

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

TIAGO FURLAN RODOLPHO

**ANÁLISE NUMÉRICA DA ESTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS
CELULARES DE AÇO BIAPOIADOS SUBMETIDOS A COMPRESSÃO
AXIAL**

MARINGÁ
2023

TIAGO FURLAN RODOLPHO

**ANÁLISE NUMÉRICA DA ESTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS
CELULARES DE AÇO BIAPOIADOS SUBMETIDOS A COMPRESSÃO
AXIAL**

Dissertação apresentada à Universidade Estadual de Maringá, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, na área de concentração Estruturas, para obtenção do título de mestre.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins

Co-Orientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi

MARINGÁ

2023

Dados Internacionais de Catalogação-na-Publicação (CIP)
(Biblioteca Central - UEM, Maringá - PR, Brasil)

R695a

Rodolpho, Tiago Furlan

Análise numérica da estabilidade global de perfis celulares de aço biapoiados submetidos a compressão axial / Tiago Furlan Rodolpho. -- Maringá, PR, 2023. xxii, 151 f.: il. color., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2023.

1. Colunas celulares (Engenharia civil). 2. Compressão (Engenharia civil). 3. Instabilidade (Engenharia civil). 4. Análise numérica (Engenharia civil). 5. Sistema estrutural (Engenharia civil). I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Rossi, Alexandre, coorient. III. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. IV. Título.

CDD 23.ed. 624.18

TIAGO FURLAN RODOLPHO

**ANÁLISE NUMÉRICA DA ESTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS CELULARES
DE AÇO BIAPOIADOS SUBMETIDOS A COMPRESSÃO AXIAL**

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 29/03/2023, julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL e aprovada em sua forma final, como requisito parcial para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL DA UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ

BANCA EXAMINADORA

Documento assinado digitalmente



CARLOS HUMBERTO MARTINS
Data: 29/03/2023 14:49:17-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Carlos Humberto Martins
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá
Professor Orientador

Documento assinado digitalmente



ALEXANDRE ROSSI
Data: 30/03/2023 12:45:45-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Alexandre Rossi
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Federal de Uberlândia
Professor Coorientador

Documento assinado digitalmente



FELIPE PIANA VENDRAMELL FERREIRA
Data: 30/03/2023 10:29:04-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira
Faculdade de Engenharia Civil
Universidade Federal de Uberlândia

Documento assinado digitalmente



ZACARIAS MARTIN CHAMBERLAIN PRAVIA
Data: 30/03/2023 08:33:18-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Zacarias Martin Chamberlain Pravia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil e Ambiental
Universidade de Passo Fundo

À Deus e a minha família, pela constante paciência e amparo.

AGRADECIMENTOS

À Deus, primeiramente. Pela porta que me abriu, pelo constante amparo e paciência, e porque me colocou em uma comunidade cristã que me ajudou ao longo desse caminho.

Aos meus pais, Flávio e Ivana, que jamais mediram esforços para dar aos filhos a possibilidade de ter um estudo e um trabalho digno. Aos meus irmãos, que estiveram ao meu lado e me ajudaram a seguir em frente nesses anos.

Ao meu professor Carlos Humberto Martins, que mesmo à distância, me deu um voto de confiança e me aceitou como seu aluno orientado, além de sua paciência, compreensão e disponibilidade para meu auxílio e desenvolvimento deste trabalho.

Ao professor co-orientador Alexandre Rossi, pelo seu tempo e pelo conhecimento científico transmitido, um exemplo de profissional da academia.

Ao colega José Henrique Delábio Gonçalves, que me indicou o programa de pós-graduação da Universidade Estadual de Maringá e me ajudou a ingressar nesse caminho e no presente grupo de estudos.

Ao colega Adriano Silva de Carvalho, pela recorrente ajuda na execução das rotinas de automatização que tornaram possível a entrega desse trabalho com maior qualidade e eficiência.

A todos os professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá, que contribuíram para minha formação acadêmica e profissional.

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

“Portanto, se a pesquisa metódica, em todas as ciências, proceder de maneira verdadeiramente científica, segundo as leis morais, na realidade nunca será oposta à fé: tanto as realidades profanas quanto as da fé originam-se do mesmo Deus. Mais ainda: quem tenta perscrutar com humildade e perseverança os segredos das coisas, ainda que disso não tome consciência, é como que conduzido pela mão de Deus, que sustenta todas as coisas, fazendo com que elas sejam o que são.”

Gaudium et spes 36, 2

RESUMO

A influência da geometria e dos materiais sobre a instabilidade de colunas celulares de aço ainda não está claramente definida na literatura, nas pesquisas e nas normas existentes. Estudos sobre perfis celulares atuando como vigas têm sido encontradas com mais frequência, porém para esses perfis atuando como colunas eles são mais escassos. Alguns autores têm investigado a influência das imperfeições físicas e geométricas sobre a resistência desses perfis, considerando excentricidade de carga e propondo modelo de tensões residuais particulares, enquanto outros autores têm dado foco ao efeito de cisalhamento e de flexão nesses perfis, visto que eles atuam junto aos efeitos de compressão. Os procedimentos analíticos adotados no texto principal das normas nacionais e internacionais não contemplam o cálculo da inércia dos perfis celulares, que tem sua área reduzida significativamente principalmente em relação ao eixo de maior inércia devido as aberturas. A fim de solucionar esse problema, quatro métodos de calcular as propriedades geométricas de perfis celulares serão analisadas: método da seção de alma cheia, método da seção “2T”, método da ponderação por superfície e o método da ponderação por linha. Utilizando-se das expressões da EN 1993-1-1:2005 e da ABNT NBR 8800:2008, cada um dos quatro métodos resultará em uma carga última de instabilidade. Será realizado um estudo paramétrico de 576 colunas celulares no software *ABAQUS*, que se utiliza do Método dos Elementos Finitos (MEF) para executar análises numéricas. Aqui se faz importante o uso desse software principalmente para análises lineares e não lineares, características de estudos de instabilidade que levam em consideração as imperfeições físicas e geométricas. O estudo paramétrico contará com a variação dos seguintes parâmetros: material, seção, altura expandida da seção, comprimento, diâmetro das aberturas e espaçamento entre elas. Será constante a condição de contorno (biapoiada, travamento lateral na direção do eixo de maior inércia) e a forma de aplicação do carregamento, que será simulada por um deslocamento axial pontual centralizado no topo do perfil. Os resultados da análise paramétrica serviram para verificar qual das curvas de projeto da EN 1993-1-1:2005 melhor se adapta as colunas celulares, assim como a curva da ABNT NBR 8800:2008, além de identificar o grau de influência dos parâmetros analisados sobre a resistência das colunas celulares. Tomando como base os procedimentos da EN 1993-1-1:2005, o método analítico da ponderação por superfície obteve o melhor resultado para o aço S355 e S690. Em relação a ABNT NBR 8800:2008, o método da seção “2T” obteve os melhores resultados para o aço S355 e o método da ponderação por linha para o aço S690. Entretanto, a discrepância entre alguns resultados indicou a insegurança da aplicação da ABNT NBR 8800:2008 para perfis de aço de alta resistência.

Palavras-chave: Colunas celulares. Compressão. Instabilidade. Análise Numérica.

ABSTRACT

The influence of geometry and materials on the instability of cellular steel columns is still not clearly defined in the literature, research and existing standards. Research on the behavior of cellular beams has been found more frequently, but studies on these profiles acting as columns are scarcer in current available bibliography. Some authors have investigated the influence of geometric and physical imperfections, considering load eccentricity and proposing a particular residual stresses model, while other authors have focused on the shear and bending effect on these profiles, since they act together with the compression effects. The analytical procedures adopted in the main content of national and international standards do not include the calculation of the inertia of the cellular profiles, which have their area reduced significantly mainly in relation to the axis of greater inertia due to the openings. In order to solve this problem, four methods of calculating the geometric properties of cellular profiles will be analyzed: the plain web section method, the “2T” section method, the surface weighting method and the linear weighting method. Using the expressions of EN 1993-1-1:2005 and ABNT NBR 8800:2008, each of the four methods will result in an ultimate buckling load. To verify which of the three methods results in values that best correspond to reality, a parametric study of 576 cellular columns will be carried out in the ABAQUS software, which uses the Finite Element Method (FEM) to perform numerical analysis. Here, it is important to use this software mainly for linear and non-linear analyses, characteristics of instability studies that take physical and geometric imperfections into account. The parametric study will include the variation of the following parameters: material, section, expanded height of the section, length, diameter of the openings and spacing between them. The boundary condition will be constant (double-supported, lateral locking in the direction of the axis of greatest inertia) and the form of application of the load, which will be simulated by a punctual axial displacement centered on the top of the profile. The results of the parametric analysis served to verify which of the project curves from EN 1993-1-1:2005 best fits the cellular columns, as well as the curve from ABNT NBR 8800:2008, in addition to identifying the degree of influence of the parameters analyzed on the resistance of cellular columns. Based on the procedures of EN 1993-1-1:2005, the analytical method of surface weighting obtained the best result for steel S355 and S690. Regarding ABNT NBR 8800:2008, the “2T” section method obtained the best results for S355 steel and the linear weighting method for S690 steel. However, the discrepancy between some results indicated the insecurity of applying ABNT NBR 8800:2008 for high strength steel columns.

Keywords: Cellular Columns. Compression. Instability. Numerical Analysis.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 - Exemplos de aplicações para perfis celulares: (a) Centro de Distribuição da Renault (Swindon, Inglaterra); (b) Aeroporto Internacional O'Hare de Chicago (EUA); (c) Estacionamento da Ikea (Leeds, Inglaterra); (d) Garagem da Porsche (Liverpool, Inglaterra); (e) Supermercado (Reykjavik, Islândia)	26
Figura 1.2 - Processo padrão de fabricação de perfis celulares	27
Figura 1.3 - Fabricação de perfis celulares: (a) defasagem dos módulos; (b) solda;	28
Figura 1.4 – Parâmetros geométricos	28
Figura 1.5 – Otimização da posição das aberturas	30
Figura 1.6 – Pórticos com colunas em perfis celulares	31
Figura 1.7 – Fluxograma: metodologia	35
Figura 2.1 – Distribuição interna de forças na alma e na seção “tê” de acordo com a analogia de Vierendeel.....	37
Figura 2.2 - Mecanismo Vierendeel: (a) Distribuição de tensões; (b) Transferência de força cortante através da abertura; (c) Deformação experimental resultante	38
Figura 2.3 – Colapso do montante da alma: a) Linha de compressão e deformação no colapso; b) Instabilidade do montante da alma.....	38
Figura 3.1 – Diagrama tensão versus deformação com e sem tensão residual.....	44
Figura 3.2 – Distribuição de tensões residuais de perfis soldados ECCS (1984).....	46
Figura 3.3 – Medição das tensões residuais no perfil de alma cheia.....	47
Figura 3.4 – Medição de tensões residuais nos perfis celulares	47
Figura 3.5 – Proposta de modelo de distribuição de tensões residuais para perfis celulares ...	48
Figura 3.6 – Curvas de projeto da norma europeia (EN 1993-1-1:2005) e brasileira (ABNT NBR 8800:2008)	50
Figura 4.1 – Seção de alma cheia	52
Figura 4.2 – Seção “2T”	52
Figura 4.3 – Método da ponderação por superfície	53
Figura 4.4 – Método da ponderação por linha.....	55
Figura 5.1 – Instabilidade global: (a) instabilidade por flexão em torno do eixo y; (b) instabilidade por flexão em torno do eixo x; (c) instabilidade por torção (em torno do eixo z); (d) instabilidade por flexo-torção	58
Figura 5.2 – Instabilidade local	58

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 5.3 – Comportamento estrutural genérico do perfil	59
Figura 5.4 – Trajetória de equilíbrio bifurcacional.....	60
Figura 5.5 – Trajetórias de equilíbrio (linear e não-linear)	61
Figura 5.6 – Curvas de projeto	64
Figura 6.1 – Arranjo experimental	69
Figura 6.2 – Modelagem no <i>ABAQUS</i> : validação pelo experimento Ma <i>et al.</i> (2018)	71
Figura 6.3 – Modelo constitutivo do aço.....	71
Figura 6.4 – Discretização da malha	72
Figura 6.5 – Configuração deformada e curva carga-deslocamento	73
Figura 6.6 – Seções investigadas: (a) Série C80; (b) Série C100, dimensões em milímetros..	76
Figura 6.7 – Arranjo experimental	77
Figura 6.8 – Modelagem no <i>ABAQUS</i>	78
Figura 6.9 – Discretização da malha	79
Figura 6.10 – Configuração deformada e curva carga-deslocamento	80
Figura 6.11 – Resumo e comparação dos resultados.....	83
Figura 6.12 – Modelagem da seção no <i>ABAQUS</i>	84
Figura 6.13 – Geometria no <i>ABAQUS</i>	84
Figura 6.14 – Relação tensão-deformação do aço.....	85
Figura 6.15 - Esquema de apoio nas chapas de extremidade	87
Figura 6.16 – Esquema de travamento lateral	87
Figura 6.17 – Elemento finito S4R.....	88
Figura 6.18 – Elemento discretizado com elementos S4R de 20 mm.....	89
Figura 6.19 – Modo de instabilidade correspondente ao primeiro autovetor.....	90
Figura 6.20 – Curva carga deslocamento pelo método Ricks modificado	90
Figura 6.21 – Algoritmo de Ricks modificado	91
Figura 6.22 – Exemplo genérico análise não linear. (a) Configuração deformada (ampliada 50 vezes). (b) Gráfico carga-deslocamento	92
Figura 6.23 – Fluxograma do estudo paramétrico (total de 576 simulações).....	93
Figura 6.24 – Padrão de nomenclatura	93
Figura 7.1 – Curvas carga-deslocamento colunas celulares de aço S355	95
Figura 7.2 – Curvas carga-deslocamento para colunas celulares esbeltas de aço S355.....	95
Figura 7.3 – Curvas carga-esbeltez pelo método da seção “2T” para colunas celulares de aço S355	96

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 7.4 – Curvas carga-esbeltez pelo método da ponderação por linha para colunas celulares de aço S355	97
Figura 7.5 – Distribuição de tensões (a); Configuração deformada no centro do perfil celular comprimido em escala 50:1 (b)	98
Figura 7.6 – Comparação entre os métodos analíticos com base no EN 1993-1-1:2005	98
Figura 7.7 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005	100
Figura 7.8 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005	100
Figura 7.9 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005	102
Figura 7.10 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005	103
Figura 7.11 – Comparação entre os métodos analíticos com base na ABNT NBR 8800:2008	104
Figura 7.12 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008	105
Figura 7.13 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005	106
Figura 7.14 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008	107
Figura 7.15 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base na ABNT NBR 8800:2008	107
Figura 7.16 – Comparação entre as normas para o método da seção de alma cheia	109
Figura 7.17 – Comparação entre as normas para o método da seção “2T”	109
Figura 7.18 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por superfície	110
Figura 7.19 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por linha	111
Figura 8.1 – Curvas carga-deslocamento para colunas celulares de aço S690	113
Figura 8.2 – Curvas carga-deslocamento para colunas celulares de aço S690	113
Figura 8.3 – Curvas carga-esbeltez reduzida pelo método da seção “2T” para perfis celulares de aço S690	114
Figura 8.4 – Curvas carga-esbeltez reduzida pelo método da seção “2T” para perfis celulares de aço S690	115
Figura 8.5 – Comparação entre os métodos analíticos com base no EN 1993-1-1:2005	116

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 8.6 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005.....	117
Figura 8.7 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005.....	118
Figura 8.8 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005.....	119
Figura 8.9 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005.....	120
Figura 8.10 – Comparação entre os métodos analíticos com base na ABNT NBR 8800:2008	121
Figura 8.11 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008.....	122
Figura 8.12 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base na ABNT NBR 8800:2008.....	123
Figura 8.13 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008	123
Figura 8.14 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base na ABNT NBR 8800:2008.....	124
Figura 8.15 – Comparação entre as normas para o método da seção de alma cheia.....	125
Figura 8.16 – Comparação entre as normas para o método da seção “2T”	126
Figura 8.17 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por superfície	127
Figura 8.18 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por linha.....	127
Figura B.1 – Resultados estudo paramétrico <i>ABAQUS</i>	151

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Padrão de distribuição de tensão residual de perfil laminados.....	45
Tabela 5.1 – Coeficientes de imperfeição para as curvas de projeto.....	65
Tabela 5.2 – Critérios de seleção da curva de projeto	65
Tabela 6.1 – Propriedades geométricas reais das colunas	70
Tabela 6.2 – Média das propriedades físicas medidas para cada chapa	70
Tabela 6.3 – Tensões residuais	72
Tabela 6.4 – Resultados de validação para o artigo de Ma <i>et al.</i> (2018).....	73
Tabela 6.5 – Experimentos de teste de carga.....	76
Tabela 6.6 – Resultados de validação para o artigo de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)	79
Tabela 6.7 – Propriedades nominais dos materiais.....	85
Tabela 6.8 – Propriedades nominais e reais do aço S355.....	86
Tabela 6.9 – Propriedades nominais e reais do aço S690.....	86
Tabela 6.10 – Classes dos elementos de casca (<i>Shell</i>)	88
Tabela 6.11 – Resultados das análises para determinação do refinamento da malha	89
Tabela 9.1 – Resumo dos resultados	131
Tabela B.1 – Resumo dos resultados numéricos e analíticos	140

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	- Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISC	- <i>American Institute of Steel Construction</i>
ANSI	- <i>American National Standards Institute</i>
EC3	- Eurocode 3
ECCS	- <i>European Convention for Constructional Steelwork</i>
EN	- <i>European Standard</i>
FD	- Flambagem Distorcional
MEF	- Método dos Elementos Finitos
NBR	- Norma Brasileira
SSRC	- Social Science Research Council
EUA	- Estados Unidos da América
CTICM	- Centre Technique Industriel de la Constriction Métallique

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Romanas Maiúsculas

A	Área da seção do perfil I original
A_{c1}	Área da seção transversal de um tê (cordão)
A_c	Área da seção de alma cheia
A_g	Área da seção bruta
A_T	Área da seção “2T”
A_{PS}	Área da seção pelo método da ponderação por superfície
A_{PL}	Área da seção pelo método da ponderação por linha
A_{eff}	Área efetiva da seção
I_0	Momento polar de inércia
$I_{x,c}$	Momento de inércia relação ao eixo x da seção de alma cheia
$I_{x,T}$	Momento de inércia relação ao eixo x da seção “2T”
$I_{x,c1}$	Momento de inércia de um cordão de perfis celulares em relação ao eixo x
I_x	Momento de inércia em torno do eixo x
$I_{x,PS}$	Momento de inércia em torno do eixo x pelo método da ponderação por superfície
$I_{x,PL}$	Momento de inércia em torno do eixo x pelo método da ponderação por linha
I_y	Momento de inércia em torno do eixo y
K_x	Coefficiente de instabilidade de barras comprimidas em relação ao eixo x
K_y	Coefficiente de instabilidade de barras comprimidas em relação ao eixo y
L_x	Comprimento destravado em relação ao eixo x
L_y	Comprimento destravado em relação ao eixo y
N_{Rd}	Força axial de compressão resistente de cálculo
N_{Rk}	Força axial de compressão resistente característica
$N_{Rk,ABAQUS}$	Força axial de compressão resistente característica da análise numérica
$N_{Rk,analítico}$	Força axial de compressão resistente característica do método analítico
$N_{cr,T}$	Carga crítica de instabilidade por torção (em relação ao eixo z)
$N_{cr,x}$	Carga crítica de instabilidade em relação ao eixo x
$N_{cr,y}$	Carga crítica de instabilidade em relação ao eixo y

LISTA DE SÍMBOLOS

N_{cr}	Carga crítica
P_{abaqus}	Carga última da análise numérica no <i>ABAQUS</i>
P_{exp}	Carga última experimental
W_x	Módulo de resistência elástico em relação ao eixo x
W_y	Módulo de resistência elástico em relação ao eixo y
Z_x	Módulo de resistência plástico em relação ao eixo x
E	Módulo de elasticidade longitudinal / Módulo de Young
H	Altura do perfil celular
L	Comprimento do perfil
L_{eff}	Comprimento efetivo
P	Carga genérica
Q	Fator de redução total associado à instabilidade local
S	Distância entre o centro das aberturas (passo)
T	Temperatura Genérica

Letras Romanas Minúsculas

c_{eff}	Largura efetiva do elemento
h_{c1}	Altura de um cordão (tê) do perfil celular
$i_{x,c}$	Raio de giração em relação ao eixo x da seção de alma cheia
$i_{x,T}$	Raio de giração em relação ao eixo x da seção “2T”
$i_{x,PS}$	Raio de giração em relação ao eixo x pelo método da ponderação por superfície
$i_{x,PL}$	Raio de giração em relação ao eixo x pelo método da ponderação por linha
f_u	Tensão última do aço
f_y	Tensão de escoamento do aço
r_b	Largura do corte de perfis celulares
t_f	Espessura da mesa
t_w	Espessura da alma
u^{-N}	Vetor de deslocamento
w_{end}	Espaçamento entre aberturas de extremidade e a borda do perfil
$y_{0,c1}$	Distância do centro de gravidade do cordão ao eixo x do perfil celular
y_{c1}	Posição do centro de gravidade do cordão

LISTA DE SÍMBOLOS

h	Altura do perfil I original
a	Diâmetro da abertura celular
b	Largura das mesas
n	Número de aberturas
k_{σ}	Fator de instabilidade
w	Espaçamento entre aberturas
$w_{end,min}$	Espaçamento mínimo entre aberturas de extremidade e a borda do perfil

Letras Gregas

σ_p	Tensão de proporcionalidade
σ_r	Tensão residual
$\sigma_{res,alma}$	Tensão residual da alma
$\sigma_{nominal}$	Tensão nominal
σ_{real}	Tensão real
χ	Fator de redução associado à resistência à compressão
γ_{M1}	Coefficiente de ponderação das resistências do aço estrutural para estados-limites últimos relacionados a escoamento, flambagem e instabilidade
$\bar{\lambda}$	Índice de esbeltez; parâmetro de esbeltez; esbeltez não dimensional
$\bar{\lambda}_p$	Índice de esbeltez reduzido do elemento
λ_0	Índice de esbeltez reduzido
ϕ	Imperfeição de oscilação global inicial
ψ	Taxa de tensão
ρ	Fator de redução
α	Fator de imperfeição
ν	Coefficiente de Poisson
v	Deslocamento/Curvatura inicial
ε_b	Deformação no ponto onde a tensão é a média da tensão última e de escoamento
ε	Deformação
ε_{el}	Deformação elástica
ε_{nom}	Deformação nominal
ε_{pl}	Deformação plástica
ε_{real}	Deformação real

LISTA DE SÍMBOLOS

$\varepsilon_{elástica\ real}$	Deformação elástica real
$\varepsilon_{plástica\ real}$	Deformação plástica
ε_{st}	Deformação em um ponto do diagrama tensão/deformação
ε_t	Deformação nominal total
ε_u	Deformação nominal última
ε_y	Deformação nominal elástica
γ_H	Fator de expansão
γ_a	Fator de abertura
γ_s	Fator de passo

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO.....	25
1.1.	GENERALIDADES	25
1.2.	JUSTIFICATIVA	32
1.3.	OBJETIVOS	33
1.4.	METODOLOGIA	33
1.5.	DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS	35
2.	MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES	36
2.1.	MECANISMO VIERENDEEL	37
2.2.	COLAPSO NO MONTANTE DA ALMA	38
2.3.	INSTABILIDADE GLOBAL.....	38
2.3.1.	Aço de Alta Resistência	41
3.	IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS.....	43
3.1.	TENSÕES RESIDUAIS	43
3.1.1.	Tensões Residuais de Perfis I Laminados e Soldados.....	44
3.1.2.	Tensões Residuais de Perfis Celulares	46
3.2.	IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS.....	48
4.	PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO.....	51
4.1.	MÉTODO DA SEÇÃO DE ALMA CHEIA	51
4.2.	MÉTODO DA SEÇÃO “2T”	52
4.3.	MÉTODO DA PONDERAÇÃO POR SUPERFÍCIE	53
4.4.	MÉTODO DA PONDERAÇÃO POR LINHA	54
5.	INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS I.....	57
5.1.	FENÔMENOS DE INSTABILIDADE	57
5.2.	INSTABILIDADE BIFURCACIONAL	60
5.3.	ANÁLISES LINEARES E NÃO LINEARES DE ESTABILIDADE	61
5.4.	CARGA CRÍTICA	62
5.5.	INSTABILIDADE DE ACORDO COM A EN 1993-1-1:2005.....	62
5.6.	INSTABILIDADE DE ACORDO COM A ABNT NBR 8800:2008	65
6.	PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS.....	67
6.1.	SOFTWARE ABAQUS	67
6.2.	VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	68

SUMÁRIO

6.2.1.	Experimento de Ma <i>et al.</i> (2018).....	69
6.2.2.	Experimento de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatrri (2021).....	75
6.3.	RESUMO DAS VALIDAÇÕES	83
6.4.	MODELO NUMÉRICO	83
6.4.1.	Definição da Geometria.....	84
6.4.2.	Definição do material.....	85
6.4.3.	Condições de contorno: vinculações e aplicação de carga/deslocamento	86
6.4.4.	Discretização da malha.....	88
6.4.5.	Análise de Estabilidade Elástica	89
6.4.6.	Análise Não Linear Material e Geométrica.....	90
6.4.6.1.	Imperfeições Geométricas Iniciais e Imperfeições físicas (Tensões Residuais)....	92
6.5.	PREMISSAS PARA O ESTUDO PARAMÉTRICO.....	92
7.	RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355	94
7.1.	ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA E GEOMÉTRICA.....	94
7.2.	MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA EN 1993-1-1:2005	98
7.3.	MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA ABNT NBR 8800:2008	103
7.4.	COMPARAÇÃO DOS MÉTODOS ENTRE EN 1993-1-1:2005 E ABNT NBR 8800:2008	108
8.	RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690	112
8.1.	ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA E GEOMÉTRICA.....	112
8.2.	MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA EN 1993-1-1:2005	115
8.3.	MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA ABNT NBR 8800:2008	120
8.4.	COMPARAÇÃO DOS MÉTODOS ENTRE EN 1993-1-1:2005 E ABNT NBR 8800:2008	124
9.	CONSIDERAÇÕES FINAIS	129
9.1.	CONCLUSÃO	129
9.2.	SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	131
10.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	133
A.	RESULTADOS ANÁLISES NUMÉRICAS E MÉTODOS ANALÍTICOS ...	139
B.	RESULTADO GRÁFICO – ANÁLISES NUMÉRICAS	150

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Neste capítulo serão apresentados, de forma resumida, os conceitos que delimitam o tema de pesquisa do presente trabalho. Será introduzido o conceito de perfis celulares e um breve resumo histórico da sua origem, assim como os métodos de fabricação e as relações recomendadas entre parâmetros para cada finalidade. Uma breve introdução sobre os objetivos e justificativas deste trabalho será feita, assim como a metodologia aplicada para alcançá-los e a descrição dos capítulos presentes neste trabalho.

1.1. GENERALIDADES

Os perfis alveolares são elementos estruturais fabricados cortando-se perfis I ou H (chamados neste trabalho de originais ou de perfis de seção original, ou seja, perfis de alma cheia tradicionalmente comerciais e fabricados obedecendo-se às normas brasileiras aplicáveis ou na ausência destas, às normas da ASTM) longitudinalmente segundo um traçado particular, na qual separa-se as duas metades obtidas e depois faz-se a soldagem de suas partes obtendo-se um novo perfil com altura superior à do perfil original e com aberturas na sua alma. O resultado é um perfil de praticamente o mesmo peso, mas com maior rigidez em torno do eixo de maior inércia (NEVES, 2018). Contudo, essas não são as únicas vantagens que essa solução oferece: ela também é uma opção arquitetônica (ambientes mais limpos, vãos maiores, leveza visual), otimiza o peso total da estrutura, apresenta opções de customização e, nos casos de necessidade de compatibilização com os outros sistemas (hidráulicos, elétricos, mecânicos...), facilita a passagem e instalação de tubos, dutos e conduítes, permitindo a redução da altura necessária entre pisos e custos de construção (SWEEDAN, EL-SAWY, MARTINI, 2009). Entre as principais desvantagens têm-se: a redução da resistência ao esforço cortante e as modificações dos mecanismos de falha, necessitando de um estudo mais complexo do que para

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

perfis originais; e custos de produção, que podem ser compensados pela economia de material utilizado (SONCK, 2014).

O surgimento dos perfis alveolares está relacionado ao desenvolvimento da solda elétrica, que ocorreu por volta de 1920, sendo que os primeiros processos de fabricação desses perfis datam da década de 1930, de posse das fábricas *Skoda*, em Pilsner (República Tcheca) para a construção de uma fábrica, devido à necessidade de perfis com altura superior à dos perfis I laminados produzidos pela indústria na época. A necessidade de se obter uma maior rigidez em torno do eixo de maior inércia dos perfis I e H teve uma expressiva importância na criação dos perfis alveolares, visto que a altura final do perfil aumenta e viabiliza vãos maiores devido ao incremento da capacidade resistente de flexão (GRÜNBAUER, 2017; NEVES, 2018).

Perfis castelados, isto é, perfis com aberturas hexagonais, foram primeiramente utilizados na Europa por volta de 1940 (SAUNDERS, 1956; ZAAROUR e REDWOOD, 1996). Já o uso dos perfis celulares, isto é, com aberturas circulares, começaram por volta de 1980 nas estruturas como o Terminal 1 do Aeroporto Internacional O'Hare em Chicago (EUA) e no primeiro Centro de Distribuição da Renault em Swindon (Inglaterra) (Figura 1.1). Após o ano 2000, outros formatos de aberturas passaram a ser utilizados, dos quais se destacam os perfis de aberturas senoidais (SONCK, 2014).

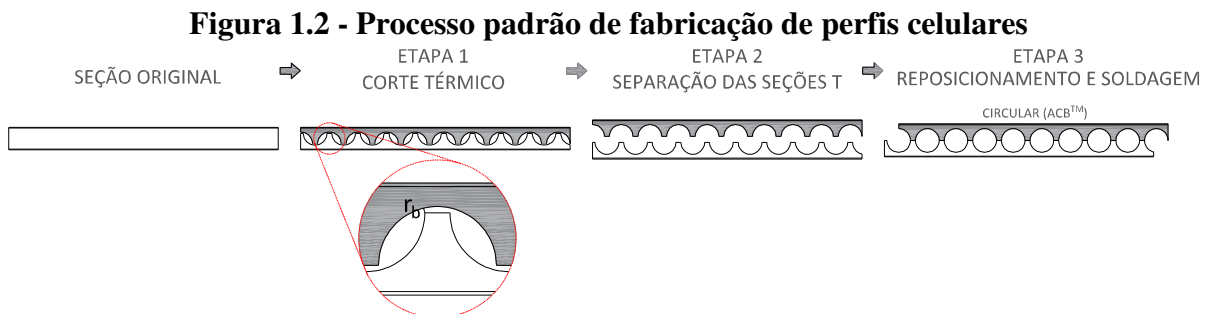
Figura 1.1 - Exemplos de aplicações para perfis celulares: (a) Centro de Distribuição da Renault (Swindon, Inglaterra); (b) Aeroporto Internacional O'Hare de Chicago (EUA); (c) Estacionamento da Ikea (Leeds, Inglaterra); (d) Garagem da Porsche (Liverpool, Inglaterra); (e) Supermercado (Reykjavik, Islândia)



Fonte: (a) Foster + Partners (2013); (c), (d) Westok (2013); Sonck (2014)

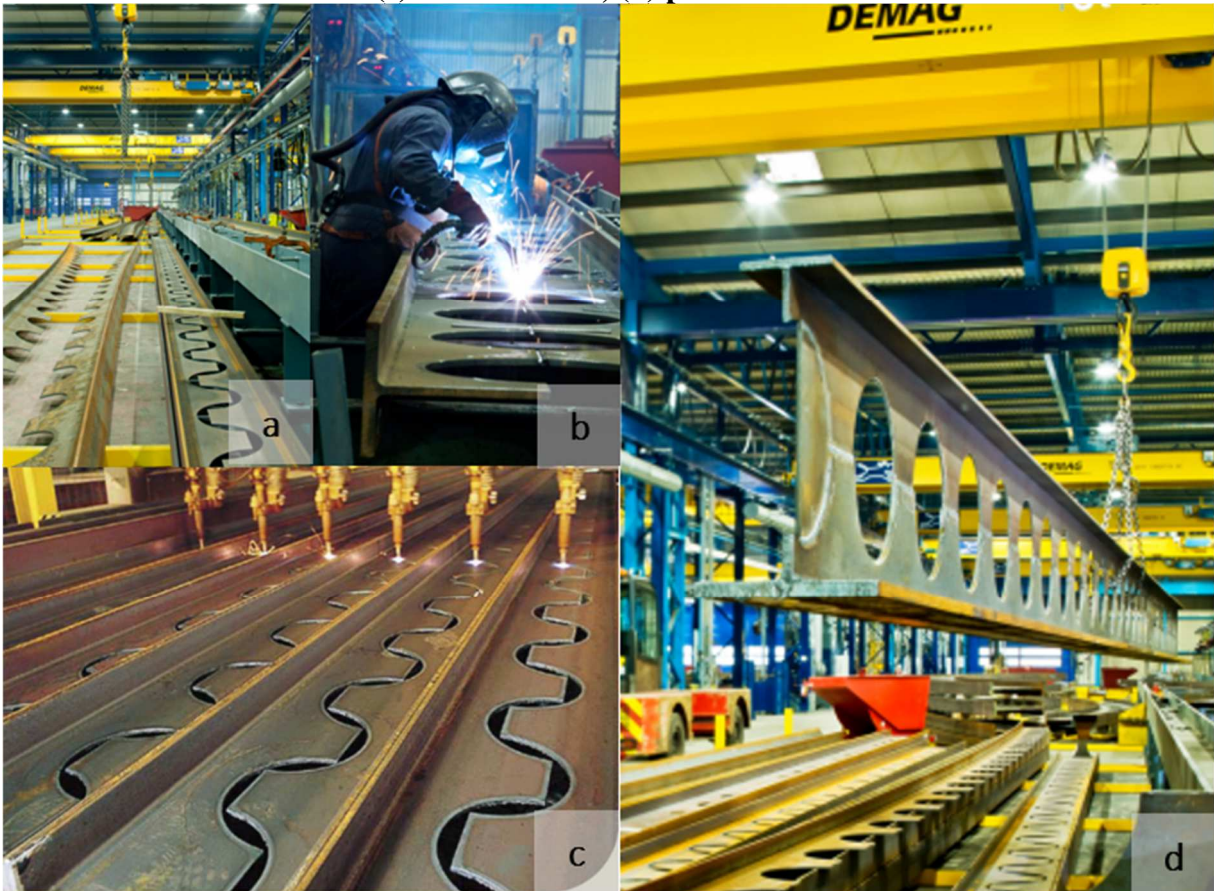
CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

De acordo com Lawson e Hicks (2011), existem três métodos de fabricação para perfis alveolares. O primeiro consiste em fazer aberturas individuais em perfis de seção I laminados através de corte ou puncionamento. O segundo método abrange perfis de seção I soldadas a frio, onde utilizam-se três chapas soldadas (mesa + alma + mesa) entre si para compor o perfil desejado. Nesse caso as aberturas são cortadas na alma antes ou depois da composição final da seção do perfil e é facilmente aplicado para geometrias assimétricas ou com aberturas “preenchidas”. O terceiro método é executado da seguinte forma: corta-se o perfil de seção I laminado de acordo com um determinado padrão ao longo da alma, obtendo-se seções “T” que são posicionadas e soldadas entre si novamente (Figura 1.2), resultando em um perfil cerca de 30-60% mais alto do que o perfil original. É possível obter uma grande variedade de geometrias utilizando-se esse método. Em algumas ocasiões verifica-se uma variação dos métodos, como no caso em que são fabricados perfis de aberturas casteladas pelo terceiro método e, após sua confecção, apara-se as arestas casteladas também com corte térmico para obter aberturas celulares. Contudo, essa variação não é recomendada devido às altas tensões residuais de compressão na mesa e correspondente redução da carga última. Portanto, é evidente que o método de fabricação tem grande influência nas imperfeições do perfil e na correspondente resistência global (SONCK, 2014).



O método de fabricação tem grande influência nas imperfeições do perfil e na correspondente resistência global (SONCK, 2014). A Figura 1.3 ilustra o processo de fabricação dos perfis alveolares por meio do corte térmico e da solda. Com o avanço das tecnologias de corte e solda assistidas por computador, os traçados de corte dos perfis de aço podem apresentar os mais variados padrões, resultando em aberturas de diferentes formatos (SWEEDAN, EL-SAWY, MARTINI, 2009). Entretanto, neste estudo será dado um enfoque particular a perfis celulares duplamente simétricos obtidos pelo terceiro método de fabricação (corte térmico e solda).

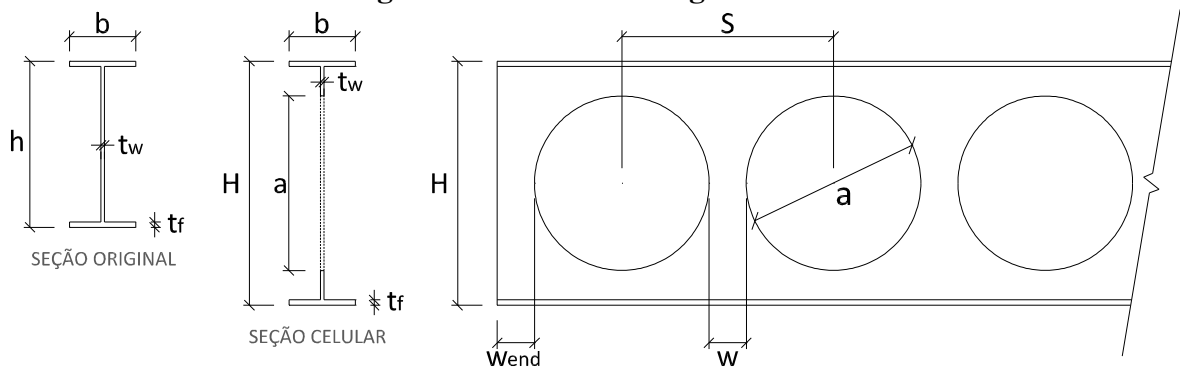
Figura 1.3 - Fabricação de perfis celulares: (a) defasagem dos módulos; (b) solda; (c) corte térmico; (d) perfil celular



Fonte: (a), (b), (d) Westok (2017); (c) Arcelor Mittal (2018)

Dessa forma, após as etapas de fabricação mostradas na Figura 1.3 tem-se então um novo perfil com os parâmetros geométricos mostrados na Figura 1.4, em que h é a altura do perfil original, b é a largura da mesa, t_w é a espessura da alma, t_f é a espessura da mesa, H é a altura do perfil celular, a é o diâmetro da abertura celular, S é a distância entre o centro das aberturas (conhecida também como “passo”), w é o espaçamento entre aberturas e w_{end} é o espaçamento entre as aberturas de extremidade e a borda do perfil.

Figura 1.4 – Parâmetros geométricos



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

Escolhida uma seção do perfil original, existem inúmeras combinações possíveis de diâmetros e passos resultantes, portanto, a escolha desses parâmetros depende da finalidade. Devido a menor resistência a cargas pontuais locais, esses perfis se enquadram melhor a ocasiões que exigem grandes vãos com cargas uniformes. De modo geral, se as cargas são relativamente pequenas e a rigidez é de maior relevância, como no caso de terças e passarelas, maiores diâmetros e passos mais curtos são utilizados. Se a resistência é de maior relevância como no caso de pisos, estacionamentos e colunas, utiliza-se diâmetros menores e passos mais largos (SONCK, 2014).

De acordo com Sonck (2014), o parâmetro H pode ser determinado através da Equação 1.1.

$$H = h + \frac{\sqrt{(a + 2r_b)^2 - w^2}}{2} \quad 1.1$$

em que r_b é a largura de corte (geralmente igual a 8 mm) mostrada na Figura 1.2. Contudo, nesse trabalho o parâmetro H será obtido multiplicando-se a altura do perfil original pelo fator de expansão γ_H , conforme a Equação 1.2.

$$H = \gamma_H * h \quad 1.2$$

Já o diâmetro das aberturas a pode ser determinado multiplicando-se a altura do perfil celular pelo fator de abertura γ_a , conforme a Equação 1.3.

$$a = \gamma_a * H \quad 1.3$$

O passo S , por sua vez, é obtido multiplicando-se o diâmetro das aberturas pelo fator de passo γ_S , segundo a Equação 1.4.

$$S = \gamma_S * a \quad 1.4$$

Ainda no campo das recomendações, no catálogo da ACB[®] da ArcelorMittal (2014) sugere-se uma otimização e um ajuste do espaçamento entre aberturas (passo) para que as extremidades da peça sejam maciças (Figura 1.5). Portanto, pode-se calcular o espaçamento mínimo entre as aberturas de extremidade e a borda do perfil. $w_{end,min}$ pela Equação 1.5, estabelecendo-se o mínimo nesse trabalho igual a um diâmetro. A ArcelorMittal (2014) recomenda $w_{end,min} = S - a$, porém como S neste trabalho nunca será o dobro de a , tem-se que a Equação 1.5 está a favor da segurança.

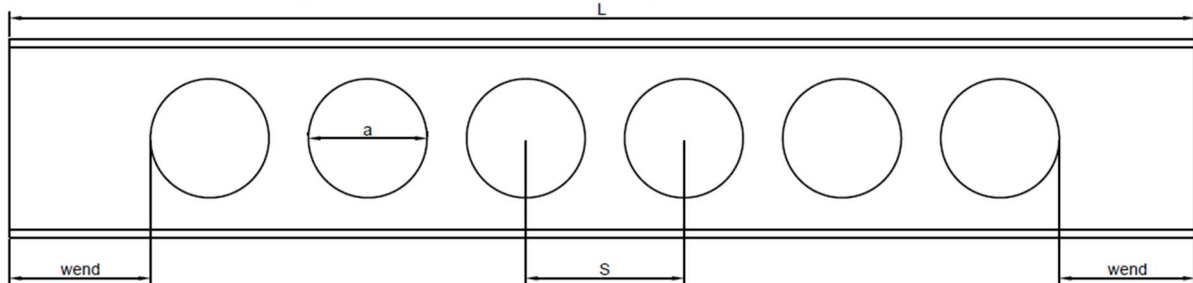
$$w_{end,min} = N * a, \quad N \leq 1 \quad 1.5$$

Dessa forma, pode-se utilizar a Equação 1.6 para calcular o número de aberturas n do perfil celular.

$$n = \left\lfloor \frac{L - a - 2w_{end,min}}{S} + 1 \right\rfloor \quad 1.6$$

em que L é o comprimento total do perfil.

Figura 1.5 – Otimização da posição das aberturas



Fonte: Autor (2023)

No que tange às limitações dos perfis celulares, Sonck (2014) cita as restrições fornecidas na CTICM (2006), das quais serão mencionadas neste trabalho somente as consideradas principais (Equação 1.7, 1.8, 1.9, 1.10, 1.11).

$$\frac{a}{t_w} \leq 90 \quad 1.7$$

$$0.08a \leq w < 0.75a \quad 1.8$$

$$50 \text{ mm} \leq w \quad 1.9$$

$$1.25 \leq \frac{H}{a} \leq 4 \quad 1.10$$

$$\frac{h_{web}}{t_w} \leq 124\varepsilon \quad 1.11$$

em que $h_{web} = H - 2t_f$ e $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$.

A partir da década de 1950 é que começaram a ser desenvolvidos os primeiros estudos acerca do comportamento estrutural das vigas alveolares, porém ainda existe pouco conteúdo a respeito de pórticos rígidos e colunas constituídas por esses perfis (NEVES, 2018). Similarmente às vigas, a principal vantagem no uso de colunas alveolares está no aumento da resistência a flexão em torno do eixo de maior inércia, de forma que a resistência a instabilidade também é incrementada (PANEDPOJAMAN, THEPCHATRI, LIMKATANYU, 2019). Entretanto, outros efeitos atuam nesses perfis e devem ser levados em consideração como o efeito cortante, instabilidade global e local, a plastificação da seção (NEVES, 2018) e o efeito Vierendeel. A Figura 1.6 mostra um exemplo dessas colunas celulares em pórticos rígidos.

Figura 1.6 – Pórticos com colunas em perfis celulares



Fonte: (a), (b) Sweedan, El-Sawy e Martini (2009); (c), (d) Sweedan e El-Sawy (2011)

Atualmente, os perfis celulares são amplamente utilizados como vigas de grandes vãos e uma considerável gama de pesquisas já existe acerca do comportamento desses elementos (PANEDPOJAMAN, THEPCHATRI, LIMKATANYU, 2019). Colunas e vigas-colunas celulares também têm sido muito utilizadas na construção dos edifícios, porém estudos sobre a capacidade desses elementos são mais escassos e sua maioria possui foco na resistência a instabilidade elástica. Através de estudo numéricos, El-Sawy, Sweedan e Martini (2009) e Sweedan, El-Sawy e Martini (2009) examinaram a carga crítica elástica em torno do eixo de maior inércia de colunas celulares variando parâmetros como aberturas e condições de contorno. Algumas soluções analíticas também estão disponíveis e levam em conta os efeitos das deformações de cisalhamento na instabilidade das colunas alveolares. Yuan, Kim e Li (2014) investigaram o comportamento elástico de colunas casteladas biapoiadas submetidas a carga axial e propuseram uma solução analítica baseada no ponto estacionário da energia

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

potencial, assumindo um modelo de “viga-sanduiche” da seção transversal para consideração dos furos. Gu e Cheng (2016) aplicaram esse mesmo conceito para investigar a carga crítica elástica de colunas celulares, com o efeito da rigidez de cisalhamento calculado através da integração por área da seção cheia do perfil. Entretanto, o processo analítico para o cálculo da carga crítica usado por esses autores levava em consideração somente as deformações de cisalhamento paralelas ao comprimento das colunas, ocasionando imprecisões nos resultados. Sonck e Belis (2016) examinaram a resistência a instabilidade em torno do eixo de menor inércia de colunas alveolares submetidas a compressão axial levando em conta tensões residuais e a curvatura inicial do perfil, comparando os resultados com as curvas de projeto da norma europeia assumindo uma seção “2T” no centro da abertura para os cálculos e propriedades geométricas. Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2019) investigaram as deformações de cisalhamento nas direções paralela e perpendicular ao comprimento da coluna, além das deformações de cisalhamento da seção T e da seção cheia utilizando equações diferenciais da curvatura de projeto, de forma que a carga crítica é derivada com base na soma das curvaturas devido as forças de cisalhamento e momentos. Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) estudaram vigas-colunas biapoiadas submetidas a compressão axial e momento fletor em torno do eixo de maior inércia através de um estudo paramétrico pelo método dos elementos finitos.

1.2. JUSTIFICATIVA

O estudo de colunas celulares é oportuno e contribui, junto às pesquisas recentes, para o conhecimento sobre a estabilidade desses perfis em torno do eixo de maior inércia quando submetidos a compressão, visto que nas regiões de aberturas suas propriedades são modificadas em relação aos perfis de alma cheia. Se faz necessário conhecer como esses perfis se comportam frente aos fenômenos de instabilidade global e local, pois os procedimentos analíticos adotados nas normas nacionais e internacionais não fornecem, até o momento, um método definitivo para o cálculo das propriedades e resistência de perfis celulares. Um estudo paramétrico pode complementar a literatura disponível incluindo-se análises dos modos de colapso que levam em consideração as imperfeições físicas e geométricas de perfis celulares, que pode ser de aço convencional ou de aço da alta resistência. Esse estudo pode ser feito através de análises numéricas pelo método dos elementos finitos, que fornecem uma boa precisão dos resultados e, através desses dados, tornam possível identificar qual o método de obtenção das propriedades geométricas que mais se aproxima da realidade desses perfis, além de obter a relação entre a carga axial máxima de compressão e seus parâmetros. Essa pesquisa também contribui com a

difusão do sistema estrutural e fornece ao projetista maior segurança para verificação de perfis celulares semi-esbeltos e esbeltos submetidos a compressão axial.

1.3. OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é a avaliar o comportamento de colunas com aberturas celulares biapoiadas submetidas a compressão axial centrada e sua instabilidade em torno do eixo de maior inércia. Para isso, os seguintes objetivos específicos devem ser atendidos:

- a. Calibrar o modelo numérico;
- b. Realizar o estudo paramétrico através de análises numéricas contemplando diferentes materiais, seções, altura expandida dos perfis, comprimento, diâmetros de abertura e passos, resultando na força axial de compressão característica real dos perfis celulares;
- c. Propor métodos de cálculo das propriedades geométricas dos perfis celulares que melhor se adequam aos resultados das análises numéricas segundo as normas utilizadas, resultando na força axial de compressão resistente característica dos perfis celulares;
- d. Avaliar a influência do material e de cada parâmetro sobre a resistência e o comportamento dos perfis celulares em relação ao maior eixo de inércia quando submetidos a compressão axial centrada;
- e. Comparar os resultados numéricos provenientes do estudo paramétrico e os resultados calculados analiticamente pelos métodos previstos na EN 1993-1-1:2005 e na ABNT NBR 8800:2008. Essa comparação é feita plotando os pontos de cada análise numérica no gráfico das curvas de dimensionamento normalizadas dos procedimentos normativos, verificando qual é a mais adequada.

1.4. METODOLOGIA

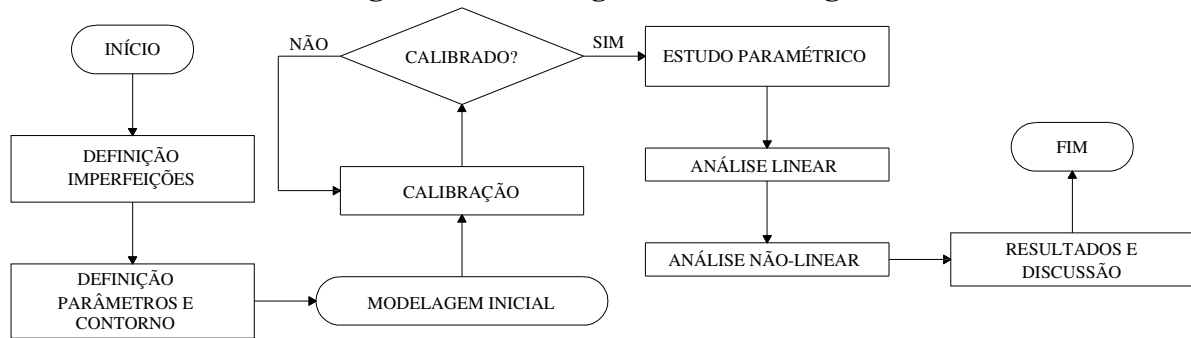
A fim de atingir os objetivos do item 1.3, foi utilizada a metodologia brevemente apresentada nessa seção, mas que será aprofundada no Capítulo 6. O principal instrumento metodológico utilizado foi o software *ABAQUS*, através do qual se desenvolveu os modelos numéricos (método dos elementos finitos) com a respectiva parametrização. As metodologias utilizadas foram as seguintes:

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

- i. Calibração do modelo numérico: procurou-se artigos e pesquisas já existentes que estudassem o comportamento e a resistência de perfis I duplamente simétricos de aço, originais ou celulares, submetidos a compressão centrada, fornecendo ao final de cada experimento ou análise numérica o valor da carga última de instabilidade. Foram utilizados os experimentos desenvolvidos por Ma *et al.* (2018) e Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021). Para cada modelo numérico utilizou-se o *ABAQUS*, no qual foram atribuídas as mesmas propriedades dos materiais, geométricas, vinculações, carregamento e modelos de imperfeição descritos nos artigos (quando fornecidos pelos autores). De posse dos resultados numéricos, foram comparados os valores com os resultados experimentais de cada estudo.
- ii. Definição do estudo paramétrico: no que diz respeito aos materiais, foram contemplados o aço convencional e o aço de alta resistência. Optou-se pelo modelo constitutivo do aço proposto por Earls (1999) e citado por Rossi *et al.* (2021). Serão examinadas quatro seções de perfis, sendo que cada apresentará variação de duas alturas expandidas, quatro comprimentos diferentes, três diâmetros de aberturas e três espaçamentos entre as aberturas. Será constante a condição de contorno (biapojada, travamento lateral na direção do eixo de maior inércia) e a forma de aplicação do carregamento, que será dada por uma carga pontual axial centralizada no topo do perfil. Em relação as tensões residuais e imperfeições geométricas, optou-se por considerá-las em conjunto sob o valor de $L/500$, sendo L o comprimento do perfil. O Capítulo 3 abordará com maior profundidade esse assunto.
- iii. Realização do estudo paramétrico no software *ABAQUS*, no qual foram elaborados 576 modelos numéricos no total, utilizando-se o mesmo tipo de modelagem e de malha que foi feito no processo de calibração. O software fornece as tensões em cada elemento finito da malha discretizada, assim como a deformação na direção desejada. Ele também fornece as curvas de carga *versus* deslocamento, de onde é possível extrair a carga última.
- iv. Resultados e discussão: comparação entre os resultados numéricos e analíticos obtidos de acordo com os métodos propostos e adaptados para as normas; avaliação da influência de cada parâmetro sobre a resistência e o comportamento dos perfis celulares em relação ao eixo de maior inércia quando submetidos a compressão axial centrada;

A Figura 1.7 resume os principais procedimentos desenvolvidos.

Figura 1.7 – Fluxograma: metodologia



Fonte: Autor (2023)

1.5. DESCRIÇÃO DOS CAPÍTULOS

Este trabalho foi organizado em 7 capítulos.

O Capítulo 2 apresenta de forma concisa os modos de colapso local e global mais propensos a ocorrer em perfis celulares submetidos a compressão, juntamente com a bibliografia encontrada acerca do assunto.

O Capítulo 3 apresenta as imperfeições físicas e geométricas através dos modelos de tensões residuais, de curvatura inicial e do modelo constitutivo não-linear do material, além de uma breve revisão bibliográfica sobre aços de alta resistência.

O Capítulo 4 introduz os métodos analíticos propostos para adaptação das propriedades geométricas voltadas para perfis com aberturas circulares.

O Capítulo 5 aborda o fenômeno da instabilidade global de um perfil I duplamente simétrico original e celular, assim como e as expressões que ilustram esse comportamento. Os procedimentos de cálculo analíticos e normativos também estão presentes nesse capítulo.

O Capítulo 6 aborda os procedimentos para calibração e validação do modelo numérico e a metodologia aplicada para o desenvolvimento do trabalho, assim como a parametrização do estudo.

O Capítulo 7 apresenta e discute os resultados obtidos no estudo paramétrico para perfis de aço convencional.

O Capítulo 8 apresenta e discute os resultados obtidos no estudo paramétrico para perfis de aço de alta resistência.

O Capítulo 9 exhibe as conclusões e elabora sugestões para trabalhos futuros.

O Apêndice A mostra os resultados numéricos e analíticos do estudo paramétrico através de uma tabela resumo e o Apêndice B mostra um resumo dos resultados das análises numéricas graficamente.

CAPÍTULO 2

MECANISMOS DE FALHA DE COLUNAS CELULARES

O cálculo da resistência de perfis celulares, devido a presença de aberturas na alma, é mais complexo do que para perfis I padrão, o que acarreta mudanças nos modos de falha já conhecidos e o acréscimo de novos modos. O anexo N do ENV3, Eurocode 3 (CEN, 1998), fornece as expressões para evitar esses modos de falha para vigas de grandes aberturas, assim como as publicações do *SCI-Steel Construction Institute* (WARD, 1990; LAWSON E HICKS, 2011), que fornecem diretrizes para vigas de aço e vigas mistas de grandes aberturas; o guia de projeto europeu *RFCS-Research Fund for Coal and Steel LWO+ (Large Web Openings for servisse integration in composite floors)* (FELDMANN *et al.*, 2006) e o guia de projeto fornecido pela AISC-American Institute of Steel Construction (FARES, COULSON, DINEHART, 2016).

Entretanto, apesar de existir referências que são válidas para o cálculo de vigas celulares, é mínima a quantidade de pesquisas existentes acerca do comportamento de colunas celulares submetidas a cargas axiais de compressão ou em combinação de cargas axiais de compressão e momento fletor. Portanto, o projetista deve ser cauteloso quando trabalha com colunas ou vigas-colunas devido a essa lacuna existente na literatura sobre o tema (SONCK, 2014).

Dessa forma, serão demonstrados a seguir somente os principais modos de colapso que podem ocorrer em colunas ou viga-colunas celulares com base no estudo de Verweij (2010) e citado por Sonck (2014), abrangendo a influência das forças normais sobre a instabilidade local e global do perfil. Os modos de colapso que ocorrem comumente em colunas de perfis I tradicionais serão omitidos.

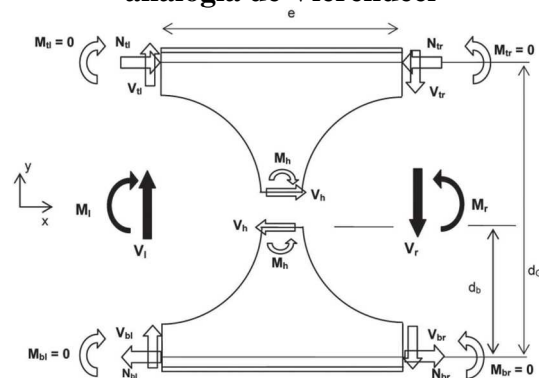
CAPÍTULO 2. MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES

Vale ressaltar que modos de falha local (e modos de instabilidade local) estão mais propensos a serem encontrados em colunas mais curtas. No caso de colunas mais esbeltas, eventualmente eles ainda podem ser verificados em associação com o colapso por instabilidade global, porém exercendo uma influência muito pequena na falha desses perfis (Verweij, 2010).

2.1. MECANISMO VIERENDEEL

O efeito Vierendeel ocorre nos quatro “vértices” de uma abertura e é necessário para manter o equilíbrio ao longo da abertura (VERWEIJ, 2010). Quando parte da alma é “removida” (criação da abertura), o momento global de flexão é redistribuído sobre as seções “tê” inferior e “tê” superior em forma de força normal, enquanto a força cortante é distribuída ao longo das seções “tê” (Figura 2.1). Assumindo que a força cortante no “tê” inferior e “tê” superior são iguais, o equilíbrio estático implica que o momento no centro do montante da alma seja nulo. Devido a força cortante global existente no centro das seções “tê”, haverá um momento secundário em ambos os “tês”, que será maior quanto maior for o diâmetro da abertura. Quando a resistência total das seções “tê” ao redor das aberturas contra as forças normais locais e momentos secundários for atingida, a viga falhará pelo mecanismo Vierendeel. Esse mecanismo geralmente é crucial em perfis de comprimentos reduzidos (esforço cortante predominante), grandes aberturas (momento secundário elevado) ou seções “tê” de pequena espessura (baixa resistência plástica dos “tês”) (SONCK, 2014; KERDAL e NETHERCOAT, 1984).

Figura 2.1 – Distribuição interna de forças na alma e na seção “tê” de acordo com a analogia de Vierendeel

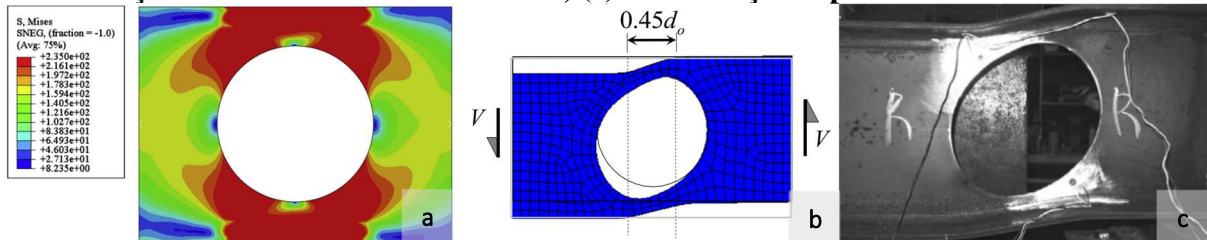


Fonte: Bitar *et al.* (2006) apud Sonck (2014)

A Figura 2.2 ilustra esse fenômeno, caracterizado pela distorção e formação de rótulas plásticas em regiões próximas ao alvéolo.

CAPÍTULO 2. MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES

Figura 2.2 - Mecanismo Vierendeel: (a) Distribuição de tensões; (b) Transferência de força cortante através da abertura; (c) Deformação experimental resultante

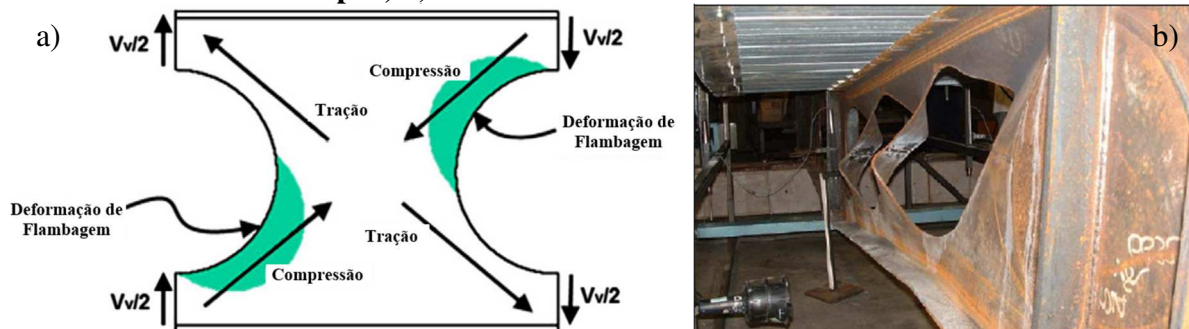


Fonte: (a) Wang et. al. (2014); (b) Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2019); (c) Tsavdaridis, D’Mello e Hawes (2009)

2.2. COLAPSO NO MONTANTE DA ALMA

Conforme a Figura 2.1, o montante da alma será carregado por uma combinação de força cortante horizontal e momento fletor ao longo da sua altura, ocasionando uma linha de compressão inclinada, além de forças transversais locais que também geram efeitos de compressão no montante da alma (SONCK, 2014). A Figura 2.3 exibe a linha de compressão ao longo do montante da alma.

Figura 2.3 – Colapso do montante da alma: a) Linha de compressão e deformação no colapso; b) Instabilidade do montante da alma



Fonte: a) Adaptado de Tsavdaridis e D’Mello (2011); b) Verweij (2010).

Um das formas de colapso que pode ocorrer é a instabilidade do montante da alma ao longo da linha de compressão, conforme ilustrado na Figura 2.3.

2.3. INSTABILIDADE GLOBAL

Nos próximos parágrafos são citados os estudos acerca da instabilidade de colunas submetidas a compressão. Entretanto, as expressões de cálculo para o dimensionamento serão mostradas com mais detalhes em um capítulo à parte (Capítulo 5), já que esse modo de colapso será o foco principal deste trabalho.

CAPÍTULO 2. MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES

Elmahdy (1997) conduziu um estudo desse efeito em colunas de perfis compostos e concluiu que elas apresentam menor rigidez ao cisalhamento resultando no aumento da deflexão lateral e consequente redução da carga de compressão resistente.

O comportamento elástico na instabilidade por flexão foi estudado por Wilkinson e Roodbaraky (1998), que mostraram através de estudos numéricos que a carga crítica de colunas celulares biapoiadas pode ser calculada utilizando-se uma seção equivalente, que depende somente do diâmetro e do passo. Contudo, os detalhes para obter as propriedades dessa seção não foram fornecidos, pois se tratou de uma pesquisa de caráter mais teórico.

Sweedan, El-Sawy e Martini (2009) estudaram a resistência elástica à instabilidade em torno do eixo de maior inércia de colunas celulares axialmente carregadas, dando um maior enfoque à influência do efeito das deformações de cisalhamento pois, de acordo com Timoshenko e Gere (1961), esse efeito é mais pronunciado em colunas de perfis compostos do que em seções I, permitindo pressupor que as colunas celulares podem apresentar menor resistência devido a esse efeito. El-Sawy, Sweedan e Martini (2009) estudaram a resistência elástica à instabilidade em torno do eixo de maior inércia de colunas casteladas axialmente carregadas. Eles investigaram os efeitos das deformações de cisalhamento e propuseram fatores de redução para carga crítica e uma rigidez equivalente a flexão. Em ambos os trabalhos citados foi identificada que a resistência do perfil reduz linearmente quanto maior a esbeltez da mesa, porém a esbeltez da alma não tem impacto sobre o fator de redução de resistência a instabilidade propostos pelos autores. Também se verificou que a influência das deformações de cisalhamento aumenta quanto maior o diâmetro das aberturas e menor o espaçamento entre elas.

Verweij (2010) estudou o comportamento de colunas celulares para instabilidade global. Foi proposto uma combinação do uso da seção do perfil celular onde se formam os dois “tês” (nas aberturas) juntamente com as normas já estabelecidas no EC3 para perfis de seções I. Comparando os resultados por esse método e por simulações através do método dos elementos finitos, chegou à conclusão de que se trata de um método seguro, ou até demasiadamente conservador.

Yuan, Kim e Li (2014) investigaram o comportamento elástico de colunas casteladas biapoiadas submetidas a carga axial e propuseram uma solução analítica baseada no ponto estacionário da energia potencial, assumindo um modelo de “viga-sanduiche” da seção transversal para consideração dos furos.

Sonck (2014) incorporou aos efeitos já citados as imperfeições geométricas e as tensões residuais, decorrentes da não linearidade geométrica e material. Dessa forma, passou a considerar também uma análise não-linear plástica, investigando não somente a carga crítica,

CAPÍTULO 2. MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES

mas principalmente a carga última resistente. Ela demonstrou que esses fatores possuem uma importante influência na resistência à instabilidade global e propôs um modelo de tensões residuais para perfis celulares, além de um método de cálculo para instabilidade em torno do eixo de menor inércia e instabilidade lateral com torção para esses perfis, que se enquadra e se aproxima das curvas propostas pela EC3.

Sonck e Belis (2016) examinaram a resistência a instabilidade em torno do eixo de menor inércia de colunas alveolares submetidas a compressão axial levando em conta tensões residuais e a curvatura inicial do perfil, comparando os resultados com as curvas de projeto da norma europeia assumindo uma seção 2T no centro da abertura para os cálculos e propriedades geométricas.

Gu e Cheng (2016) aplicaram o conceito de Yuan *et al.* (2014) para investigar a carga crítica elástica de colunas celulares, com o efeito da rigidez de cisalhamento calculado através da integração por área da seção cheia do perfil.

Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2019) também investigaram o fenômeno da instabilidade elástica de colunas celulares submetidas a compressão axial. Segundo os autores, além das forças de compressão, também atuam forças de flexão e de cisalhamento na seção do perfil e as forças cisalhantes na alma são perpendiculares e paralelas a carga axial. Considerando esses esforços, ele propôs formas analíticas de computar esses efeitos e utilizou um estudo paramétrico numérico para comparar os resultados, verificando que ficaram mais próximos do que aqueles calculados através da literatura já existente.

Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) conduziram um estudo paramétrico através de análises por elementos finitos que foram validados por oito vigas-colunas reais em um experimento laboratorial. Esse estudo visou avaliar a eficiência da EN 1993-1-1:2005 e da AISC 360-16 quanto as diretrizes de projeto da capacidade de carga em torno do eixo de maior inércia de vigas-colunas biapoiadas duplamente simétricas. Os parâmetros investigados foram as seções dos perfis de aço, geometria das aberturas e a esbeltez. Os autores concluíram que, como a instabilidade em torno das aberturas não são consideradas nos métodos utilizados pelas normas citadas, as iterações são superestimadas. Para as colunas celulares, a força resistente de projeto segundo as normas é menos conservativa do que para colunas regulares. As diferenças entre a resistência de projeto e a resistência pelo método dos elementos finitos (MEF) variaram entre -7,2% e +6,1% para o método da EN 1993-1-1:2005, enquanto que para o método proposto pela AISC 360-16 houve uma variação de -11,4% a +6,3%. Eles também concluíram que um passo menor e grandes aberturas afetam o nível de conservacionismo observado.

CAPÍTULO 2. MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES

2.3.1. Aço de Alta Resistência

Aços com tensão de escoamento superiores a 460 MPa são classificados como aços de alta resistência. São muito utilizados para garantir soluções estruturais eficientes em estruturas muito carregadas, como colunas de edifícios altos e vigas-colunas de grandes vãos. Comparado ao aço convencional, o aço de alta resistência possui um excelente índice de resistência/peso, índice reduzido de resistência a tração em relação a tensão de escoamento e alongamentos reduzidos no momento de falha. De acordo com estudos prévios, o índice da tensão residual máxima de aços de alta resistência são significativamente menores quando comparados ao aço convencional, portanto espera-se que perfis de aço de alta resistência tenham uma maior resistência a instabilidade (MA *et al.*, 2018).

Rasmussen e Hancock (1992; 1995) estudaram colunas de aço de alta resistência soldadas e verificaram que a magnitude das tensões residuais induzidas pelo processo de solda geralmente era independente das tensões de escoamento das chapas de aço que compõem os perfis. Eles também concluíram que os limites de esbeltez obtidos para as chapas de aço convencional também poderiam ser aplicados para aços de alta resistência.

Shi *et. al* (2012) realizaram testes com colunas de aço S690 travadas em ambas as extremidades fora do plano, assim como o travamento para deformações a torção utilizando-se suportes metálicos. Todas as colunas sofreram instabilidade em torno do eixo de maior inércia e falharam sob uma carga maior do que a de projeto. Esse incremento de resistência foi atribuído as baixas tensões residuais e pequena curvatura inicial.

Wang *et. al* (2012) também realizaram estudos experimentais e numéricos em colunas de aço de alta resistência submetidas a compressão e concluíram que, apesar de haver ganho na resistência dos perfis de aço S460 em relação aos perfis de aço convencional, essa diferença se mostrou mais significativa para os aços S690 e S960.

Ma *et al.* (2018) estudaram experimentalmente o comportamento estrutural de colunas esbeltas de aço de alta resistência S690 soldados e de seção H, submetidos a compressão axial. Foram testadas um total de sete colunas com quatro tipos de seções e dois comprimentos efetivos. Como esperado, todas falharam por instabilidade global em torno do eixo de menor inércia. Os autores compararam as cargas últimas medidas nos experimentos laboratoriais com a cargas últimas de projeto fornecidas pelos métodos de cálculo propostos pela EN 1993-1-1:2005, GB 50017-2003 e ANSI/AISC 360-16. Como os efeitos das tensões residuais nas seções de aço S690 são consideradas proporcionalmente menos pronunciadas quando comparadas com as seções de aço S355, suas resistências a instabilidade seriam

CAPÍTULO 2. MODOS DE COLAPSO EM PERFIS CELULARES

significativamente superiores. Concluiu-se que a EN 1993-1-1:2005 e a GB 50017-2003 subestimaram as resistências a instabilidade das colunas de aço S690 significativamente, e o uso de uma curva de projeto adicional mais eficiente estruturalmente foi sugerida. Contudo, as resistências calculadas pela ANSI/AISC 360-16 se mostraram próximas das medidas nos experimentos. Portanto, elas foram consideradas aplicáveis a projetos de colunas esbeltas de seção H soldadas de aço de alta resistência S690.

Atualmente a EN 1993-1-12:2007 fornece regras suplementares para o dimensionamento de perfis de aço de alta resistência, enquanto a ABNT NBR 8800:2014 trata somente do aço convencional, de tensão de escoamento máxima igual a 450 MPa.

Os estudos citados nessa seção realizados por Ma *et al.* (2018) e Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) foram utilizados para validação deste trabalho e serão apresentados com mais detalhes no Capítulo 6.

CAPÍTULO 3

IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Este capítulo tratará das tensões residuais e imperfeições geométricas decorrentes do processo de fabricação dos perfis I celulares. Será abordada a bibliografia disponível sobre esse assunto e a importância desses fatores quando se analisa a resistência à instabilidade global desses perfis, além de uma breve revisão bibliográfica sobre aços de alta resistência.

3.1. TENSÕES RESIDUAIS

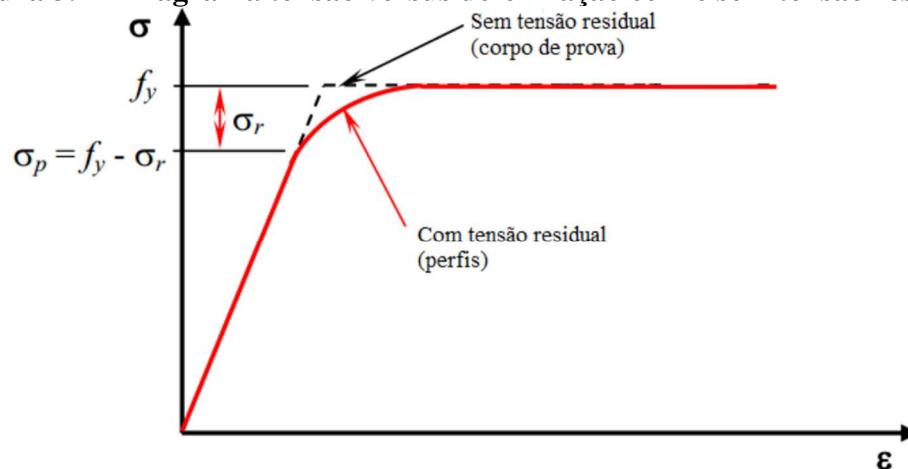
As tensões residuais são tensões internas que são induzidas aos perfis metálicos através de dois processos durante a fabricação. Ela pode ser de origem térmica: devido ao resfriamento não-uniforme e a correspondente deformação plástica diferencial no perfil, portanto originada da variabilidade da tensão de escoamento do aço com a temperatura (processo de soldagem, por exemplo); ou de origem mecânica: quando são formadas devido a deformação a frio do perfil (aplicação de uma carga plástica e em sequência uma descarga elástica, por exemplo) (SONCK, 2014). Essas tensões são intrínsecas aos elementos metálicos, ainda que nenhum carregamento externo esteja aplicado, portanto internamente são estaticamente equilibradas e as resultantes de força e momento são nulas (ROSSI, 2018).

Foi observado que as tensões residuais de compressão atuantes nas mesas dos perfis influenciam a resistência a instabilidade de vigas e colunas. Para esses perfis, uma tensão inicial se incorpora nos vértices das mesas, resultando na redução da rigidez. Além disso, a redução da resistência devido às tensões residuais depende do tipo de instabilidade, refletindo a complexa relação entre as tensões residuais e a instabilidade inelástica (SPOORENBERG, SNIJDER e HOENDERKAMP, 2010). A combinação de solicitações e tensões residuais resultará no comportamento inelástico de diferentes fibras da seção transversal em valores de

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

tensões menores do que o valor da resistência ao escoamento do aço (FERREIRA, 2019). As tensões residuais também são as principais responsáveis pela não linearidade do diagrama de tensão-deformação de perfis metálicos (HUBER e BEEDLE, 1954). O escoamento nesses elementos se inicia quando a tensão atinge o valor da “tensão de proporcionalidade” σ_p , resultado da subtração da tensão residual σ_r da tensão de escoamento f_y . Com o aumento das tensões externas o escoamento aumenta de forma não-linear com as tensões normais e se completa quando estas se tornam iguais a resistência de escoamento do aço f_y (BEZERRA, 2011; ROSSI, 2018). A Figura 3.1 ilustra esse comportamento.

Figura 3.1 – Diagrama tensão versus deformação com e sem tensão residual



Fonte: Bezerra (2011)

3.1.1. Tensões Residuais de Perfis I Laminados e Soldados

Em perfis laminados a quente o surgimento das tensões residuais ocorre em três etapas. Na primeira etapa, sob uma temperatura T_1 , as extremidades e a região central da alma resfriaram-se de maneira mais rápida, portanto perdendo volume antes das demais regiões do perfil. Em um momento posterior, elas passam a resistir a redução de volume das outras regiões, surgindo tensões de tração. Na segunda etapa, em uma temperatura T_2 , as regiões que ainda se encontram mornas sofrem deformação plástica devido a tensão de compressão imposta pelas regiões que sofreram um resfriamento mais rápido, que reduz a tensão induzida da primeira etapa. Na etapa final o resfriamento total das áreas mais expostas previne a contração das fibras ainda mornas, que sofrem deformação plástica. Com o resfriamento por completo tem-se como resultado que a extremidade das mesas e a região central da alma com tensão residual de compressão e a região de intersecção entre mesas e almas com tensão residual de tração (YOUNG, 1972; GOMES, 2006; ROSSI, 2018).

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

A magnitude das tensões residuais varia conforme as propriedades geométricas da seção dos perfis. Aqueles que possuem seções maiores e mais pesadas apresentam valores de tensão residual mais elevados que em alguns casos podem resultar em valores de tensões residuais iguais aos valores de tensão do escoamento do aço, afetando significativamente a resistência desses elementos (ALPSTEN, 1972a; ROSSI, 2018).

Para efeitos de análises de projeto, a ECCS (1984) apresenta um padrão linear de distribuição de tensões residuais, conforme mostra a Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Padrão de distribuição de tensão residual de perfil laminados

Distribuição padrão	Valores máximos de tensão residual	
	$\frac{h}{b_f} \leq 1,2$	$\frac{h}{b_f} > 1,2$
	$ \sigma_r _{max} = 0,5f_y$	$ \sigma_r _{max} = 0,3f_y$
Obs. $\sigma_r < 0$ Compressão e $\sigma_r > 0$ tração		

Fonte: ECCS (1984, apud SONCK, 2014)

Gomes (2006) apresentou uma vasta pesquisa sobre os padrões das distribuições residuais e observou as diferenças entre os principais padrões utilizados nos EUA, na Europa e na Austrália. A ABNT NBR 8800:2008, contudo, aborda um padrão mais simplificado através de uma distribuição constante de tensão residual nas mesas dos perfis igual a 30% tensão de escoamento do aço.

Nos perfis soldados os processos de corte e solda são responsáveis pela alteração da forma de distribuição das tensões residuais (ALPSTEN e TALL, 1970 apud ROSSI, 2018). O processo de corte é responsável pelo aquecimento das extremidades das placas ocasionando nessa região tensões normais de tração. Já o processo de solda ocasiona tensões de tração na região de interseção entre as mesas e a alma, porém as chapas utilizadas para fabricação desses perfis podem ser laminadas, apresentando uma distribuição diferente (ROSSI, 2018; PIMENTA, 1997). Para seções compostas por chapas finas, a tensão residual da seção pode ser estimada utilizando a distribuição de tensão residual de duas chapas soldadas. Devido as zonas de compressão nos cantos das mesas serem maiores do que para perfis laminados, a resistência a instabilidade de perfis soldados tende a ser significativamente menor, portanto, o corte através de um processo térmico pode ser benéfico uma vez que parte das tensões de tração permanecem nas bordas das mesas, dependendo da geometria das mesas (SONCK, 2014).

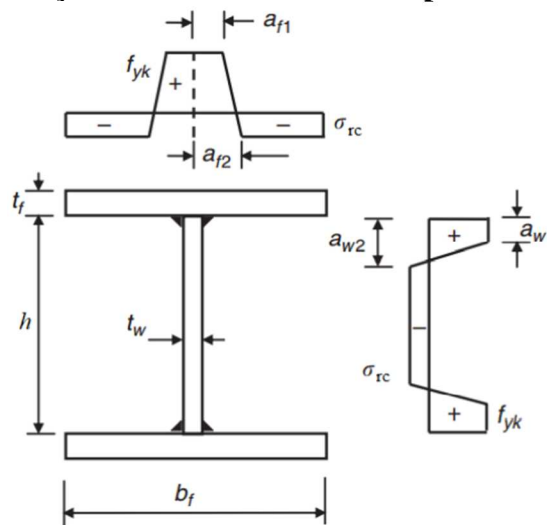
Diferentemente dos perfis laminados, nos quais as propriedades geométricas são as principais responsáveis pela maior ou menor tensão residual, Nagarajo Rao, Estuar e Tall (1964), Alpsten e Tall (1970), Dwight e White (1977), Mc Falls e Tall (1969), Bjorhvide *et al.*

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

(1972) e Bjorhvide (1988), entre outros autores, observaram que o processo de solda tem maior influência na distribuição e na magnitude das tensões residuais de perfis leves.

A ECCS (1984) apresentou um modelo de distribuições de tensões para perfis I soldados como mostra a Figura 3.2, onde $a_{f1} = 0.075b_f$; $a_{f2} = 0.125b_f$; $a_{w1} = 0.075h$; $a_{w2} = 0.125h$; $a_{rc} = 0.25f_{yk}$ e f_{yk} a tensão de escoamento característica do aço. A ABNT NBR 8800:2008 não faz distinção entre os valores de tensões residuais adotados para perfis laminados e soldados, sendo, portanto, adotada a mesma para ambos, simplificando a real distribuição (ROSSI, 2018).

Figura 3.2 – Distribuição de tensões residuais de perfis soldados ECCS (1984)



Fonte: ECCS (1984)

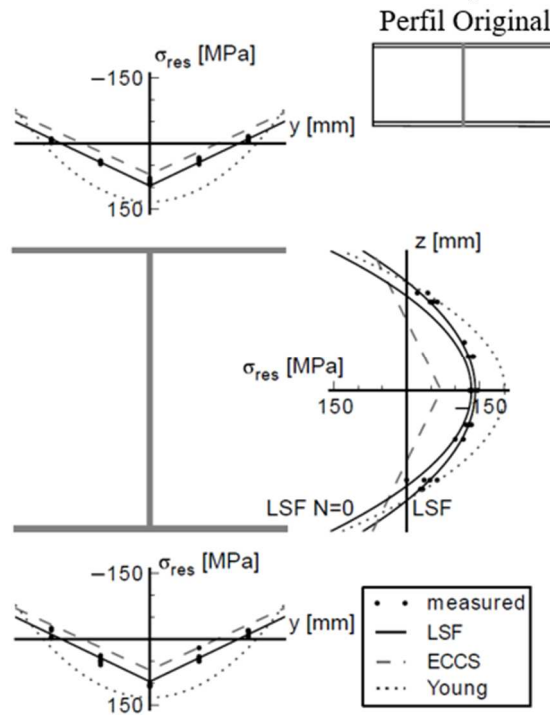
3.1.2. Tensões Residuais de Perfis Celulares

As tensões residuais em perfis celulares foram estudadas por Sonck (2014), Van Impe (2013), Boey (2011). Após uma série de experimentos, Sonck (2014) constatou que as tensões residuais de compressão nas mesas aumentam devido ao processo de fabricação dos perfis celulares. Contudo, vale ressaltar que a autora obteve as aberturas celulares nos perfis através do terceiro método de fabricação (citado no Capítulo 1 deste trabalho), e que ela mesma não recomenda, pois acentua ainda mais a influência e os efeitos advindos do processo de fabricação nos valores de tensões residuais, o que é prejudicial a resistência global a instabilidade dos perfis.

Na pesquisa de Sonck (2014), primeiramente foi aferida a distribuição de tensões residuais do perfil original, na qual nota-se que os resultados (Figura 3.3) são condizentes com os estudos já feitos acerca das tensões residuais em perfis I laminados.

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

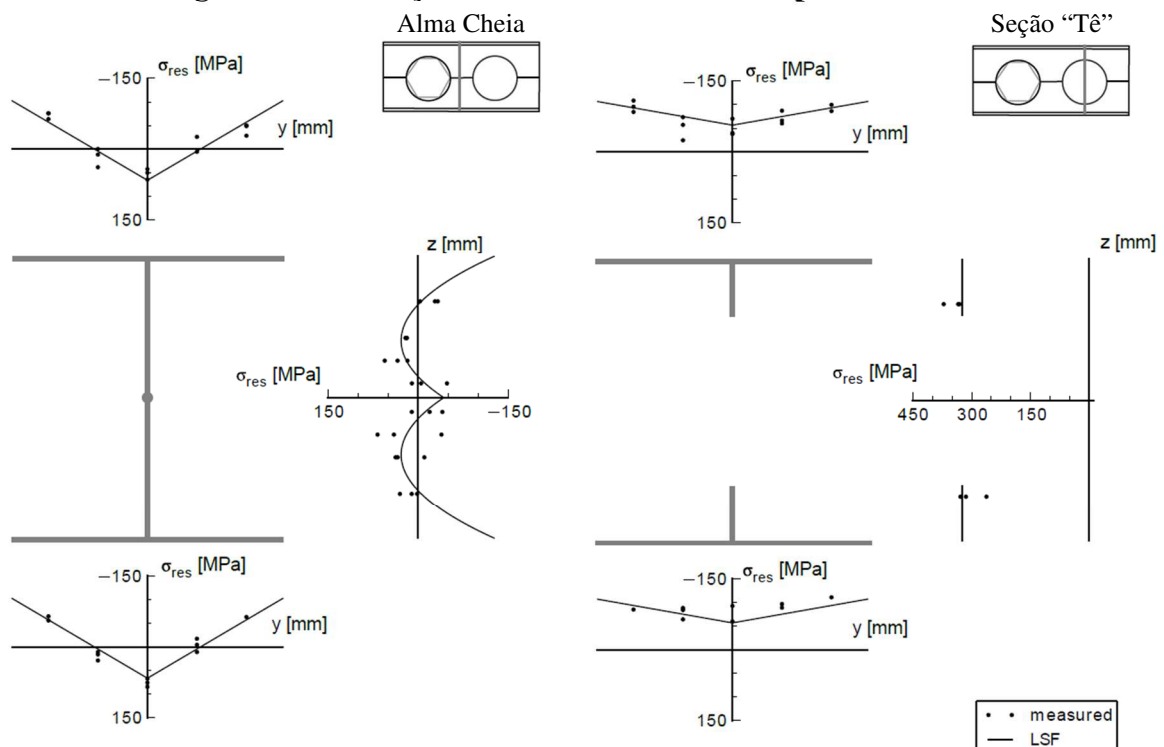
Figura 3.3 – Medição das tensões residuais no perfil de alma cheia



Fonte: Adaptado de Sonck (2014)

Posteriormente foram feitas aferições das tensões residuais em perfis alveolares nas seções “tê” e nas seções de alma cheia, conforme mostra a Figura 3.4, onde são exibidos os resultados para perfis celulares.

Figura 3.4 – Medição de tensões residuais nos perfis celulares

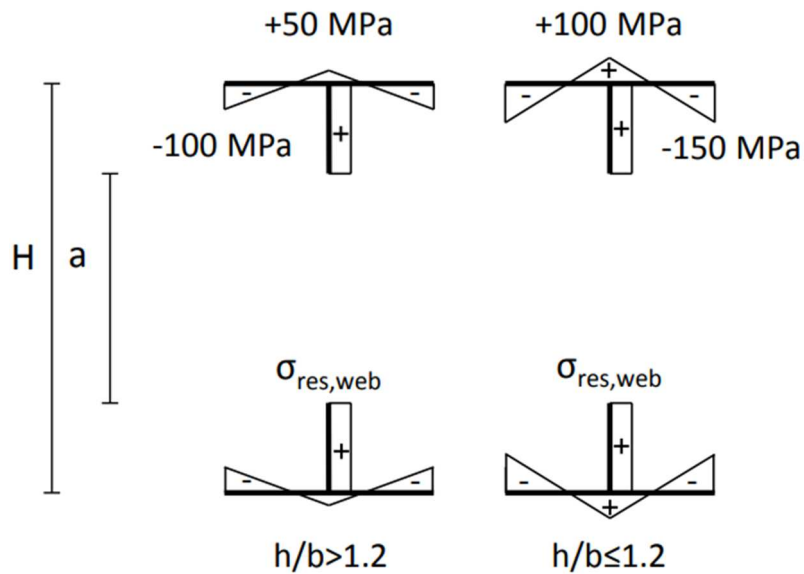


Fonte: Adaptado de Sonck (2014)

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Sonck (2014) propôs então um padrão de distribuição de tensões residuais para os perfis celulares e castelados, como mostra a Figura 3.5. Seus valores variam em função da altura h e da largura b do perfil I original.

Figura 3.5 – Proposta de modelo de distribuição de tensões residuais para perfis celulares



Fonte: Sonck (2014)

A fim de obter um padrão de tensão residual simplificado que não varia ao longo do comprimento do perfil, determinou-se que a tensão residual da alma cheia é mesma para a região da alma da seção “tê”, representada na Figura 3.5 por $\sigma_{res,alma}$. Essa tensão é obtida pela Equação 3.1 (SONCK, 2014).

$$\sigma_{res,alma} = 50 \text{ MPa} \times \frac{bt_f}{(H - t_f - a)t_w} \quad 3.1$$

Entretanto, Neves (2018) afirma que, apesar do padrão de tensão residual proposto por Sonck (2014) apresentar bons resultados em seus modelos numéricos, sua aplicação é questionável pelos seguintes motivos: a autora investigou apenas um perfil (IPE160); ela recomenda que a distribuição de tensões proposta para a alma seja melhor avaliada; ela não recomenda usar o padrão proposto em situações em que as tensões residuais na alma são relevantes. Assim, conclui-se que esse padrão proposto por Sonck (2014) ainda necessita de aprimoramento e validação e, portanto, não será adotado neste trabalho.

3.2. IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS

As imperfeições são originadas da não-retilineidade do perfil ou da excentricidade da carga aplicada. As denominadas imperfeições geométricas são provenientes do processo de

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

fabricação e atuam em relação a geometria do perfil, seja da seção transversal (imperfeição geométrica local), seja ao longo do seu comprimento (imperfeição geométrica global). A imperfeição ao longo do seu comprimento se dá em forma de uma curvatura inicial, que representa um pequeno desvio na retilineidade do elemento estrutural em relação ao seu eixo reto longitudinal. Sonck (2014) afirma em sua dissertação que a influência das imperfeições geométricas locais sobre a resistência a instabilidade global é pequena para perfis I, sendo as imperfeições geométricas globais (curvatura inicial) e as tensões residuais preponderantes quando se analisa o comportamento e a resistência do perfil para esse caso. Autores como Beer e Schulz (1970), Bjorhovde e Tall (1971) também realizaram estudos para avaliar a influência da forma e a amplitude da curvatura inicial na resistência de colunas de aço.

Vale observar que a curvatura inicial acarreta excentricidades de carregamento, sendo responsável por tornar um problema simples de instabilidade em um problema do tipo carga-deslocamento iterativo, no qual há um deslocamento inicial desde a aplicação do primeiro carregamento, sendo necessárias análises numéricas não-lineares incrementais para determinar esse fenômeno (ROSSI, 2018; FERREIRA, 2019, BJORHOVDE, 1988).

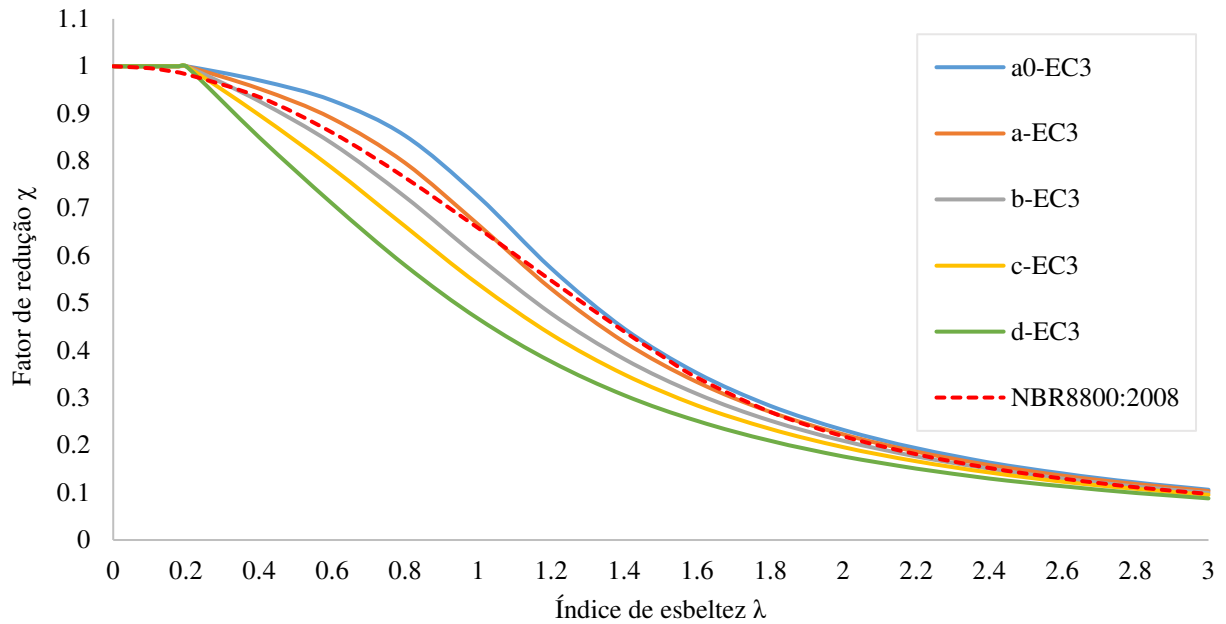
Em relação aos valores limite de curvatura inicial, geralmente as próprias especificações de fabricação dos perfis impõem uma limitação, que é dada em função do comprimento do elemento (L).

Numerosos trabalhos sobre a resistência a compressão de colunas realizados na América do Norte e na Europa a partir de 1970 resultaram em múltiplas curvas de projeto de modo a contemplar toda a gama de perfis, tipos de aço e processos de fabricação. O modelo de colunas de Beer e Schulz (1970) sugere uma amplitude de imperfeição geométrica de $L/1000$, que leva em conta o efeito de excentricidade de carregamento. Beer e Schulz (1970) também propuseram três curvas de projeto, que posteriormente foram criticadas e adaptadas por Rondal e Maquoi (1979).

A ABNT NBR 5884:2013 adota uma curva longitudinal limite de $L/1000$ (ROSSI, 2018). A ABNT NBR 8800:2008 adotou a curva 2P da SSRC, em que foi considerada uma imperfeição geométrica inicial de $L/1470$. Já a EN 1993-1-1:2005 adotou as curvas múltiplas obtidas de experimentos e estudos teóricos realizados pelo ECCS (European Convention for Constructional Steelwork), que considerou uma curvatura inicial de $L/1000$ e que foram transformadas em equações por Rondal e Maquoi em 1979, baseando-se na fórmula de Ayrton-Perry. As curvas foram designadas de “a”, “b”, “c”, “d” e “a₀”. A comparação entre curvas das duas normas pode ser observada na Figura 3.6.

CAPÍTULO 3. IMPERFEIÇÕES FÍSICAS E GEOMÉTRICAS

Figura 3.6 – Curvas de projeto da norma europeia (EN 1993-1-1:2005) e brasileira (ABNT NBR 8800:2008)



Fonte: Autor (2023)

Uma simplificação das imperfeições físicas e geométricas tem sido adotada por alguns autores, visto que ainda não há estudos suficientes para adotar um padrão validado de tensões residuais para perfis celulares. Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) impõem em seus modelos uma amplitude de imperfeição inicial igual a $L/500$ e fazem a ressalva de que esse valor engloba indiretamente os efeitos das tensões residuais, portanto a favor da segurança. Essa simplificação será adotada nas análises executadas no presente trabalho, já que o modelo de tensão residual apresentado no item 3.1.2 ainda é limitado.

CAPÍTULO 4

PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO

Neste capítulo serão apresentados os métodos de cálculo das propriedades geométricas dos perfis celulares e suas respectivas expressões. O primeiro método é o da seção de alma cheia, no qual apenas são expostas as expressões referentes a geometria de um perfil I convencional de alma cheia. O segundo método é o da seção “2T”, que considera a seção no centro de uma das aberturas do perfil. O terceiro método é o da ponderação por superfície e o quarto método é o da ponderação por linha. Ambos levam em conta a seção de alma cheia e a seção “2T” ao longo do comprimento do perfil.

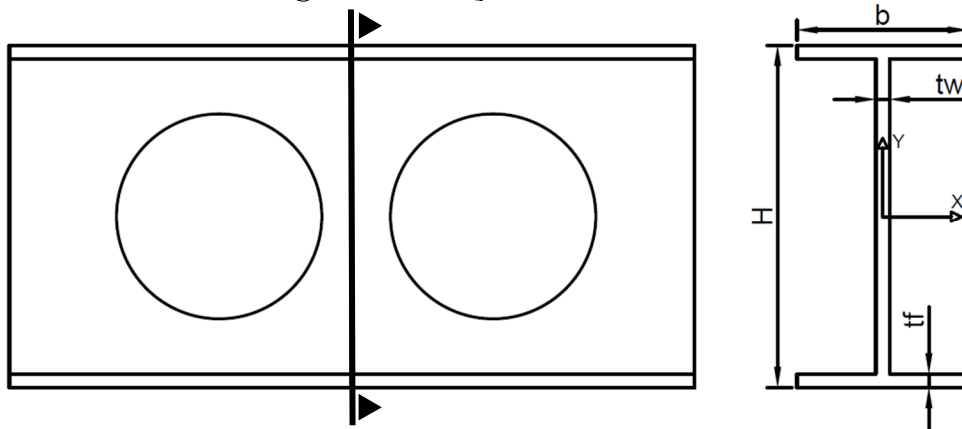
Como mencionado no Capítulo 1, somente perfis biapoiados comprimidos axialmente e travados lateralmente para instabilidade em torno do eixo de maior inércia serão levados em conta. Portanto, serão demonstradas apenas as expressões utilizadas para o dimensionamento de perfis submetidos a esse cenário. Elas terão como base o modelo de linha central da seção, assumindo que o peso de cada peça da seção é concentrado nessa linha (centro de massa). A título de simplificação foram omitidas as curvaturas existentes entre as mesas e a alma dos perfis laminados, uma vez que não são significantes para o cálculo das propriedades desses perfis.

4.1. MÉTODO DA SEÇÃO DE ALMA CHEIA

A seguir serão demonstradas as equações utilizadas para o cálculo das propriedades da seção de alma cheia. Conforme a Figura 4.1, o eixo y é o eixo de menor inércia e o eixo x o de maior inércia.

CAPÍTULO 4. PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO

Figura 4.1 – Seção de alma cheia



Fonte: Autor (2023)

A área da seção de alma cheia A_c é dada pela Equação 4.1; o momento de inércia $I_{x,c}$ é dado pela Equação 4.2; o raio de giração $i_{x,c}$ é dado pela Equação 4.3.

$$A_c = 2bt_f + (h - t_f)t_w \quad 4.1$$

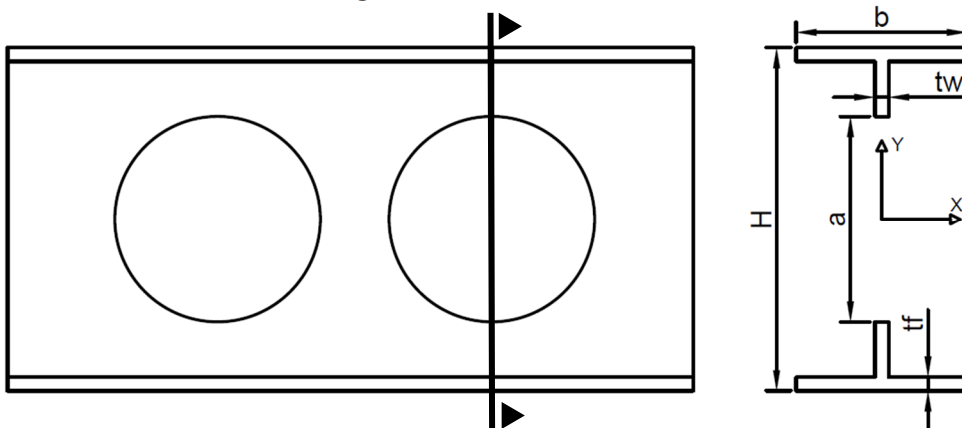
$$I_{x,c} = 2 \frac{bt_f^3}{12} + 2bt_f \left(\frac{H - t_f}{2} \right)^2 + \frac{(H - t_f)^3 t_w}{12} \quad 4.2$$

$$i_{x,c} = \sqrt{\frac{I_{x,c}}{A_c}} \quad 4.3$$

4.2. MÉTODO DA SEÇÃO “2T”

A seguir serão demonstradas as equações utilizadas para o cálculo das propriedades da seção “2T”. Conforme a Figura 4.2, o eixo y é o eixo de menor inércia e o eixo x o de maior inércia.

Figura 4.2 – Seção “2T”



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 4. PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO

A área da seção “2T” A_T é dada pela Equação 4.4; o momento de inércia $I_{x,T}$ é dado pela Equação 4.5; o raio de giração $i_{x,T}$ é dado pela Equação 4.6.

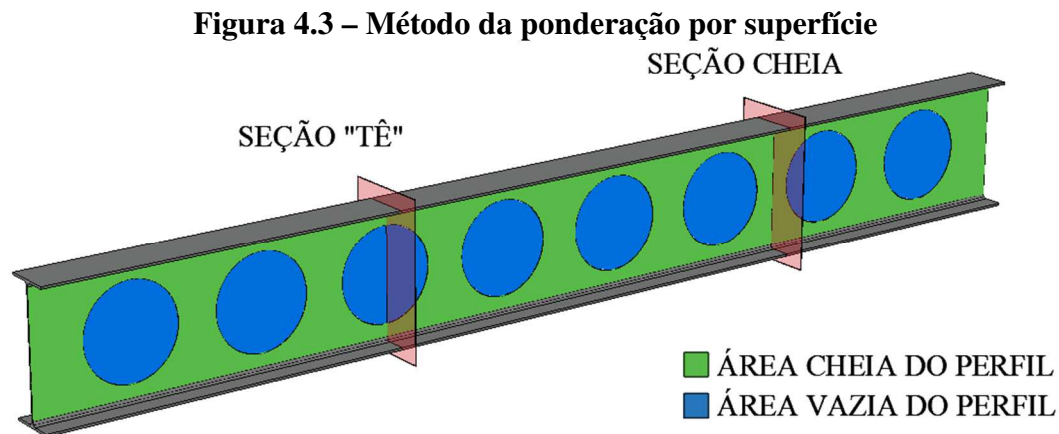
$$A_T = 2bt_f + (H - 2t_f)t_w - at_w \quad 4.4$$

$$I_{x,T} = \frac{t_w(H - 2t_f)^3}{12} + 2\frac{bt_f^3}{12} + 2bt_f \left[\frac{(H - t_f)}{2} \right]^2 - \frac{t_w a^3}{12} \quad 4.5$$

$$i_{x,T} = \sqrt{\frac{I_{x,T}}{A_T}} \quad 4.6$$

4.3. MÉTODO DA PONDERAÇÃO POR SUPERFÍCIE

Carvalho, Rossi e Martins (2023) propuseram uma aproximação de base geométrica para obter as propriedades da seção dos perfis senoidais através da ponderação das áreas vazias e preenchidas ao longo do comprimento do perfil. Aqui serão apresentadas as equações para o cálculo das propriedades geométricas pelo método da ponderação das áreas (método da superfície) adaptadas para perfis celulares, ilustrado na Figura 4.3. Como mostra a legenda, são separadas as áreas cheias e as áreas vazias do perfil, a partir das quais serão feitas as ponderações.



Fonte: Autor (2023)

Todas as propriedades desse método são dadas em função dos pesos de ponderação. Esses pesos consistem na área vazia do perfil $A_{sup.vazia}$ e na área cheia do perfil $A_{sup.cheia}$. A área vazia do perfil é dada pela Equação 4.7, onde n é o número de aberturas. A área cheia do perfil é dada pela Equação 4.8.

$$A_{sup.vazia} = n \left(\frac{\pi a^2}{4} \right) \quad 4.7$$

CAPÍTULO 4. PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO

$$A_{sup.cheia} = (H - 2t_f)L - A_{sup.vazia} \quad 4.8$$

A área da seção transversal A_{PS} a ser considerada no cálculo das resistências desse perfil é dada em função da ponderação das áreas de superfície cheias e vazias ao longo do seu comprimento, segundo a Equação 4.9.

$$A_{PS} = \frac{A_c \times A_{sup.cheia} + A_T \times A_{sup.vazia}}{A_{sup.cheia} + A_{sup.vazia}} \quad 4.9$$

A inércia em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil é dada em função da ponderação das áreas de superfície cheias e vazias ao longo do seu comprimento, conforme mostra a Equação 4.10.

$$I_{x,PS} = \frac{I_{x,c} \times A_{sup.cheia} + I_{x,T} \times A_{sup.vazia}}{A_{sup.cheia} + A_{sup.vazia}} \quad 4.10$$

O raio de giração em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil também é dado em função da ponderação das áreas de superfície cheias e vazias ao longo do seu comprimento, conforme mostra a Equação 4.11.

$$i_{x,PS} = \frac{i_{x,c} \times A_{sup.cheia} + i_{x,T} \times A_{sup.vazia}}{A_{sup.cheia} + A_{sup.vazia}} \quad 4.11$$

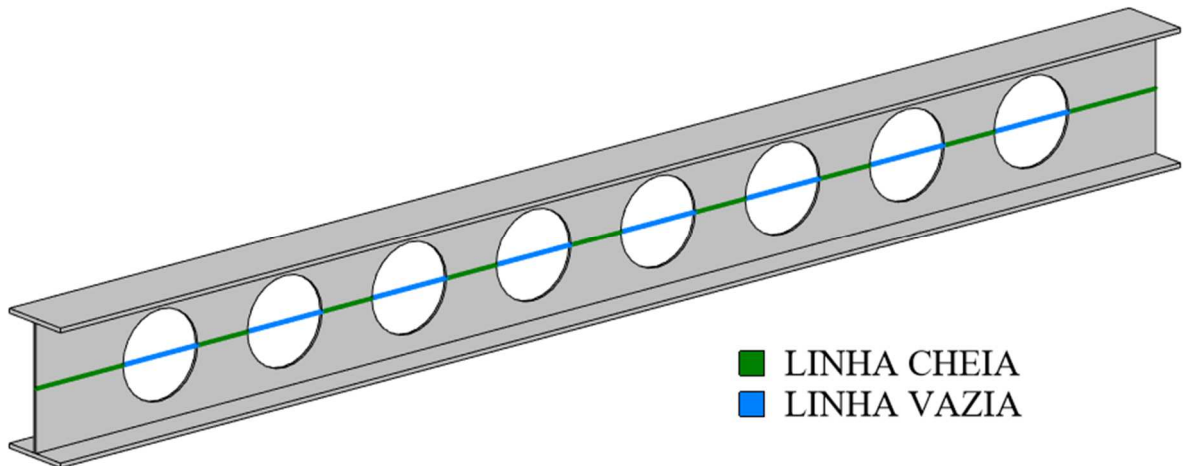
Nessa seção foram expostas as principais propriedades geométricas que são essenciais para o cálculo das resistências desses perfis quanto a instabilidade em relação ao eixo de maior inércia. Contudo, o método das ponderações por superfície pode ser aplicado para as demais propriedades geométricas como a área efetiva e para o cálculo do fator de imperfeição, que serão explicados no capítulo seguinte onde serão abordadas as expressões para o dimensionamento dos perfis.

4.4. MÉTODO DA PONDERAÇÃO POR LINHA

O método da ponderação por linha também foi proposto pelos autores Carvalho, Rossi e Martins (2023) para obter as propriedades da seção dos perfis senoidais através da ponderação por linhas. Essa ponderação se dá pela linha central do perfil, que possui trechos que passam pela seção cheia e pela seção vazia. Utilizando esse conceito é proposto a seguir o método da ponderação por linha para perfis celulares, ilustrado na Figura 4.4. Como mostra a legenda, são separadas as linhas cheias e as linhas vazias ao longo do comprimento do perfil, a partir das quais serão feitas as ponderações.

CAPÍTULO 4. PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO

Figura 4.4 – Método da ponderação por linha



Fonte: Autor (2023)

Todas as propriedades desse método são dadas em função dos pesos de ponderação. Esses pesos consistem na linha vazia do perfil L_{vazia} e na linha cheia do perfil L_{cheia} . A linha vazia do perfil é dada pela Equação 4.12, onde n é o número de aberturas e a é o diâmetro. A linha cheia do perfil é dada pela Equação 4.13.

$$L_{vazia} = na \quad 4.12$$

$$L_{cheia} = L - L_{vazia} \quad 4.13$$

A área da seção transversal A_{PL} a ser considerada no cálculo das resistências desse perfil é dada em função da ponderação das linhas cheias e vazias ao longo do seu comprimento, segundo a Equação 4.14.

$$A_{PL} = \frac{A_c \times L_{cheia} + A_T \times L_{vazia}}{L_{cheia} + L_{vazia}} \quad 4.14$$

A inércia em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil é dada em função da ponderação das linhas cheias e vazias ao longo do seu comprimento, conforme mostra a Equação 4.15.

$$I_{x,PL} = \frac{I_{x,c} \times L_{cheia} + I_{x,T} \times L_{vazia}}{L_{cheia} + L_{vazia}} \quad 4.15$$

O raio de giração em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil também é dado em função da ponderação das linhas cheias e vazias ao longo do seu comprimento, conforme mostra a Equação 4.16.

$$i_{x,PL} = \frac{i_{x,c} \times L_{cheia} + i_{x,T} \times L_{vazia}}{L_{cheia} + L_{vazia}} \quad 4.16$$

Acima foram colocadas as principais propriedades geométricas que são essenciais para o cálculo das resistências desses perfis quanto a instabilidade em relação ao eixo de maior inércia. Entretanto, o método das ponderações por linha pode ser aplicado para as demais

CAPÍTULO 4. PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO

propriedades geométricas como a área efetiva e para o cálculo do fator de imperfeição, que serão explicados no capítulo seguinte onde serão abordadas as expressões para o dimensionamento dos perfis.

CAPÍTULO 5

INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS I

Este capítulo tratará de forma mais específica da instabilidade global de perfis I, explorando como se dá esse comportamento e abordando estudos científicos e métodos de dimensionamento adotados pela norma europeia e brasileira.

5.1. FENÔMENOS DE INSTABILIDADE

Apesar de existir referências para o cálculo de vigas celulares, é mínima a quantidade de pesquisas existentes acerca do comportamento de colunas celulares, isto é, em elementos submetidos a cargas axiais de compressão ou em combinação de cargas de flexão.

Neste trabalho esse fenômeno será estudado e avaliado segundo uma particular condição, que é contemplada pelas seguintes características:

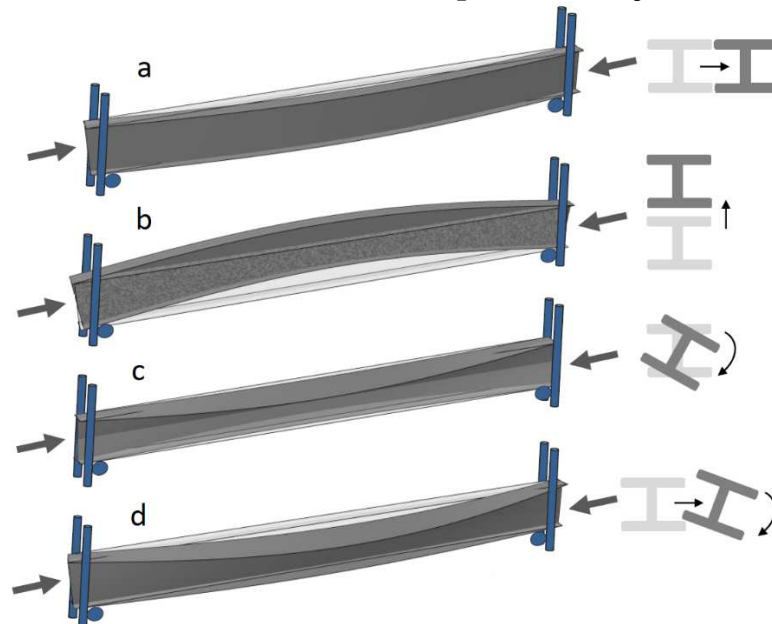
- i. Os perfis analisados são colunas biapoiadas.
- ii. Suas seções são duplamente simétricas.
- iii. O carregamento atuante consiste em uma carga axial concentrada no eixo do perfil.
- iv. O perfil pode desenvolver sua resistência plástica total antes de instabilizar localmente.

Quando projetado e sob um estado de carregamento, é essencial observar o comportamento do elemento estrutural referente a três aspectos: resistência (estado limite último), deflexão (estado limite de serviço) e estabilidade. Esse último aspecto tem grande importância na análise de elementos sujeitos a cargas de compressão, uma vez que o membro do sistema estrutural comprimido, quando instável, perde sua capacidade de resistir ao aumento de carga. Em outras palavras, a instabilidade ocorre no ponto máximo da

CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

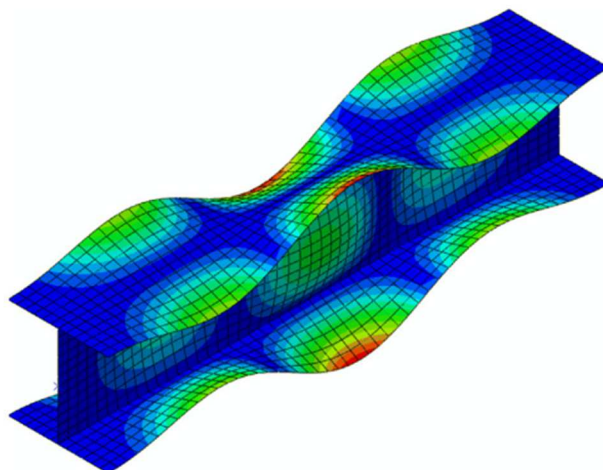
curva carga-deslocamento. (ZIEMIAN, 2010). Peças sujeitas a compressão axial podem ser encontradas em componentes de treliças, sistemas de travejamento e em pilares de edifícios. O efeito de compressão tende a acentuar os efeitos de curvatura iniciais existentes, produzindo deslocamentos laterais que compõem o processo conhecido como instabilidade por flexão. Esse processo ocorre de forma global, porém também pode se manifestar de forma local para as chapas componentes do perfil comprimido, dependendo da esbeltez das chapas. Na instabilidade global toda a barra sofre perda de estabilidade, enquanto que a instabilidade local é caracterizada pela perda da estabilidade das placas componentes do perfil comprimido. A Figura 5.1 e a Figura 5.2 ilustram esses fenômenos.

Figura 5.1 – Instabilidade global: (a) instabilidade por flexão em torno do eixo y; (b) instabilidade por flexão em torno do eixo x; (c) instabilidade por torção (em torno do eixo z); (d) instabilidade por flexo-torção



Fonte: Adaptado de Sonck (2014)

Figura 5.2 – Instabilidade local

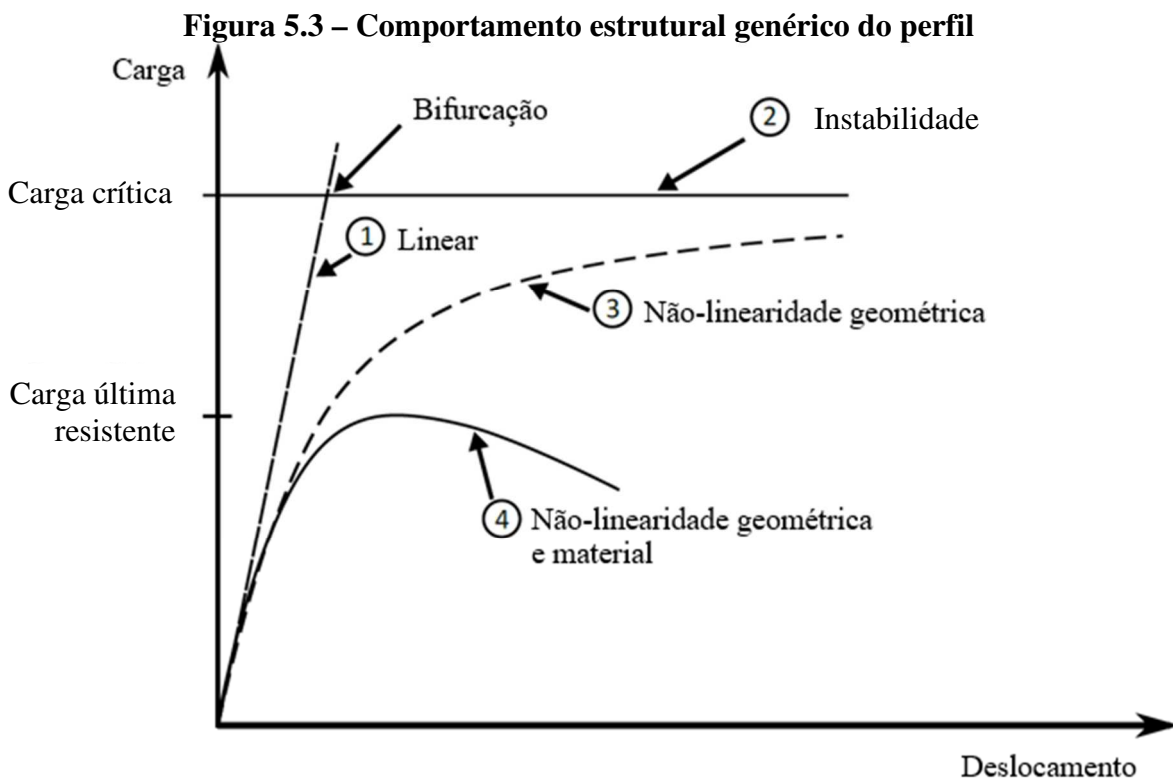


Fonte: Huang *et al.* (2019)

CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

A perda de estabilidade de uma coluna pode resultar em uma falha repentina da estrutura ou mecanismo, portanto é necessário conhecer a carga axial máxima que ela pode suportar quando está na iminência de sofrer esse efeito. Essa carga axial máxima pode ser denominada carga crítica. Denomina-se carga crítica aquela que uma coluna ideal pode suportar quando a iminência de ficar instável. A carga de última é a carga que uma coluna real, com suas imperfeições, pode suportar quando a iminência de ficar instável (deflexão lateral) (ZIEMIAN, 2010). É importante ressaltar que se trata de uma verificação de estabilidade e não de resistência, pois qualquer carga adicional provocará instabilidade na coluna, entretanto, não fará com que o elemento sofra uma ruptura imediata. Quando a carga crítica de Euler é alcançada, não é mais possível o equilíbrio na configuração retilínea e a coluna fica sujeita a flexo-compressão na posição deformada.

De acordo com a teoria da instabilidade elástica (TRAHAIR, 1993), um perfil ideal perfeitamente reto e materialmente elástico carregado por uma carga axial de compressão pode falhar repentinamente por bifurcação ou ocorrência de um ponto limite onde a trajetória de equilíbrio não linear tem uma derivada nula (REIS e CAMOTIN, 2000; ROSSI, 2018). Essa bifurcação ocorrerá no ponto da carga crítica (carga elástica de instabilidade), a partir do qual a trajetória original (① na Figura 5.3) se tornará instável, e pequenos distúrbios farão com que o perfil passe a atuar na trajetória ②.



Fonte: Adaptado de Trahair (1993) apud Sonck (2014)

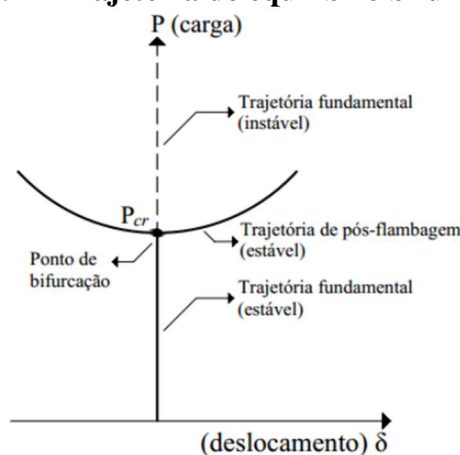
CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

A carga crítica obtida pela análise linear de uma peça ideal (perfeitamente reta e homogênea) não representa necessariamente a carga que fará com que a peça real sofra o efeito da instabilidade. Para determinar a carga última ou capacidade resistente para os modos de falha por instabilidades é necessário levar em conta imperfeições iniciais e considerar a curva não-linear de carga-deflexão da peça, porém obter essa curva consiste em um processo complexo de cálculo. A carga máxima de compressão de uma peça é geralmente calculada por métodos semi-empíricos utilizando-se curvas ajustadas numericamente ou combinando os resultados dos testes com a análise qualitativa do comportamento não-linear da carga-deflexão da peça imperfeita (ZIEMIAN, 2010). Quando a curvatura inicial do perfil, as imperfeições geométricas e a excentricidade da carga são levadas em conta, a trajetória carga-deslocamento passa a ser como a curva ③ da Figura 5.3. Além do mais, o material do aço não permanecerá elástico, mas elasto-plástico, e outras imperfeições também atuam como as tensões residuais. Como resultado, o comportamento carga-deformação na instabilidade se aproximará da curva ④, no qual a carga última é atingida (SONCK, 2014).

5.2. INSTABILIDADE BIFURCACIONAL

Quando a carga crítica de instabilidade é atingida em um perfil hipotético ideal perfeito, sua configuração inicial de deformação muda repentinamente para um padrão diferente, denominado modo de instabilidade, ocorrendo uma bifurcação na trajetória de equilíbrio (ROSSI, 2018). É nesse ponto que ocorre a transição de uma configuração estável para uma configuração instável, como mostra a Figura 5.4. Nas análises desse tipo de instabilidade são obtidas cargas críticas de instabilidade, modo de flambagem predominante e as propriedades da trajetória de pós-flambagem.

Figura 5.4 – Trajetória de equilíbrio bifurcacional



Fonte: Reis e Camotim (2000) apud Rossi (2018).

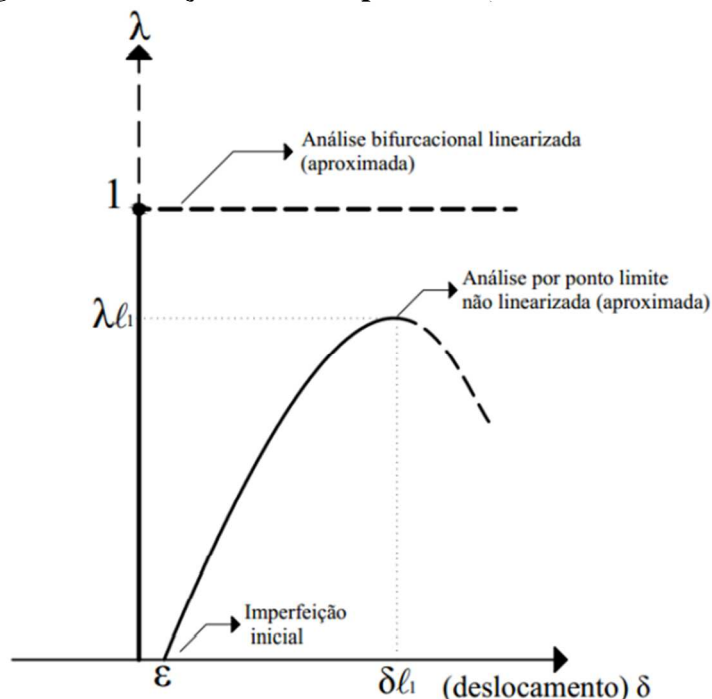
CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

No diagrama da Figura 5.4 tem-se, segundo Reis e Camotim (2000): uma trajetória de equilíbrio fundamental (linear ou não linear), com origem nas coordenadas nulas dos eixos; uma trajetória de equilíbrio pós-flambagem que não passa pela origem; um ponto de bifurcação, que corresponde a intersecção das duas trajetórias e no qual as configurações de equilíbrio fundamental passam de estáveis para instáveis.

5.3. ANÁLISES LINEARES E NÃO LINEARES DE ESTABILIDADE

As análises lineares de estabilidade, como as utilizadas para problemas de análise bifurcacional, fornecem apenas equações de equilíbrio numa configuração deformada que está apenas ligeiramente afastada da trajetória fundamental. Essas equações de equilíbrio são estabelecidas na configuração deformada, mas linearizadas com relação aos deslocamentos definindo apenas os modos de instabilidade. Entretanto, em sistemas estruturais reais, ocorrem imperfeições geométricas iniciais como as curvaturas iniciais e cargas excêntricas, portanto não faz sentido utilizar análises lineares. Nesses sistemas, a bifurcação do equilíbrio deixa de existir e passa a atuar somente uma única trajetória. Dessa forma, faz-se necessário considerar termos não lineares nas equações de equilíbrio, efetuando-se uma análise não linear de estabilidade por ponto limite ou *snap-through* para determinar a trajetória aproximada de equilíbrio (ROSSI, 2018). A Figura 5.5 ilustra as trajetórias de equilíbrio mencionadas acima.

Figura 5.5 – Trajetórias de equilíbrio (linear e não-linear)



Fonte: Reis e Camotim (2000) apud Rossi (2018)

CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

5.4. CARGA CRÍTICA

Uma coluna duplamente simétrica suficientemente esbelta submetida a carga axial falhará por instabilidade a flexão em torno dos eixos principais de inércia. A carga crítica N_{cr} é a mínima entre a carga crítica do eixo de menor inércia $N_{cr,y}$, carga crítica do eixo de maior inércia $N_{cr,x}$ e a carga crítica a torção $N_{cr,T}$. As Equações 5.1, 5.2 e 5.3 (SONCK, 2014) tratam dessas cargas exceto para os casos de torção, que serão omitidos nesse trabalho devido abordagem exclusiva dos casos de flexão. Nessas equações E é o módulo de elasticidade.

$$N_{cr} = \min (N_{cr,x}, N_{cr,y}, N_{cr,T}) \quad 5.1$$

$$N_{cr,x} = \frac{\pi^2 EI_x}{L^2} \quad 5.2$$

$$N_{cr,y} = \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} \quad 5.3$$

5.5. INSTABILIDADE DE ACORDO COM A EN 1993-1-1:2005

O primeiro passo para o dimensionamento segundo a EN 1993-1-1:2005 consiste na classificação da seção. Esta pode ser classificada em quatro classes:

- Classe 1: seções que formam uma rótula plástica com capacidade de rotação requerida na análise plástica sem sofrer redução de resistência.
- Classe 2: seções que desenvolvem resistência ao momento plástico, mas possuem limitada capacidade de rotação devido a instabilidade local.
- Classe 3: seções nas quais a tensão de compressão na fibra mais extrema do perfil, assumindo uma distribuição elástica, alcança a tensão de escoamento, porém a instabilidade local é suficiente para prevenir o desenvolvimento de resistência ao momento plástico.
- Classe 4: seções em que a instabilidade local ocorrerá antes de atingir a tensão de escoamento em uma ou mais partes da seção.

Para classificar a seção é necessário observar a tabela 5.2 da EN 1993-1-1:2005, que está em função da esbeltez c/t de cada elemento da seção, onde c é a largura do elemento e t a espessura; e da deformação do material, calculada pela Equação 5.4, onde f_y é a tensão de escoamento em N/mm^2 .

CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad 5.4$$

De um modo geral, a seção é classificada como a de número mais alto entre a classificação de seus elementos. Exceções e observações estão contidas na EN 1993-1-1:2005. Como este trabalho trata de perfis com altura expandida, todas as seções são classificadas como de classe 4. Para as seções dessa classe, o conceito de largura efetiva pode ser utilizado para fazer as necessárias reduções da resistência devido aos efeitos de instabilidade local. Para o cálculo dessas larguras efetivas deve-se recorrer a EN 1993-1-5:2006, item 4.4. O primeiro parâmetro a ser obtido é o fator de instabilidade k_σ correspondente a taxa de tensão ψ e as condições de contorno. Esses valores podem ser encontrados na tabela 4.1 ou 4.2 da norma. Então calcula-se o índice de esbeltez reduzido do elemento através da Equação 5.5.

$$\bar{\lambda}_p = \frac{c/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad 5.5$$

O fator de redução ρ varia se o elemento a ter sua largura reduzida é interno ou externo. Para elementos internos (caso da alma de uma seção I, por exemplo), ρ é calculado pela Equação 5.6 ou pela Equação 5.7, dependendo de $\bar{\lambda}_p$.

$$\rho = 1 \quad \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad 5.6$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para } \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad 5.7$$

Para elementos externos (caso das mesas de uma seção I, por exemplo), ρ é calculado pela Equação 5.8 ou pela Equação 5.9, dependendo de $\bar{\lambda}_p$.

$$\rho = 1 \quad \text{para } \bar{\lambda}_p \leq 0,748 \quad 5.8$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para } \bar{\lambda}_p > 0,748 \quad 5.9$$

A largura efetiva do elemento c_{eff} passa então a ser dada pela Equação 5.10.

$$c_{eff} = \rho c \quad 5.10$$

Como mencionado antes, uma coluna real não falhará pela carga crítica, mas pela carga última, que leva em consideração o comportamento não linear material e geométrico, assim como as imperfeições físicas e geométricas. De acordo com a EN 1993-1-1:2005, a carga última resistente a instabilidade é determinada pelos seguintes fatores: carga crítica elástica, resistência plástica e imperfeições. A força axial de compressão resistente de cálculo é dada pela Equação 5.11, na qual f_y é a tensão de escoamento e γ_{M1} o coeficiente de ponderação das resistências

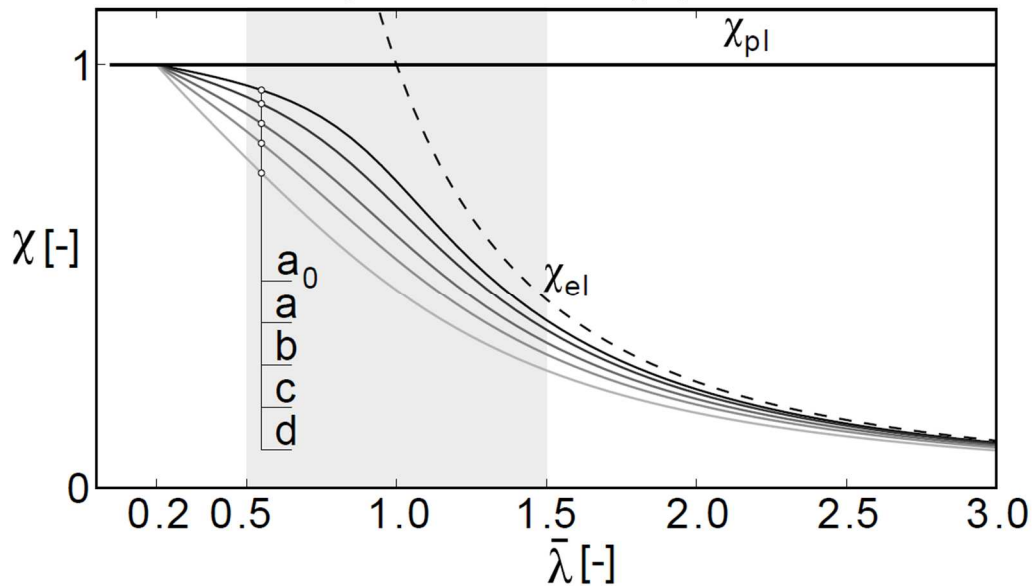
CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

do aço estrutural para estados-limites últimos relacionados a escoamento e instabilidade, de valor igual a 1.

$$N_{Rd} = N_{Rk} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \quad 5.11$$

O fator de redução χ é determinado pelo coeficiente de esbeltez $\bar{\lambda}$ e a curva de projeto aplicada, como mostra a Figura 5.6. Essas curvas representam a influência das imperfeições (das tensões residuais e geométricas) na resistência a instabilidade do perfil.

Figura 5.6 – Curvas de projeto



Fonte: Sonck (2014)

Para valores baixos de $\bar{\lambda}$, o fator de redução χ se aproximará de $\chi_{pl} = 1$ e a resistência será determinada pela resistência plástica. Quando $\bar{\lambda}$ possuir valores mais elevados, χ se aproximará de $\chi = 1/\bar{\lambda}^2$, de forma que a resistência a instabilidade será determinada pela carga crítica: $N_{Rd} = N_{cr}$. Para valores intermediários de $\bar{\lambda}$ (entre $\bar{\lambda} = 0,5$ e $1,5$), a influência das imperfeições será maior. O coeficiente de esbeltez $\bar{\lambda}$ é dado pela Equação 5.12, na qual a área A_{eff} é a área efetiva, A é a área bruta da seção (sem reduções), L_{cr} é o comprimento de destravado no plano considerado, i é o raio de giração em torno do eixo de instabilidade usando as propriedades da seção bruta, e λ_1 é dado pela Equação 5.13.

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr} \sqrt{\frac{A_{eff}}{A}}}{i \lambda_1} \quad 5.12$$

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 93,9 \varepsilon \quad 5.13$$

O fator de redução χ pode ser calculado utilizando-se a Equação 5.14.

CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1, \quad \text{onde } \phi = 0,5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad 5.14$$

O coeficiente de imperfeição α correspondente a curva de projeto aplicada é mostrado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Coeficientes de imperfeição para as curvas de projeto

Curvas de projeto	a₀	a	b	c	d
Fator de imperfeição α	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

Fonte: EN 1993-1-1:2005

A Tabela 5.2 mostra os critérios de seleção das curvas de projeto para seções transversais de perfis I laminados e soldados.

Tabela 5.2 – Critérios de seleção da curva de projeto

Seção transversal	Limites	Eixo mais instável	Curva de projeto		
			S 235 S 275 S 355 S 420	S 460	
Perfis I laminados	$H/b > 1,2$	$t_f \leq 40$ mm	x-x y-y	a b	a ₀ a ₀
		40 mm $< t_f \leq 100$ mm	x-x y-y	b c	a a
	$H/b \leq 1,2$	$t_f \leq 100$ mm	x-x	b	a
			y-y	c	a
		$t_f > 100$ mm	x-x	d	c
			y-y	d	c
Perfis seção "T"	-	ambos	c	c	

Fonte: adaptado de EN 1993-1-1:2005

Quando utilizado o método da ponderação por superfície e o método da ponderação por linha, calcula-se a área efetiva e os coeficientes de imperfeição aplicando-se os pesos de ponderação, conforme explicado no Capítulo 4.

5.6. INSTABILIDADE DE ACORDO COM A ABNT NBR 8800:2008

Neste item serão apresentadas apenas as principais expressões de dimensionamento da norma brasileira ABNT NBR 8800:2008, visto que elas serão aplicadas para comparação entre os métodos de definição das propriedades na análise paramétrica e para fins de comparação dos resultados com a curva de projeto adotada por essa norma (curva 2P da SSRC).

A ABNT NBR 8800:2008 fornece a Equação 5.15 para o cálculo da força axial de compressão resistente característica.

CAPÍTULO 5. INSTABILIDADE GLOBAL DE PERFIS

$$N_{Rk} = \chi Q A f_y \quad 5.15$$

A força axial de compressão resistente de cálculo é obtida pela Equação 5.17.

$$N_{Rd} = \frac{\chi Q A f_y}{\gamma_{M1}} \quad 5.16$$

O coeficiente de ponderação das resistências do aço estrutural para estados-limites últimos relacionados a escoamento e instabilidade γ_{M1} recomendado é de 1,1 para combinações normais; A é a área bruta da seção transversal da barra; Q é o fator de redução total associado a instabilidade local, cujo valor deve ser obtido no Anexo F da ABNT NBR 8800:2008; o fator de redução χ depende do índice de esbeltez reduzido λ_0 , conforme a Equação 5.17 e 5.18.

$$\text{para } \lambda_0 \leq 1,5: \chi = 0,658 \lambda_0^2 \quad 5.17$$

$$\text{para } \lambda_0 > 1,5: \chi = \frac{0,877}{\lambda_0^2} \quad 5.18$$

O índice de esbeltez reduzido λ_0 é dado pela Equação 5.19:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q A f_y}{N_{cr}}} \quad 5.19$$

A força crítica elástica N_{cr} é obtida como na Equação 5.1, 5.2 e 5.3, considerando $L = (K_x L_x)$ para $N_{cr,x}$ e $L = (K_y L_y)$ para $N_{cr,y}$. O coeficiente de instabilidade K_x e K_y são dados no item E.2.1 da ABNT NBR 8800:2008. Para este trabalho ambos são iguais a 1, levando em conta colunas biapoiadas como citado no item 5.1. O fator de redução total associado a instabilidade local Q é dado no Anexo F da ABNT NBR 8800:2008 e deve ser verificado, visto que este trabalho trata de perfis com altura expandida, ou seja, as almas dos perfis são elementos esbeltos e suscetíveis a instabilidade local.

Em relação as curvas de projeto, a ABNT NBR 8800:2008 adotou a curva 2P da SSRC, em que foi considerada uma imperfeição geométrica inicial de $L/1470$ (PFEIL, 2009), conforme mostra a Figura 3.6. Essa curva é obtida conforme as Equações 5.17 e 5.18.

As equações mencionadas assumem que a seção do perfil permanece a mesma durante todo o carregamento e não levam em conta as deformações devidas as forças de cisalhamento e de flexão que atuam junto as forças de compressão. Autores como Sweedan, El Sawy e Martini (2009) e Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2019), entre outros, estudaram os efeitos dessas forças em perfis celulares e sugeriram coeficientes de redução da carga admissível, pois concluíram que, dependendo das propriedades geométricas da seção do perfil, a carga última pode ser reduzida significativamente.

CAPÍTULO 6

PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Neste capítulo serão apresentados os procedimentos metodológicos utilizados no desenvolvimento dos modelos numéricos analisados, assim como uma apresentação concisa do software e a calibração dos modelos, comparando os resultados dos estudos de Ma *et al.* (2018) e Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021).

6.1. SOFTWARE ABAQUS

A principal ferramenta utilizada neste trabalho é o software *ABAQUS*, um software comercial de análise numérica que trabalha com o método dos elementos finitos (MEF) de deslocamentos que pode resolver problemas desde análises lineares simples a simulações não lineares mais complexas. A aproximação das condições de equilíbrio do corpo é baseada na consideração de que cada ponto material deste é analisado como função do tempo e de suas coordenadas no espaço, ou seja, sobre o ponto de vista Lagrangiano (DESSAULT SYSTEMES, 2012 apud ROSSI, 2018). Em relação a profundidade de análises, o software oferece uma extensa gama de possibilidades de simulações como análises estáticas, dinâmicas, lineares e não lineares, contemplando, portanto, análises de instabilidade e pós-instabilidade, tema de interesse do presente trabalho.

Tratando das simulações de instabilidade de perfis metálicos, o software permite a modelagem por elementos de casca ou por extrusão, ambos apresentam resultados satisfatórios. As análises não-lineares são geralmente precedidas de análises lineares, através da qual se obtém uma aproximação da carga crítica elástica e dos possíveis modos de instabilidade. Essa estimativa é dada pelo produto do autovalor pelo valor da carga de perturbação externa aplicada na estrutura no estado inicial da análise. A configuração deformada também é resultado dessa

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

primeira análise, conforme os autovetores. Com os resultados dessa primeira análise parte-se para a análise não linear considerando todas as fontes de não linearidades como imperfeições geométricas, tensões iniciais e a plastificação do material (ROSSI, 2018).

Nos problemas estruturais não lineares a rigidez da estrutura muda à medida que se deforma. Para essas análises o *ABAQUS* utiliza o método de Newton-Raphson e automaticamente escolhe a tolerância apropriada de incremento de carga e de convergência e continuamente ajusta essa tolerância durante a análise para garantir que uma solução precisa seja obtida de forma eficaz (DESSAULT SYSTEMES, 2012). Frequentemente são necessárias várias iterações para determinação de uma solução aceitável dado um incremento de carga e a soma de todas as respostas incrementais é a solução aproximada para a análise não linear.

O equilíbrio para cada incremento de carga é obtido no *ABAQUS* pelo método Ricks modificado, que fornece a resposta da curva carga/deslocamento para além do valor da carga máxima resistida pela estrutura. Para efetuar a análise é necessário fornecer um incremento inicial por meio de uma fração do carregamento, que é equivalente ao comprimento do arco. Então os incrementos seguintes são determinados de forma automática. Através desse método são fornecidos fatores de proporcionalidade da carga inicial, que pode ser implementada na análise não linear de estabilidade como sendo o valor da carga crítica da análise linear de estabilidade. O termo da análise pode ser adotado como a carga do ponto limite da análise de estabilidade por *snap-through* (ROSSI, 2018).

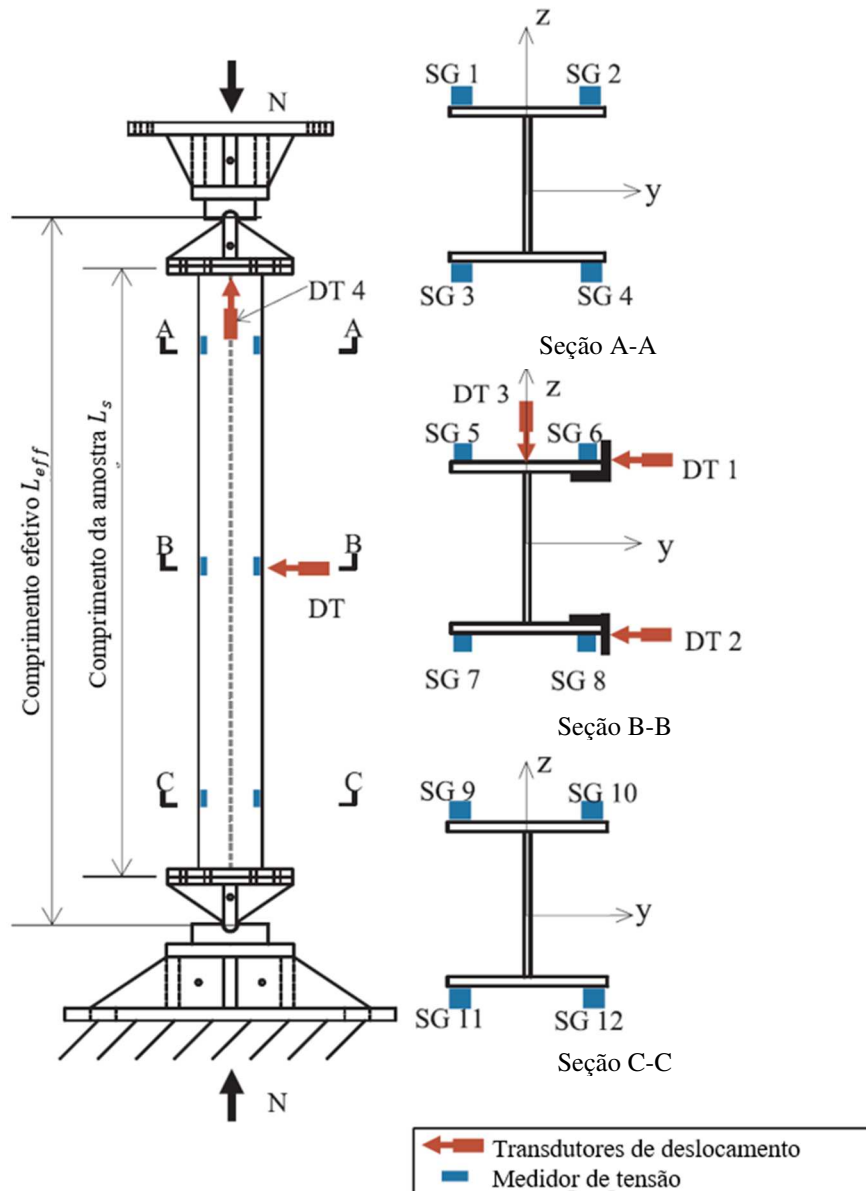
6.2. VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Para validação da modelagem numérica são utilizados experimentos ou simulações presentes na literatura científica. Os artigos escolhidos para validação são dos seguintes autores: Ma *et al.* (2018); Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021). O primeiro trata de colunas de aço de alta resistência, já o segundo aborda colunas celulares submetidas compressão e consequente instabilidade em torno do eixo de maior inércia. Portanto, os modelos de validação englobam grande parte do que será analisado no estudo paramétrico deste trabalho. Nas tabelas mostradas nas próximas seções P_{exp} representa a carga última obtida de forma experimental pelo autor do artigo e P_{ABAQUS} representa a carga última obtida pelo método dos elementos finitos através do *ABAQUS*.

6.2.1. Experimento de Ma *et al.* (2018)

Ma *et al.* (2018) estudou o comportamento de colunas esbeltas de aço de alta resistência S690 de seções H soldadas submetidas a compressão. Nos experimentos executados pelos autores foram analisadas colunas biapoizadas carregadas axialmente e seu comportamento em relação a instabilidade em torno do eixo de menor inércia. A Figura 6.1 ilustra o arranjo utilizado por eles.

Figura 6.1 – Arranjo experimental



Fonte: Adaptado de Ma *et al.* (2018)

Um total de sete colunas esbeltas de aço de alta resistência S690 de seção H soldada foram testadas sob compressão axial. Esses perfis foram compostos por chapas de espessura

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

nominal igual a 6, 10 e 16 mm. Quatro seções de diferentes dimensões foram adotadas, nomeadas H1, H2, H3 e H4.

A Tabela 6.1 resume as dimensões reais das peças dos experimentos, que serviram de base para as simulações dos modelos numéricos de validação.

Tabela 6.1 – Propriedades geométricas reais das colunas

ID	Altura do perfil h (mm)	Largura da mesa b (mm)	Espessura da mesa t_f (mm)	Espessura da alma t_w (mm)	Comprimento da amostra L_s (mm)	Comprimento efetivo L_{eff} (mm)	Curvatura inicial v (mm)
CH1P	141,3	119,6	9,93	5,81	1614,5	1994,5	+0,8
CH2P	170,0	149,0	9,92	5,84	1612,5	1992,5	+0,3
CH2Q	168,4	149,7	9,94	5,83	2414,0	2794,0	-1,0
CH3P	231,2	200,4	16,01	9,93	1616,0	1996,0	+0,3
CH3Q	232,1	200,0	15,98	9,94	2414,0	2794,0	-0,5
CH4P	281,0	250,1	15,99	9,92	1611,5	1991,5	-0,5
CH4Q	281,3	249,8	15,99	9,93	2411,0	2791,0	-0,8

Notas: (a) A primeira letra “C” na identificação ID denota “coluna sob compressão axial centrada”.

(b) A segunda letra e a terceira do ID denota a seção designada.

(c) A quarta letra do ID denota diferentes comprimentos efetivos dos perfis.

Fonte: Adaptado de Ma *et al.* (2018)

As propriedades físicas do material também foram medidas pelos autores, que fizeram testes nas chapas de aço S690 que formam as seções dos perfis. Para cada chapa (6, 10 e 16 mm) foram coletadas 3 amostras e foi obtida a média das três, fornecendo assim as propriedades descritas na Tabela 6.2 e que foram adotadas nas simulações para validação.

Tabela 6.2 – Média das propriedades físicas medidas para cada chapa

Espessura nominal da chapa t (mm)	Módulo de elasticidade E (kN/mm ²)	Tensão de escoamento f_y (N/mm ²)	Tensão última f_u (N/mm ²)	Deformação última ϵ_u (%)
6	210	766	815	5,9
10	212	756	793	7,0
16	209	800	844	6,6

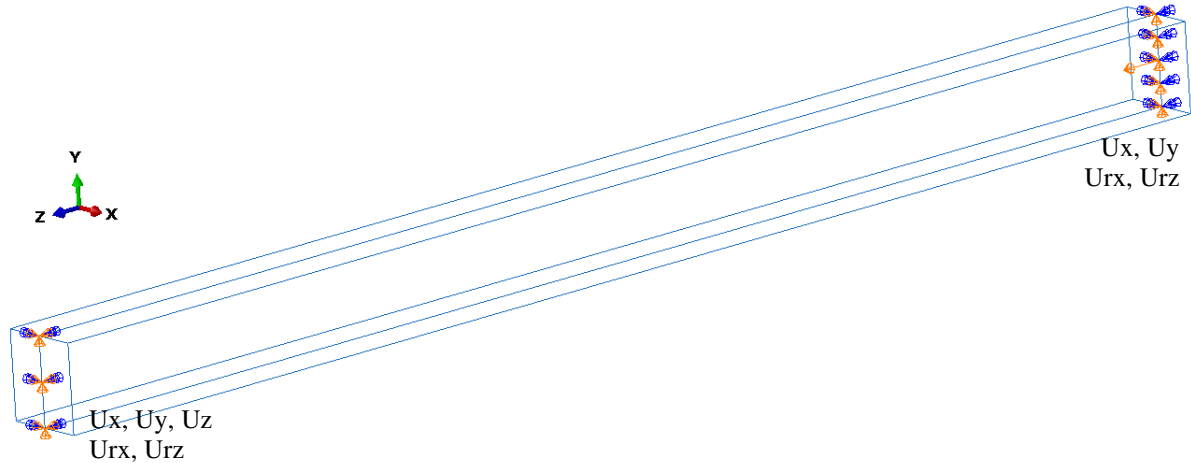
Fonte: Adaptado de Ma *et al.* (2018)

Conforme mostra a Figura 6.1, o comprimento efetivo L_{eff} leva em consideração duas chapas S355 de 30 mm de espessura parafusadas em cada extremidade das colunas e as bases de apoio que servem como suporte para essas chapas. Para modelagem no *ABAQUS* utilizou-se elementos de casca (*Shell*), portanto o comprimento extrudado do perfil foi adotado como sendo igual ao comprimento efetivo L_{eff} . Nas extremidades do perfil foram modeladas chapas de 60 mm de espessura também por *shell*, simulando as chapas do experimento. A Figura 6.2 mostra de forma genérica como foi feita a modelagem numérica para validação desses modelos

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

e as condições de vinculação. O fenômeno desestabilizador foi aplicado através de um deslocamento unitário no centro da chapa localizada no topo da coluna.

Figura 6.2 – Modelagem no ABAQUS: validação pelo experimento Ma *et al.* (2018)

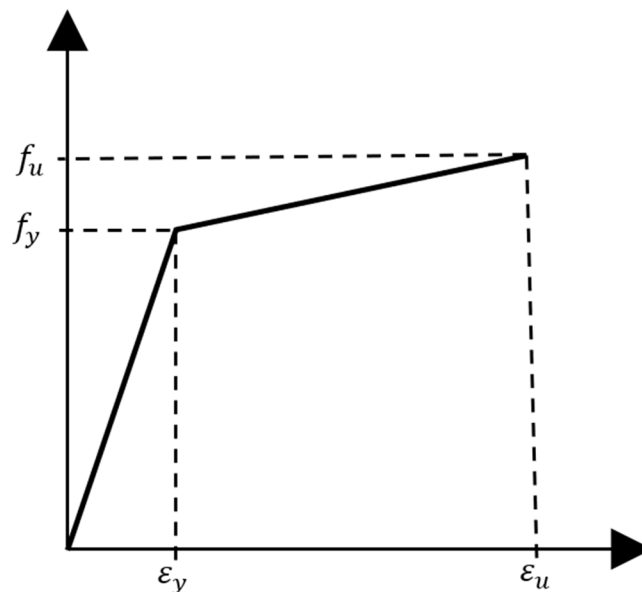


Fonte: Autor (2023)

Na extremidade oposta à aplicação do deslocamento restringiu-se na linha vertical central da chapa um deslocamento em x, y e z e a rotação em torno do eixo x e z. Já na outra extremidade foram restringidos os deslocamentos em x e y e a rotação em torno do eixo x e z. O deslocamento foi aplicado no ponto central da chapa de extremidade.

Em relação as propriedades físicas, por se tratar de perfis soldados compostos pelas chapas da Tabela 6.2, para as mesas foi adotado um material e para a alma outro material, conforme a espessura de cada um. Já para as chapas de base foi utilizado o aço S355, com $E=200 \text{ kN/mm}^2$, $f_y=345 \text{ N/mm}^2$, $f_u=450 \text{ N/mm}^2$ e $\varepsilon_u=7,8 \%$. Para todos os materiais adotou-se o coeficiente de Poisson $\nu=0,3$ e o modelo constitutivo do aço conforme a Figura 6.3.

Figura 6.3 – Modelo constitutivo do aço



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Os autores não mencionam quais são as tensões residuais desses perfis, porém citam outra referência onde é possível encontrá-las (LIU X, 2016). Contudo, foi possível encontrar as tensões residuais em Ma et. al (2018), que estão presentes na Tabela 6.3 e que foram adotadas para as presentes simulações. Os valores de curvatura inicial aplicados foram medidos e mencionados pelos autores no artigo e têm seus valores exibidos na Tabela 6.1.

Tabela 6.3 – Tensões residuais

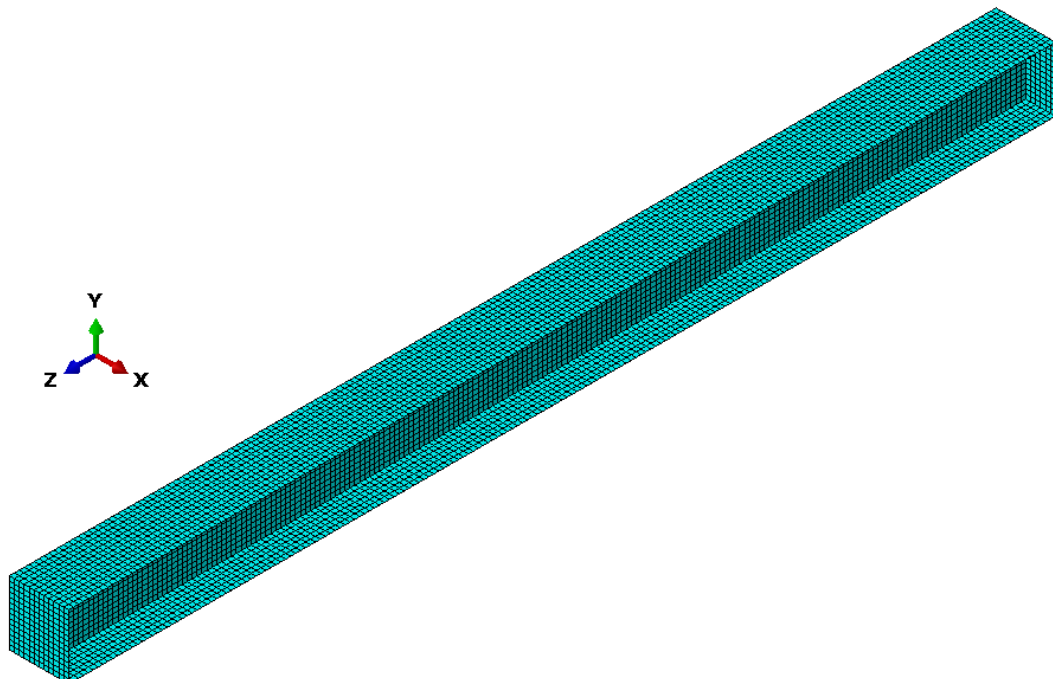
Seção	$f_{r,ft}$ (N/mm ²)	$f_{r,fc}$ (N/mm ²)	$f_{r,wt}$ (N/mm ²)	$f_{r,wc}$ (N/mm ²)
H1	+357	-211	+357	-66
H2	+451	-204	+451	-59
H3	+368	-147	+368	-148
H4	+462	-137	+462	-177

Seção	$b_{r,c}$ (mm)	$b_{r,ct}$ (mm)	$b_{r,t}$ (mm)	$h_{r,c}$ (mm)	$h_{r,ct}$ (mm)	$h_{r,t}$ (mm)
H1	23	30	14	94	7	6
H2	36	32	14	128	5	6
H3	50	43	14	106	37	10
H4	75	42	16	132	49	10

Fonte: Adaptado de Ma *et al.* (2018)

Para discretização da malha de elementos finitos foram adotados elementos S4R de 10 mm, conforme mostra a Figura 6.4.

Figura 6.4 – Discretização da malha



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

A Tabela 6.4 resume os resultados de cada experimento obtida por Ma *et al.* (2018) e os resultados dos modelos numéricos obtidos no *ABAQUS*. As colunas CH2P e CH3P não tiveram seus resultados validados, pois com a inclusão das tensões residuais listadas na Tabela 6.3 os modelos numéricos não convergiram e, portanto, foram omitidos da Tabela 6.4, assim como das discussões dos resultados.

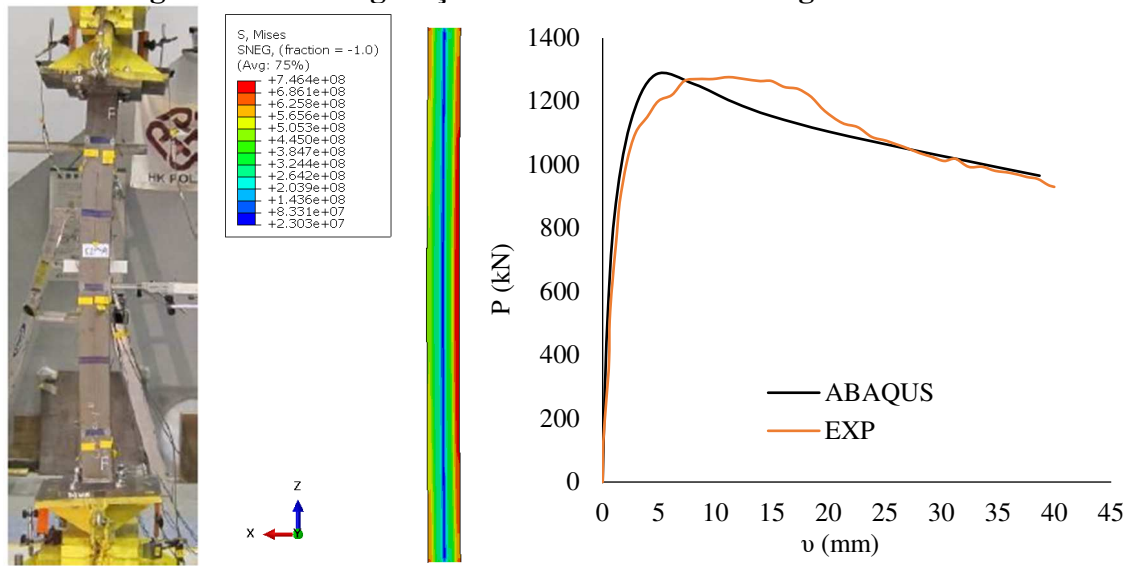
Tabela 6.4 – Resultados de validação para o artigo de Ma *et al.* (2018)

ID	P_{exp} (kN)	P_{ABAQUS} (kN)	$\frac{P_{ABAQUS}}{P_{exp}}$
CH1P	1284	1284	1,00
CH2Q	1510	1372	0,91
CH3Q	4644	4790	1,03
CH4P	7739	7461	0,96
CH4Q	7284	6760	0,93
			Média: 0,97
			Desvio Padrão: 0,05

Fonte: Autor (2023)

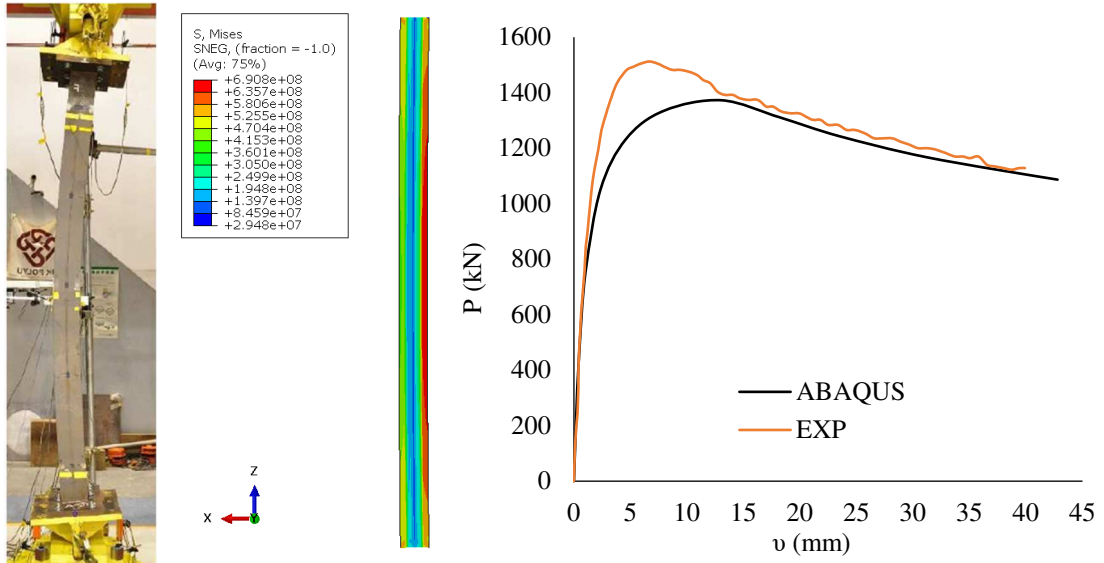
A Figura 6.5 mostra a configuração deformada junto às curvas carga (P_{ABAQUS} e P_{exp}) - deslocamento (v), comparando os resultados das simulações numéricas com os experimentos. O deslocamento nos gráficos é dado no centro da geometria da coluna na direção x. Como previsto e citado por Ma *et al.* (2018), todas as colunas falharam por instabilidade global.

Figura 6.5 – Configuração deformada e curva carga-deslocamento

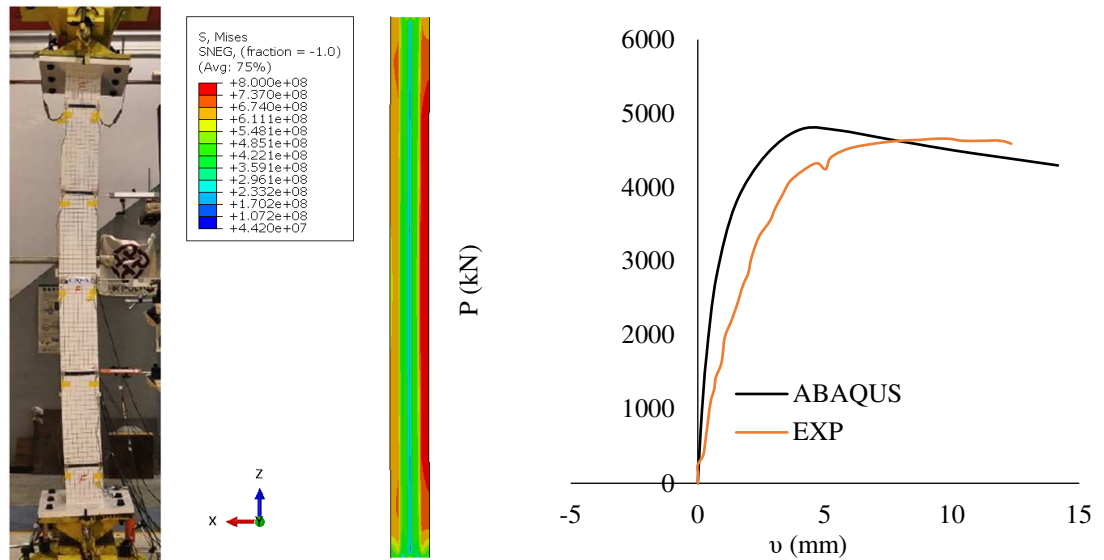


a) CH1P

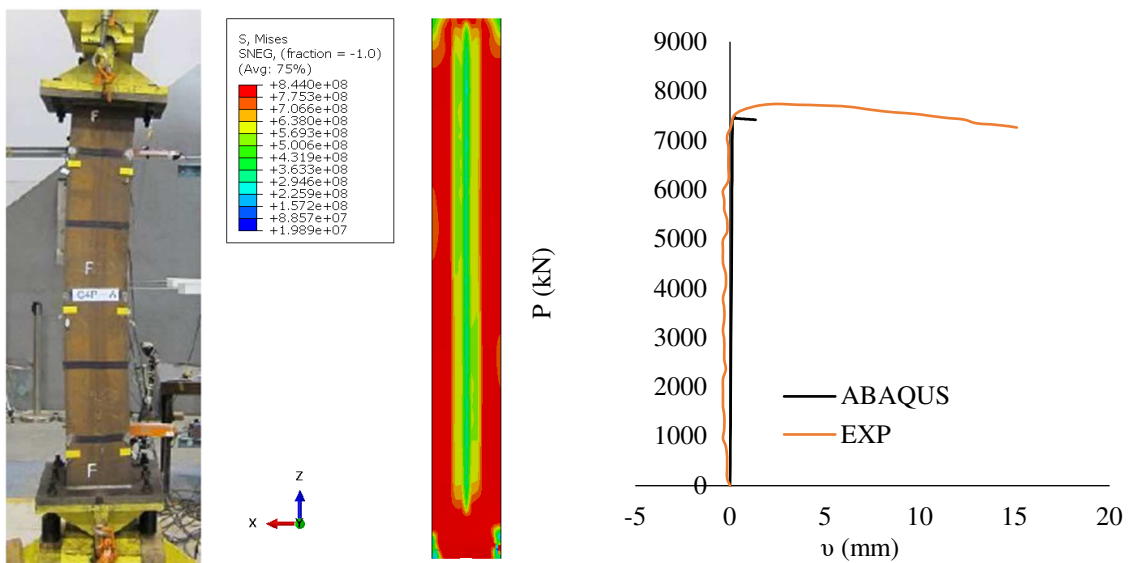
CAPÍTULO 6. PROCEDIMIENTOS METODOLÓGICOS



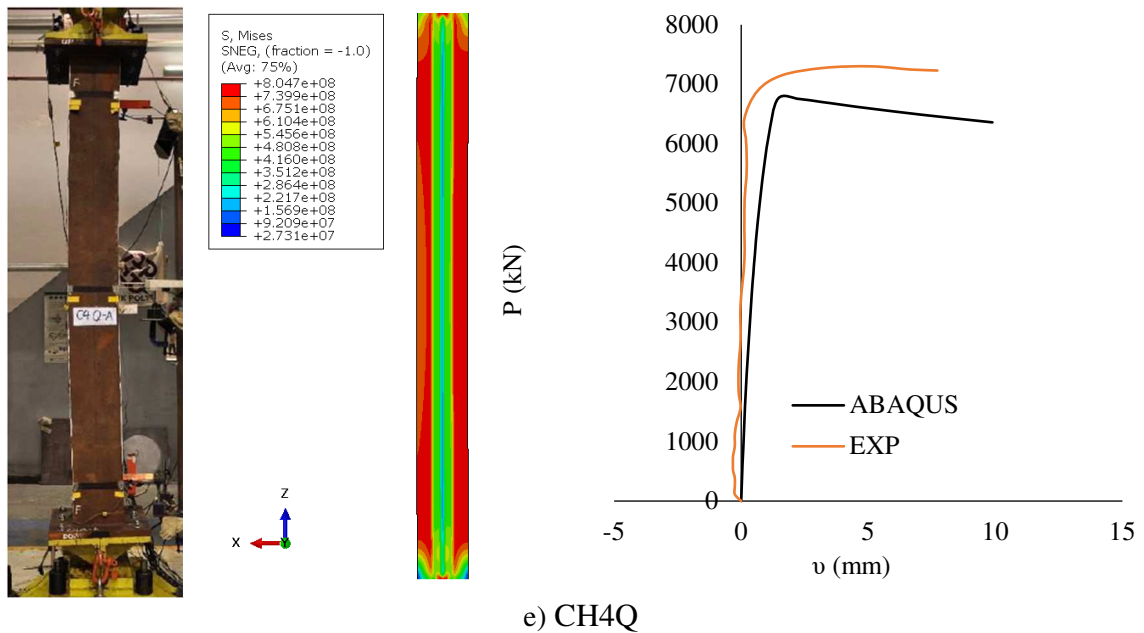
b) CH2Q



c) CH3Q



d) CH4P



e) CH4Q

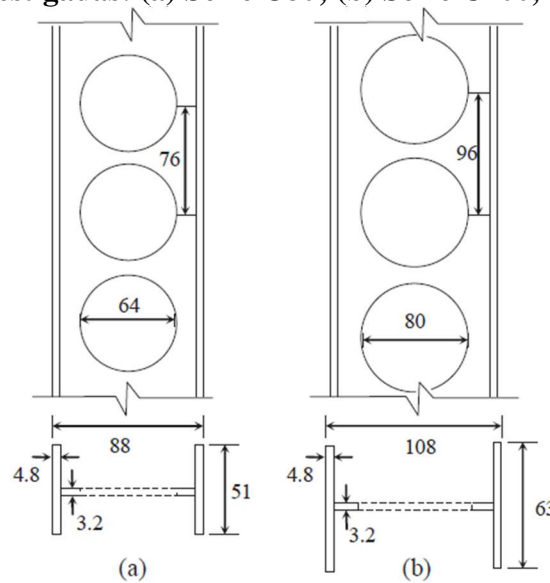
As diferenças observadas entre os valores previstos e os valores obtidos pela análise numérica se deve ao fato de que, entre outros fatores, para cada tipologia de coluna foi realizado um único experimento, portanto não se tem uma segunda referência experimental para validar o comportamento do perfil com a tipologia analisada. As considerações adotadas para os suportes de apoio na modelagem numérica, a curvatura inicial e as tensões residuais também constituem fatores de influência nos resultados das análises numéricas. Pode-se dizer que as curvas apresentaram uma tendência similar, porém é possível notar algumas discrepâncias entre os pontos mais altos de cada trajetória, indicando que as cargas últimas e os deslocamentos medidos no centro das colunas resultaram em valores diferentes, apesar de serem próximos.

6.2.2. Experimento de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)

Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) investigaram experimentalmente e numericamente o comportamento de vigas-colunas celulares duplamente simétricas biapoiadas quanto a resistência em torno do eixo de maior inércia. Para analisar combinações de flexão e compressão axial, a carga de compressão foi aplicada com excentricidades. As duas seções H com as respectivas aberturas utilizadas são mostradas na Figura 6.6. As seções regulares (RC80-60 e RC100-60) possuem as mesmas dimensões mostradas na Figura 6.6, contudo não apresentam aberturas.

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Figura 6.6 – Seções investigadas: (a) Série C80; (b) Série C100, dimensões em milímetros



Fonte: Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)

Uma viga-coluna regular (sem aberturas) e outras três celulares foram testadas para cada seção. Todas as oito amostras tinham um comprimento fixo de 1500 mm e estão resumidas na Tabela 6.5.

Tabela 6.5 – Experimentos de teste de carga

ID	Seção transversal	Tipo de seção	Excentricidade (mm)
RC80-60	C80	Regular	60
CC80-20	C80	Celular	20
CC80-40	C80	Celular	40
CC80-60	C80	Celular	60
RC100-60	C100	Regular	60
CC100-20	C100	Celular	20
CC100-40	C100	Celular	40
CC100-60	C100	Celular	60

Fonte: Adaptado de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)

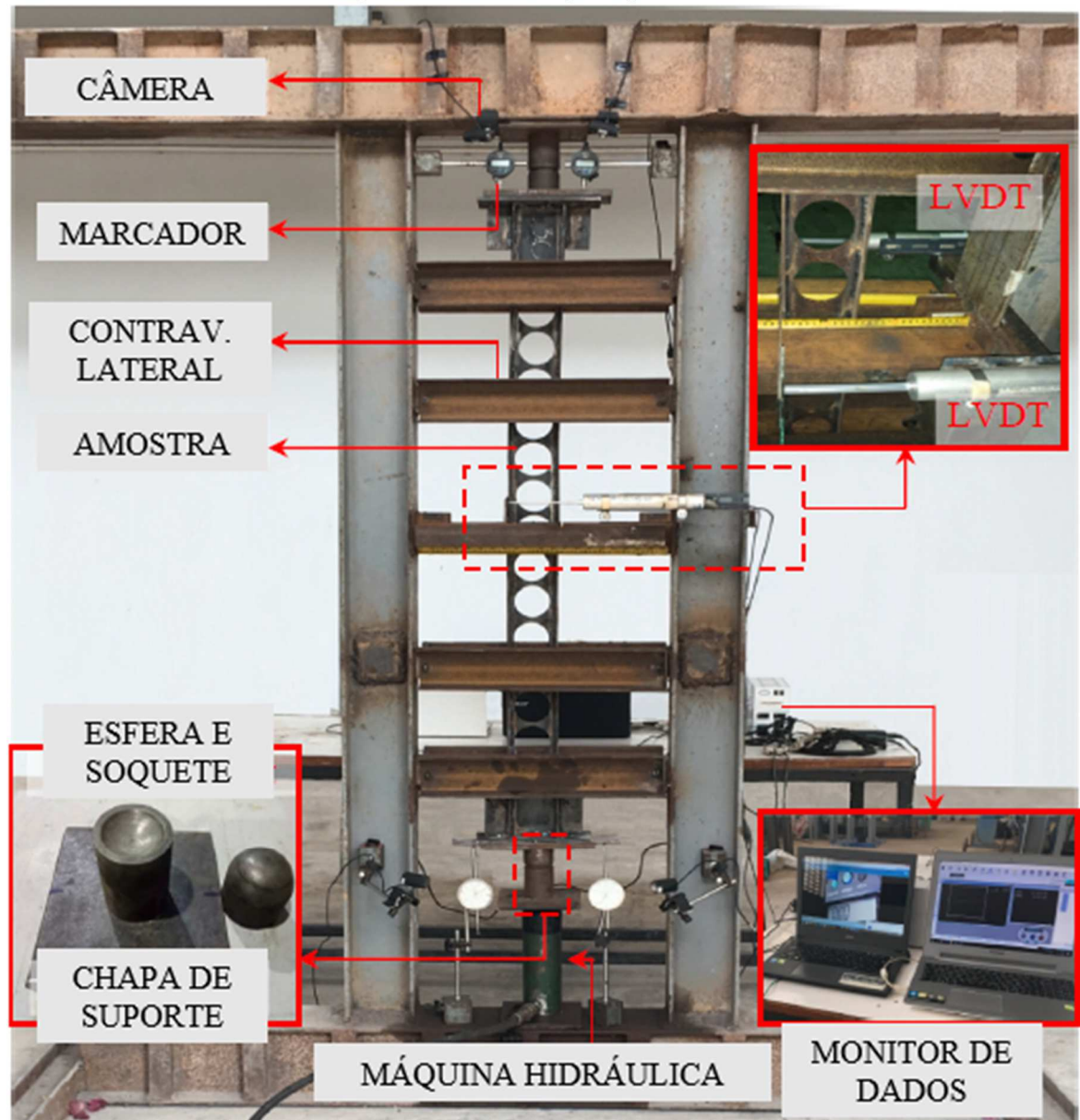
Para montagem do aparato experimental, foram soldadas chapas de 10 mm de espessura em cada extremidade dos perfis. Chapas de 4.8 mm foram soldadas como enrijecedores nas extremidades a fim de transferir momento para os perfis. A Figura 6.7 mostra a configuração dos equipamentos para a realização dos experimentos. Um par de esfera e soquete foi usado para simular as rótulas de apoio. A altura da peça da esfera é de 60 mm. Chapas de 15 mm foram parafusadas a bola e ao soquete como chapas de base dos suportes. Após o ajuste da posição relativa entre as linhas centrais dos perfis e dos suportes para obter a excentricidade, eles foram soldados entre si. Para que a instabilidade ocorresse somente em torno do eixo de maior inércia, foram usados cinco pares de contraventamentos laterais.

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Em relação as propriedades físicas desses perfis que foram consideradas nos modelos numéricos de validação, foram feitos testes com as chapas soldadas que compõem os perfis, resultando nos seguintes valores médios aproximados: $f_y=345 \text{ N/mm}^2$ e $f_u=411 \text{ N/mm}^2$. Para o módulo de elasticidade adotou-se $E=200 \text{ kN/mm}^2$ e coeficiente de Poisson $\nu=0,3$, conforme sugerido pelos autores. A deformação última não foi especificada, portanto adotou-se um valor arbitrário $\varepsilon_u=0,1725 \%$. O modelo constitutivo do aço foi adotado conforme a Figura 6.3.

Para as imperfeições física e geométricas, os autores optaram por aplicar somente uma imperfeição geométrica de $L/500$, argumentando que esse valor já leva em conta indiretamente e de forma segura a influência das tensões residuais (PANEDPOJAMAN, THEPCHATRI e LIMKATANYU, 2015; ZHAO, GARDNER e YOUNG, 2016).

Figura 6.7 – Arranjo experimental

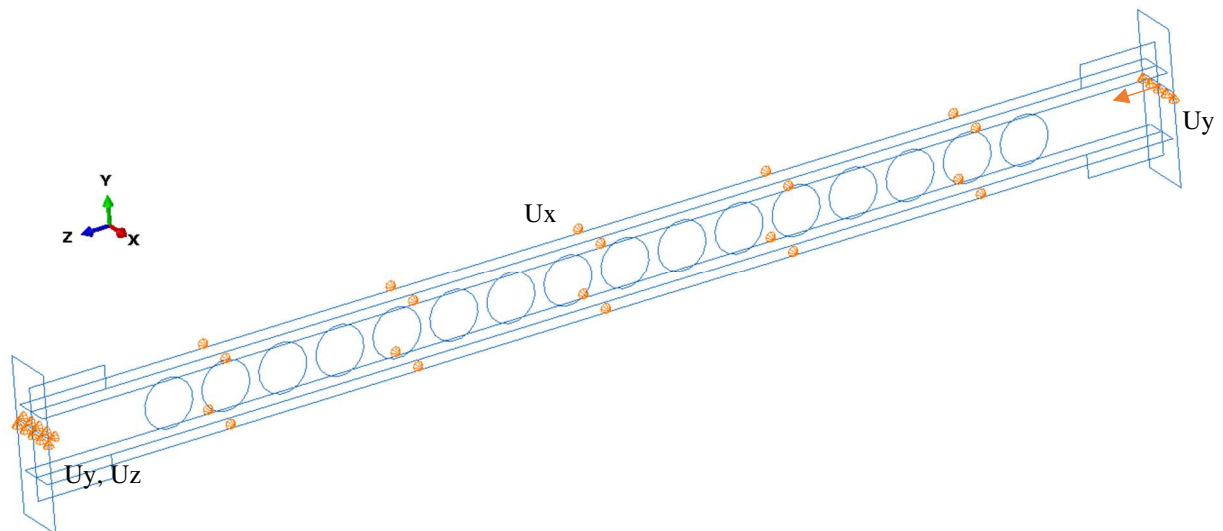


Fonte: Adaptado de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

A Figura 6.8 mostra de forma genérica como foi feita a modelagem numérica para validação desses modelos e as condições de contorno de vinculação. Para modelagem no *ABAQUS* utilizou-se elementos de casca (*Shell*), portanto o comprimento extrudado do perfil foi adotado como sendo igual ao comprimento L especificado no artigo: 1500 mm. Nas extremidades do perfil foram modeladas chapas de 10 mm de espessura também por *Shell*, simulando as chapas do experimento, além das chapas de enrijecimento de 4.8 mm de espessura. O fenômeno desestabilizador foi aplicado através de um deslocamento unitário na chapa localizada no topo da coluna. Esse deslocamento, assim como as linhas de apoio, tem seu ponto de atuação deslocado em relação ao centro do perfil na direção y , conforme a excentricidade especificada.

Figura 6.8 – Modelagem no ABAQUS

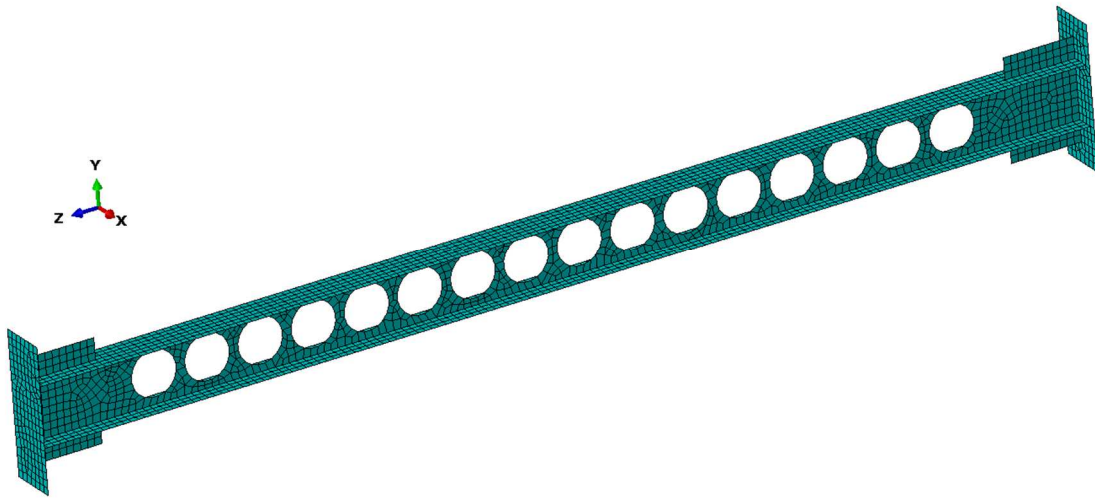


Fonte: Autor (2023)

Na extremidade oposta à aplicação do deslocamento unitário restringiu-se na linha horizontal o deslocamento em y e z . Já na outra extremidade foi restringido o deslocamento em y . Para simular os contraventamentos laterais foi aplicada uma restrição em toda a face da alma para o deslocamento em x .

Para discretização da malha de elementos finitos foram adotados elementos S4R de 10 mm, conforme mostra a Figura 6.9.

Figura 6.9 – Discretização da malha



Fonte: Autor (2023)

A Tabela 6.6 resume os resultados de cada experimento obtida por Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) e compara com os resultados dos modelos numéricos obtidos no *ABAQUS*.

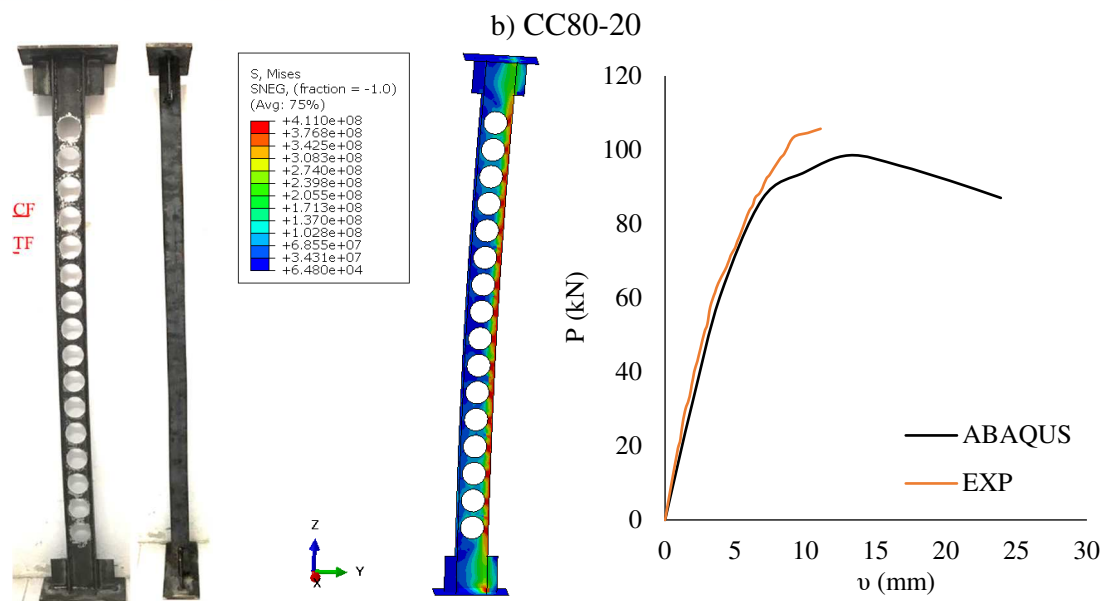
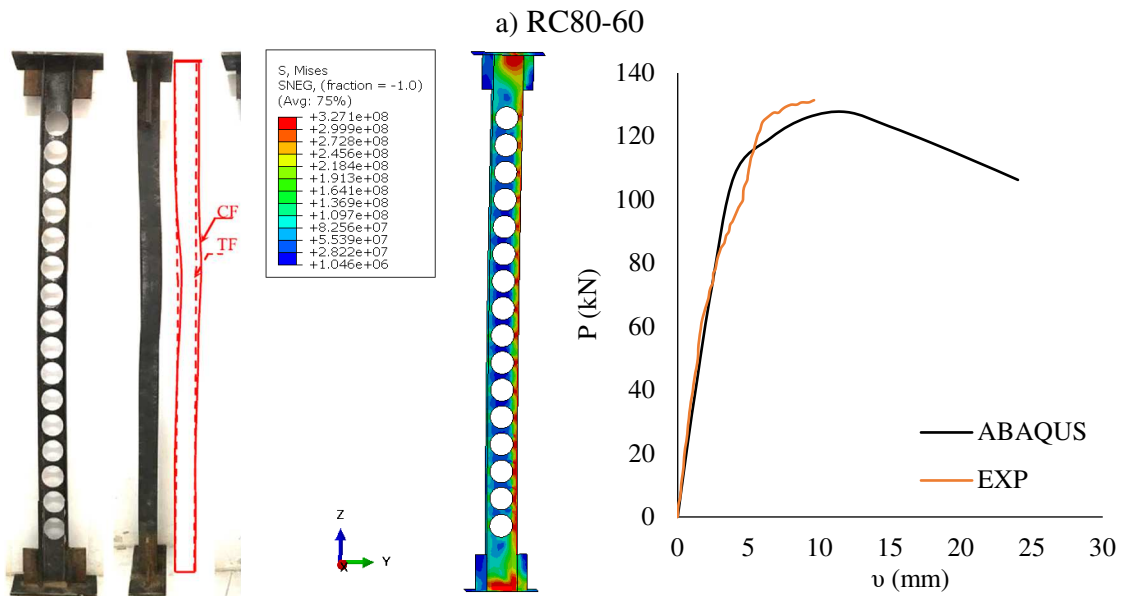
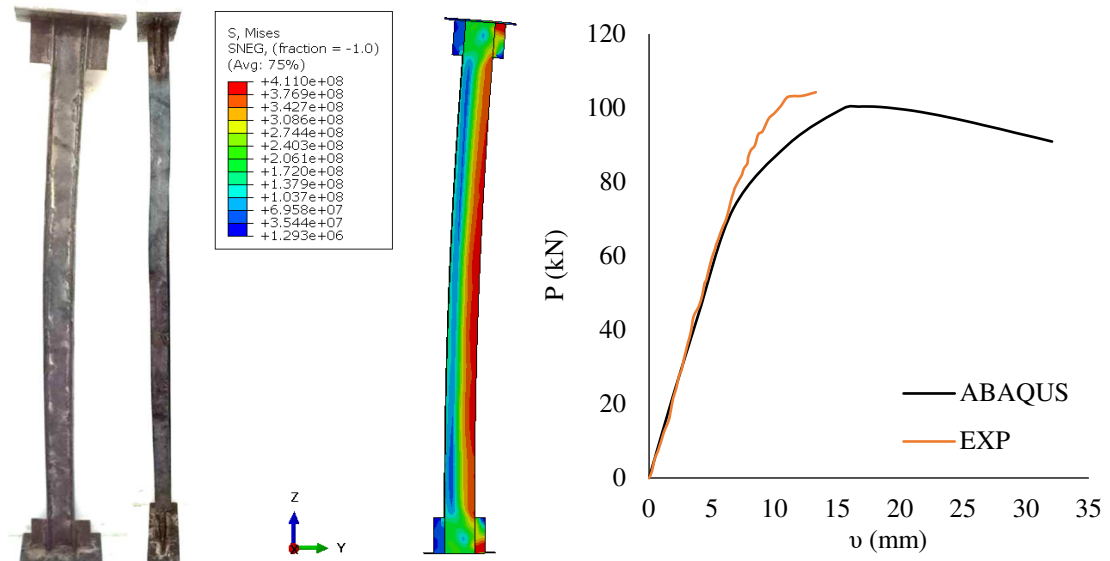
Tabela 6.6 – Resultados de validação para o artigo de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)

ID	P_{exp} (kN)	P_{ABAQUS} (kN)	$\frac{P_{ABAQUS}}{P_{exp}}$
RC80-60	103	98	0,97
CC80-20	131	128	0,97
CC80-40	105	96	0,94
CC80-60	78	78	1,04
RC100-60	138	146	1,08
CC100-20	188	179	0,95
CC100-40	140	140	1,01
CC100-60	102	116	1,14
			Média: 1,01
			Desvio Padrão: 0,07

Fonte: Autor (2023)

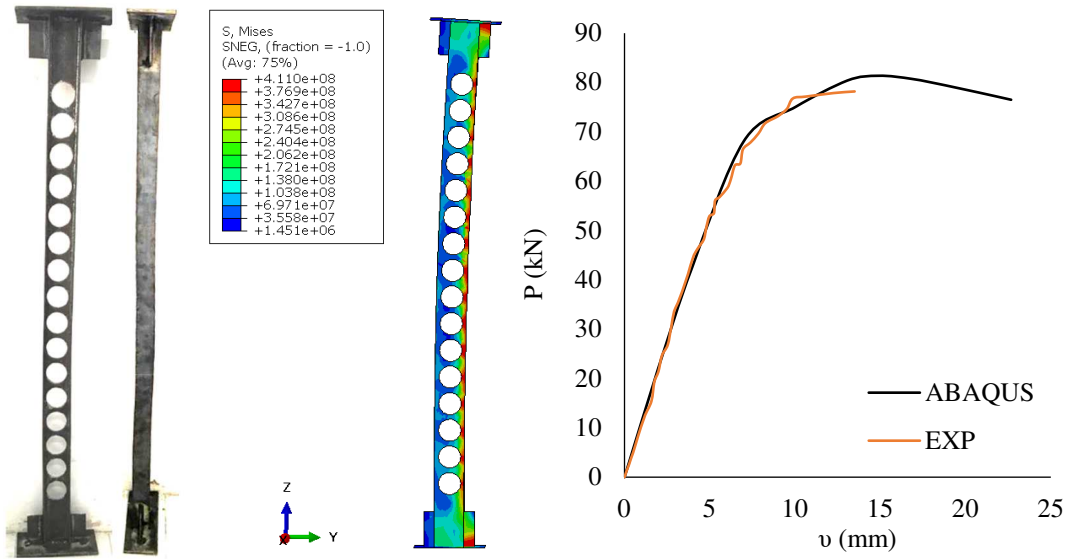
Na Figura 6.10 estão presentes as figuras que mostram a configuração deformada junto às curvas carga (P_{ABAQUS} e P_{exp}) - deslocamento (v), comparando os resultados das simulações numéricas com os experimentos. O deslocamento nos gráficos é dado no centro da geometria da coluna na direção y . Como previsto e citado por Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021), todas as colunas falham por instabilidade global. Contudo, no teste CC100-20, não foi identificada instabilidade local das mesas comprimidas, contrário ao exposto pelos autores na seção de resultados dos experimentos no artigo. Apesar disso, a instabilidade local identificada por eles no experimento aparenta ser de pequena magnitude, portanto considera-se o modelo numérico para validação aceitável.

Figura 6.10 – Configuração deformada e curva carga-deslocamento

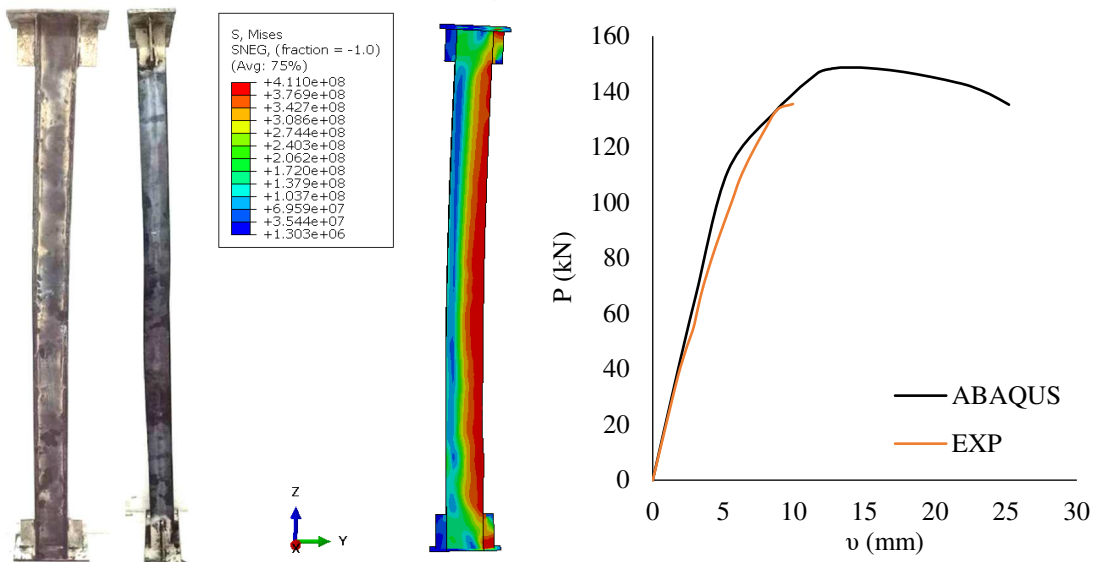


c) CC80-40

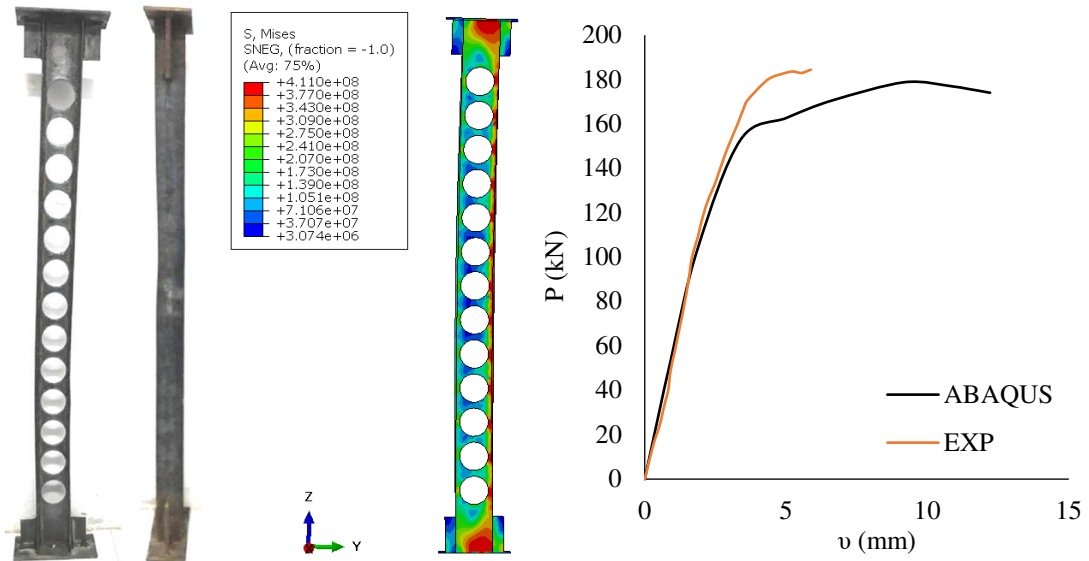
CAPÍTULO 6. PROCEDIMIENTOS METODOLÓGICOS



d) CC80-60

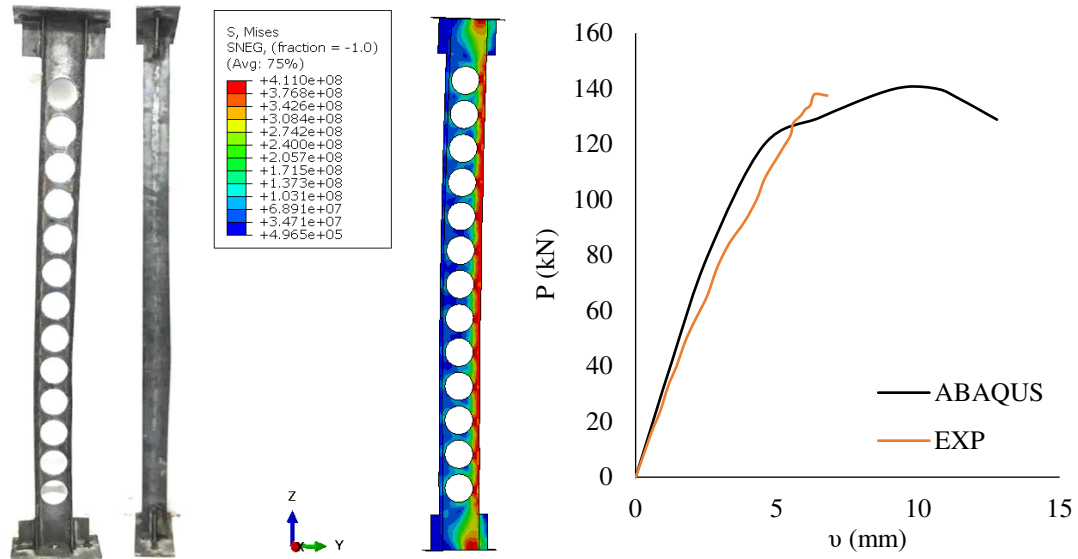


e) RC100-60

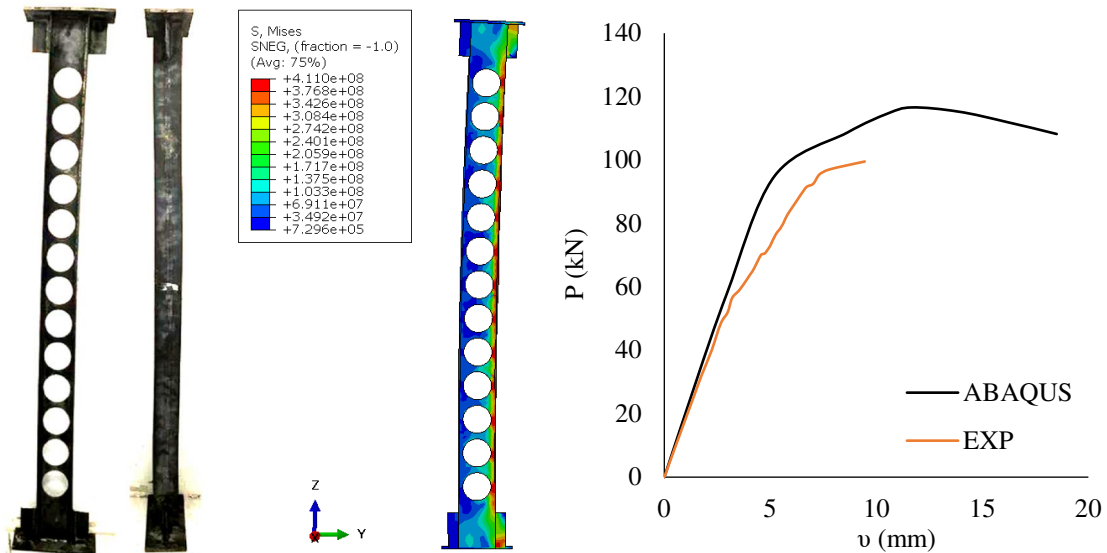


f) CC100-20

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS



g) CC100-40



h) CC100-60

Fonte: Autor (2023)

Assim como para a simulação dos experimentos de Ma *et al.* (2018), as diferenças observadas entre os valores previstos e os valores obtidos pela análise numérica dos experimentos de Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021) se deve ao fato de que, entre outros fatores, para cada tipologia de coluna foi realizado um único experimento, portanto não se tem uma segunda referência experimental para validar o comportamento do perfil com a tipologia analisada. As considerações adotadas para os suportes de apoio na modelagem numérica e os valores adotados de tensões residuais e curvaturas iniciais nesses modelos também constituem fatores de influência nos resultados das análises numéricas. Pode-se dizer que as curvas apresentaram uma tendência semelhante, sendo possível identificar as diferenças entre as cargas últimas e os deslocamentos, que acontecem em momentos distintos para as

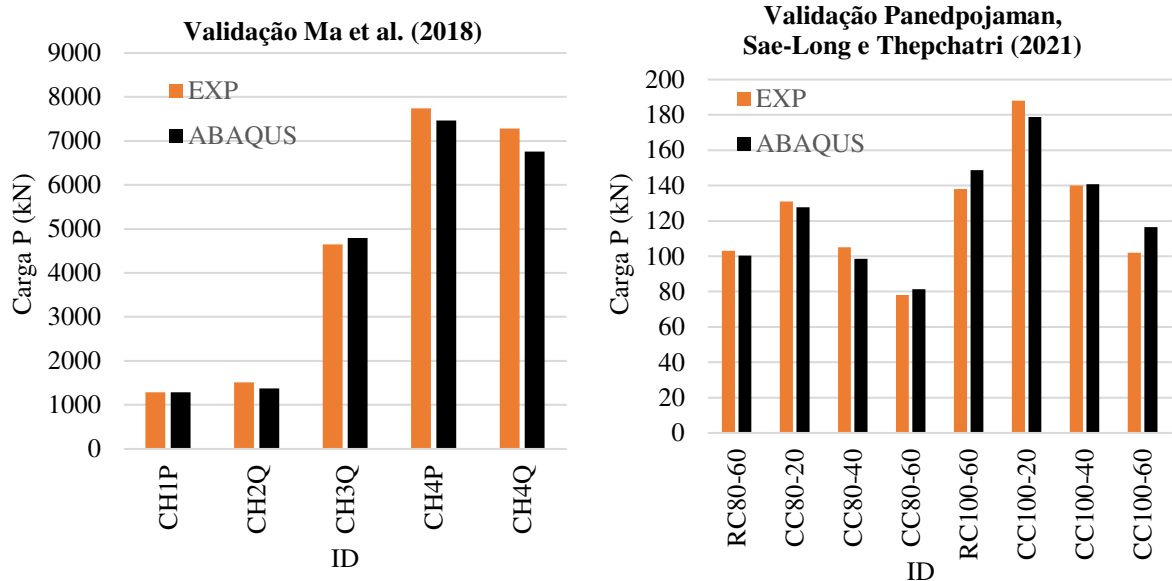
CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

trajetórias analisadas. Apesar disso, considera-se aceitáveis essas diferenças, visto que a deformação última do material não foi especificada pelos autores e foi adotado um valor arbitrário, além das justificativas já mencionadas.

6.3. RESUMO DAS VALIDAÇÕES

O gráfico mostrado na Figura 6.11 resume e compara os resultados obtidos para validação deste trabalho.

Figura 6.11 – Resumo e comparação dos resultados



Fonte: Autor (2023)

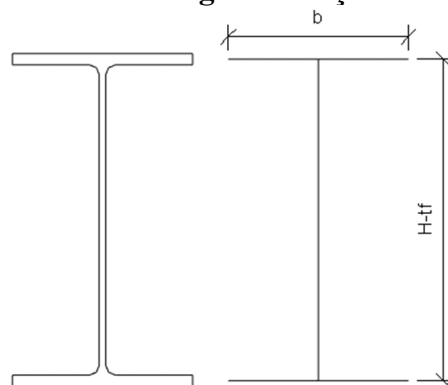
6.4. MODELO NUMÉRICO

Nas análises numéricas desenvolvidas no *ABAQUS* foram obtidas as cargas críticas e os modos de deformação em uma primeira análise linear (instabilidade elástica). Por meio desses resultados, foi executada a segunda etapa: a análise não linear, na qual foram obtidas as cargas últimas resistentes características. Esses procedimentos contaram com uma otimização em código Python para modelagem e extração dos resultados. Contudo, para chegar a esses resultados, uma série de configurações iniciais tiveram que ser definidas anteriormente e que serão citadas a seguir.

6.4.1. Definição da Geometria

O primeiro passo consiste na modelagem geométrica do elemento, de forma que represente da melhor forma possível o problema físico analisado. Neste trabalho optou-se pela técnica de modelagem por casca (*Shell*), na qual foi criada a seção do perfil desconsiderando os cantos arredondados (no caso de perfis I laminados) e traçando os elementos (alma e mesa) pela linha central, como mostra a Figura 6.12. As espessuras da alma e da mesa são inseridas nas propriedades da seção.

Figura 6.12 – Modelagem da seção no ABAQUS



Fonte: Autor (2023)

Posteriormente fez-se a extrusão dessa seção conforme o comprimento L do perfil. A partir dessa peça foram inseridas as aberturas na alma do perfil e modeladas as chapas de extremidade, para evitar o esmagamento do perfil no ponto de aplicação da carga. Essas chapas foram especificadas com largura e altura correspondentes a largura do perfil b e a altura do perfil expandido $H - t_f$, respectivamente, e com espessura de 50 mm. A Figura 6.13 mostra um exemplo de geometria modelada no ABAQUS, com as espessuras da casca (*Shell thickness*) desativadas na vista.

Figura 6.13 – Geometria no ABAQUS



Fonte: Autor (2023)

6.4.2. Definição do material

Os materiais utilizados para a análise paramétrica são o aço convencional S355 e o aço de alta resistência S690. A Tabela 6.7 mostra os valores do módulo de elasticidade E , da tensão de escoamento f_y , da tensão última f_u e da deformação elástica ε_y referentes ao aço S355 e S690.

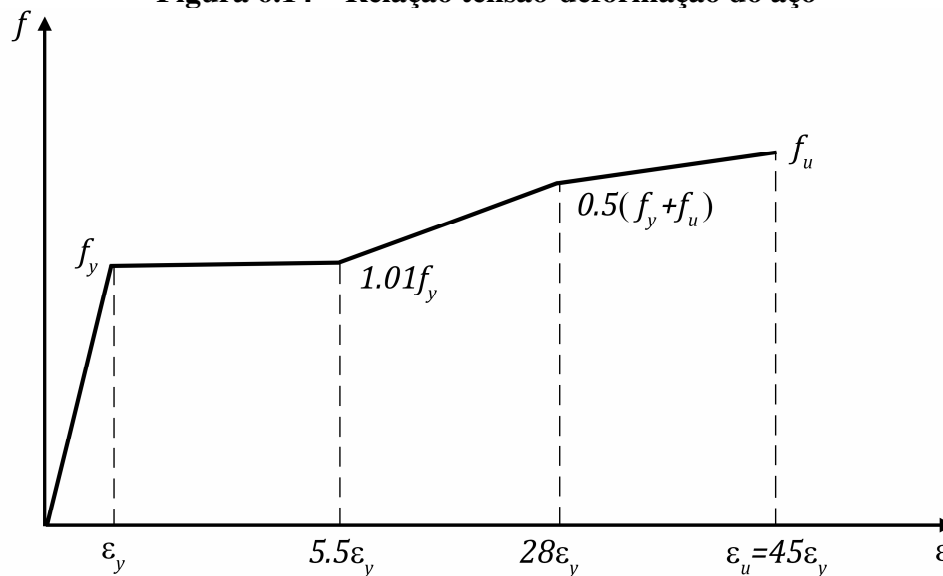
Tabela 6.7 – Propriedades nominais dos materiais

Material	E (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ε_y (mm/mm)
S355	210000	355	490	0,00169
S690	210000	690	770	0,00329

Fonte: Autor (2023)

No que diz respeito ao comportamento do material, o modelo constitutivo adotado é o proposto por Earls (1999), conforme exibido em Rossi *et al.* (2021). A relação tensão-deformação por ele apresentada se trata de um modelo elastoplástico, na qual a consideração do encruamento do aço é dada por uma região “tri-linear”, conforme mostrado na Figura 6.14.

Figura 6.14 – Relação tensão-deformação do aço



Fonte: Rossi *et al.* (2021)

Na primeira etapa (análise linear elástica) foi atribuído somente o comportamento elástico do material, isto é, o módulo de elasticidade E e o coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$. Já na segunda etapa (análise não linear elasto-plástica), além do comportamento elástico, também foi atribuído o comportamento plástico. O *ABAQUS* trabalha com tensões e deformações reais (DESSAULT SYSTEMES, 2012), portanto seus valores nominais devem ser convertidos para valores reais antes de inseri-los nas propriedades que definem o comportamento plástico do modelo. A Tabela 6.8 e a Tabela 6.9 mostram os valores nominais já convertidos para valores reais.

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

Tabela 6.8 – Propriedades nominais e reais do aço S355

$\sigma_{nominal}$ (MPa)	$\epsilon_{nominal}$ (mm/mm)	σ_{real} (MPa)	ϵ_{real} (mm/mm)	$\epsilon_{elástica\ real}$ (mm/mm)	$\epsilon_{plástica\ real}$ (mm/mm)
355,00	0,00169	355,60	0,00168	0,00169	0
358,55	0,00930	361,88	0,00925	0,00172	0,00753
422,50	0,04733	442,50	0,04625	0,00211	0,04414
490,00	0,07607	527,28	0,07332	0,00251	0,07081

Fonte: Autor (2023)

Tabela 6.9 – Propriedades nominais e reais do aço S690

$\sigma_{nominal}$ (MPa)	$\epsilon_{nominal}$ (mm/mm)	σ_{real} (MPa)	ϵ_{real} (mm/mm)	$\epsilon_{elástica\ real}$ (mm/mm)	$\epsilon_{plástica\ real}$ (mm/mm)
690,00	0,00329	692,27	0,00328	0,00330	0
696,90	0,01807	709,49	0,01791	0,00338	0,01453
730,00	0,09200	797,16	0,08801	0,00380	0,08421
770,00	0,14786	883,85	0,13790	0,00421	0,13369

Fonte: Autor (2023)

A primeira coluna se refere a tensão nominal do aço $\sigma_{nominal}$, enquanto que a segunda se refere a deformação nominal $\epsilon_{nominal}$. Ambos são calculados pelas equações que definem o modelo elastoplástico do material, apresentado na Figura 6.14. A terceira coluna contém a tensão real do aço σ_{real} , dada pela Equação 6.1. A quarta coluna contém a deformação real do aço ϵ_{real} , calculada pela Equação 6.2. A quinta coluna contém a deformação elástica real do aço $\epsilon_{elástica\ real}$, calculada pela Equação 6.3. A sexta coluna contém a deformação plástica real $\epsilon_{plástica\ real}$ que é calculada pela Equação 6.4, com exceção da primeira linha, na qual a $\epsilon_{plástica\ real}$ é igual a zero.

$$\sigma_{real} = \sigma_{nominal}(1 + \epsilon_{nominal}) \quad 6.1$$

$$\epsilon_{real} = \ln(1 + \epsilon_{nominal}) \quad 6.2$$

$$\epsilon_{elástica\ real} = \frac{\sigma_{real}}{E} \quad 6.3$$

$$\epsilon_{plástica\ real} = \epsilon_{real} - \epsilon_{elástica\ real} \quad 6.4$$

Para as chapas de extremidade foi criado um material fictício, sem propriedades plásticas e somente com propriedades elásticas. Contudo, o módulo de elasticidade E foi majorado para 1000000 MPa, de forma que a chapa seja extremamente rígida e tenha sua deformação reduzida no ponto de aplicação da carga e do apoio.

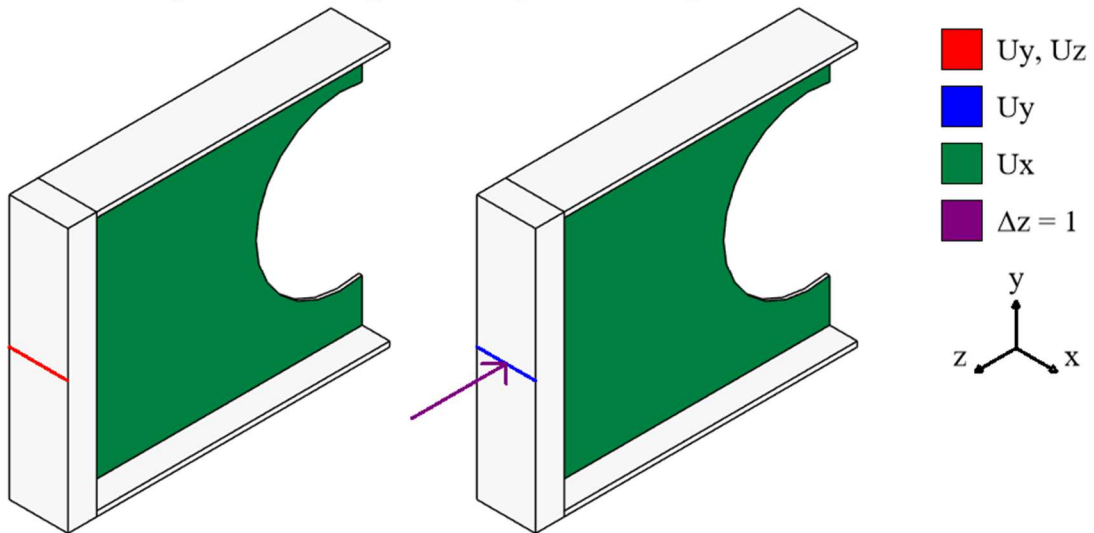
6.4.3. Condições de contorno: vinculações e aplicação de carga/deslocamento

Uma única condição de vinculação será considerada, que é a condição biapoiada (apoios simples) com travamento lateral. Foi aplicado um deslocamento unitário no centro da chapa de

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

topo do perfil em $z = 0$ para a análise linear e não linear. Essas condições são mostradas na Figura 6.15, onde é possível verificar que os apoios se dão ao longo de uma linha horizontal localizada em $H/2$ e que o travamento lateral é feito sobre toda a superfície da alma.

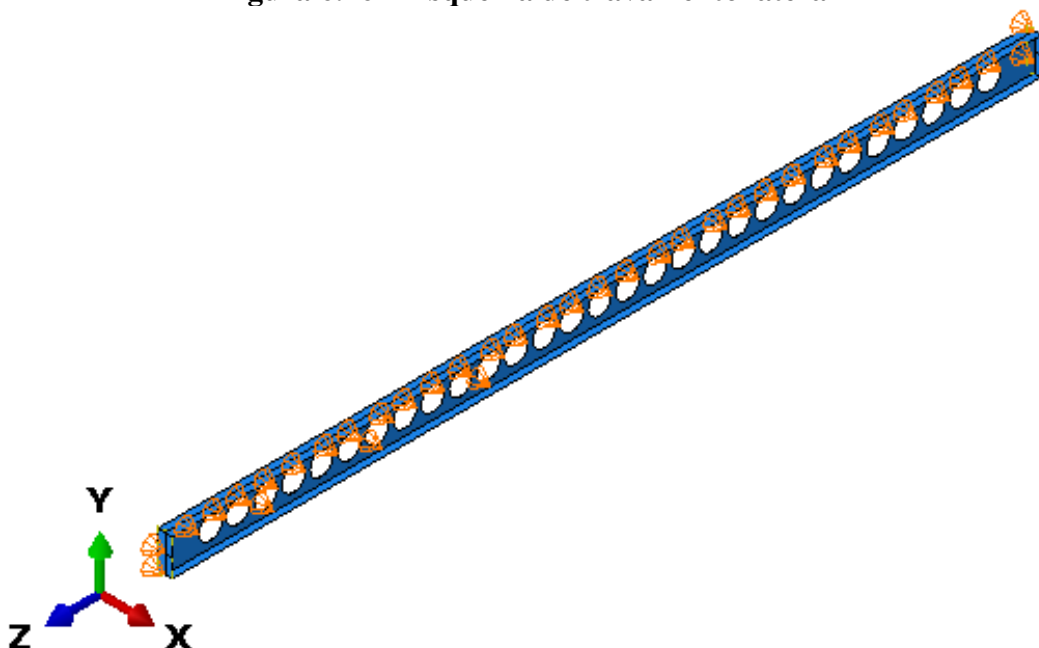
Figura 6.15 - Esquema de apoio nas chapas de extremidade



Fonte: Autor (2023)

Observa-se na Figura 6.15 as restrições ao deslocamento na direção y e z (U_y e U_z) para $z = L$. Na extremidade oposta, mostrada na Figura 6.15, em $z = 0$, a restrição ao deslocamento se dá na direção y (U_y). Foram aplicadas restrições laterais ao longo de toda a superfície da alma do perfil na direção do deslocamento em x (U_x), que simulam contraventamentos para impedir a instabilidade em torno do eixo de menor inércia, conforme a Figura 6.15 e a Figura 6.16.

Figura 6.16 – Esquema de travamento lateral



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

6.4.4. Discretização da malha

A modelagem da geometria foi feita por elementos de casca (*Shell*). Estes podem ser divididos em elementos de casca grossa, elementos de casca fina e elementos gerais de casca. Os elementos gerais de casca permitem que a espessura do elemento mude conforme a deformação da estrutura (DESSAULT SYSTEMES, 2012 apud ROSSI, 2018). A Tabela 6.10 contém as classes dos elementos *Shell* presentes na biblioteca do *ABAQUS/Standard*.

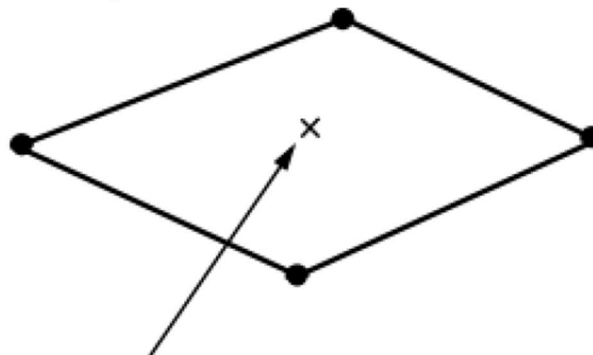
Tabela 6.10 – Classes dos elementos de casca (*Shell*)

Elementos gerais de casca	Elementos de casca fina	Elementos de casca grossa
S4, S4R, S3/S3R, SAX1, SAX2, SAX2T, SC6R, SC8R	STRI3, STRI65, S4R5, S8R5, R9R5, SAXA	S8R, S8RT

Fonte: Dessault Systemes (2012)

A malha atribuída utiliza elementos de casca geral do tipo S4R, que consiste em elementos quadriláteros, de 4 nós, tensão/deformação com integração reduzida e de formulação para grandes deformações (DESSAULT SYSTEMES, 2012). Esses elementos são representados na Figura 6.17.

Figura 6.17 – Elemento finito S4R

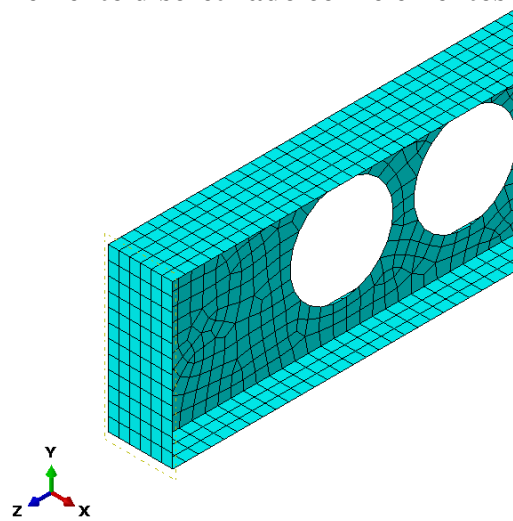


Ponto de integração do elemento S4R

Fonte: Manual ABAQUS 6.14 (2012)

A Figura 6.18 mostra um perfil I celular e uma chapa de extremidade discretizada com malha de elementos S4R de 20 mm.

Figura 6.18 – Elemento discretizado com elementos S4R de 20 mm



Fonte: Autor (2023)

O tamanho dos elementos de malha foi definido após uma bateria de testes, concluindo-se que a melhor alternativa, levando em conta a precisão do resultado e o tempo de processamento, foi adotar uma malha de 20 mm, como mostra a Tabela 6.11.

Tabela 6.11 – Resultados das análises para determinação do refinamento da malha

Autor	Coluna ensaiada	Dimensão do elemento	$\frac{(P_{ABAQUS} - P_{exp})}{P_{exp}}$	Tempo de processamento ^a
Panedpojaman, Sae-Long e Thepchatri (2021)	CC80-60	5 mm	3,10 %	275,1 s
		10 mm	3,31 %	62,2 s
		15 mm	4,35 %	30,8 s
		20 mm	4,51 %	17,2 s

^aTempo de processamento para a análise linear realizada com computador que possui processador AMD Ryzen 3 PRO 4350G 3.80 GHz, memória RAM de 16 GB e armazenamento SSD 512 GB leitura: 2000 MB/s

Fonte: Autor (2023)

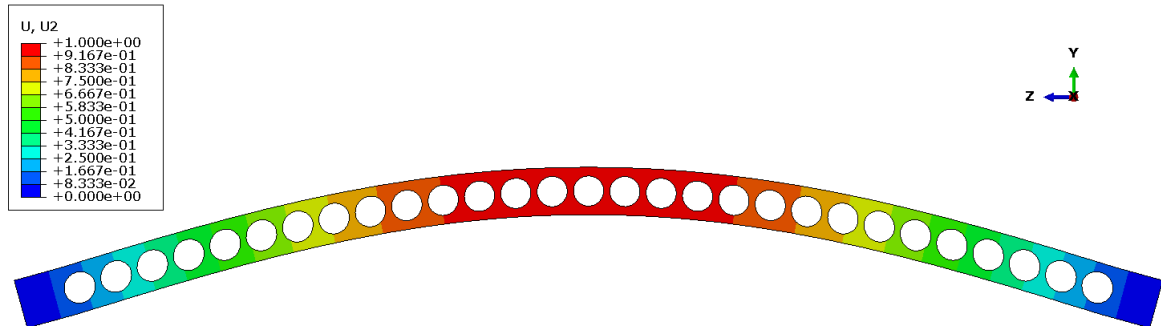
6.4.5. Análise de Estabilidade Elástica

Essa é a primeira etapa de análise realizada no *ABAQUS* em que a carga é aplicada como uma perturbação linear do modo *Buckle*. Os resultados são expressos na forma de autovalores e autovetores. Os primeiros representam o fator de carga para o qual ocorre a instabilidade (ponto de bifurcação), enquanto os segundos representam os modos de instabilidade. As deformações e deslocamentos obtidos nessa etapa não representam a realidade, mas sim as formas dos modos de instabilidade elástica possíveis. O produto entre o fator de carga (autovalor) e o carregamento aplicado fornece a carga crítica elástica (ROSSI, 2018). A Figura

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

6.19 mostra o modo de instabilidade do primeiro autovetor resultante da análise de estabilidade elástica. A legenda mostra o deslocamento relativo na direção do eixo y.

Figura 6.19 – Modo de instabilidade correspondente ao primeiro autovetor

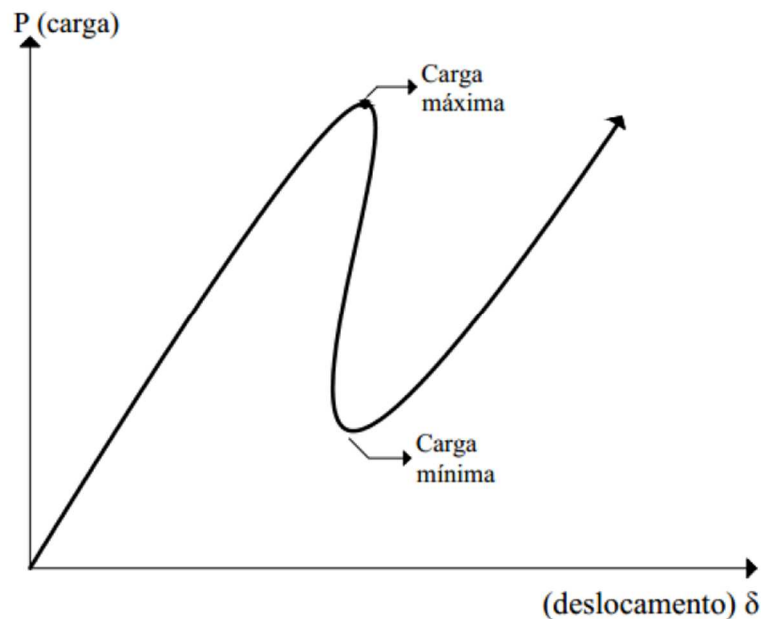


Fonte: Autor (2023)

6.4.6. Análise Não Linear Material e Geométrica

Nessa segunda e última etapa utilizam-se os resultados da primeira etapa aplicando-se uma carga ligeiramente maior do que a carga crítica, e puxam-se os dados referente aos modos de deformação obtidos dos autovetores. Para realização dessa análise, deve-se considerar a não-linearidade geométrica da estrutura e o comportamento elastoplástico do material. O carregamento é aplicado de forma incremental pelo algoritmo *Ricks* modificado, que possibilita a obtenção da trajetória de equilíbrio mais próxima da realidade, fornecendo inclusive o comportamento pós-instabilidade. A Figura 6.20 ilustra um exemplo de trajetória de equilíbrio obtida pelo método *Ricks* modificado.

Figura 6.20 – Curva carga deslocamento pelo método Ricks modificado

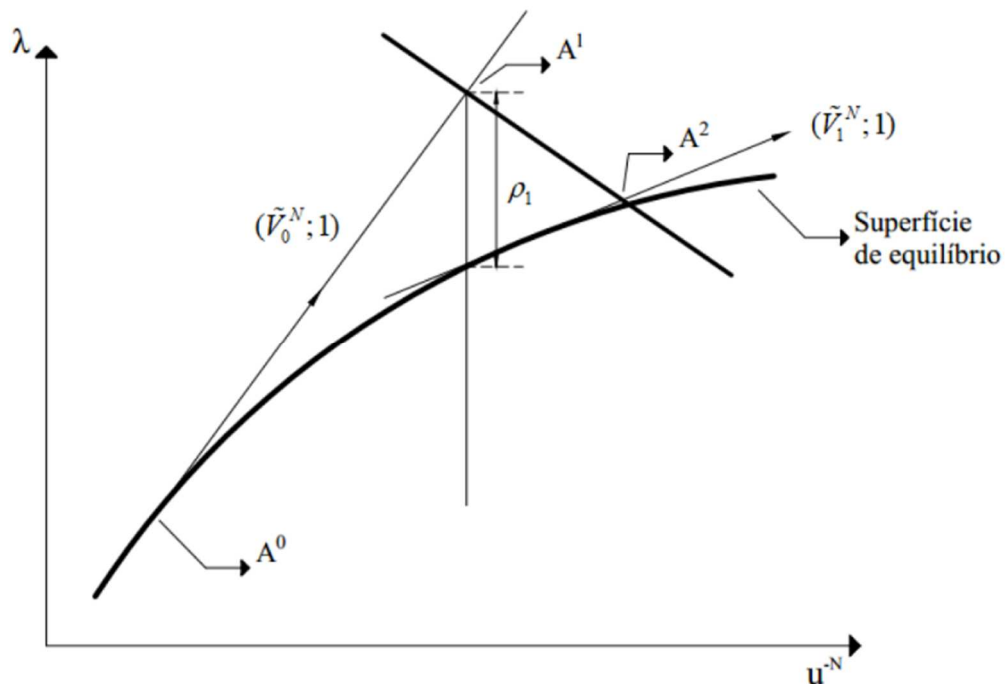


Fonte: Rossi *et al.* (2021)

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

No algoritmo de *Ricks* modificado o tamanho do incremento é limitado por mover-se ao longo da linha tangente à curva no ponto corrente da solução e a procura pelo equilíbrio é realizada em um plano ortogonal a linha tangente e que passa pelo ponto obtido (VIEIRA, 2011 apud ROSSI, 2018). Além disso, é necessário implementar o comprimento inicial de arco, que se refere a uma porcentagem inicial do carregamento externo. Dessa forma, nos incrementos seguintes o *ABAQUS* ajusta os incrementos de carga para que ocorra a convergência do problema através do critério de tolerância ou de parada, como fator de proporção de carga máxima ou deslocamentos máximos nas direções dos planos do eixo de coordenadas (FERREIRA, 2019). Esse procedimento é ilustrado na Figura 6.21, onde λ é o fator de carga e u^{-N} é o vetor deslocamento.

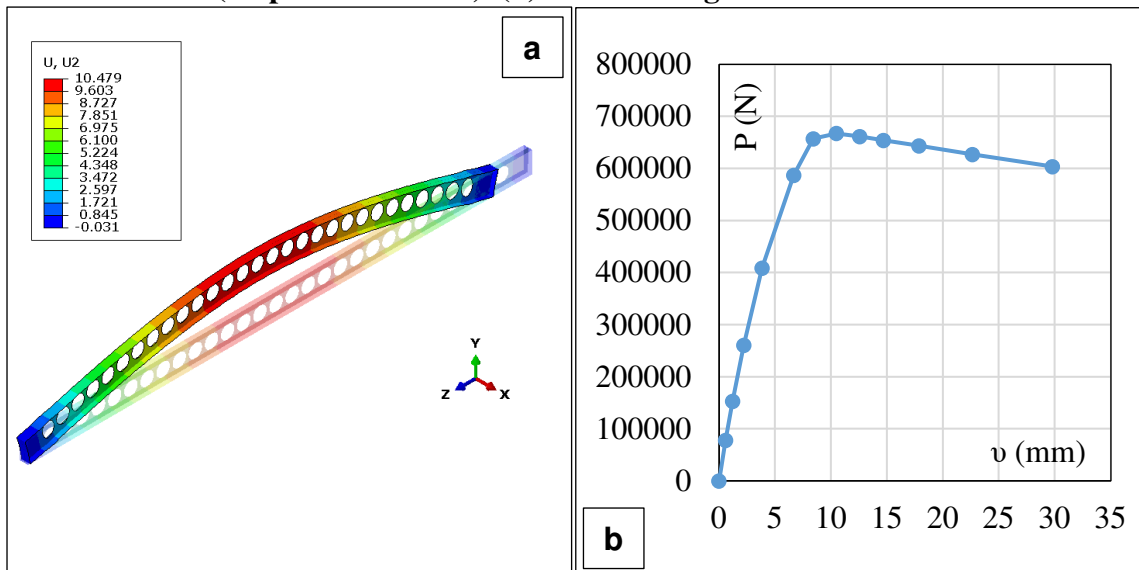
Figura 6.21 – Algoritmo de Ricks modificado



Fonte: Hibbit, Karlsson e Sorensen (2009) apud Rossi (2018)

A Figura 6.22 (a) mostra um exemplo da configuração deformada (multiplicada por um fator de escala igual a 50 para melhor visualização) resultante da análise não linear no momento em que a carga última é atingida, conforme a curva carga-deslocamento mostrada no gráfico da Figura 6.22 (b).

Figura 6.22 – Exemplo genérico análise não linear. (a) Configuração deformada (ampliada 50 vezes). (b) Gráfico carga-deslocamento



Fonte: Autor (2023)

6.4.6.1. Imperfeições Geométricas Iniciais e Imperfeições físicas (Tensões Residuais)

Para realizar a análise não linear material e geométrica pelo método *Ricks* modificado é necessária a atribuição de imperfeições geométricas iniciais ao modo de instabilidade obtido da análise de instabilidade elástica, para que seja possível a determinação da trajetória de equilíbrio da estrutura e o ponto de carga limite (máxima). Também se faz necessária a aplicação das tensões residuais provenientes do processo de fabricação dos perfis. Para o desenvolvimento das análises, por segurança, optou-se pela aplicação de uma amplitude de imperfeição inicial igual a $L/500$ (PANEDPOJAMAN, SAE-LONG E THEPCHATRI, 2021) que leva em conta a curvatura inicial lateral e engloba indiretamente as tensões residuais, diante da ausência de distribuições de tensões residuais para perfis celulares suficientemente confiáveis.

6.5. PREMISSAS PARA O ESTUDO PARAMÉTRICO

Com o modelo calibrado podem ser iniciadas as análises numéricas de interesse deste trabalho, com foco no estudo paramétrico. Para isso foram selecionados os seguintes perfis I laminados como perfis originais: IPE200, IPE330, IPE450 e IPE600. Para cada perfil foram adotados quatro valores de comprimento L , de forma que o índice de esbelteza reduzido calculado pelo método da seção “2T” ficou entre 0,44 e 2,60. O diâmetro das aberturas é dado em função da altura do perfil original e varia entre $a=0,80h$, $a=0,95h$ e $a=1,10h$, enquanto o

CAPÍTULO 6. PROCEDIMENTOS METODOLÓGICOS

espaçamento entre elas (passo) é dado em função do diâmetro sendo $S=1,20a$, $S=1,45a$ e $S=1,70a$.

Como citado anteriormente, será estudada a instabilidade de perfis de tipologia celular em relação ao eixo de maior inércia (em torno do eixo y-y), pois é o que possui sua inércia alterada significativamente em função das aberturas. Para o material desses perfis será utilizado o aço S355, que na temperatura ambiente (20°C) possui uma tensão de escoamento $f_y=345$ N/mm² e tensão última $f_u=450$ N/mm² (EN 1993-1-1:2005); e o aço S690, que possui tensão de escoamento $f_y=690$ N/mm² e tensão última $f_u=770$ N/mm² (EN 1993-1-12:2007).

O fluxograma da Figura 6.23 resume como serão relacionados todos esses parâmetros. Levando em conta todos eles, tem-se um total de 576 simulações.

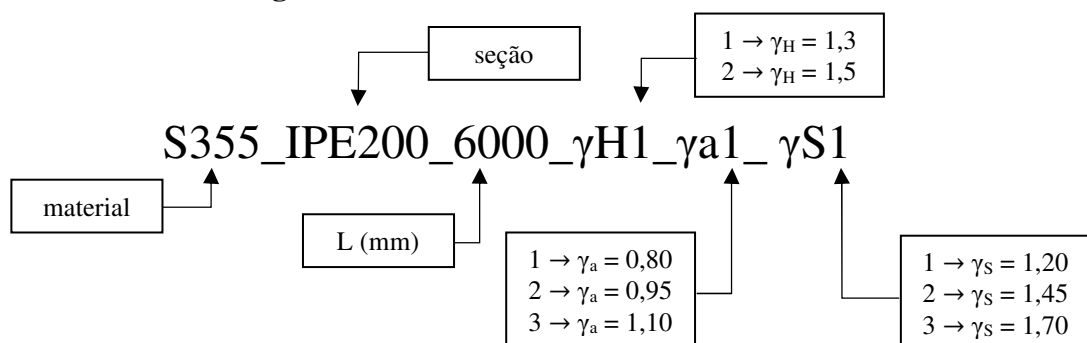
Figura 6.23 – Fluxograma do estudo paramétrico (total de 576 simulações)



Fonte: Autor (2023)

Por uma questão de organização, foi definida uma nomenclatura para cada análise, conforme mostra o exemplo da Figura 6.24. As análises serão referenciadas seguindo esse modelo.

Figura 6.24 – Padrão de nomenclatura



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 7

RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Neste capítulo serão apresentados os resultados das simulações numéricas não lineares da análise paramétrica para colunas celulares de aço convencional S355, assim como a comparação entre esses resultados e os obtidos pela EN 1993-1-1:2005 e pela ABNT NBR 8800:2008 para cada método de cálculo das propriedades da seção transversal apresentados no Capítulo 4. Também será analisada a influência de cada parâmetro sobre o comportamento desses perfis celulares.

7.1. ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA E GEOMÉTRICA

Nesta seção serão apresentados os resultados da análise não linear realizada através do *ABAQUS* segundo os procedimentos já citados no Capítulo 6. Após a conclusão das análises pelo MEF foram extraídas tabelas com a evolução da reação na direção e no nó desejado e tabelas com a evolução do deslocamento no ponto e na direção desejada, a partir das quais se torna possível plotar a curva carga-deslocamento, identificando seu ponto máximo no gráfico para obter a força axial de compressão resistente característica $N_{Rk,ABAQUS}$ e o deslocamento no momento que essa força é atingida. A reação foi obtida no nó da aplicação do deslocamento unitário e na direção que o deslocamento foi aplicado, ou seja, na direção z, enquanto que o deslocamento foi medido no ponto central do perfil, na borda da mesa e na direção do eixo y. A Figura 7.1 e a Figura 7.2 tomam como exemplo as análises S355_IPE200_6000_γH1 e S355_IPE450_48000_γH2, respectivamente, com todas as variações de diâmetro das aberturas e espaçamento entre elas, mantendo constante material, a seção, o comprimento e o coeficiente de expansão γ_H do perfil.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.1 – Curvas carga-deslocamento colunas celulares de aço S355

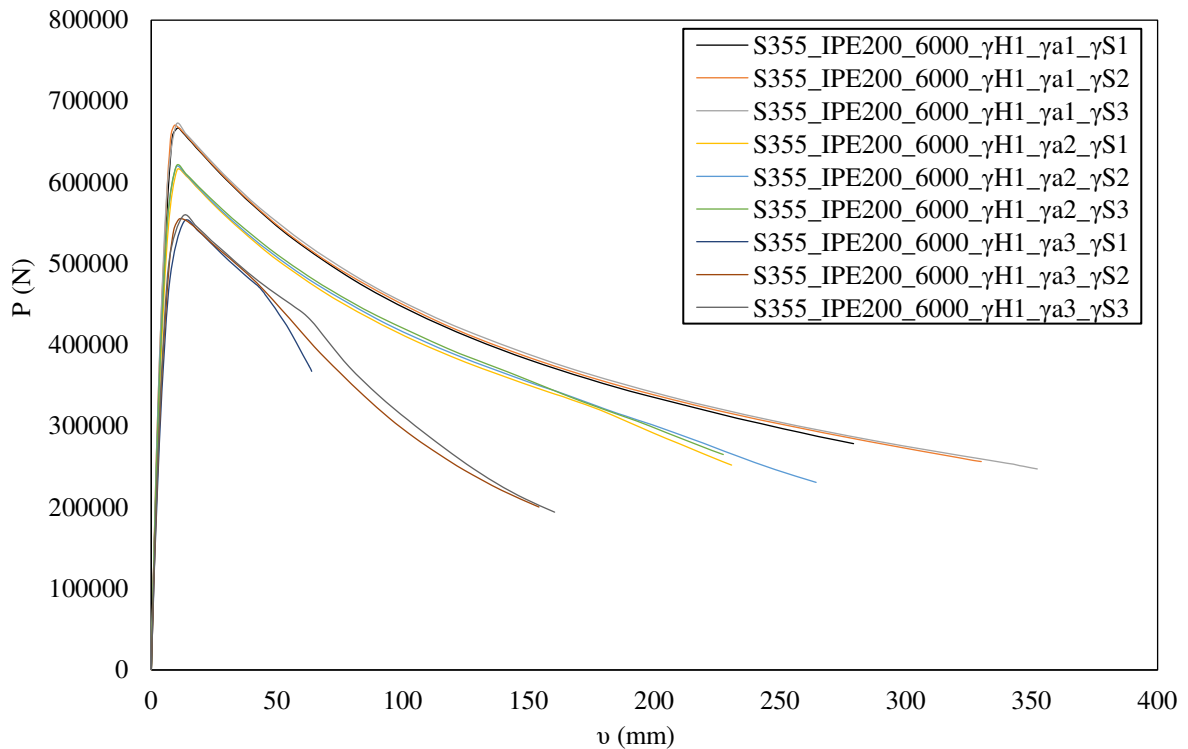
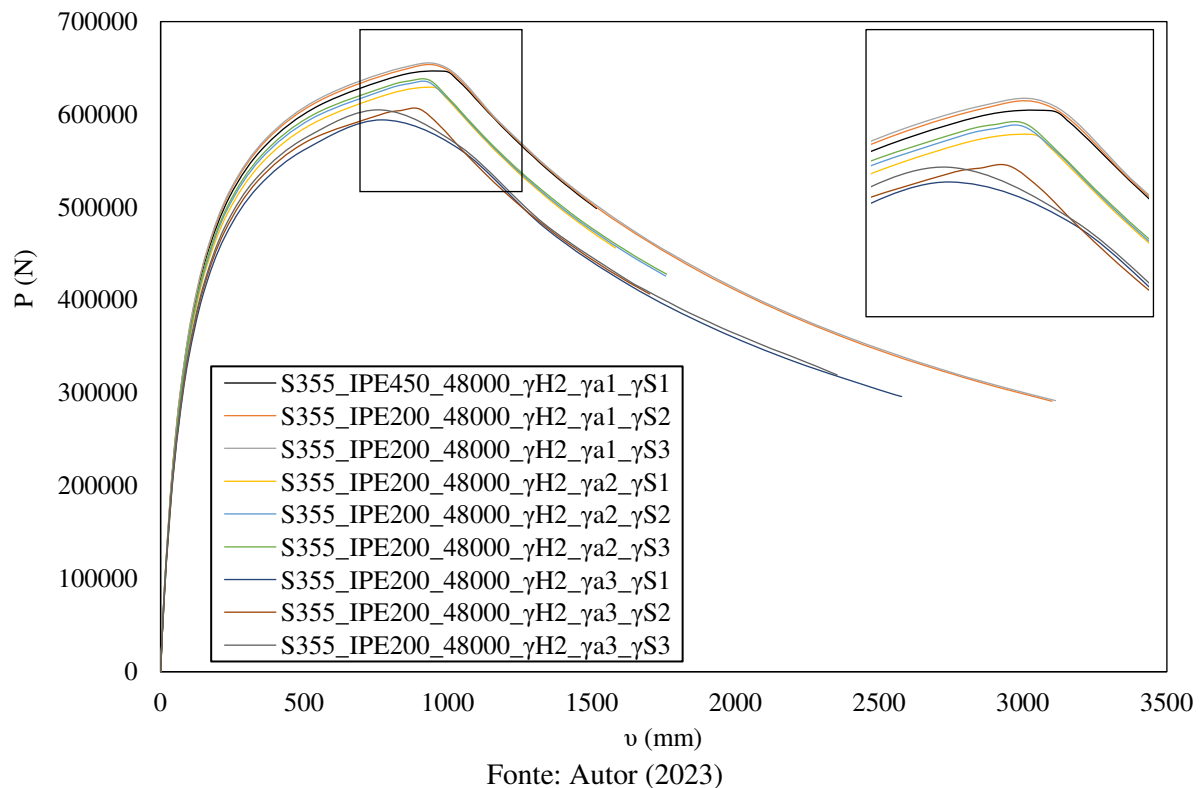


Figura 7.2 – Curvas carga-deslocamento para colunas celulares esbeltas de aço S355

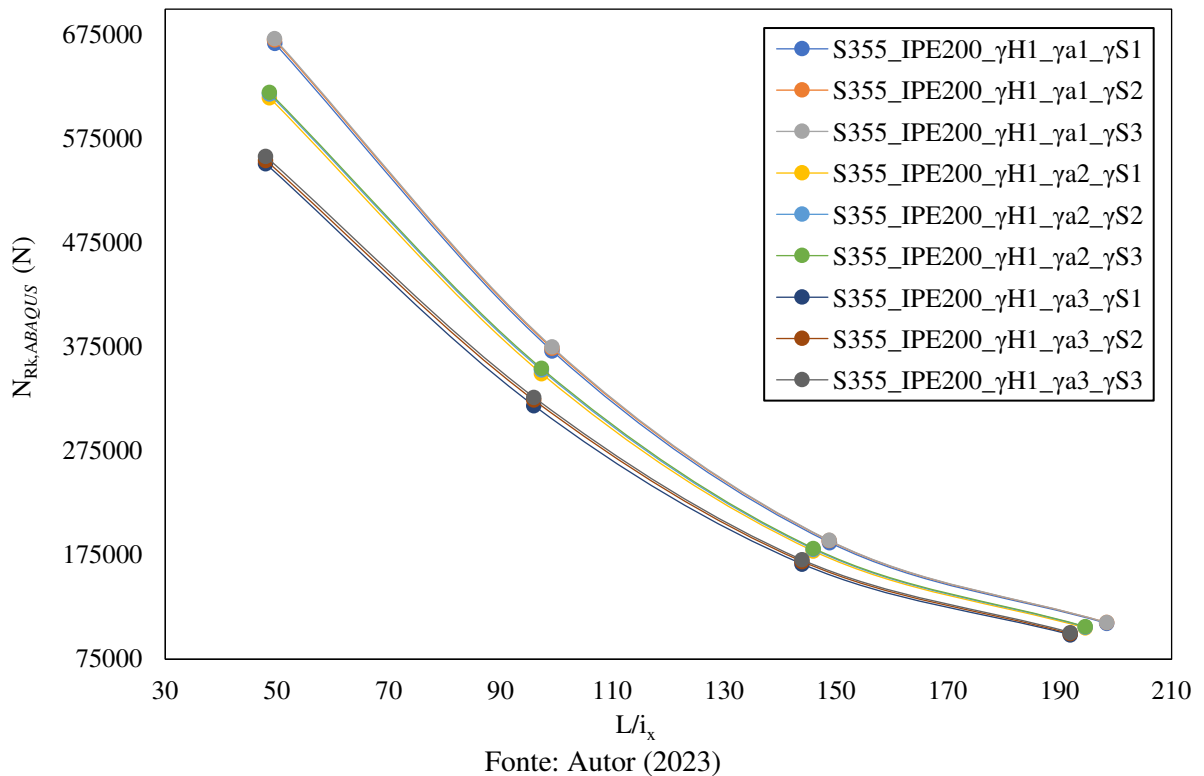


Em ambas as figuras é possível notar que as curvas seguem uma tendência muito próxima para o mesmo diâmetro de abertura e diferentes espaçamentos. Entretanto, quando o contrário é verdadeiro, ou seja, diferentes diâmetros para o mesmo coeficiente de passo γ_S ,

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

ocorre uma redução mais notória da resistência dos perfis conforme o coeficiente de abertura γ_a aumenta. Isso ocorreu para todas as análises dentro do estudo paramétrico, indicando que o diâmetro da abertura tem maior influência sobre a resistência dos perfis do que o espaçamento entre elas. A Figura 7.3 mostra a influência dos diâmetros das aberturas conforme o comprimento do perfil, através das curvas que relacionam a força axial de compressão resistente característica $N_{Rk,ABAQUS}$ e a esbelteza. Aqui vale uma ressalva: o raio de giração em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil foi obtido usando as propriedades da seção “2T” que, como será mostrado adiante, apresentou resultados mais conservadores.

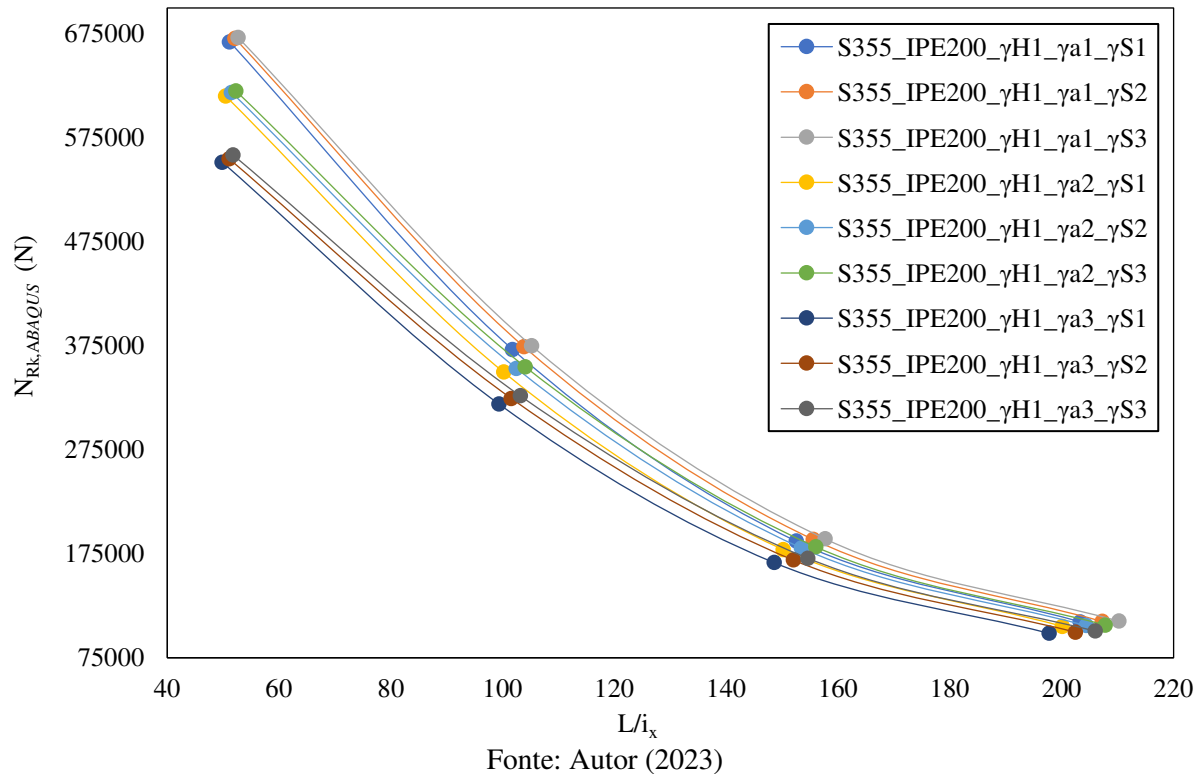
Figura 7.3 – Curvas carga-esbelteza pelo método da seção “2T” para colunas celulares de aço S355



As curvas da Figura 7.3 são praticamente iguais para os perfis com mesmo diâmetro e diferentes espaçamentos. Contudo, conforme se aumenta o diâmetro, as curvas vão se “posicionando” mais abaixo no gráfico, devido a redução da resistência. Esse gráfico é interessante para verificar como as aberturas atuam na resistência dos perfis, porém o método da seção “2T” não leva em conta o espaçamento entre as aberturas, visto que ele considera no cálculo das propriedades geométricas uma seção com abertura ao longo de todo perfil, o que não é verdade. Para comprovar a relevância de considerar os trechos do perfil de seção “2T” e de alma cheia, foram plotadas as mesmas curvas na Figura 7.4, mas calculando-se o raio de giração em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil pelo método da ponderação por linha.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.4 – Curvas carga-esbeltez pelo método da ponderação por linha para colunas celulares de aço S355

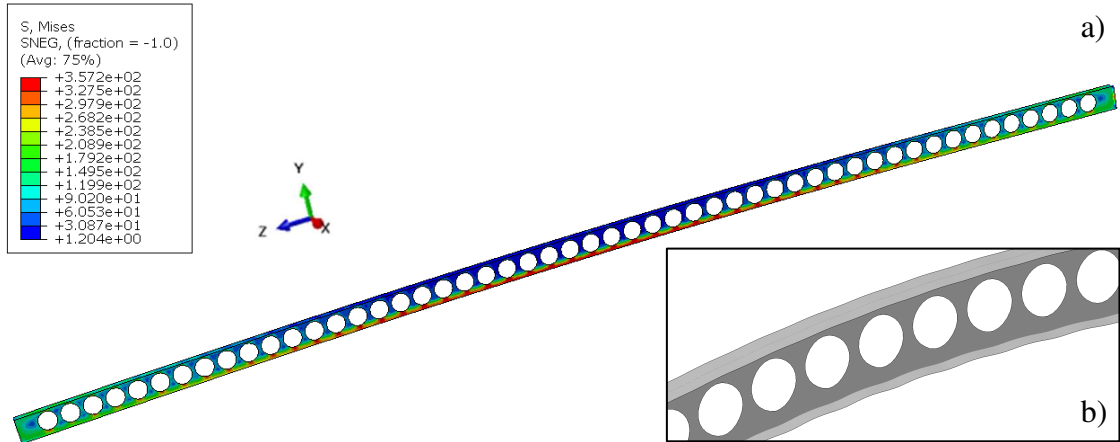


O gráfico da Figura 7.4 mostra que as curvas dos perfis de mesmo diâmetro e diferentes passos já não se sobrepõem como ocorria na Figura 7.3. Os perfis com menores espaçamentos entre aberturas apresentam menores resistências, assim como perfis de maiores aberturas. Contudo, essa diferença é mais incisiva para perfis menos esbeltos, pois para perfis mais esbeltos as curvas vão ficando muito próximas umas das outras, indicando que os fatores de abertura e de espaçamento passam a ter menos influência sobre a resistência a compressão dos perfis.

Todos os perfis falharam por instabilidade global combinada a instabilidade local da mesa comprimida no centro do perfil, onde as tensões são maiores. Entretanto, verificou-se que para colunas mais curtas a instabilidade local das mesas comprimidas no centro do perfil ocorre com maior intensidade, conforme ilustra a Figura 7.5. Naturalmente, os deslocamentos em relação ao eixo y no momento da falha se provaram maiores para colunas mais esbeltas e quase visualmente imperceptíveis para colunas menos esbeltas em uma escala real. Portanto, a Figura 7.5 mostra a configuração de deformação no centro do perfil no momento da falha em uma escala 50:1 e, a título de exemplo, a distribuição de tensões no perfil S355_IPE200_12000_γH1_ γa2_ γS1 no momento da falha. Os resultados das análises numéricas do estudo paramétrico estão presentes no Apêndice A e B.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.5 – Distribuição de tensões (a); Configuração deformada no centro do perfil celular comprimido em escala 50:1 (b)

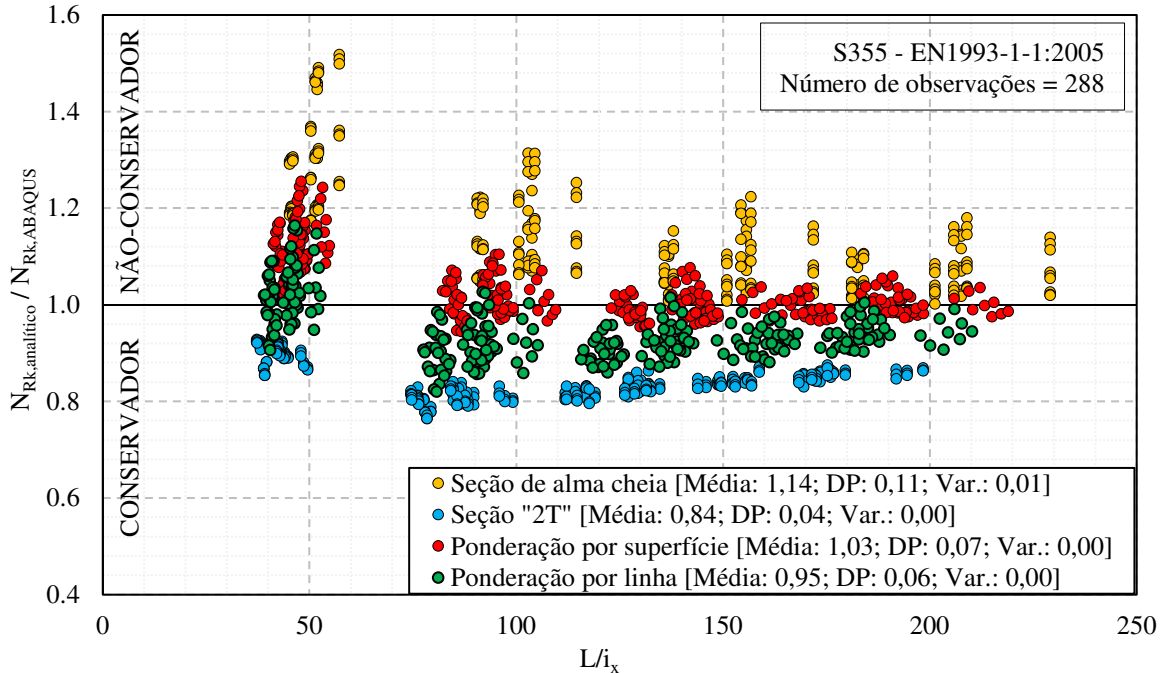


Fonte: Autor (2023)

7.2. MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA EN 1993-1-1:2005

Através da carga última obtida pela análise numérica $N_{Rk,ABAQUS}$, foi possível verificar se a carga última obtida pelo método analítico $N_{Rk,analítico}$ é conservadora ou não-conservadora. O gráfico da Figura 7.6 mostra como se dá a influência da adoção do método da seção de alma cheia, método da seção “2T”, método da ponderação por superfície e método de ponderação por linha no resultado da $N_{Rk,analítico}$, calculada segundo os procedimentos da EN 1993-1-1:2005 mostrados no Capítulo 5.

Figura 7.6 – Comparação entre os métodos analíticos com base no EN 1993-1-1:2005



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Verifica-se em uma primeira análise gráfica, que o modelo de cálculo que melhor se adequou aos resultados das análises numéricas é o que utiliza o método da ponderação por superfície, pois apesar de possuir pontos no campo conservador e não-conservador, tem uma boa concentração na linha central, principalmente para perfis mais esbeltos. O método da ponderação por linha apresenta melhores resultados para colunas mais curtas e se mostrou mais conservador para colunas esbeltas. Como esperado, o método da Seção “2T” se mostrou conservador, uma vez que todos os seus pontos ficaram abaixo da linha central, e o método da seção de alma cheia se mostrou não-conservador, já que todos os seus pontos ficaram localizados acima da linha central. Entre os quatro métodos o que obteve uma média mais próxima de 1 foi o método da ponderação por superfície, enquanto que o método da seção “2T” apresentou o menor desvio padrão. A variância foi muito próxima de 0 para os quatro métodos. Esses resultados eram esperados visto que o método da seção “2T” considera que o perfil, ao longo de toda sua extensão, possui uma abertura central na alma e, portanto, resulta em uma resistência menor do que a resistência real. Já o método da seção de alma cheia considera o inverso: todo o perfil, ao longo de seu comprimento, possui alma cheia, o que não acontece na realidade e, portanto, resulta em uma resistência maior do que a resistência real. Os dois métodos de ponderação são investigados mais adiante.

O gráfico da Figura 7.6 também mostra que para perfis mais curtos (L/i_x próximos de 50) o método da ponderação por superfície superestima a carga última, enquanto que para perfis mais esbeltos o método se sai muito bem, com seus pontos variando entre 0,94 e 1,1. O gráfico da Figura 7.7 ilustra com maior precisão os resultados obtidos pelo método da ponderação por superfície, segundo seus parâmetros de abertura e espaçamento. Nele é possível verificar que os resultados mais superestimados se dão em perfis com maiores aberturas e maiores espaçamentos, ocorrendo essa diferença com maior intensidade para perfis mais curtos, porém também ocorre para perfis mais esbeltos, mesmo em menor intensidade.

O gráfico da Figura 7.8 também isola os pontos do método de ponderação por linha para analisar a influência do diâmetro das aberturas e do espaçamento entre elas nas aproximações entre esse método analítico, com base no EN 1993-1-1:2005, e as análises numéricas.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.7 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005

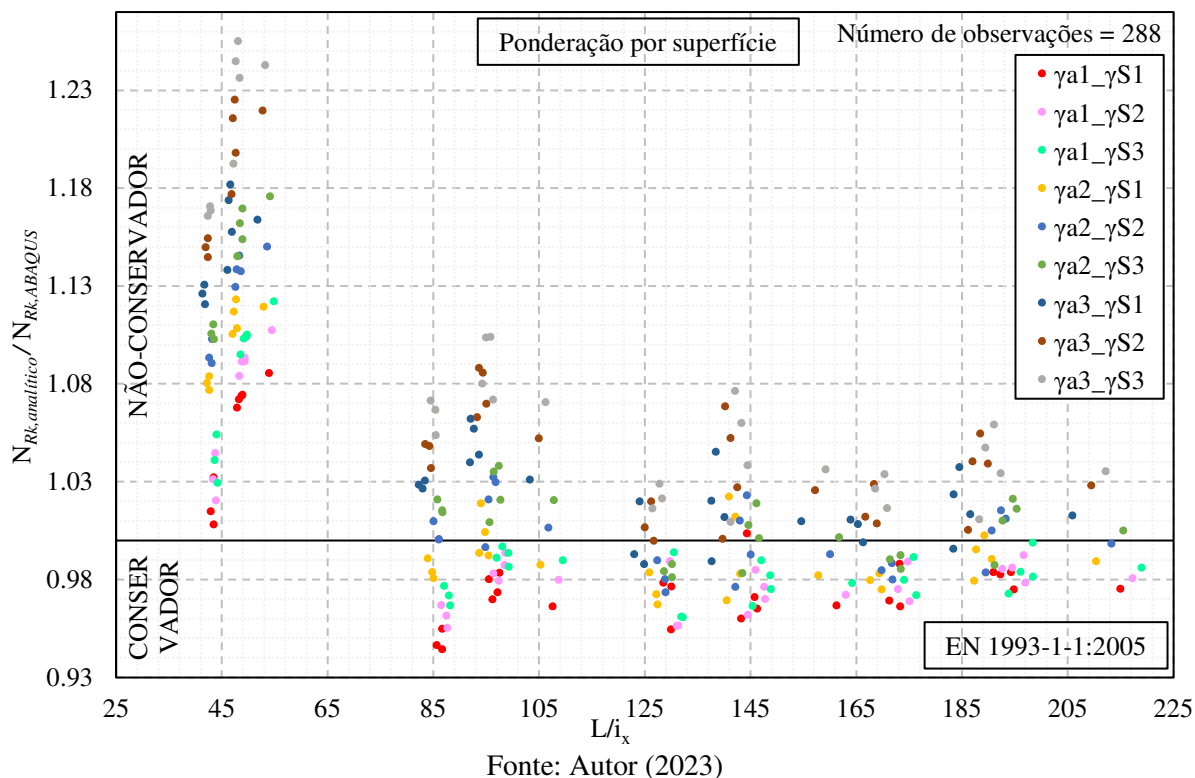
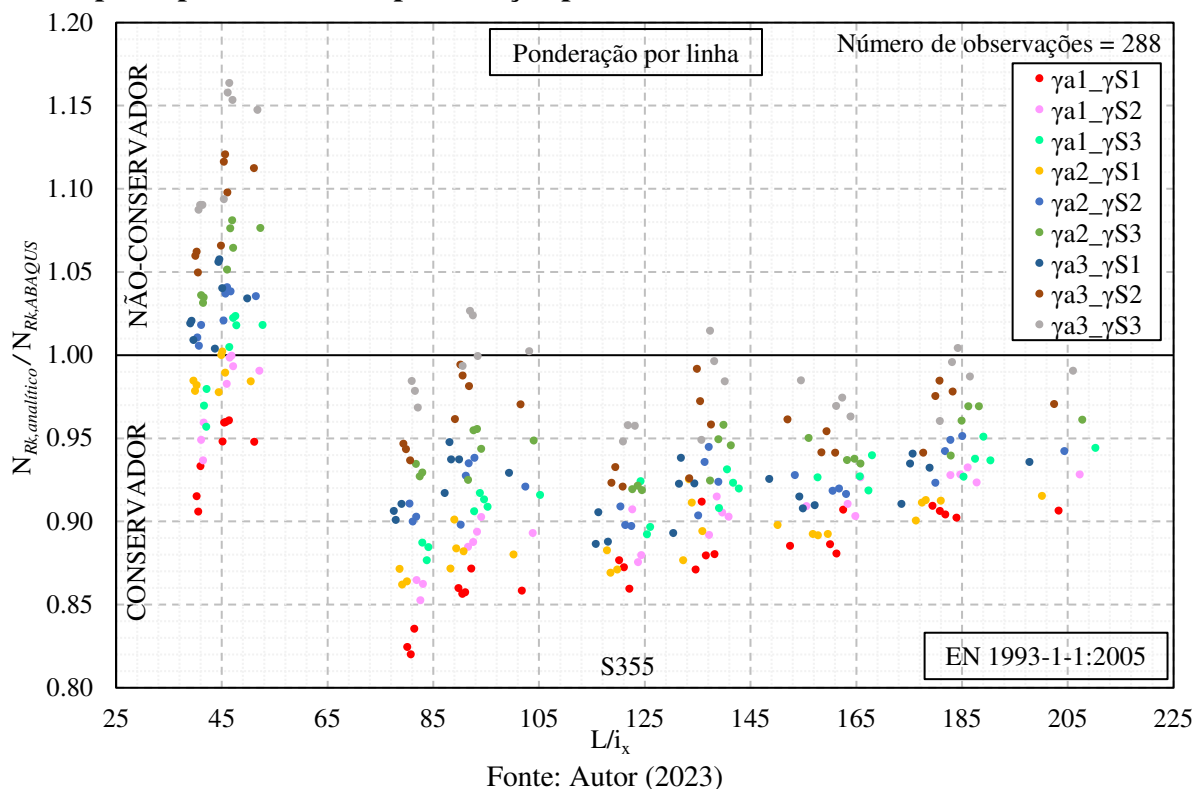


Figura 7.8 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005



Apesar de apresentar uma maior concentração em torno do eixo horizontal igual a 1 para perfis mais curtos (L/i_x próximos de 50), nota-se que o método da ponderação por linha ainda

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

superestima a resistência de perfis com maiores aberturas e espaçamentos para valores menores de esbeltez, enquanto superestima a resistência para perfis com menores aberturas e espaçamentos para perfis mais curtos e mais esbeltos. Contudo, esse método se saiu relativamente bem quanto a perfis esbeltos com maiores aberturas e espaçamentos, variando entre 0,9 e 1,05.

Comparando os resultados obtidos pelo método da ponderação por superfície e o método da ponderação por linha tem-se que o primeiro superestima a resistência para perfis menos esbeltos e se sai relativamente bem para perfis mais esbeltos, enquanto que o segundo resulta no contrário: subestima a resistência de perfis mais esbeltos e se sai relativamente bem para perfis menos esbeltos. Essa diferença entre os métodos faz sentido, visto que o método da ponderação por linha considera intrinsecamente que, através das linhas vazias, a abertura ocorre em toda a área da face da alma onde há a projeção linear de uma abertura, enquanto que o método da ponderação por superfície considera exatamente a área vazia e a área cheia presente na alma do perfil. Portanto, o método da ponderação por linha considera, por uma simplificação, que o perfil possui mais vazios do que realmente possui e seu peso de ponderação para os vazios é maior do que para o método da ponderação por superfície, o que acarreta na redução da resistência dos perfis.

É interessante verificar como esses resultados podem ser utilizados para obter a curva de projeto adequada para perfis celulares e segundo cada método analítico proposto. Para tal, é necessário obter o fator de redução associado à resistência a compressão χ , que é dado pela Equação 7.1. É também necessário obter o índice de esbeltez reduzido (esbeltez não-dimensional) $\bar{\lambda}$ que, assim como a área efetiva A_{eff} , é calculada segundo a norma e o método analítico adotado.

$$\chi = \frac{N_{Rk,ABAQUS}}{A_{eff}f_y} \quad 7.1$$

Seguindo as equações da EN 1993-1-1:2005 é possível obter o fator de imperfeição para cada análise, colocando a Equação 5.14 em função de α , resultando na Equação 7.2.

$$\alpha = \frac{2\phi - 1 - \bar{\lambda}^2}{\bar{\lambda} - 0,2} \quad 7.2$$

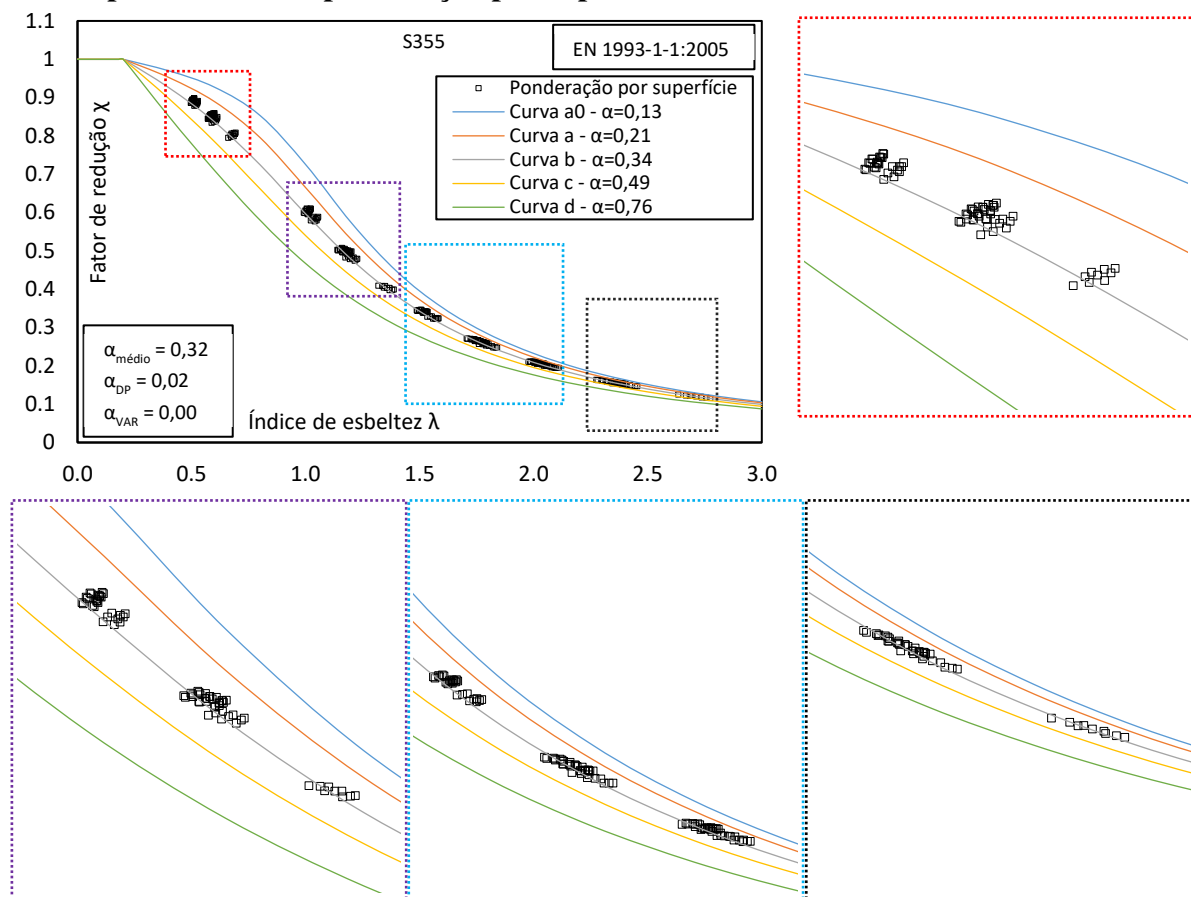
O parâmetro ϕ é dado pela Equação 7.3, em que a Equação 5.14 é colocada em função de ϕ .

$$\phi = \frac{0,5}{\chi} + \frac{\bar{\lambda}^2 \chi}{2} \quad 7.3$$

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Os pontos de cada análise são plotados no gráfico das curvas de projeto da EN 1993-1-1:2005 conforme a Figura 7.9, na qual foi adotado o método de ponderação por superfície como método analítico.

Figura 7.9 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005

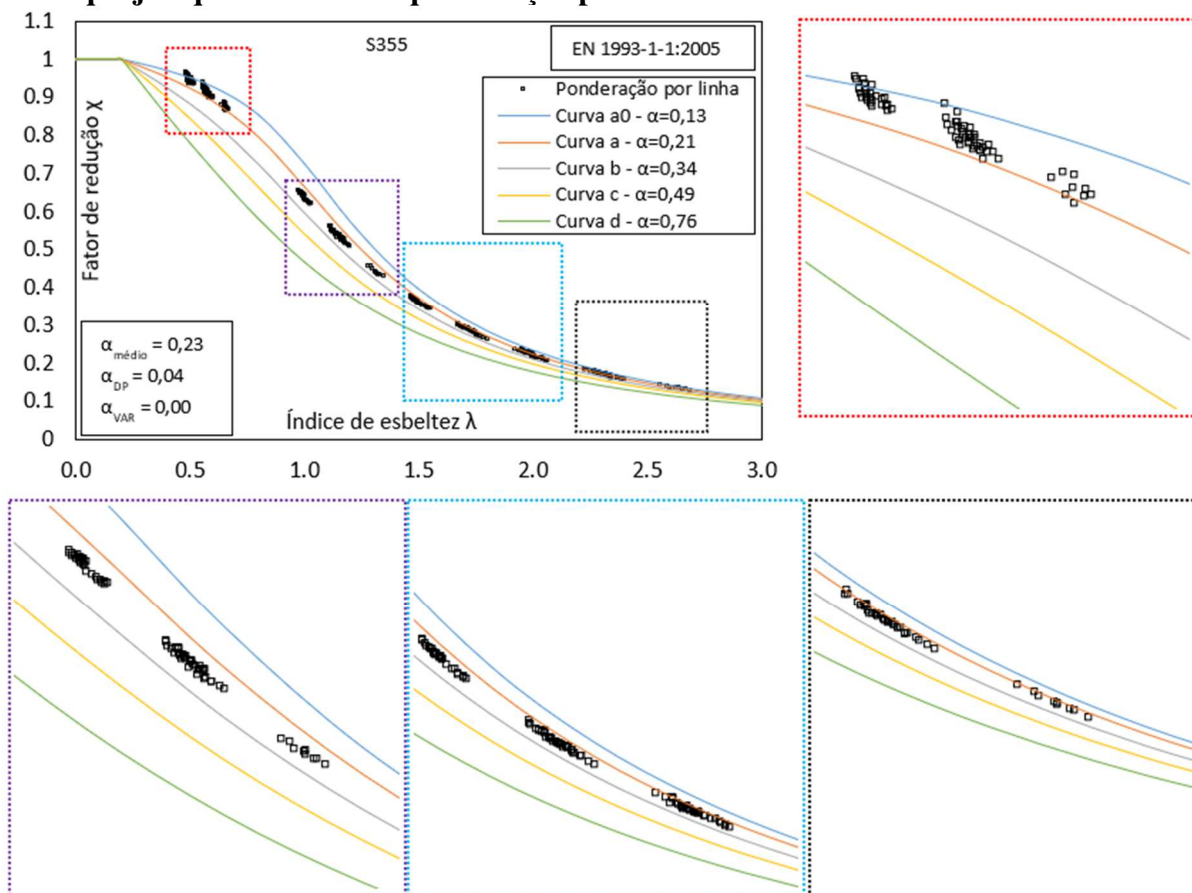


Fonte: Autor (2023)

Visualmente é possível notar que os pontos ficaram muito próximos da curva b ($\alpha = 0,34$), alcançando um fator de imperfeição médio $\alpha_{m\u00e9dio} = 0,32$, com um desvio padr\u00e3o $\alpha_{DP} = 0,02$ e vari\u00e2ncia $\alpha_{VAR} \cong 0$. A seguir s\u00e3o mostrados na Figura 7.10 os pontos de cada an\u00e1lise segundo o m\u00e9todo da pondera\u00e7\u00e3o por linha.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.10 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005



Fonte: Autor (2023)

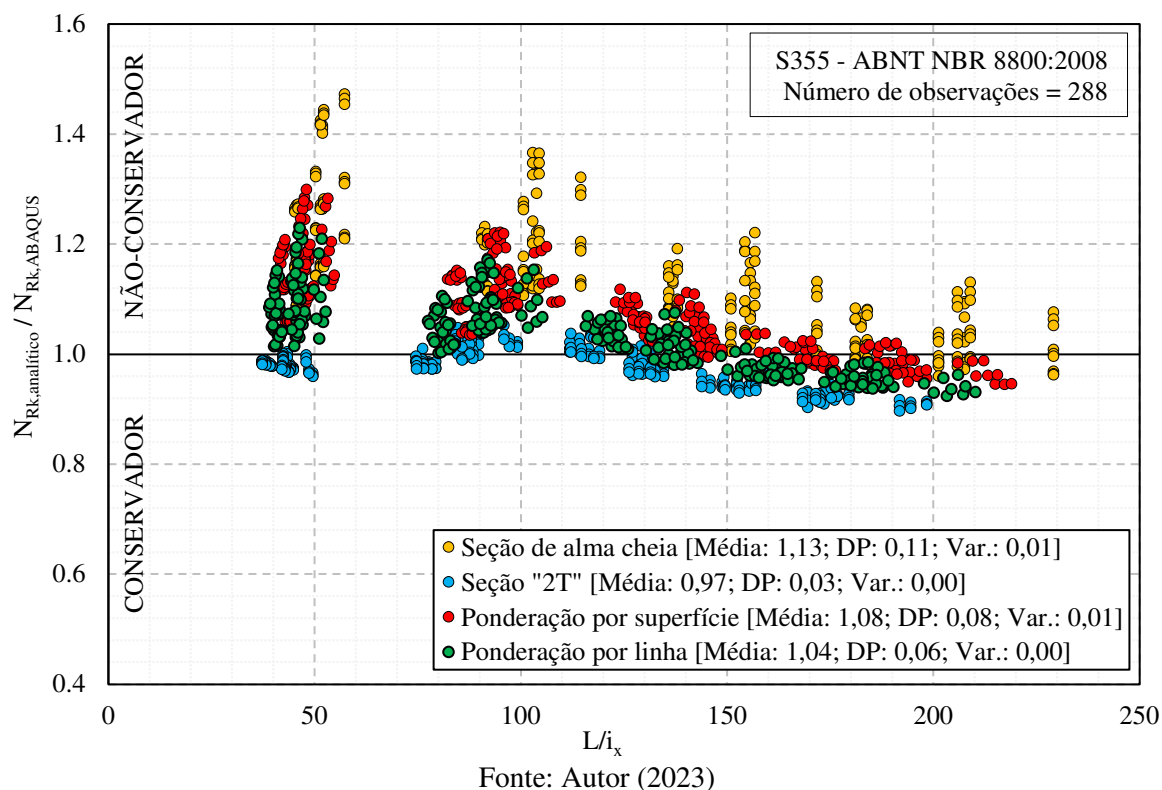
Foi alcançado um fator de imperfeição médio $\alpha_{médio} = 0,23$, com um desvio padrão $\alpha_{DP} = 0,04$ e variância $\alpha_{VAR} \cong 0$. Esse fator médio representa que os pontos estão próximos da curva a ($\alpha = 0,21$), porém para perfis mais curtos os pontos estão mais próximos da curva a0 ($\alpha = 0,13$), o que explica um maior desvio padrão.

7.3. MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA ABNT NBR 8800:2008

Investigando agora os resultados adaptados para a norma brasileira, o gráfico da Figura 7.11 mostra como se dá a influência da adoção do método da seção de alma cheia, método da seção “2T”, método da ponderação por superfície e método de ponderação por linha no resultado da $N_{Rk,analítico}$, calculado segundo os procedimentos da ABNT NBR 8800:2008 mostrados no Capítulo 5.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.11 – Comparação entre os métodos analíticos com base na ABNT NBR 8800:2008



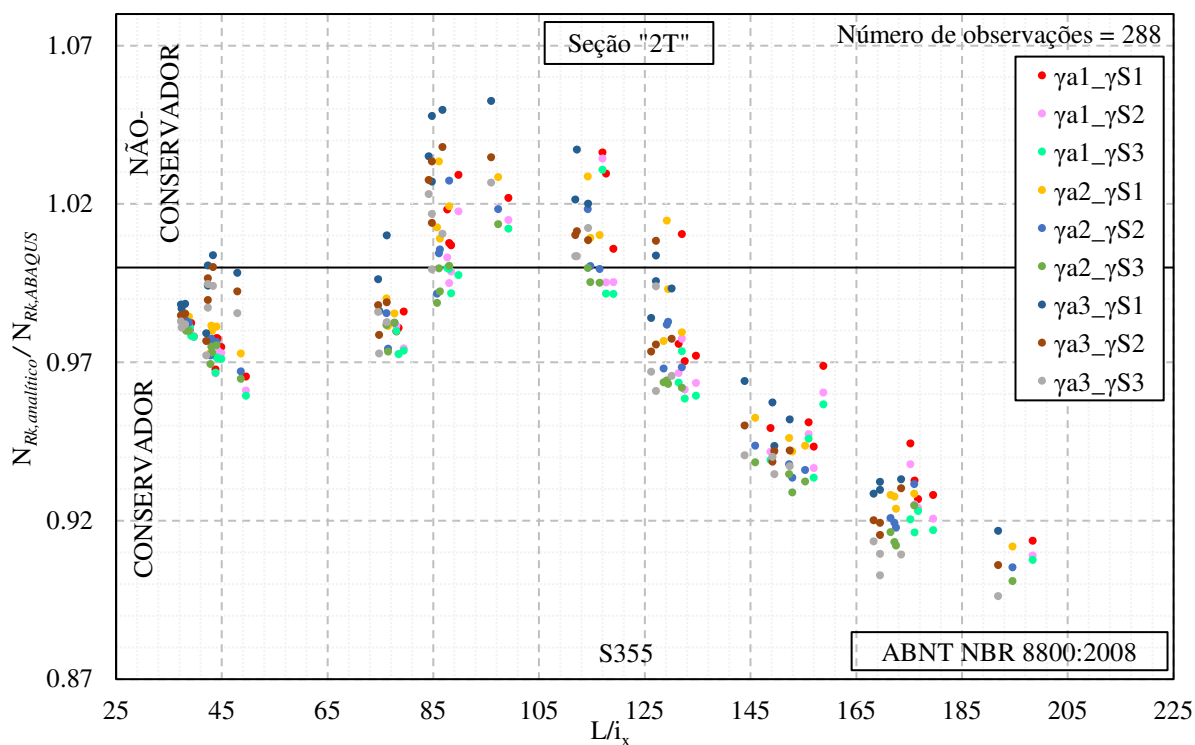
Percebe-se em uma primeira análise gráfica, que o modelo de cálculo que melhor se adequa aos resultados das análises numéricas é o que utiliza o método da ponderação por linha e da seção “2T”, pois apesar de possuírem pontos no campo conservador e não-conservador, ambos têm uma boa concentração na linha central. O método da ponderação por superfície apresentou melhores resultados para colunas mais esbeltas e se mostrou não-conservador para colunas curtas. O método da ponderação por linha apresentou melhores resultados para colunas de esbeltez intermediária e esbeltas, e se mostrou não-conservador para colunas curtas. O método da seção “2T” se mostrou conservador no geral, com os seus pontos muito próximos da linha central para colunas menos esbeltas e de esbeltez intermediária. O método da seção de alma cheia se mostrou não-conservador para colunas menos esbeltas mais conservador para colunas esbeltas. Entre os quatro métodos o que obteve uma média mais próxima de 1 foi o método da seção “2T”, assim como o menor desvio padrão e variância. O fato do método da seção “2T” apresentar resultados conservadores para perfis mais curtos e resultados não-conservadores para perfis mais esbeltos é compreensível visto que a influência das aberturas é maior em perfis mais curtos, como mostrado na Figura 7.3, devido a ocorrência mais pronunciada da instabilidade local no centro do comprimento do perfil, enquanto que em perfis mais esbeltos esses efeitos passam a ter menor atuação, predominando a instabilidade global. Esses resultados eram esperados visto que o método da seção “2T” considera que o perfil, ao

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

longo de toda sua extensão, possui uma abertura central na alma. Já o método da seção de alma cheia considera o inverso: todo o perfil, ao longo de seu comprimento, possui alma cheia, o que não acontece na realidade e, portanto, resulta em uma resistência maior do que a resistência real. Em resumo, o método da seção “2T” se saiu melhor para perfis mais curtos e o método da ponderação por linha se saiu melhor para perfis de esbeltez intermediária e o método da ponderação por superfície se saiu melhor para perfis mais esbeltos. O método da seção “2T” e o método da ponderação por linha, que apresentaram melhor média, menor desvio padrão e variância, são detalhados a seguir.

O gráfico da Figura 7.12 ilustra com maior precisão os resultados obtidos pelo método da seção “2T”, segundo seus parâmetros de abertura e espaçamento. Nele é possível verificar que não ocorre uma clara distinção entre diferentes espaçamentos e aberturas. Isso porque o método não leva em conta espaçamentos, mas apenas os diâmetros, então naturalmente os perfis com maiores diâmetros de aberturas terão sua resistência reduzida.

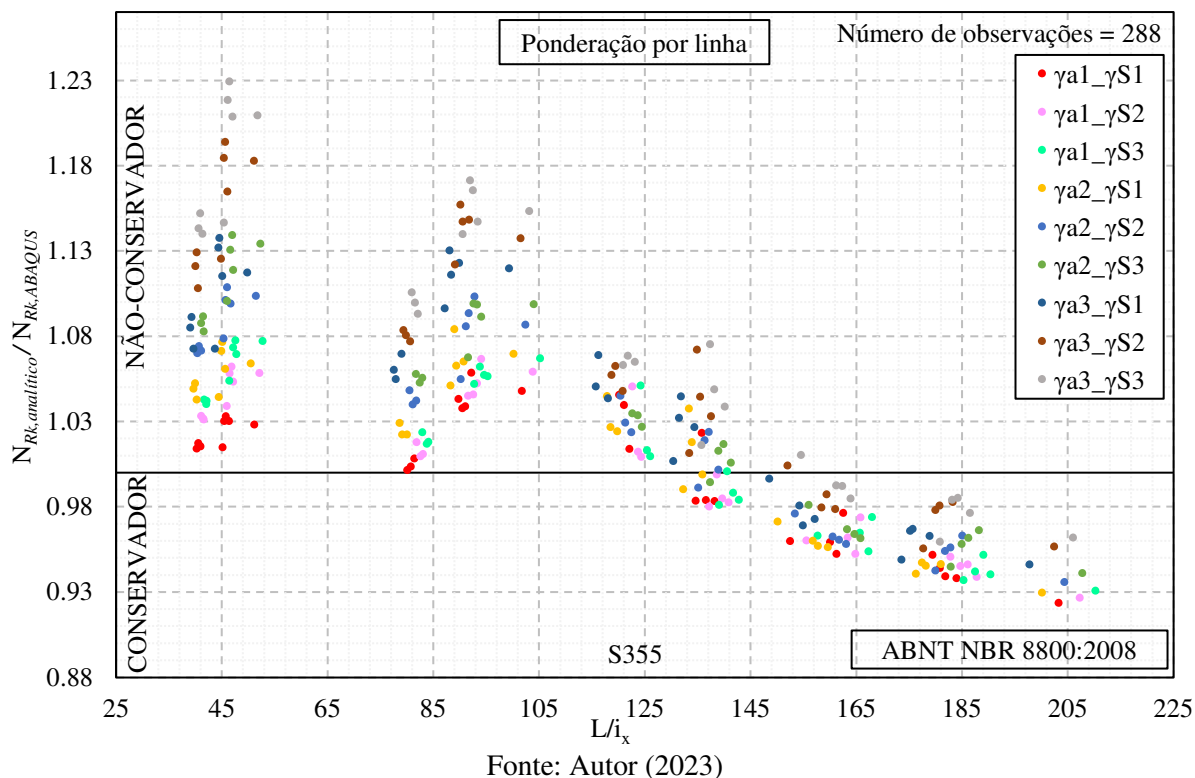
Figura 7.12 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008



O gráfico da Figura 7.13 também isola os pontos do método de ponderação por linha para analisar a influência do diâmetro das aberturas e do espaçamento entre elas nas aproximações entre esse método analítico, com base na ABNT NBR 8800:2008, e as análises numéricas.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.13 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005



Apesar de apresentar uma maior concentração em torno do eixo horizontal igual a 1 para perfis de esbeltez intermediária (L/i_x próximos de 130), nota-se que o método da ponderação por linha superestima a resistência dos perfis celulares para menores valores de esbeltez, principalmente os que possuem maiores aberturas e espaçamentos. Além disso, o método subestima a resistência de perfis esbeltos, principalmente os de menores aberturas e espaçamentos.

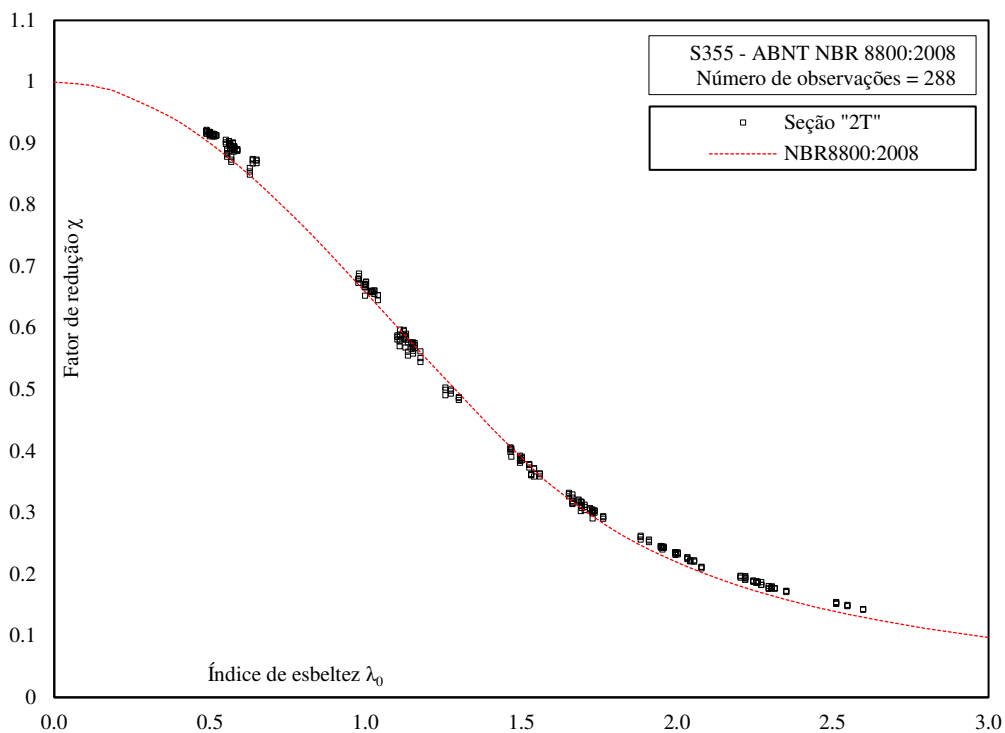
É interessante verificar como esses resultados podem ser utilizados para obter a curva de projeto adequada para perfis celulares e segundo cada método analítico proposto. Para tal, é necessário obter o fator de redução associado à resistência a compressão χ , que é dado pela Equação 7.4. É também necessário obter o índice de esbeltez reduzido (esbeltez não-dimensional) λ_0 que é calculado segundo a norma e o método analítico adotado.

$$\chi = \frac{N_{Rk,ABAQUS}}{Q A_g f_y} \quad 7.4$$

Os pontos de cada análise são plotados no gráfico da curva de projeto da ABNT NBR 8800:2008 conforme a Figura 7.14, na qual foi adotado o método da seção “2T” como método analítico. Na Figura 7.15 são mostrados os pontos de cada análise segundo o método da ponderação por linha.

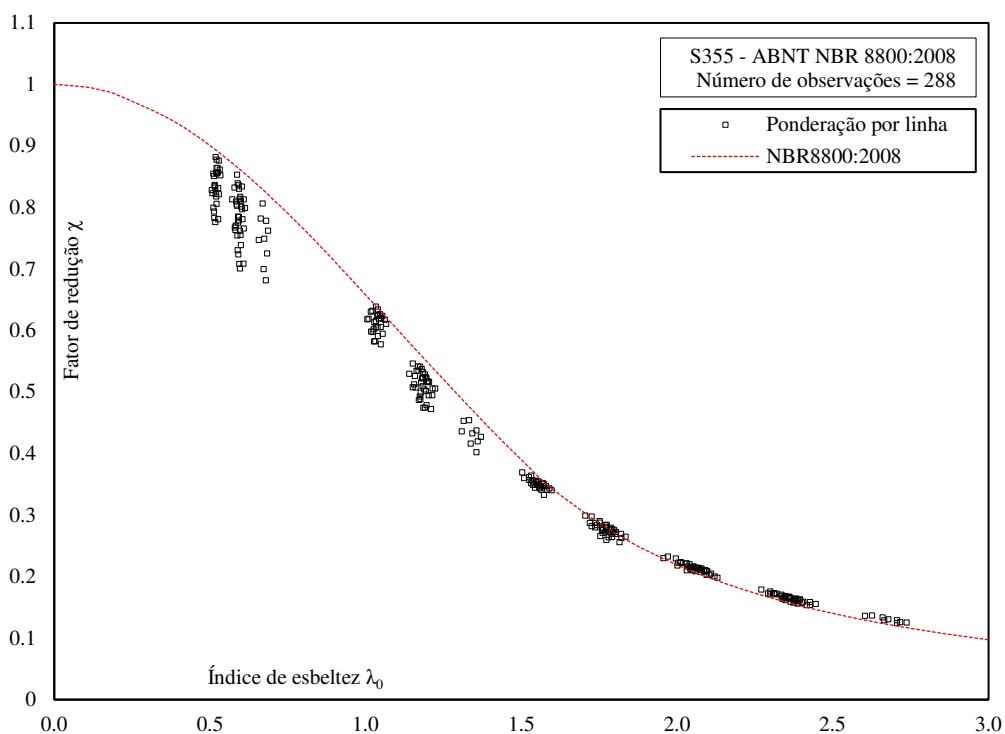
CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.14 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008



Fonte: Autor (2023)

Figura 7.15 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base na ABNT NBR 8800:2008



Fonte: Autor (2023)

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Na Figura 7.14, visualmente é possível notar que pelo método da seção “2T” os resultados para o aço S355 se destacam devido a excelente conformidade entre a localização dos pontos e a trajetória da curva de projeto.

Na Figura 7.15, pelo método da ponderação por linha, os pontos de esbeltez reduzida $\lambda_0 > 1$ se adequaram bem a curva de projeto, enquanto os perfis de esbeltez reduzida $\lambda_0 \approx 0,5$ ficaram próximos e abaixo da curva em sua maioria. Contudo, o ideal seria que fosse utilizada uma curva mais adequada a perfis celulares com maior fidelidade a trajetória dos pontos que representam os resultados e que foram traçados no gráfico.

7.4. COMPARAÇÃO DOS MÉTODOS ENTRE EN 1993-1-1:2005 E ABNT NBR 8800:2008

Os gráficos das figuras a seguir servem como comparação dos resultados individuais de cada método de cálculo das propriedades geométricas conforme a norma aplicada, onde é possível ver as diferenças entre os resultados quando utilizada a norma europeia EN 1993-1-1:2005 e a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008.

O primeiro gráfico (Figura 7.16) mostra os resultados para o método da seção de alma cheia. Nota-se que, apesar de haver diferenças, os resultados são bem próximos para ambas as normas e isso pode ser comprovado visualmente e estatisticamente: para a EN 1993-1-1:2005 a média é igual a 1,14, o desvio padrão igual a 0,11 e a variância igual a 0,01, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 1,13, o desvio padrão igual a 0,11 e a variância igual a 0,01.

O segundo gráfico (Figura 7.17) mostra os resultados para o método da seção “2T”. Nota-se que entre as duas normas há uma considerável diferença entre os resultados. Para a EN 1993-1-1:2005 a média é igual a 0,84, o desvio padrão igual a 0,04 e a variância igual a aproximadamente 0,00, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 0,97, o desvio padrão igual a 0,03 e a variância igual a aproximadamente 0,01. Graficamente é possível observar que para a norma europeia os resultados ficaram todos no campo conservador, porém com uma tendência de seguir para o campo não conservador à medida que a esbeltez aumenta. Para a norma brasileira os resultados ficaram em torno da linha central, o que indica uma boa correspondência com as análises numéricas, porém nota-se uma tendência dos resultados ficarem muito abaixo de 1 (subestimados) conforme a esbeltez aumenta.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.16 – Comparação entre as normas para o método da seção de alma cheia

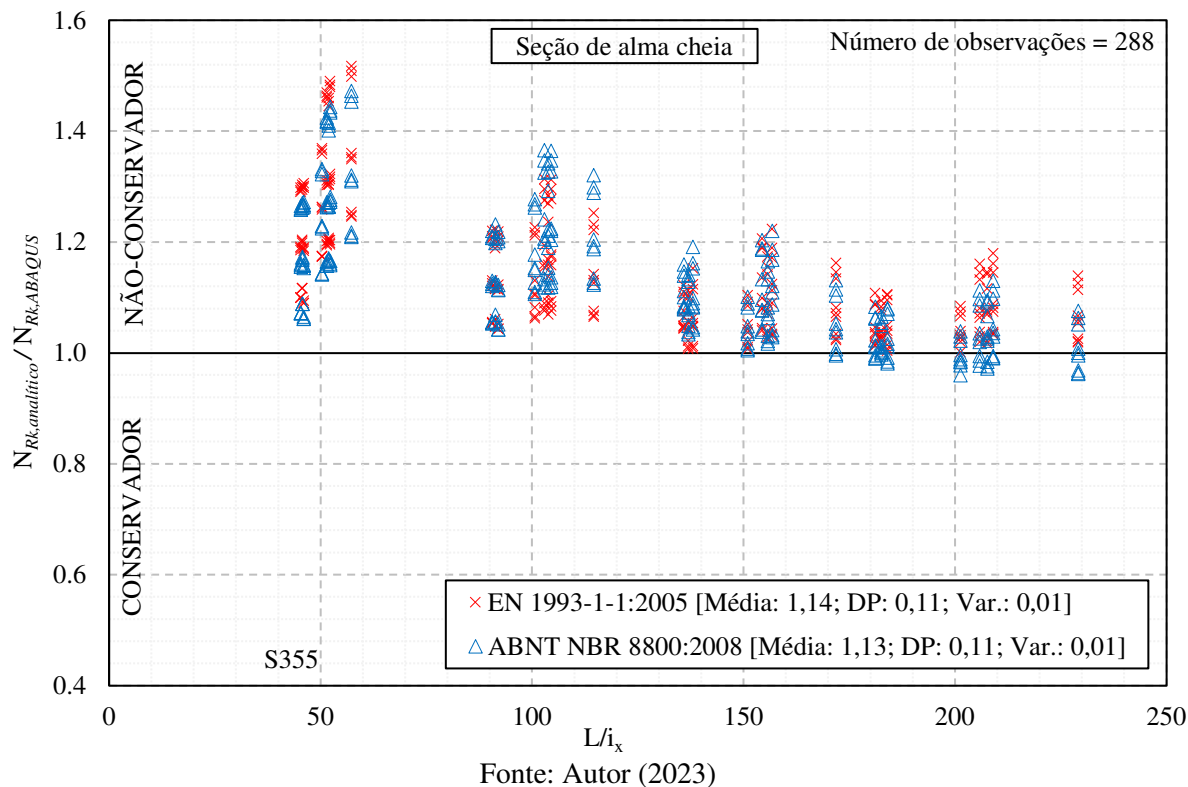
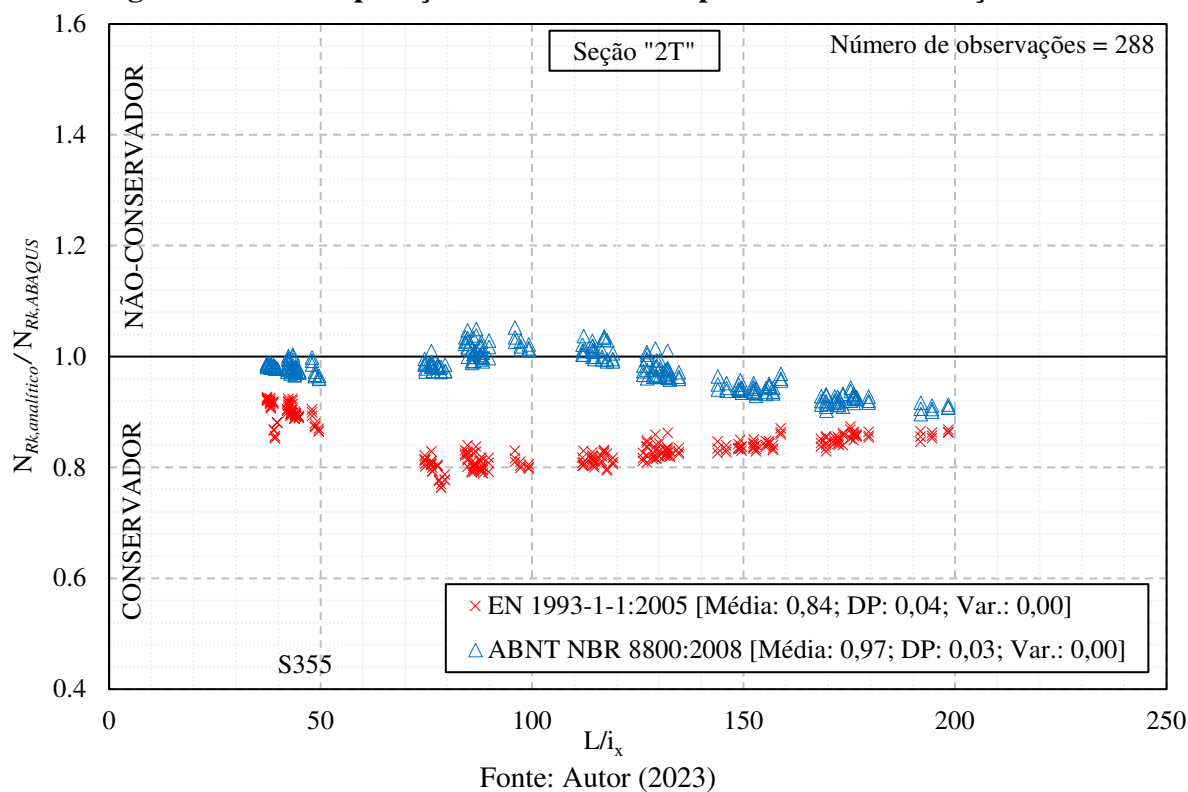


Figura 7.17 – Comparação entre as normas para o método da seção “2T”

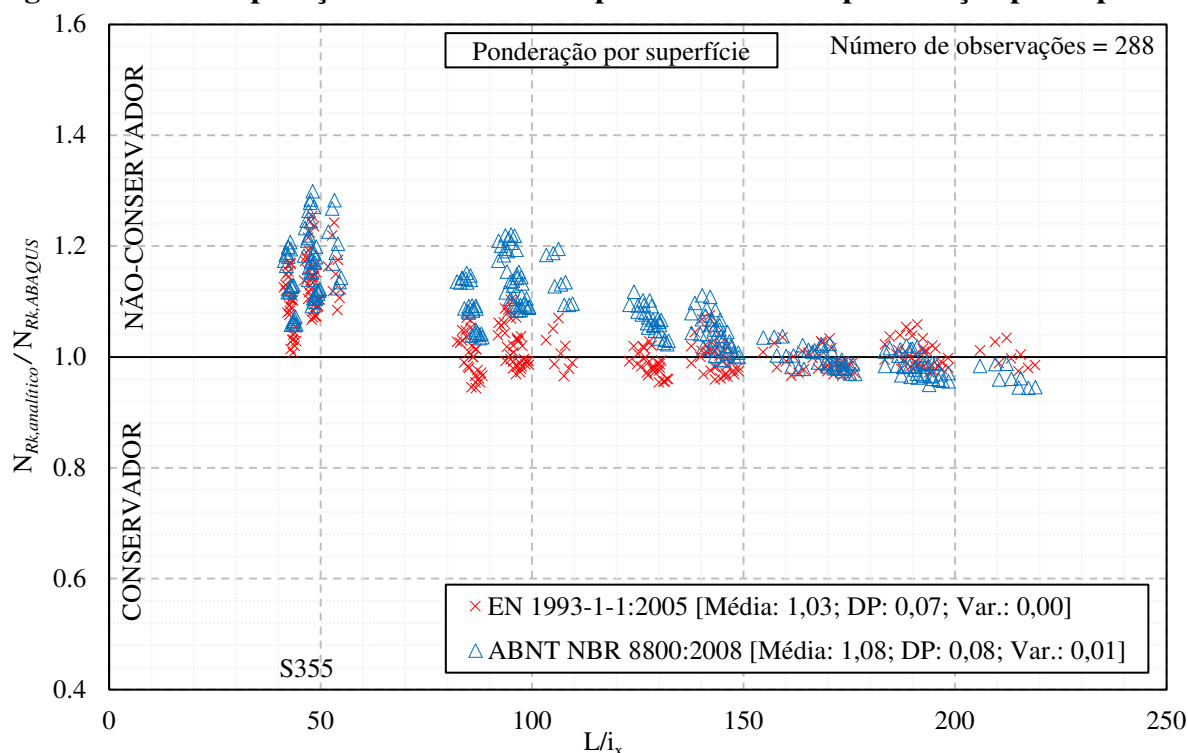


O terceiro gráfico (Figura 7.18) mostra os resultados para o método da ponderação por superfície. Nota-se que, apesar de haver diferenças, os resultados são bem próximos para ambas as normas e isso pode ser comprovado visualmente e estatisticamente: para a EN 1993-1-1:2005

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

a média é igual a 1,03, o desvio padrão igual a 0,07 e a variância igual a aproximadamente 0,00, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 1,08, o desvio padrão igual a 0,08 e a variância igual a 0,01. No geral, levando em conta a média, o cálculo segundo a norma europeia superestimou os resultados em 3% e pela norma brasileira o resultado numérico foi superestimado em 8%.

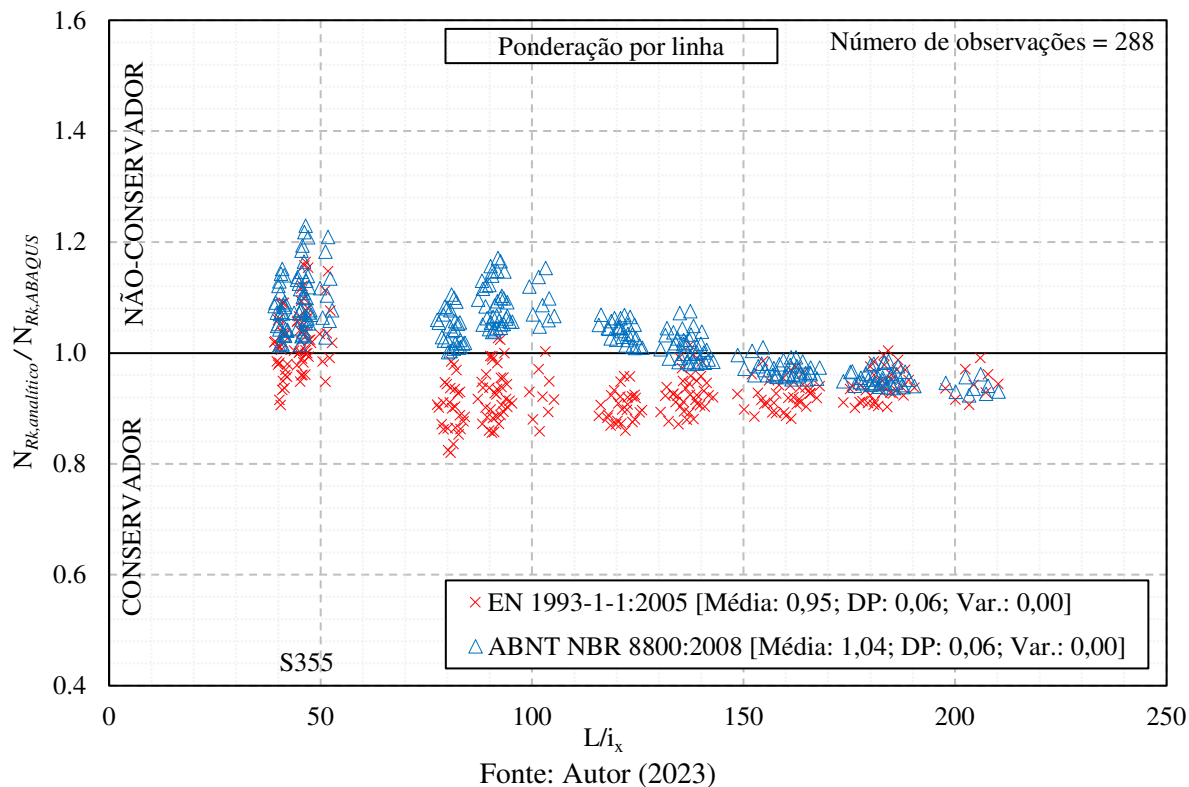
Figura 7.18 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por superfície



O quarto gráfico (Figura 7.19) mostra os resultados para o método da ponderação por linha. Verifica-se visualmente que os pontos referentes a norma brasileira ficaram no campo não-conservador para colunas menos esbeltas, esboçando uma tendência de seguir para o campo conservador conforme aumenta-se a esbelteza, enquanto que os pontos da norma europeia se concentram em torno da linha central para colunas menos esbeltas, ficam no campo conservador para colunas esbeltas e tendem a ir em direção ao campo não-conservador conforme aumenta-se a esbelteza. Estatisticamente tem-se que, para a EN 1993-1-1:2005, a média é igual a 0,95, o desvio padrão igual a 0,06 e a variância igual a aproximadamente 0,00, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 1,04, o desvio padrão igual a 0,06 e a variância igual a aproximadamente 0,00. No geral, levando em conta a média, o cálculo segundo a norma europeia subestimou os resultados em 5% e pela norma brasileira o resultado numérico foi superestimado em 4%.

CAPÍTULO 7. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S355

Figura 7.19 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por linha



Os resultados das análises numéricas do estudo paramétrico estão presentes no Apêndice A, assim como os resultados dos métodos analíticos calculados segundo cada norma. O Gráfico do Apêndice B mostra todos os resultados das análises numéricas, separadas conforme o fluxograma do estudo paramétrico.

CAPÍTULO 8

RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Neste capítulo serão apresentados os resultados das simulações numéricas não lineares da análise paramétrica para perfis celulares de aço de alta resistência S690, assim como a comparação entre esses resultados e os obtidos pela EN 1993-1-1:2005 e pela ABNT NBR 8800:2008 para cada método de cálculo das propriedades da seção transversal apresentados no Capítulo 4. Também será analisada a influência de cada parâmetro sobre o comportamento desses perfis celulares.

8.1. ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA E GEOMÉTRICA

Nesta seção serão apresentados os resultados da análise não linear realizada através do *ABAQUS* segundo os procedimentos já citados no Capítulo 6. A Figura 8.1 e a Figura 8.2 tomam como exemplo as análises S690_IPE200_4000_ γ_{H1} e S690_IPE450_32000_ γ_{H2} , respectivamente, com todas as variações de diâmetro das aberturas e espaçamento entre elas, mantendo constante material, a seção, o comprimento e o coeficiente de expansão γ_H do perfil. Em ambas as figuras é possível notar que as curvas seguem uma tendência muito próxima para o mesmo diâmetro de abertura e diferentes espaçamentos. Entretanto, quando o contrário é verdadeiro, ou seja, diferentes diâmetros para o mesmo coeficiente de passo γ_S , ocorre uma redução mais notória da resistência dos perfis conforme o coeficiente de abertura γ_a aumenta. Isso ocorreu para todas as análises dentro do estudo paramétrico, indicando que o diâmetro da abertura tem maior influência sobre a resistência dos perfis do que o espaçamento entre elas. É interessante notar que para colunas mais esbeltas, como a da Figura 8.2, essa diferença entre os mesmos perfis, mas de diferentes aberturas e espaçamentos, passa a ter menor influência sobre a resistência.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Figura 8.1 – Curvas carga-deslocamento para colunas celulares de aço S690

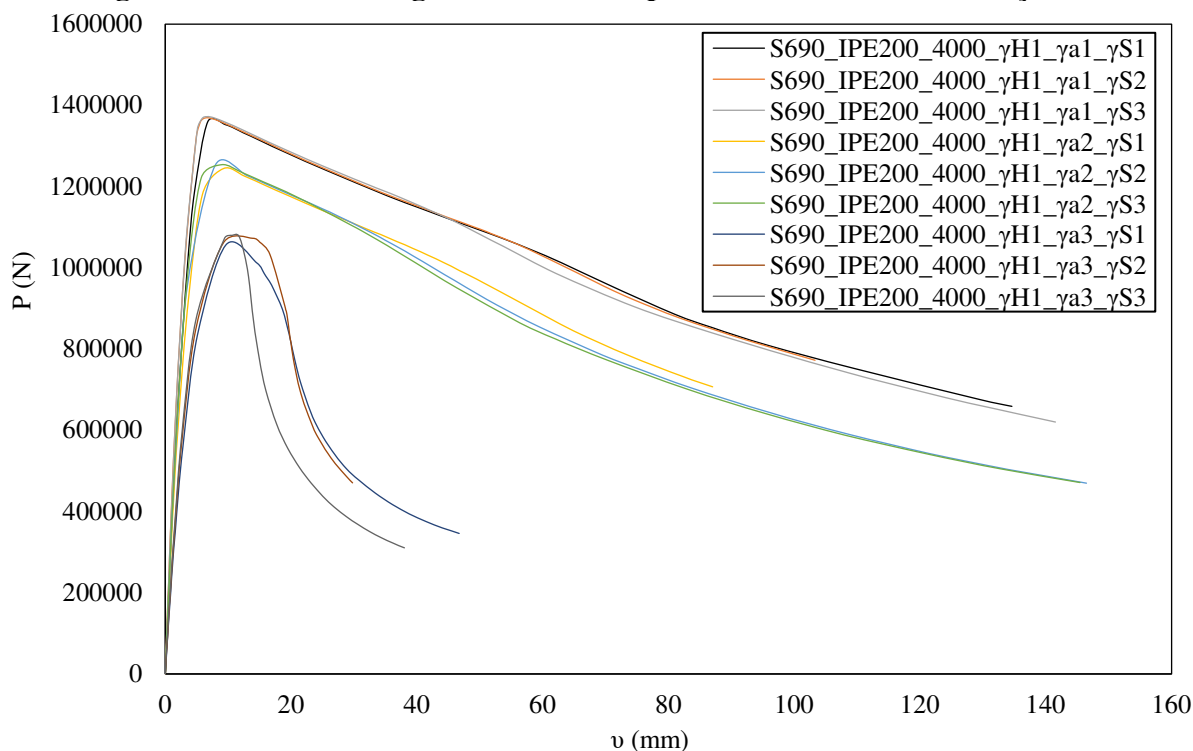
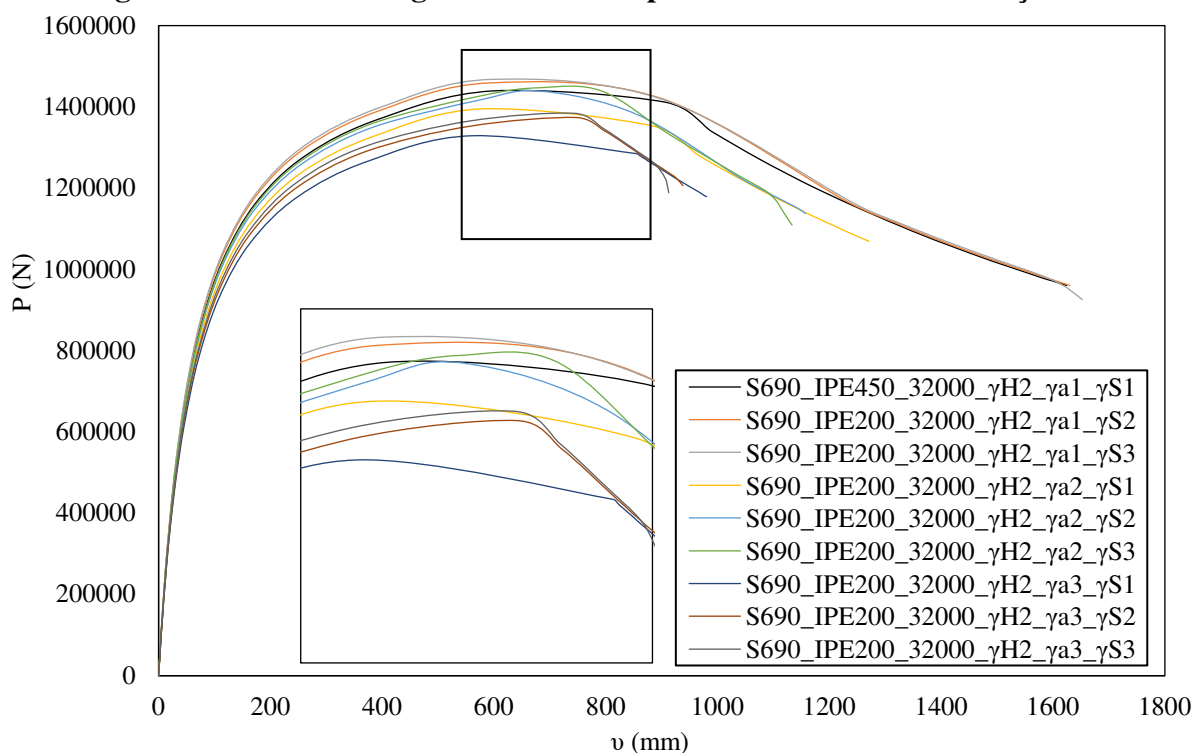


Figura 8.2 – Curvas carga-deslocamento para colunas celulares de aço S690

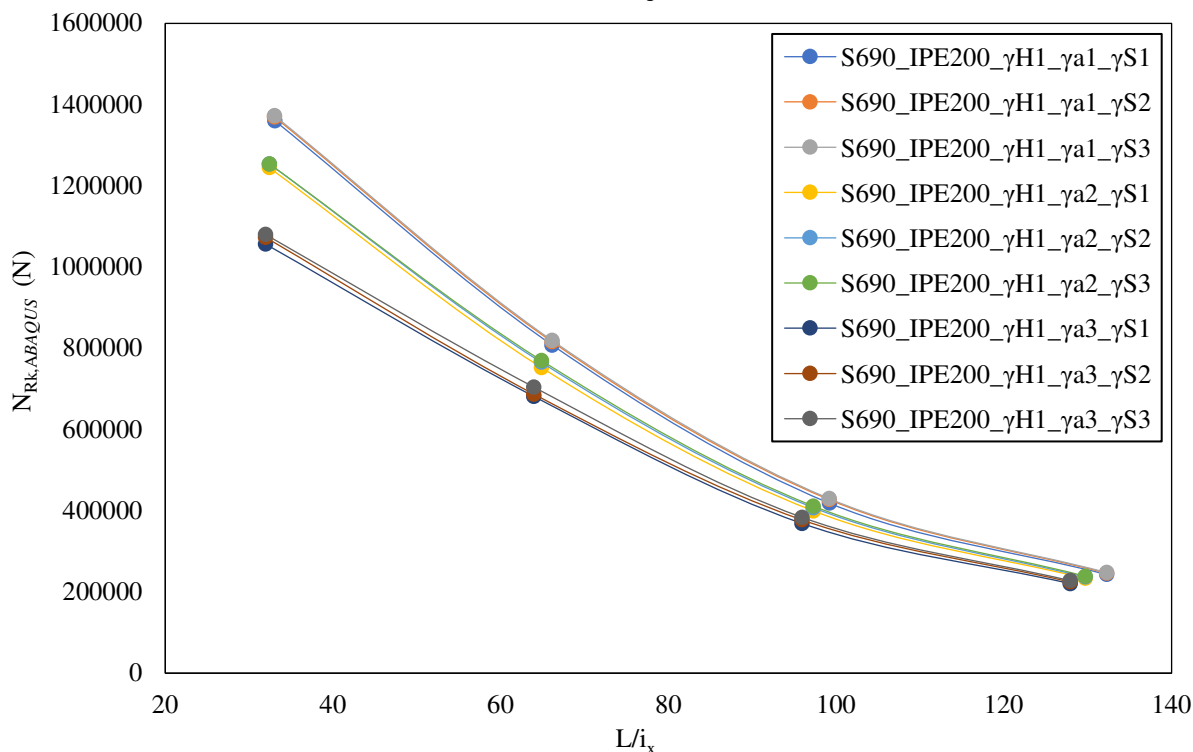


A Figura 8.3 mostra a influência dos diâmetros das aberturas conforme o comprimento do perfil, através das curvas que relacionam a força axial de compressão resistente característica $N_{Rk,ABAQUS}$ e a esbelteza. Aqui vale uma ressalva: o raio de giração em relação ao eixo de maior

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

inércia (eixo x) do perfil foi obtido usando as propriedades da seção “2T” que, como será mostrado adiante, apresentou resultados mais conservadores.

Figura 8.3 – Curvas carga-esbeltez reduzida pelo método da seção “2T” para perfis celulares de aço S690



Fonte: Autor (2023)

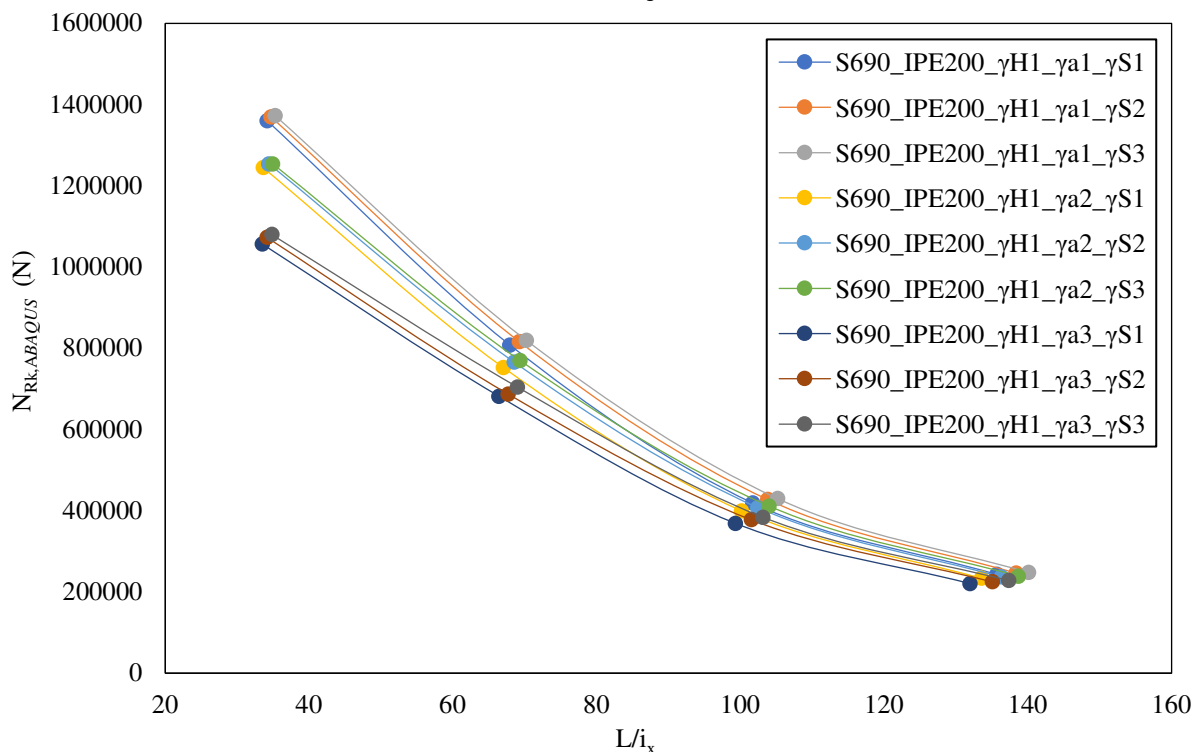
As curvas da Figura 8.3 são praticamente iguais para os perfis com mesmo diâmetro e diferentes espaçamentos. Contudo, conforme se aumenta o diâmetro, as curvas vão se “posicionando” mais abaixo no gráfico, devido a redução da resistência. Esse gráfico é interessante para verificar como as aberturas atuam na resistência dos perfis, porém o método da seção “2T” não leva em conta o espaçamento entre as aberturas, visto que ele considera no cálculo das propriedades geométricas uma seção com abertura ao longo de todo perfil, o que não é verdade. Para comprovar a relevância de considerar os trechos do perfil de seção “2T” e de alma cheia, foram plotadas as mesmas curvas na Figura 8.4, mas calculando-se o raio de giração em relação ao eixo de maior inércia (eixo x) do perfil pelo método da ponderação por linha.

O gráfico da Figura 8.4 mostra que as curvas dos perfis de mesmo diâmetro e diferentes passos já não se sobrepõem como ocorria na Figura 8.3. Os perfis com menores espaçamentos entre aberturas apresentam menores resistências, assim como perfis de maiores aberturas. Contudo, essa diferença é mais incisiva para perfis menos esbeltos, pois para perfis mais esbeltos as curvas vão ficando muito próximas umas das outras, indicando que os fatores de

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

abertura e de espaçamento passam a ter menos influência sobre a resistência a compressão dos perfis.

Figura 8.4 – Curvas carga-esbeltez reduzida pelo método da seção “2T” para perfis celulares de aço S690



Fonte: Autor (2023)

Todos os perfis falharam por instabilidade global combinada a instabilidade local da mesa comprimida no centro do perfil, onde as tensões são maiores. Entretanto, verificou-se que para colunas mais curtas a instabilidade local das mesas comprimidas no centro do perfil ocorre com maior intensidade, conforme ilustra a Figura 7.5. Naturalmente, os deslocamentos em relação ao eixo y no momento da falha se provaram maiores para colunas mais esbeltas e quase visualmente imperceptíveis para colunas menos esbeltas em uma escala real.

Os resultados das análises numéricas do estudo paramétrico estão presentes no Apêndice A e B.

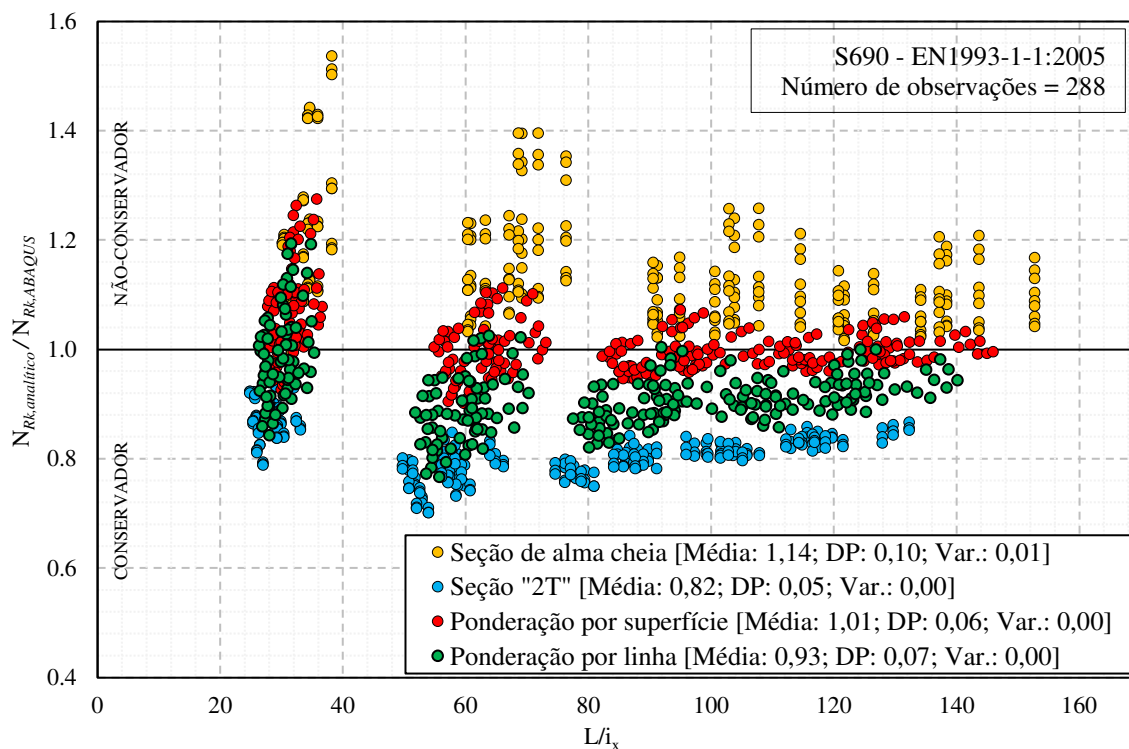
8.2. MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA EN 1993-1-1:2005

Através da carga última obtida pela análise numérica $N_{Rk,ABAQUS}$, foi possível verificar se a carga última obtida pelo método analítico $N_{Rk,analítico}$ é conservadora ou não-conservadora. O gráfico da Figura 8.5 mostra como se dá a influência da adoção do método da seção de alma cheia, método da seção “2T”, método da ponderação por superfície e método de

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

ponderação por linha no resultado da $N_{Rk,analítico}$, calculada segundo os procedimentos da EN 1993-1-1:2005 mostrados no Capítulo 5.

Figura 8.5 – Comparação entre os métodos analíticos com base no EN 1993-1-1:2005



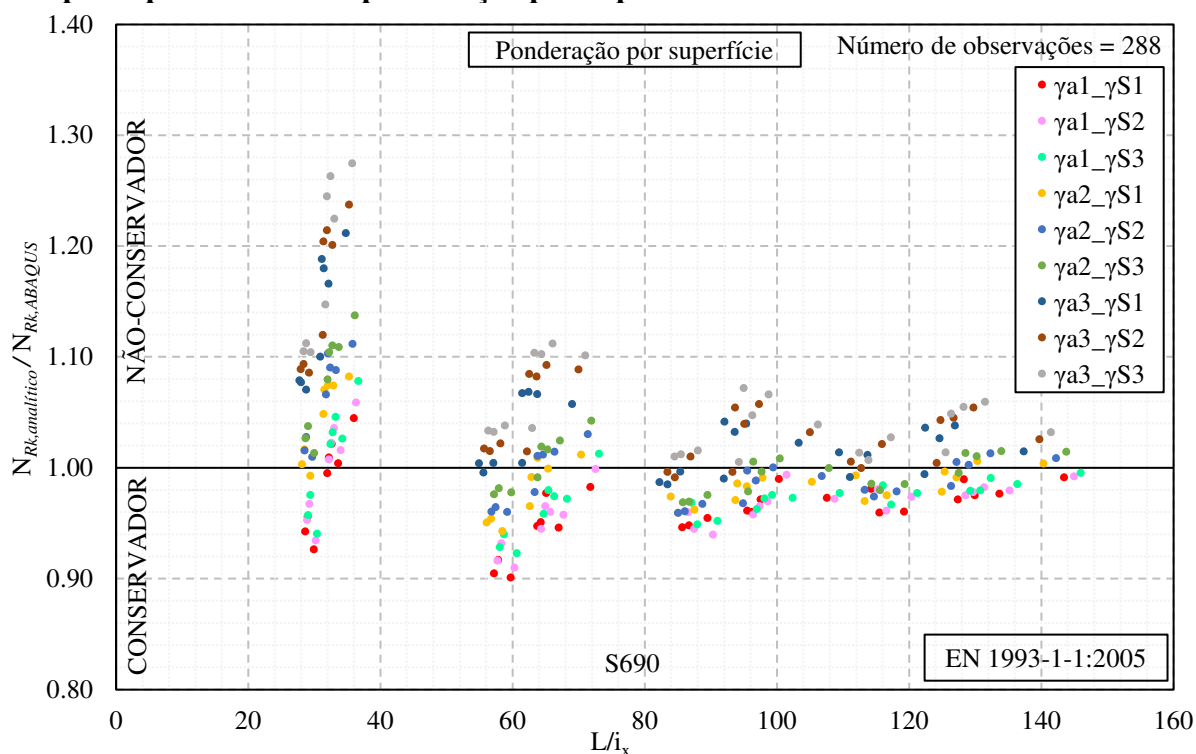
Percebe-se em uma primeira análise gráfica, que o modelo de cálculo que melhor se adequa aos resultados das análises numéricas é o que utiliza o método da ponderação por superfície, pois apesar de possuir pontos no campo conservador e não-conservador, tem uma boa concentração na linha central, principalmente para perfis mais esbeltos. O método da ponderação por linha apresenta bons resultados para colunas mais curtas e se mostrou mais conservador para colunas esbeltas. Como esperado, o método da Seção “2T” se mostrou conservador, uma vez que todos os seus pontos ficaram abaixo da linha central, e o método da seção de alma cheia se mostrou não-conservador, já que todos os seus pontos ficaram localizados acima da linha central. Entre os quatro métodos, o que obteve uma média mais próxima de 1 foi o método da ponderação por superfície, enquanto que o método da seção “2T” apresentou o menor desvio padrão, porém uma média muito abaixo de 1. A variância foi muito próxima de 0 para os quatro métodos. Esses resultados eram esperados visto que o método da seção “2T” considera que o perfil, ao longo de toda sua extensão, possui uma abertura central na alma e, portanto, resulta em uma resistência menor do que a resistência real. Já o método da seção de alma cheia considera o inverso: todo o perfil, ao longo de seu comprimento, possui

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

alma cheia, o que não acontece na realidade e, portanto, resulta em uma resistência maior do que a resistência real. Os dois métodos de ponderação são investigados mais adiante.

O gráfico da Figura 8.5 também mostra que para perfis mais curtos (L/i_x próximos de 30) o método da ponderação por superfície superestima a carga última, enquanto que para perfis mais esbeltos o método se sai muito bem, com seus pontos variando entre 0,90 e 1,11. O gráfico da Figura 8.6 ilustra com maior precisão os resultados obtidos pelo método da ponderação por superfície, segundo seus parâmetros de abertura e espaçamento. Nele é possível verificar que os resultados mais superestimados se dão em perfis com maiores aberturas e maiores espaçamentos, ocorrendo essa diferença com maior intensidade para perfis mais curtos, porém também ocorre para perfis mais esbeltos, mesmo em menor intensidade.

Figura 8.6 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005

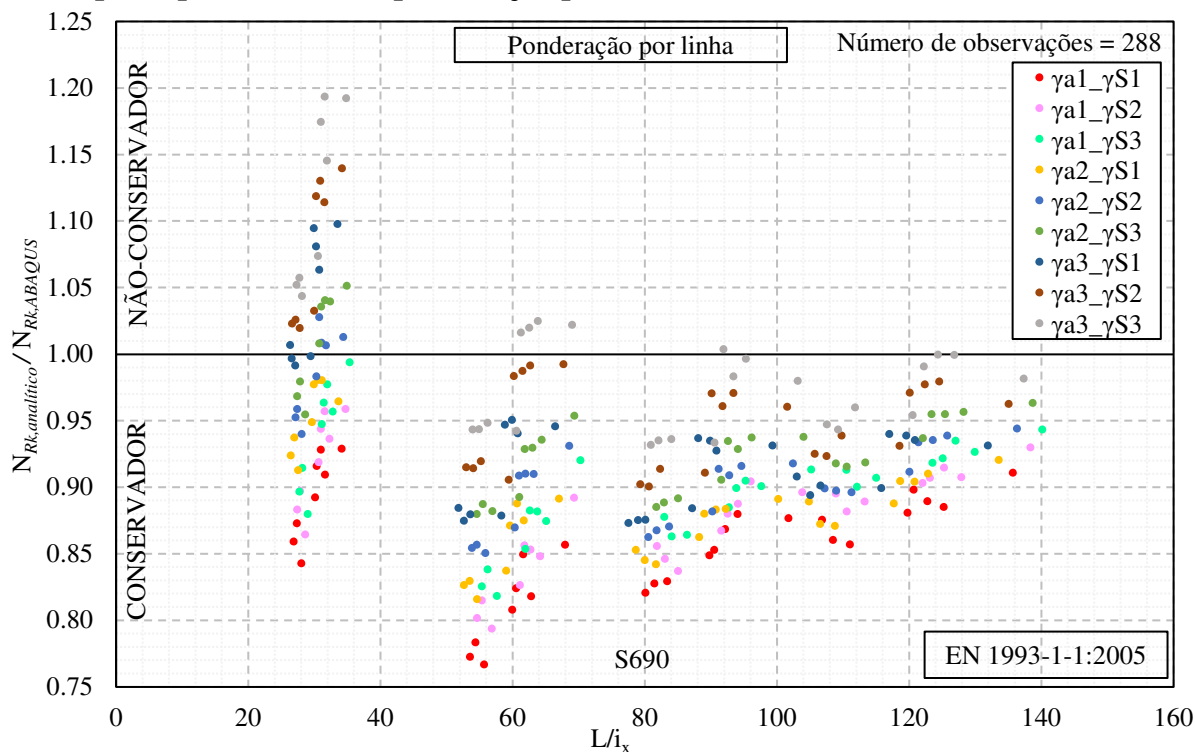


O gráfico da Figura 8.7 também isola os pontos do método de ponderação por linha para analisar a influência do diâmetro das aberturas e do espaçamento entre elas nas aproximações entre esse método analítico, com base no EN 1993-1-1:2005, e as análises numéricas. Apesar de apresentar uma maior concentração em torno do eixo horizontal igual a 1 para perfis mais curtos (L/i_x próximos de 30), nota-se que o método da ponderação por linha ainda superestima a resistência de perfis com maiores aberturas e espaçamentos para valores menores de esbeltez, enquanto superestima a resistência para perfis com menores aberturas e espaçamentos para

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

perfis mais curtos e mais esbeltos. Contudo, esse método se saiu relativamente bem quanto a perfis esbeltos com maiores aberturas e espaçamentos.

Figura 8.7 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005



Fonte: Autor (2023)

Comprando os resultados obtidos pelo método da ponderação por superfície e o método da ponderação por linha tem-se que o primeiro superestima a resistência para perfis menos esbeltos e se sai relativamente bem para perfis mais esbeltos, enquanto que o segundo resulta no contrário: subestima a resistência de perfis mais esbeltos e se sai relativamente bem para perfis menos esbeltos. Essa diferença entre os métodos faz sentido, visto que o método da ponderação por linha considera intrinsecamente que, através das linhas vazias, a abertura ocorre em toda a área da face da alma onde há a projeção linear de uma abertura, enquanto que o método da ponderação por superfície considera exatamente a área vazia e a área cheia presente na alma do perfil. Portanto, o método da ponderação por linha considera, por uma simplificação, que o perfil possui mais vazios do que realmente possui e seu peso de ponderação para os vazios é maior do que para o método da ponderação por superfície, o que acarreta na redução da resistência dos perfis.

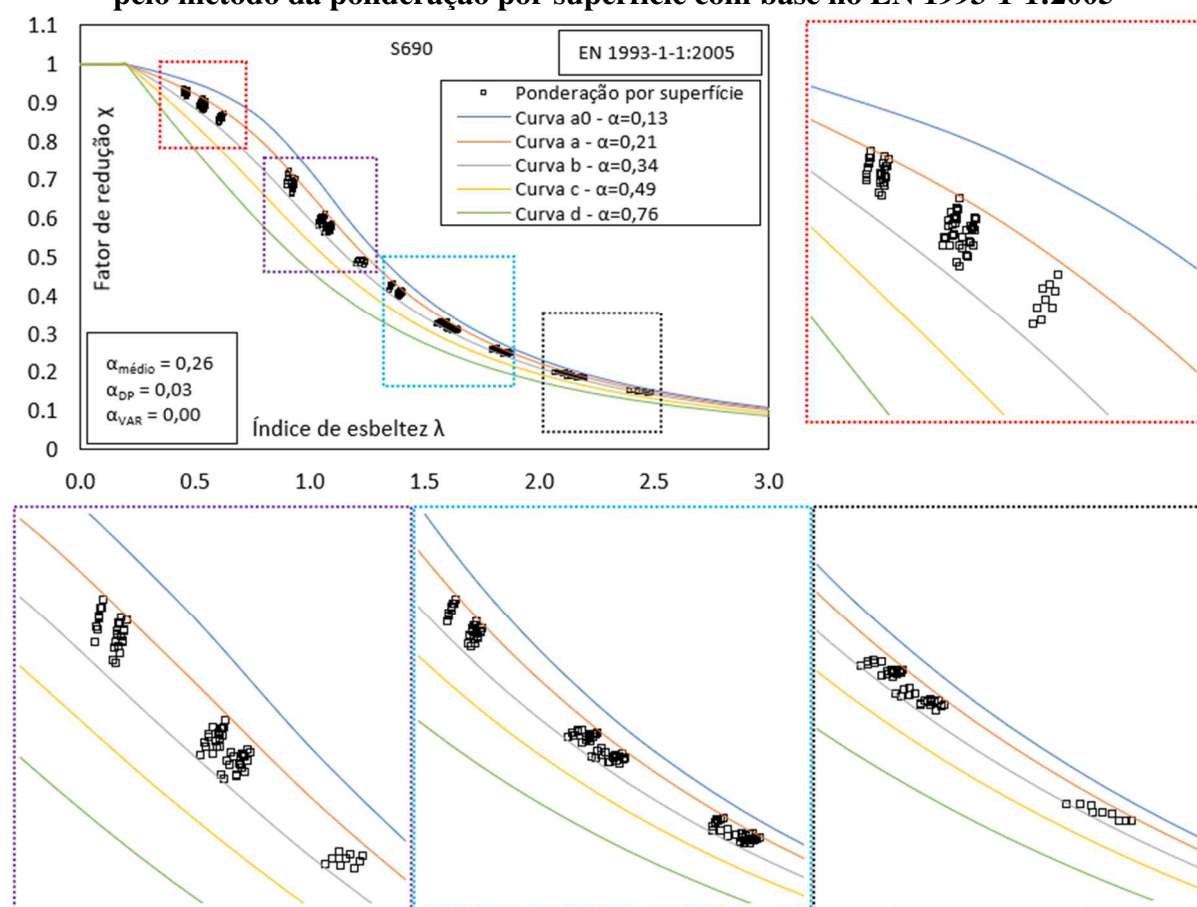
É interessante verificar como esses resultados podem ser utilizados para obter as curvas de projeto adequadas para perfis celulares e segundo cada método analítico proposto. Para tal, é necessário obter o fator de redução associado à resistência a compressão (χ), que é dado pela Equação 7.1. É também necessário obter o índice de esbeltez reduzido (esbeltez não-

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

dimensional) $\bar{\lambda}$ que, assim como a área efetiva A_{eff} , é calculada segundo a norma e o método analítico adotado. Seguindo as equações da EN 1993-1-1:2005 é possível obter o fator de imperfeição para cada análise pela Equação 7.2. O parâmetro ϕ é dado pela Equação 7.3.

Os pontos de cada análise são plotados no gráfico das curvas de projeto da EN 1993-1-1:2005 conforme a Figura 8.8, na qual foi adotado o método de ponderação por superfície como método analítico. Visualmente é possível notar que os pontos ficaram entre a curva a ($\alpha = 0,21$) e a curva b ($\alpha = 0,34$), alcançando um fator de imperfeição médio $\alpha_{médio} = 0,26$, com um desvio padrão $\alpha_{DP} = 0,03$ e variância $\alpha_{VAR} \cong 0$.

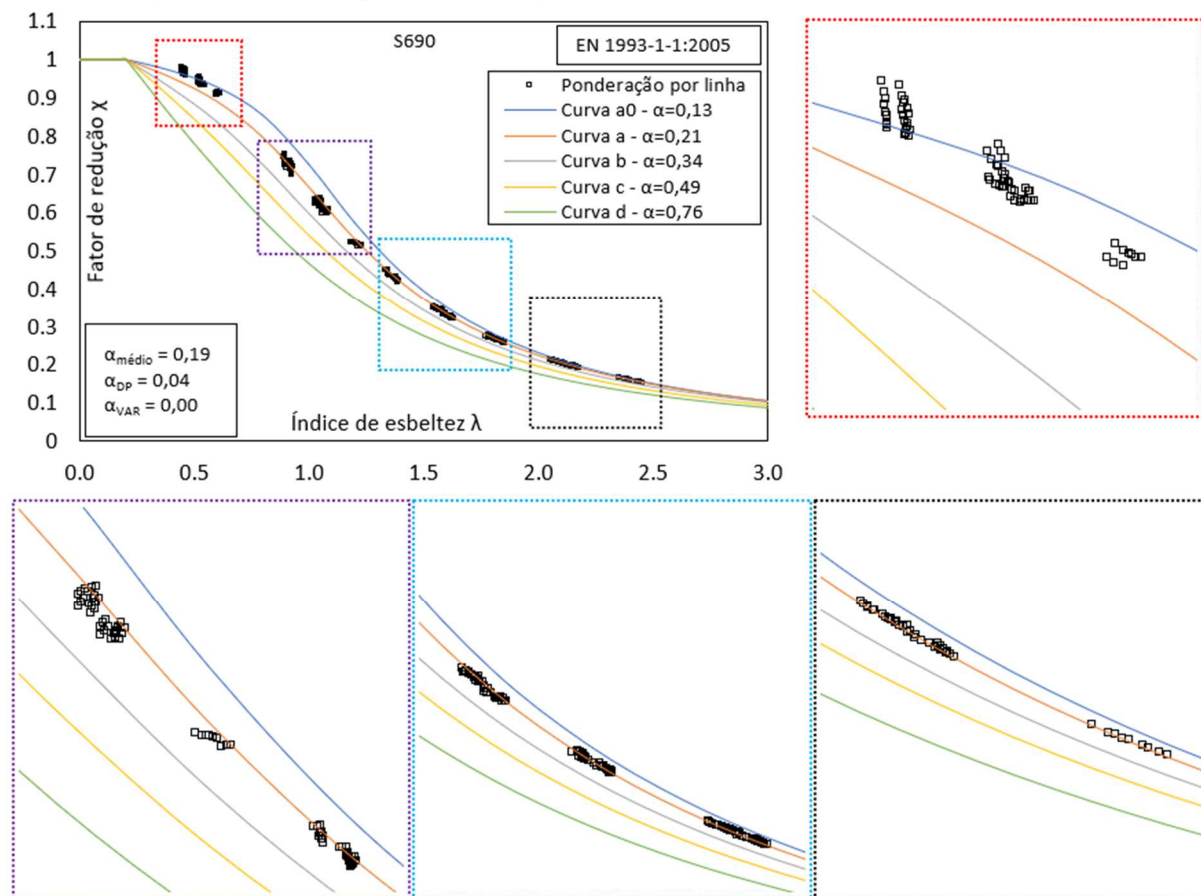
Figura 8.8 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por superfície com base no EN 1993-1-1:2005



A seguir são mostrados na Figura 8.9 os pontos de cada análise segundo o método da ponderação por linha. Foi alcançado um fator de imperfeição médio $\alpha_{médio} = 0,19$, com um desvio padrão $\alpha_{DP} = 0,04$ e variância $\alpha_{VAR} \cong 0$. Esse fator médio representa que os pontos estão próximos da curva a ($\alpha = 0,21$), porém para perfis mais curtos os pontos estão mais próximos da curva a0 ($\alpha = 0,13$), o que explica um maior desvio padrão.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Figura 8.9 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base no EN 1993-1-1:2005



Fonte: Autor (2023)

8.3. MÉTODOS ANALÍTICOS ADAPTADOS PARA ABNT NBR 8800:2008

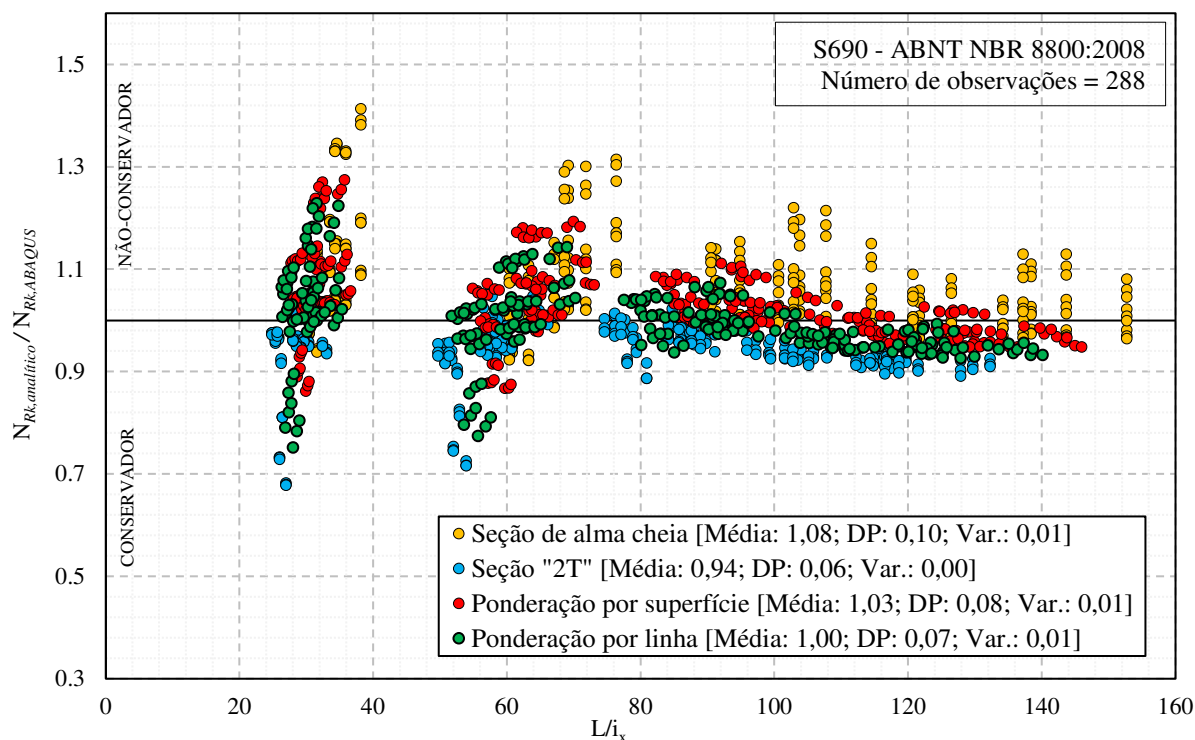
Investigando os resultados adaptados para a norma brasileira, o gráfico da Figura 8.10 mostra como se dá a influência da adoção do método da seção de alma cheia, método da seção “2T”, método da ponderação por superfície e método de ponderação por linha no resultado da $N_{Rk,analítico}$, calculado segundo os procedimentos da ABNT NBR 8800:2008 mostrados no Capítulo 5.

Percebe-se em uma primeira análise gráfica, que o modelo de cálculo que melhor se adequa aos resultados das análises numéricas é o que utiliza o método da ponderação por linha, por superfície e da seção “2T”, pois têm uma boa concentração na linha central. O método da seção “2T” se mostrou conservador no geral, com os seus pontos muito próximos da linha central. O método da seção de alma cheia se mostrou não-conservador, com a maioria dos pontos acima da linha central. Entre os quatro métodos, o método da ponderação por linha obteve a melhor média, igual a 1, e o método da seção “2T” obteve o menor desvio padrão,

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

igual a 0,06. O método da ponderação por superfície superestima a carga última para perfis mais curtos (L/i_x próximos de 30), enquanto que para perfis mais esbeltos o método se sai melhor, com seus pontos variando entre 0,85 e 1,20 para esbelteza próxima a 70 e entre 0,95 e 1,11 para esbelteza acima de 70. O método da seção “2T” e o método da ponderação por linha, que apresentaram melhor média, são detalhados adiante.

Figura 8.10 – Comparação entre os métodos analíticos com base na ABNT NBR 8800:2008

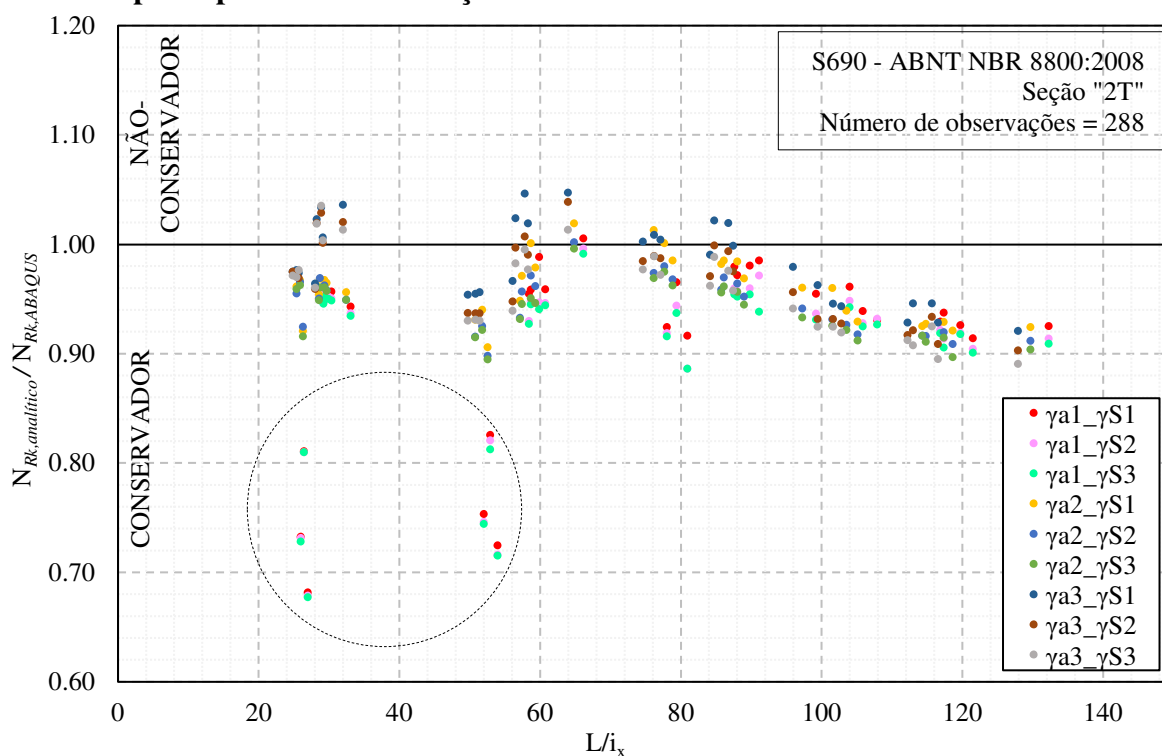


O gráfico da Figura 8.11 ilustra com maior precisão os resultados obtidos pelo método da seção “2T”, e o gráfico da Figura 8.12 os resultados para o método da ponderação por linha, segundo seus parâmetros de abertura e espaçamento. Comparando os dois gráficos tem-se que o método da ponderação por linha superestima a resistência de perfis celulares menos esbeltos e de esbelteza intermediária ($\lambda < 75$ para o aço S690), principalmente no que diz respeito a perfis de aberturas maiores, e se sai relativamente bem para perfis mais esbeltos ($\lambda > 75$ para o aço S690). Nota-se uma tendência de localização dos pontos do campo não-conservador para o campo conservador a medida que a esbelteza aumenta. Já o método da seção “2T” subestima a resistência de perfis mais esbeltos, principalmente de perfis de aberturas menores, e se sai relativamente bem para perfis menos esbeltos e de esbelteza intermediária, porém com um desvio padrão relevante para essa faixa de esbelteza. Esse desvio se dá devido aos pontos destacados dentro da circunferência em ambos os gráficos, que se posicionam longe dos demais e os configuram como demasiadamente conservadores. Esses 18 pontos são os mesmos entre os dois

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

gráficos e se assemelham por apresentar um fator de abertura $\gamma_H = 1,5$, um fator de abertura $\gamma_a = 0,8$ e esbelteza reduzida $\lambda_0 < 1$, portanto constituem perfis de maior altura expandida, menor abertura e menor esbelteza, resultando em um perfil mais curto de seção “2T” de alma esbelta. O método de cálculo da seção “2T” pelos procedimentos da ABNT NBR 8800:2008 aplica uma considerável redução de resistência devido à instabilidade local da alma desses perfis quando a esbelteza da alma é superior a esbelteza limite. Utilizando-se o aço S690 a esbelteza da alma supera a esbelteza limite e esse fator de redução é aplicado, o que justifica a subestimação encontrada tanto para esse método, quanto para o método da ponderação por linha. Contudo, a ABNT NBR 8800:2008 não contempla aços de alta resistência, sendo limitada a aços de resistência ao escoamento máxima de 450 MPa. Assim como para o método da ponderação por linha, nota-se uma tendência de localização dos pontos do campo não-conservador para o campo conservador à medida que a esbelteza aumenta.

Figura 8.11 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008



Fonte: Autor (2023)

É interessante verificar como esses resultados podem ser utilizados para obter as curvas de projeto adequada para perfis celulares e segundo cada método analítico proposto (Figura 8.13 e Figura 8.14). Para tal, é necessário obter o fator de redução associado à resistência a compressão χ , que é dado pela Equação 7.4. É também necessário obter o índice de esbelteza reduzido (esbelteza não-dimensional) λ_0 que é calculado segundo a norma e o método analítico adotado.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Figura 8.12 – Comparação entre os resultados conforme os parâmetros de abertura e de passo pelo método da ponderação por linha com base na ABNT NBR 8800:2008

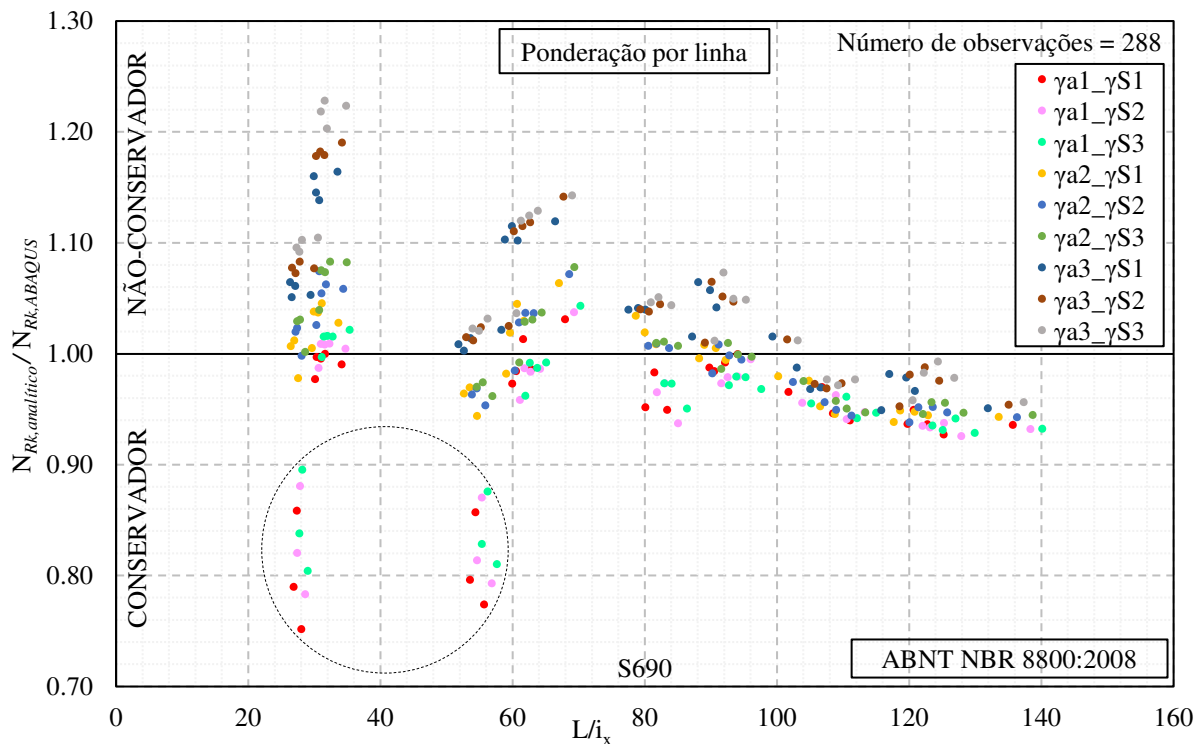
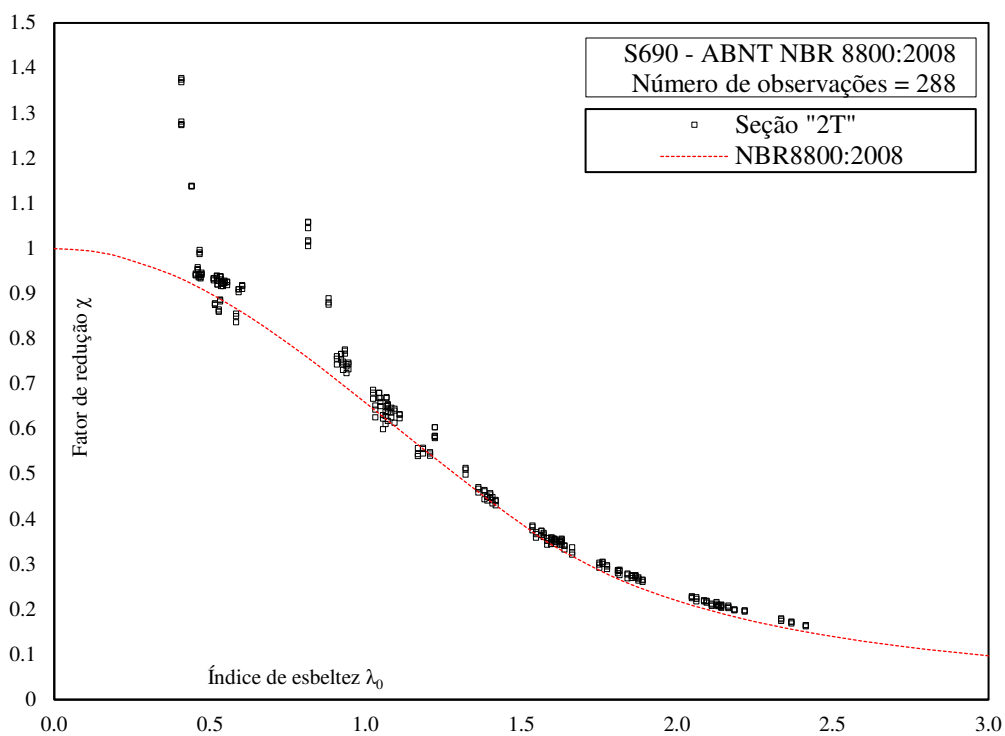
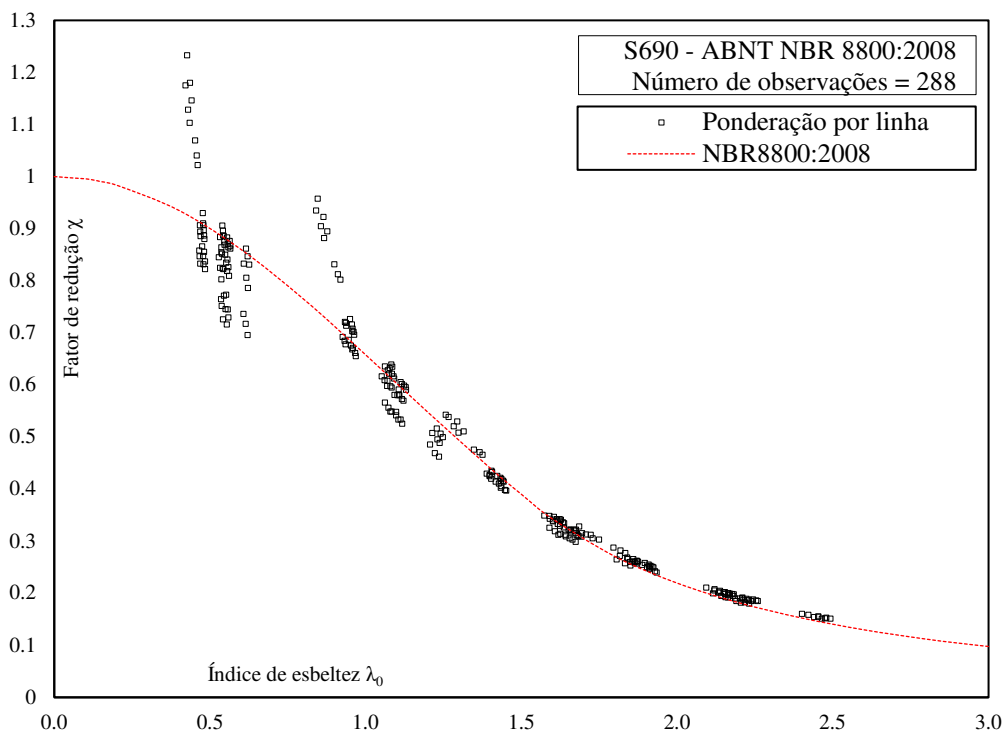


Figura 8.13 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da seção “2T” com base na ABNT NBR 8800:2008



CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Figura 8.14 – Comparação entre os resultados numéricos/analíticos e as curvas de projeto pelo método da ponderação por linha com base na ABNT NBR 8800:2008



Fonte: Autor (2023)

Pelo método da ponderação por linha os pontos de esbeltez reduzida $\lambda_0 > 1$ se adequaram bem a curva de projeto, enquanto os perfis de esbeltez reduzida $\lambda_0 \approx 0.5$ ficaram próximos e abaixo da curva em sua maioria. Pelo método da seção “2T” os resultados para o aço S355 se destacam devido a excelente conformidade entre a localização dos pontos e a trajetória da curva de projeto. Para o aço S690 os pontos também apresentaram uma boa adequação por esse método. Apesar dos bons resultados gerais, vale destacar que, para ambos os métodos, os 18 pontos já citados nas análises dos perfis de aço S690 ficaram isolados do restante dos pontos, podendo ser classificados grosseiramente como “outliers”, representando também a insegurança da aplicação dessa norma para perfis de aço de alta resistência.

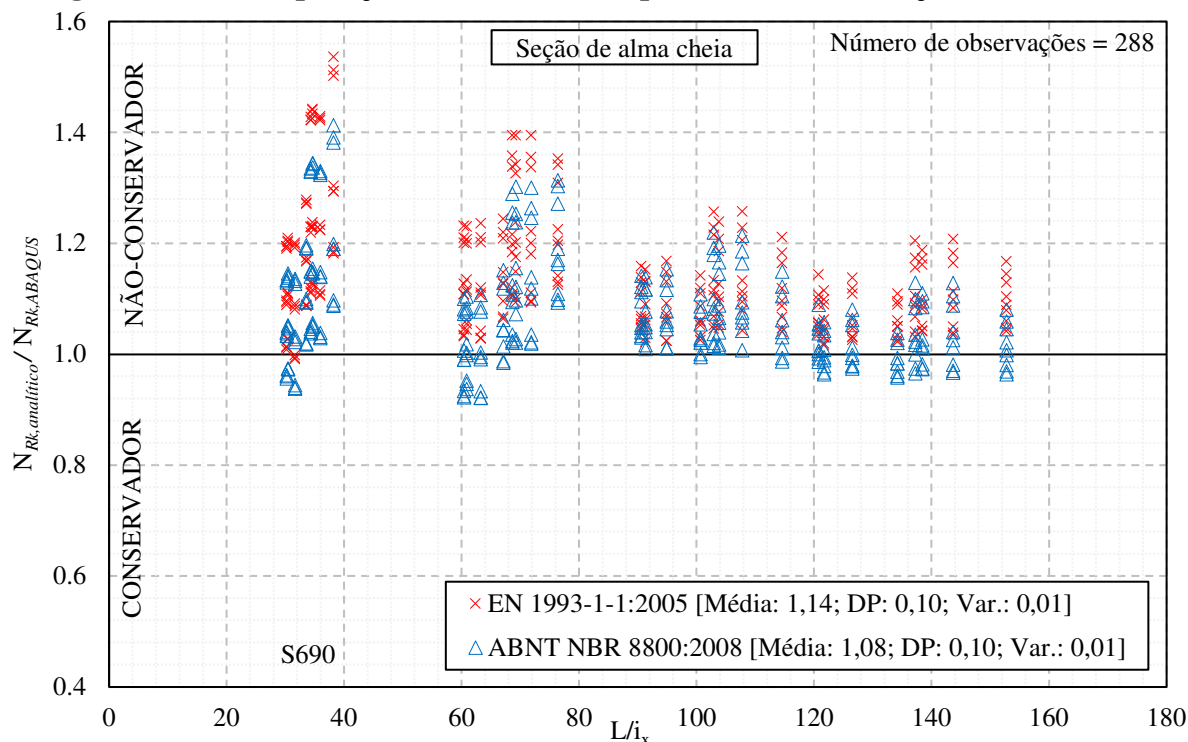
8.4. COMPARAÇÃO DOS MÉTODOS ENTRE EN 1993-1-1:2005 E ABNT NBR 8800:2008

Os gráficos das figuras a seguir servem como comparação dos resultados individuais de cada método de cálculo das propriedades geométricas conforme a norma aplicada, onde é possível ver as diferenças entre os resultados quando utilizada a norma europeia EN 1993-1-1:2005 e a norma brasileira ABNT NBR 8800:2008.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

O primeiro gráfico (Figura 8.15) mostra os resultados para o método da seção de alma cheia. Nota-se que, apesar de haver diferenças, os resultados são bem próximos para ambas as normas e isso pode ser comprovado visualmente e estatisticamente: para a EN 1993-1-1:2005 a média é igual a 1,14, o desvio padrão igual a 0,10 e a variância igual a 0,01, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 1,08, o desvio padrão igual a 0,10 e a variância igual a 0,01.

Figura 8.15 – Comparação entre as normas para o método da seção de alma cheia

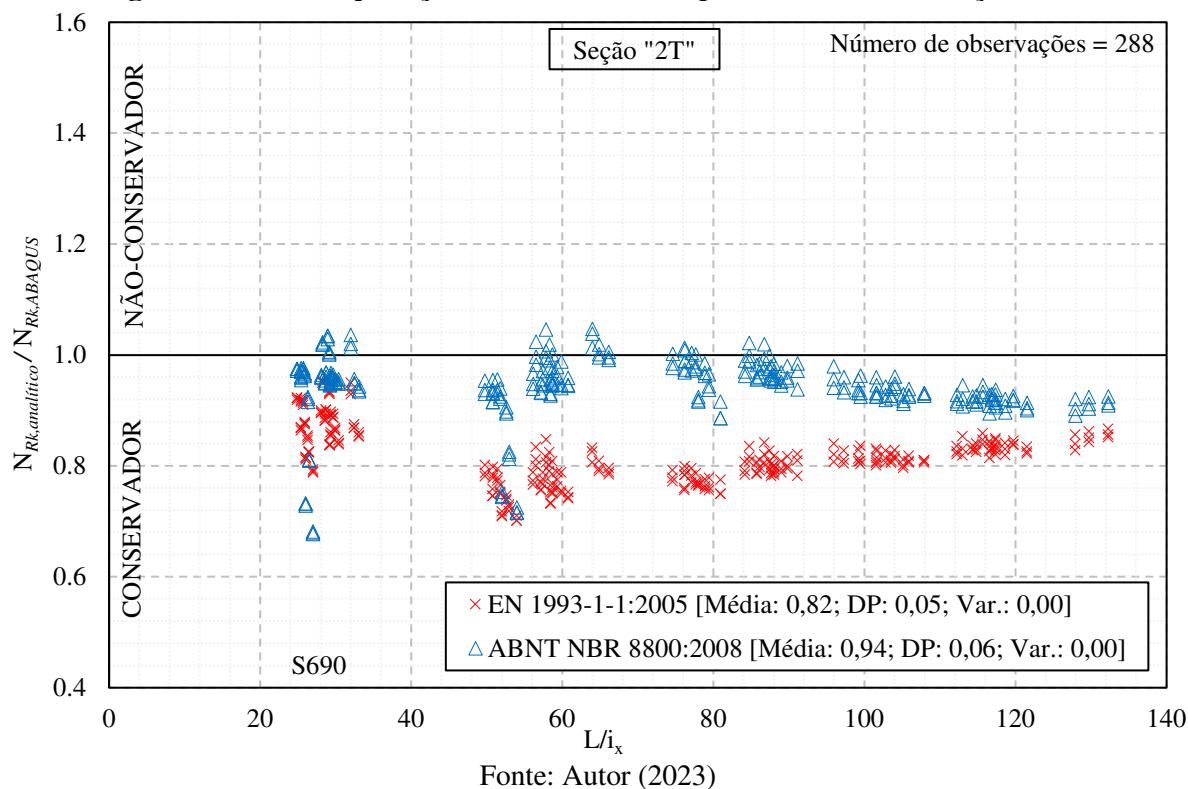


Fonte: Autor (2023)

O segundo gráfico (Figura 8.16) mostra os resultados para o método da seção “2T”. Nota-se que entre as duas normas há uma considerável diferença entre os resultados. Para a EN 1993-1-1:2005 a média é igual a 0,82, o desvio padrão igual a 0,05 e a variância igual a aproximadamente 0,00, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 0,94, o desvio padrão igual a 0,06 e a variância igual a aproximadamente 0,00. Graficamente é possível observar que para a norma europeia os resultados ficaram todos no campo conservador, porém com uma tendência de seguir para o campo não conservador à medida que a esbelteza aumenta. Para a norma brasileira os resultados ficaram em torno da linha central, o que indica uma boa correspondência com as análises numéricas, porém nota-se uma tendência dos resultados ficarem muito abaixo de 1 (subestimados) conforme a esbelteza aumenta.

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Figura 8.16 – Comparação entre as normas para o método da seção “2T”



O terceiro gráfico (Figura 8.17) mostra os resultados para o método da ponderação por superfície. Nota-se que, apesar de haver diferenças, os resultados são bem próximos para ambas as normas e isso pode ser comprovado visualmente e estatisticamente: para a EN 1993-1-1:2005 a média é igual a 1,01, o desvio padrão igual a 0,06 e a variância igual a aproximadamente 0,00, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 1,03, o desvio padrão igual a 0,08 e a variância igual a 0,01. No geral, levando em conta a média, o cálculo segundo a norma europeia superestimou os resultados em 1% e pela norma brasileira o resultado numérico foi superestimado em 1%.

O quarto gráfico (Figura 8.18) mostra os resultados para o método da ponderação por linha. Verifica-se visualmente que a maioria dos pontos referentes a norma brasileira ficaram no campo não-conservador para colunas menos esbeltas, esboçando uma tendência de seguir para o campo conservador conforme aumenta-se a esbelteza, enquanto que os pontos da norma europeia se concentram em torno da linha central para colunas menos esbeltas, tem sua maioria no campo conservador para colunas esbeltas e tendem a ir em direção ao campo não-conservador conforme aumenta-se a esbelteza. Estatisticamente tem-se que, para a EN 1993-1-1:2005, a média é igual a 0,93, o desvio padrão igual a 0,07 e a variância igual a aproximadamente 0,00, enquanto que para a ABNT NBR 8800:2008 a média é igual a 1, o desvio padrão igual a 0,07 e a variância igual a aproximadamente 0,01. No geral, levando em

CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

conta a média, o cálculo segundo a norma europeia subestimou os resultados em 7% e pela norma brasileira o resultado numérico coincidiu com a média do resultado analítico.

Figura 8.17 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por superfície

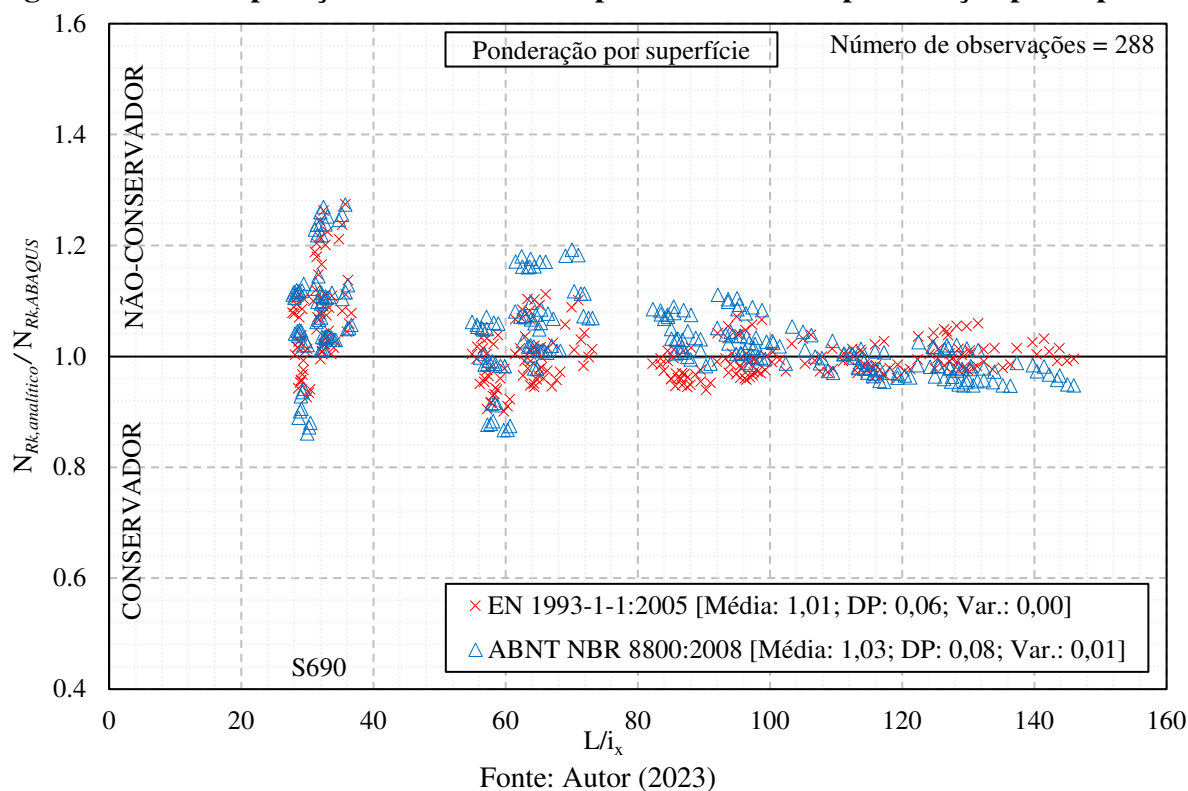
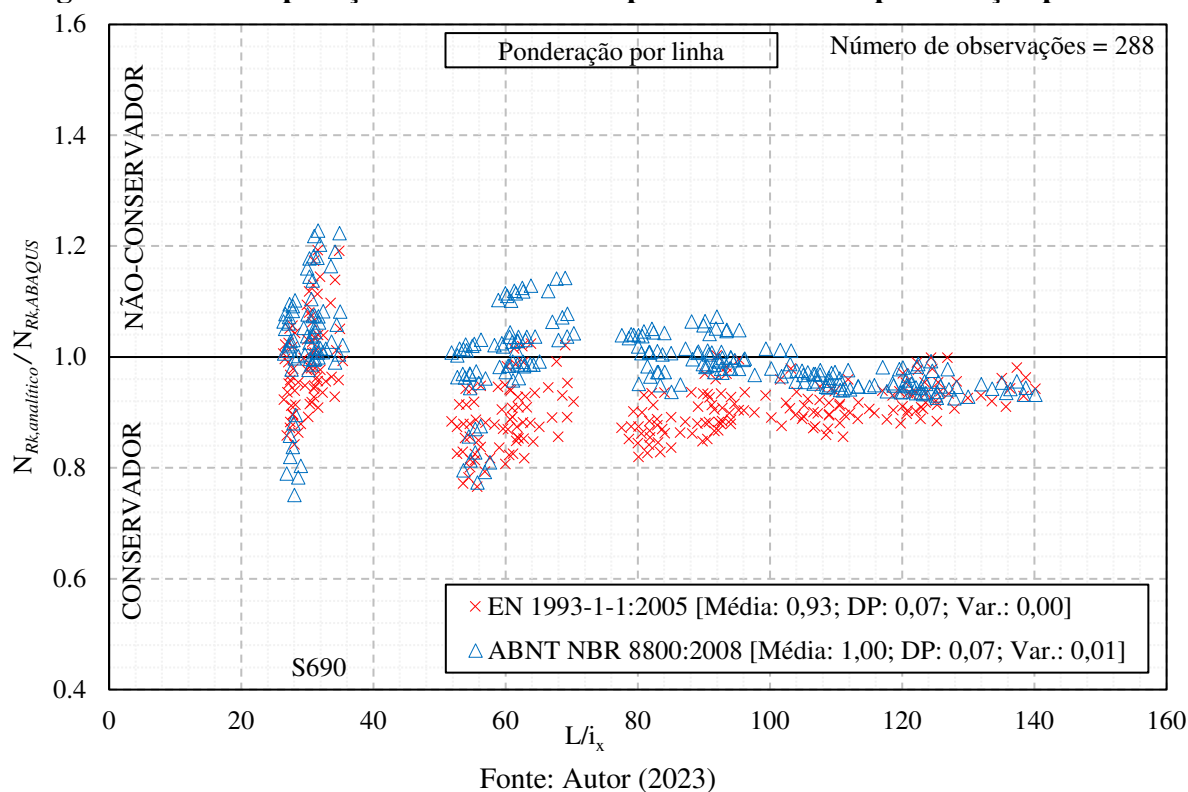


Figura 8.18 – Comparação entre as normas para o método da ponderação por linha



CAPÍTULO 8. RESULTADOS PARA PERFIS DE AÇO S690

Os resultados das análises numéricas do estudo paramétrico estão presentes no Apêndice A, assim como os resultados dos métodos analíticos calculados segundo cada norma. O Gráfico do Apêndice B mostra todos os resultados das análises numéricas, separadas conforme o fluxograma do estudo paramétrico.

CAPÍTULO 9

CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo serão feitas as considerações finais sobre os resultados deste trabalho e a sugestão de temas e problemáticas a serem expandidas a partir deste estudo.

9.1. CONCLUSÃO

Foi realizada uma análise paramétrica de perfis celulares biapoiados submetidos a compressão axial sujeitos a instabilidade em torno do eixo de maior inércia. As variáveis que foram consideradas foram o material, a seção, o fator de expansão, o comprimento, o diâmetro das aberturas e o espaçamento entre elas. Os resultados foram alcançados através de uma análise não linear realizada pelo método dos elementos finitos no software de análises numéricas *ABAQUS*, que levou em conta as propriedades elastoplásticas do material, as imperfeições geométricas e as imperfeições físicas do perfil, esta última adaptada e incluída junto à imperfeição geométrica. No total foram realizadas 576 análises e todos os perfis falharam por instabilidade global combinada a instabilidade local da mesa comprimida no ponto de máxima tensão, localizado no centro da extensão do perfil.

Foram analisados quatro métodos de cálculo das propriedades geométricas dos perfis celulares: o método da seção de alma cheia, o método da seção “2T”, o método da ponderação por superfície e o método da ponderação por linha. Esses métodos foram aplicados nas normas EN 1993-1-1:2005 e na ABNT NBR 8800:2008, a fim de obter a carga última analítica.

De modo geral, podem ser feitas as seguintes conclusões a respeito dos dados analisados:

- Para as colunas celulares de aço S355, o método analítico que obteve o melhor resultado com base na EN 1993-1-1:2005 quando comparado aos resultados numéricos foi o método da ponderação por superfície, que estatisticamente superou a carga última numérica em apenas 3%, com base na média dos resultados e com um desvio padrão de

CAPÍTULO 9. CONSIDERAÇÕES FINAIS

- 0,07. Os melhores resultados estão contidos na faixa de esbeltez $\lambda > 65$. Em relação as curvas de projeto, alcançou-se um fator de imperfeição médio $\alpha = 0,32$, sendo a curva “b” ($\alpha = 0,34$) a mais próxima.
- Para as colunas celulares de aço S690, o método analítico que obteve o melhor resultado com base na EN 1993-1-1:2005 quando comparado aos resultados numéricos foi o método da ponderação por superfície, que estatisticamente superou a carga última numérica em apenas 1%, com base na média dos resultados e com um desvio padrão de 0,06. Os melhores resultados estão contidos na faixa de esbeltez $\lambda > 50$. Em relação as curvas de projeto, alcançou-se um fator de imperfeição médio $\alpha = 0,26$, sendo a curva “a” ($\alpha = 0,21$) e a curva “b” ($\alpha = 0,34$) as mais próximas.
- Para as colunas celulares de aço S355, o método analítico que obteve o melhor resultado com base na ABNT NBR 8800:2008 quando comparado aos resultados numéricos foi o método da Seção “2T”, que estatisticamente subestimou a carga última numérica em apenas 3%, com base na média dos resultados e com um desvio padrão de 0,03. Os melhores resultados estão contidos na faixa de esbeltez $\lambda > 35$. Em relação a curva de projeto, os pontos que representam os resultados apresentaram uma excelente conformidade entre sua localização e a trajetória da curva de projeto proposta pela norma.
- Para as colunas celulares de aço S690, o método analítico que obteve o melhor resultado com base na ABNT NBR 8800:2008 quando comparado aos resultados numéricos foi o método da ponderação por linha, que estatisticamente igualou a carga última numérica com base na média dos resultados e com um desvio padrão de 0,07. Os melhores resultados estão contidos na faixa de esbeltez $\lambda > 75$. Em relação a curva de projeto, no geral foi obtida uma boa conformidade entre os pontos e a trajetória da curva de projeto proposta pela norma. Contudo, vale destacar que 18 desses pontos ficaram isolados do restante dos resultados, indicando de certa forma a insegurança da aplicação dessa norma para perfis de aço de alta resistência.
- De modo geral, os métodos analíticos abordados se saíram melhor para colunas celulares mais esbeltas do que para colunas celulares mais curtas, apresentando resultados mais longe dos resultados numéricos para perfis de grandes aberturas e menores espaçamento entre elas. Uma possível explicação se dá pelo fato de fenômenos de instabilidade local atuarem com mais impacto na resistência de colunas celulares mais curtas, assim como

CAPÍTULO 9. CONSIDERAÇÕES FINAIS

os efeitos das deformações de cisalhamento, tópico abordado por Sweedan, El-Sawy e Martini (2009).

A Tabela 9.1 resume os resultados para ambas as normas e os métodos propostos.

Tabela 9.1 – Resumo dos resultados

Material	Norma	Método da seção de alma cheia	Método da seção “2T”	Método da ponderação por superfície	Método da ponderação por linha	Fator de imperfeição
S355	EN 1993-1-1:2005	Média: 1,14 DP: 0,04 Var: 0,00	Média: 0,84 DP: 0,04 Var: 0,00	Média: 1,03 DP: 0,07 Var: 0,00	Média: 0,95 DP: 0,06 Var: 0,00	$\alpha_{\text{médio}} = 0,32$ $\alpha_{\text{DP}} = 0,02$ $\alpha_{\text{Var}} = 0,00$
S690	EN 1993-1-1:2005	Média: 1,14 DP: 0,10 Var: 0,01	Média: 0,82 DP: 0,05 Var: 0,00	Média: 1,01 DP: 0,06 Var: 0,00	Média: 0,93 DP: 0,07 Var: 0,00	$\alpha_{\text{médio}} = 0,26$ $\alpha_{\text{DP}} = 0,03$ $\alpha_{\text{Var}} = 0,00$
S355	ABNT NBR 8800:2008	Média: 1,13 DP: 0,11 Var: 0,01	Média: 0,97 DP: 0,03 Var: 0,00	Média: 1,08 DP: 0,08 Var: 0,01	Média: 1,04 DP: 0,06 Var: 0,00	-
S690	ABNT NBR 8800:2008	Média: 1,08 DP: 0,10 Var: 0,01	Média: 0,94 DP: 0,06 Var: 0,00	Média: 1,03 DP: 0,08 Var: 0,01	Média: 1,00 DP: 0,07 Var: 0,01	-

Fonte: Autor (2023)

Além da influência dos parâmetros já comentados na resistência de colunas celulares, os autores Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2019) destacam que quando submetidas a compressão, as colunas celulares também recebem forças de flexão e de cisalhamento na seção do perfil, assim como forças cisalhantes na alma perpendiculares e paralelas a carga axial. Este trabalho contribui, portanto, com a tese de que para colunas celulares, a melhor alternativa no que diz respeito a ganho de resistência são perfis com menores aberturas e maiores espaçamentos entre elas, principalmente se tratando de colunas menos esbeltas.

9.2. SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Em face dos resultados apresentados, são sugeridos questões e problemas que podem ser abordados em futuros trabalhos, a fim de complementar este ou torná-lo mais preciso.

- i. Estudos de novos modelos de distribuições de tensões residuais em perfis celulares, para aplicação de um modelo coerente e confiável de imperfeições físicas.
- ii. Investigação da influência das tensões residuais e da curvatura inicial separadamente, em perfis celulares submetidos a compressão axial.
- iii. Estudo do comportamento de perfis celulares curtos e esbeltos submetidos a compressão excêntrica, passando a atuar o momento fletor junto a compressão.
- iv. Análise dos efeitos de instabilidade local em perfis celulares curtos submetidos a compressão.

CAPÍTULO 9. CONSIDERAÇÕES FINAIS

- v. Estudo do comportamento de perfis celulares submetidos a compressão para diversas vinculações de apoio.
- vi. Realização de programas experimentais de colunas celulares submetidas a compressão, para verificação dos possíveis modos de falha.
- vii. Ampliação do escopo do estudo paramétrico, com a finalidade de abranger outras geometrias de perfis e materiais disponíveis no mercado.
- viii. Análise termoestrutural de perfis celulares submetidos a compressão.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABU-SENA, A. B. B.; FARES, M. W.; EL-TOBGY, H. H. Experimental and numerical investigation of the behaviour of castellated steel beam-columns. **International Journal of Scientific & Technology Research**, v. 10, ISSN 2277-8616.

ALPSTEN, G.A., Variations in mechanical and cross-sectional properties of steel. Proc. Int. **Conf. on Planning and Design of Tall Buildings**, v. Ib, p. 775-805, Lehigh University, EUA, 1972a.

ALPSTEN, G.A.; TALL, L. Residual stresses in heavy welded shapes. **Welding Journal**, v. 49, No. 3, p. 93-105, 1970.

AMERICAN NATIONAL STANDARD. ANSI/AISC 360-16: Specification for Structural Steel Buildings. 2016.

ArcelorMittal. ACB[®] Cellular Beams. 2014-1.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 5884: Perfil I estrutural de aço soldado por arco elétrico — Requisitos gerais. Rio de Janeiro, 2013.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

BEER, H. E SCHULZ, G., The theoretical bases of the new column curves of the European Convention of Constructional Steelwork. **Constructional Metallique**, No. 3, p. 37-57, 1970.

BEZERRA, E. M. **Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2011.

BITAR, D. *et al.* Poutres Cellulaires acier et mixte: partie 1 proposition d'un modèle pour la resistance desmontants. **Construction Métallique**, v. 1, 2006.

BJORHOVDE, R., Columns: from theory to practice. **Engineering Journal (AISC)**, v. 25, No. 1, 1st Quarter, p. 21-34, 1988.

BJORHOVDE, R.; BROZZETTI, J.; ALPSTEN, G. A.; TALL, L. Residual stresses in thick welded plates. **Welding Journal (AWS)**, v. 51, No. 51, p. 329-405, 1972.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- BJORHOVDE, R.; TALL, L., Maximum Column Strength and the Multiple Column Curve Concept, **Fritz Engineering Laboratory Report**. No. 337.29, Lehigh University, Bethlehem, 1971.
- BOEY, T. Numeriek onderzoek naar residuele spanningen in cellulaire elementen en hun invloed op de bezwijklast. Tese (mestrado) - Universiteit Gent, 2011.
- CARVALHO, A. S. de; ROSSI, A; MARTINS, C. H. Assessment of lateral–torsional buckling in steel I-beams with sinusoidal web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 175, 109242, 2023.
- CEN. ENV 1993-1-1. Eurocode 3: Design of steel Structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings. Annex N: Openings in webs. CEN (European Committee for Standardization). Brussels, 1998.
- CEN. ENV 1993-1-1. Eurocode 3: Design of steel Structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings. CEN (European Committee for Standardization). 1998.
- CHEN, W.F.; LUI, E. M. **Structural Stability: Theory and Implementation**. Elsevier, 1987.
- CHUNG, K. 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**, v. 59(9), p. 1177–1200, 2003.
- CTICM. Arcelor Cellular Beams: Detailed Technical Description, 2006.
- DASSAULT SYSTEMES. **ABAQUS user's manual**, version 6.12. Pawtucket, RI: Hibbit, Karlsson & Sorenson; 2012
- DWIGHT, J. B. E WHITE, J. D., Prediction of weld shrinkage stresses in plate structures. Preliminary Report, 2nd **International Colloquium on Stability of Steel Structures**, ECCS-IABSE, Liège, Bélgica, p. 31-37, 1977.
- EARLS, C.J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. **Journal of Constructional Steel Research**, No. 51, p. 147-175, 1999.
- ECCS. Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints (no.33). 1984.
- ELMAHDY, G.M. **Buckling of built-up columns**. Tese (PhD) – University of Windsor, Ontario, Canada, 1997.
- EL-SAWY, K. M.; SWEEDAN, A. M. I.; MARTINI, M. I. Major-axis elastic buckling of axially loaded castellated steel columns. **Thin-Walled Structures**, v.47, p. 1295-304, 2009.
- EUROCODE 3 EN 1993-1-1:2005 - Design of Steel Structures - Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings - Eurocode 3, 2005.
- EUROCODE 3 EN 1993-1-5:2006 - Design of Steel Structures - Part 1-5: Plated Structural Elements - Eurocode 3, 2006.

EUROCODE 3 EN 1993-1-12:2007 - Design of Steel Structures - Part 1-12: Additional Rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700 - Eurocode 3, 2007.

FELDMANN, M. *et al.* LWO+: Design Guide (en). Technical report, 2006.

FERREIRA, F. P. V. **Flambagem Lateral com Torção em Vigas Celulares de Aço por Meio da Modificação da Distribuição das Tensões Residuais**. 2019. Tese (Mestrado) – Universidade Estadual de Maringá, Maringá, 2019.

FOSTER+PARTNERS. Renault Distribution Centre|Gallery|Projects|Foster +Partners, 2013, <http://www.fosterandpartners.com/projects/renault-distribution-centre/gallery/>.

GOMES, C. A. B. **Resistência a compressão de perfis H laminados de abas paralelas**. 2006. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2016.

GRÜNBAUER, J. What makes castellated beams so desirable as a constructional element?; <http://www.grunbauer.nl>, acessado em 2021.

GU, J.; CHENG, S. Shear effect on buckling of cellular columns subjected to axially compressed load. **Thin-Walled Structures**, v. 98, p. 416-420, 2016.

HIBBITT, KARLSSON, SORENSEN. “ABAQUS Theory Manual” , Hibbit, Karlsson e Sorensen, Inc, EUA; 2009.

HOSAIN, M.; SPEIRS, W. Défiencie de poutres métalliques à âme évidée due a la rupture de joints soudés. **Acier-stahl-steel**, v. 36(1), p. 34–40, 1971.

HUANG, Z. *et al.* Local and post-local buckling of fabricated high-strength steel and composite columns. **Thin-Walled Structures**, v. 154, p. 235-249, 2019.

HUBER, A. W.; BEEDLE, L. S. Residual stress and the compressive strength of steel. **Welding Journal**, v. 33, p. 589-614, 1954, Reprint No. 96 (54-3).

KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure Modes for Castellated Beams. **J. Construct. Steel Research**, v. 4, p. 295-315, 1984.

LAWSON, R.; HICKS, S. **Design of composite beams with large web openings (SCI P355)**. SCI (Steel Construction Institute), ISBN 9781859421970, 2011.

LIU X, C. K. F. Experimental investigation into residual stresses of welded H-sections made of Q690 steel materials. **The 14th East Asia-Pacific conference on structural engineering and construction**, p. 559–65, 2016.

MA, T. *et al.* Structural behaviour of slender columns of high strength S690 steel welded H-sections under compression. **Thin-Walled Structures**, v. 157, p. 75-85, 2018.

MC FALLS, R. K.; TALL, L. A study of welded columns manufactured from flama-cut plates. **AWS Welding Journal**, p. 141-153, 1969.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

MINISTRY OF CONSTRUCTION OF THE PEOPLE'S REPUBLIC OF CHINA, GB 50017–2003. Code for design of steel structures. Beijing: China Architecture and Building Press; 2003.

NAGARAJA RAO, N.R.; ESTUAR, F.L.; TALL, L., Residual Stresses in Welded Shapes. **AWS Welding Journal**, p. 295, 1964.

NEVES, P. A. C. **Avaliação do Desempenho Estrutural de Perfis Castelados de Aço Sob Compressão Axial**. 2018. Tese (Mestrado) – Universidade Federal de Viçosa, Minas Gerais, 2018.

PANEDPOJAMAN, P.; SAE-LONG, W.; THEPCHATRI, T. Design of cellular beam-columns about the major axis. **Thin-Walled Structures**, v. 236, 112060, 2021.

PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. Elastic buckling of cellular columns under axial compression. **Thin-Walled Structures**, v. 145, 106434, 2019.

PIMENTA, R. J., **Proposição de uma curva de flambagem para perfis I soldados formados por chapas cortadas a maçarico**. 1997. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1997.

RASMUSSEN, K.J.R.; HANCOCK, G.J. Plate slenderness limits for high strength steel sections. **J Constr Steel Res** 1992;2,3:73-96.

RASMUSSEN, K.J.R.; HANCOCK, G.J. Tests of high strength steel columns. **J Constr Steel Res** 1995;34(1):27-52.

REIS, A.; CAMOTIM, D. **Estabilidade estrutural** - McGraw-Hill; 2000.

RONDAL, J.; MAQUOI, R. Formulations d'Ayrton-Perry pour le flambement des barres métalliques. **Construction Métallique**, v. 4, p. 41–53, 1979.

ROSSI, A. *et al.* The influence of structural and geometric imperfections on the LDB strength of steel-concrete composite beams. **Thin-Walled Structures**, v. 162, 107542, 2021.

ROSSI, A. **Flambagem Lateral com Torção e Distorção da Alma em Vigas de Perfis I Metálicos Duplamente Simétricos**. 2018. Tese (Mestrado) – Universidade Estadual de Maringá, Maringá, 2018.

SAUNDERS, H. Castellated Construction. *IABSE congress report*, 5, 1956.

SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. **J Constr Steel Res** 2015;105:119-28.

SONCK, D. **Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns**. 2014. Tese (PhD) – Universidade de Gante, Bélgica, 2014.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

SPOORENBERG, R.C.; SNIJDER, H.H.; HOENDERKAMP, J.C.F. Experimental investigation of residual stresses in roller bent wide flange steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 66. p. 737-747, 2010.

SWEEDAN, A. M. I.; EL-SAWY, K. M. Elastic local buckling of perforated webs of steel cellular beam-column elements. **Thin-Walled Structures**, v. 67, p. 1115-1127, 2011.

SWEEDAN, A. M. I.; EL-SAWY, K. M.; MARTINI, M. I. Identification of the buckling capacity of axially loaded cellular columns. **Thin-Walled Structures**, v. 47, p. 442-454, 2009.

TIMOSHENKO, S. P.; GERE, J. M. **Theory of elastic stability**. McGraw-Hill Book Company, 2nd edition, 1961.

TRAHAIR, N. Flexural-Torsional buckling behaviour of structures. E & FN Spon, First edition, 1993.

TSAVDARIDIS, K. D.; D'MELLO, C.; HAWES, M. Experimental study of ultra shallow floor beams (USFB) with perforated steel sections. **Nordic Steel**, v. 9, p. 312 – 319, 2009.

TSAVDARIDIS, K. D.; D'MELLO, C. Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67(10), p. 1605-1620, 2011.

VAN IMPE, R. Berekening van Bouwkundige Constructies III. 2010.

VERÍSSIMO, G. S. *et al.* **Estudo de vigas de aço alveolares fabricadas a partir de perfis laminados brasileiros**. Relatório de Pesquisa Projeto TEC-APQ-01429-08, UFV, Viçosa, MG, Brasil, 2010.

VERWEIJ, J. G. **Cellular beam-columns in portal frame structures**. Tese (Mestrado) - Technische Universiteit Delftm, Países Baixos, 2010.

VIEIRA, W.B. **Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma**. 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal de Viçosa. Viçosa - MG, 2011.

WANG, Y.B.; LI, G.Q.; CHEN, S.W.; SUN, F.F. Experimental and numerical study on the behaviour of axially compressed high strength steel columns with H-sections. *Eng Struct* 2012;43:149-59.

WANG, P.; WANG, X.; MA, N. Vertical shear buckling capacity of web-posts in castellated steel beams with fillet corner hexagonal web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 75, p. 315-326, 2014.

WESTOK. Applications/Westok, <http://www.asdwestok.co.uk/Applications>.

WILKINSON, S.; ROODBARAKY, K. The elastic buckling of cellular columns. **Tubular structures VIII**, 1998.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

YUAN, W. B.; KIM, B.; LI, L. Y.. Buckling of axially loaded castellated steel columns. **J Constr Steel Res**, v. 92, p. 40-5, 2014.

YOUNG, B.W., Residual stresses in hot-rolled members, **IABSE reports of the working commissions**. Coll. On Column Strength, Paris, França, 1972.

ZAAROUR, W.; REDWOOD, R. **Web buckling in thin webbed castellated beams**. **Journal of structural engineering**, v. 122, p. 860–866, 1996.

ZHAO, O.; GARDNER, L.; YOUNG, B. Testing and numerical modelling of austenitic stainless steel CHS beam–columns. **Eng Struct**, v. 111, p. 263-274, 2016.

ZIEMIAN, R. D. **Guide to stability design criteria for metal structures**. Sixth Edition. New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2010. 1078p.

APÊNDICE A

RESULTADOS ANÁLISES NUMÉRICAS E MÉTODOS ANALÍTICOS

Neste apêndice serão apresentados os resultados das análises numéricas, assim como dos modelos analíticos propostos segundo EN 1993-1-1:2005 e a ABNT NBR 8800:2008.

APÊNDICE A. RESULTADOS ANÁLISES NUMÉRICAS E MÉTODOS ANALÍTICOS

Table with columns: Análise, ABAQUS (EC3, NBR), Seção de alma cheia (EC3, NBR), Seção "T" (EC3, NBR), Pond. por superfície (EC3, NBR), and Pond. por linha (EC3, NBR). Rows list various analysis codes and their corresponding numerical results.

APÊNDICE A. RESULTADOS ANÁLISES NUMÉRICAS E MÉTODOS ANALÍTICOS

Análise	ABAQUS	Seção de alma cheia				Seção "T"				Pond. por superfície				Pond. por linha			
		EC3		NBR		EC3		NBR		EC3		NBR		EC3		NBR	
		N _{ax} (N)	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)	λ	N _{ax} (N)
S690_IPE600_33000_γH2_γa3_γS3	3343798	3781905	1,42	3733357	1,42	2575993	1,40	3249929	1,41	3396160	1,39	3594702	1,45	3130233	1,38	3489354	1,45
S690_IPE600_44000_γH2_γa1_γS1	2171494	2237594	1,90	2124637	1,89	1757466	1,82	2020804	1,76	2085347	1,85	2087978	1,86	1860874	1,82	2040815	1,79
S690_IPE600_44000_γH2_γa1_γS2	2168770	2237594	1,90	2124637	1,89	1757466	1,82	2020804	1,76	2111502	1,86	2093923	1,87	1928457	1,83	2054408	1,81
S690_IPE600_44000_γH2_γa1_γS3	2180801	2237594	1,90	2124637	1,89	1757466	1,82	2020804	1,76	2130769	1,86	2098381	1,87	1977665	1,83	2064603	1,83
S690_IPE600_44000_γH2_γa2_γS1	2099272	2237594	1,90	2124637	1,89	1703153	1,84	1950762	1,92	2046817	1,85	2052109	1,94	1828200	1,84	1984984	1,94
S690_IPE600_44000_γH2_γa2_γS2	2126420	2237594	1,90	2124637	1,89	1703153	1,84	1950762	1,92	2081035	1,85	2063807	1,94	1905608	1,84	2007508	1,95
S690_IPE600_44000_γH2_γa2_γS3	2138884	2237594	1,90	2124637	1,89	1703153	1,84	1950762	1,92	2107511	1,86	2073165	1,93	1964644	1,84	2025528	1,95
S690_IPE600_44000_γH2_γa3_γS1	1965997	2237594	1,90	2124637	1,89	1626709	1,87	1854711	1,88	1988763	1,84	1993158	1,94	1771868	1,85	1905997	1,91
S690_IPE600_44000_γH2_γa3_γS2	1999883	2237594	1,90	2124637	1,89	1626709	1,87	1854711	1,88	2042376	1,85	2017506	1,93	1877354	1,84	1946486	1,93
S690_IPE600_44000_γH2_γa3_γS3	2017770	2237594	1,90	2124637	1,89	1626709	1,87	1854711	1,88	2072998	1,85	2032115	1,93	1936732	1,84	1970779	1,93

Fonte: Autor (2023)

APÊNDICE B

RESULTADO GRÁFICO - ANÁLISES NUMÉRICAS

Neste apêndice serão apresentados os resultados das análises numéricas graficamente, conforme o fluxograma do estudo paramétrico.

APÊNDICE C. RESULTADO GRÁFICO – ANÁLISES NUMÉRICAS

Figura B.1 – Resultados estudo paramétrico ABAQUS

