longo do vão da viga, mostrando que a ruína por cisalhamento é sempre mais crítica do que o mecanismo de *Vierendeel*, pois o comprimento crítico de abertura é pequeno. Contudo, a troca do modo crítico de ruína de falha por cisalhamento para ruína por flexão ocorre aproximadamente a 1,5m em relação ao apoio mais próximo, mostrando uma severa redução na resistência ao momento das seções perfuradas devido à presença de grandes aberturas na alma.

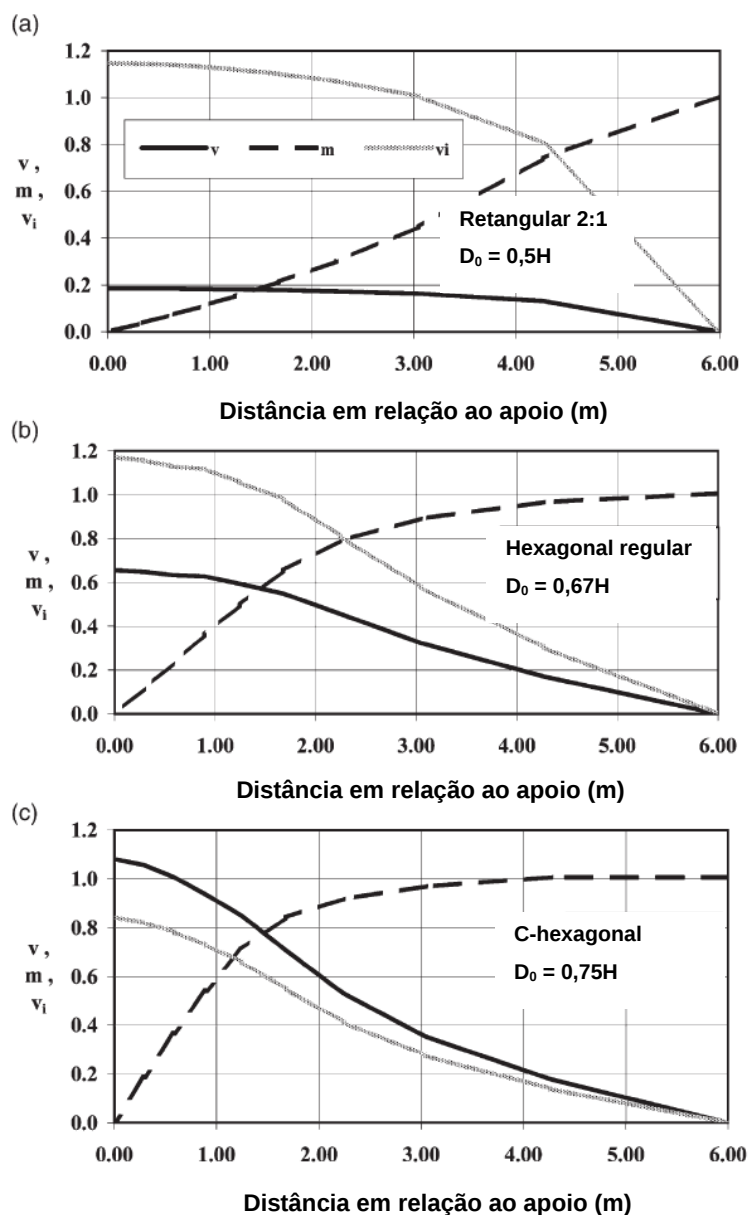


Figura 3.11 – v_i , v e m das seções perfuradas ao longo do vão da viga. Perfil UB 457x152x52

No anexo B, serão apresentados alguns exemplos de previsão da capacidade de carregamento de vigas de aço com aberturas na alma de diferentes tamanhos e formas, baseados nas fórmulas empíricas de dimensionamento propostas por Chung *et al* [26].

4. Modelo numérico

4.1. Introdução

Com a finalidade de simular o comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas na alma, foram elaborados modelos em elementos finitos. Tais modelos foram calibrados a partir do trabalho de Chung *et al* [2], que por sua vez, baseou-se no resultado de ensaios experimentais realizados por outros pesquisadores [31] para a validação dos modelos propostos.

Outro modelo em elementos finitos foi elaborado a partir do trabalho de Bitar *et al* [15], para vigas de aço com aberturas circulares e regulares na alma (vigas celulares).

4.2. Características do modelo

Não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos em elementos finitos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade de resistência ao momento dos “T’s” submetidos a esforços axiais e de cisalhamento simultâneos, devido à ação de esforços globais. Adicionalmente, a utilização de não-linearidade geométrica permite a previsão de grandes deformações, considerando a redistribuição de carregamento na alma ao longo da abertura após o escoamento inicial. Portanto, o mecanismo de *Vierendeel* com a formação das rótulas plásticas nos “T’s” pode ser estudado detalhadamente.

Os modelos numéricos foram elaborados utilizando-se elemento de casca **SHELL 181** presente na biblioteca de elementos do software Ansys versão 10.0 [44]. Este elemento é adequado para a análise de estruturas compostas por cascas que apresentem espessuras finas e médias. O elemento **SHELL 181** 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. 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 4.1, será mostrado o aspecto deste elemento que foi utilizado na elaboração dos modelos em elementos finitos desta dissertação de Mestrado.

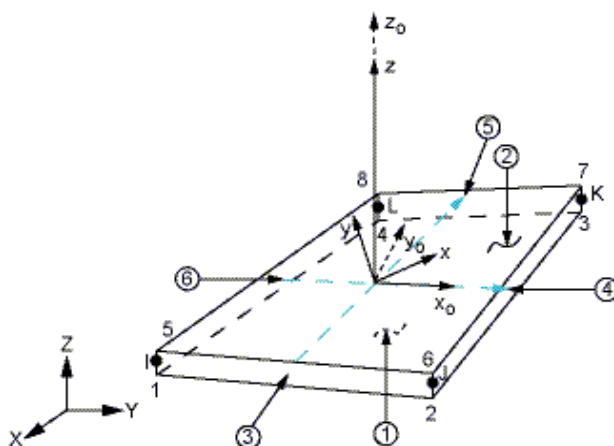
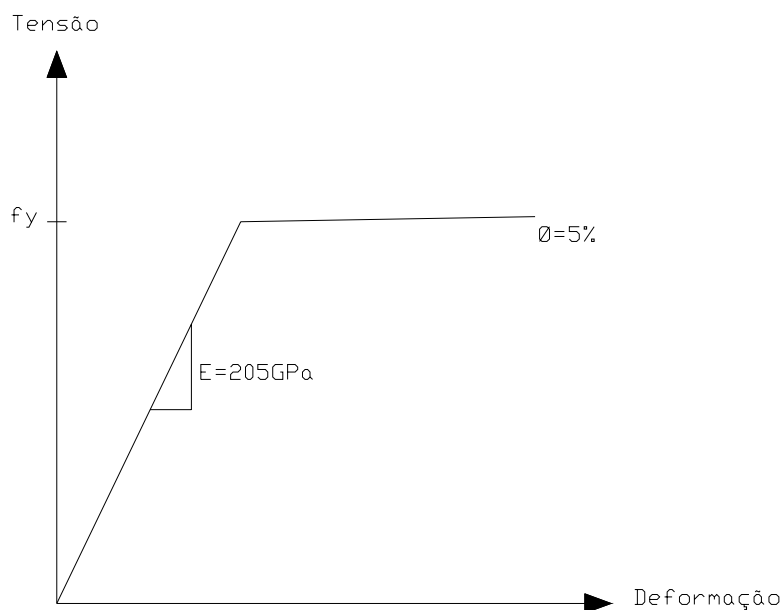


Figura 4.1 – Elemento SHELL 181 [44]

Os apoios e as condições de carregamento das vigas de aço experimentais foram simulados nos modelos numéricos pela restrição dos graus de liberdade apropriados. Uma análise de sensibilidade da malha de elementos finitos foi realizada nos modelos numéricos de forma que a densidade da malha representasse adequadamente os efeitos oriundos dos carregamentos e das condições de contorno do modelo. O número de elementos na malha foi aumentado sucessivamente até o ponto em que os resultados obtidos entre a última iteração e a anterior não fossem significativos. Adotou-se a malha que com o menor número de elementos finitos possível, representasse adequadamente os efeitos observados nas vigas de aço experimentais.

A preocupação com o número de elementos na malha é justificada pelo tempo de processamento computacional envolvido. Quanto maior o número de elementos, maior o esforço computacional empreendido. O tempo de processamento computacional para os modelos deste trabalho variou de duas horas e meia a quatro horas, dependendo do tipo de viga analisada. Utilizou-se um computador com 2 Gb de memória RAM e um processador Athlon 3000.

O aço dos modelos numéricos foi modelado de forma a exibir um comportamento elasto-plástico bilinear com um encruamento de 5%. Adotou-se um módulo de elasticidade para o aço de 205 GPa. As tensões de escoamento e de ruína do aço dos modelos, bem como suas propriedades geométricas, foram retiradas diretamente dos valores medidos nas amostras dos testes [31] para as vigas com apenas um furo na alma. Para a viga celular, as características físicas e geométricas do modelo em elementos finitos basearam-se no trabalho de Bitar *et al* [15]. Todas as vigas modeladas são simplesmente apoiadas.



Durante a investigação numérica, foi necessário assegurar que a ruína do modelo não ocorresse por flambagem lateral à torção. Por isso, foram impostas restrições de deslocamento lateral em vários pontos na parte superior da viga (parte submetida à compressão), a fim de se eliminar esta flambagem. Também não era desejável que o modelo ruísse por flambagem local. Para evitar tal tipo de falha, enrijecedores transversais foram incorporados aos modelos no ponto de aplicação da carga concentrada e nos apoios.

- **Vigas com um furo na alma (Chung *et al* [2])**

A seguir, serão exibidas figuras (4.3 e 4.4) que ilustram os modelos encontrados no trabalho de Chung *et al* [2].

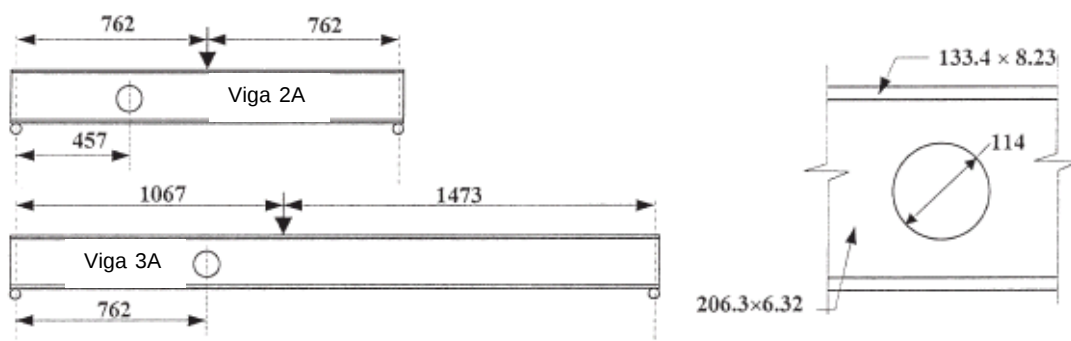


Figura 4.3 – Geometria da viga modelada [2]

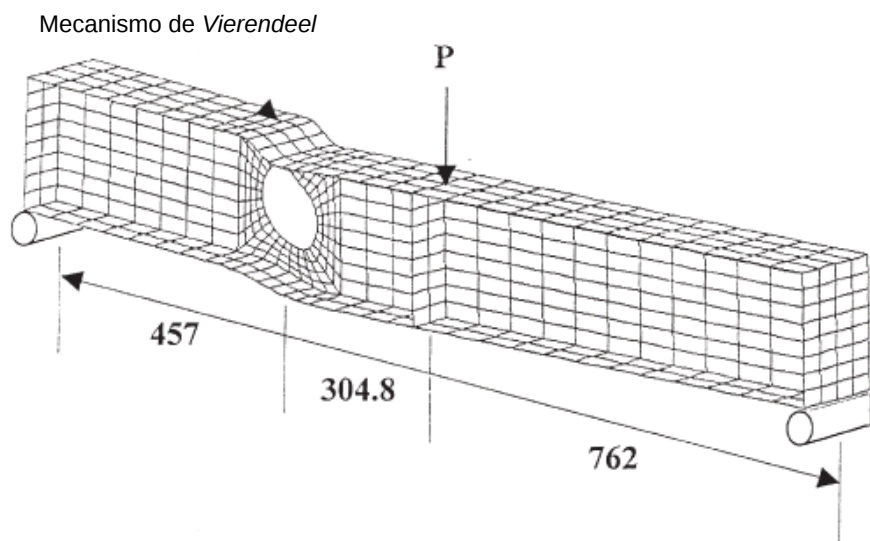


Figura 4.4 – Modelo em elementos finitos desenvolvido por Chung *et al* para a viga 2A [2]

Nos quadros que se seguem (tabelas 4.1, 4.2 e 4.3) são apresentadas características físicas e geométricas das vigas de aço experimentais modeladas por Chung *et al* [2], retiradas diretamente das amostras dos ensaios realizados por Redwood e McCutcheon [31].

Tabela 4.1 – Resistências dos aços das amostras [31]

		Viga 2A	Viga 3A
Mesas	Tensão de escoamento (MPa)	352	311
	Tensão de ruína (MPa)	503	476
Alma	Tensão de escoamento (MPa)	376	361
	Tensão de ruína (MPa)	512	492

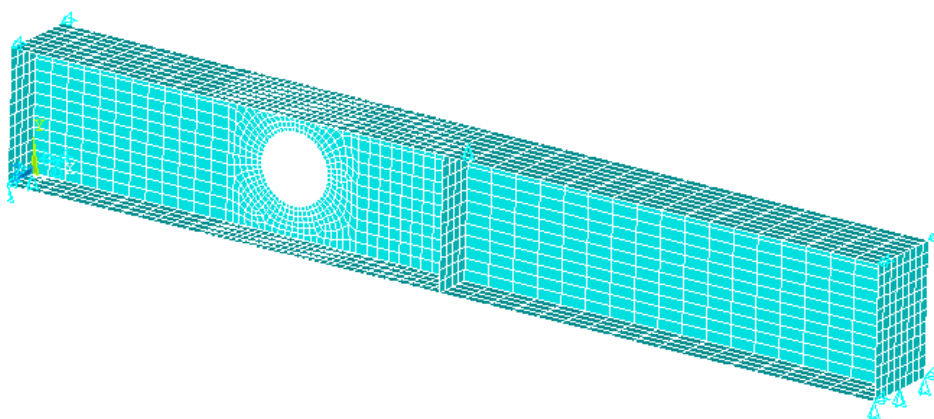
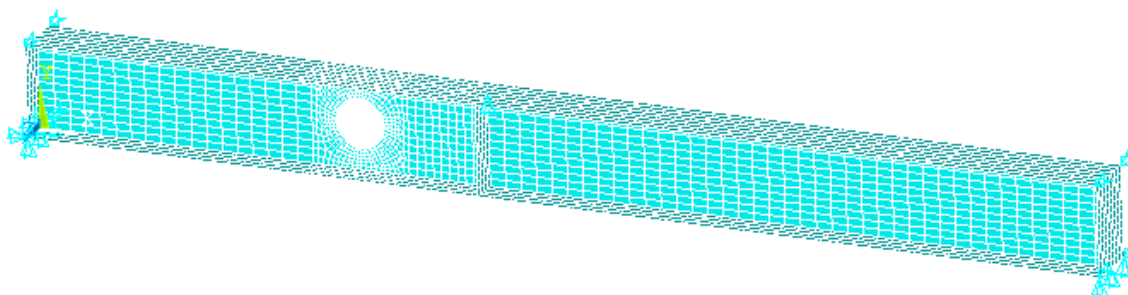
Tabela 4.2 – Propriedades geométricas das amostras [31]

	Vão (mm)	Largura da mesa (mm)	Espessura da mesa (mm)	Altura da alma (mm)	Espessura da alma (mm)	Diâmetro do furo (mm)
Viga 2A	1524	133.4	8.23	206.3	6.32	114
Viga 3A	2540	133.4	8.23	206.3	6.32	114

Tabela 4.3 – Propriedades geométricas das amostras [31]

	Centro do furo na horizontal (mm)	Centro do furo na vertical (mm)	Ponto de aplicação da carga concentrada (mm)
Viga 2A	457	111.38	762
Viga 3A	762	111.38	1067

Os modelos numéricos apresentados nesta seção foram elaborados com as mesmas características básicas dos modelos desenvolvidos por Chung *et al* [2]. Através da comparação direta dos resultados obtidos por Chung *et al* [2], com os resultados obtidos pelos modelos apresentados nesta dissertação, pôde-se verificar a acuidade e a relevância dos modelos apresentados, para posteriormente serem utilizados numa análise paramétrica de vigas de aço com furos na alma. A seguir, serão exibidos os modelos propostos pela presente dissertação (figuras 4.5 e 4.6) para comparação com os modelos de Chung *et al* [2] (figuras 4.3 e 4.4).

**Figura 4.5 – Modelo em elementos finitos proposto para a viga 2A****Figura 4.6 – Modelo em elementos finitos proposto para a viga 3A**

Pode-se observar que os modelos apresentados são bastante semelhantes aos modelos propostos por Chung *et al* [2]. A malha de elementos finitos na região ao redor das aberturas foi refinada para que os modelos pudessem representar de forma fidedigna os efeitos de concentração de tensão, escoamento da alma e das mesas, bem como a formação de rótulas plásticas, caracterizando assim, o mecanismo de *Vierendeel*.

As condições de contorno dos modelos podem ser visualizadas nas figuras 4.5 e 4.6. O apoio no lado esquerdo das vigas foi modelado de forma a representar um apoio do segundo gênero, enquanto o apoio no lado direito das vigas foi modelado para ser um apoio do primeiro gênero. Podem ser observados ainda, travamentos laterais na parte superior da viga (parte submetida à compressão) com o objetivo de prevenir a flambagem lateral à torção dos perfis. O ponto de aplicação da carga concentrada, bem como os enrijecedores transversais, podem ser vistos claramente nos modelos apresentados nas figuras 4.5 e 4.6.

Os modelos de escoamento obtidos por Chung *et al* [2] em seu trabalho e os modelos de escoamento obtidos para as vigas de aço com furo na alma da presente dissertação serão apresentados nesta seção nas figuras 4.7 a 4.15.

Pode-se observar que os modelos de escoamento encontrados por Chung *et al* [2] para a viga 2A e os modelos de escoamento da dissertação apresentam bastante semelhança entre si, indicando que ambos foram calibrados de forma adequada e em consonância com os experimentos de Redwood e McCutcheon [31].

Conforme observado por Chung *et al* [2], é interessante examinar a distribuição de tensões na seção perfurada no início do escoamento e na ruína para a viga 2A. O início do escoamento ocorre na alma dos “T’s” nas seções com $\varphi=30^\circ$ e $\varphi=-45^\circ$. Ao mesmo tempo, o escoamento por cisalhamento na alma dos “T’s” nas seções com $\varphi=0^\circ$ é também aparente. Contudo, tal escoamento não materializa um mecanismo de colapso, e a viga continua a suportar carregamento adicional até que a flexão de *Vierendeel* seja suficientemente grande para causar extenso escoamento nos “T’s”.

Na ruína, a alma e as mesas dos “T’s” no lado de maior momento (HMS) apresentam uma distribuição plástica considerável. Adicionalmente, há também uma extensa plastificação por cisalhamento na alma dos “T’s” com profundidade mínima da alma ($\varphi=0^\circ$). Contudo, no lado de menor momento (LMS), somente as almas dos “T’s” apresentam-se plastificadas, enquanto o nível de tensão das mesas chega somente a cerca de 60% da resistência de escoamento. Como resultado, a viga 2A falha com a formação de duas rótulas plásticas no lado de maior momento (HMS), mas com somente duas rótulas plásticas parciais no lado de menor momento (LMS). Provavelmente, isto se deve ao fato de que na ruína, um extensa plastificação ocorre nos “T’s” com profundidade mínima de alma, o que reduz a capacidade de redistribuição de esforços ao longo da abertura da alma. Estas

observações concordam bem com as verificações de um estudo analítico descrito por Ko e Chung [32], sobre os métodos de dimensionamento existentes, em que nem todas as quatro rótulas plásticas são totalmente desenvolvidas na ruína.

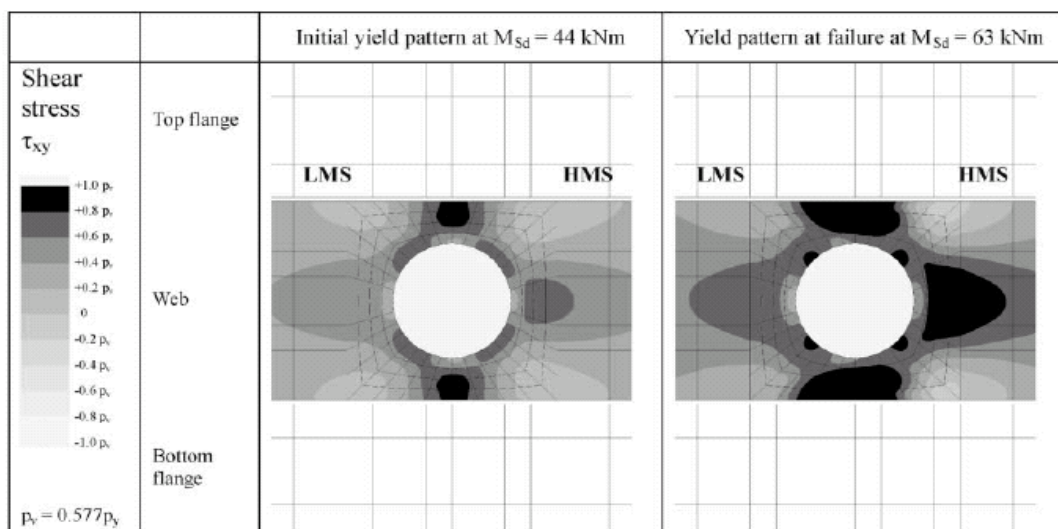


Figura 4.7 – Distribuição de tensões cisalhantes na seção perfurada da viga 2A (Chung et al)

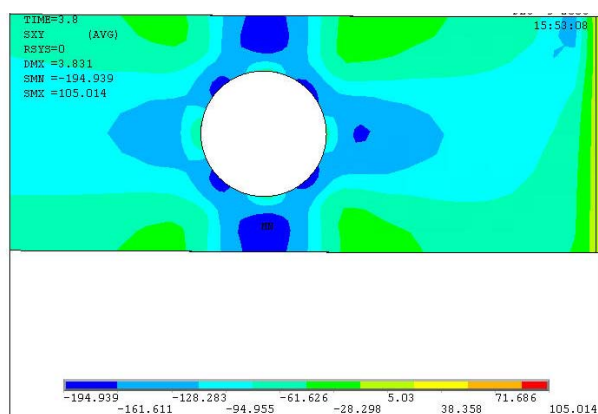


Figura 4.8 – Tensão cisalhante (MPa) no início do escoamento ($M_{sd}=49,1 \text{ kN.m}$) para a viga 2A

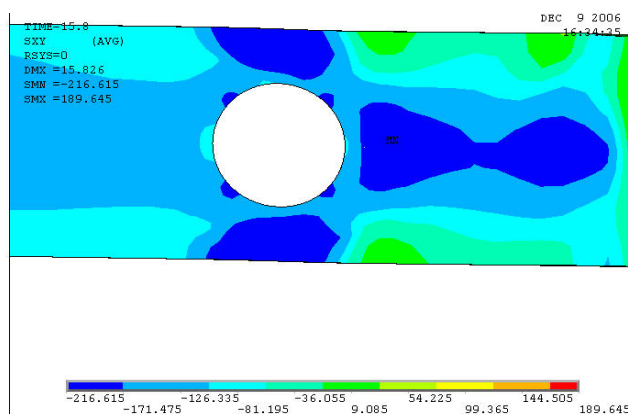


Figura 4.9 – Tensão cisalhante (MPa) na ruína ($M_{sd}=67,3 \text{ kN.m}$) para a viga 2A

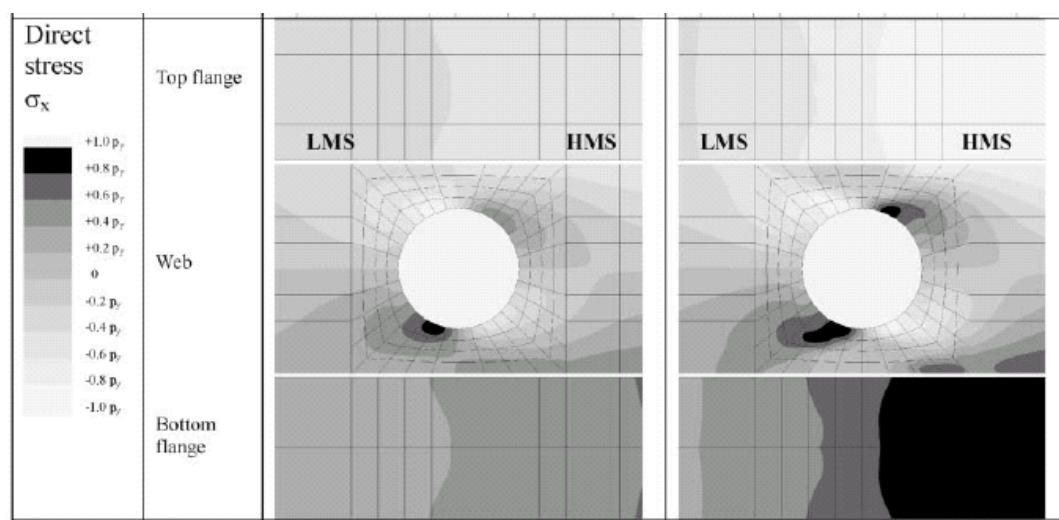


Figura 4.10 – Distribuição de tensões normais na seção perfurada da viga 2A (Chung et al)

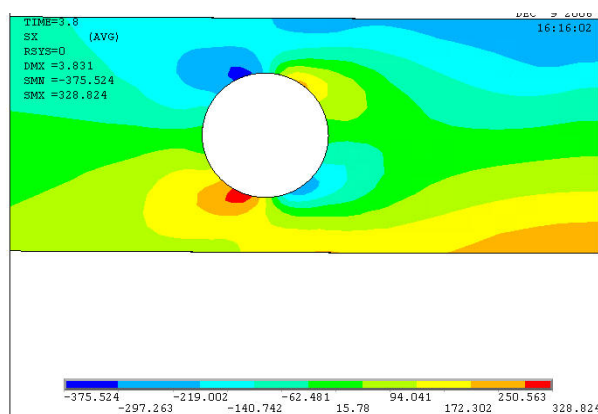


Figura 4.11 – Tensão normal (MPa) (eixo X) no início do escoamento ($M_{Sd}=49,1$ kN.m) para a viga 2A

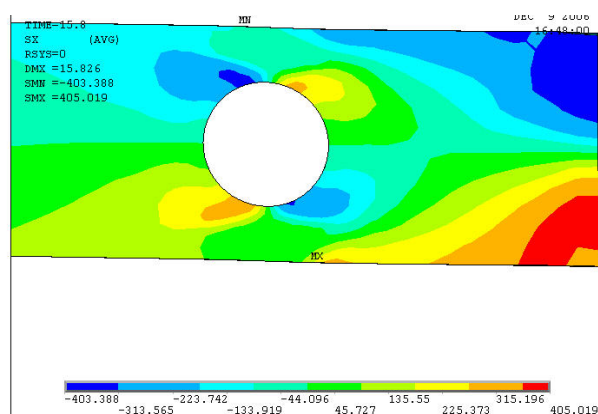


Figura 4.12 – Tensão normal (MPa) (eixo X) na ruína ($M_{Sd}=67,3$ kN.m) para a viga 2A

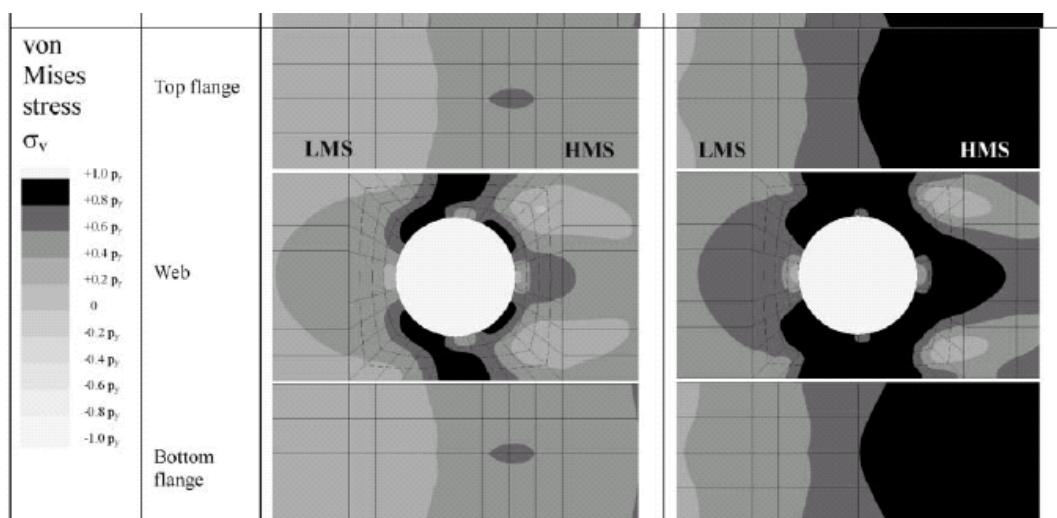


Figura 4.13 – Tensões de Von Mises na seção perfurada da viga 2A (Chung et al)

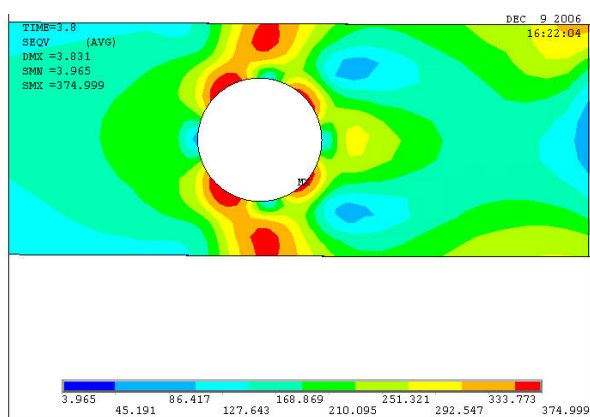


Figura 4.14 – Tensão de Von Mises (MPa) no início do escoamento ($M_{sd}=49,1$ kN.m) para a viga 2A

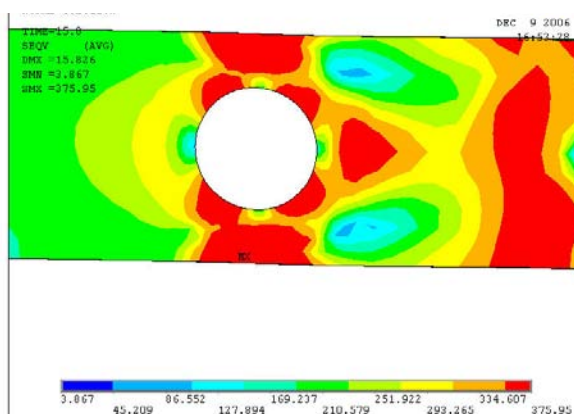


Figura 4.15 – Tensão de Von Mises (MPa) na ruína ($M_{sd}=67,3$ kN.m) para a viga 2A

Para confirmar de forma definitiva a validade dos modelos propostos nesta dissertação, apresentam-se gráficos comparativos entre os resultados obtidos em vigas experimentais por Redwood e McCutcheon [31], para o momento fletor atuante no centro da abertura e a deflexão no meio do vão, e os modelos numéricos apresentados nesta dissertação para as vigas 2A e 3A (figuras 4.16 e 4.17).

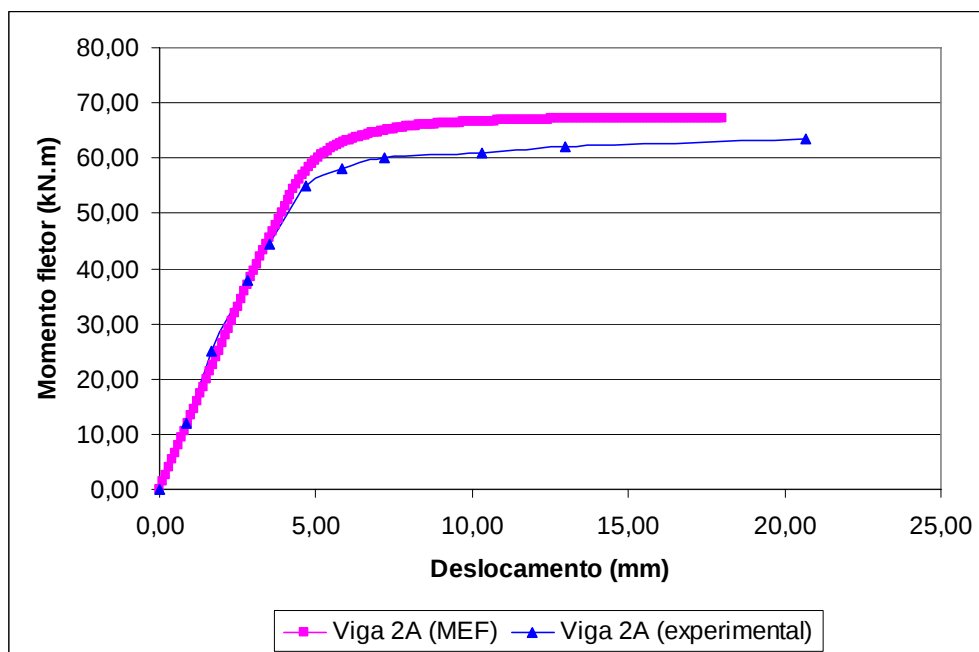


Figura 4.16 – Comparação entre o MEF e os ensaios de laboratório para a viga 2A

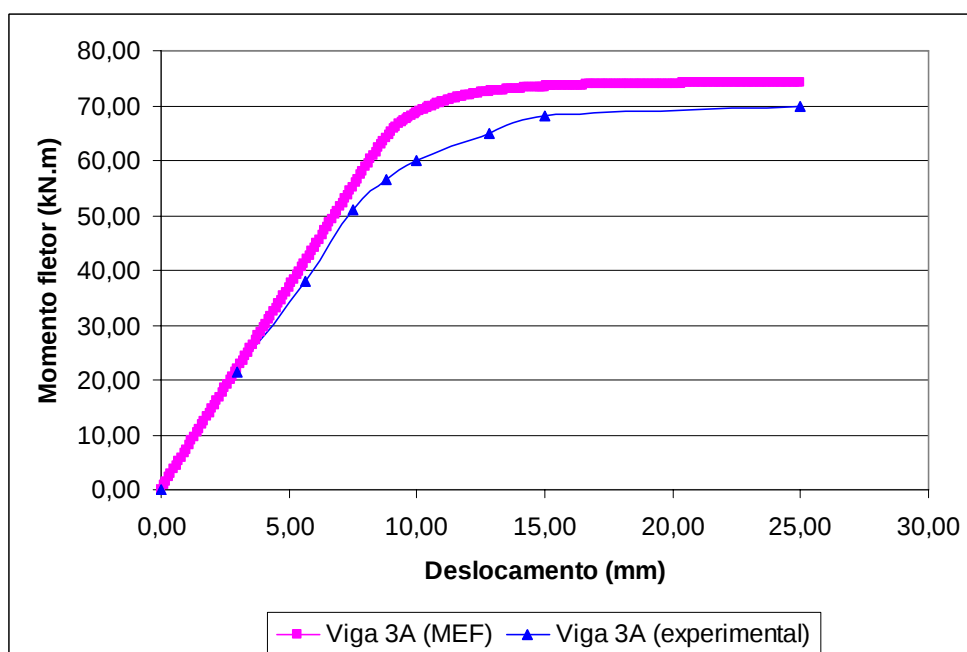


Figura 4.17 – Comparação entre o MEF e os ensaios de laboratório para a viga 3A

Pode ser observado dos gráficos (figuras 4.16 e 4.17) que os modelos numéricos concordam com razoável precisão com os resultados obtidos para as vigas experimentais, sobretudo na fase elástica. Na fase plástica, há uma ligeira diferença entre os modelos numéricos e os resultados obtidos dos ensaios. Tal diferença provavelmente pode ser atribuída ao encruamento de 5% que foi utilizado na elaboração dos modelos numéricos, além de tensões residuais que não foram incorporadas aos modelos e que na prática existem devido aos processos de soldagem. Somam-se a isso as imperfeições geométricas existentes nas vigas de aço.

No quadro a seguir, é exibido um resumo comparativo entre os experimentos e os modelos numéricos para as vigas 2A e 3A.

Tabela 4.4 – Quadro comparativo entre os experimentos e os modelos numéricos

	Momento resistente da viga sem furo (kN.m)		<u>Momento (exp)</u> Momento(MEF)	Momento de ruína no centro do furo (kN.m)		<u>Momento (exp)</u> Momento(MEF)
	Experimental	MEF		Experimental	MEF	
Viga 2A	99,0	110,9	0,89	63,7	67,3	0,95
Viga 3A	88,7	103,7	0,86	69,0	74,1	0,93

A comparação dos resultados da modelagem numérica com os resultados experimentais disponíveis para modelos de escoamento, magnitude da carga última e relação momento-deslocamento, mostra boa concordância entre os modelos em elementos finitos e os resultados experimentais, validando, portanto, a precisão dos modelos numéricos propostos.

- **Viga celular (Bitar *et al* [15])**

Dando continuidade ao processo de modelagem numérica, elaborou-se um modelo em elementos finitos, baseado no trabalho de Bitar *et al* [15], de uma viga celular com vão de 8,0 m. Esta viga era composta por um perfil IPEA 450 (aço S355) com onze furos na alma, sendo que cada furo apresentava um diâmetro de 560 mm. Os furos apresentavam entre si uma distância de 700 mm. Por tratar-se de uma viga encastelada, esta teve um aumento na altura final em relação à viga original (perfil IPEA 450), apresentando após o processo final de fabricação uma altura de 710 mm.

A viga foi carregada simetricamente em dois pontos como pode ser notado na figura 4.18. A carga de ruína apresentada pela viga experimental foi de 199,8 kN (por ponto de aplicação), enquanto a carga de ruína verificada pelo modelo em elementos finitos foi de

185,3 kN. Portanto, existe uma diferença de 7,3% entre os resultados experimental e numérico, indicando que os modelos em elementos finitos são adequados para o estudo de vigas celulares. A causa da ruína foi a formação de um mecanismo de *Vierendeel* em cada ponto de aplicação das cargas concentradas. Na tabela 4.5 são exibidas as características geométricas do perfil IPEA 450.

Tabela 4.5 – Propriedades geométricas do perfil IPEA 450

Perfil IPEA 450	Largura da mesa (mm)	Espessura da mesa (mm)	Altura da alma (mm)	Espessura da alma (mm)
	190	13.1	420.8	7.6

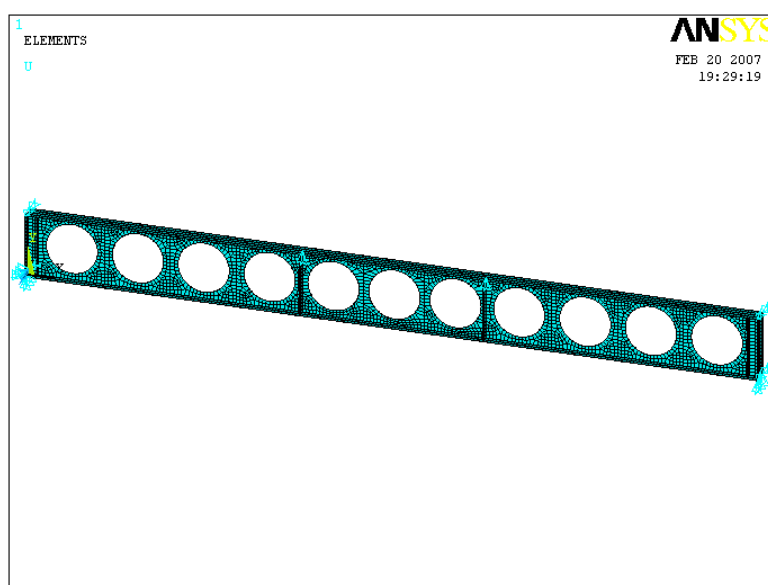


Figura 4.18 – Viga celular composta por um perfil IPEA 450 (aço S355)

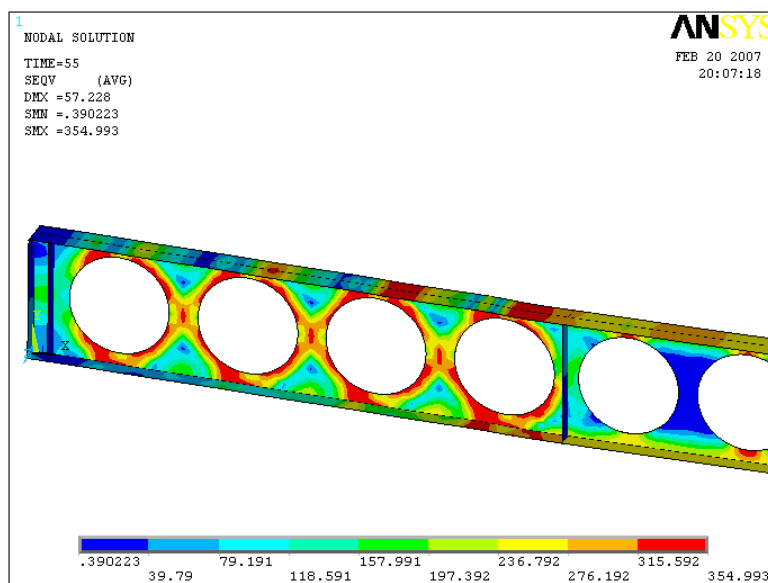


Figura 4.19 – Tensão de Von Mises na ruína (MPa)

5. Análise paramétrica

5.1. Introdução

Neste capítulo são apresentados os resultados de uma análise paramétrica utilizando o método dos elementos finitos para a avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma. Os principais parâmetros analisados foram: Tipo de furo, comprimento do vão, esbeltez do perfil de aço, posição do furo ao longo do vão e dimensão do furo.

5.2. Vigas com abertura circular na alma

A avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura circular na alma, foi realizada a partir de uma série de análises em elementos finitos. As características físicas e geométricas de todos os perfis de aço modelados e apresentados nesta seção são iguais às encontradas no capítulo anterior da presente dissertação para a viga 2A (tabelas 4.1 e 4.2).

A seguir, será apresentado um quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas circulares nas almas das vigas de aço. Os primeiros parâmetros deste quadro são: O diâmetro do furo em função da altura H do perfil, a posição da abertura em função do comprimento L do vão, a localização da carga concentrada aplicada em função do comprimento L do vão e o vão da respectiva viga em estudo.

Outro fato que deve ser comentado é o critério que foi utilizado para a escolha das amostras dos modelos em elementos finitos. Como o número de parâmetros a serem estudados era relativamente grande, o espaço amostral do estudo também se apresentava bastante extenso. Com o objetivo de reduzir o número de análises realizadas para o estudo do comportamento estrutural das vigas de aço com abertura circular na alma, sem a perda da representatividade do conjunto total de amostras, foi empregado o método de *Taguchi* [42] na escolha das amostras a serem modeladas. Foi utilizado o *software Design-Expert* [43] para a escolha das amostras a serem avaliadas. Tal *software* apresenta a opção do método de *Taguchi* e os parâmetros de entrada são as variáveis do fenômeno em estudo e o respectivo número de classes para cada variável. Após a entrada dos dados, o *software Design-Expert* [43] gera automaticamente um número adequado de amostras que representam o espaço amostral para o fenômeno em estudo.

Tabela 5.1 – Quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas circulares

Amostra	Ø Furo	Posição do furo	Posição da carga	Vão (mm)
1	0,25 H	0,75 L	0,20 L	6000
2	0,75 H	0,75 L	0,70 L	6000
3	0,25 H	0,25 L	0,70 L	10000
4	0,50 H	0,25 L	0,20 L	8000
5	0,75 H	0,50 L	0,20 L	10000
6	0,75 H	0,50 L	0,20 L	8000
7	0,50 H	0,50 L	0,20 L	6000
8	0,75 H	0,75 L	0,45 L	6000
9	0,25 H	0,75 L	0,45 L	8000
10	0,25 H	0,75 L	0,70 L	8000
11	0,50 H	0,50 L	0,70 L	10000
12	0,75 H	0,75 L	0,45 L	10000
13	0,75 H	0,75 L	0,70 L	10000
14	0,50 H	0,75 L	0,20 L	8000
15	0,50 H	0,25 L	0,45 L	6000
16	0,25 H	0,50 L	0,70 L	8000
17	0,75 H	0,25 L	0,70 L	8000
18	0,75 H	0,50 L	0,70 L	6000
19	0,75 H	0,25 L	0,45 L	10000
20	0,25 H	0,50 L	0,20 L	6000
21	0,25 H	0,25 L	0,70 L	6000
22	0,50 H	0,75 L	0,45 L	10000
23	0,50 H	0,25 L	0,45 L	8000
24	0,50 H	0,25 L	0,20 L	6000
25	0,25 H	0,50 L	0,45 L	10000
26	0,50 H	0,25 L	0,20 L	10000
27	0,50 H	0,50 L	0,45 L	8000
28	0,25 H	0,50 L	0,45 L	6000
29	0,75 H	0,25 L	0,20 L	6000
30	0,25 H	0,25 L	0,20 L	8000
31	0,50 H	0,75 L	0,70 L	10000
32	0,50 H	0,50 L	0,70 L	6000
33	0,25 H	0,50 L	0,45 L	8000
34	0,25 H	0,25 L	0,45 L	10000
35	0,50 H	0,25 L	0,70 L	8000
36	0,75 H	0,75 L	0,20 L	6000
37	0,75 H	0,50 L	0,45 L	8000
38	0,25 H	0,75 L	0,20 L	10000

Com o objetivo de facilitar a análise dos dados obtidos para o conjunto de amostras avaliadas, estas foram subdivididas e classificadas pelo diâmetro da abertura na alma e pelo comprimento do vão. Nas tabelas que se seguem são exibidas a carga de ruína, bem como os esforços atuantes no centro dos furos no instante do colapso das vigas.

Tabela 5.2 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,25 H e vão=6000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
4,50	116,33	23,27	34,90	Ø0.25_FURO 0.75_CARGA 0.20_VAO 6000
1,50	89,01	26,70	40,06	Ø0.25_FURO 0.25_CARGA 0.70_VAO 6000
3,00	116,28	23,26	69,77	Ø0.25_FURO 0.50_CARGA 0.20_VAO 6000
3,00	76,03	34,21	102,63	Ø0.25_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 6000

Da análise da tabela acima, pode-se notar de imediato que não houve variação da carga de ruína para as amostras em destaque, apesar do nível de solicitação à flexão de uma amostra ser o dobro da outra. Tal fato sugere que a presença do furo na alma da viga de aço seja indiferente a este efeito e que provavelmente a causa da ruína da viga não esteja associada ao mecanismo de *Vierendeel*.

Nas próximas figuras será apresentada a evolução das tensões de *Von Mises* atuantes para as vigas destacadas em amarelo, para os mesmos estágios de carregamento, a fim de facilitar uma comparação imediata entre os modelos estudados.

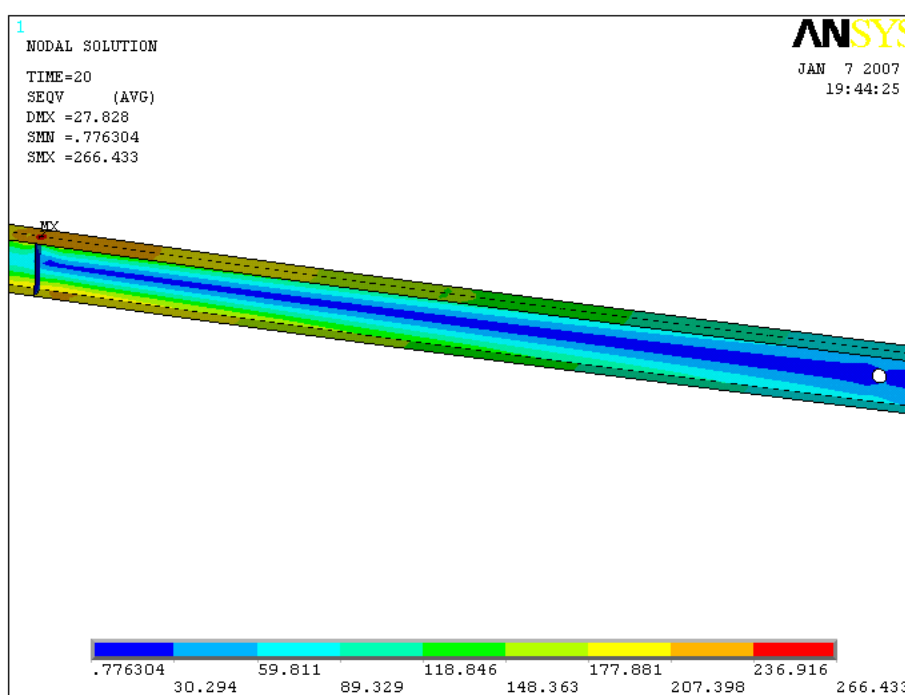


Figura 5.1 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 20mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)

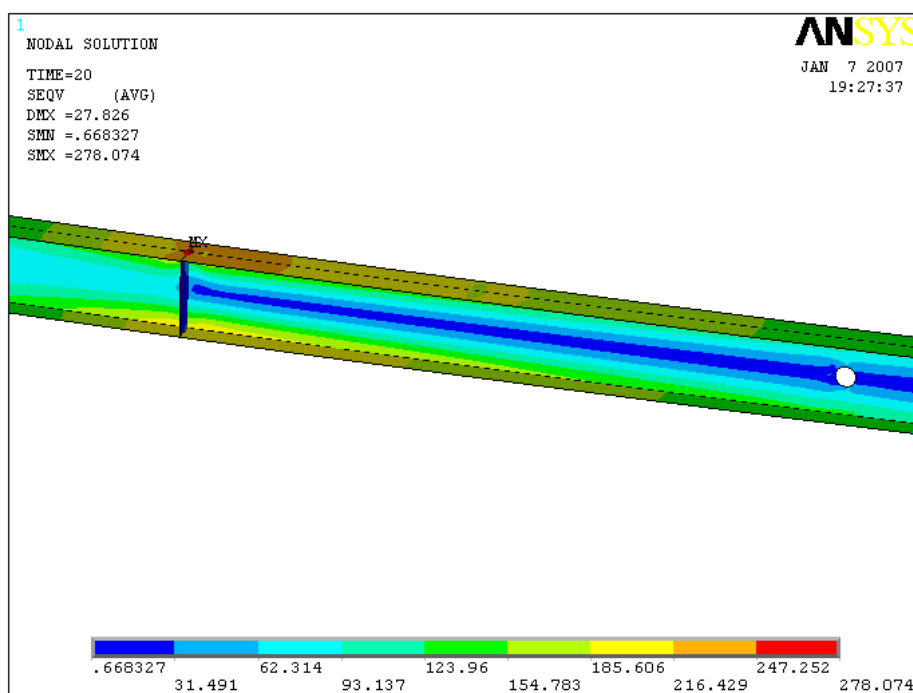


Figura 5.2 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 20mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)

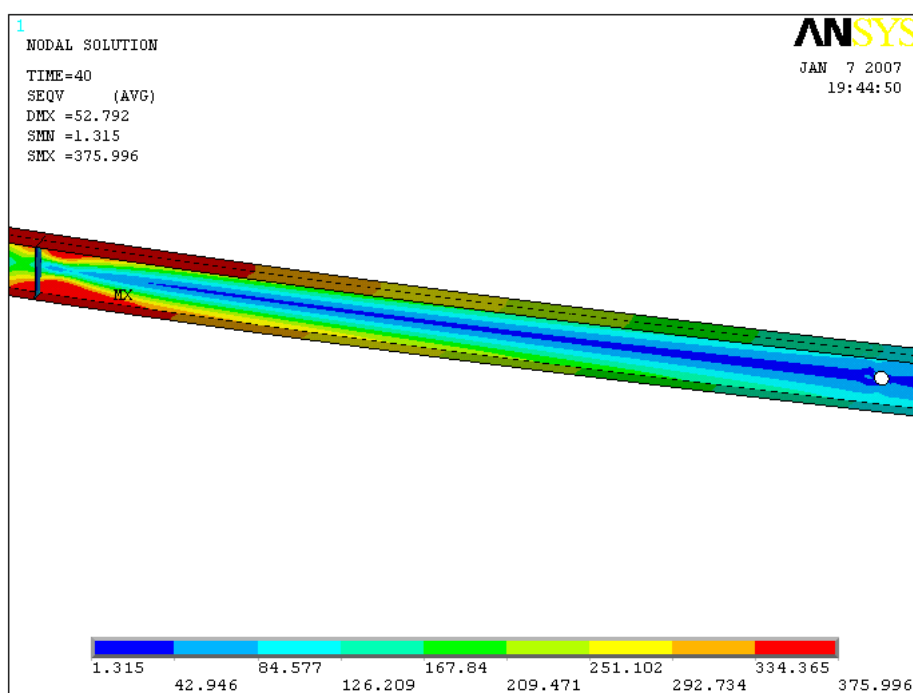


Figura 5.3 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 40mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)

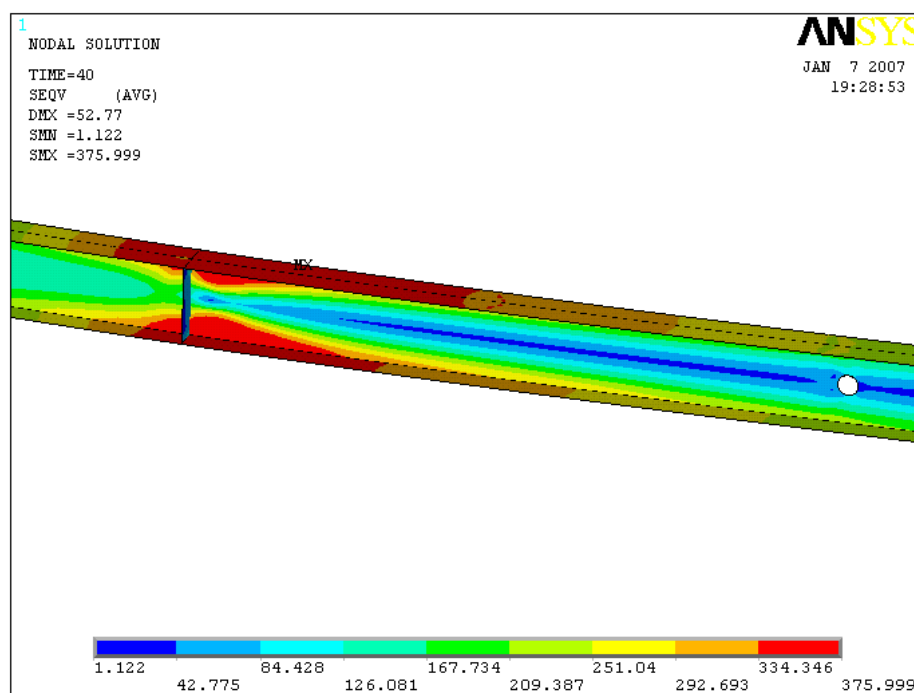


Figura 5.4 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 40mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)

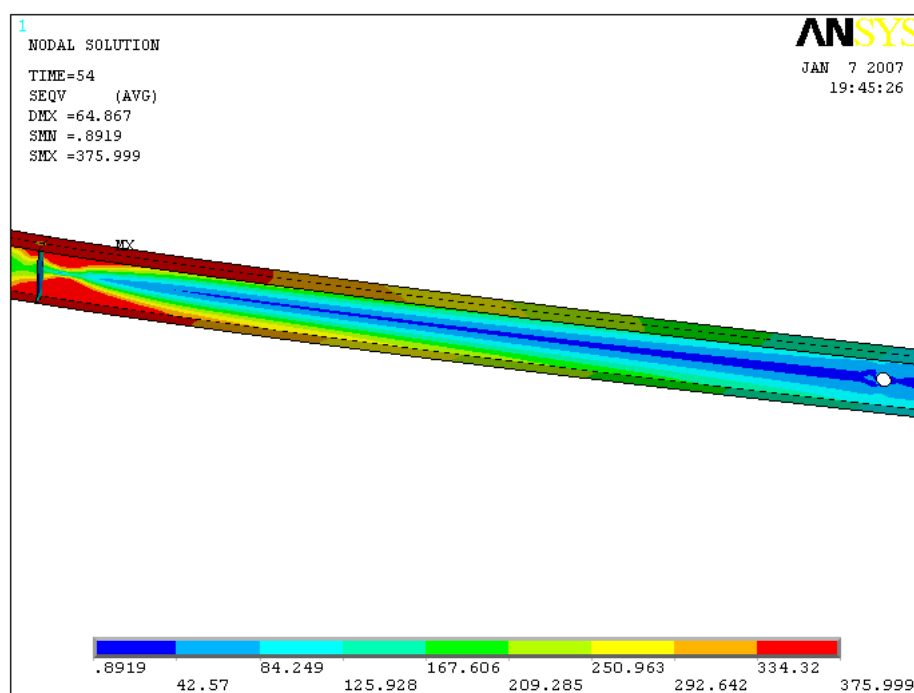


Figura 5.5 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)

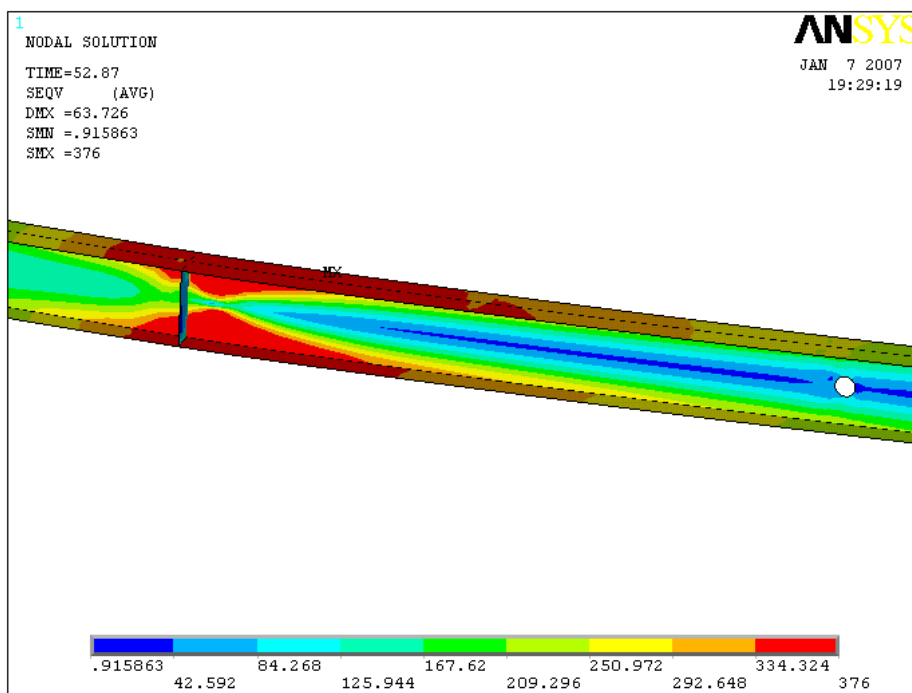


Figura 5.6 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)

Pode-se observar das figuras (5.1 a 5.6) que exibem a evolução das tensões de *Von Mises*, uma crescente plastificação no entorno da região do ponto de aplicação da carga concentrada. As fibras mais externas dos perfis plastificam primeiro (mesas), em seguida, o processo se estende através da alma até a formação de uma rótula plástica no estágio de ruína. Pode-se afirmar que o mecanismo de ruína observado nas figuras está relacionado à flexão no ponto de aplicação da carga concentrada e não houve formação do mecanismo de *Vierendeel* no entorno da abertura da alma. As tensões verificadas na região dos furos apresentam-se substancialmente menores quando comparadas com as tensões desenvolvidas no ponto de aplicação da carga concentrada.

A seguir, serão exibidos gráficos do momento fletor atuante no centro do furo *versus* o deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada para as amostras em discussão. Na mesma figura está presente um gráfico do momento fletor *versus* deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada para uma viga sem furo. Pode-se notar dos gráficos que não houve ruína brusca em nenhum dos casos apresentados. Em todas as amostras pode-se verificar a formação de um patamar de escoamento bem definido antes da ruína. Na viga sem furo, também foi observada a formação de um patamar de escoamento para o gráfico do momento fletor atuante no ponto de aplicação da carga concentrada, confirmando mais uma vez que houve plastificação da seção antes da ruína.

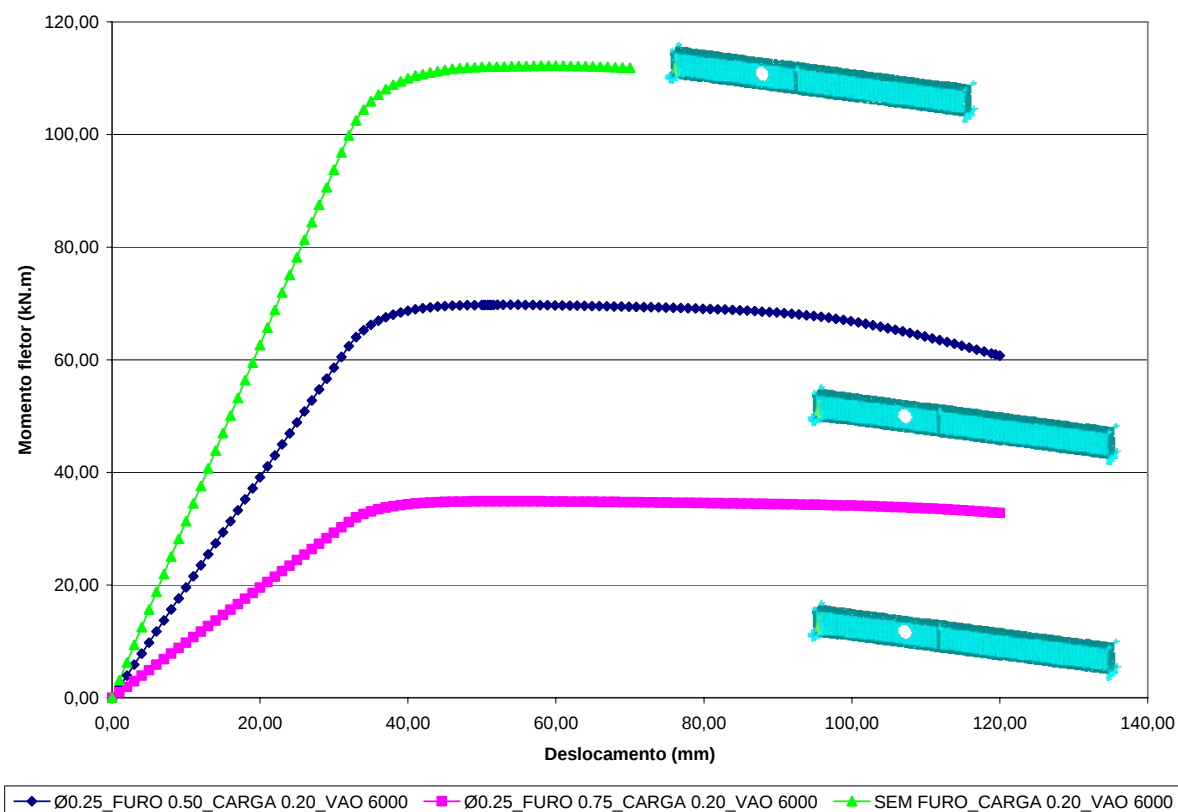


Figura 5.7 – Curvas do momento fletor x deslocamento

Dando continuidade ao processo de apresentação dos resultados da análise paramétrica para o estudo do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura circular na alma, serão exibidas novas tabelas que mostram a carga de ruína, bem como os esforços atuantes no centro dos furos no instante do colapso das vigas.

Tabela 5.3 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,50 H e vão=6000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V_{Sd} (kN)	M_{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
0,90	76,01	41,81	37,63	Ø0.50_FURO 0.15_CARGA 0.45_VAO 6000
1,50	76,36	42,00	63,00	Ø0.50_FURO 0.25_CARGA 0.45_VAO 6000
2,10	76,05	41,83	87,84	Ø0.50_FURO 0.35_CARGA 0.45_VAO 6000
3,00	74,08	33,33	100,00	Ø0.50_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 6000
3,90	76,14	34,26	71,95	Ø0.50_FURO 0.65_CARGA 0.45_VAO 6000
4,50	75,84	34,13	51,19	Ø0.50_FURO 0.75_CARGA 0.45_VAO 6000
5,40	76,09	34,24	20,54	Ø0.50_FURO 0.90_CARGA 0.45_VAO 6000

Pode-se observar que a despeito dos diferentes níveis de solicitação ao esforço cortante e ao momento fletor para as mais variadas localizações do furo ao longo do vão da viga, a capacidade de carga manteve-se constante, mostrando que a presença do furo não

influenciou a ruína da viga. Para uma viga sem furo na alma e com o ponto de aplicação da carga concentrada localizado no mesmo local das amostras acima em destaque, ou seja, em $0,45L$ ($2,70\text{m}$), a carga de ruína verificada foi de $76,13\text{ kN}$, confirmando mais uma vez a indiferença da presença do furo no que tange a ruína da viga.

Nas próximas figuras será exibida a tensão de *Von Mises* verificada no instante da ruína para a viga sem furo e para a viga com o centro do furo localizado em $0,50L$ ($3,00\text{m}$). Para a viga sem furo observa-se plastificação da região no ponto de aplicação da carga concentrada, demonstrando ruína por flexão. Para a viga com furo localizado em $0,50L$ ($3,00\text{m}$), verifica-se plastificação no ponto de aplicação da carga concentrada, associada à plastificação na região do furo. Pode-se inferir que houve interação entre a região de aplicação da carga concentrada e a abertura na alma, e que a ruína foi induzida por flexão no ponto de aplicação da carga concentrada em conjunto com a formação de um mecanismo de *Vierendeel* no entorno da abertura da alma. Contudo, apesar da interação comentada anteriormente, a viga com o centro do furo localizado em $0,50L$ ($3,00\text{m}$) apresentou uma carga de ruína de $74,08\text{ kN}$, exibindo uma resistência cerca de $2,7\%$ menor do que a apresentada para uma viga sem furo e com as mesmas características. Tal fato indica que a presença do furo é praticamente irrelevante no que diz respeito à ruína da viga.

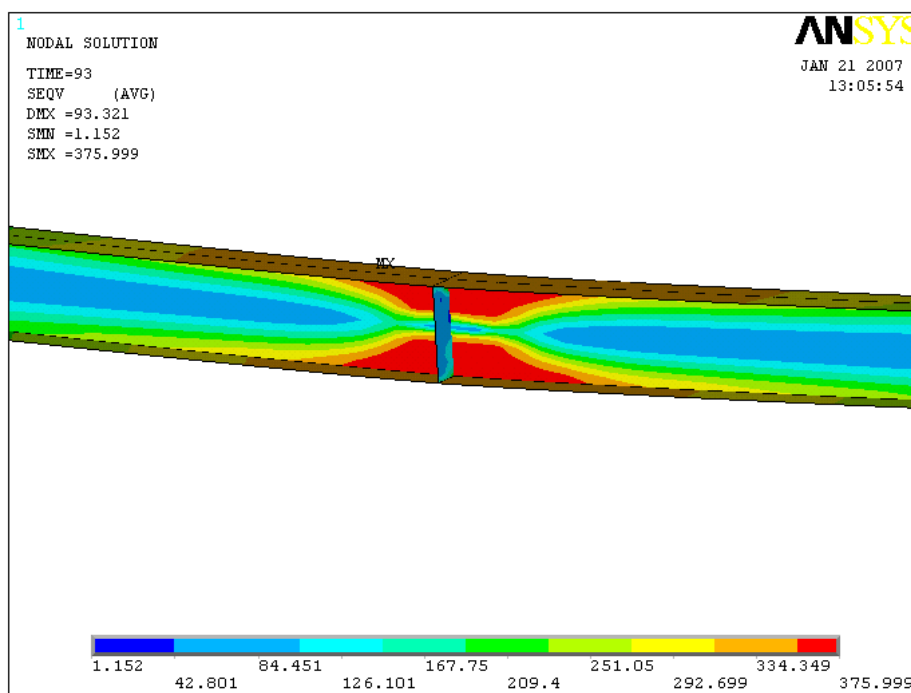


Figura 5.8 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (sem furo)

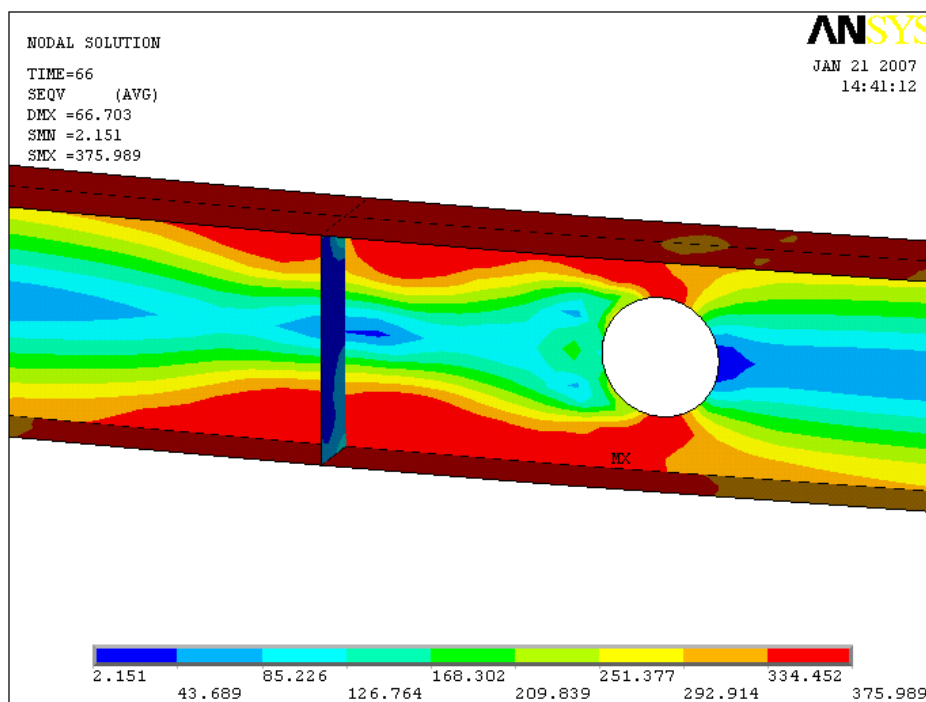


Figura 5.9 – Tensão de Von Mises (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,50 L)

A seguir, serão apresentadas tabelas que mostram a carga de ruína, bem como os esforços atuantes no centro dos furos no instante do colapso das vigas para outros casos estudados.

Tabela 5.4 – Quadro resumo das análises para as amostras com $\varnothing 0,75 H$ e vão=6000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V_{Sd} (kN)	M_{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
4,50	75,81	34,12	51,17	$\varnothing 0.75_FURO\ 0.75_CARGA\ 0.45_VAO\ 6000$
3,00	88,95	26,68	80,05	$\varnothing 0.75_FURO\ 0.50_CARGA\ 0.70_VAO\ 6000$
1,50	100,74	20,15	90,66	$\varnothing 0.75_FURO\ 0.25_CARGA\ 0.20_VAO\ 6000$
4,50	76,62	53,64	80,45	$\varnothing 0.75_FURO\ 0.75_CARGA\ 0.70_VAO\ 6000$
4,50	116,46	23,29	34,94	$\varnothing 0.75_FURO\ 0.75_CARGA\ 0.20_VAO\ 6000$

Pode-se observar da tabela que houve variação da capacidade de carga para as amostras em destaque. Para as amostras destacadas em azul, pode-se verificar uma diferença de cerca de 13,5% entre as respectivas capacidades de carga.

É importante salientar que quando se compara a capacidade de carga para a viga com furo localizado em 0,75L (4,50m) para as amostras com diâmetro de furo igual a 0,25 H e 0,75 H, para um vão de 6,0m e com a carga concentrada localizada em 0,20L (1,20m), a

magnitude verificada é a mesma, ou seja, cerca de 116,0 kN. Apesar de uma viga apresentar furo com diâmetro igual a três vezes o diâmetro da outra, não houve variação da capacidade de carga. É correto afirmar portanto, que o mecanismo de flexão foi o responsável pela ruína nestes casos.

Quando se comparam as amostras destacadas em azul, pode-se perceber claramente a influência da proximidade do furo em relação ao ponto de aplicação da carga concentrada, no decréscimo da capacidade de carga das vigas. Enquanto a viga com furo localizado em $0,75L$ (4,50m) rompeu com cerca de 116,0 kN, a viga com furo localizado em $0,25L$ (1,50m) precisou de cerca de 100,0 kN para atingir a ruína.

Abaixo, serão mostradas figuras que exibem a tensão de *Von Mises* no instante da ruína para as amostras destacadas em azul. Observa-se que para a amostra com o furo localizado em $0,25L$ (1,50m), a ruína da viga foi provocada exclusivamente pela formação de um mecanismo de *Vierendeel* na região da abertura da alma. Para a viga com o furo localizado em $0,75L$ (4,50m), a flexão no ponto de aplicação da carga concentrada causou o colapso da viga.

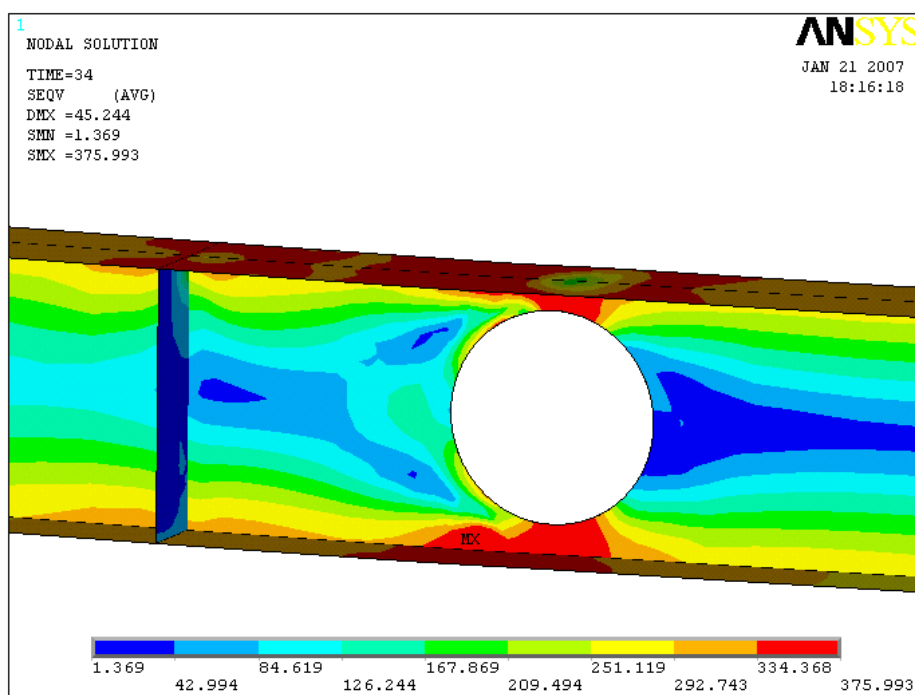


Figura 5.10 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo $0,25 L$)

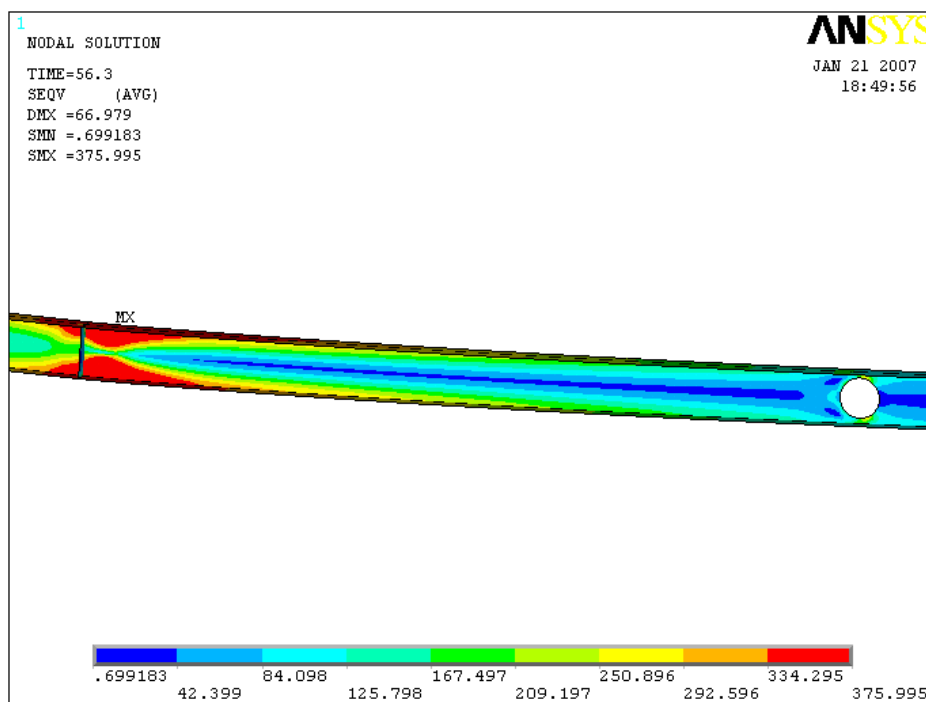


Figura 5.11 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo 0,75 L)

Resta agora apresentar os gráficos de momento fletor no centro do furo *versus* deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada, pertinentes às amostras destacadas em azul. Isso será feito nas duas próximas figuras que se seguem.

Para a viga com o furo localizado em 0,25L (1,50m), não houve a formação de um patamar de escoamento e a amostra apresentou uma ruína brusca, caracterizando a formação de um mecanismo de *Vierendeel*.

Para a viga com o furo localizado em 0,75L (4,50m), houve a formação de um patamar de escoamento e a amostra não apresentou uma ruína precoce. Pela verificação das tensões no instante da ruína e pela observação do gráfico de flexão para esta amostra, é possível afirmar que a ruína por flexão ocasionou a ruína da viga.

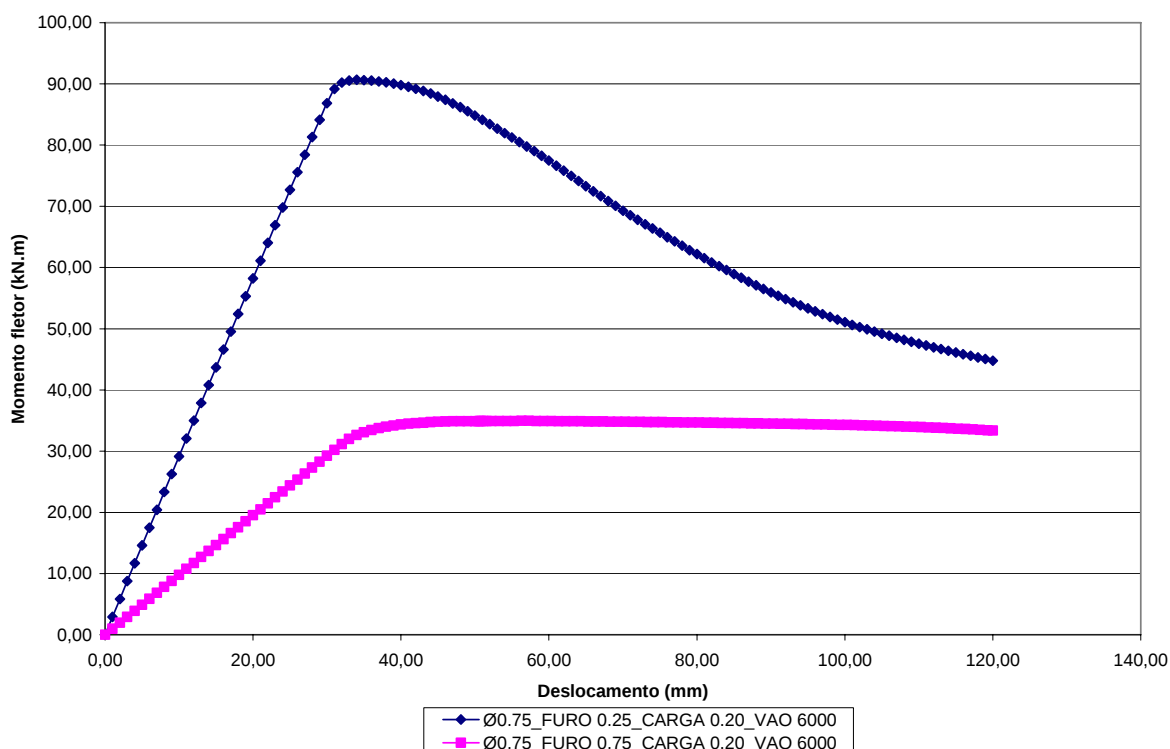


Figura 5.12 – Curvas do momento fletor x deslocamento

Os próximos resultados que serão exibidos, na verdade são uma repetição das observações comentadas anteriormente. A principal diferença entre as tabelas que se seguem e aquelas apresentadas acima, consiste basicamente nos vãos das amostras. As novas tabelas apresentam vigas com vãos de 8,00m e 10,00m. Contudo, é sabido que a formação do mecanismo de *Vierendeel* está associada intimamente ao cisalhamento na região da abertura da alma e portanto, o aumento do vão da viga diminui a importância deste modo de colapso, fazendo com que a flexão seja o estado limite governante na maioria dos casos. A seguir, serão apresentados mais alguns resultados da análise paramétrica para o estudo do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura circular na alma. Serão exibidas novas tabelas que mostram a carga de ruína, bem como os esforços atuantes no centro dos furos no instante do colapso das vigas.

Tabela 5.5 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,25 H e vão=8000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
6,00	56,71	25,52	51,04	Ø0.25_FURO 0.75_CARGA 0.45_VAO 8000
4,00	66,42	19,93	79,70	Ø0.25_FURO 0.50_CARGA 0.70_VAO 8000
6,00	66,42	46,49	92,99	Ø0.25_FURO 0.75_CARGA 0.70_VAO 8000
4,00	56,71	25,52	102,08	Ø0.25_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 8000
2,00	86,93	17,39	104,32	Ø0.25_FURO 0.25_CARGA 0.20_VAO 8000

Tabela 5.6 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,50 H e vão=8000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
2,00	66,24	19,87	39,74	Ø0.50_FURO 0.25_CARGA 0.70_VAO 8000
6,00	56,33	25,35	50,69	Ø0.50_FURO 0.75_CARGA 0.45_VAO 8000
4,00	55,99	25,20	100,79	Ø0.50_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 8000
2,00	56,47	31,06	62,12	Ø0.50_FURO 0.25_CARGA 0.45_VAO 8000
2,00	84,35	16,87	101,23	Ø0.50_FURO 0.25_CARGA 0.20_VAO 8000
6,00	86,84	17,37	34,73	Ø0.50_FURO 0.75_CARGA 0.20_VAO 8000

Tabela 5.7 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,75 H e vão=8000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
2,00	66,37	19,91	39,82	Ø0.75_FURO 0.25_CARGA 0.70_VAO 8000
4,00	50,10	22,54	90,18	Ø0.75_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 8000
4,00	86,75	17,35	69,40	Ø0.75_FURO 0.50_CARGA 0.20_VAO 8000

Tabela 5.8 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,25 H e vão=10000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
7,50	69,19	13,84	34,60	Ø0.25_FURO 0.75_CARGA 0.20_VAO 10000
2,50	52,61	15,78	39,46	Ø0.25_FURO 0.25_CARGA 0.70_VAO 10000
2,50	44,82	24,65	61,62	Ø0.25_FURO 0.25_CARGA 0.45_VAO 10000
5,00	45,10	20,30	101,48	Ø0.25_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 10000

Tabela 5.9 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,50 H e vão=10000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
5,00	52,95	15,89	79,43	Ø0.50_FURO 0.50_CARGA 0.70_VAO 10000
2,50	67,70	13,54	101,54	Ø0.50_FURO 0.25_CARGA 0.20_VAO 10000
2,50	44,26	24,34	60,86	Ø0.50_FURO 0.25_CARGA 0.45_VAO 10000
5,00	44,99	20,25	101,23	Ø0.50_FURO 0.50_CARGA 0.45_VAO 10000
7,50	44,79	20,16	50,39	Ø0.50_FURO 0.75_CARGA 0.45_VAO 10000
7,50	52,96	37,07	92,67	Ø0.50_FURO 0.75_CARGA 0.70_VAO 10000

Tabela 5.10 – Quadro resumo das análises para as amostras com Ø0,75 H e vão=10000 mm

Posição do furo (m)	Capacidade de carga (kN)	V _{Sd} (kN)	M _{Sd} (kNm)	Descrição da amostra
5,00	69,13	13,83	69,13	Ø0.75_FURO 0.50_CARGA 0.20_VAO 10000
2,50	44,83	24,65	61,64	Ø0.75_FURO 0.25_CARGA 0.45_VAO 10000
7,50	50,00	35,00	87,50	Ø0.75_FURO 0.75_CARGA 0.70_VAO 10000
7,50	45,04	20,27	50,68	Ø0.75_FURO 0.75_CARGA 0.45_VAO 10000

De uma forma geral, foi observado nesta seção que a maioria dos furos na alma das amostras não diminuiu de forma significativa a resistência das vigas, sobretudo nas amostras com diâmetros iguais a 0,25H e 0,50H, independentemente do vão da viga. Nas amostras com diâmetro de furo igual a 0,75H e com vão de 6,00m, houve redução da capacidade de carga das vigas, sobretudo naquelas em que o ponto de aplicação da carga concentrada estava localizado próximo da abertura da alma.

Das amostras estudadas, pode-se concluir que só houve a formação do mecanismo de *Vierendeel* naquelas em que o ponto de aplicação da carga concentrada estava localizado a uma distância de 0,05L da abertura da alma. Para distâncias maiores que 0,05L entre o ponto de aplicação da carga concentrada e o furo na alma, o estado limite de flexão tende a prevalecer na determinação da capacidade de carga da viga.

5.3. Vigas com aberturas de formas variadas na alma

Para o estudo do comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas de formas variadas na alma, foram realizadas uma série de análises em elementos finitos. As características físicas e geométricas de todos os perfis de aço modelados e apresentados nesta seção serão exibidas a seguir:

Tabela 5.11 – Resistência dos perfis IPE 750 x 137

Perfil IPE 750 x 137	Tensão de escoamento (MPa)	460
-------------------------	----------------------------	-----

Tabela 5.12 – Propriedades geométricas do perfil IPE 750 x 137

Perfil IPE 750 x 137	Largura da mesa (mm)	Espessura da mesa (mm)	Altura da alma (mm)	Espessura da alma (mm)
	263	17	719	11.5

Tabela 5.13 – Resistência dos perfis IPE 500

Perfil IPE 500	Tensão de escoamento (MPa)	460
-------------------	----------------------------	-----

Tabela 5.14 – Propriedades geométricas do perfil IPE 500

Perfil IPE 500	Largura da mesa (mm)	Espessura da mesa (mm)	Altura da alma (mm)	Espessura da alma (mm)
	200	16	468	10.2

A seguir, serão apresentados quadros resumos (tabelas 5.15 e 5.16) das análises realizadas para o estudo das aberturas de formas variadas nas almas das vigas de aço. Deve-se notar que neste quadro são apresentados o número da amostra, o tipo de perfil de aço, a posição da abertura em função do comprimento L do vão, a altura do furo em função da altura H do perfil, o vão da viga, o tipo de furo, a localização da carga concentrada aplicada em função do comprimento L do vão, a carga de ruína de cada viga e o mecanismo de ruína verificado. Deve-se observar que para os furos retangulares, a largura do furo é igual a duas vezes a altura do mesmo.

Tabela 5.15 – Quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas variadas

Amostra	Perfil	Posição do furo	Altura do furo	Vão (mm)	Tipo de furo	Posição da carga	Carga de ruína (kN)	Mecanismo de ruína
1	IPE 750	0,15 L	0,50 H	6000	Retangular	0,45 L	964,22	<i>Vierendeel</i>
2	IPE 750	0,60 L	0,50 H	6000	Retangular	0,45 L	1.081,66	<i>Vierendeel</i>
3	IPE 750	0,15 L	0,50 H	6000	Quadrado	0,45 L	1.522,97	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
4	IPE 750	0,60 L	0,50 H	6000	Quadrado	0,45 L	1.446,37	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
5	IPE 750	0,15 L	0,50 H	6000	Circular	0,45 L	1.484,76	Flexão no ponto de aplicação da carga
6	IPE 750	0,60 L	0,50 H	6000	Circular	0,45 L	1.518,29	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
7	IPE 750	0,15 L	0,50 H	10000	Retangular	0,45 L	920,21	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
8	IPE 750	0,60 L	0,50 H	10000	Retangular	0,45 L	838,14	<i>Vierendeel</i>
9	IPE 750	0,15 L	0,50 H	10000	Quadrado	0,45 L	921,99	Flexão no ponto de aplicação da carga
10	IPE 750	0,60 L	0,50 H	10000	Quadrado	0,45 L	926,72	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
11	IPE 750	0,15 L	0,50 H	10000	Circular	0,45 L	922,87	Flexão no ponto de aplicação da carga
12	IPE 750	0,60 L	0,50 H	10000	Circular	0,45 L	926,25	Flexão no ponto de aplicação da carga
13	IPE 750	0,15 L	0,75 H	6000	Retangular	0,45 L	206,07	<i>Vierendeel</i>
14	IPE 750	0,60 L	0,75 H	6000	Retangular	0,45 L	244,73	<i>Vierendeel</i>
15	IPE 750	0,15 L	0,75 H	6000	Quadrado	0,45 L	434,06	<i>Vierendeel</i>
16	IPE 750	0,60 L	0,75 H	6000	Quadrado	0,45 L	501,64	<i>Vierendeel</i>
17	IPE 750	0,15 L	0,75 H	6000	Circular	0,45 L	1.034,85	<i>Vierendeel</i>
18	IPE 750	0,60 L	0,75 H	6000	Circular	0,45 L	1.091,55	<i>Vierendeel</i>
19	IPE 750	0,15 L	0,75 H	10000	Retangular	0,45 L	207,38	<i>Vierendeel</i>
20	IPE 750	0,60 L	0,75 H	10000	Retangular	0,45 L	235,76	<i>Vierendeel</i>
21	IPE 750	0,15 L	0,75 H	10000	Quadrado	0,45 L	419,75	<i>Vierendeel</i>
22	IPE 750	0,60 L	0,75 H	10000	Quadrado	0,45 L	462,94	<i>Vierendeel</i>
23	IPE 750	0,15 L	0,75 H	10000	Circular	0,45 L	919,70	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga

Tabela 5.16 – Quadro resumo das análises realizadas para o estudo das aberturas variadas

Amostra	Perfil	Posição do furo	Altura do furo	Vão (mm)	Tipo de furo	Posição da carga	Carga de ruína (kN)	Mecanismo de ruína
24	IPE 750	0,60 L	0,75 H	10000	Circular	0,45 L	830,38	<i>Vierendeel</i>
25	IPE 500	0,15 L	0,50 H	6000	Retangular	0,45 L	613,01	<i>Vierendeel</i>
26	IPE 500	0,60 L	0,50 H	6000	Retangular	0,45 L	592,04	<i>Vierendeel</i>
27	IPE 500	0,15 L	0,50 H	6000	Quadrado	0,45 L	687,69	Flexão no ponto de aplicação da carga
28	IPE 500	0,60 L	0,50 H	6000	Quadrado	0,45 L	688,19	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
29	IPE 500	0,15 L	0,50 H	6000	Circular	0,45 L	685,10	Flexão no ponto de aplicação da carga
30	IPE 500	0,60 L	0,50 H	6000	Circular	0,45 L	688,89	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
31	IPE 500	0,15 L	0,50 H	10000	Retangular	0,45 L	406,60	Flexão no ponto de aplicação da carga
32	IPE 500	0,60 L	0,50 H	10000	Retangular	0,45 L	407,21	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
33	IPE 500	0,15 L	0,50 H	10000	Quadrado	0,45 L	407,54	Flexão no ponto de aplicação da carga
34	IPE 500	0,60 L	0,50 H	10000	Quadrado	0,45 L	407,80	Flexão no ponto de aplicação da carga
35	IPE 500	0,15 L	0,50 H	10000	Circular	0,45 L	406,68	Flexão no ponto de aplicação da carga
36	IPE 500	0,60 L	0,50 H	10000	Circular	0,45 L	408,62	Flexão no ponto de aplicação da carga
37	IPE 500	0,15 L	0,75 H	6000	Retangular	0,45 L	146,60	<i>Vierendeel</i>
38	IPE 500	0,60 L	0,75 H	6000	Retangular	0,45 L	168,51	<i>Vierendeel</i>
39	IPE 500	0,15 L	0,75 H	6000	Quadrado	0,45 L	304,23	<i>Vierendeel</i>
40	IPE 500	0,60 L	0,75 H	6000	Quadrado	0,45 L	329,04	<i>Vierendeel</i>
41	IPE 500	0,15 L	0,75 H	6000	Circular	0,45 L	648,77	<i>Vierendeel</i>
42	IPE 500	0,60 L	0,75 H	6000	Circular	0,45 L	596,35	<i>Vierendeel</i>
43	IPE 500	0,15 L	0,75 H	10000	Retangular	0,45 L	144,27	<i>Vierendeel</i>
44	IPE 500	0,60 L	0,75 H	10000	Retangular	0,45 L	155,76	<i>Vierendeel</i>
45	IPE 500	0,15 L	0,75 H	10000	Quadrado	0,45 L	288,14	<i>Vierendeel</i>
46	IPE 500	0,60 L	0,75 H	10000	Quadrado	0,45 L	282,33	<i>Vierendeel</i>
47	IPE 500	0,15 L	0,75 H	10000	Circular	0,45 L	406,82	Flexão no ponto de aplicação da carga
48	IPE 500	0,60 L	0,75 H	10000	Circular	0,45 L	406,08	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga

Nas tabelas 5.17 e 5.18 serão apresentados os esforços solicitantes de cisalhamento e de flexão (V_{Sd} e M_{Sd}) no centro do furo no instante da ruína, normalizados em relação à resistência plástica ao cisalhamento ($V_{Pl,Rd}$) e em relação ao momento de início de plastificação (M_y) ou em relação ao momento de plastificação (M_{Pl}).

Tabela 5.17 – Quadro resumo dos esforços no centro dos furos

Amostra	$V_{Sd}/V_{Pl,Rd}$	M_{Sd}/M_y	V_{Sd} (kN)	$V_{Pl,Rd}$ (kN)	M_{Sd} (kNm)	M_y (kNm)	Tipo de furo	Mecanismo de ruína
1	0,24	0,24	530,32	2195,96	477,29	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
2	0,22	0,60	486,75	2195,96	1.168,19	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
3	0,38	0,39	837,63	2195,96	753,87	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
4	0,30	0,80	650,87	2195,96	1.562,08	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
5	0,37	0,38	816,62	2195,96	734,96	1953,16	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
6	0,31	0,84	683,23	2195,96	1.639,75	1953,16	Circular	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
7	0,23	0,39	506,12	2195,96	759,17	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
8	0,17	0,77	377,16	2195,96	1.508,65	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
9	0,23	0,39	507,09	2195,96	760,64	1953,16	Quadrado	Flexão no ponto de aplicação da carga
10	0,19	0,85	417,02	2195,96	1.668,10	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
11	0,23	0,39	507,58	2195,96	761,37	1953,16	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
12	0,19	0,85	416,81	2195,96	1.667,25	1953,16	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
13	0,05	0,05	113,34	2195,96	102,00	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
14	0,05	0,14	110,13	2195,96	264,31	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
15	0,11	0,11	238,73	2195,96	214,86	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
16	0,10	0,28	225,74	2195,96	541,77	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
17	0,26	0,26	569,17	2195,96	512,25	1953,16	Circular	<i>Vierendeel</i>
18	0,22	0,60	491,20	2195,96	1.178,87	1953,16	Circular	<i>Vierendeel</i>
19	0,05	0,09	114,06	2195,96	171,09	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
20	0,05	0,22	106,09	2195,96	424,37	1953,16	Retangular	<i>Vierendeel</i>
21	0,11	0,18	230,86	2195,96	346,29	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
22	0,09	0,43	208,32	2195,96	833,29	1953,16	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
23	0,23	0,39	505,84	2195,96	758,75	1953,16	Circular	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
24	0,17	0,77	373,67	2195,96	1.494,68	1953,16	Circular	<i>Vierendeel</i>

Tabela 5.18 – Quadro resumo dos esforços no centro dos furos

Amostra	$V_{Sd}/V_{Pl,Rd}$	M_{Sd}/M_{Pl}	V_{Sd} (kN)	$V_{Pl,Rd}$ (kN)	M_{Sd} (kNm)	M_{Pl} (kNm)	Tipo de furo	Mecanismo de ruína
25	0,27	0,30	337,16	1267,78	303,44	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i>
26	0,21	0,63	266,42	1267,78	639,40	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i>
27	0,30	0,34	378,23	1267,78	340,41	1009,24	Quadrado	Flexão no ponto de aplicação da carga
28	0,24	0,74	309,69	1267,78	743,25	1009,24	Quadrado	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
29	0,30	0,34	376,81	1267,78	339,12	1009,24	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
30	0,24	0,74	310,00	1267,78	744,00	1009,24	Circular	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
31	0,18	0,33	223,63	1267,78	335,45	1009,24	Retangular	Flexão no ponto de aplicação da carga
32	0,14	0,73	183,24	1267,78	732,98	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
33	0,18	0,33	224,15	1267,78	336,22	1009,24	Quadrado	Flexão no ponto de aplicação da carga
34	0,14	0,73	183,51	1267,78	734,04	1009,24	Quadrado	Flexão no ponto de aplicação da carga
35	0,18	0,33	223,67	1267,78	335,51	1009,24	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
36	0,15	0,73	183,88	1267,78	735,52	1009,24	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
37	0,06	0,07	80,63	1267,78	72,57	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i>
38	0,06	0,18	75,83	1267,78	181,99	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i>
39	0,13	0,15	167,33	1267,78	150,59	1009,24	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
40	0,12	0,35	148,07	1267,78	355,36	1009,24	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
41	0,28	0,32	356,82	1267,78	321,14	1009,24	Circular	<i>Vierendeel</i>
42	0,21	0,64	268,36	1267,78	644,06	1009,24	Circular	<i>Vierendeel</i>
43	0,06	0,12	79,35	1267,78	119,02	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i>
44	0,06	0,28	70,09	1267,78	280,37	1009,24	Retangular	<i>Vierendeel</i>
45	0,13	0,24	158,48	1267,78	237,72	1009,24	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
46	0,10	0,50	127,05	1267,78	508,19	1009,24	Quadrado	<i>Vierendeel</i>
47	0,18	0,33	223,75	1267,78	335,63	1009,24	Circular	Flexão no ponto de aplicação da carga
48	0,14	0,72	182,74	1267,78	730,94	1009,24	Circular	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga

Com o objetivo de facilitar a análise dos dados obtidos para o conjunto de amostras avaliadas, estas foram subdivididas e classificadas de acordo com a comparação que se deseja fazer. Na tabela seguinte, os parâmetros de seleção das amostras serão o tipo de perfil, a altura do furo e o vão das vigas.

Tabela 5.19 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,50H e vão = 6,0m

Amostra	Perfil	Posição do furo	Altura do furo	Vão (mm)	Tipo de furo	Posição da carga	Carga de ruína (kN)	Mecanismo de ruína
	IPE 750	Sem furo	Sem furo	6000	Sem furo	0,45 L	1485,30	Flexão no ponto de aplicação da carga
1	IPE 750	0,15 L	0,50 H	6000	Retangular	0,45 L	964,22	<i>Vierendeel</i>
2	IPE 750	0,60 L	0,50 H	6000	Retangular	0,45 L	1.081,66	<i>Vierendeel</i>
3	IPE 750	0,15 L	0,50 H	6000	Quadrado	0,45 L	1.522,97	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
4	IPE 750	0,60 L	0,50 H	6000	Quadrado	0,45 L	1.446,37	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga
5	IPE 750	0,15 L	0,50 H	6000	Circular	0,45 L	1.484,76	Flexão no ponto de aplicação da carga
6	IPE 750	0,60 L	0,50 H	6000	Circular	0,45 L	1.518,29	<i>Vierendeel</i> e flexão no ponto de aplicação da carga

Da análise da tabela 5.19, pode-se perceber que o tipo de furo altera significativamente a carga de ruína das vigas de aço. Como era de se esperar, as vigas com furo retangular são as menos resistentes apresentando resistência cerca de 30% menor quando comparadas com as vigas com furos quadrados ou circulares. O mecanismo de ruína observado para as vigas retangulares, foi o mecanismo de *Vierendeel*, independentemente da localização do furo na alma da viga. Cabe ressaltar ainda, que no caso das vigas com furos retangulares, foi observado que a viga com furo em 0,15 L é menos resistente do que aquela com o furo localizado em 0,60 L, fato perfeitamente compreensível, pois a formação do mecanismo de *Vierendeel* está intimamente associada ao esforço cortante no centro do furo e portanto, quanto maior o esforço cortante no centro do furo, menor a resistência apresentada pela viga de aço.

As vigas com furo quadrado, apresentaram um modo de ruína misto, composto pela interação do mecanismo de *Vierendeel* com a flexão no ponto de aplicação da carga concentrada. Pode-se perceber que a viga com furo localizado em 0,60 L é menos resistente do que aquela com furo localizado em 0,15 L, demonstrando portanto, que a flexão passa a desempenhar um papel importante na ruína das vigas com este tipo de furo.

As vigas com furo circular, apresentaram dois modos de ruína distintos, um modo para o furo localizado em $0,15 L$ e outro modo para o furo localizado em $0,60 L$. Para o furo localizado próximo ao apoio, o modo de ruína observado foi o de flexão no ponto de aplicação da carga concentrada, demonstrando que apesar de estar submetido a um esforço cortante elevado, a geometria do furo favoreceu a resistência da viga de aço. Pode-se notar que a resistência apresentada pela viga com furo localizado em $0,15 L$, é semelhante à resistência apresentada por uma viga sem furo, demonstrando que a presença do furo não influenciou na capacidade de carga da viga. Para a viga com furo localizado em $0,60 L$, a ruína foi provocada pela interação do mecanismo de *Vierendeel* com a flexão no ponto de aplicação da carga concentrada.

Finalmente, pode ainda ser notado que duas vigas apresentaram resistência superior à exibida para uma viga sem furo. Tal fato pode ser atribuído a erros numéricos originados nos processos de convergência do método dos elementos finitos.

De uma forma geral, pode-se concluir que as vigas com furo retangular, apresentam ruína pela formação do mecanismo de *Vierendeel*, independentemente do ponto de aplicação da carga concentrada. As vigas com furo quadrado, apresentam um modo de ruína misto, composto pela formação do mecanismo de *Vierendeel* com a flexão no ponto de aplicação da carga concentrada. As vigas com furos circular, tendem a apresentar ruína por flexão, mas podem exibir um modo de ruína misto composto pela formação do mecanismo de *Vierendeel* com flexão no ponto de aplicação da carga concentrada, quando a abertura na alma da viga de aço está localizada nas proximidades do ponto de aplicação da carga concentrada.

Nas próximas figuras (5.13 a 5.21) será apresentada a evolução das tensões de *Von Mises* atuantes para as vigas da tabela 5.19 (destacadas em amarelo), para os mesmos estágios de carregamento, a fim de facilitar uma comparação entre as mesmas.

Da análise das figuras que exibem a evolução das tensões de *Von Mises*, pode-se perceber a concentração de tensões nos cantos dos furos retangular e quadrado, apesar dos cantos apresentarem um raio de concordância igual a duas vezes a espessura da alma. Esta concentração de tensões aumenta e se redistribui através da alma à medida que o carregamento é incrementado, até a formação de uma ou mais rótulas plásticas. No caso da viga com furo retangular, a ruína ocorre pela formação de um mecanismo de *Vierendeel*. Para a viga com furo quadrado, a ruína ocorre pela interação do mecanismo de *Vierendeel* com a flexão no ponto de aplicação da carga concentrada.

A viga com furo circular tende a apresentar ruína por flexão, podendo apresentar um modo de ruína misto (mecanismo de *Vierendeel* e flexão) se o ponto de aplicação da carga concentrada estiver localizado nas proximidades da abertura da alma da viga de aço.

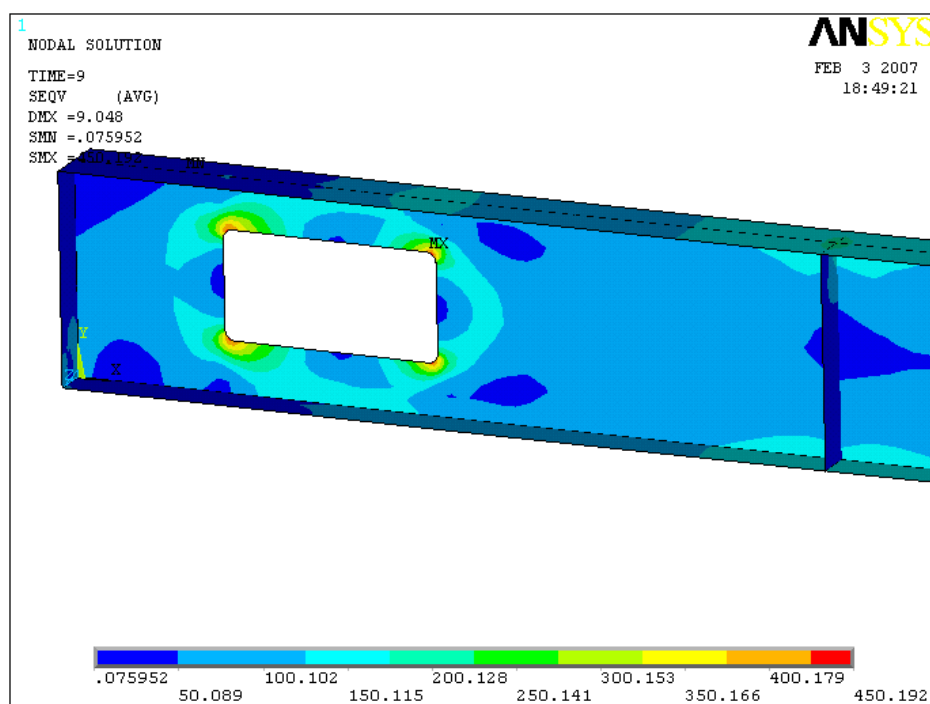


Figura 5.13 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 9mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)

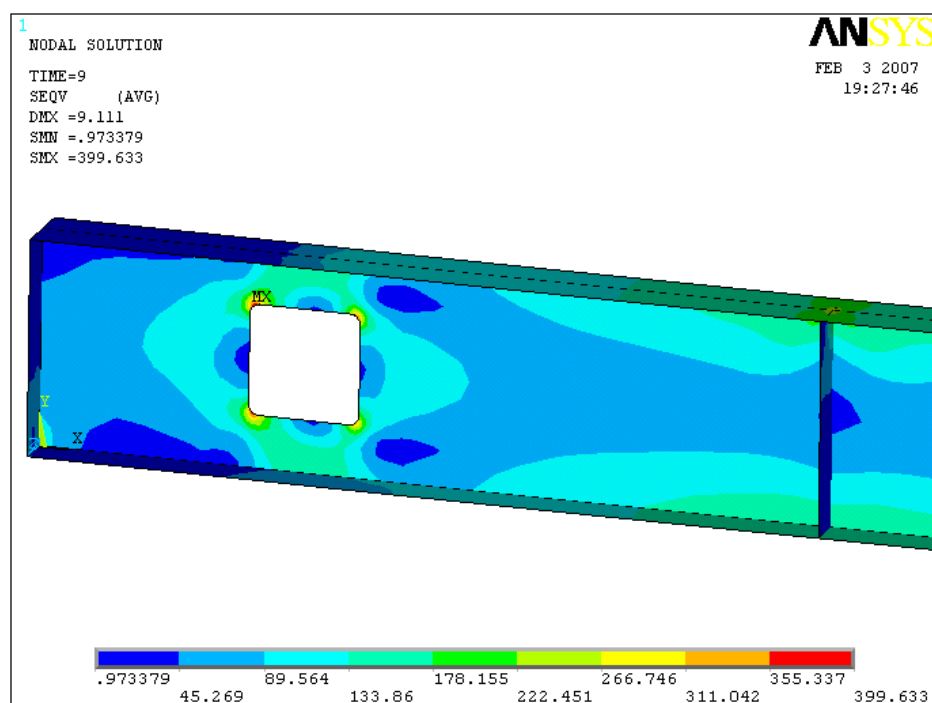


Figura 5.14 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 9mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)

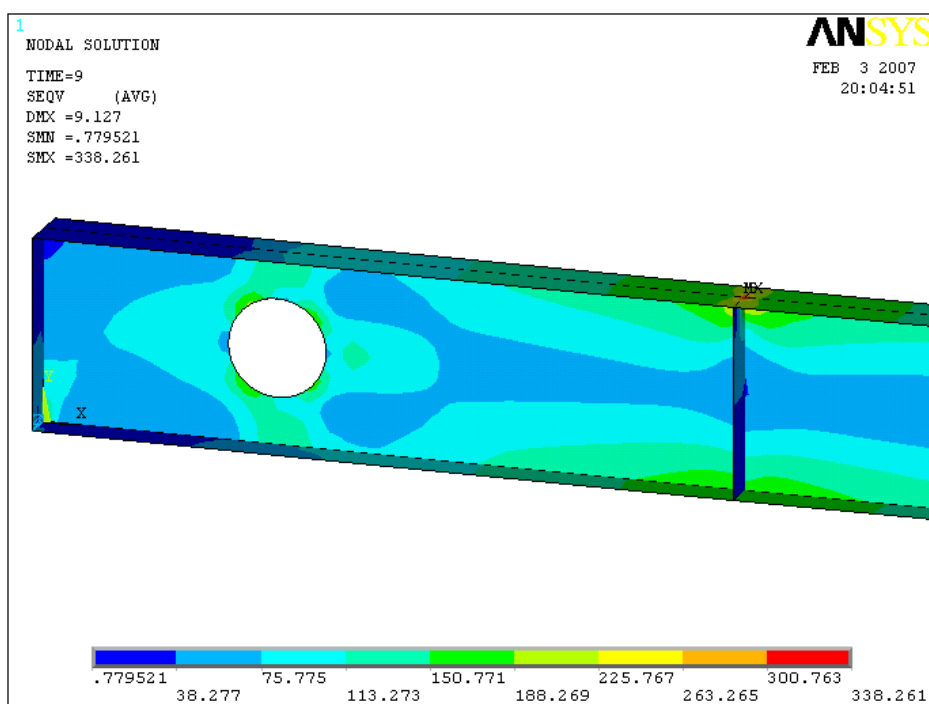


Figura 5.15 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 9mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)

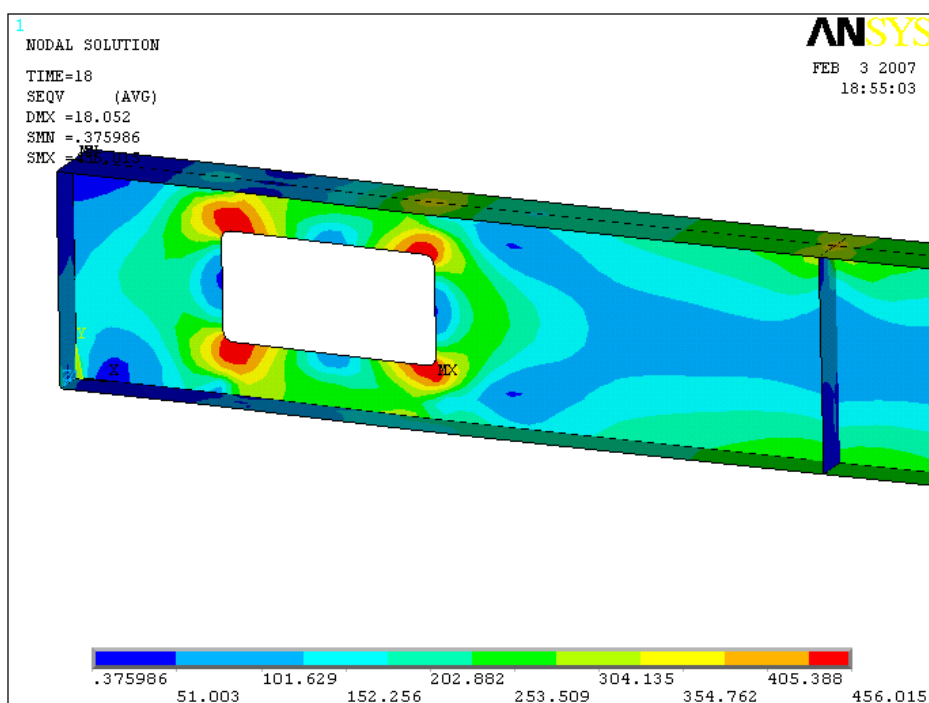


Figura 5.16 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 18mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)

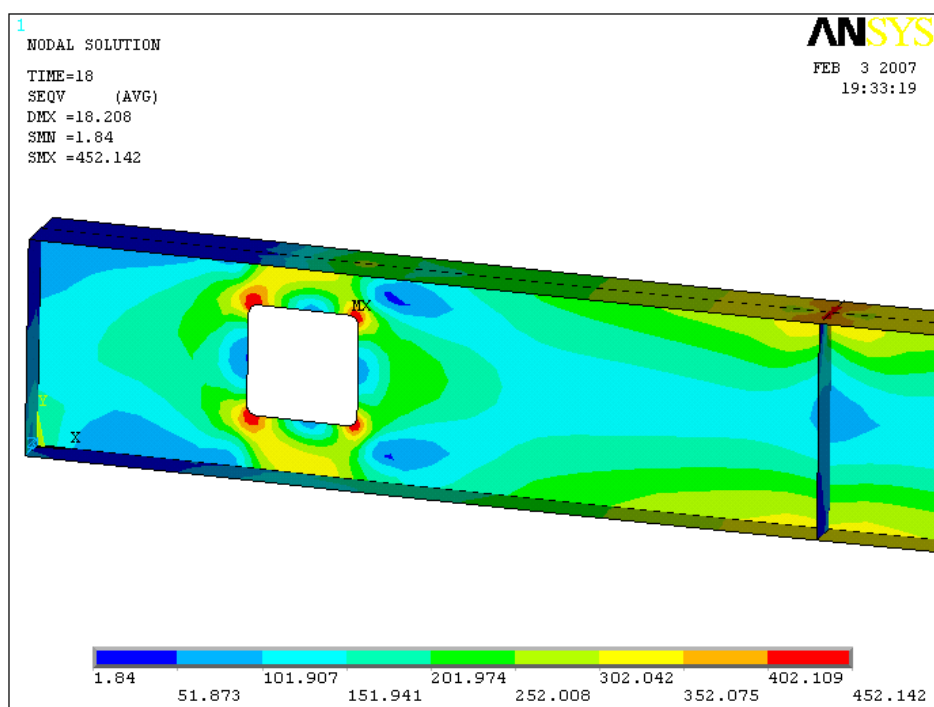


Figura 5.17 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 18mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)

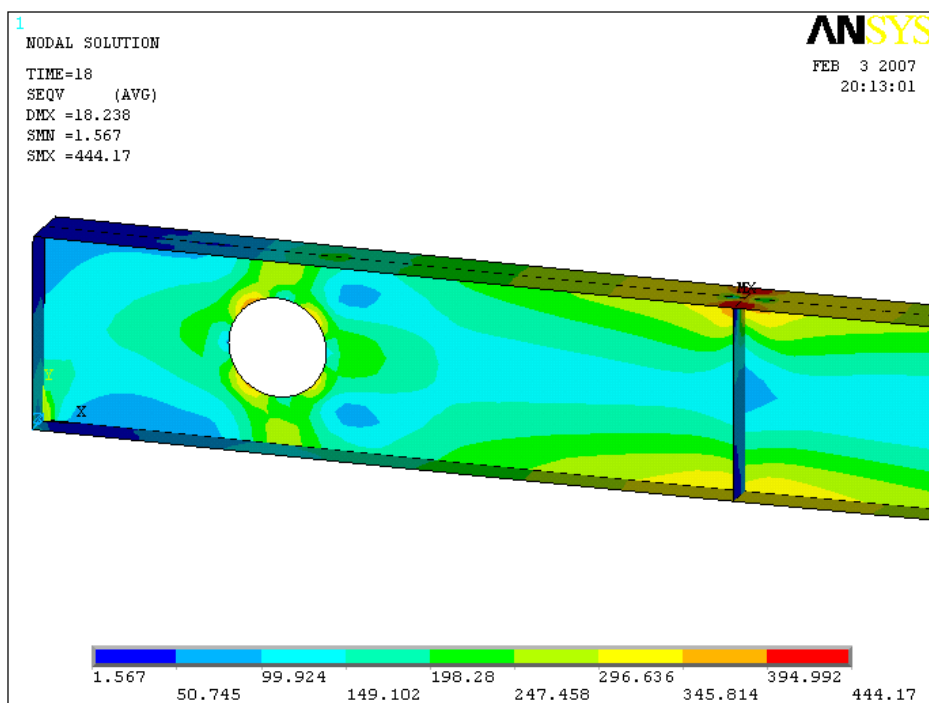


Figura 5.18 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para 18mm de deflexão no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)

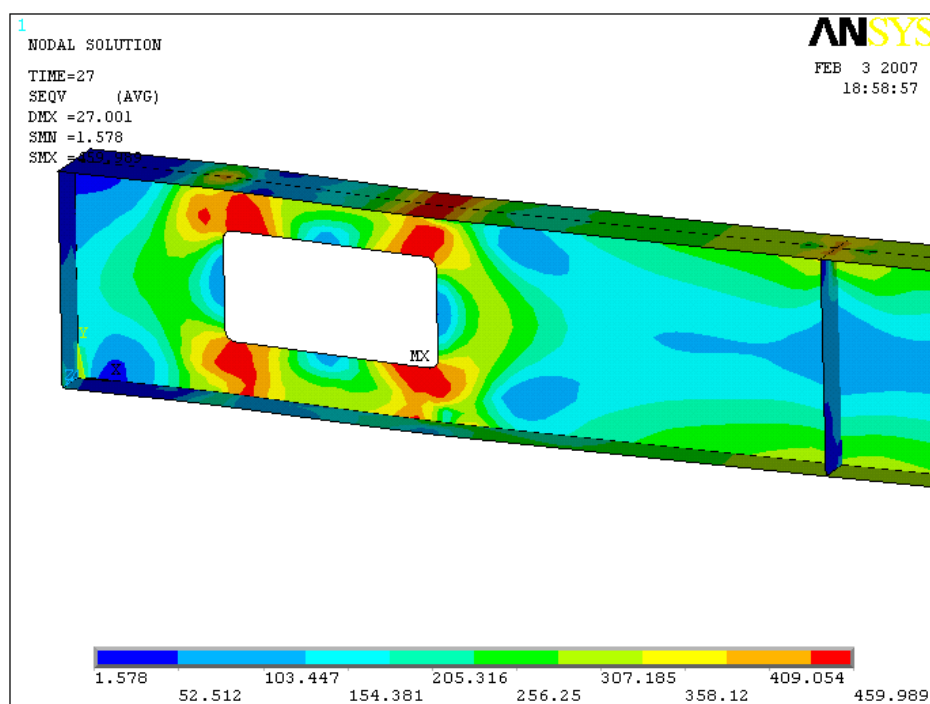


Figura 5.19 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)

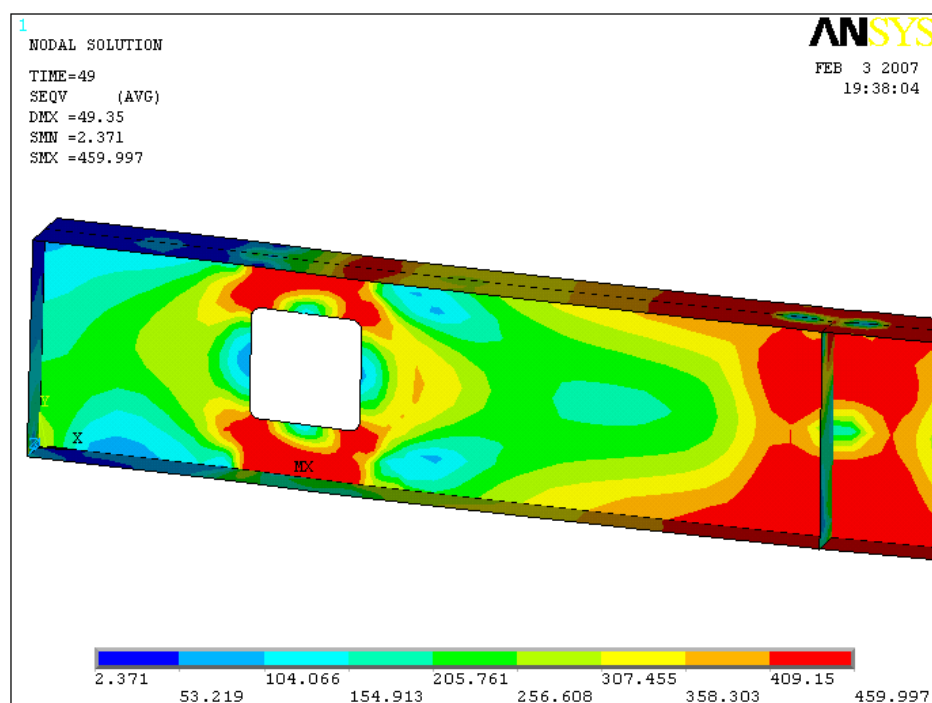


Figura 5.20 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)

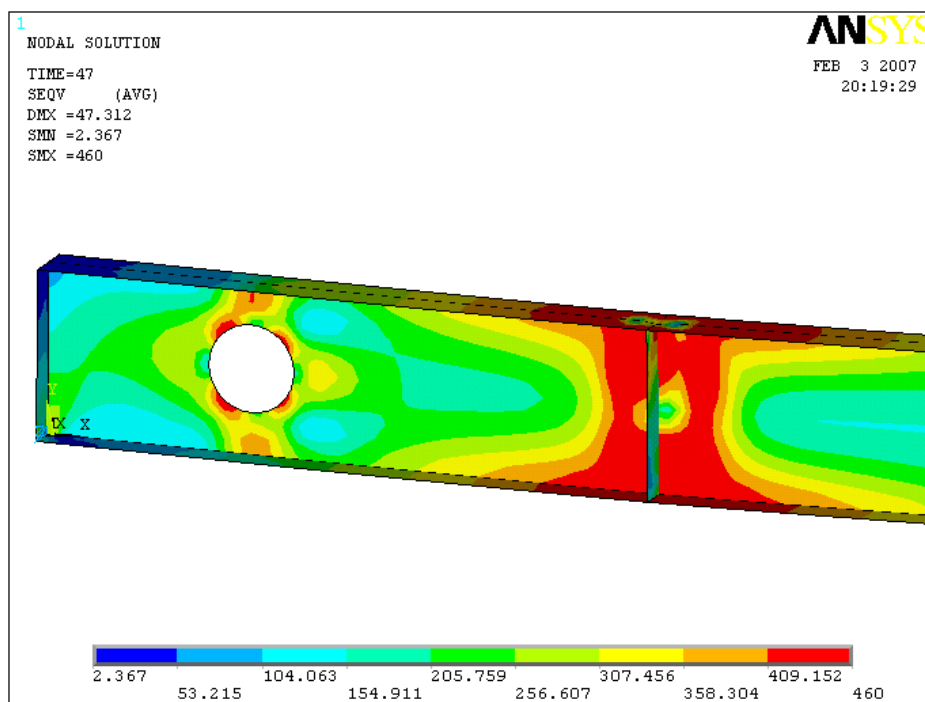


Figura 5.21 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)

Na figura 5.22 será exibido um gráfico do momento fletor atuante no centro do furo *versus* o deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada para as vigas destacadas em amarelo na tabela 5.19. Da observação do gráfico pode-se notar que a viga que apresenta a maior resistência à flexão é a com furo quadrado, seguida pela viga com furo circular e finalmente pela viga com furo retangular. Pode-se observar também que as vigas com furo quadrado e circular apresentam praticamente a mesma resistência à flexão, sendo esta resistência cerca de 35% superior à exibida pela viga com furo retangular. Do gráfico pode-se verificar ainda que as vigas com furo quadrado e circular apresentam bastante semelhança entre si, exibindo um modo de ruína que não pode ser caracterizado por mecanismo de *Vierendeel* e nem por ruína por flexão no ponto de aplicação da carga concentrada, ou seja, trata-se de um modo de ruína intermediário composto pela interação da flexão com o mecanismo de *Vierendeel*. A viga com furo retangular apresentou um gráfico característico da formação de um mecanismo de *Vierendeel*, ou seja, exibiu ruína prematura sem a formação de um patamar de escoamento.

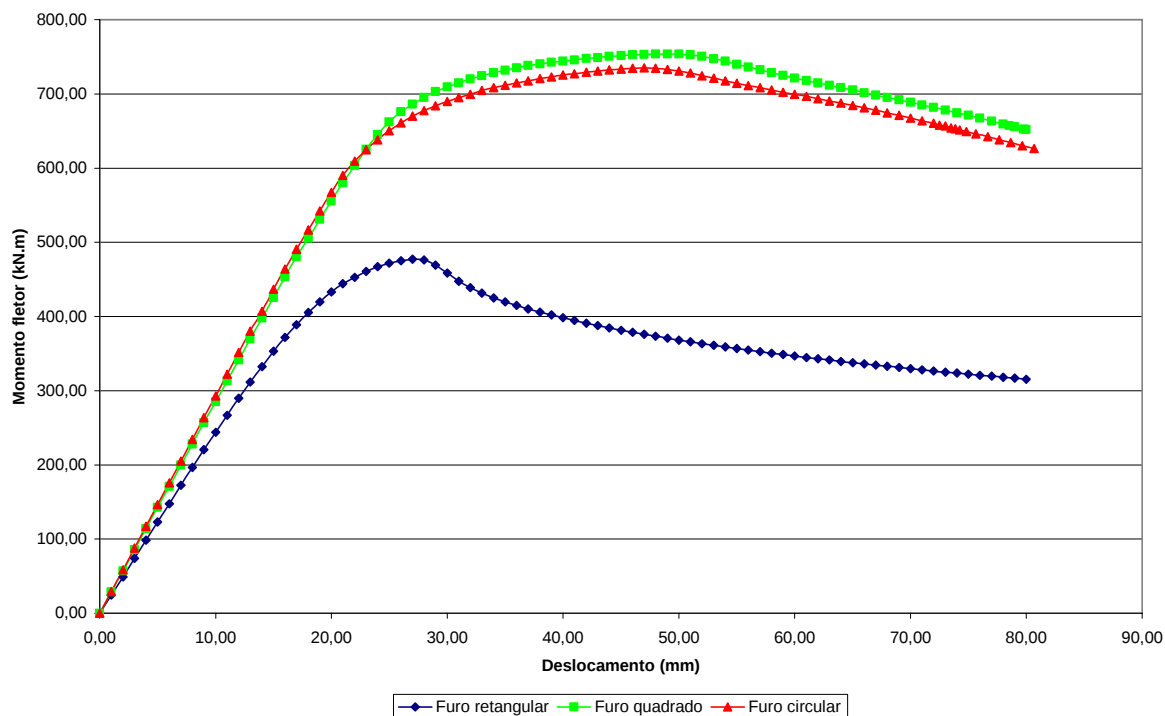


Figura 5.22 – Curvas de momento fletor x deslocamento

Dando continuidade ao processo de análise dos dados obtidos para o conjunto de amostras avaliadas, a tabela seguinte apresenta variações da posição do furo e do tipo de furo das vigas.

Tabela 5.20 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,50H e vão = 10,0m

Amostra	Perfil	Posição do furo	Altura do furo	Vão (mm)	Tipo de furo	Posição da carga	Carga de ruína (kN)	Mecanismo de ruína
	IPE 750	Sem furo	Sem furo	10000	Sem furo	0,45 L	921,71	Flexão no ponto de aplicação da carga
7	IPE 750	0,15 L	0,50 H	10000	Retangular	0,45 L	920,21	Vierendeel e flexão no ponto de aplicação da carga
8	IPE 750	0,60 L	0,50 H	10000	Retangular	0,45 L	838,14	Vierendeel
9	IPE 750	0,15 L	0,50 H	10000	Quadrado	0,45 L	921,99	Flexão no ponto de aplicação da carga
10	IPE 750	0,60 L	0,50 H	10000	Quadrado	0,45 L	926,72	Vierendeel e flexão no ponto de aplicação da carga
11	IPE 750	0,15 L	0,50 H	10000	Circular	0,45 L	922,87	Flexão no ponto de aplicação da carga
12	IPE 750	0,60 L	0,50 H	10000	Circular	0,45 L	926,25	Flexão no ponto de aplicação da carga

Da análise da tabela 5.20, pode-se verificar uma nítida mudança do modo de ruína apresentado pelas vigas desta tabela, quando comparado aos modos de ruína exibidos pela tabela 5.19 para as mesmas vigas. De fato, é sabido que com o aumento do vão da viga, o modo de ruína conhecido como mecanismo de *Vierendeel* passa a ser menos importante, prevalecendo o modo de ruína misto (mecanismo de *Vierendeel* e flexão) e o associado à flexão no ponto de aplicação da carga concentrada. A única viga que apresentou ruína exclusivamente por mecanismo de *Vierendeel* foi a viga com furo retangular com ponto de aplicação da carga concentrada próximo ao furo. É notório também que quase todas as vigas apresentaram praticamente a mesma carga de ruína exibida para uma viga sem furo, indicando que a presença do furo é irrelevante na resistência das vigas de aço.

Na tabela 5.21 serão exibidas mais amostras, onde se variam o tipo de perfil, a altura do furo e o vão das vigas.

Tabela 5.21 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,75H e vão = 6,0m

Amostra	Perfil	Posição do furo	Altura do furo	Vão (mm)	Tipo de furo	Posição da carga	Carga de ruína (kN)	Mecanismo de ruína
	IPE 750	Sem furo	Sem furo	6000	Sem furo	0,45 L	1485,30	Flexão no ponto de aplicação da carga
13	IPE 750	0,15 L	0,75 H	6000	Retangular	0,45 L	206,07	<i>Vierendeel</i>
14	IPE 750	0,60 L	0,75 H	6000	Retangular	0,45 L	244,73	<i>Vierendeel</i>
15	IPE 750	0,15 L	0,75 H	6000	Quadrado	0,45 L	434,06	<i>Vierendeel</i>
16	IPE 750	0,60 L	0,75 H	6000	Quadrado	0,45 L	501,64	<i>Vierendeel</i>
17	IPE 750	0,15 L	0,75 H	6000	Circular	0,45 L	1.034,85	<i>Vierendeel</i>
18	IPE 750	0,60 L	0,75 H	6000	Circular	0,45 L	1.091,55	<i>Vierendeel</i>

Pode-se observar de imediato da tabela 5.21 que todas as vigas com furo apresentaram ruína pela formação do mecanismo de *Vierendeel*, independentemente da geometria e da localização do furo. Pode-se notar também que as resistências das vigas diferem significativamente entre si, sendo a viga com furo circular a mais resistente, seguida pela viga com furo quadrado e finalmente pela viga com furo retangular. Mesmo a viga com furo circular teve a carga de ruína bastante penalizada quando comparada com a carga de ruína de uma viga sem furo (cerca de 30%), mostrando portanto que um furo com altura igual a 75% da altura do perfil de aço é extremamente deletério.

Nas figuras 5.23, 5.24 e 5.25 serão mostradas as tensões de *Von Mises* no instante da ruína para as vigas destacadas em amarelo na tabela 5.21. Pode-se verificar da observação destas figuras que em todas as vigas, independentemente da geometria do furo, houve a formação de quatro rótulas plásticas nas extremidades das aberturas na alma, caracterizando claramente a formação de um mecanismo de *Vierendeel*.

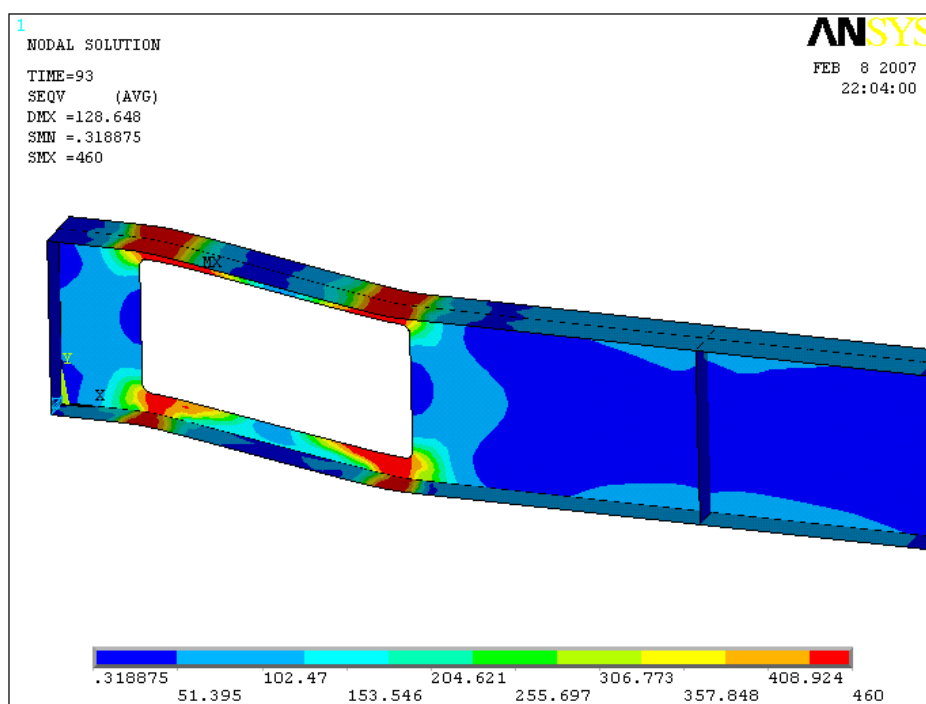


Figura 5.23 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular)

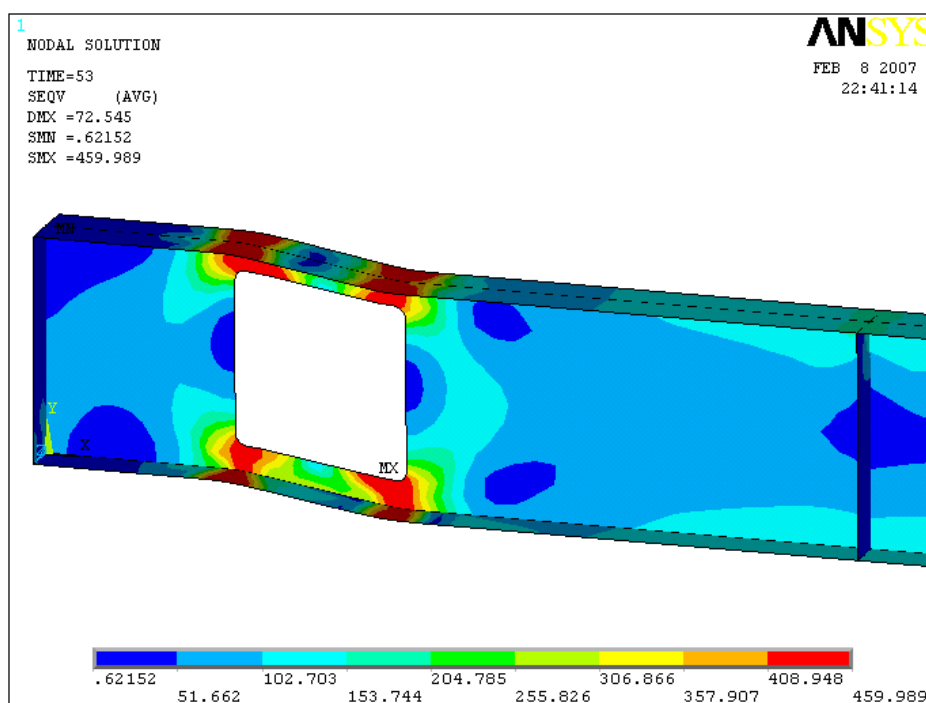


Figura 5.24 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado)

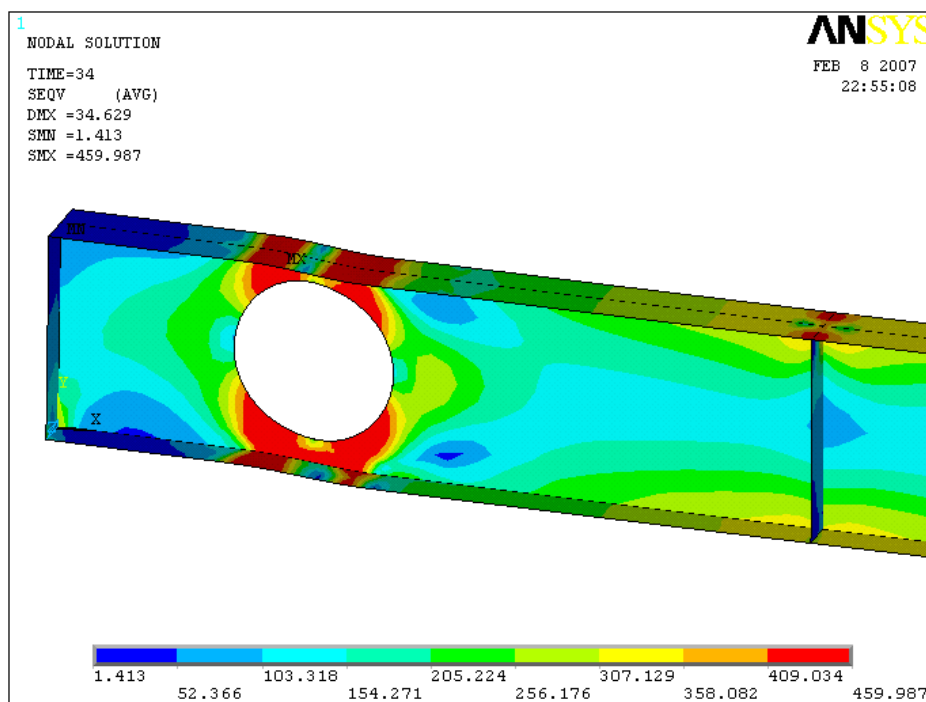


Figura 5.25 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular)

Na figura 5.26 serão exibidos gráficos do momento fletor no centro do furo *versus* deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada para as vigas destacadas em amarelo na tabela 5.21. Pode-se notar dos gráficos que todas as vigas apresentaram plastificação considerável antes da ruína. Tal plastificação pode ser atribuída a uma crescente redistribuição de esforços nas extremidades das aberturas na alma das vigas de aço até a formação das rótulas plásticas. Pode-se perceber ainda, que a viga com furo circular apresenta vantagem estrutural da ordem de cinco vezes à oferecida pela viga com furo retangular e da ordem de duas vezes e meia em relação à viga com furo quadrado. Tal vantagem estrutural pode ser atribuída a uma melhor redistribuição de esforços gerada pela geometria da viga circular que diminui os efeitos de concentração de tensões.

Nas vigas com furo retangular e quadrado, os efeitos de concentração de tensões nas bordas dos furos é bastante significativo e por isso é extremamente importante o arredondamento das mesmas com um raio de concordância de no mínimo duas vezes a espessura da alma da viga de aço.

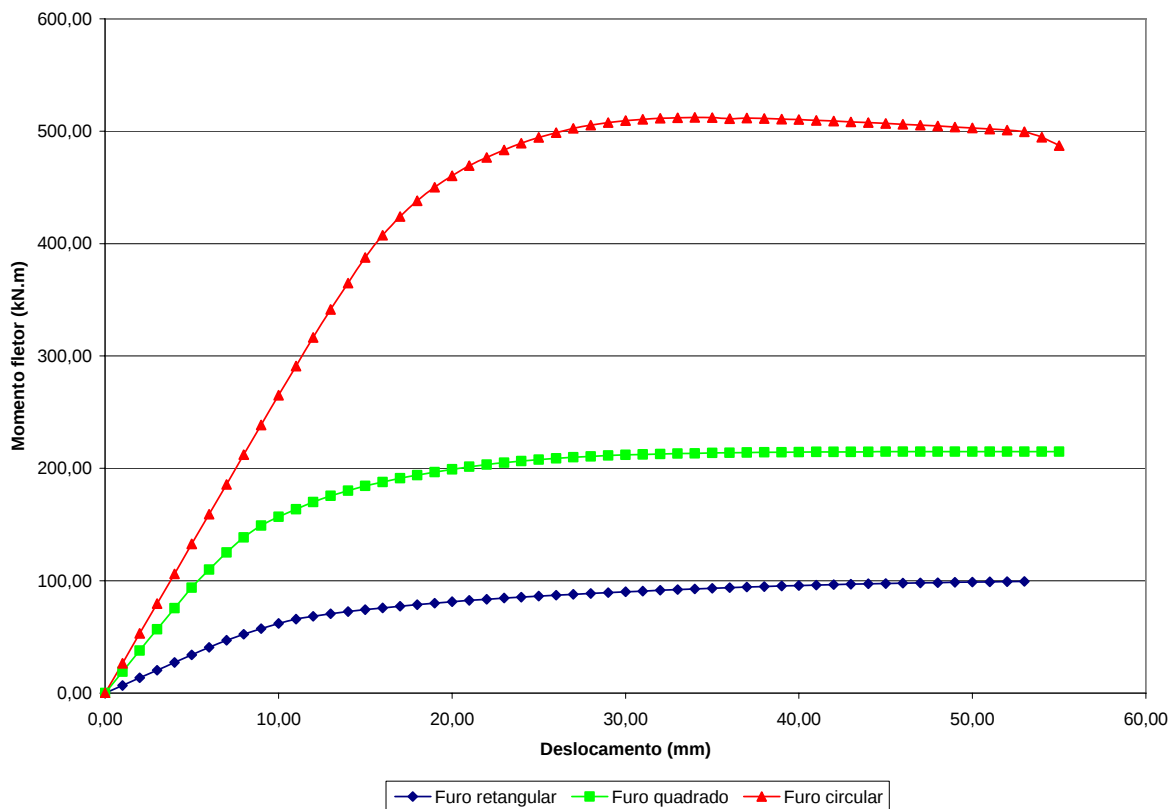


Figura 5.26 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical

Finalmente, na tabela 5.22 serão exibidas amostras, onde se variam a posição do furo e o tipo de furo das vigas.

Tabela 5.22 – Perfil IPE 750, altura do furo = 0,75H e vão = 10,0m

Amostra	Perfil	Posição do furo	Altura do furo	Vão (mm)	Tipo de furo	Posição da carga	Carga de ruína (kN)	Mecanismo de ruína
	IPE 750	Sem furo	Sem furo	10000	Sem furo	0,45 L	921,71	Flexão no ponto de aplicação da carga
19	IPE 750	0,15 L	0,75 H	10000	Retangular	0,45 L	207,38	Vierendeel
20	IPE 750	0,60 L	0,75 H	10000	Retangular	0,45 L	235,76	Vierendeel
21	IPE 750	0,15 L	0,75 H	10000	Quadrado	0,45 L	419,75	Vierendeel
22	IPE 750	0,60 L	0,75 H	10000	Quadrado	0,45 L	462,94	Vierendeel
23	IPE 750	0,15 L	0,75 H	10000	Circular	0,45 L	919,70	Vierendeel e flexão no ponto de aplicação da carga
24	IPE 750	0,60 L	0,75 H	10000	Circular	0,45 L	830,38	Vierendeel

Da observação da tabela 5.22, pode-se concluir que o modo de ruína denominado mecanismo de *Vierendeel* continua sendo dominante em relação aos outros modos de ruína (flexão e misto) apesar do vão de 10,0m para as vigas apresentadas por esta tabela. Era de se esperar que com o aumento do vão, a importância do mecanismo de *Vierendeel* fosse diminuir, cedendo lugar a outros modos de ruína. Contudo, tal expectativa não se confirmou, levando a concluir que para um furo com 75% da altura do perfil de aço, independentemente da geometria e da localização do mesmo, o modo de ruína prevalente será o mecanismo de *Vierendeel*. Novamente, a viga com furo circular se mostrou mais adequada no que tange a resistência mecânica, seguida pela viga com furo quadrado e finalmente pela viga com furo retangular.

Para os perfis IPE 500 são válidas as mesmas considerações feitas para os perfis IPE 750 x 137. Estas considerações não serão repetidas para evitar redundância.

Nas figuras 5.27 a 5.30, serão exibidos gráficos da carga de ruína *versus* altura do furo (em função da altura total do perfil) para as vigas constituídas do perfil IPE 500. Da observação dos gráficos pode-se notar que para um vão de 6,0m e altura do furo igual a 0,50H, as vigas com furo quadrado e circular apresentam a mesma resistência verificada para uma viga sem furo, ou seja, a presença do furo é irrelevante no que diz respeito à carga de ruína destas vigas. A viga com furo retangular e vão de 6,0m apresenta perda de resistência considerável mesmo para furos com altura igual a 0,50H, mostrando que uma maior largura do furo penaliza bastante a resistência, uma vez que contribui de forma mais acentuada para a formação do mecanismo de *Vierendeel*.

Ainda comentando sobre as vigas constituídas pelo perfil IPE 500, pode-se verificar que para um vão de 10,0m e altura do furo igual a 0,50H, todas as vigas apresentaram a mesma resistência de uma viga sem furo, mostrando portanto, que o aumento do vão diminui a importância do mecanismo de *Vierendeel*. Outra observação importante que deve ser comentada, é a eficiência estrutural do furo circular que mesmo para altura igual a 0,75H (para um vão de 10,0m) apresentou a mesma resistência verificada para uma viga sem furo, independentemente de sua localização ao longo do vão da viga de aço.

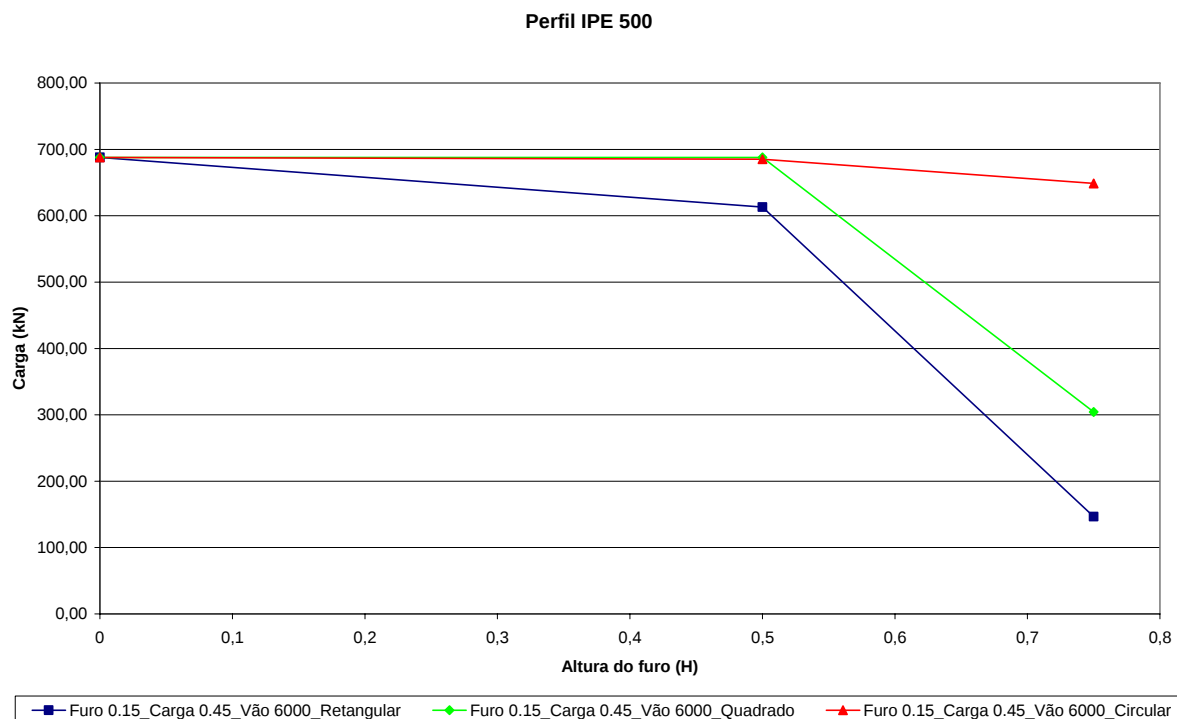


Figura 5.27 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

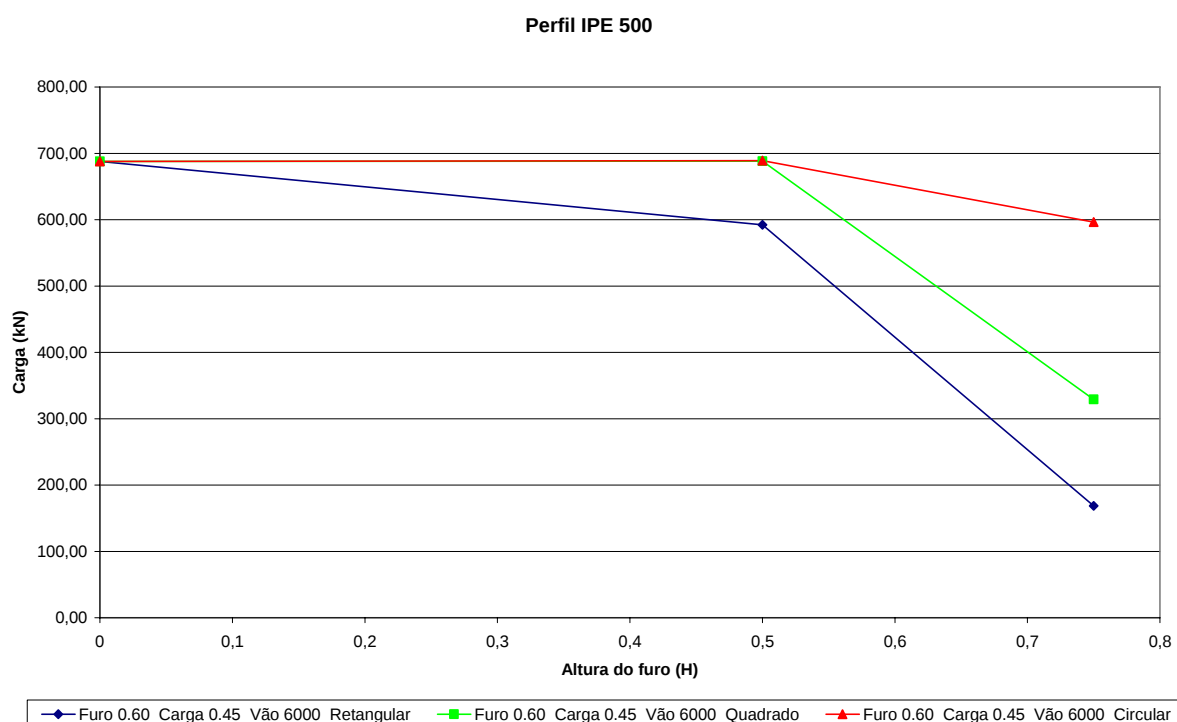


Figura 5.28 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

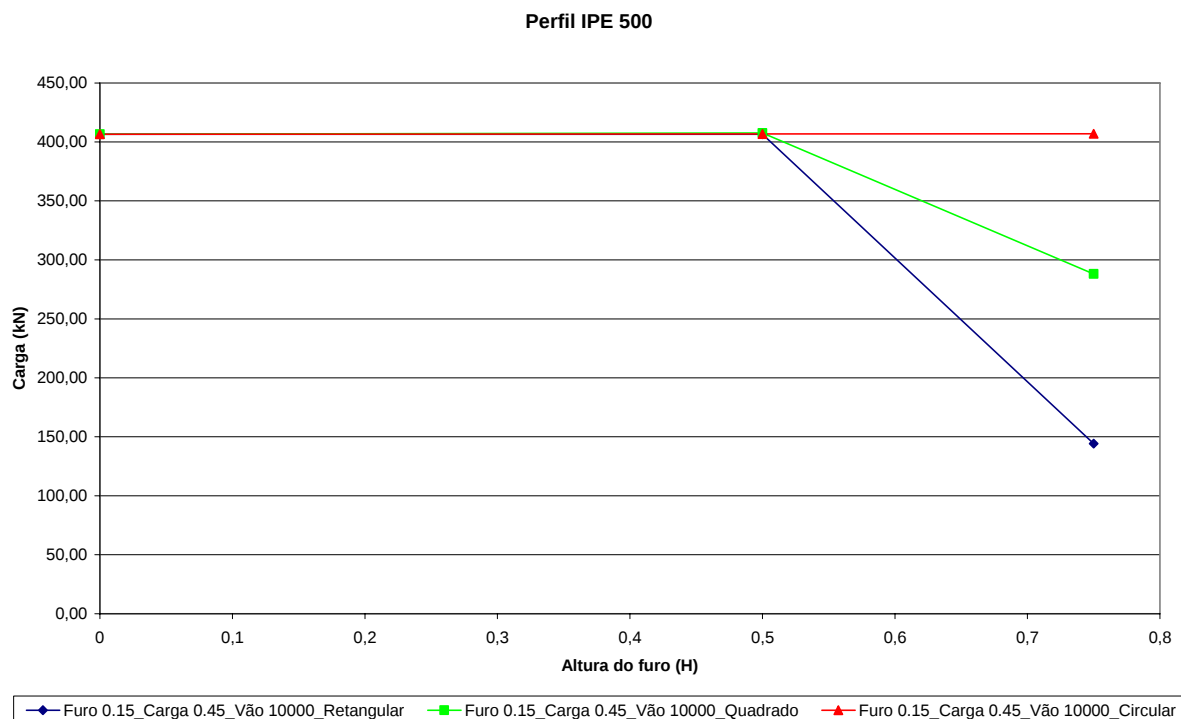


Figura 5.29 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

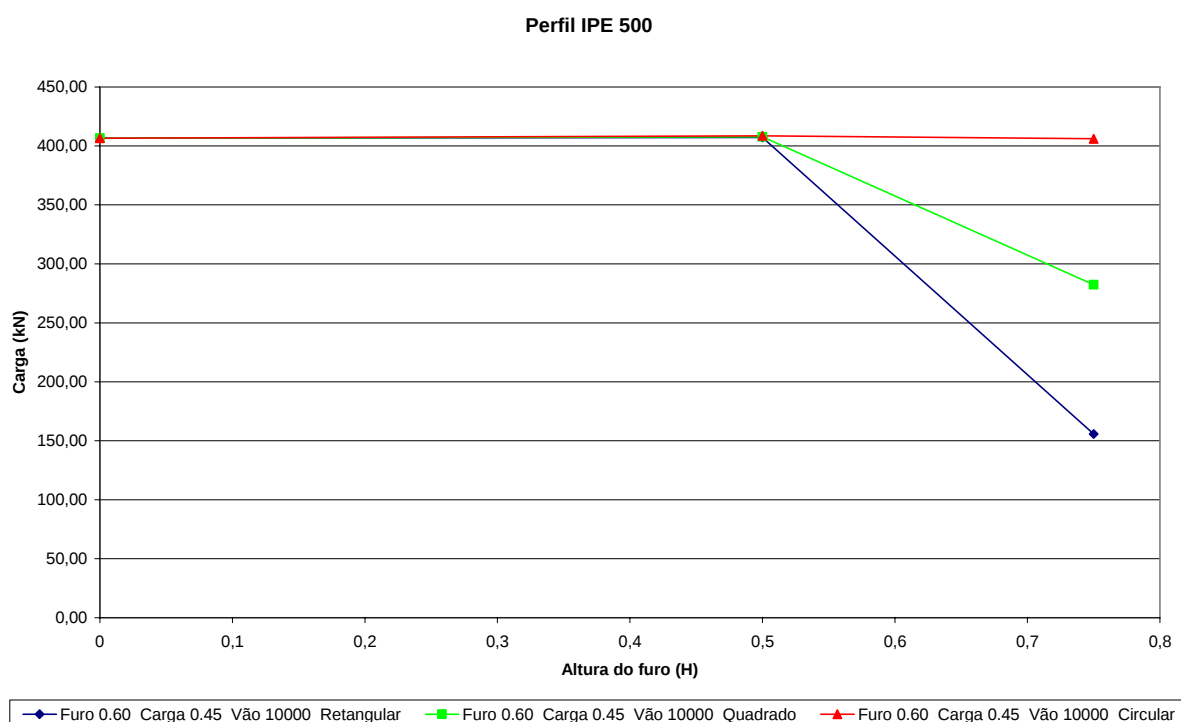


Figura 5.30 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

Nas figuras 5.31 a 5.34, serão exibidos gráficos da carga de ruína *versus* altura do furo (em função da altura total do perfil) para as vigas constituídas do perfil IPE 750 x 137. Da observação dos gráficos pode-se verificar que para um vão de 6,0m e altura de furo igual a 0,50H, as vigas com furo quadrado e circular apresentaram praticamente a mesma resistência verificada para uma viga sem furo. A viga com furo retangular apresentou perda de resistência significativa mesmo para altura de furo igual a 0,50H (para um vão de 6,0m). Para as vigas com furo de altura igual a 0,75H e vão de 6,0m todas as vigas apresentaram perda de resistência vertiginosa. Para as vigas com vão de 10,0m, novamente pode-se verificar a eficiência estrutural das vigas com furo circular que apresentaram carga de ruína bastante superior às encontradas para as vigas com furo retangular e quadrado.

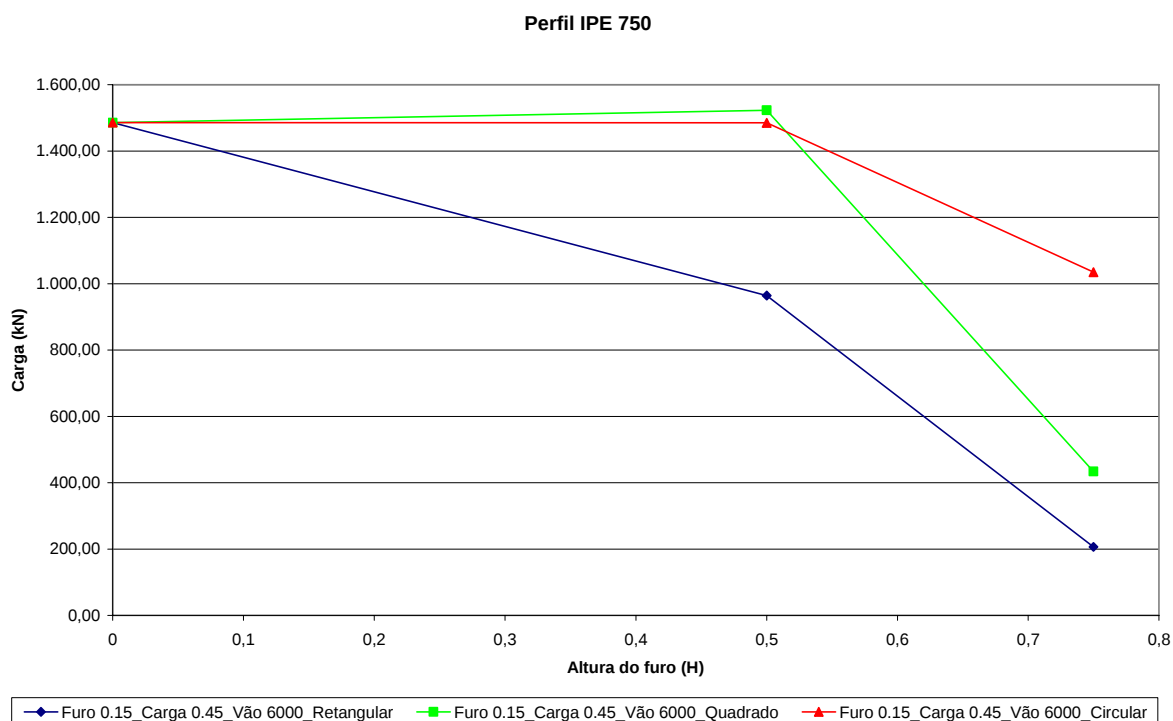


Figura 5.31 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

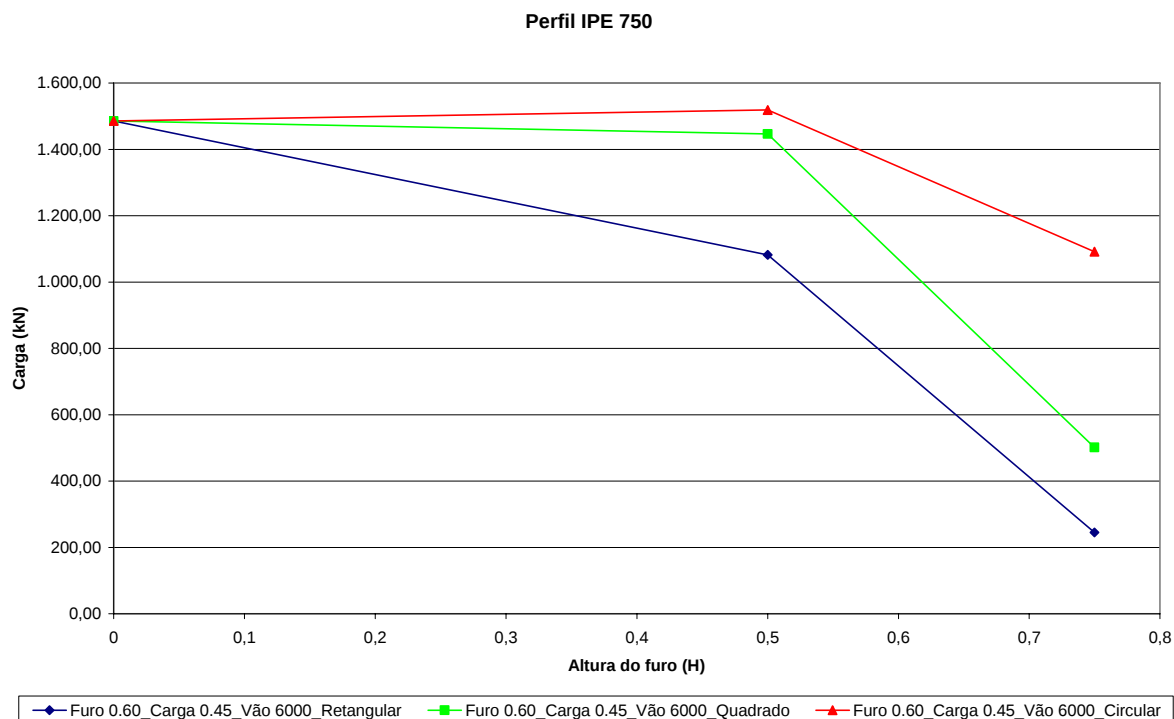


Figura 5.32 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

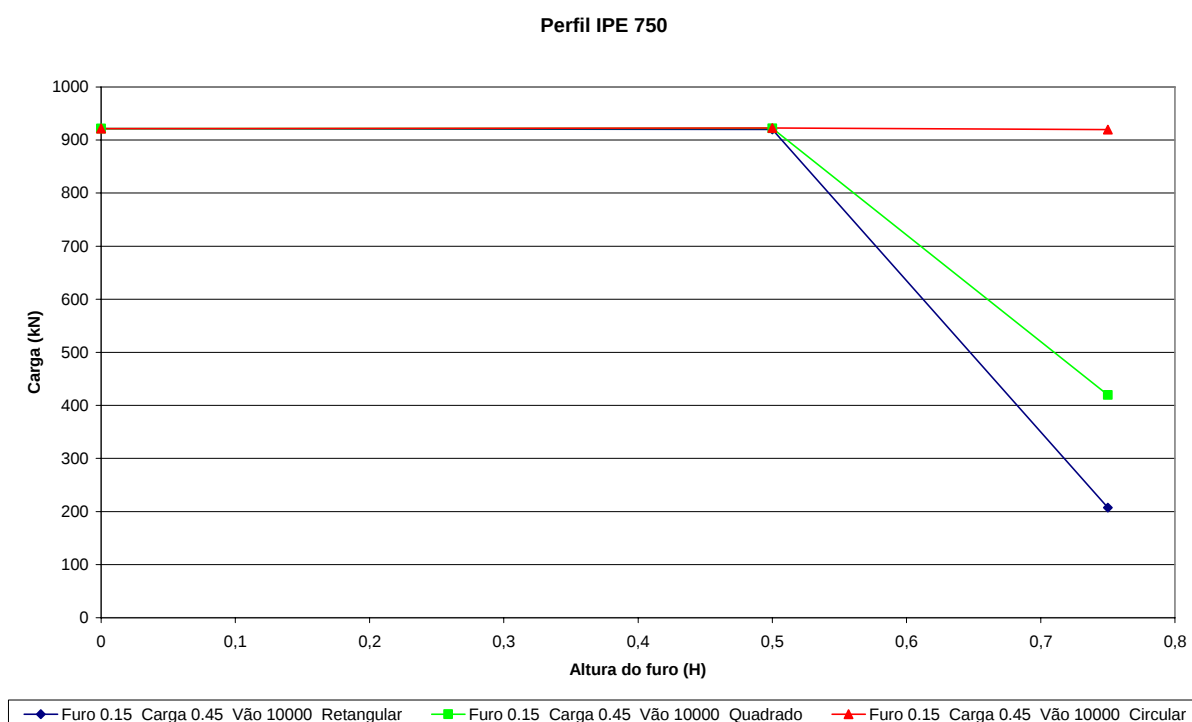


Figura 5.33 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

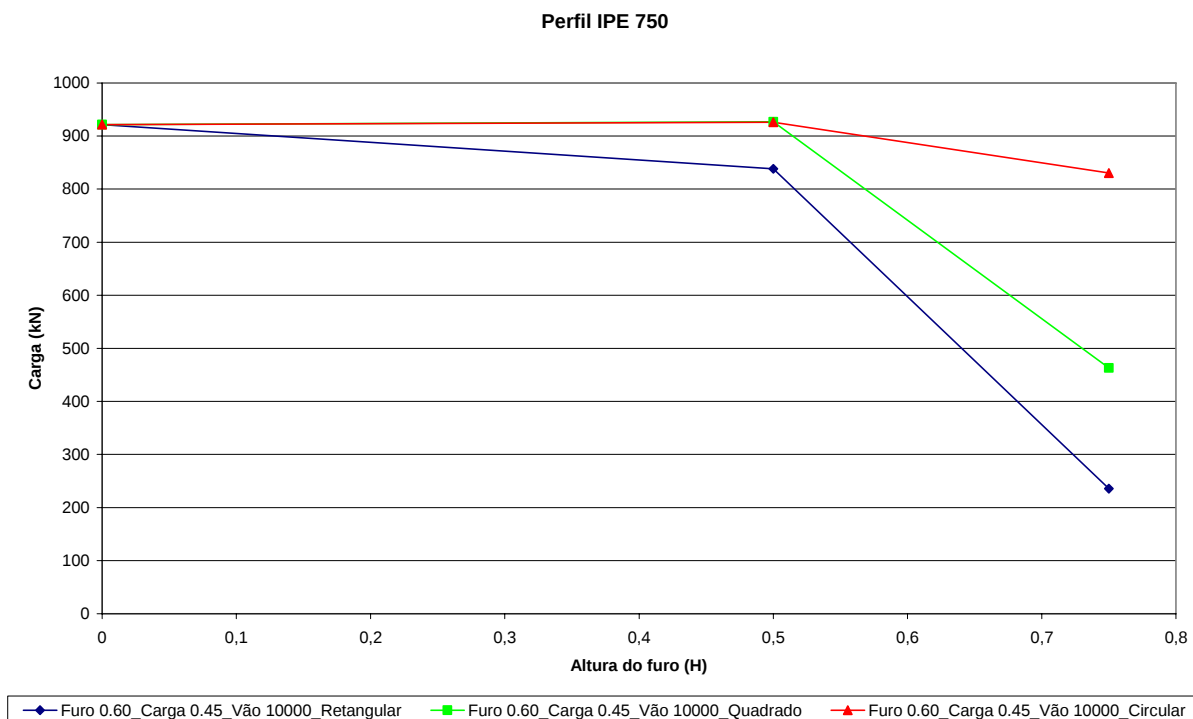


Figura 5.34 – Curvas da carga de ruína x altura do furo

Conforme comentado anteriormente, o arredondamento das bordas dos furos é extremamente importante para as vigas com furo retangular e quadrado na medida em que diminui o efeito de concentração de tensões e contribui para uma melhor redistribuição de esforços ao longo da alma das vigas de aço. Na figura 5.35 será exibido um gráfico da carga de ruína *versus* o arredondamento das bordas dos furos (em função da espessura da alma).

Pode-se notar da observação do gráfico que o arredondamento das bordas do furo foi bastante eficiente no que diz respeito ao aumento da carga de ruína da viga com furo retangular. Para uma viga com furo retangular (perfil IPE 750 x 137) com altura de furo igual a $0,50H$ (vão de 6,0m), com arredondamento da borda do furo com um raio de concordância de cinco vezes a espessura da alma, houve um aumento da ordem de 9% na resistência, comprovando a eficácia deste detalhe de projeto na redistribuição de tensões na alma das vigas de aço.

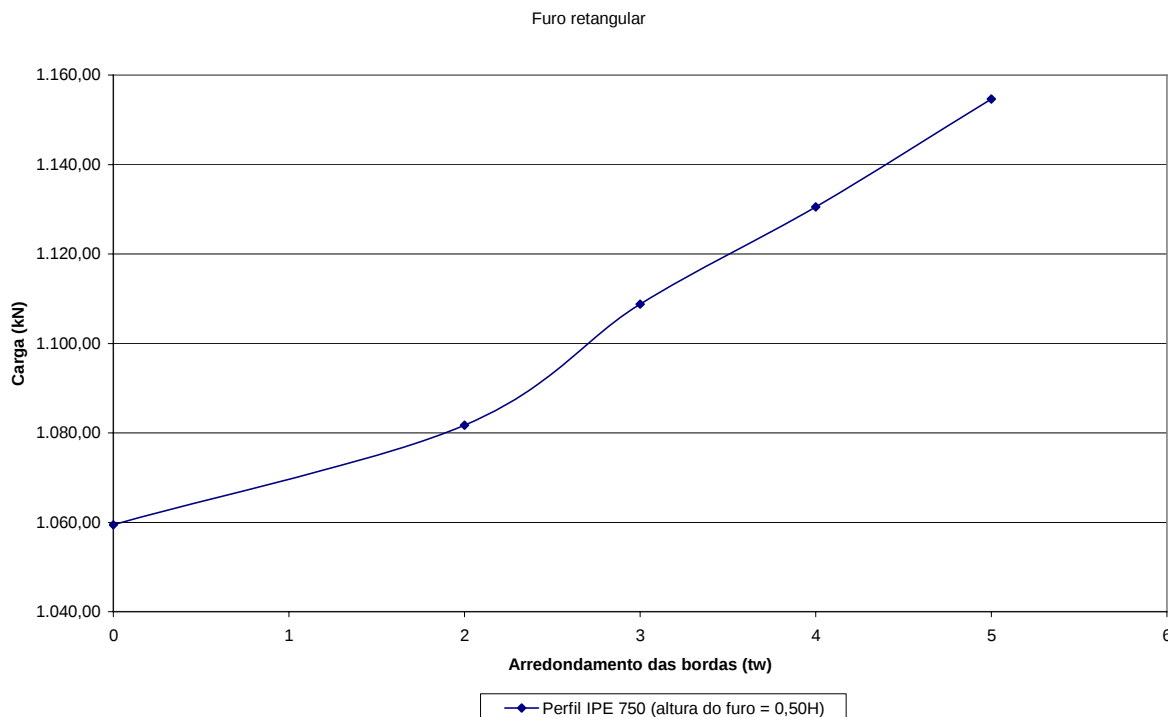


Figura 5.35 – Curva da carga de ruína x arredondamento das bordas do furo

Conforme mostrado nas figuras 5.27 a 5.34, uma altura de furo igual a $0,75H$ para as vigas com furo retangular e quadrado é extremamente deletéria para a resistência das vigas de aço com tais aberturas na alma. Contudo, podem haver casos em que se faça necessária a utilização de aberturas com tais dimensões. Para estes casos, sugere-se o reforço da alma na região dos furos através da soldagem de enrijecedores longitudinais. Com o objetivo de verificar a eficiência estrutural de enrijecedores longitudinais, foram modeladas vigas (com as mesmas características das vigas destacadas em amarelo na tabela 5.21) enrijecidas na região do furo. Os enrijecedores foram modelados com as características sugeridas por Chung e Lawson [4], como mostrado na figura 3.7 e exibido na tabela 5.23.

Tabela 5.23 – Características geométricas dos enrijecedores

Tipo de furo	Características geométricas dos enrijecedores (mm)		
	Comprimento (L_s)	Largura (d_s)	Espessura (t_s)
Retangular	225.75	80.0	11.5
Quadrado	225.90	80.0	11.5
Circular	225.90	80.0	11.5

Da observação das figuras 5.36, 5.37 e 5.38, pode-se perceber que a presença dos enrijecedores longitudinais promove uma melhor distribuição de tensões no entorno dos furos (comparando com as figuras 5.23, 5.24 e 5.25), contribuindo portanto, para um

aumento da resistência das vigas. Contudo, pode-se verificar que o mecanismo de *Vierendeel* continua sendo a causa da ruína destas vigas de aço com furo na alma.

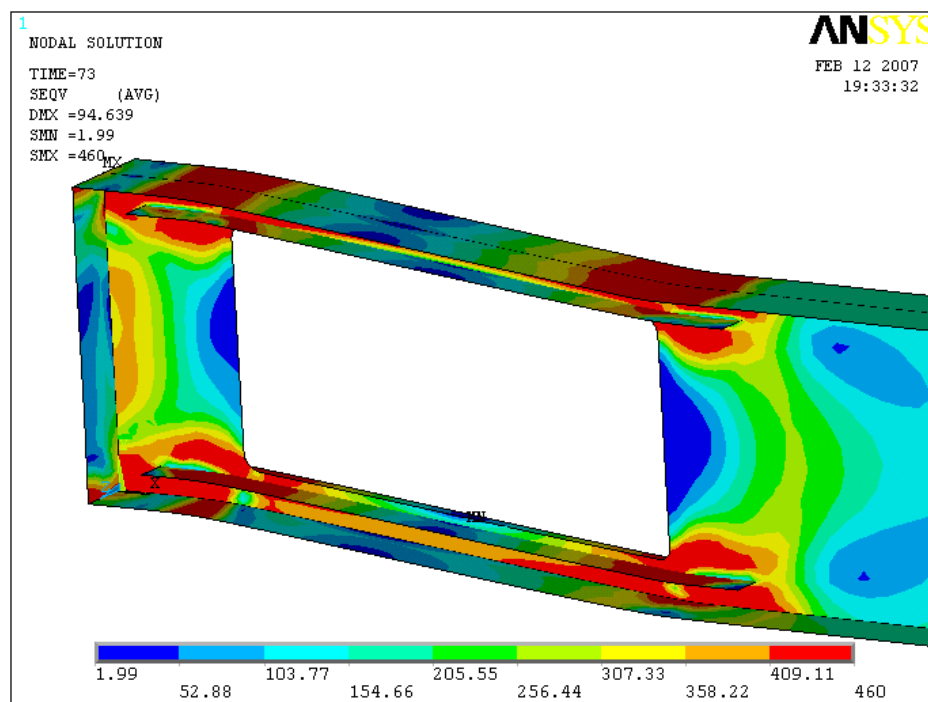


Figura 5.36 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo retangular com enrijecedor longitudinal)

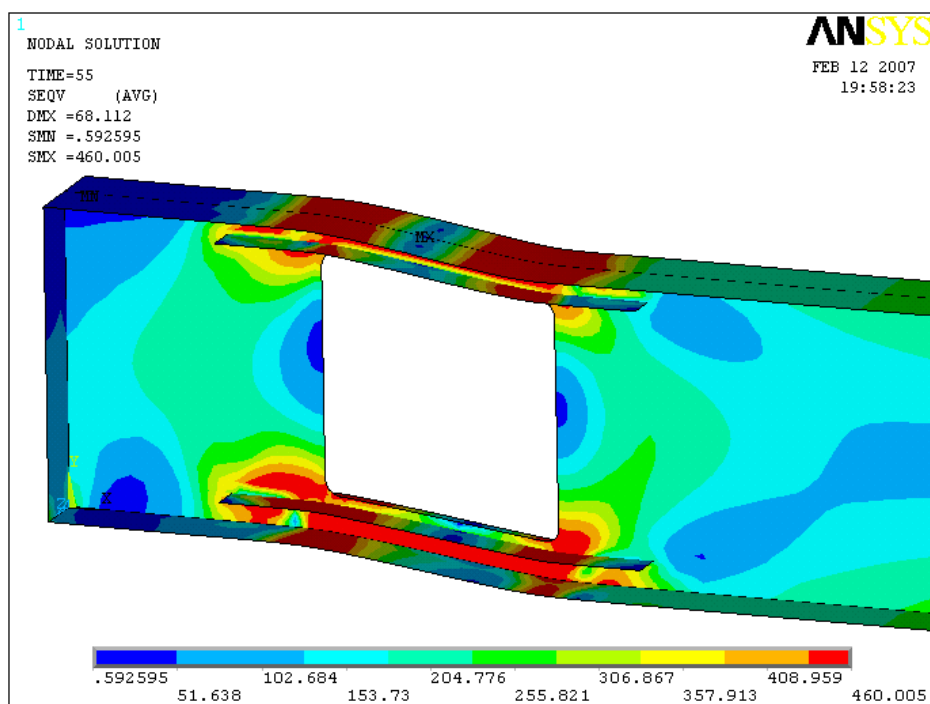


Figura 5.37 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo quadrado com enrijecedor longitudinal)

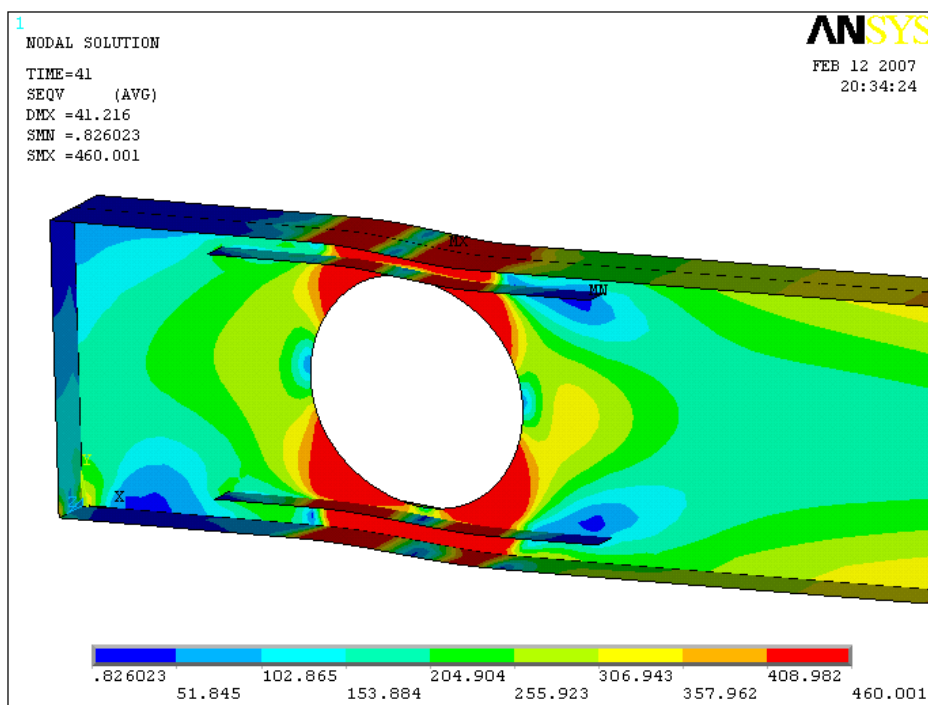


Figura 5.38 – Tensão de *Von Mises* (MPa) para deflexão de ruína no ponto de aplicação da carga concentrada (furo circular com enrijecedor longitudinal)

Na tabela 5.24, serão mostradas as cargas de ruína encontradas para as vigas destacadas em amarelo da tabela 5.21 e as cargas de ruína encontradas para as mesmas vigas em que foram utilizados enrijecedores longitudinais na região da abertura. Pode-se verificar que os enrijecedores são bastante eficientes, contribuindo para uma melhora substancial da carga de ruína das vigas com furo retangular e quadrado. Mesmo para a viga com furo circular, verifica-se um incremento da carga de ruína que não pode ser desprezado. Deve-se observar entretanto, que o efeito das tensões residuais não foi considerado nas análises.

Tabela 5.24 – Tabela comparativa da resistência de vigas sem e com enrijecedor longitudinal

Tipo de furo	Carga de ruína (kN)		Variação da resistência (%)
	Viga sem enrijecedor	Viga com enrijecedor	
Retangular	206,07	648,48	214,7
Quadrado	434,06	906,64	108,9
Circular	1.034,85	1.238,76	19,7

Nas figuras 5.39, 5.40 e 5.41, serão exibidos gráficos do momento fletor no centro do furo versus o deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada para as vigas da tabela 5.24 (sem e com enrijecedor). Novamente, pode-se perceber que a utilização de enrijecedores longitudinais na região dos furos proporciona uma vantagem estrutural considerável em relação às vigas que utilizam aberturas não enrijecidas. As vigas enrijecidas proporcionaram um aumento da resistência à flexão da ordem de três e duas vezes para as vigas com furo retangular e quadrado respectivamente (quando comparados com as vigas sem enrijecedores). Mesmo para as vigas com furo circular, houve aumento de cerca de 20% na resistência à flexão das vigas enrijecidas em relação àquelas que não fizeram uso de reforço longitudinal.

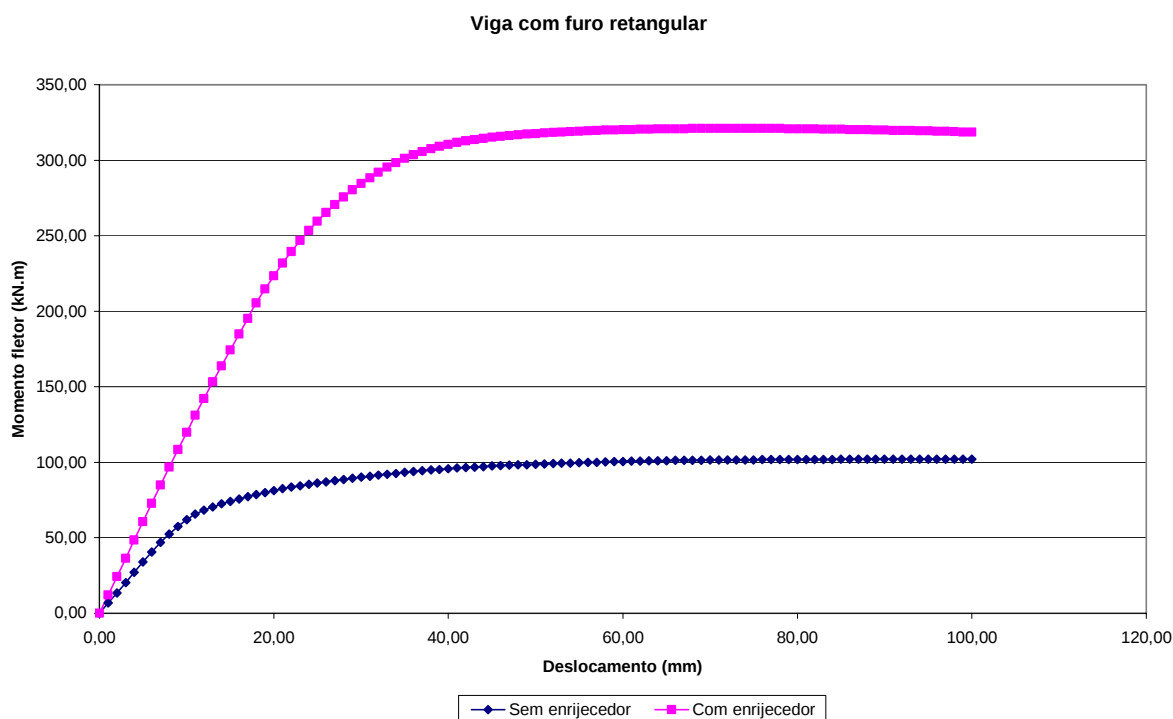


Figura 5.39 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical (furo retangular)

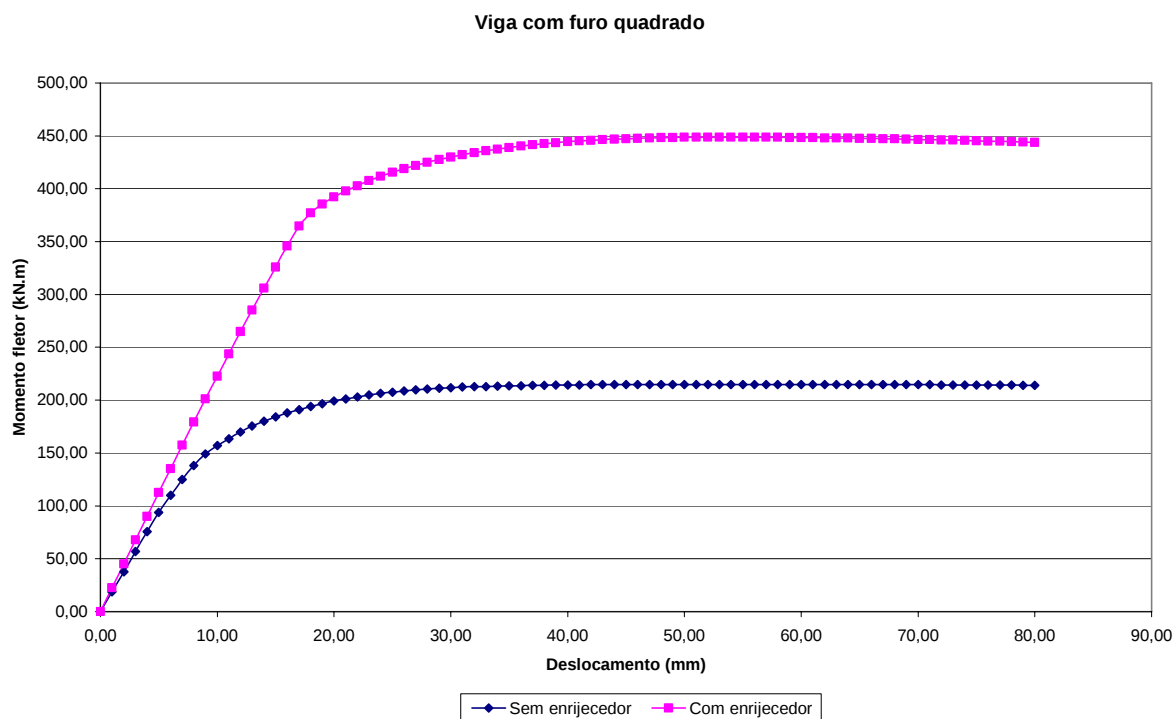


Figura 5.40 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical (furo quadrado)

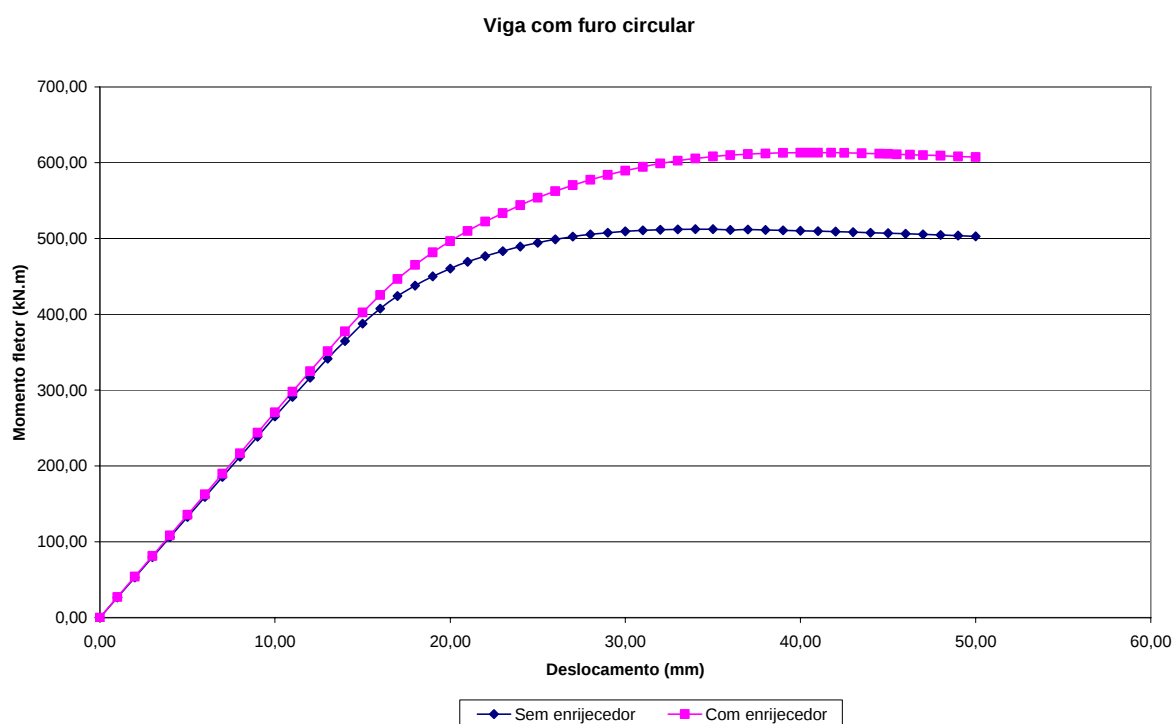


Figura 5.41 – Curvas de momento fletor x deslocamento vertical (furo circular)

6. Considerações Finais

6.1. Introdução

A presente dissertação versou sobre alguns aspectos do comportamento estrutural de vigas de aço e mistas com abertura na alma. Apresentaram-se neste trabalho alguns tipos de vigas com furo na alma, bem como a necessidade de utilização de tais aberturas. Foram mostradas algumas normas e procedimentos de dimensionamento para as vigas de aço e mistas, assim como tabelas práticas para uma escolha expedita da localização das aberturas na alma das vigas. Além disso, este trabalho demonstrou que o método numérico dos elementos finitos é bastante adequado para a modelagem e previsão da carga de ruína, mecanismos de ruína, distribuição de tensões, deformada e outros aspectos das vigas de aço com abertura na alma. Uma análise paramétrica foi realizada e alguns aspectos pertinentes às vigas de aço com aberturas na alma foram avaliados através do método numérico dos elementos finitos.

6.2. Conclusões

O método numérico dos elementos finitos demonstrou-se bastante útil e preciso na avaliação do comportamento estrutural de vigas de aço com abertura na alma. A utilização de tal método mostrou-se eficaz na previsão da distribuição de tensões, modelos de escoamento, deformada e carga de ruína, para as vigas constituídas por perfis laminados.

Foi verificado nesta pesquisa que as curvas de momento fletor (no centro do furo) versus o deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada, podem indicar o tipo de mecanismo de ruína ocorrido nas vigas com abertura na alma. Observou-se que para as vigas com ruína brusca (sem a formação de um patamar de escoamento bem definido), estas atingiram o colapso através da formação de um mecanismo de *Vierendeel*. Contudo, para as vigas que apresentaram curvas de momento fletor (no centro do furo) versus o deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga concentrada, com patamar de escoamento bem definido (sem ruína brusca), podem ocorrer dois modos de ruína: Ruína por flexão e ruína pela formação do mecanismo de *Vierendeel* (com quatro rótulas plásticas).

Para as vigas constituídas pelo perfil IPE 750 x 137, com altura de furo igual a $0,50H$ e vão de 6,0m, observou-se que o tipo de furo alterou significativamente a carga de ruína das vigas de aço. Como era de se esperar, as vigas com furo retangular são as menos

resistentes apresentando resistência cerca de 30% menor quando comparadas com as vigas com furos quadrados ou circulares.

Pode-se concluir de uma forma geral que para as vigas constituídas pelo perfil IPE 750 x 137, com altura de furo igual a $0,50H$ e vão de 6,0m, as vigas com furo retangular, apresentam ruína pela formação do mecanismo de *Vierendeel*, independentemente do ponto de aplicação da carga concentrada. As vigas com furo quadrado, apresentam um modo de ruína misto, composto pela formação do mecanismo de *Vierendeel* com a flexão no ponto de aplicação da carga concentrada. As vigas com furos circular, tendem a apresentar ruína por flexão, mas podem exibir um modo de ruína misto composto pela formação do mecanismo de *Vierendeel* com flexão no ponto de aplicação da carga concentrada, quando a abertura na alma da viga de aço está localizada nas proximidades do ponto de aplicação da carga concentrada.

Este trabalho exibiu alguns possíveis modos de ruína para as vigas de aço com abertura na alma, tais como ruína por flexão, ruína pela formação do mecanismo de *Vierendeel* e ruína mista (flexão e mecanismo de *Vierendeel*).

Pode-se concluir ainda que o aumento do vão 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 de aço, independentemente da geometria e da localização do furo, o mecanismo de *Vierendeel* continua sendo o modo de ruína prevalente independentemente do vão da viga de aço.

Mostrou-se que a eficiência estrutural das vigas com furos de geometria circular é bastante superior às verificadas para as vigas com aberturas retangulares e quadradas, podendo ser da ordem de cinco e duas vezes e meia respectivamente. Dependendo da localização do furo de geometria circular ao longo do vão da viga de aço, não há penalização da carga de ruína, indicando que a presença do furo é irrelevante no que tange à resistência da viga.

Foi também possível concluir que a utilização de cantos arredondados é bastante eficaz para distribuição de esforços na alma das vigas de aço na medida em que diminui o efeito da concentração de tensões. O arredondamento das bordas de um furo retangular com um raio de concordância de cinco vezes a espessura da alma de uma viga (perfil IPE 750 x 137) com furo de altura $0,50H$ (com um vão de 6,0m) incrementou a carga de ruína em cerca de 9%.

Para as vigas de aço que necessitam de furos na alma com dimensões consideráveis, sugere-se a utilização de enrijecedores longitudinais soldados na região da abertura. Demonstrou-se que a utilização de tais enrijecedores pode aumentar a carga de ruína para as vigas com furo de altura igual a 75% da altura da viga de aço em mais de três e duas vezes no caso das vigas com furo retangular e quadrado respectivamente. Mesmo

para as vigas com furo circular, o uso de enrijecedores longitudinais mostrou-se eficiente aumentando a carga de ruína em cerca de 20%. A presença de enrijecedores longitudinais promove uma melhor distribuição de tensões no entorno dos furos, contribuindo portanto, para um aumento da resistência das vigas.

6.3. Sugestões para Trabalhos Futuros

Como sugestão para trabalhos futuros, indica-se o estudo de aberturas excêntricas na alma das vigas de aço em variadas posições ao longo do vão. O estudo de vigas de aço e mistas com furos regulares na alma seria um tema de pesquisa desejável. A utilização de enrijecedores verticais na alma das vigas de aço para a ancoragem dos campos de tração desenvolvidos é um tema que merece destaque e seria motivo de investigação. Os estados limites de utilização deveriam ser investigados detalhadamente, sobretudo nas vigas com várias aberturas ao longo da alma.

Cabe ressaltar que existe uma grande carência de pesquisa e informações disponíveis para as vigas compostas por chapas finas e que necessitam de aberturas na alma. Portanto, qualquer trabalho de pesquisa focando a execução de aberturas na alma das vigas compostas por chapas finas seria muito bem-vindo.

Outros temas de pesquisa poderiam abordar aspectos tais como: A diferença em termos estruturais das vigas (com furo na alma) constituídas por perfis soldados e por perfis laminados, a interação entre furos em vigas encasteladas, a influência do esforço normal na resistência das vigas com furo, a eficiência estrutural de diferentes tipos de enrijecedores, entre outros. Uma pesquisa experimental acerca dos aspectos supracitados seria bastante desejável, bem como a utilização de técnicas de inteligência computacional como, por exemplo, as redes neurais artificiais e os algoritmos genéticos, para a previsão do comportamento estrutural de vigas de aço com aberturas na alma.

Referências Bibliográficas

- 1 SHANMUGAM, N. E., LIAN, V. T., THEVENDRAN, V. **Finite element modelling of plate girders with web openings.** 2002. In: Thin-Walled Structures. Singapore: Elsevier, p. 443-464, 2002.
- 2 CHUNG, K. F., LIU, T. C. H, KO, A. C. H., **Investigation on *Vierendeel* mechanism in steel beams with circular web openings.** 2001. In: Journal of Constructional Steel Research. Hong Kong: Elsevier, p. 467-490, 2001.
- 3 SHANMUGAM, N. E. **Openings in Thin-Walled Steel Structures.** 1997. In: Thin-Walled Structures. Singapore: Elsevier, v.28, nº 3-4, p. 355-372, 1997.
- 4 CHUNG, K. F., LAWSON, R. M., **Simplified design of composite beams with large web openings to Eurocode 4.** 2001. In: Journal of Constructional Steel Research. Elsevier, p. 135-163, 2001.
- 5 LAWSON, R. M., **Design for openings in the webs of composite beams.** The Steel Construction Institute/CIRIA joint publication SCI-P068,1987.
- 6 WARD, J. K., **Design of composite and non-composite cellular beams.** The Steel Construction Institute, publication 100,1990.
- 7 LAWSON, R. M., OSHATOGBE, D.,**Design of Fabsec beams in non-composite and composite applications.** The Steel Construction Institute, RT777,1999.
- 8 DARWIN, D., **Design of steel and composite beams with web openings.** In: Steel design guide series 2. American Institute of Steel Construction, 1990.
- 9 LAWSON, R. M., CHUNG, K., F., PRICE, A., M.,**Tests on composite beams with large web openings to justify existing design methods.** Struct. Eng. 1992:70(1).

- 10 CHUNG, K. F., CHAN, W. M., **Practical design of composite beams integrated with building services.** Proceedings of the Fifth International Conference on Tall Buildings, Hong Kong, December 1998 p. 496-501.
- 11 LAWSON, R. M., MULLETT, D., L., RACKHAM, J., W., **Design of asymmetric slimflor beams using deep composite decking.** The Steel Construction Institute, SCI-P175, 1997.
- 12 BENITEZ, M. A., DARWIN, D., DONAHEY, R., C., **Deflections of composite beams with web openings.** ASCE J. Struct. Engng 1998; 124(10): 1139-47.
- 13 FAHMY, E. H., **Analysis of composite beams with rectangular web openings.** In: Journal of Constructional Steel Research. Vol. 37, p. 47-62, 1996.
- 14 LAWSON, R. M., LIM, J., HICKS, S., J., SIMMS, W., I., **Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings.** In: Journal of Constructional Steel Research, 2005.
- 15 BITAR, D., DEMARCO, T., MARTIN, P., O., **Steel and composite cellular beams.**
- 16 www.sections.arcelor.com
- 17 HECHLER, O., SEDLACEK, G., MULLER, C., **Experimental behaviour of composite beams with web openings .**
- 18 LIAN, V., T., SHANMUGAM, N. E., **Design of horizontally curved plate girder webs containing circular openings.** 2004. In: Thin-Walled Structures. Singapore: Elsevier, p. 719-739, 2004.
- 19 PORTER, D., M., ROCKEY, K. C., EVANS, H., R., **The collapse behaviour of plate girders loaded in shear.** J. Struct. Eng. ASCE 1975; 53 (8): 313-25.
- 20 NARAYANAN, R., DER AVANESSIAN, N. G., V., **Equilibrium solution for predicting the strength of webs with rectangular holes.** Proc Inst. Civ. Eng. 1983; 75 (2): 265-82.

- 21 NARAYANAN, R., DER AVANESSIAN, N. G., V., **A theoretical method for the prediction of ultimate capacity of webs with circular cutouts.** Report. Cardiff: University College; 1981.
- 22 NARAYANAN, R., DER AVANESSIAN, N. G., V., **Design of slender webs containing circular holes.** IABSE Periodica 1984; 1: 72-84.
- 23 NARAYANAN, R., ROCKEY, K. C., **Ultimate load capacity of plate girders with webs containing circular cut-outs.** Proc Inst. Civ. Eng. 1981; 71 (2): 845-62.
- 24 NARAYANAN, R., DER AVANESSIAN, N. G., V., **Strength of web containing circular cutouts.** IABSE Periodica 1983; 3: 64-83.
- 25 LIAN, V., T., SHANMUGAM, N. E., **Openings in horizontally curved plate girder webs.** 2003. In: Thin-Walled Structures. Singapore: Elsevier, p. 245-269, 2003.
- 26 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 generalised moment-shear interaction curve.** 2003. In: Journal of Constructional Steel Research. Elsevier, p. 1177-1200, 2003.
- 27 REDWOOD, R. G., CHO, S. H., **Design of steel and composite beams with web openings.** In: Journal of Constructional Steel Research. Elsevier, p. 23-41, 1993.
- 28 OEHLERS, D. J., BRADFORD, M. A., **Composite steel and concrete structural members.** Fundamental behaviour. Pergamon, 1995.
- 29 LIU, T. C. H, CHUNG, K. F., **Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigation.** 2003. In: Journal of Constructional Steel Research. Elsevier, p. 1159-1176, 2003.
- 30 ZIRAKIAN, T., SHOWKATI, H. **Distortional buckling of castellated beams.** 2006. In: Journal of Constructional Steel Research. Elsevier. 2006.

- 31 REDWOOD, R., G., MCCUTCHEON, J., O. **Beam tests with un-reinforced web openings.** J. Struct. Div. Proc. ASCE 1968; 94 (ST1): 1-17.
- 32 KO, A. C. H., CHUNG, K. F. **A comparative study on existing design rules for steel beams with circular web openings.** In: Yang Y. B., Leu L. L., Hsieh S. H., editors. Proceedings of the First International Conference on Structural Stability and Dynamics, Taipei, December 2000. p. 733-38.
- 33 KNOWLES, P., R., **Design of castellated beams for use with BS5950 e BS449.** Constrado,1985.
- 34 REDWOOD, R., G., **The strength of steel beams with unreinforced web holes.** Civil Engng Public Works Rev, London 1969; 64(755):559-62.
- 35 CHAN, P., W., REDWOOD, R., G., **Stresses in beams with circular eccentric web holes.** J. Struct. Div, Proc ASCE 1974; 100(ST1):231-48.
- 36 OLANDER, H., C., **A method of calculating stress in rigid frame corners.** J. Struct. Div, Proc ASCE 1953; August.
- 37 ENV 1993-1-3, Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1.1. Genetal rules and rules for buildings, 1992, and Amendment A2 of Eurocode 3: Annex N "Openings in webs". British Standards Institution, 1998.
- 38 CHUNG, K. F. **Structural performance of cold-formed sections with single and multiple web openings – experimental investigation.** The Struct Engr 1995; 73(9): 141-9.
- 39 CHUNG, K. F. **Structural performance of cold-formed sections with single and multiple web openings – design rules.** The Struct Engr 1995; 73(14): 223-8.
- 40 ENV 1992-1-1: Eurocode 2: Design of concrete structures, 1991.
- 41 <http://www.kuleuven.ac.be/bwk/materials/teaching/>.

42 PEACE, G. S. **Taguchi methods**. Addison-Wesley Publishing Company (1993).

43 <http://www.statease.com>

44 <http://www.ansys.com>

Anexo A - Resultados de uma análise realizada por Chung e Lawson [4]

A.1. Tabelas

A seguir, são apresentados os resultados de uma análise completa de vigas mistas com grandes aberturas na alma realizada por Chung e Lawson [4]. Tais resultados são apresentados nas tabelas A.1 e A.2 para aços com grau S275 e S355 respectivamente. Os dimensionamentos para este caso de carregamento são normalmente controlados pelos critérios de serviço, e a proporção de utilização S_b é tipicamente da ordem de 0,8, enquanto a proporção de utilização S_v é geralmente menor do que 0,3.

Os resultados de uma análise completa de vigas mistas submetidas a múltiplas cargas concentradas, realizada por Chung e Lawson [4], estão resumidos nas tabelas A.3 e A.4. Nestes casos, a proporção de utilização S_b , foi tipicamente da ordem de 0,9.

Maximum sizes of openings for composite beams subject to uniform loading (S275 steel)^a

Span of beam (m)	Beam size×weight (kg/m)	Utilization:		Web reinforcement	Number×depth×length of openings (mm)	Position from support (m)	Horizontal reinforcement (mm)
		Shear	Bending				
9	406×140×46	0.36	0.86	U	4×200×200	1.5–2.8	–
				R	4×250×400	1.5–3.5	60×8
9	457×152×52	0.29	0.70	U	4×300×300	1.5–2.8	–
				R	4×300×500	1.5–4.5	80×8
10.5	457×152×60	0.32	0.82	U	4×250×500	2.5–4.0	–
				R	4×300×500	2.5–4.5	80×8
10.5	457×191×67	0.30	0.76	U	4×300×400	2.5–4.2	–
				R	4×300×600	2.5–5.2	80×8
12	457×152×74	0.30	0.82	U	4×250×400	2.5–4.0	–
				R	4×300×600	3.0–5.0	80×10
12	533×210×82	0.27	0.65	U	6×300×500	3.0–6.0	–
				R	4×350×700	3.0–6.0	100×10
13.5	533×210×82	0.30	0.82	U	4×300×400	2.5–4.2	–
				R	4×350×600	3.0–5.0	100×10
13.5	533×210×92	0.26	0.76	U	6×300×500	2.5–5.0	–
				R	6×350×700	3.0–6.7	100×10
15	610×229×101	0.27	0.79	U	6×350×500	2.5–5.2	–
				R	6×400×600	3.0–6.2	100×12
15	610×229×113	0.26	0.75	U	6×400×500	3.0–6.0	–
				R	6×400×700	3.0–7.5	100×12

^a U=Unreinforced web; R=reinforced web (above and below opening). Data used in establishing this table: slab depth=130 mm NWC; beam spacing=3 m; imposed load=3.5 kN/m²; partitions, services=1.5 kN/m².

Tabela A.1- Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído (S275) [4]

Maximum sizes of openings for composite beams subject to uniform loading (S355 steel)^a

Span of beam (m)	Beam size×weight (kg/m)	Utilization:		Web reinforcement	Number×depth×length of openings (mm)	Position from support (m)	Horizontal reinforcement (mm)
		Shear	Bending				
9	406×140×46	0.28	0.69	U	4×250×350	1.5–3.5	–
10.5	457×152×52	0.26	0.75	R	6×250×600	1.5–4.5	60×8
				U	6×300×400	2.0–4.2	–
12	457×152×74	0.24	0.68	R	6×300×700	2.0–5.2	80×8
				U	6×300×500	2.5–6.0	–
13.5	533×210×82	0.23	0.68	R	6×300×800	2.5–6.0	80×10
				U	6×350×400	2.5–6.7	–
15	610×229×101	0.21	0.65	R	6×350×700	2.5–6.7	100×10
				U	6×400×500	2.5–7.5	–
				R	6×400×800	2.5–7.5	100×12

^a U=unreinforced web; R=reinforced web (above and below opening); slab depth=130 mm NWC; beam spacing=3 m; imposed load=3.5 kN/m²; partitions, services=1.5 kN/m².

Tabela A.2- Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a carregamento uniformemente distribuído (S355) [4]

Maximum sizes of openings for composite beams subject to multiple point loads (S275 steel)^a

Span of beam (m)	Beam size×weight (kg/m)	Utilization:		Web reinforcement	Number×depth×length of openings (mm)	Position from Support (m)	Horizontal reinforcement (mm)
		Shear	Bending				
9	406×191×67	0.35	0.92	U	4×200×200	0.9–2.2	–
				R	4×250×400	0.9–2.4	80×10
9	533×210×82	0.27	0.82	U	4×250×350	1.0–2.4	–
					+2×250×500	3.6–5.4	
				R	2×300×500	1.00–2.4	100×10
					+300×800	3.6–5.4	
10.5	533×210×92	0.33	0.94	U	2×250×400	1.1–2.0	–
				R	2×300×600	1.1–2.0	100×10
10.5	610×229×101	0.28	0.79	U	2×300×400	1.1–2.0	–
					+2×300×600	3.3–4.6	
				R	2×400×600	1.2–2.0	
					+2×350×900	3.3–4.6	100×10
12	610×229×113	0.31	0.95	U	2×300×400	1.2–2.1	–
				R	2×350×700	1.2–2.2	100×12
12	686×254×125	0.27	0.85	U	2×400×400	1.2–2.1	–
					+2×400×700	3.7–5.3	
				R	2×450×600	1.2–2.3	
					+2×400×900	3.7–5.3	100×12
13.5	686×254×125	0.32	0.96	U	2×350×400	1.4–2.0	–
				R	2×400×600	1.4–2.0	120×12
13.5	762×267×134	0.27	0.81	U	2×400×500	1.4–2.0	
					+2×400×800	3.5–4.6	
				R	2×450×500	1.4–2.0	
					+2×400×1000	3.5–4.6	120×12

^a U=unreinforced web; R=reinforced web (above and below opening). Data as in Table 6, except beam spacing=6 m, and secondary beams at 2.63–3 m spacing along the primary beam, depending on span.

Tabela A.3- Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a múltiplas cargas concentradas (S275) [4]

Maximum sizes of openings for composite beams subject to multiple point loads (S355 steel)^a

Span of beam (m)	Beam size×weight (kg/m)	Utilization:		Web reinforcement	Number×depth×length of openings (mm)	Position from Support (m)	Horizontal reinforcement (mm)
		Shear	Bending				
9	457×152×60	0.28	0.82	U	4×250×300	0.9–2.5	–
					+2×200×400	3.5–5.5	
					4×250×600	0.9–2.5	80×8
10.5	533×210×82	0.27	0.85	U	+2×250×750	3.5–5.5	
					2×300×350	1.1–2.1	–
					+2×250×550	3.2–4.6	
					2×300×600	1.1–2.1	100×10
					+2×300×900	3.2–4.6	
12	610×229×101	0.25	0.82	U	2×350×400	1.2–2.4	–
					+2×300×600	3.7–5.3	
					2×400×600	1.2–2.2	100×12
					+2×350×900	3.7–5.3	
13.5	686×254×125	0.25	0.77	U	2×400×450	1.4–2.0	–
					+300×600	3.5–4.6	
					2×400×600	1.4–2.0	100×12
					+400×1000	3.5–4.6	

^a U=unreinforced web; R=reinforced web (above and below opening). Data as in Table 6.

Tabela A.4- Tamanhos máximos de aberturas de vigas mistas submetidas a múltiplas cargas concentradas (S355) [4]

Anexo B - Exemplos de dimensionamento

B.1. Exemplos

A seguir, serão apresentados alguns exemplos de previsão da capacidade de carregamento de vigas de aço com aberturas na alma de diferentes tamanhos e formas, encontrados no trabalho de Chung *et al* [26], baseados nas fórmulas empíricas de dimensionamento propostas pelos mesmos autores.

- a) Uma viga simplesmente apoiada com um vão de 7,5m e com seis aberturas circulares ($d_0 = 0,75h$) é submetida a um carregamento uniformemente distribuído de 35 kN/m. Trata-se de um perfil UB 457x152x52 S275. As aberturas estão localizadas simetricamente em relação ao centro da viga com um intervalo de 1,0m começando pelos apoios. Pede-se verificar a adequabilidade estrutural da viga de aço. A capacidade de carregamento da viga sem abertura na alma, w_0 , é igual a 42,9 kN/m para um vão de 7,5m. Dados:

$$L=7,5\text{m} \quad h=449,8\text{mm} \quad t_w=7,6\text{mm} \quad b_f=152,4\text{mm} \quad t_f=10,9\text{mm}$$

$$d_0=337,35\text{mm} \quad w_{pl}=1096 \times 10^3 \text{ mm}^3 \quad \bar{v}=0,8 \text{ para abertura circular.}$$

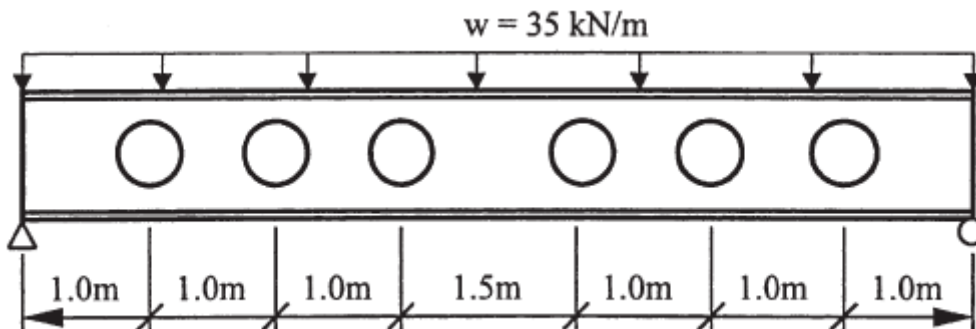


Figura B.1- Viga do exemplo a) [26]

Passo 1: Determinar as resistências ao cisalhamento e ao momento da seção perfurada.

$$M_{0,Rd} = f_y w_{0,pl} = f_y \left(w_{pl} - \frac{t_w d_0^2}{4} \right) = 275 \times \left(1096 - \frac{7,6 \times 337,35^2}{4 \times 1000} \right) \times 10^{-3} = 241,9 \text{ kNm}$$

$$A_{v0} = t_w(h - d_0) + 2(0,75t_f^2) = 7,6 \times (449,8 - 337,35) + 2 \times 0,75 \times 10,9^2 = 1032,8 \text{ mm}^2$$

$$V_{0,Rd} = 0,577 f_y A_{v0} = 0,577 \times 275 \times 1032,8 \times 10^{-3} = 163,9 \text{ kN}$$

Passo 2: Determinar o esforço cortante e o momento fletor solicitantes no centro da abertura.

Tabela B.1- Esforço cortante e momento fletor solicitantes no centro dos furos [26]

x_o (m)	$V_{sd} = w(\frac{L}{2} - x_o)$ (kN)	v	$M_{sd} = \frac{wx_o(L - x_o)}{2}$ (kNm)
1.0	96.3	0.587	113.8
2.0	61.3	0.374	192.5
3.0	26.3	0.160	236.3

Passo 3: Determinar as resistências ao momento nas seções perfuradas submetidas a cisalhamento elevado.

Para $x_0 = 1,0 \text{ m}$, $v = 0,587$:

$$M_{1,Rd} = M_{0,Rd} \sqrt{1 - v^2} = 241,9 \sqrt{1 - 0,587^2} = 195,8 \text{ kNm}$$

Deve-se notar que:

$$\bar{v} = 0,8 > \frac{2}{3}$$

$$M_{2,Rd} = M_{0,Rd} \sqrt{1 - \left[\frac{v - \left(\bar{v} - \frac{2}{3} \right)}{\frac{2}{3}} \right]^2} = M_{0,Rd} \sqrt{1 - \left[\frac{0,587 - (0,8 - 2/3)}{2/3} \right]^2} = 0,733 M_{0,Rd} = 177,3 \text{ kNm}$$

Então:

$$M_{0,Rd,vi} = 177,3 \text{ kNm} > M_{Sd} = 113,8 \text{ kNm}$$

$$\bar{m} = \sqrt{1 - \left[\frac{v - \left(\bar{v} - 2/3 \right)}{2/3} \right]}$$

Similarmente:

$$\text{Para } x_0 = 2,0 \text{ m}, M_{0,Rd,vi} = 0,928 M_{0,Rd} = 224,4 \text{ kNm} > M_{Sd} = 192,5 \text{ kNm} \therefore \text{OK}$$

$$\text{Para } x_0 = 3,0 \text{ m}, M_{0,Rd,vi} = 0,987 M_{0,Rd} = 238,8 \text{ kNm} > M_{Sd} = 236,3 \text{ kNm} \therefore \text{OK}$$

Se a forma da abertura for modificada, a capacidade de carregamento da viga será diferente. Se por exemplo, a forma da abertura for modificada para octogonal e c-hexagonal, repetindo-se os passos anteriores, encontram-se os seguintes resultados:

Tabela B.2- Viga de aço com aberturas octogonais [26]

x_0 (m)	d_o/h	w (kN/m)	$\bar{v}$	V_{Sd} (kN)	v	M_{Sd} (kNm)	$M_{0,Rd,Vi}$ (kNm)	$\frac{M_{Sd}}{M_{0,Rd,Vi}}$	Checking
1	0.75	35	0.68	96.3	0.587	113.8	123.3	0.923	OK
2	0.75	35	0.68	61.3	0.374	192.5	203.6	0.946	OK
3	0.67	35	0.78	26.3	0.160	236.3	251.9	0.938	OK

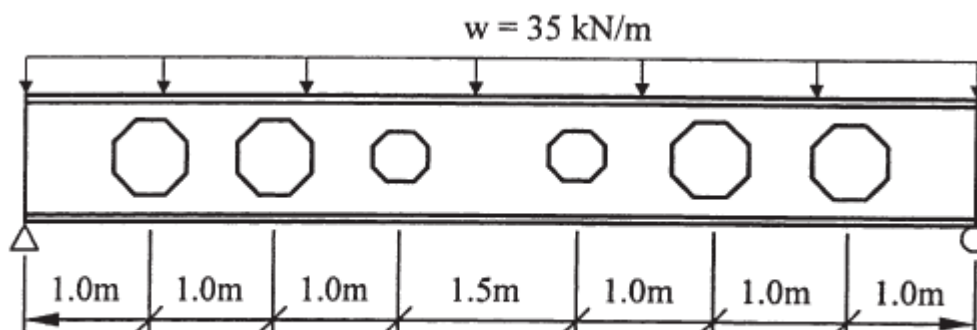


Figura B.2- Viga de aço com aberturas octogonais [26]

Tabela B.3- Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]

x_o (m)	d_o/h	w (kN/m)	$\bar{v}$	V_{Sd} (kN)	v	M_{Sd} (kNm)	$M_{o,Rd,Vi}$ (kNm)	$\frac{M_{Sd}}{M_{o,Rd,Vi}}$	Checking
1	0.75	35	0.91	96.3	0.587	113.8	195.9	0.581	OK
2	0.75	35	0.91	61.3	0.374	192.5	224.4	0.858	OK
3	0.75	35	0.91	26.3	0.160	236.3	238.8	0.989	OK

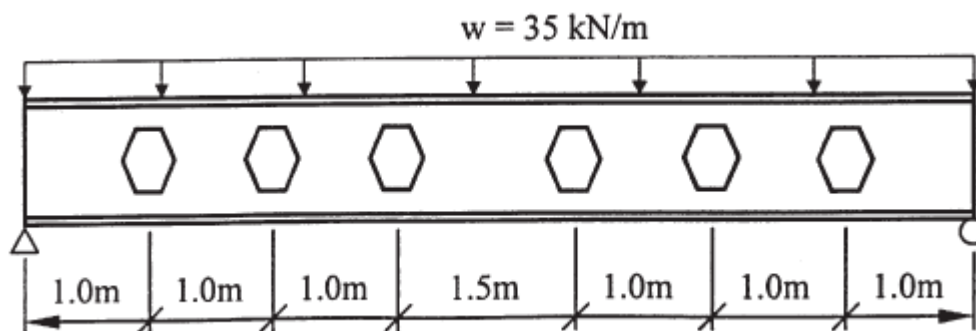


Figura B.3- Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]

- b) Uma viga simplesmente apoiada com um vão de 12,0m e com seis aberturas quadradas ($d_o = 0,5h$) é submetida a um carregamento uniformemente distribuído de 80 kN/m. Trata-se de um perfil UB 610x229x140 S355. As aberturas estão localizadas simetricamente em relação ao centro da viga com um intervalo de 1,2m começando pelos apoios. Pede-se aumentar a dimensão das aberturas pela troca das formas das aberturas, se apropriado, sem a redução da capacidade de carregamento. A capacidade de carregamento da viga sem abertura na alma, w_0 , é igual a 81,6 kN/m para um vão de 12,0m. Dados:

$$\begin{aligned}
 L &= 12,0\text{m} & h &= 617,2\text{mm} & t_w &= 13,1\text{mm} & b_f &= 230,2\text{mm} & t_f &= 22,1\text{mm} \\
 d_o &= 308,6\text{mm} & w_{pl} &= 4142 \times 10^3 \text{ mm}^3
 \end{aligned}$$

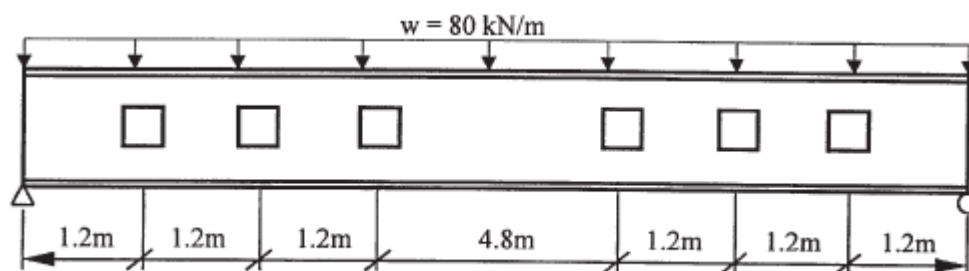


Figura B.4– Viga de aço com aberturas quadradas [26]

As seguintes tabelas listam os resultados em que as aberturas quadradas foram modificadas para outras formas de aberturas:

Tabela B.4- Viga de aço com aberturas octogonais [26]

x_o (m)	d_o/h	w (kN/m)	$\bar{v}$	V_{Sd} (kN)	v	M_{Sd} (kNm)	$M_{o,Rd,Vi}$ (kNm)	$\frac{M_{Sd}}{M_{o,Rd,Vi}}$	Checking
1.2	0.67	80	0.78	384.0	0.551	518.4	959.3	0.540	OK
2.4	0.67	80	0.78	288.0	0.413	921.6	1135.7	0.811	OK
3.6	0.67	80	0.78	192.0	0.275	1209.6	1222.4	0.990	OK

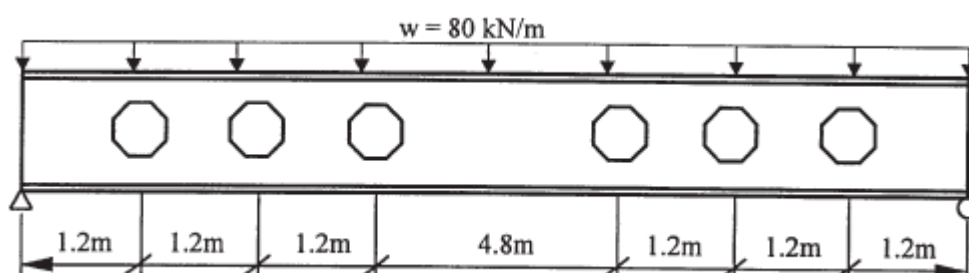


Figura B.5– Viga de aço com aberturas octogonais [26]

Tabela B.5- Viga de aço com aberturas circulares [26]

x_o (m)	d_o/h	w (kN/m)	$\bar{v}$	V_{Sd} (kN)	v	M_{Sd} (kNm)	$M_{o,Rd,Vi}$ (kNm)	$\frac{M_{Sd}}{M_{vo,Rd,Vi}}$	Checking
1.2	0.75	80	0.80	384.0	0.551	518.4	698.2	0.742	OK
2.4	0.75	80	0.80	288.0	0.413	921.6	1007.4	0.915	OK
3.6	0.67	80	0.87	192.0	0.275	1209.6	1222.4	0.990	OK

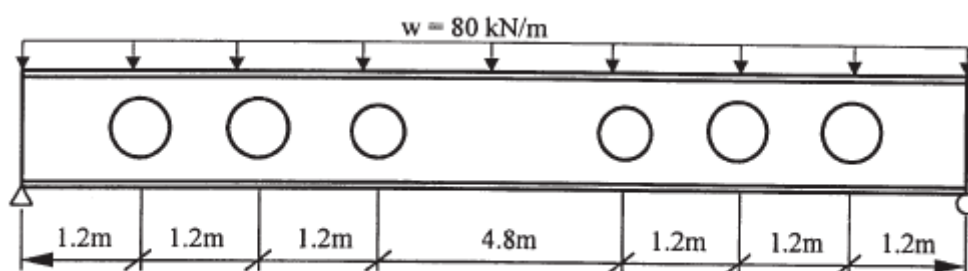


Figura B.6– Viga de aço com aberturas circulares [26]

Tabela B.6- Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]

x_o (m)	d_o/h	w (kN/m)	$\bar{v}$	V_{Sd} (kN)	v	M_{Sd} (kNm)	$M_{o,Rd,Vi}$ (kNm)	$\frac{M_{Sd}}{M_{vo,Rd,Vi}}$	Checking
1.2	0.75	80	0.91	384.0	0.551	518.4	895.1	0.579	OK
2.4	0.75	80	0.91	288.0	0.413	921.6	1050.4	0.877	OK
3.6	0.67	80	0.96	192.0	0.275	1209.6	1222.4	0.990	OK

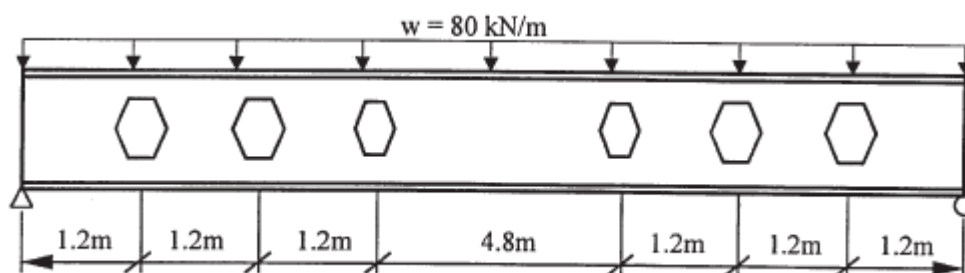


Figura B.7– Viga de aço com aberturas c-hexagonais [26]

Portanto, se a forma da abertura for modificada em várias localizações específicas ao longo da viga sem a redução da capacidade de carregamento original, então a seguinte configuração de aberturas é uma possibilidade:

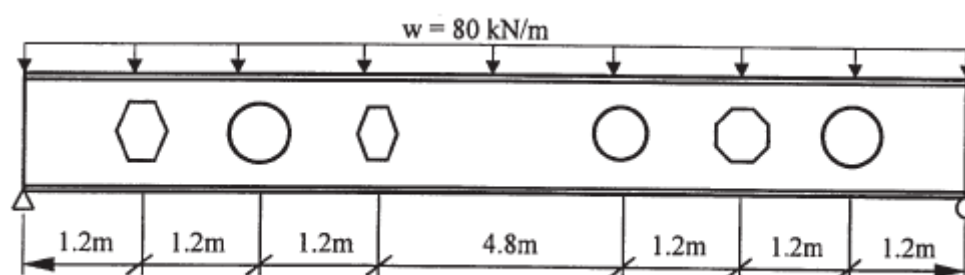


Figura B.8– Viga de aço com aberturas variadas [26]