

**DETERMINAÇÃO DO MOMENTO FLETOR RESISTENTE À
FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO DE VIGAS DE AÇO
CELULARES**

Laura Maria Paes de Abreu

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

**“DETERMINAÇÃO DO MOMENTO FLETOR RESISTENTE À
FLAMBAGEM LATERAL COM TORÇÃO DE VIGAS DE AÇO
CELULARES”**

Laura Maria Paes de Abreu

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de “Mestre em Engenharia de Estruturas”.

Comissão examinadora:

Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury
DEES-UFMG - (Orientador)

Profa. Dra. Ana Lydia Reis Castro e Silva – Co-orientadora
DEES-UFMG

Prof. Dr. Armando Cesar Campos Lavall
DEES-UFMG

Prof. Dra. Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani
UFES

DEDICATORIA

Às minhas queridas mãe e filha

AGRADECIMENTOS

Primeiramente a Deus, na força da superação diária de todos os caminhos tortuosos que percorri ao longo deste curso, que passou a ser parte da minha história de vida.

À minha filha Larissa, por ser a razão de tudo em minha vida.

À minha mãe querida, que caminha junto comigo em nossa luta diária.

Aos professores Ricardo Fakury e Ana Lydía, pelo apoio, paciência e incentivo.

Ao meu pai, meus irmãos e sobrinhos, pelo amor e carinho.

Aos colegas da Usiminas Mecânica, pela amizade e incentivo.

Aos professores, funcionários e colegas do DEES.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Generalidades	2
1.2	Aplicabilidade	4
1.3	Características geométricas	12
2	CONSIDERAÇÕES DE CÁLCULO DAS VIGAS CELULARES.....	13
2.1	Introdução	13
2.2	Formação de rótula plástica por momento fletor	14
2.2.1	Resistência ao cisalhamento	14
2.2.2	Colapso por flexão e flambagem do montante da alma.....	16
2.2.3	Flexão Vierendel dos tês superior e inferior.....	17
2.3	Considerações sobre a Flambagem Lateral com Torção.....	19
2.4	Procedimento de cálculo para FLT proposto pela ABNT NBR 8800:2008	21
2.4.1	Generalidades.....	21
2.4.2	Regime elástico.....	22
2.4.3	Regime inelástico e plastificação total.....	24
2.5	Proposta de trabalho	25
2.6	Revisão bibliográfica	26
3	ANÁLISE NUMÉRICA	29
3.1	Generalidades	29
3.2	Considerações de materiais e elementos de malha	30
3.3	Condições de contorno e carregamento	34
3.4	Aferição da modelagem numérica	38
3.5	Análise linearizada de estabilidade	41
3.6	Análise das vigas celulares via Método dos Elementos Finitos.....	43

4	RESULTADOS.....	49
4.1	Considerações gerais e modelos numéricos estudados	49
4.2	Curvas comparativas momento resistente <i>versus</i> comprimento destravado	55
4.3	Avaliação das curvas.....	60
4.4	Análise da interação dos mecanismos de flambagem	63
5	PROPOSIÇÃO DE PROCEDIMENTO	66
5.1	Introdução	66
5.2	Formulação para procedimento proposto.....	67
5.3	Avaliação do procedimento utilizado.....	68
6	CONCLUSÃO.....	71
6.1	Introdução	71
6.2	Sobre o procedimento proposto	72
6.3	Sugestão para estudos futuros	73
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	74

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 - Fabricação de vigas celular	2
FIGURA 1.2 - Comparação de peso entre vigas I laminada e celular, de propriedades similares	3
FIGURA 1.3 - Passagem de dutos através das aberturas.....	3
FIGURA 1.4 - Estacionamento em viga celular de grande vão.....	5
FIGURA 1.5 - Edifícios de andares múltiplos em vigas celulares	5
FIGURA 1.6 - Esquema de lançamento estrutural com vigas celulares de piso de grande vão	6
FIGURA 1.7 - Esquema de interação com instalações técnicas.....	7
FIGURA 1.8 - Cobertura em água plana em vigas celulares.....	8
FIGURA 1.9 - Processo de fabricação da viga celular curva e exemplos de aplicação ...	9
FIGURA 1.10 - Composição e vantagens da viga celular misulada	10
FIGURA 1.11 - Aplicações práticas de vigas celulares misuladas.....	11
FIGURA 1.12 - Cobertura de estádio em viga celular	11
FIGURA 1.13 - Geometria para fabricação das vigas celulares.....	12
FIGURA 2.1 - Equilíbrio das forças para determinação do cisalhamento horizontal	16
FIGURA 2.2 - Determinação da seção crítica segundo Olander (1954)	18
FIGURA 2.3 - Flambagem lateral com torção	19
FIGURA 3.1 - Diagrama tensão-deformação do aço (adaptado de Earls, 1999)	30
FIGURA 3.2 - Distribuição das tensões residuais nas mesas para perfil I laminado	31
FIGURA 3.3 - Distribuição das tensões residuais nos flanges da viga celular	32
FIGURA 3.4 - Malha típica da viga celular.....	34
FIGURA 3.5 - Detalhe das restrições dos apoios	35
FIGURA 3.6 - Carregamento de momento constante.....	36
FIGURA 3.7 - Carregamento distribuído	37
FIGURA 3.8 - Carga concentrada no meio do vão.....	37
FIGURA 3.9 - Comparação entre os resultados de Souza (1999) e da modelagem deste trabalho.....	39
FIGURA 3.10 - Modelos estudados por Thevendran e Shanmugam (1991).....	40

FIGURA 3.11 - Flambagem lateral com torção dos modelos de Thevendran e Shanmugam conforme o ABAQUS 6.6.....	41
FIGURA 3.12 - Deformada da viga celular no modo <i>Buckle</i>	45
FIGURA 3.13 - Deformada final da viga celular no modo <i>Static, Riks</i>	46
FIGURA 3.14 - Monitoramento do momento nominal M_{Rk} à flambagem lateral com torção pelo deslocamento u_x do nó central do flange superior.....	46
FIGURA 3.15 - Tipos de vigas comparados neste estudo.....	47
FIGURA 4.1 - Geometria final da VC776x166x16,5x10,3.....	50
FIGURA 4.2 - Comprimentos considerado para análise da VC776.....	51
FIGURA 4.3 - Geometria final da VC452x102x10,8x6,6.....	52
FIGURA 4.4 - Comprimentos considerado para análise da VC452.....	52
FIGURA 4.5 - Geometria final da VC297x102x8x6,2.....	53
FIGURA 4.6 - Comprimentos considerado para análise da VC297.....	53
FIGURA 4.7 - Curvas M_{Rk} versus L_b para momento constante e perfil original W530x85	56
FIGURA 4.8 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carregamento distribuído e perfil original W530x85	56
FIGURA 4.9 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carga concentrada no meio do vão e perfil original W530x85.....	57
FIGURA 4.10 - Curvas M_{Rk} versus L_b para momento constante e perfil original W310x32,7	57
FIGURA 4.11 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carregamento distribuído e perfil original W310x32,7	58
FIGURA 4.12 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carga concentrada no meio do vão e perfil original W310x32,7.....	58
FIGURA 4.13 - Curvas M_{Rk} versus L_b para momento constante e perfil original W200x22,5	59
FIGURA 4.14 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carregamento distribuído e perfil original W200x22,5	59
FIGURA 4.15 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carga concentrada no meio do vão e perfil original W200x22,5.....	60

FIGURA 4.16 - Diferença entre os momentos resistentes nominais dos modelos e dos valores calculados pela ABNT NBR 8800:2008, para VC297	62
FIGURA 4.17 - Diferença entre os momentos resistentes nominais dos modelos e dos valores calculados pela ABNT NBR 8800:2008, para VC452	62
FIGURA 4.18 - Diferença entre os momentos resistentes nominais dos modelos e dos valores calculados pela ABNT NBR 8800:2008, para VC776	63
FIGURA 4.19 - Exemplo do mecanismo Vierendel.....	64
FIGURA 4.20 - Exemplo de falha do montante de alma.....	65
FIGURA 4.21 - Exemplo de falha no seção central devido à aplicação de carga concentrada	65
FIGURA 5.1 - Diferença percentual entre a formulação proposta e a análise numérica para momento constante.....	69
FIGURA 5.2 - Diferença percentual entre a formulação proposta e a análise numérica para carga distribuída	70
FIGURA 5.3 - Diferença percentual entre a formulação proposta e a análise numérica para carga concentrada.....	70

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1- Tabela de valores de tensão-deformação do aço implementada no ABAQUS	30
Tabela 3.2 - Tabela de estudo da abertura da malha mais efetiva	33
Tabela 3.3 - Carga crítica de Thevendran e Shanmugam e do ABAQUS 6.6.....	41

LISTA DE SÍMBOLOS

A_{wt} = área das almas dos tês no centro de uma seção com abertura;

A_{wm} = área da seção mínima horizontal do montante da alma;

C_b = fator de modificação para diagrama de momento fletor não uniforme;

C_w = constante de empenamento da seção transversal;

D_c = altura do perfil celular;

E = módulo de elasticidade do aço;

G = módulo de elasticidade transversal;

I_y, I_x = momentos de inércia em relação a y e x;

J = constante de torção;

K_o^{NM} = matriz de rigidez correspondente ao estado inicial, com a consideração de quaisquer cargas iniciais P^N ;

K_Δ^{NM} = matriz de rigidez devida ao carregamento incremental, Q^N ;

L_b = comprimento destravado;

L_p e L_r = comprimentos destravados relacionados respectivamente à plastificação e ao início do escoamento;

$L_{r,cor}$ = comprimento destravado relacionado ao início do escoamento corrigido;

M_A = momento fletor, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado;

M_B = momento fletor, em módulo, na seção central do comprimento destravado;

M_C = momento fletor, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado;

M_{max} = momento fletor máximo, em módulo, no comprimento destravado;

M_{pl} = momento plástico;

M_{plRd} = momento plástico resistente de cálculo;

M_{Rk} = momento fletor nominal resistente;

$M_{r,cor}$ = momento fletor correspondente ao início do escoamento, ajustado em função do valor de $L_{r,cor}$;

M_{Sd} = momento fletor solicitante de cálculo;

P_{Rd} = força axial resistente de cálculo;

P_{Sd} = força axial solicitante de cálculo;

$T_{i,Sd}$, $T_{i+1,Sd}$ = forças axiais nos “tês” causadas pelo momento fletor solicitante de cálculo i e $i+1$;

$V_{h,Sd}$ = força cortante horizontal solicitante de cálculo;

V_{Sd} = força cortante vertical solicitante de cálculo;

W = módulo elástico;

b_f = largura da mesa;

d = altura do perfil original;

d_0 = diâmetro da abertura;

f_u = resistência à ruptura;

f_y = resistência ao escoamento;

h = distância entre centros dos flanges;

i = i -ésimo modo de flambagem.

q = carregamento;

r_x , r_y , r_z = rotações em torno de x , y e z ;

s = distância entre aberturas;

t_f = espessura da mesa;

t_w = espessura da alma;

u_x , u_y , u_z = deslocamentos nas direções x , y e z ;

x_0 = centro de gravidade do tê comprimido;

σ = tensão;

λ = parâmetro de esbeltez;

λ_p e λ_r = parâmetro de esbeltez relacionados respectivamente à plastificação e ao início do escoamento;

λ_i = autovalores;

v_i^M = autovetores (formas dos modos de flambagem);

ν = coeficiente de Poisson;

γ_{al} = coeficiente de ponderação de resistência do aço igual a 1,1;

σ_r = tensão residual considerada como 30% de f_y ;

RESUMO

Neste estudo é obtido o momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas celulares, duplamente simétricas, biapoiadas, através do método dos elementos finitos utilizando o programa ABAQUS/CAE versão 6.7, ano 2007.

A análise numérica considera a não-linearidade do material, o efeito das tensões residuais e a não-linearidade geométrica do elemento estrutural. Os resultados da análise são comparados com os momentos fletores resistentes obtidos para as vigas originais de alma cheia (perfil I laminado) e com os obtidos de vigas hipotéticas de alma cheia de mesma altura das celulares. Além disso, os resultados são comparados com os obtidos por um método de cálculo em que se usa o procedimento da ABNT NBR 8800:2008 para vigas de alma cheia em conjunto com a recomendação da British Standard BS 5950-1:2000.

Este método consiste na aplicação das expressões de cálculo para vigas de perfil “I”, porém considerando as propriedades geométricas da seção transversal da viga celular no centro da abertura da alma. A precisão do método é validada e algumas considerações práticas para determinação do momento resistente da viga celular são apresentadas.

Palavras Chave: Flambagem Lateral com Torção, Estruturas Metálicas, Análise Não-Linear, Vigas Celulares.

ABSTRACT

In this study, it is obtained the resistance to bending moment of simple supported doubly symmetric cellular steel beams for the limit state of lateral torsional buckling, by finite element analysis using ABAQUS.

The numerical analysis considers the non-linear response of the material, the effect of residual stresses and geometrical non-linear behavior of the structure. The results of the analysis are compared with those obtained for similar I-section beams with solid web, allowing to established parameters for the variation of the bending moment response to this limit state. The results are also compared with those given by a design method that is a combination of the ABNT NBR 8800:2008 and the British Standard BS 5950-1:2000 procedures, applied to solid web beams design.

The method consists of the application of the expressions for solid web beams, but considering the geometrical properties of the net section in the center of the holes of the cellular beams. The accuracy of the method is valuated and some practical considerations for the determination of the bending response of cellular beams are presented.

Key Words: Lateral Torsional Buckling, Steel Structures, Non-linear Analysis, Cellular Beams.

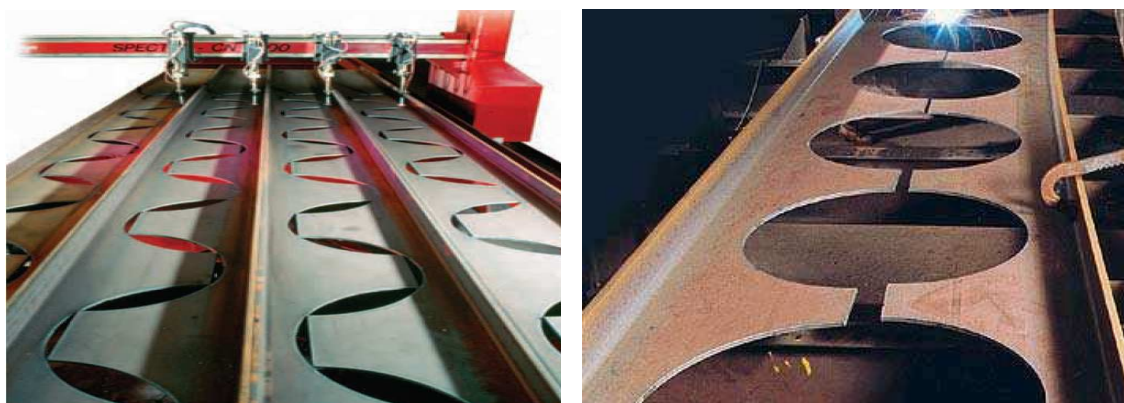
1

INTRODUÇÃO

1.1 Generalidades

Embora pouco utilizadas no Brasil, as vigas com aberturas seqüenciais na alma são bastante empregadas em outros países. Quando as aberturas têm a forma circular, essas vigas são denominadas vigas celulares e quando a forma é a hexagonal, formam as chamadas vigas casteladas.

A fabricação das vigas celulares é feita geralmente a partir de um perfil I laminado, no qual são efetuados dois cortes longitudinais, sendo cada corte constituído por módulos contínuos formados por uma semicircunferência seguida de um pequeno segmento reto (FIG. 1.1-a). Posteriormente as duas metades são defasadas e soldadas entre si (FIG. 1.1-b), pelos segmentos retos. O resultado é uma viga que, com praticamente a mesma quantidade de aço do perfil laminado original, possui capacidade resistente à flexão muito superior à deste último, em decorrência da maior altura da seção transversal, cerca de 50% maior e, conseqüentemente, do aumento do momento de inércia e da rigidez à flexão da seção transversal.



(a) Corte da alma

(b) Soldagem

FIGURA 1.1 – Fabricação de vigas celular (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

Segundo Ward (1994), as vigas celulares são utilizadas eficazmente para vencer grandes vãos, submetidas preferencialmente ao carregamento uniformemente distribuído, pois possuem capacidade resistente ao cisalhamento reduzida sob cargas concentradas nos montantes da alma.

As vigas celulares apresentam maior flexibilidade de geometria sobre as vigas casteladas, pois, devido ao processo fabril em corte duplo, inúmeras combinações para a proporção entre a distância entre eixos e tamanhos das aberturas podem ser executadas, atendendo a critérios arquitetônicos e de dimensionamento mais econômicos e precisos.

Vigas celulares pesam 35% a 50% menos do que vigas em perfis laminados equivalentes, sob as mesmas condições de vão e carregamento (FIG. 1.2). Além da eficiência estrutural associada à economia de aço, a viga celular também oferece vantagens arquitetônicas (FIG. 1.3) e de interatividade com os projetos de instalações, pois oferece solução fácil para interferência dos mesmos com as vigas estruturais.

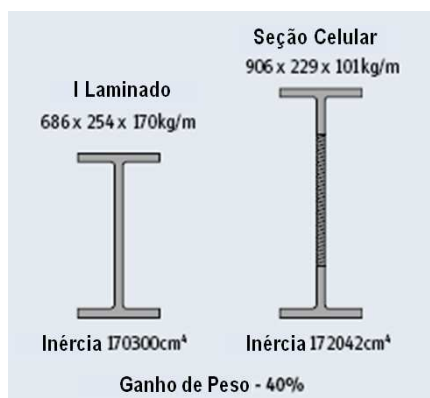


FIGURA 1.2 – Comparação de peso entre vigas I laminada e celular, de propriedades similares (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)



FIGURA 1.3 – Passagem de dutos através das aberturas (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

No presente trabalho, será abordado especificamente o comportamento de vigas celulares, uma vez que existem poucos trabalhos recentes a respeito desse modelo, o que permite, portanto, uma margem grande de estudos sobre seu comportamento estrutural.

1.2 Aplicabilidade

Em Westok, 2008, são sugeridas situações de aplicabilidade da viga celular, associando vantagens nos aspectos estéticos, econômicos e de eficiência estrutural.

– Edifícios Garagem

Em lajes de edifícios garagem de múltiplos andares que requerem vigas biapoiadas de vãos de até 16 metros, as vigas celulares são elementos estruturais bastante eficientes (FIG. 1.4). Além da economia no peso de estrutura metálica, a viga celular também oferece as seguintes vantagens na execução de estacionamentos:

- altura da viga: a altura da viga pode ser determinada exatamente de acordo com as necessidades arquitetônicas e de engenharia, ou seja, as seções podem ser determinadas com incrementos de 1 mm.
- aparência e segurança: as aberturas na alma da viga permitem maior iluminação e ventilação interior, fornecendo maior segurança aos usuários dos estacionamentos;
- ventilação de fumaça: as aberturas regulares das vigas aceleram a dispersão de fumaça em caso de incêndio, comparadas com viga de alma contínua, evitando a adoção de sistemas de exaustão mecânica;
- longos vãos: um vão usual para estacionamentos, por exemplo, seria de 16 metros, ao qual a viga celular atende com bastante economia, podendo ainda alcançar vãos de até 28 metros.



Sainsburys Car Park, Clapham (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

FIGURA 1.4 - Estacionamento em viga celular de grande vão

– Vigas de Piso

Atualmente existe uma tendência em reduzir-se o número de pilares nos projetos de edifícios de múltiplos andares, pois essa redução aumenta a área útil dos pisos, proporciona maior flexibilidade na determinação do layout, reduz o número de fundações, entre outros aspectos positivos. Portanto, a utilização de vigas metálicas capazes de vencer grandes vãos, de maneira a atender a um custo-benefício adequado, tem sido exigência nos projetos de grande porte (FIG. 1.5).



Snow Hill, Birmingham

Farringdon Road, London

FIGURA 1.5 - Edifícios de andares múltiplos em vigas celulares (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

Com a tecnologia de vigas celulares, é possível executar vigas de piso com vãos de 12 a 20 metros, com a mesma altura e peso de vigas convencionais de vãos de 6 a 10 metros (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010), oferecendo ainda as seguintes vantagens:

- grandes vãos livres: adoção das vigas secundárias como celulares (FIG. 1.6). As vigas principais podem ou não ser celulares, dependendo do projeto e/ou necessidade.
- integração com instalações técnicas: capacidade de integrar a estrutura e as instalações, o que minimiza a altura global da construção (FIG. 1.7).

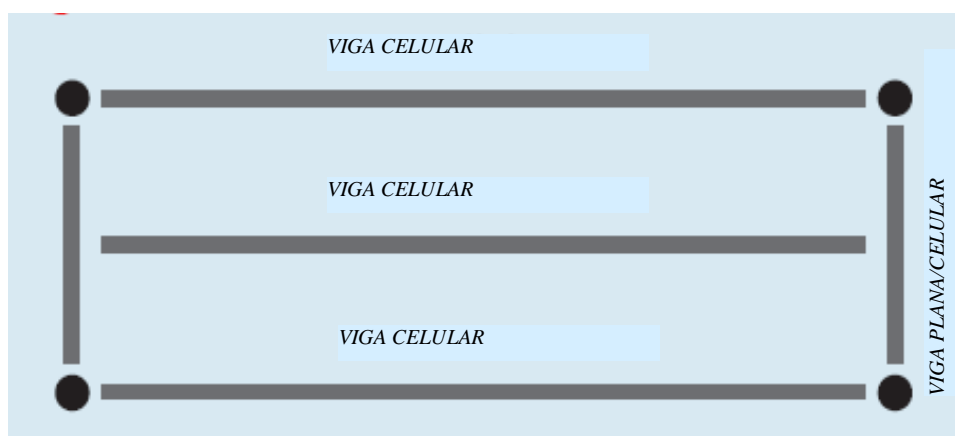


FIGURA 1.6 - Esquema de lançamento estrutural com vigas celulares de piso de grande vão



Cannon Court Maidenhead (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

FIGURA 1.7 - Esquema de interação com instalações técnicas

– **Hospitais**

A utilização de vigas de piso celulares apresenta grande crescimento na área da construção hospitalar. Além das vantagens já descritas, a possibilidade de se executar vigas celulares mistas assimétricas permite a distribuição de massa ideal para o atendimento de altas exigências de vibração e de comportamento dinâmico do piso.

– **Cobertura de água plana**

Uma comparação de custos entre vigas celulares e treliças favorece o sistema de vigas celulares para coberturas de água plana, pois a fabricação de sistemas em treliça é muito mais trabalhosa e o custo de pintura também é muito mais alto. Para vãos em torno de 30 metros, vigas celulares são usualmente bastante viáveis do ponto de vista econômico (FIG. 1.8). (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)



Fulham Broadway Swimming Pool (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

FIGURA 1.8 - Cobertura em água plana em vigas celulares

– Coberturas curvas

As vigas celulares utilizadas em coberturas em arco permitem considerável economia de peso comparadas com perfis convencionais, além do baixo custo no processo fabril de curvatura. Quanto maior o vão, maior a economia no peso da estrutura, pois atendem a vãos de coberturas em arco de até 55 metros. Também existe o uso da “curva S”, ou curva “reversa”, formada pela composição de duas curvas de raios iguais ou diferentes, podendo ser adaptadas a qualquer exigência de curvatura do projeto de cobertura (FIG. 1.9). (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

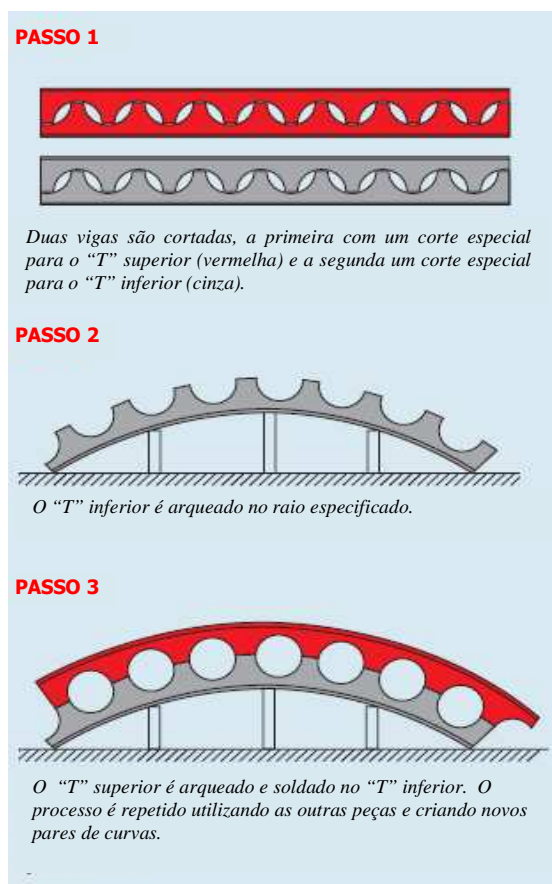


FIGURA 1.9 - Processo de fabricação da viga celular curva e exemplos de aplicação
(fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

– Mísulas e vigas de altura variável

As vigas celulares permitem um método eficiente para produzir elementos em mísula e vigas de altura variável, pois podem ter aberturas (células) em tamanho uniforme, variado ou sem aberturas (FIG. 1.10).

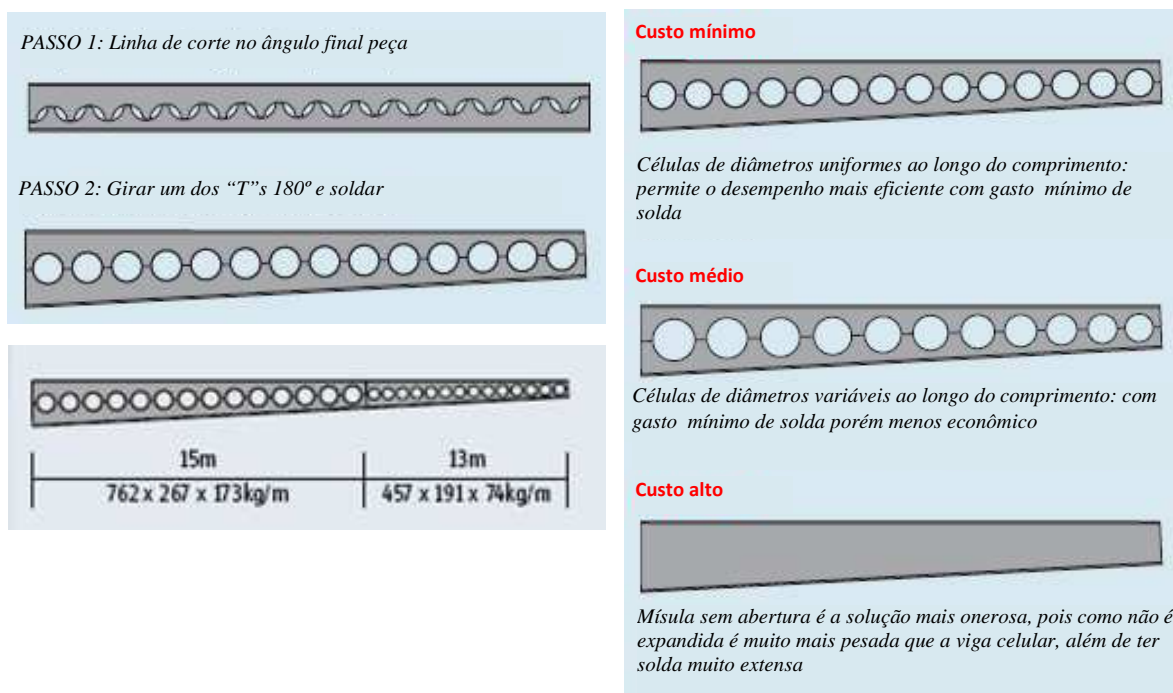


FIGURA 1.10 - Composição e vantagens da viga celular misulada

(fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

No caso de vigas em balanço, os elementos podem alcançar grande altura e inércia na região do apoio e altura e inércia mínima na extremidade. Grandes balanços podem utilizar dois ou até três tipos de seção modificada para minimizar o peso global e maximizar a eficiência da peça.

Frequentemente há casos onde a geometria do pórtico deve atender a critérios especiais, como necessidade de pilares de menor largura, aumento da altura livre do galpão, atender a aspectos estéticos e vãos adjacentes ao vão central do pórtico ou em balanço. Em todos esses casos, a solução em viga celular misulada ou de altura variável pode oferecer soluções adequadas, como ilustrado na FIG. 1.11. (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)



FIGURA 1.11 - Aplicações práticas de vigas celulares misuladas (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

– Estádios Esportivos

A eficiência estrutural e a economia de vigas de cobertura celulares em estruturas de vão livre têm frequentemente sido adotadas em estádios esportivos. São mais leves e econômicas que as soluções convencionais (FIG. 1.12).



Hull KC Stadium (fonte: www.asdwestok.co.uk, acessado em 10/2010)

FIGURA 1.12 - Cobertura de estádio em viga celular

1.3 Características geométricas

Os calculistas e fabricantes procuram padronizar algumas composições, de maneira a torná-las mais efetivas e econômicas, o que não impede a adoção de uma geometria especial, tal como vigas de altura e abertura variáveis, aberturas ovaladas para atender a necessidades de instalações, complemento da abertura para melhorar o desempenho ao cisalhamento, etc. (Harper,1994). Apesar disso, uma combinação consagrada é utilizada na maioria das vezes, segundo BS 5950-1:2000 (2001), pois oferece resultados compensadores, é mostrada na FIG. 1.13.

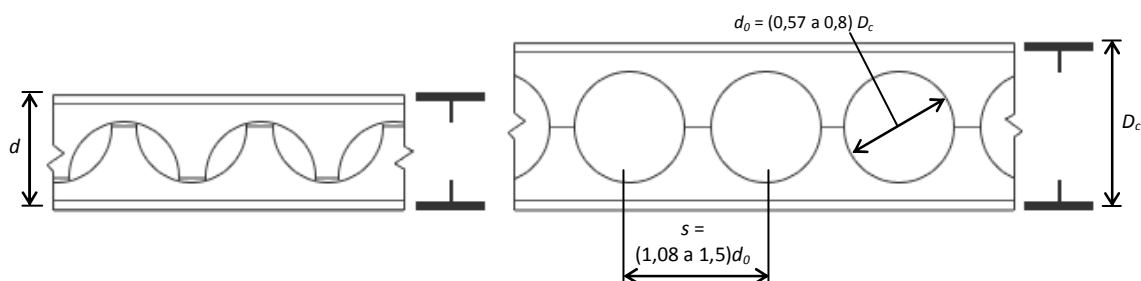


FIGURA 1.13 - Geometria para fabricação das vigas celulares

2

CONSIDERAÇÕES DE CÁLCULO DAS VIGAS CELULARES

2.1 Introdução

O cálculo da capacidade resistente de uma viga com aberturas sequenciais na alma é determinada considerando a interação das tensões devidas à flexão e ao cisalhamento nas aberturas. Logo, os modos de colapso a serem verificados no cálculo da viga celular são:

- formação de rótula plástica por momento fletor;
- colapso por cisalhamento do montante da alma;
- flambagem lateral com torção (FLT);
- colapso por flexão e flambagem do montante da alma;
- formação do mecanismo vierendel nos tês superior e inferior;
- flambagem local na mesa comprimida.

O procedimento de cálculo apresentado neste trabalho foi apresentado por Ward (1994), onde as formulações propostas são validas desde que atendidas às limitações geométricas apresentadas na FIG. 1.13.

2.2 Formação de rótula plástica por momento fletor

Segundo Ward (1994), a viga celular deve ter resistência ao momento fletor suficiente para suportar o carregamento externo sem que ocorra a formação de rótula plástica. Isto significa que o momento fletor solicitante de cálculo M_{Sd} não pode exceder ao momento plástico resistente $M_{pl,Rd}$ da viga celular (calculado na seção da abertura).

$$M_{Sd} \leq \frac{M_{pl,Rd}}{\gamma_{a1}} \quad (2.1)$$

Onde γ_{a1} é o coeficiente de ponderação de resistência do aço igual a 1,1.

2.2.1 Resistência ao cisalhamento

Nas vigas celulares é necessário verificar dois modos de falha devidos ao cisalhamento. O primeiro é o colapso das almas dos tês superior e inferior causado pela força cortante, chamado de colapso por cisalhamento vertical. Para que este tipo de falha não ocorra, a força cortante solicitante de cálculo V_{Sd} não pode exceder a força cortante de plastificação da alma, resistente de cálculo, ou seja:

$$V_{Sd} \leq \frac{0,60 f_y A_{wt}}{\gamma_{a1}} \quad (2.2)$$

onde f_y é a resistência ao escoamento do aço, A_{wt} é a área das almas dos tês no centro de uma seção com abertura.

O outro modo é o colapso causado pela força de cisalhamento horizontal desenvolvido no montante da alma devido à variação das resultantes axiais nos tês adjacentes, como mostrado na FIG. 1.14. Para que este tipo de colapso não ocorra, é necessário que a força cortante horizontal solicitante de cálculo no montante da alma $V_{h,Sd}$ não exceda sua força cortante de plastificação resistente de cálculo, ou seja, que:

$$V_{h,Sd} \leq \frac{0,60 f_y A_{wm}}{\gamma_{a1}} \quad (2.3)$$

onde A_{wm} é a área da seção mínima horizontal do montante da alma igual ao produto entre $(s-d_0)$ e t_w . Para determinar a força cortante horizontal solicitante de cálculo, obtêm-se inicialmente as forças axiais T_{Sd} causadas pelo momento fletor solicitante de cálculo M_{Sd} , nas seções i e $i+1$, que são respectivamente:

$$T_{i,Sd} = \frac{M_{i,Sd}}{D_c - 2x_0} \quad (2.4)$$

$$T_{i+1,Sd} = \frac{M_{i+1,Sd}}{D_c - 2x_0} \quad (2.5)$$

Estabelecendo o equilíbrio horizontal:

$$V_{h,Sd} = T_{i+1,Sd} - T_{i,Sd} = \frac{M_{i+1,Sd} - M_{i,Sd}}{D_c - x_0} \quad (2.6)$$

Considerando simplifcadamente V_i igual a V_{i+1} , pode-se escrever que:

$$V_{i+1,Sd} = \frac{dM_{Sd}}{dx} = \frac{M_{i+1,Sd} - M_{i,Sd}}{s} \quad (2.7)$$

E, assim, tem-se finalmente que:

$$V_{h,Sd} = V_{i+1,Sd} \frac{s}{D_c - 2x_0} \quad (2.8)$$

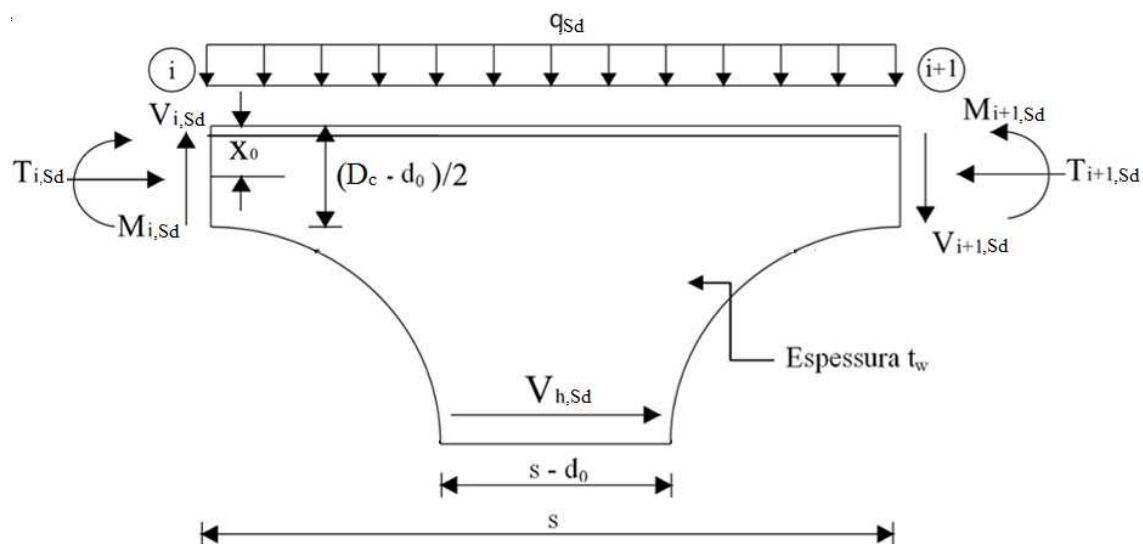


FIGURA 2.1 – Equilíbrio das forças para determinação do cisalhamento horizontal

2.2.2 Colapso por flexão e flambagem do montante da alma

Neste estudo, a mesa comprimida da viga celular é assumida como sendo suficientemente contida pela laje à qual é ligada, logo, a sua carga global de flambagem da viga celular é omitida da consideração de cálculo. A resistência do montante da alma à flexo-compressão é verificada utilizando Eq. 2.9 de Ward (1994), aqui repetida.

$$\frac{M_{sd}}{W_w \cdot f_y / \gamma_{a1}} \leq \left[C_1 \left(\frac{s}{d_0} \right) - C_2 \left(\frac{s}{d_0} \right)^2 - C_3 \right] \quad (2.9)$$

onde M_{sd} é o momento máximo solicitante de cálculo do montante da alma, dividido pelo momento resistente de cálculo do montante da alma na seção A-A mostrado na FIG. 1.14, que é determinada pelo módulo elástico da alma W_w vezes a tensão de escoamento f_y do aço, dividido pelo coeficiente de segurança γ_{a1} , s é o espaçamento entre os centros das aberturas e d_0 é o diâmetro da abertura, ambos podem ser substituídos na equação usando a unidade mm . As constantes C_1 , C_2 e C_3 são determinadas conforme as expressões 1.10 a 1.12, onde t_w é a espessura da alma.

$$C_1 = 5,097 + 0,1464 \left(\frac{d_0}{t_w} \right) - 0,00174 \left(\frac{d_0}{t_w} \right)^2 \quad (2.10)$$

$$C_2 = 1,441 + 0,0625 \left(\frac{d_0}{t_w} \right) - 0,000683 \left(\frac{d_0}{t_w} \right)^2 \quad (2.11)$$

$$C_3 = 3,645 + 0,0853 \left(\frac{d_0}{t_w} \right) - 0,00108 \left(\frac{d_0}{t_w} \right)^2 \quad (2.12)$$

2.2.3 Flexão Vierendel dos tês superior e inferior

A transferência das forças de cisalhamento através da abertura circular causa uma tensão de flexão secundária nos tês superior e inferior, denominado efeito da flexão Vierendel. A tensão de flexão Vierendel em torno da abertura pode ser determinada segundo a abordagem de Olander (1954), que utiliza uma seção circular para a posição da seção crítica e da resistência última dos tês como mostrado na FIG. 1.15.

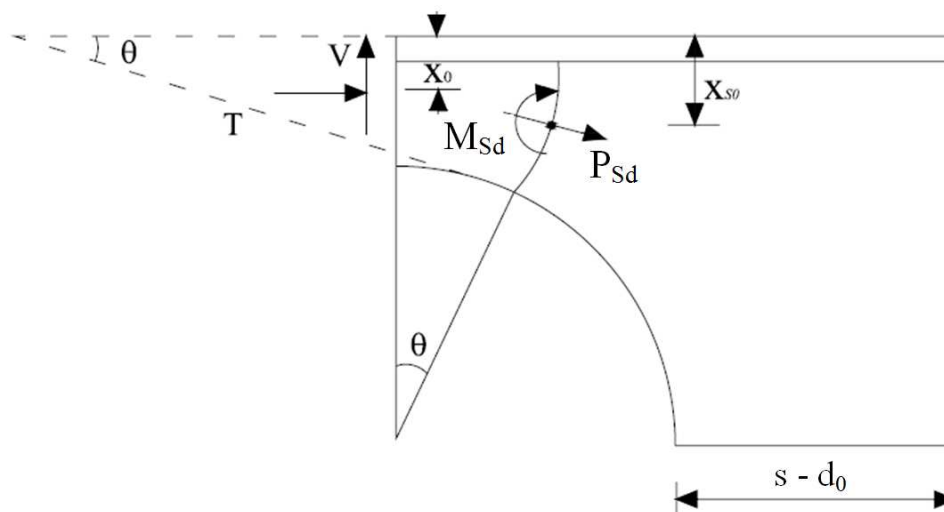


FIGURA 2.2 – Determinação da seção crítica segundo Olander (1954)

Para uma seção simétrica, a força cortante é resistida igualmente pelas seções da alma dos tês superiores e inferiores. A interação entre o momento fletor Vierendel e força axial na seção crítica do tê deve ser verificada como definido abaixo:

$$\frac{P_{Sd}}{P_{Rd}} + \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \leq 1,0 \quad (2.13)$$

$$P_{Sd} = T \cos \theta - \frac{V}{2} \operatorname{sen} \theta \quad (2.14)$$

$$M_{Sd} = T(x_{s0} - x_0) + \frac{V}{2} \left(\frac{H_s}{2} - x_{s0} \right) \quad (2.15)$$

onde P_{Sd} e M_{Sd} são a força axial e o momento fletor atuantes de cálculo na seção, respectivamente. P_{Rd} é igual a área total da seção crítica pela tensão de escoamento do aço f_y , dividido pelo coeficiente de segurança γ_{a1} . M_{Rd} é calculado com o módulo plástico da seção crítica pela tensão de escoamento do aço f_y na seção plastificada ou com o módulo elástico da seção crítica pela tensão de escoamento do aço f_y para outras seções, dividido pelo coeficiente de segurança γ_{a1} .

2.3 Considerações sobre a Flambagem Lateral com Torção

Um dos modos de falha das vigas em perfil I de aço é a flambagem lateral com torção. Como é bem conhecido, trata-se de um estado-limite último causado pelo momento fletor atuante em relação ao eixo de maior momento de inércia da seção transversal (eixo x, perpendicular à alma), e caracterizado por movimentos de translação lateral $\mu(z)$ e torção $\varphi(z)$, conforme ilustra a FIG. 1.16. Esses dois movimentos, que ocorrem simultaneamente, podem ser explicados pelo fato de a parte comprimida da seção transversal ser ligada continuamente por meio da alma à parte tracionada (a parte comprimida tende a se deslocar lateralmente, mas é parcialmente contida pela parte tracionada).

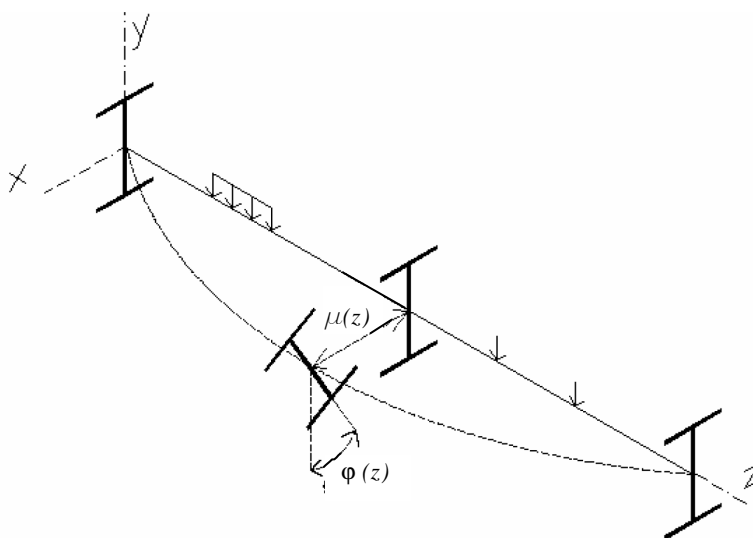


FIGURA 2.3 - Flambagem lateral com torção

De acordo com Reis (1996), a resistência das vigas à flambagem lateral com torção depende de diversos fatores, entre os quais o comprimento do trecho sem contenção à flambagem lateral com torção (comprimento destravado), as condições de contorno nas extremidades do comprimento destravado (especialmente se a torção e o empenamento são ou não impedidos – quando a torção é impedida e o empenamento é liberado, tem-se o chamado vínculo de garfo e, se ambos os deslocamentos são impedidos, vínculo

rígido), o diagrama de momento fletor, o nível de aplicação das cargas em relação ao centro de torção e a distribuição e a intensidade das tensões residuais.

Segundo Galambos (1998), no estudo da flambagem lateral há três intervalos observados de comportamento:

- a) flambagem elástica, comum em vigas com grandes comprimentos destravados;
- b) flambagem inelástica, quando a instabilidade ocorre depois que alguma parte da seção transversal já se plastificou, situação que se manifesta para comprimentos destravados intermediários;
- c) comportamento plástico, quando o comprimento destravado é suficientemente pequeno para que a plastificação total da seção transversal ocorra antes de qualquer tipo de instabilidade.

A respeito do dimensionamento à flambagem lateral com torção, a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008 não trata das vigas celulares, limitando seu escopo às vigas de alma sólida. Já a norma britânica BS 5950-1:2000 apresenta uma regra para verificação de vigas alveolares a esse tipo de fenômeno, que consiste no emprego das mesmas expressões das vigas de alma sólida, porém utilizando as propriedades geométricas da seção transversal líquida no centro das aberturas. Ward (1994) recomenda que, na ausência de resultados experimentais, as vigas celulares sejam verificadas por essa regra.

2.4 Procedimento de cálculo para FLT proposto pela ABNT NBR 8800:2008

2.4.1 Generalidades

Vigas I sujeitas à flexão possuem muito mais resistência no eixo de maior inércia onde as cargas são aplicadas do que no de menor inércia. A menos que essas vigas sejam contidas continuamente contra deslocamento lateral ou forças, elas estariam sujeitas à flambagem lateral com torção antes de atingir sua capacidade plástica.

A análise linear da flambagem baseia-se no fato de que a seção transversal não distorce e que a flambagem local e a flambagem lateral com torção ocorrem independentemente. No entanto, se as chapas que compõem o perfil forem relativamente esbeltas, há a possibilidade do fenômeno combinado entre a distorção da seção transversal e a flambagem lateral com torção e/ou flambagem local.

A norma ABNT NBR 8800:2008 apresenta um procedimento para o cálculo do momento fletor resistente nominal à flambagem lateral com torção de vigas com seção I de alma cheia que atendam às condições

- vínculos de garfo nas extremidades do comprimento destravado;
- forças transversais externas, caso existam, aplicadas na semi-altura da seção transversal;
- não existe descontinuidade na seção transversal.

O cálculo para prevenir a flambagem lateral por torção é um aspecto importante de projeto porque pode gerar falhas inesperadas e até mesmo catastróficas, especialmente durante a montagem. Flambagem lateral com torção é um problema bastante complexo, pois depende de diversos parâmetros que nem sempre estão previstos por formulações normalizadas. Portanto, para se obter resultados mais detalhados, é necessária uma

cuidadosa análise computacional envolvendo todos os parâmetros mecânicos e geométricos relevantes ao comportamento estrutural do modelo estudado.

Em projetos desenvolvidos baseados em normas nacionais e internacionais, é bastante adequado adotar-se regras simples em relação às restrições de apoio e à solicitação de projeto. A maioria das especificações de projeto considera os trechos destravados simplesmente apoiados, mas com as extremidades restringidas à torção, o vínculo de garfo, e um diagrama de momento fletor variável baseado na análise estrutural no plano da viga.

O momento crítico elástico M_{cr} é determinado para vigas de grandes vãos e a flambagem inelástica é usualmente determinada especificando-se uma curva empírica aproximada que forneça a solução para vigas de vãos intermediários, limitada pelo momento plástico $M_{cr} = M_{pl}$. Vários métodos aproximados têm sido estudados, onde a base desses métodos de cálculo é a determinação da carga crítica elástica e do respectivo momento crítico.

2.4.2 Regime elástico

A determinação do momento fletor resistente nominal para o estado-limite de flambagem lateral com torção, para vigas com seção I com dois eixos de simetria, fletidas em relação ao eixo de maior momento de inércia (eixo x), em regime elástico, se dá pela expressão:

$$M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 EI_y}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_y} \left(1 + 0,039 \frac{JL_b^2}{C_w} \right)} \leq M_{pl} \quad (2.16)$$

onde L_b é comprimento destravado, E o módulo de elasticidade longitudinal do aço, I_y o momento de inércia em relação ao eixo y, J a constante de torção e C_w a constante de empenamento da seção transversal.

A norma ABNT NBR 8800:2008 determina que o momento resistente seja tomado constante ao longo do trecho destravado da viga, mas uma condição de carregamento que proporcione esse diagrama de momento é praticamente impossível. Se o momento fletor variar ao longo do comprimento destravado, soluções numéricas aproximadas são necessárias para se obter o momento de flambagem, logo um *fator de momento equivalente* C_b é utilizado para compensar essa variação. Nesse caso, esse fator é sempre maior que 1, o que significa que o momento resistente da viga submetida à flexão não constante é maior do que para viga com diagrama de momento constante. Entretanto, não importa o quanto C_b valha, o momento crítico não pode ultrapassar o momento resistente plástico da seção transversal.

A expressão adotada para C_b é uma equação empírica que leva em consideração os momentos que ocorrem ao longo do comprimento destravado L_b da viga:

$$C_b = \frac{12,5M_{\max}}{2,5M_{\max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C} < 3,0 \quad (2.17)$$

onde M_{\max} é o momento fletor máximo, em módulo, no comprimento destravado, M_A é o momento fletor, em módulo, na seção situada a um quarto do comprimento destravado, M_B o momento fletor, em módulo, na seção central do comprimento destravado e M_C o momento fletor, em módulo, na seção situada a três quartos do comprimento destravado, medidos a partir da extremidade da esquerda.

A flambagem lateral com torção em regime elástico ocorre se o parâmetro de esbeltez λ for maior que λ_r , sendo:

$$\lambda = \frac{L_b}{r_y} \quad (2.18)$$

$$\lambda_r = \frac{1,38\sqrt{I_y J}}{r_y J \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad (2.19)$$

onde r_y é o raio de giração da seção em relação ao eixo y e

$$\beta_1 = \frac{(f_y - \sigma_r)W}{EJ} \quad (2.20)$$

$$C_w = \frac{I_y(d - t_f)^2}{4} \quad (2.21)$$

sendo d a altura externa da seção, t_f a espessura da mesa, f_y a resistência ao escoamento do aço e W o módulo de resistência elástico da seção, relativo ao eixo de flexão. σ_r é a tensão residual considerada como 30% de f_y .

2.4.3 Regime inelástico e plastificação total

Para que a flambagem lateral com torção não ocorra devido à plastificação total da seção transversal, o parâmetro λ deve ser menor que λ_p , que é dado por:

$$\lambda_p = 1,76 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (2.22)$$

Desta maneira, o momento fletor nominal resistente, M_{Rk} , será igual ao momento de plastificação, M_{pl} .

Se o parâmetro λ estiver entre λ_p e λ_r , a flambagem lateral com torção ocorre em regime inelástico e o momento resistente é dado simplificadamente pela equação de uma reta que une os pontos (M_{pl}, λ_p) e (M_r, λ_r) multiplicada por C_b (FIG. 1.17) e limitada por M_{pl} :

$$M_{Rk} = C_b \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{(\lambda - \lambda_p)}{(\lambda_r - \lambda_p)} \right] \leq M_{pl} \quad (2.23)$$

onde:

$$M_r = (f_y - \sigma_r) \quad (2.24)$$

com a tensão residual σ_r igual a 30% de f_y .

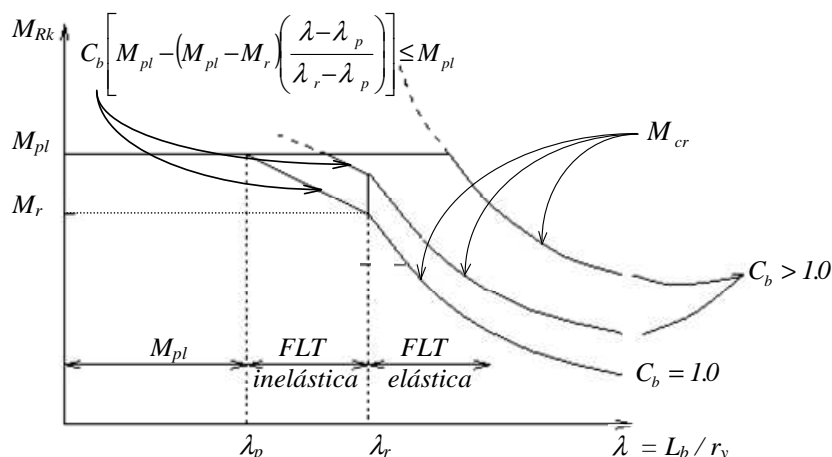


FIGURA 2.17 – Momento fletor resistente nominal M_{Rk} em função da esbeltez λ

2.5 Proposta de trabalho

Este trabalho é relevante sobretudo devido à falta de estudos relacionados à análise da flambagem lateral com torção das vigas celulares de aço. Como comumente a viga celular apresenta-se em grandes vãos, esta flambagem ocorre predominantemente na fase elástica.

Este estudo avalia o comportamento das vigas celulares, sob uma faixa ampla de esbeltez, de modo a avaliar a influência das aberturas seqüenciais ao longo do vão na sua resistência ao momento fletor, considerando o fenômeno da flambagem lateral com torção.

Este trabalho é composto de uma análise numérica não-linear, utilizando o programa comercial ABAQUS (Hibbit *et al.*, 1998), para obtenção do momento fletor resistente nominal de vigas de aço celulares para o estado-limite último de flambagem lateral com

torção. Os resultados são comparados com os valores do momento resistente de vigas similares de aço em perfil I de alma sólida e com as vigas originais (vigas formadas pelos perfis que deram origem às vigas celulares). Os resultados são comparados também com o procedimento da norma britânica BS 5950-1:2000 que, conforme explicitado em 1.4, consiste na aplicação da expressão do momento resistente de vigas de alma sólida, mas tomando as propriedades geométricas da seção líquida no centro da abertura da viga (nesse caso, é usada a expressão de momento resistente de vigas de alma sólida da ABNT NBR 8800:2008). Ao final, tendo como elementos balizadores as comparações citadas, é proposto um procedimento para determinação do momento fletor resistente nominal das vigas celulares para o estado-limite em estudo.

2.6 Revisão bibliográfica

Mesmo considerando-se o aumento da resistência e da rigidez da seção da viga celular em relação à seção original, a descontinuidade da seção transversal da viga ao longo do comprimento (presença sequencial de aberturas) compromete sua capacidade resistente ao momento fletor considerando-se a flambagem lateral com torção (Sweedan, 2010). Tal impacto depende da geometria adotada para as aberturas. O amplo uso das vigas casteladas como elementos estruturais de edifícios comerciais e industriais, estádios, garagens, etc. , levou a vários estudos sobre seu comportamento estrutural. Entretanto, estudos relacionados ao comportamento das vigas celulares são escassos.

Para ambas as configurações de aberturas, a descontinuidade das propriedades da seção transversal devido às aberturas aumenta o grau de complexidade na avaliação do comportamento estrutural, havendo na prática inúmeras associações de modos de falha (Sweedan, 2010).

Ward (1990) propôs em um manual, publicado pelo SCI (Steel Construction Institute), algumas recomendações para cálculo de vigas celulares mistas e não-mistas, baseado nas recomendações da BS 5950 – 1:2000 aplicáveis às vigas casteladas. Nesse trabalho é estudado o comportamento isolado dos elementos (montante da alma e tês superior e

inferior), sujeitos à flambagem e escoamento, utilizando-se de estudos em elementos finitos, e ainda a sobreposição desses efeitos.

Com relação ao comportamento global das vigas com abertura, estudos experimentais têm sido realizados para investigar o comportamento e a estabilidade das vigas casteladas por Kerdal e Nethercot (1984) e Nethercot e Kerdal (1982). Outras investigações numéricas foram realizadas por Mohebkhah (2004) sobre a flambagem lateral inelástica de vigas casteladas. Tais estudos forneceram dados quantitativos que revelaram que a mudança na esbeltez de vigas castelada devido às aberturas tem uma significativa influência sobre o fator de momento fletor C_b , utilizado no cálculo de vigas submetidas à flexão, que por sua vez afeta a resistência e a estabilidade dessas vigas.

Redwood e Demirdjian (1998) e Zaarour e Redwood (1996) estudaram a flambagem da alma das vigas casteladas tanto experimental quanto teoricamente.

Recentemente, um estudo experimental da flambagem distorcional das vigas casteladas foi conduzido por Zirakian e Showkati (2006) e Zirakian (2008). As medições experimentais foram incorporadas a várias técnicas de extrapolação para fornecer resultados mais precisos das cargas críticas de flambagem.

Nesse estudo os autores revelaram que um volume considerável de pesquisa tem sido realizado para investigar o comportamento das vigas casteladas. Em contraste, os estudos direcionados para investigar o comportamento das vigas celulares ainda são muito limitados.

Chung et al. (2000) realizaram análises numérico-analíticas para avaliar a resistência das vigas celulares relacionada com o mecanismo de falha Vierendeel. A influência resultante do efeito acoplado do momento e do cisalhamento em vigas de aço com aberturas na alma de várias formas tem sido também investigado numericamente por Chung et al.(2003). O estudo centrou-se nos casos de falha devido à flexão associada ao mecanismo Vierendeel e à falha devido ao cisalhamento. Os resultados desta investigação via elementos finitos foram então utilizados para desenvolver uma curva

de interação momento-cisalhamento generalizada para a determinação das capacidades de carga de vigas de aço com aberturas na alma de várias formas e tamanhos (Chung et al., 2003).

No que se refere especificamente às vigas com aberturas na alma, merece destaque o estudo de Thevendran e Shanmugam (1991), que propõe um método analítico para determinação da resistência à flambagem lateral de vigas contendo aberturas na alma ao longo do comprimento destravado, além de apresentar resultados de ensaios.

A influência das aberturas circulares na alma na estabilidade global de seções celulares submetidas à carga axial foi estudada numericamente por Sweedan et al. (2009). Sua investigação levou ao desenvolvimento de uma abordagem de cálculo simplificado e gráficos de cálculo para permitir a fácil pré-determinação da carga de flambagem de colunas celulares.

3

ANÁLISE NUMÉRICA

3.1 Generalidades

Utilizando o programa ABAQUS (Hibbit et al., 1998), são obtidos valores do momento fletor resistente nominal para o estado-limite último de flambagem lateral com torção de vigas celulares.

Inicialmente é feita uma análise linearizada de estabilidade para se chegar à deformada correspondente à flambagem lateral com torção, utilizando a opção *Buckle*. Em seguida essa deformada é transformada em um modelo com curvatura inicial de $L/10000$, onde L é o vão, com o ângulo de giro das seções transversais proporcional a essa curvatura. Finalmente é efetuada uma análise não-linear levando em consideração as tensões residuais e o comportamento inelástico do material empregando a opção *Static Riks*.

3.2 Considerações de materiais e elementos de malha

Neste trabalho será adotado o diagrama de tensão-deformação do aço mostrado na FIG. 3.1, formado por uma zona elástica, que perdura até que a resistência ao escoamento f_y seja alcançada, e por uma zona inelástica, constituída por três retas que, levando em conta a fase de encruamento, prossegue até a resistência à ruptura f_u , conforme proposto por Earls (1999) e usado por diversos pesquisadores, como Castro e Silva (2006). Neste estudo, adotou-se como típico, para todos os modelos, as características do aço ASTM A572 Gr.50 (aço utilizado na fabricação dos perfis laminados da série W brasileiros), ou seja $f_y = 345$ MPa, $f_u = 450$ MPa, e módulo de elasticidade de 200.000 MPa, segundo a ABNT NBR 8800:2008. A Tabela 3.1 informa os valores de tensão e deformação implementados no ABAQUS, na análise não linear do modelo.

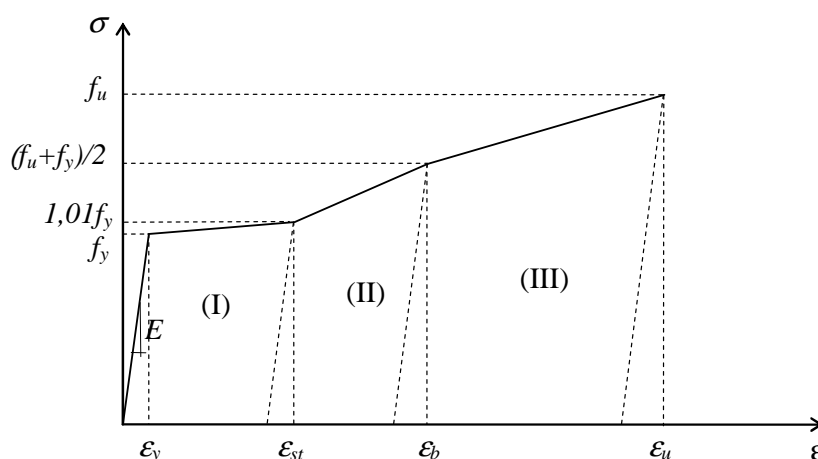


FIGURA 3.1 - Diagrama tensão-deformação do aço (adaptado de Earls, 1999)

TABELA 3.1- Tabela de valores de tensão-deformação do aço implementada no ABAQUS

f_y (MPa)	ϵ
345,6	0
355,8	0,01726
442,55	0,05394
576,73	0,15719

O ABAQUS oferece diversos modelos constitutivos que consideram respostas elásticas e inelásticas, sendo a resposta inelástica modelada pela teoria da plasticidade (Castro e Silva, 2006). Para metais, o modelo de plasticidade mais utilizado é o modelo com encruamento isotrópico e superfície de escoamento de von Mises, ver Chen e Han (1987).

As tensões residuais são consideradas somente nas mesas, com a distribuição simplificada mostrada nas FIG. 3.2 (σ_{rc} indica tensão residual de compressão e σ_{rt} de tração) e 3.3. Foi assumido um valor máximo da tensão residual, correspondente a 30% da resistência ao escoamento, tendo por base ser esse o valor prescrito pela ABNT NBR 8800:2008 para a tensão de compressão nos perfis I laminados, uma vez que se propõe que as viga celular seja fabricada a partir destes.

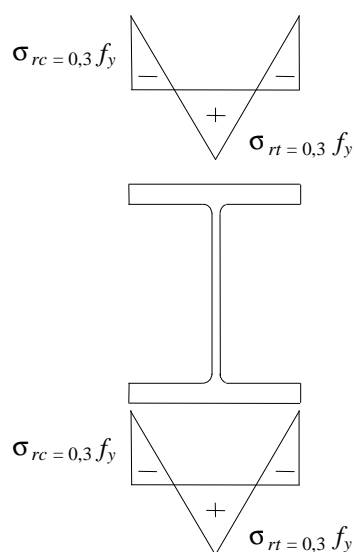


FIGURA 3.2 - Distribuição das tensões residuais nas mesas para perfil I laminado

As tensões residuais na alma foram supostas nulas, pois sua influência é desprezável na determinação do momento resistente à flambagem lateral com torção, uma vez que as mesas são os elementos mais importantes no fenômeno. Salienta-se, no entanto, que não há resultados conhecidos dos valores dessas tensões nas vigas celulares, pois o processo de fabricação em corte duplo e solda automática pode gerar tensões residuais atípicas em relação ao que é conhecido na bibliografia.

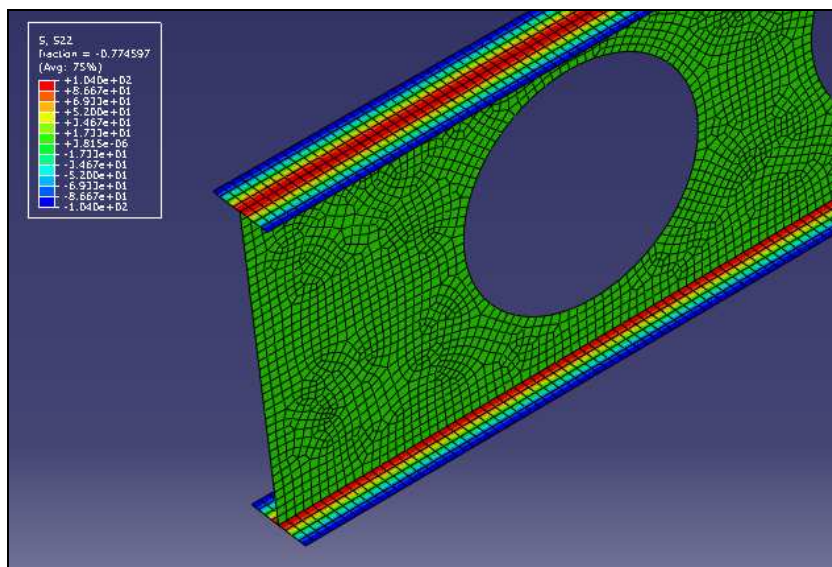


FIGURA 3.3 – Distribuição das tensões residuais nos flanges da viga celular

Para elaboração dos modelos numéricos, foram utilizados elementos de casca de quatro nós S4R do ABAQUS, quadrilátero, com integração reduzida, que possui comportamento elasto-plástico e capacidade para análises não-lineares com grandes deslocamentos. Possui seis graus de liberdade por nó, referentes a três translações e três rotações, segundo um sistema de coordenadas de três eixos.

Dentre os elementos disponíveis, verificou-se que o elemento S4R é bastante adequado para a análise não-linear, material e geometricamente, de placas e seções de aço, uma vez que ele permite obter soluções com grande precisão para problemas onde são esperadas flexões no plano (Castro e Silva, 2006). É um elemento de casca de curvatura dupla, de quatro nós com interpolação linear, de integração reduzida e de aplicação geral, com deformação finita de membrana e que pode ser usado tanto para cascas espessas como para cascas finas.

A abertura média típica da malha adotada foi de 25 mm, que foi demonstrado, mediante algumas tentativas de refinamento, ter o melhor desempenho em relação à razão de precisão dos resultados versus tempo de processamento, conforme Tabela 3.2. A viga analisada nesse estudo possui as seguintes características, em mm:

- perfil: $d = 524$, $b_f = 207$, $t_f = 10,9$, $t_w = 9$;
- vão do modelo analisado: 7690 mm;
- condição de apoio: biapoidas;
- casos de carregamento analisados pelo modo *Buckle*: 1: momento constante, 2: carga distribuída no vão, 3: carga concentrada no meio do vão.

Tabela 3.2 – Tabela de estudo da abertura da malha mais efetiva

Caso 1		Carregamento: Momento constante							
	Abertura da malha (mm)	Tempo de processamento	Carregamento aplicado	Autovvalor	Momento crítico MEF	Momento crítico NBR	MEF/NBR		
1	50	<1 min	106,2 kN.m	1,586	168,4	177,632	94,81%		
2	25	4 min	106,2 kN.m	1,645	174,7	177,632	98,34%		
3	20	>5 min	106,2 kN.m	1,6515	175,4	177,632	98,73%		

Caso 2		Carregamento: Carga distribuída								C _b	
	Abertura da malha (mm)	Tempo de processamento	Carregamento aplicado	Momento resultante	Autovvalor	Momento crítico MEF	Momento crítico NBR	MEF/NBR	MEF	NBR	
1	50	<1 min	20,0 kN/m	147,8	1,2746	188,4	200,724	93,88%	1,12	1,13	
2	25	4 min	20,0 kN/m	147,8	1,3197	195,1	200,724	97,20%	1,12	1,13	
3	20	>5 min	20,0 kN/m	147,8	1,3244	195,8	200,724	97,55%	1,12	1,13	

Caso 3		Carregamento: Carga concentrada no meio do vão								C _b	
	Abertura da malha (mm)	Tempo de processamento	Carregamento aplicado	Momento resultante	Autovvalor	Momento crítico MEF	Momento crítico NBR	MEF/NBR	MEF	NBR	
1	50	<1 min	80,0 kN	153,8	1,5506	238,5	234,474	101,71%	1,42	1,32	
2	25	4 min	80,0 kN	153,8	1,5796	242,9	234,474	103,61%	1,39	1,32	
3	20	>5 min	80,0 kN	153,8	1,5335	235,9	234,474	100,59%	1,34	1,32	

Na modelagem das vigas celulares, a malha nas mesas foi gerada do tipo estruturada em elementos S4R, com 8 linhas de elementos em cada mesa, e na alma, devido às aberturas circulares, foi gerada malha livre também em elementos S4R, como na FIG. 3.4.

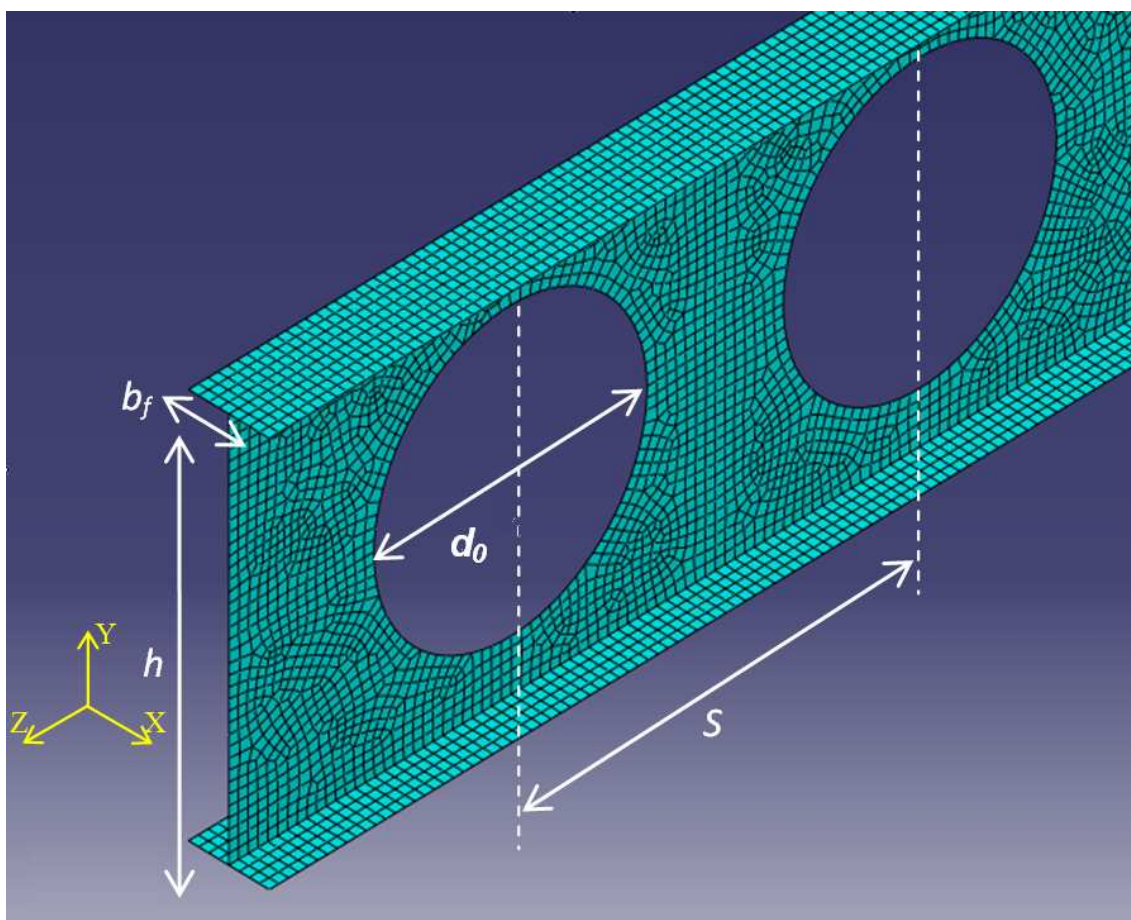


FIGURA 3.4 – Malha típica da viga celular

3.3 Condições de contorno e carregamento

A geometria geral, bem como o sistema de coordenadas de uma viga celular típica é mostrada na FIG. 3.4, onde b_f é a largura do flange, h é a distância entre centros dos flanges, d_0 é o diâmetro e s o espaçamento entre as aberturas. A geometria do modelo segue o sistema global de coordenadas do programa, onde a altura da alma é na direção Y, o eixo longitudinal na direção Z e o eixo transversal na direção X.

As vigas foram sempre consideradas biapoimadas, de comprimento destravado igual ao vão, com as duas extremidades com empenamento livre e torção impedida, simulando vínculo de garfo. O deslocamento vertical u_y foi restringido ao longo da borda da alma, de maneira a evitar tensões localizadas, caso fosse restringido a um nó central somente.

O deslocamento longitudinal u_z foi restringido no nó central da borda da alma em apenas uma extremidade, o deslocamento transversal u_x foi restringido no nó central da borda da alma em ambas as extremidades e a rotação r_x foi restringida ao longo das bordas da alma e das mesas superior e inferior, em ambas as extremidades, a qual impede a torção da seção nos apoios, porém permitindo o empenamento, o que reproduz o comportamento do vínculo de garfo (FIG. 3.5).

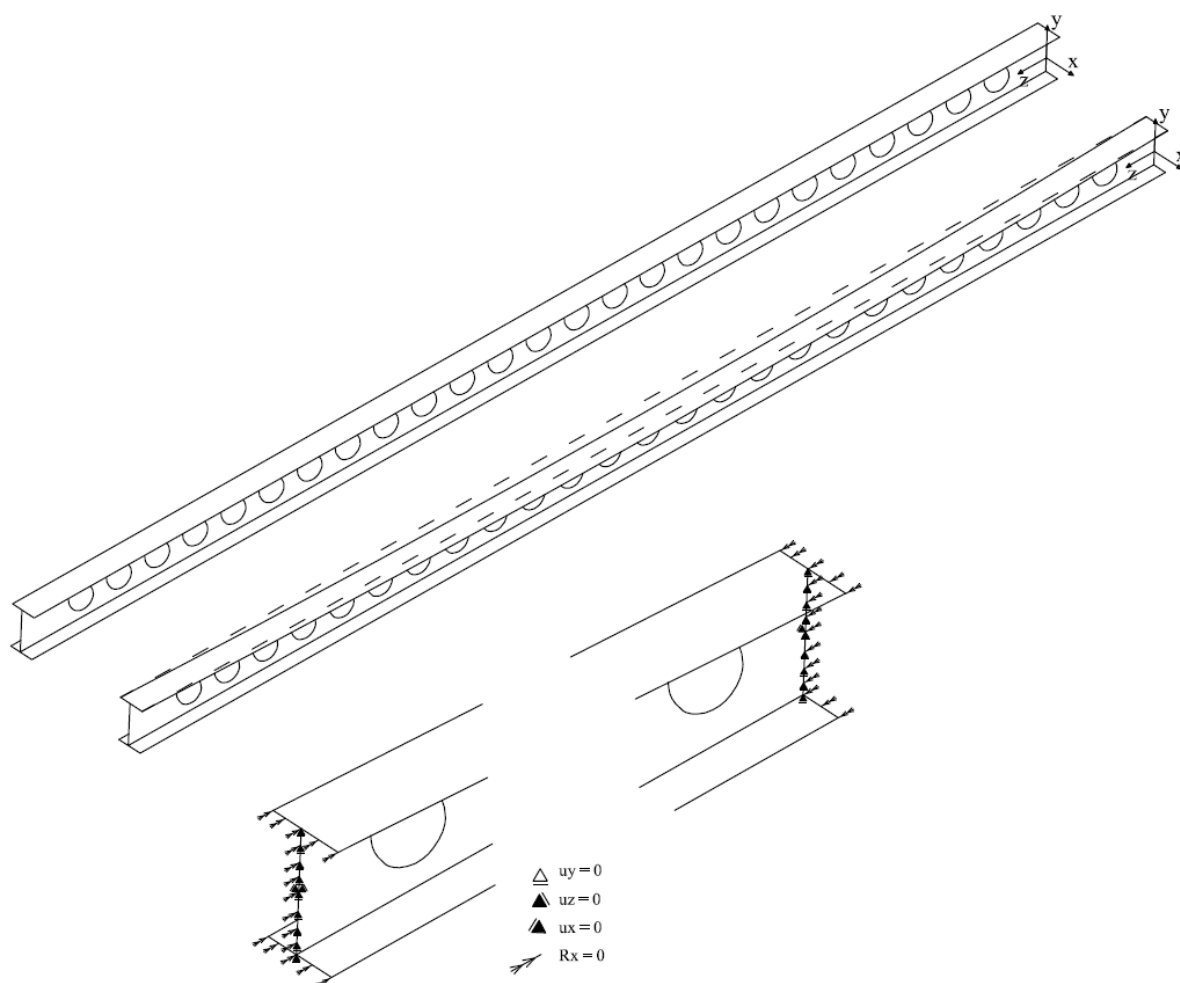


FIGURA 3.5 – Detalhe das restrições dos apoios

Foram avaliadas várias vigas com geometria e vãos diferentes, submetidas a três tipos de carregamento cada: momento constante, carga uniformemente distribuída ao longo do vão e carga concentrada no meio do vão, ambas aplicadas no nível da semi-altura da viga. Alguns ajustes foram adotados de maneira a refletir uma situação ideal:

- o momento, constante ao longo do comprimento da barra, foi aplicado na forma de carga concentrada no centro geométrico das mesas superior e inferior, compondo um binário (FIG. 3.6).

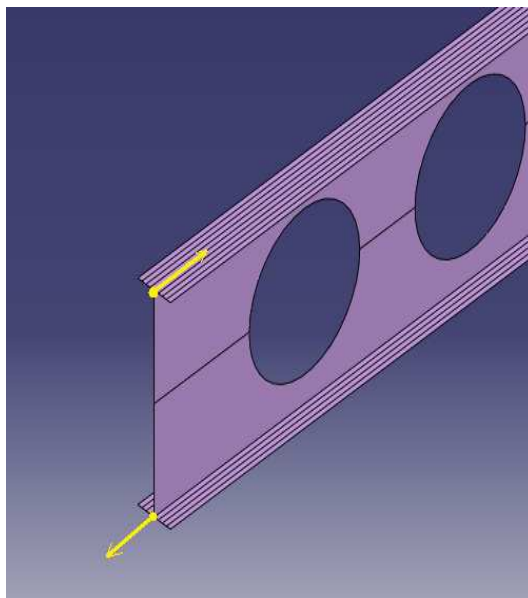


FIGURA 3.6 – Carregamento de momento constante

- a carga distribuída foi aplicada somente nos montantes de alma (segmento reto onde se dá a soldagem entre as duas partes da viga celular) na semi-altura da seção transversal, uma vez que foi avaliado que, ao aplicar este carregamento simultaneamente nas duas mesas, os efeitos estabilizantes e desestabilizantes não necessariamente se anulariam (FIG. 3.7).

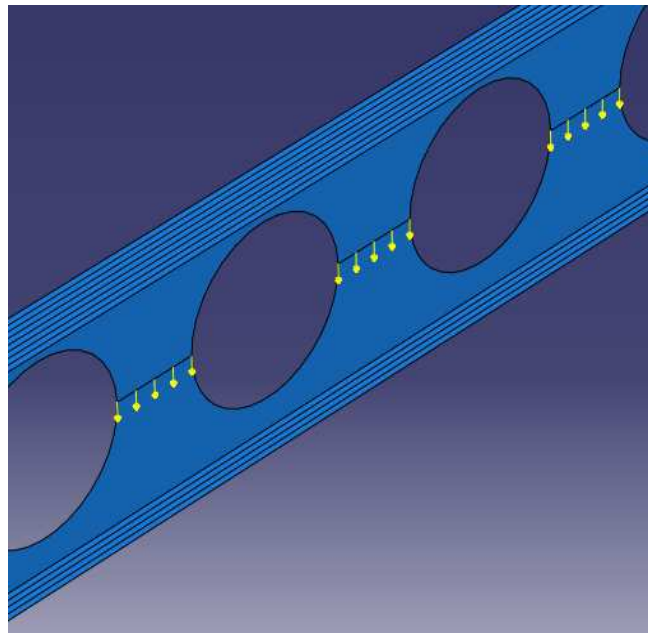
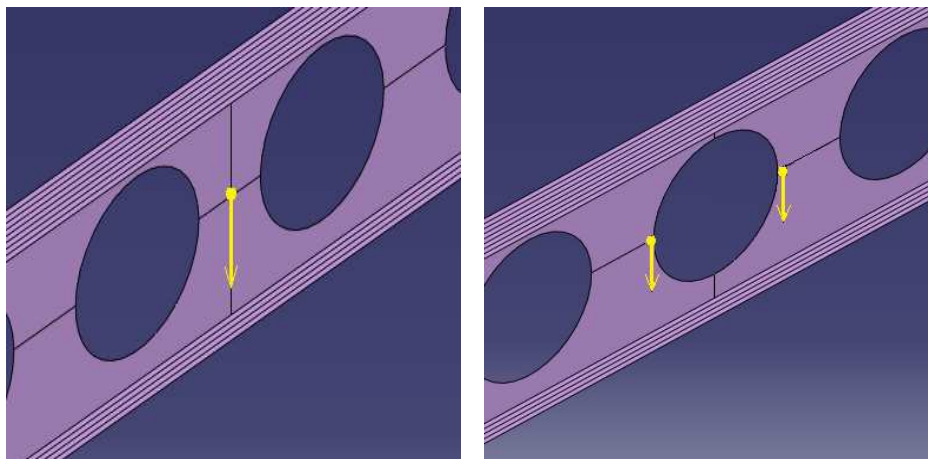


FIGURA 3.7 – Carregamento distribuído

- a carga concentrada no meio do vão também foi aplicada no centro de torção, ajustando-se sempre que necessário à geometria, que hora apresenta um montante de alma coincidente com o meio do vão (FIG. 3.8-a), hora apresenta uma abertura (FIG. 3.8-b).



(a)

(b)

FIGURA 3.8 – Carga concentrada no meio do vão

3.4 Aferição da modelagem numérica

Para aferição da modelagem numérica foram feitas análises não-lineares em uma viga de alma sólida de seção I duplamente simétrica, com altura total de 400 mm, largura das mesas de 200 mm e espessuras das mesas e da alma com valores respectivamente iguais a 16 mm e 6,3 mm, submetida a momento fletor constante. Nessa análise, variou-se o parâmetro de esbeltez λ da viga, definido como a relação entre o vão e o raio de giração em relação ao eixo y (eixo central de menor momento de inércia, ou seja, eixo que passa pelo plano médio da alma), de valores elevados, próximos de 400, a valores próximos de zero. O comprimento destravado foi tomado igual ao vão, projetado com vínculo de garfo nas duas extremidades. O elemento S4R foi construído com tamanho médio de 25mm de lado.

Os valores encontrados para o momento fletor resistente nominal, M_{Rk} , foram comparados, como se vê na FIG. 3.9, com os fornecidos pelo Programa FLT, desenvolvido por Souza (1999), que usa um elemento simples de barra, mas fornece resultados confiáveis. Observou-se diferença desprezável para os maiores valores do parâmetro de esbeltez, quando a instabilidade ocorre em regime elástico, e diferença máxima de 10% para parâmetros de esbeltez reduzidos, quando a instabilidade se dá em regime inelástico, o que permitiu concluir que a modelagem numérica desenvolvida teve bons resultados.

Salienta-se que a comparação foi feita com vigas de alma sólida pelo fato de não ter sido encontrada na literatura científica resultados numéricos ou experimentais envolvendo o fenômeno da flambagem lateral com torção em vigas celulares.

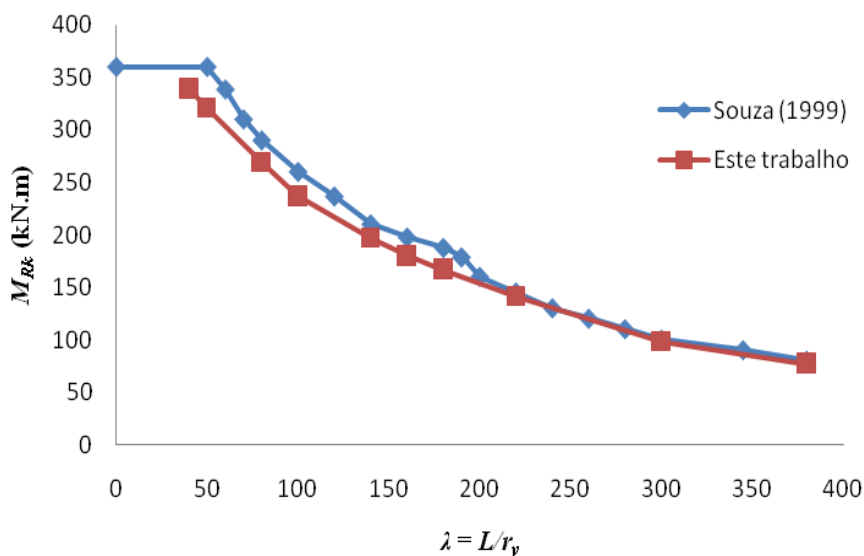


FIGURA 3.9 – Comparação entre os resultados de Souza (1999) e da modelagem deste trabalho

Complementarmente, ainda, para efeito de aferição do modelo e da metodologia adotada, foram usados também resultados do estudo desenvolvido por Thevendran e Shanmugam (1991), que propõe um método analítico para determinação da resistência à flambagem lateral de vigas contendo aberturas na alma ao longo do comprimento destravado, além de apresentar resultados de ensaios. Esses pesquisadores utilizaram como modelos, entre outros, vigas biapoiadas de eixo reto formadas por perfis I duplamente simétricos de altura de 95 mm, largura e espessura das mesas respectivamente de 23,5 mm e 10 mm e espessura da alma de 6 mm, com vão (e comprimento destravado) igual a 940 mm, submetidas a cargas concentradas aplicadas na seção central, no nível do centro de torção. Em termos das condições de contorno relacionadas à flambagem, as vigas foram projetadas com as extremidades livres para empenar e torção impedida (vínculos de garfo). O material empregado possuía módulo de elasticidade longitudinal igual a 2860 MPa e coeficiente de Poisson igual a 0,36. Entre as diversas situações estudadas, as três seguintes serão tomadas como instrumentos de aferição do presente trabalho (FIG. 3.10): viga sem aberturas, viga com seis aberturas (aberturas 1, 3 e 6 em cada semi-vão) e viga com doze aberturas (aberturas 1 a 6 em cada semi-vão). Todas as aberturas são retangulares, com largura de 62,5 mm e altura de 50 mm.

As três situações citadas foram processados utilizando o programa ABAQUS 6.6, utilizando o módulo de análise de flambagem pelo problema de autovalor (*Eigenvalue Buckling Analysis*). As vigas foram modeladas com o elemento de casca de quatro nós, S4R, que possui comportamento elástico e capacidade para análises não-lineares com grandes deslocamentos. As mesas e a alma ficaram com a dimensão média do elemento finito de 1.25mm.

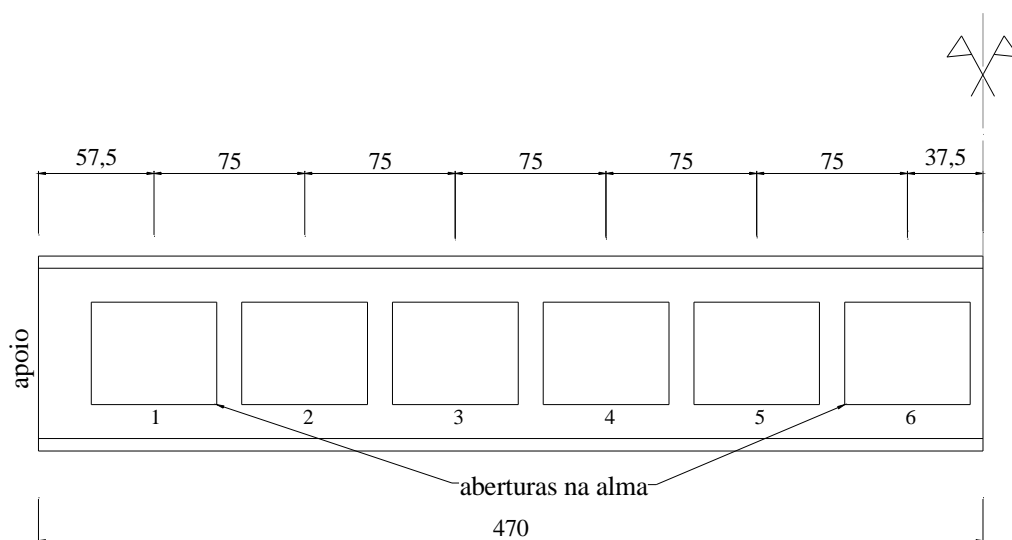


FIGURA 3.10 - Modelos estudados por Thevendran e Shanmugam (1991)

A Tabela 3.3 apresenta os resultados analíticos e experimentais obtidos por Thevendran e Shanmugam (1991) e os resultados da análise numérica executada com o programa ABAQUS 6.6. Nota-se que estes últimos resultados ficaram próximos dos experimentais, com variação máxima de 8,2 %. Nota-se também que os resultados ficaram mais próximos dos obtidos pelo método analítico proposto por Thevendran e Shanmugam (1991) com variação máxima de 2,8%. Dessa forma, pode-se assegurar a confiabilidade do procedimento numérico utilizado no presente trabalho.

Tabela 3.3 - Carga crítica de Thevendran e Shanmugam e do ABAQUS 6.6

Aberturas	Thev. e Shan.		ABAQUS	P_{TS-E}/P_{TS-A}	P_{TS-E}/P_{Abq}	P_{TS-A}/P_{Abq}
	<i>Experimental</i>	<i>Analítico</i>	P_{Abq}			
	P_{TS-E} (N)	P_{TS-A} (N)	(N)			
nenhuma	707,8	699	683,07	1,048	1,036	1,023
01-03-06	667,1	640,3	631,46	1,042	1,056	1,014
1-2-3-4-5-6	637,7	606	589,5	1,052	1,082	1,028

Como ilustração, a FIG. 3.11 mostra a posição deformada obtida com o programa ABAQUS 6.6, das três vigas processadas, quando a carga de flambagem foi atingida.

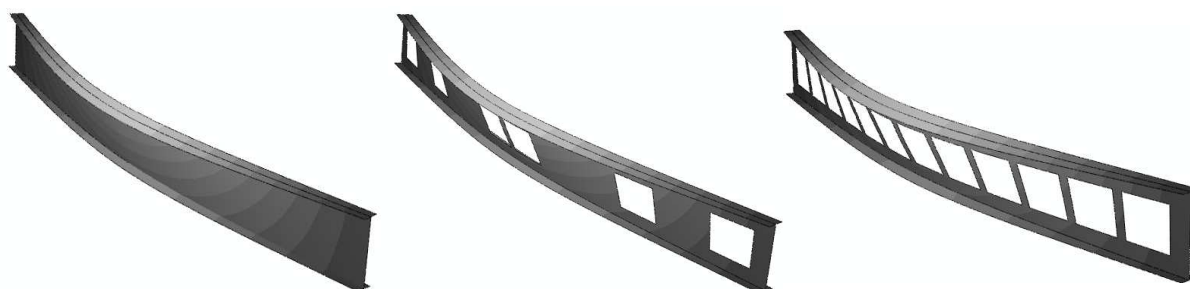


FIGURA 3.11 - Flambagem lateral com torção dos modelos de Thevendran e Shanmugam conforme o ABAQUS 6.6

3.5 Análise linearizada de estabilidade

Segundo Castro e Silva (2006), nos problemas de instabilidade, quando se deseja apenas conhecer a carga crítica que causa a perda de estabilidade estrutural, a análise linearizada de estabilidade é suficiente, apresentando uma estimativa precisa e econômica. Esta estimativa é normalmente útil para estruturas onde a resposta na fase da pré-flambagem é quase linear.

Neste caso, é possível estimar a carga crítica de flambagem elástica de uma dada estrutura pela extração dos seus autovalores. Essa carga é obtida como um multiplicador da carga de perturbação, a qual é adicionada ao conjunto das cargas externas aplicadas à estrutura no estado inicial da análise. Para assegurar que os autovalores obtidos sejam razoáveis, a resposta da carga de perturbação deve ser elástica para valores acima da carga de flambagem estimada.

Nesse tipo de análise são desconsideradas as não-linearidades físicas e são procurados os valores das cargas que tornam a matriz de rigidez do modelo da estrutura singular, de modo que o problema $K^{MN} v^M = 0$ tenha soluções não triviais, onde K^{MN} é a matriz de rigidez tangente e v^M são os deslocamentos da solução não trivial. Essas cargas são chamadas de cargas críticas de flambagem e correspondem aos autovalores clássicos de flambagem, conforme Bathe (1996).

O processo consiste na aplicação de um carregamento incremental, Q^N , cujo valor de aplicação não é importante, pois ele será escalado pelo fator de multiplicação do carregamento, λ_i , determinado em:

$$(K_o^{NM} + \lambda_i K_{\Delta}^{NM}) v_i^M = 0 \quad (3.1)$$

onde:

K_o^{NM} é a matriz de rigidez correspondente ao estado inicial, com a consideração de quaisquer cargas iniciais P^N ;

K_{Δ}^{NM} é a matriz de rigidez devida ao carregamento incremental, Q^N ;

λ_i são os autovalores;

v_i^M são os autovetores, ou seja, as formas dos modos de flambagem;

M e N referem-se aos graus de liberdade M e N do modelo completo; e

i refere-se ao i -ésimo modo de flambagem.

As cargas críticas de flambagem são determinadas por $(P^N + \lambda_i Q^N)$ e, normalmente, apenas o menor valor de λ_i é de interesse. As formas dos modos de flambagem, v_i^M , são vetores normalizados, com o valor da componente máxima de deslocamento igual a 1,0, e não representam valores reais da deformação devida à carga crítica. Essas formas dos modos de flambagem predizem o aspecto do modo de colapso da estrutura.

No ABAQUS, a análise linearizada de estabilidade é considerada como um procedimento de perturbação linear, que permite a obtenção dos autovalores e os respectivos modos de flambagem, ver Lourenço (1999).

Entretanto, quando se pretende considerar uma análise não-linear completa com a obtenção da curva carga-deslocamento total da estrutura, é necessária a utilização de um processo incremental/iterativo. O ABAQUS utiliza o método *Riks* modificado, que permite obter estados de equilíbrio estático durante a fase instável de resposta da estrutura, e é usado para casos em que o carregamento é proporcional, ou seja, onde os valores das cargas são governados por um parâmetro escalar único (Castro e Silva, 2006).

3.6 Análise das vigas celulares via Método dos Elementos Finitos

O modelo em elementos finitos das vigas celulares é aplicado para investigar a influência da geometria e da configuração das aberturas na alma na estabilidade lateral destas, tanto no comportamento elástico como plástico. A seleção das seções transversais utilizadas neste estudo adotou uma gama característica de maneira a abranger as demais faixas de geometria apresentadas no catálogo comercial dos perfis laminados da Gerdau Açominas (2010).

Neste estudo, a influência do vão no comportamento dos modelos é o resultado mais significativo esperado, bem como sua associação com outros fenômenos acoplados,

como descrito no Capítulo 1, pois enquanto para grandes vãos (fase elástica) a flambagem lateral com torção é o comportamento mais esperado, para vãos pequenos, próximos às fases inelásticas e plásticas, outros tipos de colapso globais e locais podem ocorrer simultaneamente, reduzindo ainda mais o momento resistente da viga celular.

Para cada abordagem de seção transversal *versus* carregamento *versus* vão, foram processados, em etapas distintas, dois modelos em elementos finitos, ambos com características geométricas idênticas, principalmente quanto à distribuição da malha nas mesas e na alma, que é gerado automaticamente pelo ABAQUS na primeira fase.

O modelo processado na primeira etapa possui apenas a análise no modo *Buckle*, considerando as propriedades elásticas do material. É implementada uma carga unitária de momento uniforme, na forma de um binário aplicado no centro das mesas inferior e superior. O resultado do autovalor obtido no processamento leva à determinação do momento crítico elástico do modelo. Este valor é então comparado com o momento crítico elástico determinado segundo a recomendação da ABNT NBR 8800:2008, de maneira a aferir a precisão do modelo, bem como a influência de outros efeitos de colapso acoplados. Também a partir deste modelo, é gerada uma varredura dos deslocamentos laterais devido à flambagem que posteriormente serão implementados no modelo de análise não-linear, a título de deformação inicial (FIG. 3.12).

A segunda etapa da análise consiste na análise não-linear do modelo em elementos finitos, onde são inseridas as imperfeições iniciais, obtidas segundo a curva desenvolvida no modelo linear anterior. As tensões residuais nas mesas inferior e superior e a carga crítica de flambagem obtida a partir do modelo linear também são implementadas nesta fase, além da consideração da não-linearidade e das propriedades elasto-plásticas do material, conforme Tabela 3.1.

Durante o processamento, no modo *Static, Riks*, também é implementado o monitoramento do deslocamento lateral u_x do nó central da mesa superior, de maneira a averiguar o comportamento esperado do modelo, bem como usado como critério de parada dos incrementos sucessivos (FIG. 3.12). É monitorado também o valor do

momento resistente nominal M_{Rk} do modelo, cujo valor máximo desenvolvido é adotado como o momento resistente nominal do modelo à flambagem lateral com torção. O critério de parada da análise incremental é ilustrado na Figura 3.14, onde valores de u_x a partir do trecho descendente da curva deixam de ser relevantes. O gráfico apresentado nessa figura retrata de forma típica o comportamento dos modelos analisados.

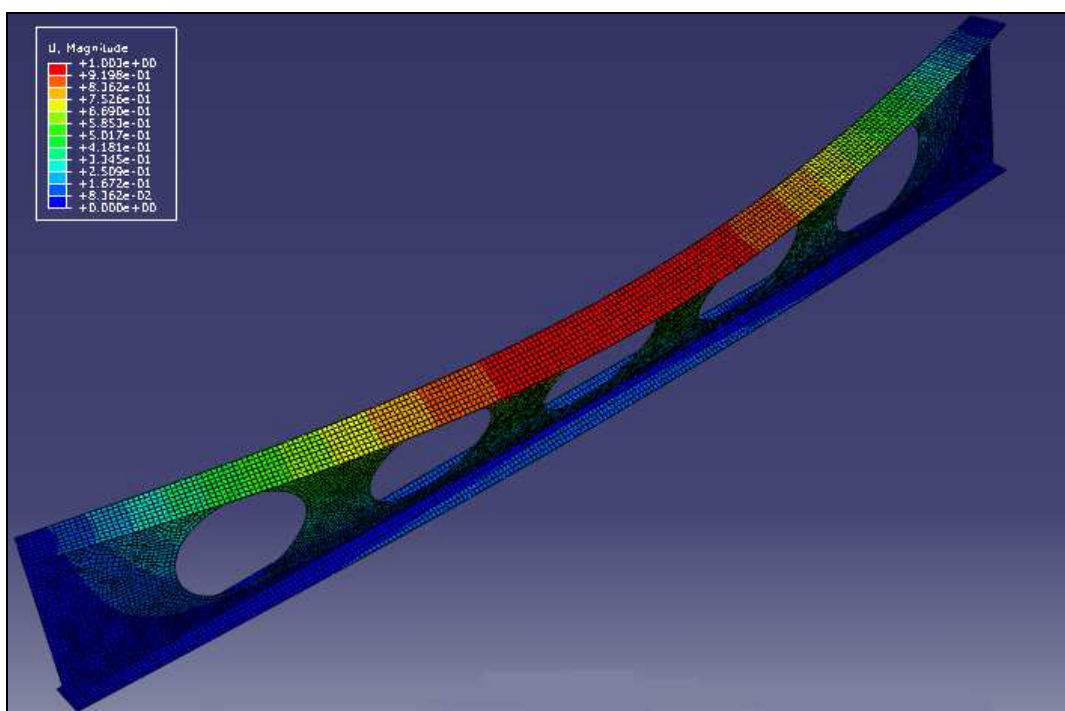


FIGURA 3.12 – Deformada da viga celular no modo *Buckle*

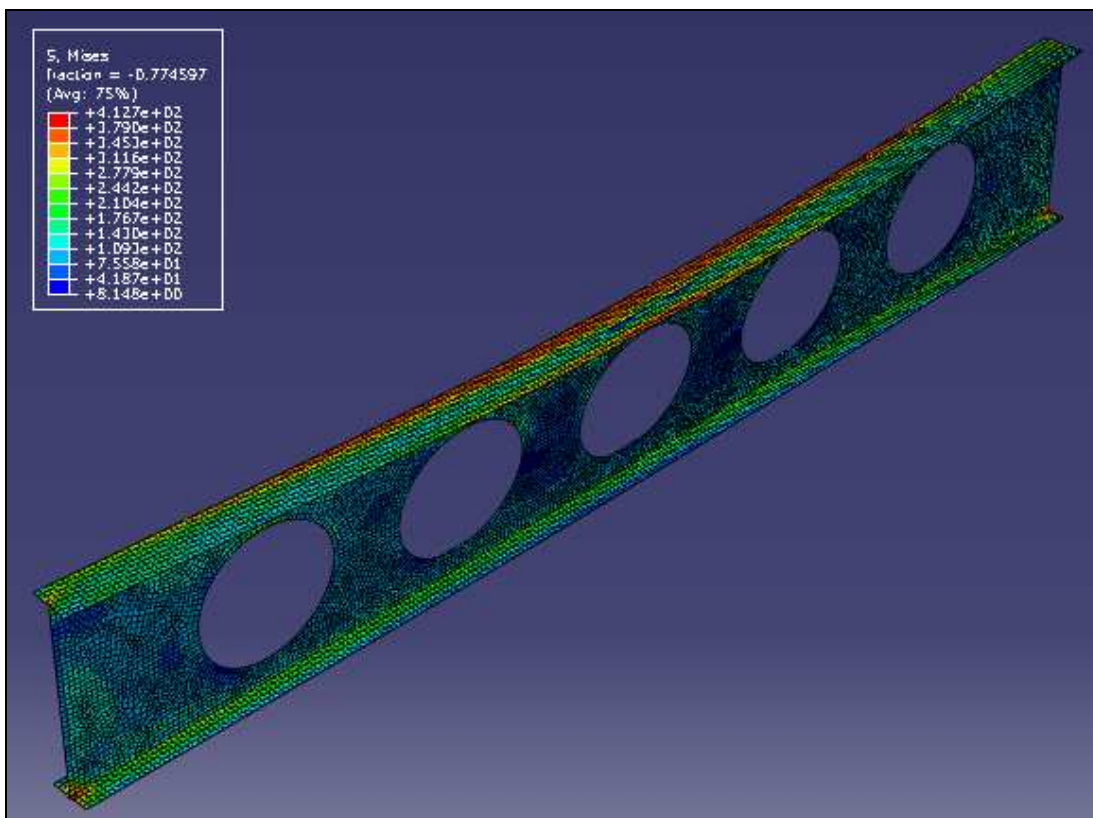


FIGURA 3.13 – Deformada final da viga celular no modo *Static, Riks*

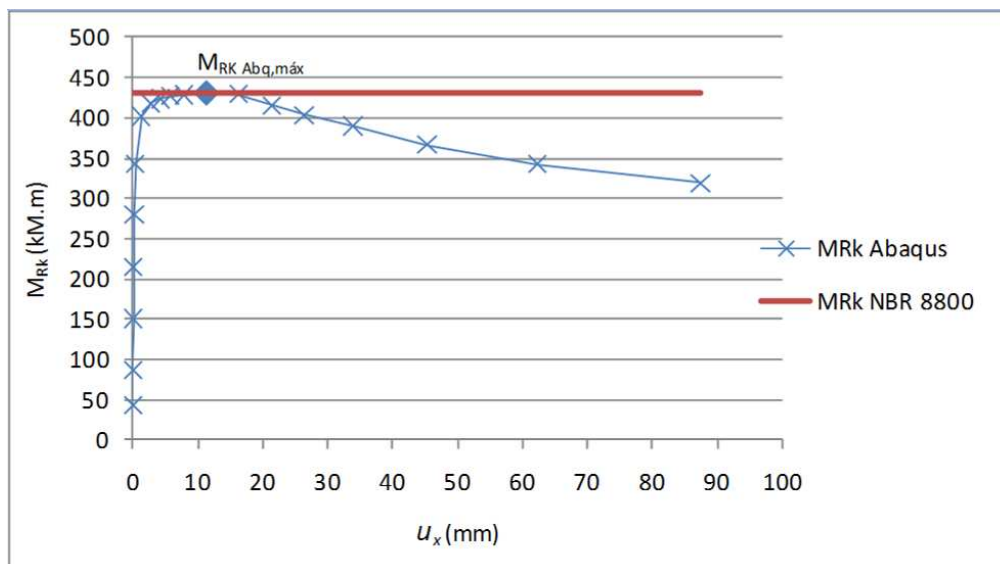


FIGURA 3.14 – Monitoramento do momento nominal M_{Rk} à flambagem lateral com torção pelo deslocamento u_x do nó central do flange superior

O valor de M_{Rk} determinado é então comparado, para um mesmo vão destravado L_b , com os momentos resistentes nominais calculados conforme a NBR ABNT 8800:2000, dos seguintes tipos de viga:

- a) perfil I laminado que originou a seção celular estudada (FIG. 3.15-a);
- b) perfil I celular, calculado também conforme recomendação Ward(1994) (FIG. 3.15-b);
- c) perfil I de alma sólida (sem aberturas), suposto com a mesma altura do perfil celular (FIG. 3.15-c).

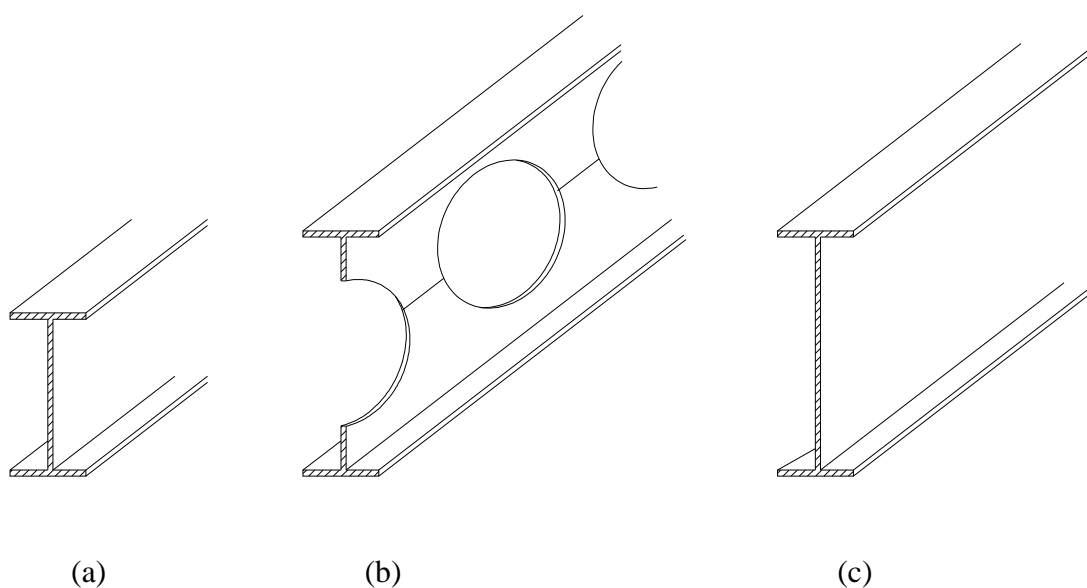


FIGURA 3.15 – Tipos de vigas comparados neste estudo

Em uma análise não- linear a solução não pode ser calculada pela resolução de um único sistema de equações lineares, como pode ser feito num problema linear (Castro e Silva, 2006). No ABAQUS é utilizado um processo incremental e iterativo para se obter a solução dos problemas não- lineares, o método de Newton-Raphson, ver Chen e Han (1987). A solução é obtida por um processo gradual de aplicação de carga, com a quebra da simulação em um certo número de incrementos de carga e a busca da configuração de equilíbrio através de sucessivas iterações em cada um deles. Uma

iteração é uma tentativa de se encontrar uma solução de equilíbrio em um incremento. Em cada iteração é formada a matriz de rigidez do modelo, é resolvido o sistema de equações e é observado se a solução obtida está mais próxima do equilíbrio, numa faixa que atenda a certos critérios de convergência. Algumas vezes o processo iterativo pode divergir e, nesses casos ele é encerrado e tenta-se encontrar a solução com um tamanho de incremento menor. São necessárias diversas iterações até se determinar uma solução aceitável para um dado incremento e o conjunto de todas as respostas dos incrementos é a solução aproximada da análise não-linear.

Neste trabalho, adotou-se valores constantes para os incrementos, pois foi observada uma melhor regularidade no padrão de convergência entre os diversos modelos analisados.

4

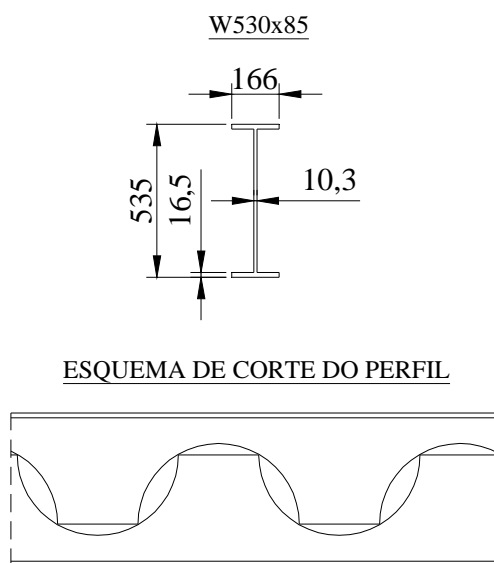
RESULTADOS

4.1 Considerações gerais e modelos numéricos estudados

Neste trabalho, os modelos numéricos de vigas celulares foram gerados conforme as premissas de geometria do subitem 1.3. Foram adotados como originais três perfis laminados do tipo W fabricados no Brasil, constantes do catálogo técnico de bitolas da GERDAU AÇOMINAS (2008). A seleção dos perfis foi feita considerando-se tanto sua aplicação comercial, quanto suas características geométricas, de maneira que sofram o colapso devido à flambagem lateral com torção antes da ocorrência de outro estado limite último. Os perfis adotados foram: W200x22,5, W310x32,7 e W530x85.

Padronizou-se que a altura final das vigas celulares fosse igual a aproximadamente 1,5 vezes a altura do perfil original, o espaçamento entre centros de aberturas igual a 1,5 vezes o diâmetro destas e o diâmetro das aberturas igual a 0,7 vezes a altura final das vigas celulares correspondentes, de maneira a obedecer aos intervalos propostos no item 1.3. A descrição do esquema de corte dos perfis, das dimensões finais das vigas celulares e dos vãos adotados para análise estão descritas nas FIG. 4.1 a 4.6.

Para cada vão, foi feita uma distribuição de maneira que houvesse o maior número possível de aberturas. Não foi adotado critério algum com relação à adoção de uma largura mínima do montante da alma na região do apoio. Para efeito de simplificação do modelo numérico, não foi considerado na seção transversal o raio entre a mesa e a alma do perfil laminado.



DIMENSÕES FINAIS DA VIGA CELULAR VC776x166x16,5x10,3

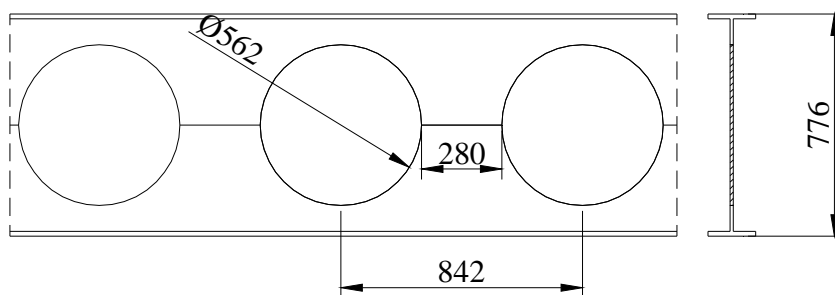


FIGURA 4.1 – Geometria final da VC776x166x16,5x10,3

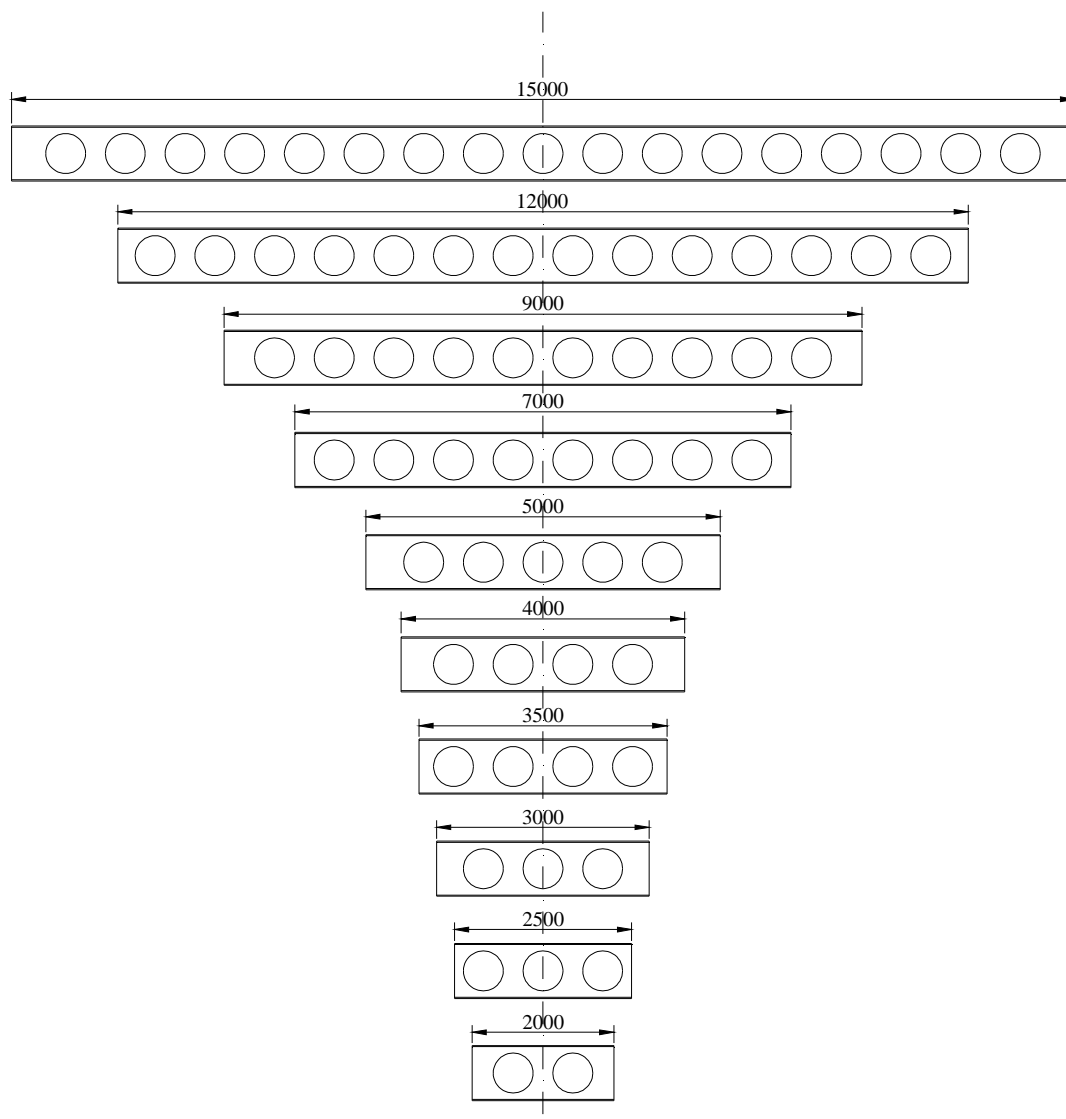
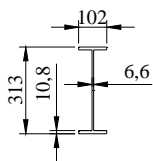
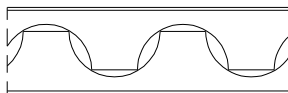


FIGURA 4.2 – Comprimentos considerado para análise da VC776

W310x32,7



ESQUEMA DE CORTE DO PERFIL



DIMENSÕES FINAIS DA VIGA CELULAR VC452x102x10,8x6,6

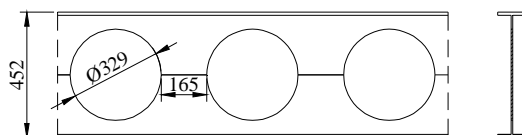


FIGURA 4.3 - Geometria final da VC452x102x10,8x6,6

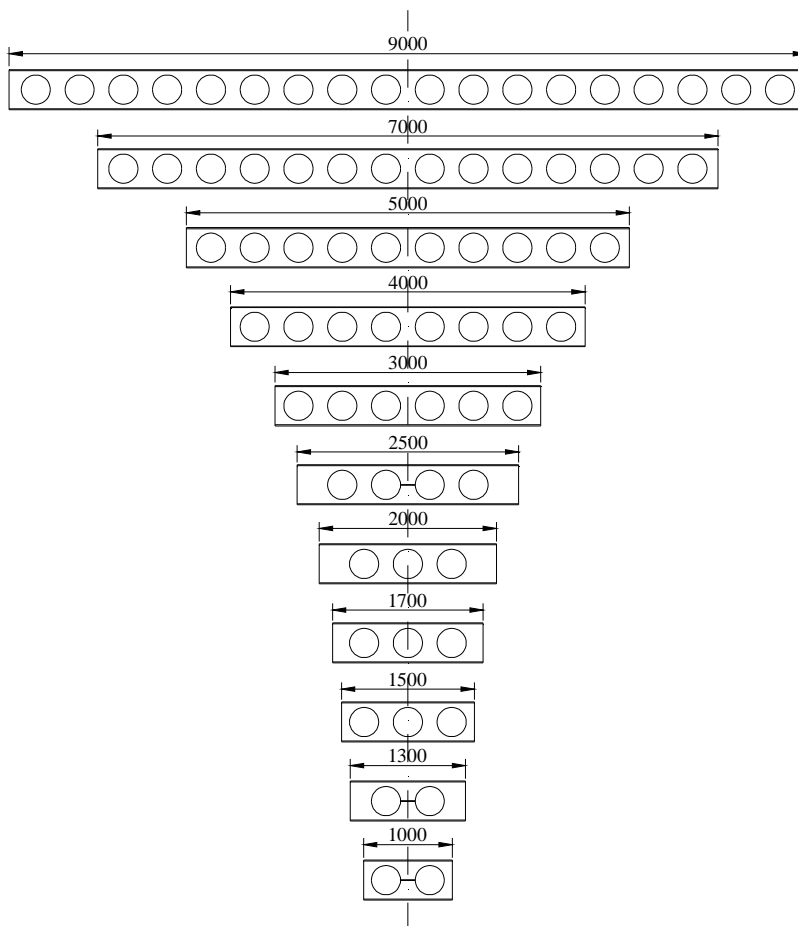
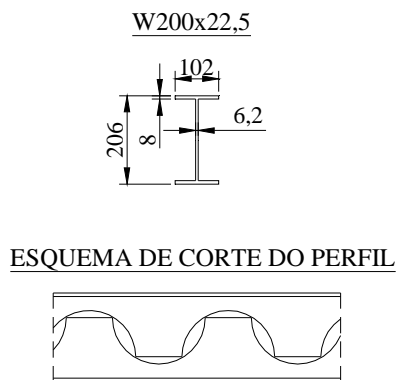


FIGURA 4.4 – Comprimentos considerado para análise da VC452



DIMENSÕES FINAIS DA VIGA CELULAR VC297x102x8x6,2

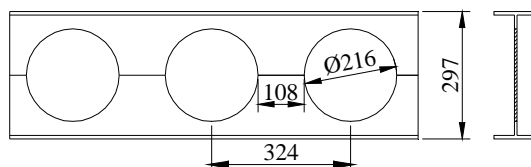


FIGURA 4.5 - Geometria final da VC297x102x8x6,2

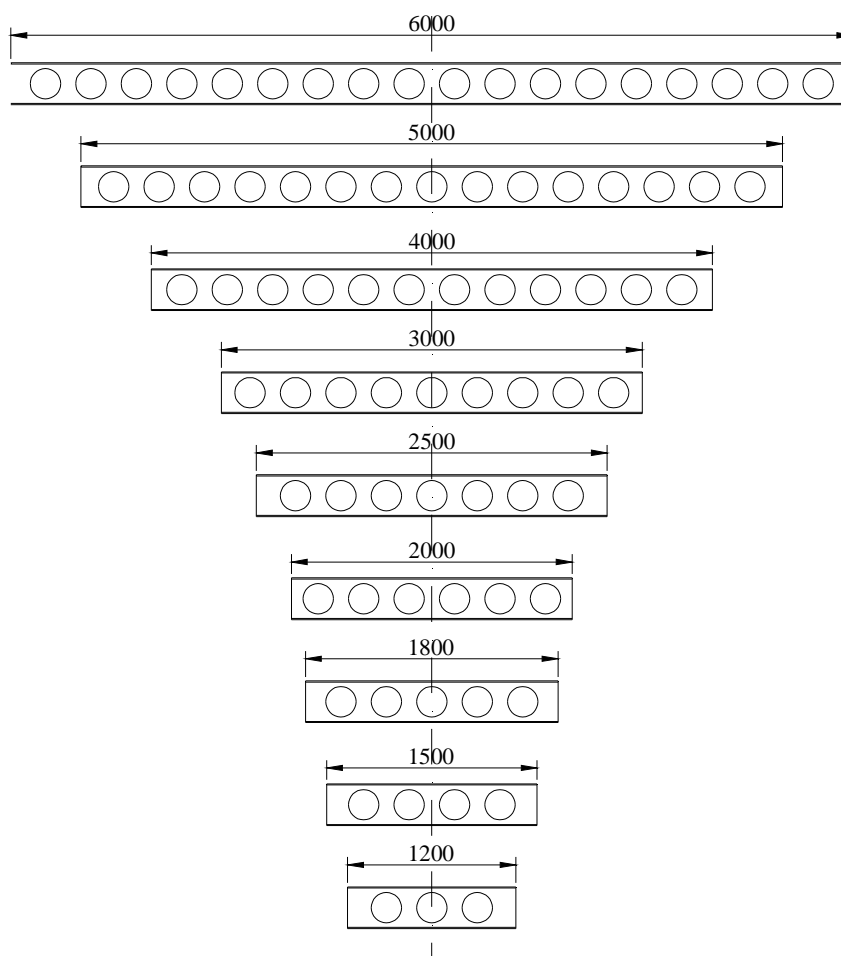


FIGURA 4.6 - Comprimentos considerado para análise da VC297

Com os valores obtidos da análise numérica das vigas celulares por meio do Programa ABAQUS (Hibbit *et al.*, 1998), foram traçadas curvas do momento fletor momento nominal para o estado-limite de flambagem lateral com torção, M_{Rk} , em função do comprimento destravado L_b (ver subitem 4.2). Essas curvas foram comparadas com aquelas obtidas usando as prescrições da ABNT NBR 8800:2008, para as:

- vigas constituídas pelos perfis laminados que deram origem às vigas celulares;
- vigas sem abertura na alma, com a mesma altura de seção transversal das vigas celulares;
- vigas celulares, utilizando as propriedades geométricas da seção transversal líquida no centro das aberturas conforme recomenda Ward (1994).

Não existe consenso entre os pesquisadores quanto ao cálculo da constante de empenamento C_w no centro das aberturas. Bradley (2003), por exemplo, indica que o valor dessa propriedade deve ser determinado considerando a seção transversal formada apenas por dois “Tês” isolados, conforme a seguinte equação:

$$C_w = \frac{1}{18} \left[\frac{b_f^3 t_f^3}{4} + \left(\frac{h - d_0}{2} \right)^3 t_w^3 \right] \quad (4.1)$$

onde b_f e t_f são a largura e a espessura das mesas, respectivamente, h é a altura da alma, d_0 é diâmetro da abertura circular e t_w é a espessura da alma.

Kohnepooshi e Showkati (2009), por sua vez, utilizam no cálculo de C_w a mesma expressão dos perfis de alma sólida:

$$C_w = \frac{I_y h^2}{4} \quad (4.2)$$

Neste trabalho será adotado o valor de C_w fornecido na Eq. (4.2), com base em um amplo estudo feito por Bezerra *et al.* (2010). Nesse estudo se demonstrou, por meio de análises numéricas, que nas vigas casteladas (que têm comportamento similar ao das

celulares), a expressão de Kohnehpooshi e Showkati (2009) fornece resultados mais consistentes que a de Bradley (2003), que é bastante conservadora.

4.2 Curvas comparativas momento resistente *versus* comprimento destravado

As FIG. 4.7, 4.8 e 4.9, conforme já mencionado no subitem 4.1, apresentam as curvas citadas anteriormente, relacionando o momento fletor resistente nominal M_{Rk} e o comprimento destravado L_b , para a viga com perfil laminado original W530x85, respectivamente para momento uniforme, carregamento distribuído e carga concentrada. As FIG. 4.10, 4.11 e 4.12 fornecem os mesmos resultados para a viga com perfil original W310x32,7 e as FIG. 4.13, 4.14 e 4.15 para a viga com perfil original W200x22,5. Em todas essas figuras, as curvas estão assim legendadas (X representa um algarismo numérico):

- viga original conforme prescrições da ABNT NBR 8800:2008 (WXXX x XX);
- viga de alma sólida com altura da viga celular conforme prescrições da ABNT NBR 8800:2008 (VS XXX SEM ABERTURA NBR 8800);
- viga celular conforme prescrições da ABNT NBR 8800:2008 (VCXXX COM ABERTURA NBR 8800);
- viga celular conforme análise numérica feita com o Programa ABAQUS (Hibbit *et al.*, 1998) (VCXXX – Abaqus).

Adicionalmente, as figuras supracitadas apresentam ainda a curva obtidas segundo a formulação proposta neste trabalho, conforme detalhamento no item seguinte (Formulação Proposta P/VCXXX).

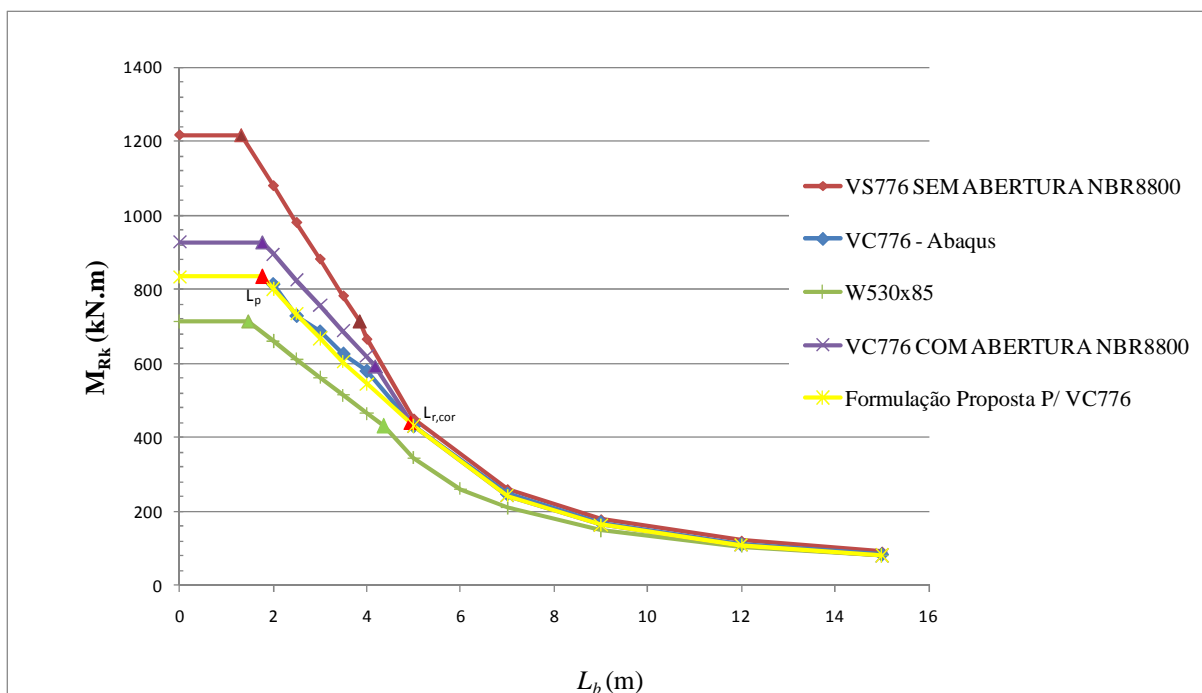


FIGURA 4.7 – Curvas M_{Rk} versus L_b para momento constante e perfil original W530x85

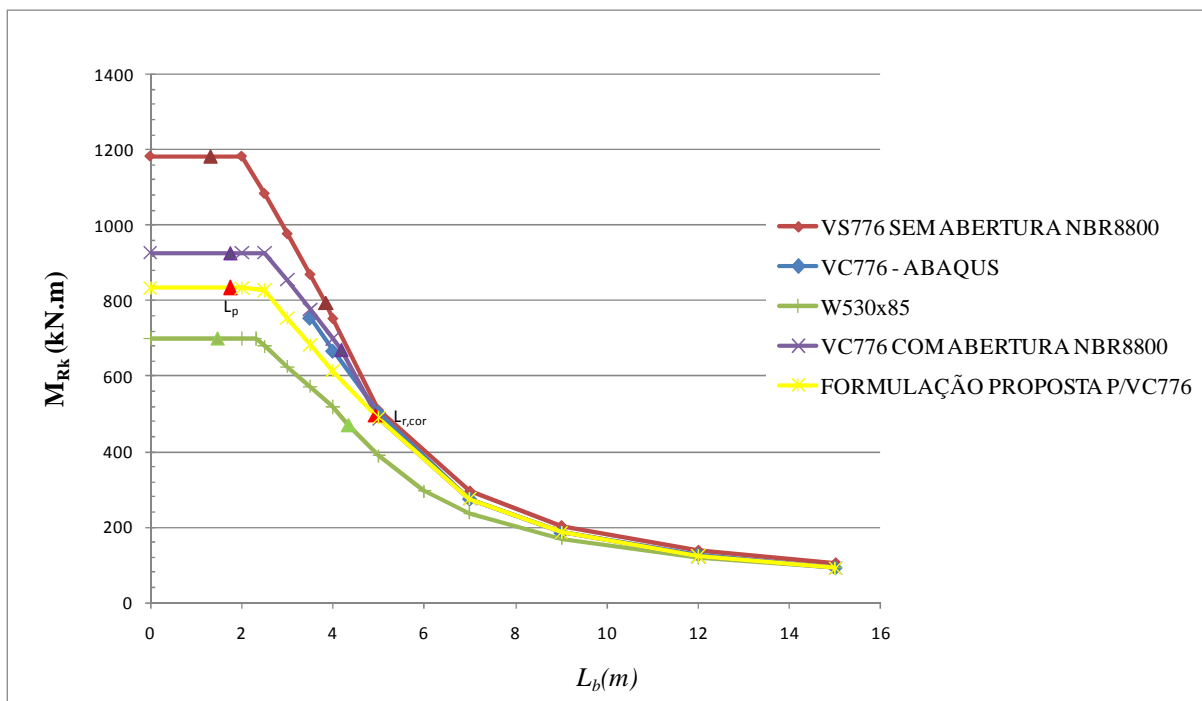


FIGURA 4.8 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carregamento distribuído e perfil original W530x85

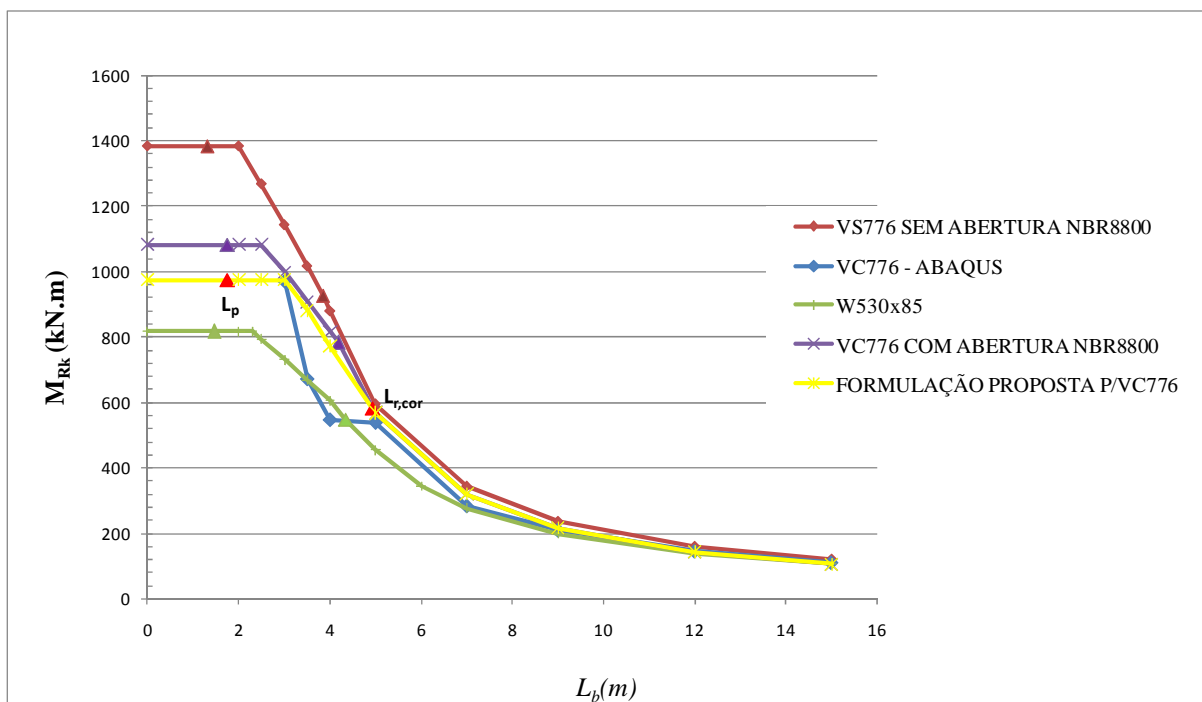


FIGURA 4.9 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carga concentrada no meio do vão e perfil original W530x85

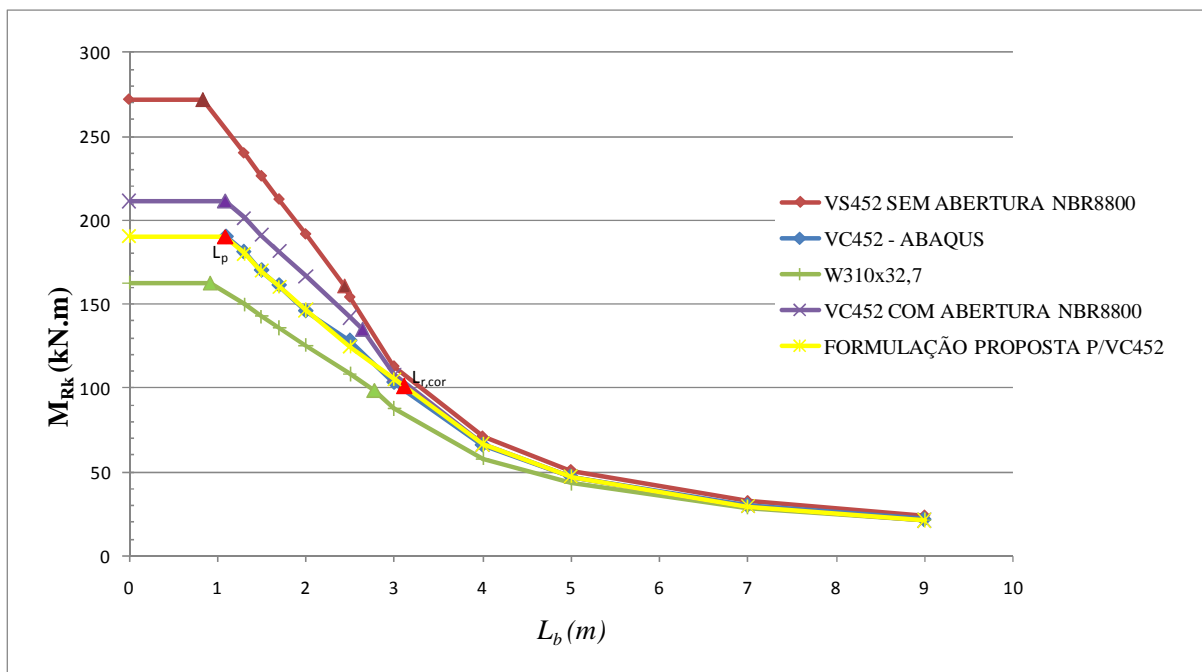


FIGURA 4.10 - Curvas M_{Rk} versus L_b para momento constante e perfil original W310x32,7

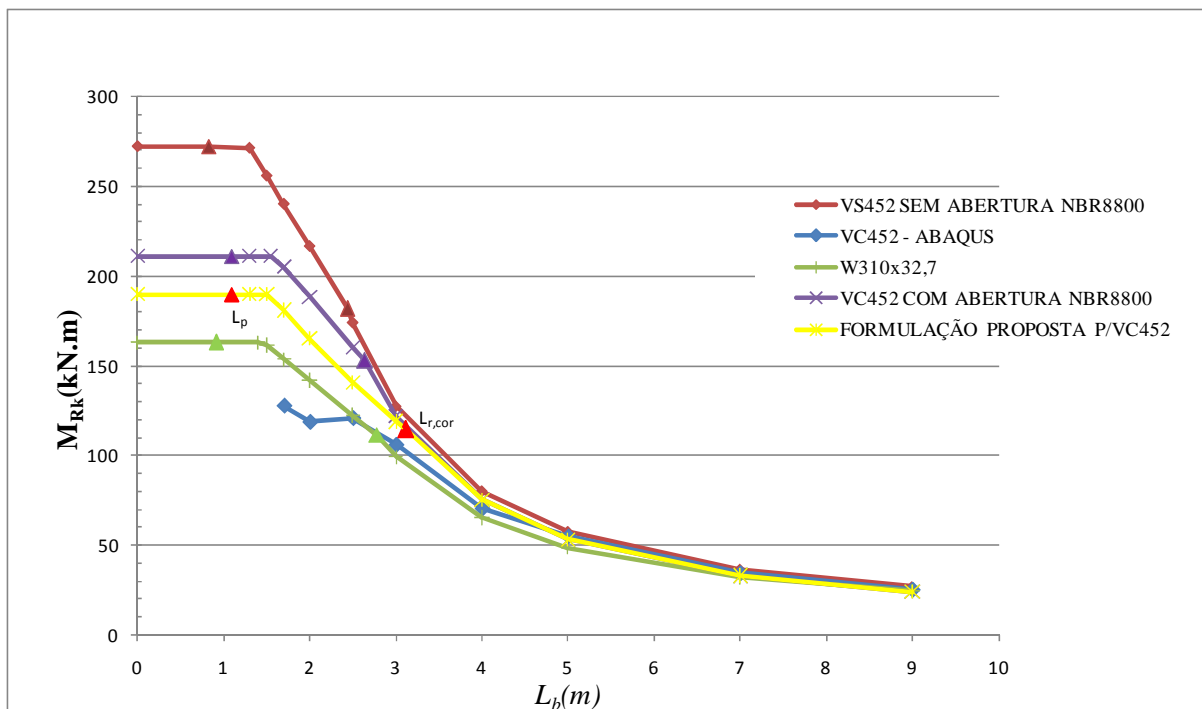


FIGURA 4.11 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carregamento distribuído e perfil original W310x32,7

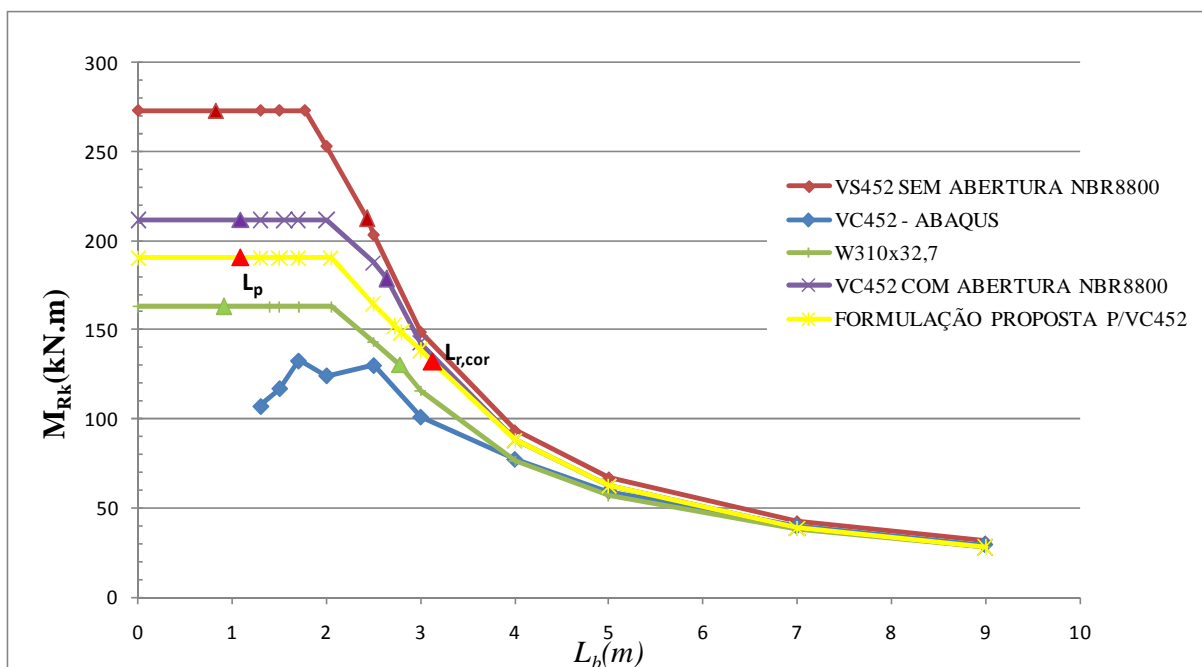


FIGURA 4.12 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carga concentrada no meio do vão e perfil original W310x32,7

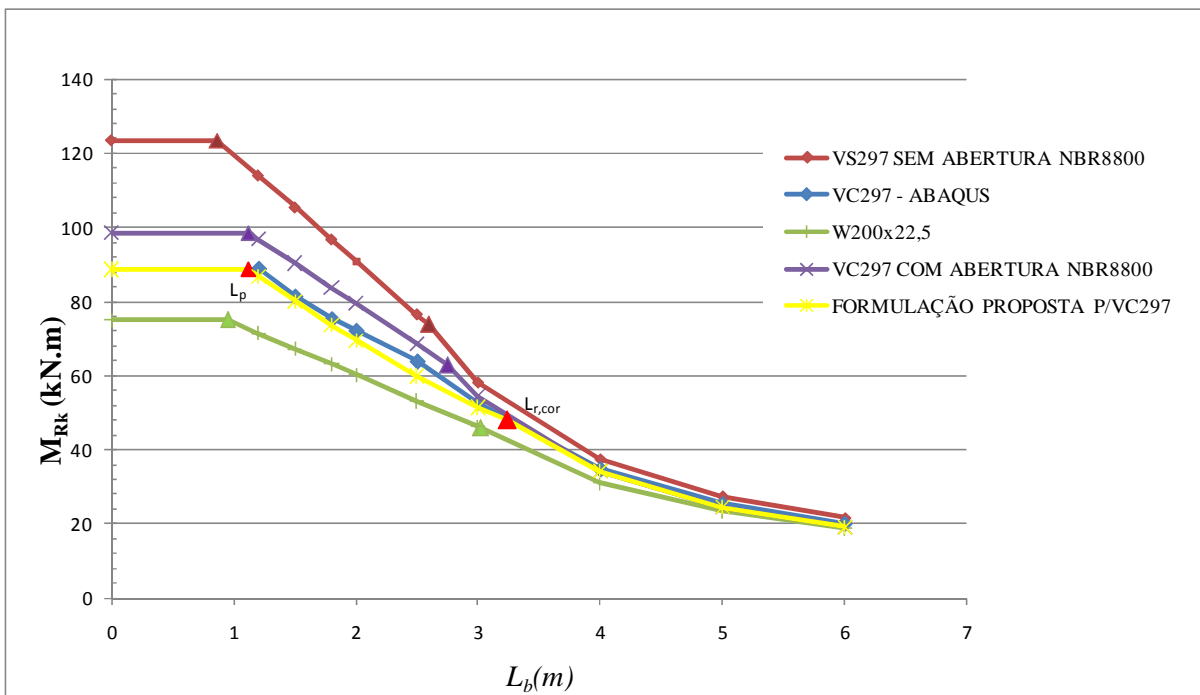


FIGURA 4.13 - Curvas M_{Rk} versus L_b para momento constante e perfil original W200x22,5

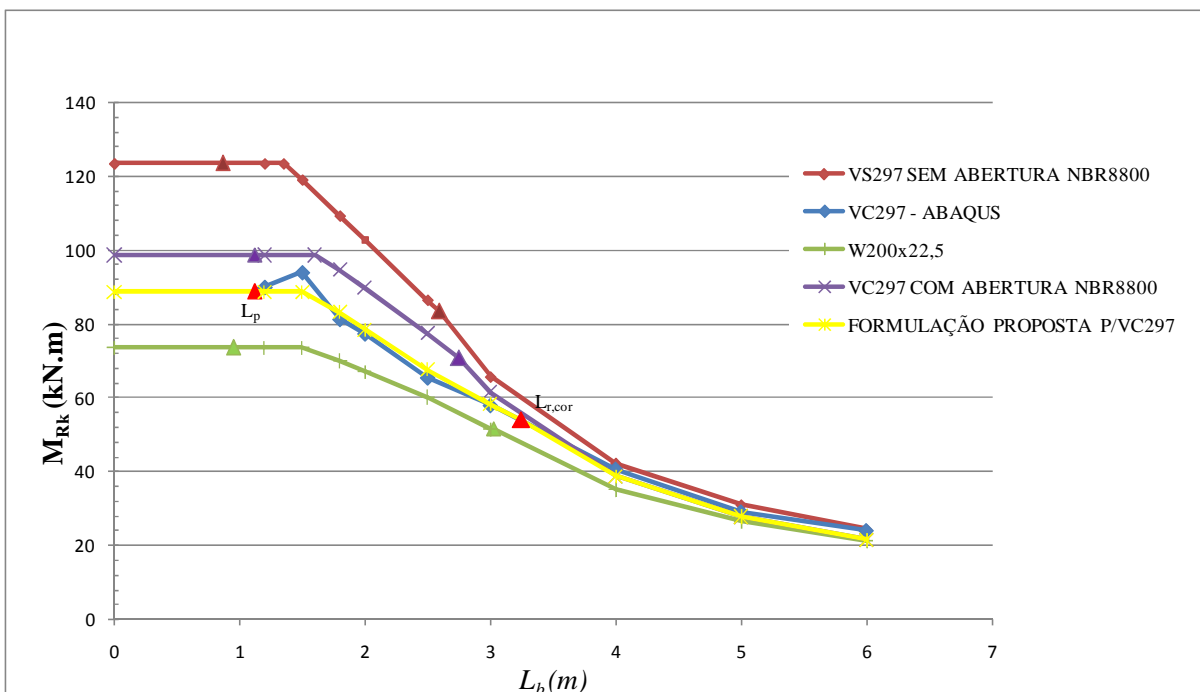


FIGURA 4.14 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carregamento distribuído e perfil original W200x22,5

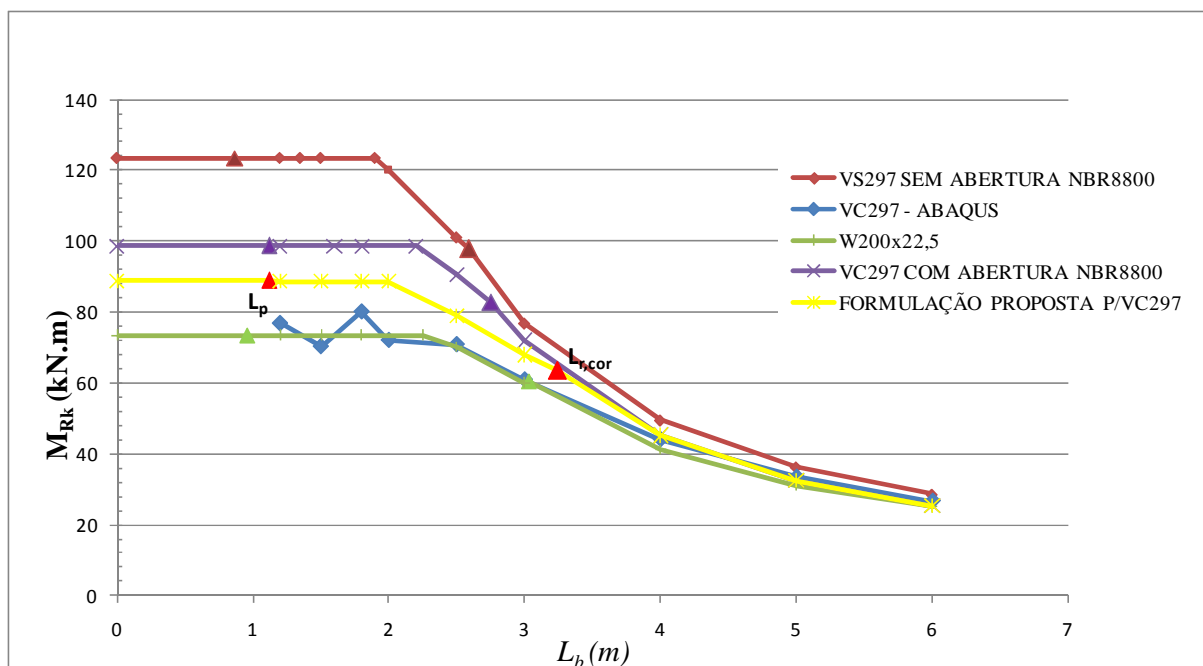


FIGURA 4.15 - Curvas M_{Rk} versus L_b para carga concentrada no meio do vão e perfil original W200x22,5

4.3 Avaliação das curvas

Como era esperado, a viga celular apresenta maior momento fletor resistente em relação ao perfil laminado original, pois tem maior altura de seção transversal, em média na ordem de 50%. Essa superioridade não é tão significativa quando a flambagem se dá em regime elástico, mas aumenta na medida em que o vão diminui, ou seja, quando a flambagem ocorre em regime inelástico. Por outro lado, possui momento resistente inferior, em torno de 30% em regime inelástico, aos das vigas de alma sólida de mesma altura. Isso era também esperado, uma vez que a alma destas últimas, por não ter aberturas, sofre menor distorção do montante da alma, o que proporciona à viga maior estabilidade lateral.

Utilizando as expressões de cálculo para o momento fletor resistente da ABNT NBR 8800:2008 com as propriedades geométricas calculadas no centro da abertura, e com a constante de empenamento segundo Kohnepooshi e Showkati (2009), obtêm-se valores mais próximos daqueles encontrados na análise numérica.

As FIG. 4.16, 4.17 e 4.18 mostram os gráficos que ilustram as diferenças entre os momentos fletores resistentes nominais encontrados pelo programa Abaqus e via procedimento de cálculo da ABNT NBR 8800:2008.

Observa-se que essa diferença é diretamente influenciada pelo tipo de carregamento aplicado, que determina a sobreposição das tensões nos pontos críticos (tensão cisalhamento *vs.* tensão normal), tal como a seção crítica do mecanismo Vierendel, o que promove o colapso prematuro e/ou a formação de rótulas plásticas, reduzindo, principalmente em regime inelástico, o momento resistente. Entretanto, em regime elástico, o momento obtido pelo programa chega a ser 10% superior ao calculado pela norma.

Essas diferenças entre os resultados obtidos pelo modelo numérico e calculado via ABNT NBR 8800:2008 podem ser resumidas conforme descrito abaixo:

- a) para momento constante:
 - Em regime elástico: 5% superior;
 - Em regime inelástico: 10% inferior;

- b) para carga distribuída:
 - Em regime elástico: 3% a 10% superior;
 - Em regime inelástico: 5% a 40% inferior;

- c) para carga concentrada no meio do vão:
 - Em regime elástico: 3% a 5% superior;
 - Em regime inelástico: 30% a 50% inferior;

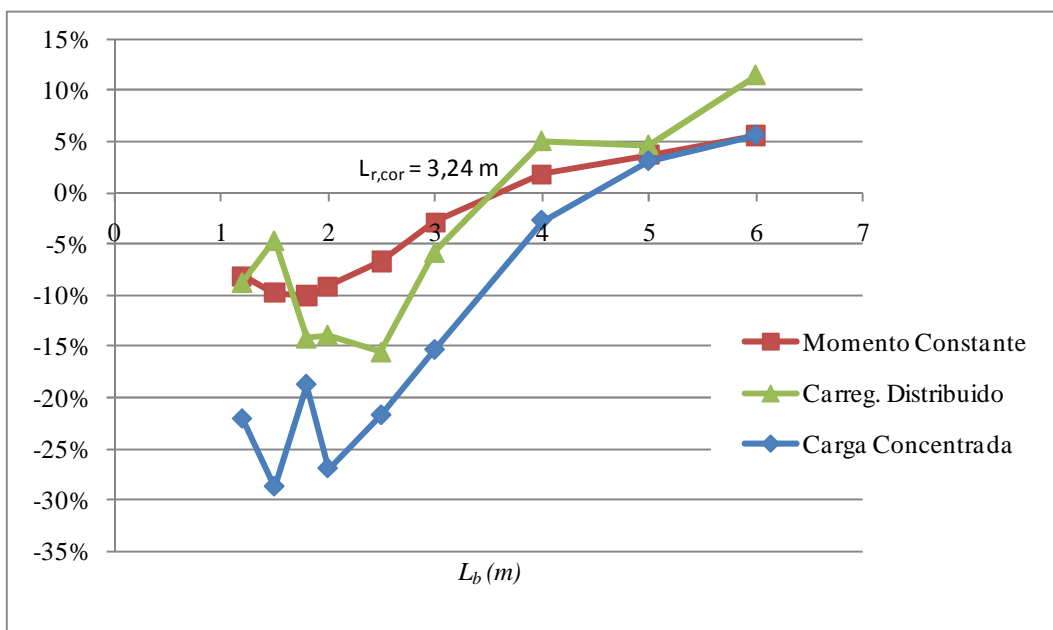


FIGURA 4.16 – Diferença entre os momentos resistentes nominais dos modelos e dos valores calculados pela ABNT NBR 8800:2008, para VC297

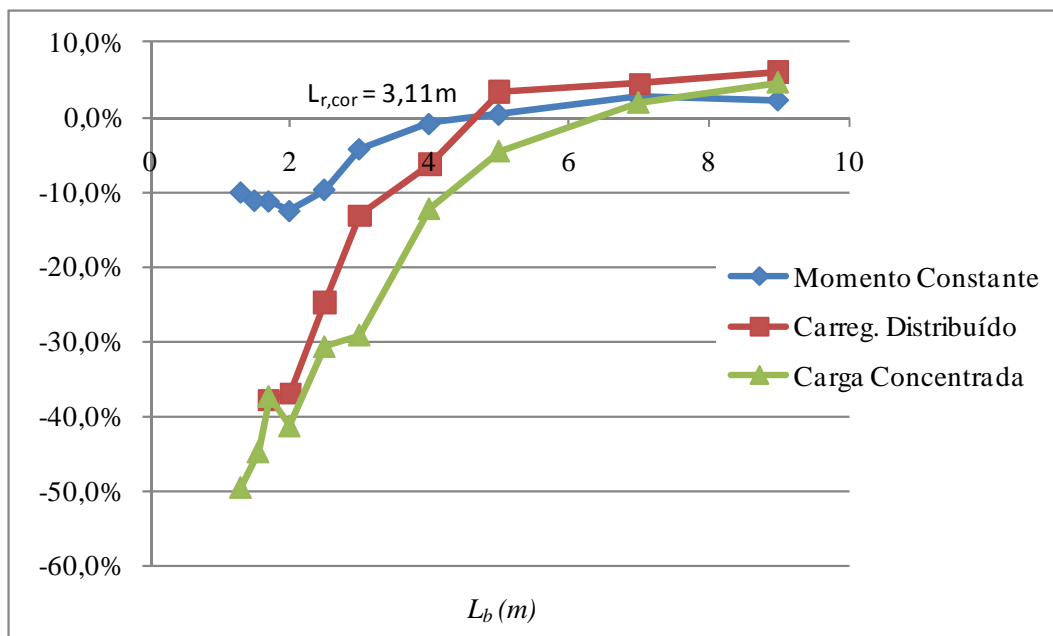


FIGURA 4.17 – Diferença entre os momentos resistentes nominais dos modelos e dos valores calculados pela ABNT NBR 8800:2008, para VC452

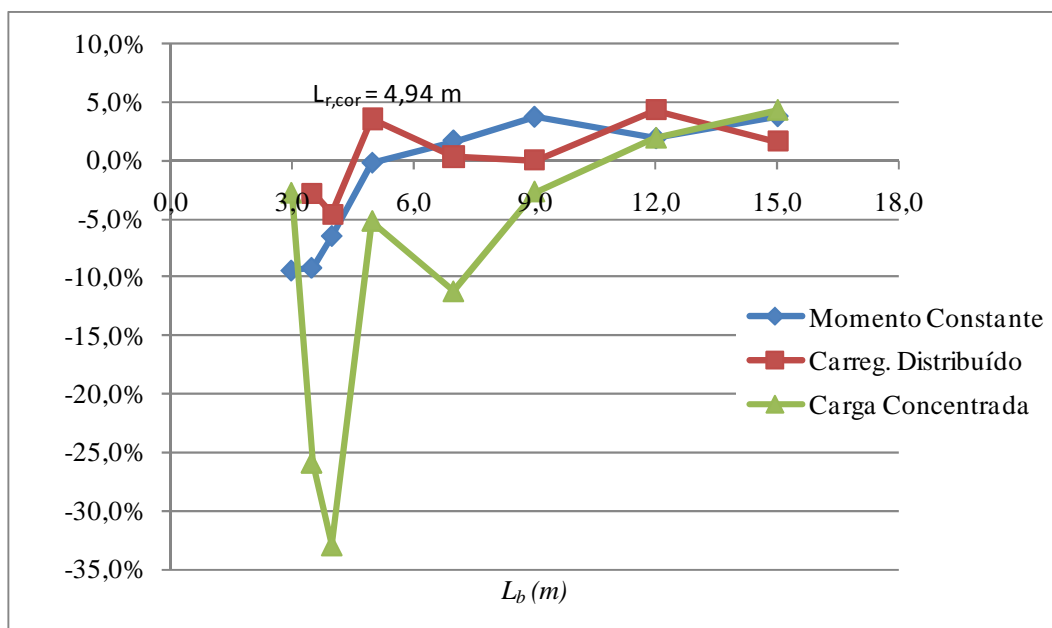


FIGURA 4.18 – Diferença entre os momentos resistentes nominais dos modelos e dos valores calculados pela ABNT NBR 8800:2008, para VC776

4.4 Análise da interação dos mecanismos de flambagem

Analisando as FIG. 4.16 a 4.18, que mostram os gráficos dos modelos analisados *versus* os resultados obtidos segundo a ABNT NBR 8800:2008, pode-se observar que o comportamento das vigas celulares, quando submetidas à carga distribuídas e a cargas concentradas, têm o valor dos respectivos momentos resistentes nominais reduzidos significativamente, principalmente no regime inelástico, quando os vãos são curtos.

Esse fato se dá devido à sobreposição das tensões normais devido ao momento fletor e das tensões de cisalhamento, vertical e horizontal, que atuando simultaneamente, provocam a plastificação das seções críticas dos montantes da alma, a distorção do montante da alma e a flambagem do tê comprimido, caracterizando o mecanismo Vierendel. Isso descaracteriza o desenvolvimento do fenômeno estudado da flambagem lateral com torção isoladamente, que, nesses casos, sofre grande influência dos demais efeitos locais descritos no Capítulo 3.

Conclui-se então, que, na análise numérica para vigas muito curtas, não se consegue atingir o momento de plastificação total da seção, pois como outros estados-limites últimos ocorrem antes, conforme ilustrado nas FIG. 4.19 a 4.21. Observa-se, pelas deformadas, que a plastificação devido a esses efeitos acoplados, para carregamento distribuído, ocorre comumente nas primeiras e últimas aberturas, onde o efeito do cisalhamento é mais significativo. Para carga concentrada, esse efeito ocorre na seção central onde esta foi aplicada, como ilustrado na FIG. 4.19.

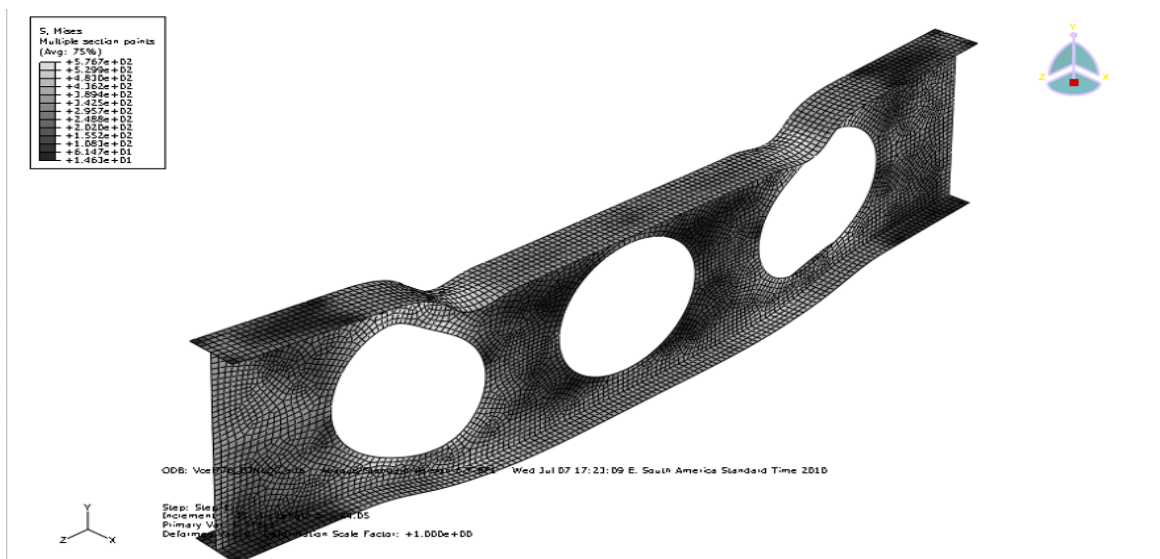


FIGURA 4.19 – Exemplo do mecanismo Vierendel (VC776: perfil original W530x85, comprimento destravado de 3m e carregamento distribuído)

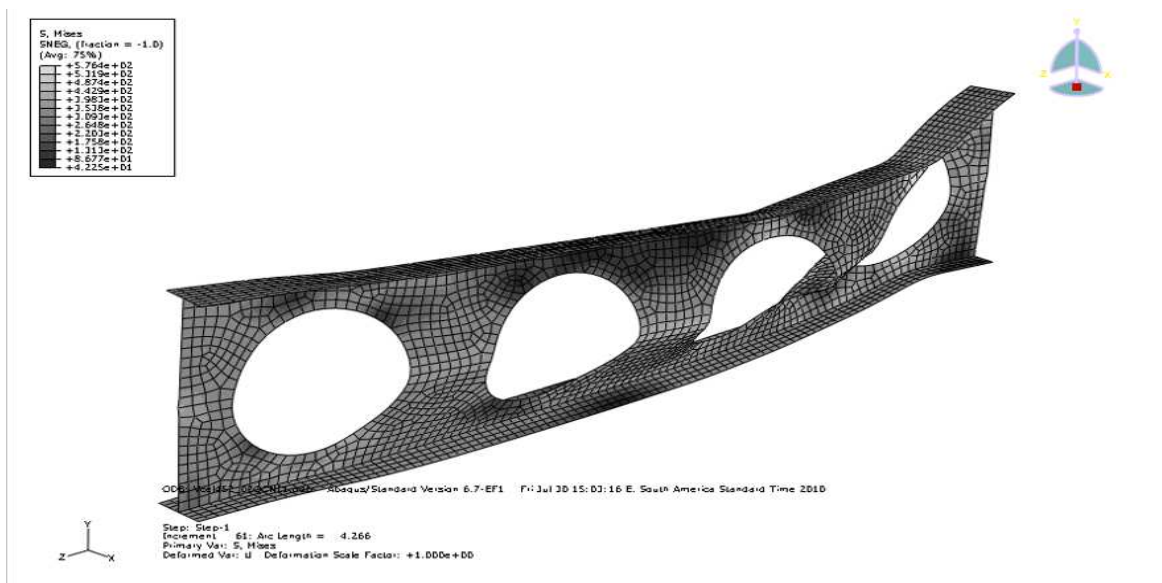


FIGURA 4.20 - Exemplo de falha do montante de alma (VC452: perfil original W310x32,7, comprimento destravado de 2m e carregamento distribuído)

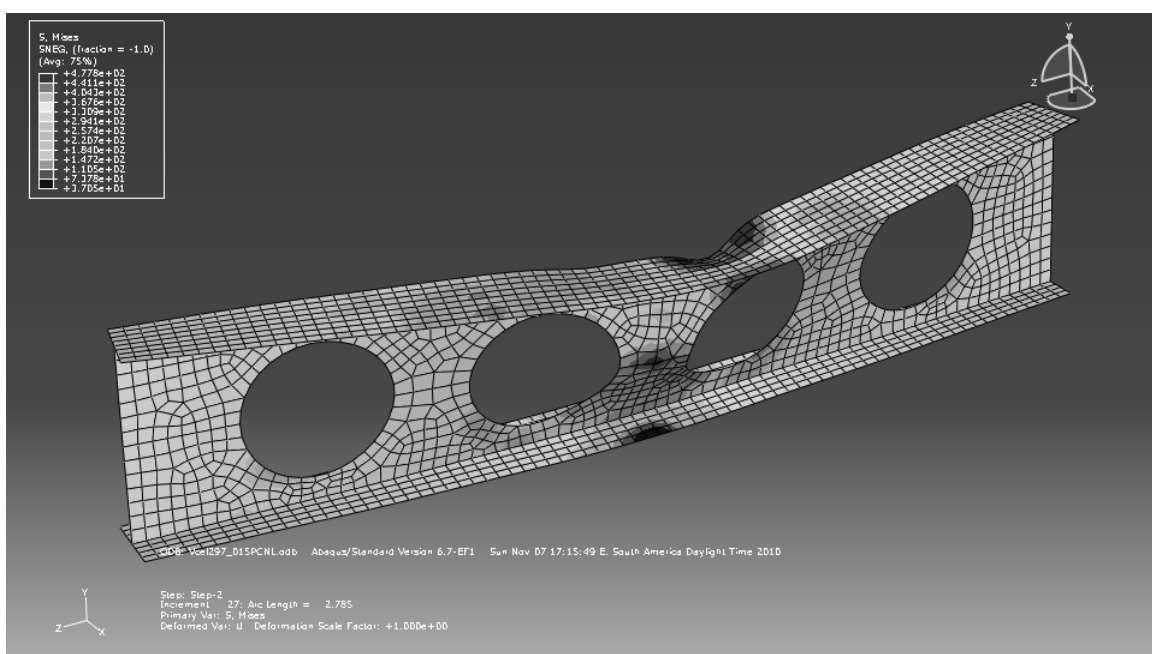


FIGURA 4.21 – Exemplo de falha no seção central devido à aplicação de carga concentrada (VC297: perfil original W200x22,5, comprimento destravado de 1,5m e carga concentrada)

5

PROPOSIÇÃO DE PROCEDIMENTO

5.1 Introdução

Com base nos resultados apresentados e avaliados no capítulo precedente, é proposto um procedimento para obtenção do momento fletor resistente para o estado-limite de flambagem lateral com torção de vigas celulares, com a geometria conforme subitem 1.3. Esse procedimento tem como base adoção das prescrições da ABNT NBR 8800:2008 para vigas de alma sólida, mas substituindo-se os parâmetros de esbeltez λ_p e λ_r , relacionados respectivamente à plastificação e ao início do escoamento pelos valores correspondentes de comprimentos destravados, quais sejam L_p e L_r e, ainda:

- tomando as propriedades geométricas da seção líquida no centro das aberturas, com a constante de empenamento determinada conforme Kohnehpooshi e Showkati (2009) Equação (5.2);
- trocando o valor de L_r por um valor corrigido, $L_{r,cor}$, maximizado em 20%;

- assumindo como momento fletor resistente máximo um valor igual a 90% do momento de plastificação.

Todos esses ajustes têm o objetivo de fazer com que o procedimento proposto forneça resultados próximos aos da análise numérica.

5.2 Formulação para procedimento proposto

Com base no exposto, o procedimento proposto pode ser assim resumido:

- se $L_b > L_{r,cor}$, com

$$L_{r,cor} = \frac{1,66\sqrt{I_y J}}{J \beta_1} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \frac{27 C_w \beta_1^2}{I_y}}} \quad (5.1)$$

tem-se que:

$$M_{Rk} = M_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E I_y}{L_b^2} \sqrt{\frac{C_w}{I_y} \left(1 + 0,039 \frac{J L_b^2}{C_w} \right)} \quad (5.2)$$

onde L_b é o comprimento destravado sujeito à flambagem lateral com torção, I_y é o momento de inércia em relação ao eixo central que passa pelo plano médio da alma, C_b é o fator de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme conforme a ABNT NBR 8800:2008, J é a constante de torção, C_w é a constante de empenamento da seção transversal, e

$$\beta_1 = \frac{0,7 f_y W_x}{E J} \quad (5.3)$$

sendo E o módulo de elasticidade e f_y a resistência ao escoamento do aço e W_x o módulo resistente elástico da seção transversal em relação ao eixo central perpendicular à alma;

- se $L_p < L_b \leq L_{r,cor}$, com

$$L_p = 1,76 r_y \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (5.4)$$

sendo r_y o raio de giração em relação ao eixo central que passa pelo plano médio da alma, tem-se que

$$M_{Rk} = M_{cr} = C_b \left[0,90M_{pl} - (0,90M_{pl} - M_{r,cor}) \frac{L_b - L_p}{L_{r,cor} - L_p} \right] \leq 0,90M_{pl} \quad (5.5)$$

onde M_{pl} é o momento de plastificação da seção transversal e $M_{r,cor}$ é o momento fletor correspondente ao início do escoamento, ajustado em função do valor de $L_{r,cor}$, igual a:

$$M_{r,cor} = \frac{0,31E}{L_{r,cor}^2} \sqrt{I_y (1000C_w + 39J L_b^2)} \quad (5.6)$$

- se $L_b \leq L_p$

$$M_{Rk} = 0,90M_{pl} \quad (5.7)$$

5.3 Avaliação do procedimento utilizado

Pode-se observar graficamente, pelas FIG. 4.7 a 4.15, que os valores do momento fletor resistente obtidos com o procedimento proposto encontram-se muito próximos dos obtidos na análise numérica. As FIG. 5.1, 5.2 e 5.3 mostram a diferença percentual entre os valores obtidos por esse procedimento e pela análise numérica para os casos de momento constante, carga uniformemente distribuída e carga concentrada, respectivamente. Observa-se que na FIG. 5.1, a diferença para momento constante varia aproximadamente de -2% a 6%, sendo maior na região onde os vãos são menores.

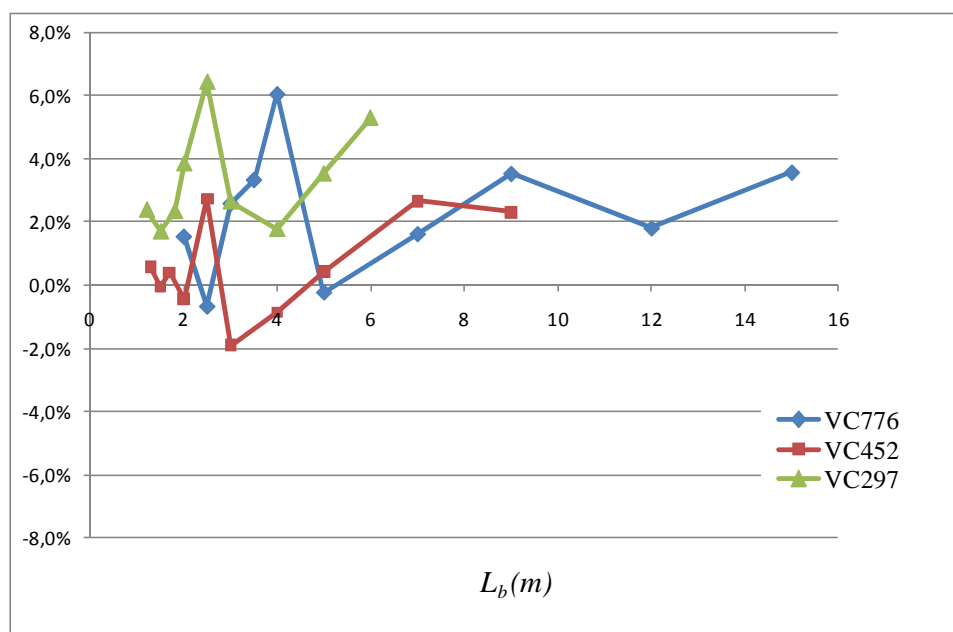


FIGURA 5.1 – Diferença percentual entre a formulação proposta e a análise numérica para momento constante

A FIG. 5.2 mostra os resultados para o carregamento de carga distribuída no vão. Nota-se que a viga celular VC452 originada do perfil laminado W310x32,7 apresenta, na região inelástica, uma redução significativa do momento resistente nominal. Essa redução, como já exposto, é devida à interação dos demais efeitos locais, como o mecanismo Vierendel e colapso devido ao cisalhamento, que, neste estudo, não foram mensurados ou relacionados matematicamente com alguma característica geométrica. A falta de estudos paralelos do comportamento da viga celular na região inelástica e a falta de um padrão nas deformadas dos modelos estudados, não conduzem, neste trabalho, a uma análise mais precisa desses fenômenos acoplados.

Embora o comportamento na fase elástica esteja bem caracterizado pelo procedimento proposto neste trabalho, e de ter sido amplamente estudado por Sweedan (2010), o comportamento da viga celular na região inelástica, quando submetida a carregamentos que geram tensões de cisalhamento, não apresentou premissas que pudessem determinar fatores numéricos relacionando condições de tensões atuantes, geometria, tipo de carregamento, etc., para um dimensionamento seguro nessas condições.

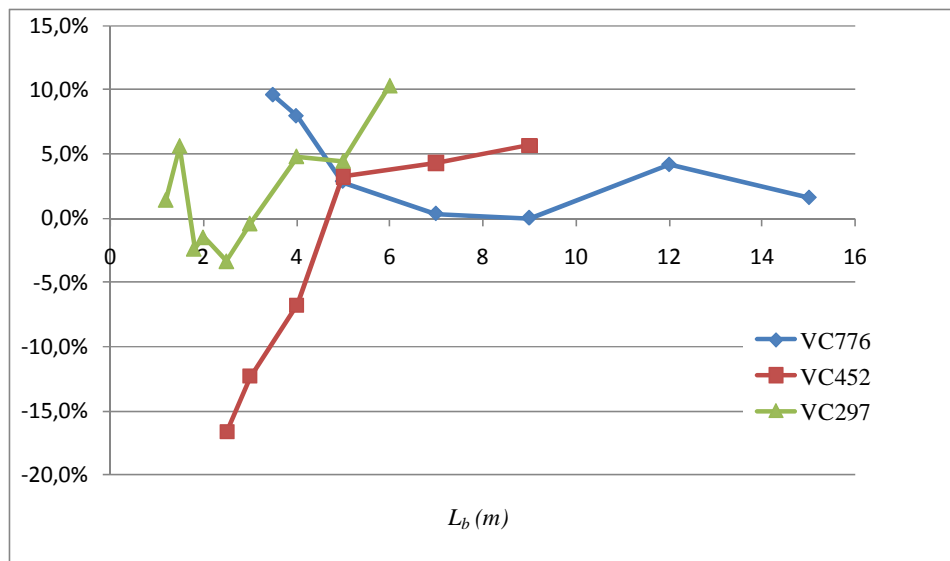


FIGURA 5.2 - Diferença percentual entre a formulação proposta e a análise numérica para carga distribuída

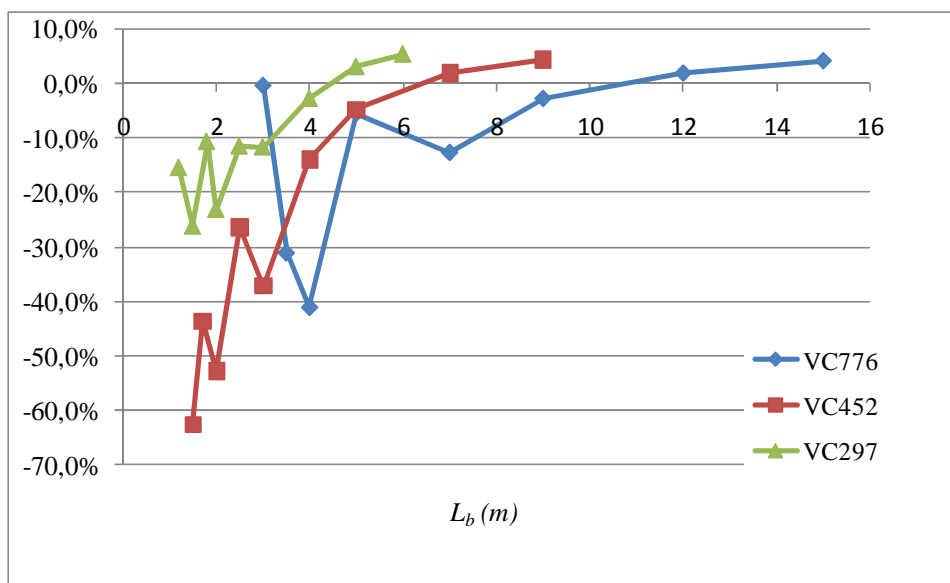


FIGURA 5.3 – Diferença percentual entre a formulação proposta e a análise numérica para carga concentrada

6

CONCLUSÃO

6.1 Introdução

Neste trabalho foi desenvolvido um procedimento para determinação do momento fletor resistente nominal de vigas de aço celulares, para o estado-limite último de flambagem lateral com torção. Foram abordados os casos em que as vigas possuem vínculo de garfo (empenamento livre e torção impedida) nas extremidades do comprimento destravado e estejam submetidas aos carregamentos de momento uniforme em relação ao eixo perpendicular à alma, carregamento uniformemente distribuído aplicado no nível do centro de torção da seção transversal e uma carga concentrada aplicada na seção central do vão, no nível do centro de torção.

Para se chegar ao procedimento, inicialmente foi desenvolvida e aferida uma modelagem numérica pelo Método dos Elementos Finitos, para análise não-linear, prevendo comportamentos elástico e inelástico e a influência das tensões residuais, usando o Programa ABAQUS (Hibbit *et al.*, 1998).

Posteriormente, foram processadas vigas celulares com três alturas diferentes e distantes entre si (297 mm, 452 mm e 776 mm, derivadas dos perfis laminados W 200x22,5, W 310 x 32,7 e W 530 x 85, respectivamente), procurando assim abranger o comportamento de peças em uma ampla faixa da construção metálica. Os vãos, sempre tomados iguais aos comprimentos destravados, variaram de valores reduzidos, em que o colapso se dá em regime inelástico, a valores elevados, nos quais a flambagem ocorre em regime elástico. Todos os resultados foram expressos em termos de curvas relacionando o momento fletor resistente M_{Rk} e o comprimento destravado L_b .

Com objetivo de apoiar a busca do melhor procedimento de cálculo do momento resistente para o estado-limite último em estudo, e também para aferição desse procedimento, foram feitas comparações entre os valores obtidos da análise numérica para as vigas celulares e os valores fornecidos pela ABNT NBR 8800:2008 para as vigas de alma sólida com os perfis originais e com perfis hipotéticos de mesma altura das vigas celulares. Foram também feitas comparações com os valores obtidos aplicando-se, sem modificação, a formulação da ABNT NBR 8800:2008 às vigas celulares, com as propriedades geométricas da seção transversal calculadas no centro das aberturas, considerando-se, nesse caso, a constante de empenamento C_w segundo a Eq. 4.2, aplicável usualmente aos perfis de alma sólida.

Ao final, chegou-se a um procedimento, de fácil utilização prática, que adota a mesma formulação da ABNT NBR 8800:2008 para vigas de alma sólida, utilizando as propriedades da seção transversal no centro das aberturas e aumentando em 20% valor do comprimento destravado correspondente ao início do escoamento e assumindo como momento máximo resistente 90% do momento de plastificação.

6.2 Sobre o procedimento proposto

Os resultados gerados pelo procedimento proposto não contemplam qualquer efeito devido ao colapso local, quer seja no montante alma, sujeito à sobreposições de tensões (cisalhamentos vertical e horizontal, efeito localizado da aplicação da carga na meia

altura da viga, etc.), quer seja nas mesas (formação de rótulas plásticas nos tês inferior e superior devido ao fenômeno Vierendel), principalmente no comportamento inelástico dos modelos numéricos estudados.

Analisando-se a saída de dados, conclui-se que esses efeitos são bastante significativos na determinação do momento fletor resistente de cálculo na região inelástica, portanto, não tornando possível o tratamento da flambagem lateral com torção isoladamente neste caso.

6.3 Sugestão para estudos futuros

Conforme já colocado anteriormente, a influência dos efeitos locais na fase inelástica é bastante significativa nos valores de momento fletor resistente obtidos pela análise numérica. Estes efeitos não foram, neste trabalho, avaliados de uma maneira qualitativa. Portanto, para trabalhos futuros, sugere-se que seja estudado um maior número de modelos geométricos de maneira a qualificar melhor esses fenômenos locais, principalmente na região inelástica, bem como análises laboratoriais para aferição destes.

7

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT NBR 8800:2008. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios. *Associação Brasileira de Normas Técnicas*, Rio de Janeiro, 2008.
- BS 5950-1:2000 (2001). Structural use of steel in building – Part: Code of practice for design – Rolled and welded sections. *British Standards Institution (BSI)*, 2001.
- BEZERRA, E.M.; FAKURY, R.H.; CASTRO E SILVA, A.L.R.; CALDAS, R.B. Determinação do Momento Fletor Resistente à flambagem Lateral com Torção de Vigas de Aço Casteladas, *Anais das XXXIV Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural*, San Juan, Argentina, 2010.
- BATHE, K.J., Finite element procedures- Revision of: Finite element procedures in engineering analysis, 1996 , Prentice-Hall.
- CASTRO E SILVA, A.L.R. Análise numérica não-linear da flambagem local de perfis de aço estrutural submetidos à compressão uniaxial. *Tese de doutorado, Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais*, Belo Horizonte, 2006.
- CHEN, W. F. E HAN, D. J. Plasticity for Structural Engineers, *Springer-Verlag*, 1987

- CHUNG KF, LIU TCH, KO ACH. Investigation on Vierendel mechanism in steel beams with circular web openings. *Journal of Constructional Steel Research* 2000;57:467–90.
- CHUNG KF, LIU TCH, KO ACH. Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalized moment–shear interaction curve. *Journal of Constructional Steel Research* 2003;59:1177–200.
- EARLS, C. J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. *Journal of Constructional Steel Research*, 51:147-175, 1999
- GALAMBOS, T.V., 1988 - Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 4th Ed., A. Wiley – Interscience, 1988.
- GERDAU AÇOMINAS, Tabela de bitolas, em www.gerdau.com.br/perfisgerdauacominas acessado em 01/03/2008.
- HARPER, C.S. Design in steel 4: Castellated & Cellular Beams, *British Steel Publications*, 1994.
- HIBBITT, KARLSSON AND SORENSEN. ABAQUS/Standard – User’s manual, Vol. I, II e III, *Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc*, EUA, 1998.
- KERDAL D, NETHERCOT DA. Failure modes for castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research* 1984; 4:295-315.
- KOHNEPOOSHI, O.; SHOWKATI, H. (2009), Numerical and Structural Behavior of Elastic Castellated Section. *European Journal of Scientific Research*, 2:306-318, 2009.
- LIU TCH, CHUNG KF. Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: finite element investigation. *Journal of Constructional Steel Research* 2003; 59:1159–76.
- LOURENÇO, P. B. Métodos computacionais na mecânica dos sólidos não linear. *Relatório 99-DEC/E-1. Universidade do Minho*, Portugal. 1999
- MOHEBKHAH A. The moment-gradient factor in lateral–torsional buckling on inelastic castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research* 2004;60: 1481–94.
- NETHERCOT DA, KERDAL D. Lateral–torsional buckling of castellated beams. *Structural Engineering Journal*, London 1982;60B(3):53–61.
- OLANDER, H.C. A method of calculating stresses in rigid frames corners. *Journal of ASCE* 1954

- REDWOOD R, DEMIRDJIAN S. Castellated beam web buckling in shear. *Journal of Structural Engineering*, ASCE 1998;124(10):1202–7.
- REIS A.L.F. O Método da energia aplicado à flambagem lateral com torção de vigas de aço, 155 paginas, *Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1996.*
- SOUZA, L.A. Flambagem Lateral com torção de vigas de aço em regime elasto-plástico. *Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1999.*
- SWEEDAN AMI, Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams. *Journal of Constructional Steel Research* 2010;67: 151-163
- SWEEDAN AMI, EL-SAWY KM, MARTINI MI. Identification of the buckling capacity of axially loaded cellular columns. *Journal of Thin-Walled Structures* 2009; 47(4):442–54.
- THEVANDRAN, V. E SHANMUGAM, N.E., - Lateral buckling of doubly symmetric beams containing openings, *Journal of Engineering Mechanics* 1991; 117, N. 7: 1427-1441.
- WARD, J. K. Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams, *The Steel Construction Institute, 2ª edição, 1994.*
- WESTOK, 2008 - Engineer Design Guide. Apresenta manual sobre vigas celulares em formato pdf. Disponível em: <<http://www.westok.co.uk>>. Acesso em: mar/09 e out/10.
- ZAAROUR W, REDWOOD R. Web buckling in thin webbed castellated beams. *Journal of Structural Engineering*, ASCE 1996;122(8):860–6.
- ZIRAKIAN T, Showkati H. Distortional buckling of castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research* 2006;62:863–71.
- ZIRAKIAN T. Lateral–distortional buckling of I-beams and the extrapolation techniques. *Journal of Constructional Steel Research* 2008;64:1–11.