



**GONÇALO
CORREIA LOPES**

**Encurvadura lateral em vigas com alma corrugada
em situação de incêndio**



**GONÇALO
CORREIA LOPES**

**Encurvadura lateral em vigas com alma corrugada
em situação de incêndio**

Dissertação apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil, realizada sob a orientação científica do Doutor Paulo Jorge de Melo Matias Faria de Vila Real, Professor Catedrático no Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro e Vice-Reitor da mesma Universidade, e coorientação científica do Doutor Nuno Filipe Ferreira Soares Borges Lopes, Professor Auxiliar, e do Doutor Carlos André Soares Couto, Investigador, ambos do referido departamento.

aos meus pais, Alda e Artur.

o júri

presidente

Prof^a. Doutora Ana Luísa Pinheiro Lomelino Velosa
professora associada no Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro

Prof. Doutor Robertt Angelo Fontes Valente
professor auxiliar no Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro (arguente)

Prof. Doutor Paulo Jorge de Melo Matias Faria de Vila Real
professor catedrático no Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro (orientador)

agradecimentos

Ao Prof. Vila Real, meu orientador, pela sugestão do tema, pela transmissão do seu saber e pela sua mobilizadora e incessante curiosidade.

Ao Prof. Nuno Lopes, meu coorientador, pela importante ajuda prestada, pelas pertinentes sugestões e disponibilidade manifestada.

Ao Doutor Carlos Couto, meu coorientador, pelo incomensurável apoio e dedicação, pelas valiosas sugestões, e pela disponibilidade e ajuda na obtenção dos resultados numéricos, bem como para a compreensão dos fenómenos envolvidos.

Ao Élio Maia, pelo incentivo e partilha de informação.

A todos os meus professores, colegas e funcionários do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro.

Aos professores da *Universitat Politècnica de Catalunya*, em particular ao Prof. Enrique Mirambell Arrizabalaga, pela cooperação e partilha de informação, e a todos os meus colegas e amigos durante o período Erasmus em Barcelona.

À minha família.

Aos meus amigos.

A todos, o meu muito obrigado!

palavras-chave

vigas com alma corrugada, Classe 4, encurvadura, fogo, modelação numérica, Eurocódigo 3.

resumo

A presente dissertação tem como propósito o aumento do conhecimento relativo ao comportamento ao fogo de vigas em I com almas de nervuras trapezoidais ou sinusoidais (almas corrugadas), suscetíveis à ocorrência de fenómenos de instabilidade, em particular de encurvadura lateral.

São conhecidas as vantagens em termos de eficiência e economia de material dos perfis metálicos com alma plana com secção transversal de Classe 4. Uma alternativa que se mostra capaz de potencializar estas vantagens surge na substituição da alma plana por uma alma corrugada de menor espessura. No entanto, a verificação da resistência ao fogo destes elementos carece de fórmulas simplificadas que se adequem à mais-valia proporcionada por este tipo de solução.

O principal objetivo desta dissertação direciona-se ao estudo de metodologias de cálculo para a verificação da resistência ao fogo de vigas metálicas com alma corrugada, com base em estudos numéricos realizados com elementos finitos de casca, com recurso ao programa SAFIR, através de análises material e geometricamente não lineares (GMNIA - *geometrically and material non-linear analysis with imperfections*), e ao programa RUBY + Cast3M para a execução de análises lineares de encurvadura (LBA - *Linear Buckling Analysis*).

Para além da metodologia atual do Eurocódigo 3 para a verificação da resistência ao fogo de elementos de Classe 4, esta tese assenta numa “Nova proposta” de acordo com a qual é demonstrado que aquela metodologia “*subestima a resistência das secções quando constituídas simultaneamente por placas de Classe 4 e de outras classes*”, e onde são propostas novas expressões que consideram a interação entre a encurvadura local e o fenómeno de encurvadura lateral que ocorre nestas vigas.

Paralelamente, é analisada qual a influência que a corrugação da alma tem para a resistência à encurvadura lateral. Esta resistência depende fundamentalmente do momento crítico. Por sua vez, este é fortemente influenciado pelas constantes de torção e de empenamento, as quais não estão bem definidas para vigas com alma corrugada. Neste sentido, inclui-se um método desenvolvido por outros autores para o cálculo do momento crítico elástico para a encurvadura lateral de vigas com alma corrugada.

keywords

beams with corrugated web, Class 4, buckling, fire, numerical modelling, Eurocode 3.

abstract

The present thesis aims to increase the knowledge of the fire behaviour of steel I-shaped girders with (trapezoidally/sinusoidally) corrugated webs, prone to the occurrence of instability phenomena, particularly the lateral-torsional buckling.

The advantages in terms of material efficiency and economy are known for steel members with Class 4 cross-sections. Nevertheless, an alternative that proves to be able to leverage such benefits emerges by replacing the flat web panel by a corrugated one, with a reduced thickness. However, the verification of the fire resistance of these elements lacks simplified formulas upholding the added value provided by this type of solution.

The main objective of this thesis aims to study the structural design rules for the fire stability check of steel girders with corrugated webs, based on a numerical investigation with shell finite elements carried out with the software SAFIR, by performing geometrically and material non-linear analysis with imperfections (GMNIA), and with the software RUBY + Cast3M, by executing linear buckling analysis (LBA).

Apart from Eurocode 3's current methodology for the design of steel members with Class 4 cross-sections in case of fire, this study is based on a "New proposal", according to which it is stated that the previous approach *"underestimates the resistance of the sections when they are built up simultaneously of Class 4 plates and plates of other classes"*, and where new expressions are proposed to account the interaction between local buckling and lateral-torsional buckling that occurs in these beams.

At the same time, it is analysed what is the influence that the corrugated web panel has on the resistance against the lateral-torsional buckling. This resistance depends mainly from the critical buckling moment. In its turn, that value is strongly influenced by the torsion and warping constants, which are not well established for girders with corrugated webs. As such, in this report it is included a method developed by others researchers to calculate the critical buckling moment of corrugated web beams.

ÍNDICE

ÍNDICE DE FIGURAS	XII
ÍNDICE DE QUADROS	XVI
NOMENCLATURA	XVII
LISTA DE ACRÓNIMOS	XXII
1. INTRODUÇÃO	3
1.1. Considerações gerais	3
1.2. Âmbito e objetivos	4
1.3. Estrutura da dissertação.....	5
2. VIGAS COM ALMA CORRUGADA	9
2.1. Considerações gerais	9
2.1.1. Perfis com corrugação trapezoidal	10
2.1.2. Perfis com corrugação sinusoidal.....	11
2.2. Vantagens e desvantagens da corrugação da alma	12
2.3. Aplicações estruturais	15
2.4. Processo de fabrico	16
2.4.1. Corrugação da alma.....	17
2.4.2. Ligação entre a alma e os banzos	19
2.5. Análise do comportamento mecânico em situação de incêndio	21
3. CÁLCULO ESTRUTURAL PARA VIGAS COM ALMA CORRUGADA.....	25
3.1. Conceitos e fundamentos teóricos	25
3.1.1. Encurvadura local.....	26
3.1.2. Encurvadura lateral.....	26
3.1.3. Momento crítico elástico para vigas com alma plana	29
3.1.4. Propostas existentes para o cálculo do momento crítico elástico em vigas com alma corrugada trapezoidalmente.....	31
3.1.4.1. Abordagem segundo Lindner.....	31
3.1.4.2. Abordagem de Lindner modificada	32
3.2. Bases de cálculo para vigas com alma corrugada	33
3.2.1. Momento fletor resistente dos banzos	34
3.2.2. Esforço transversal resistente da alma	39
3.2.2.1. Modelo segundo Leiva.....	41
3.2.2.2. Modelo segundo Lindner	42
3.2.2.3. Modelo segundo Johnson.....	42
3.2.2.4. Modelo combinado	43
3.2.2.5. Modelo segundo a EN 1993-1-5	43
3.2.3. Casos não contemplados na EN 1993-1-5.....	45

3.2.3.1.	Resistência a forças transversais (Patch loading).....	45
3.2.3.2.	Interação esforços transversais–momento fletor.....	46
3.3.	Regras de cálculo da resistência dos elementos à encurvadura lateral à temperatura normal.....	46
3.3.1.	Classificação das secções.....	46
3.3.2.	Secção transversal efetiva.....	48
3.3.3.	Resistência da secção.....	49
3.3.4.	Resistência do elemento sujeito à encurvadura lateral.....	50
3.4.	Regras de cálculo da resistência dos elementos à encurvadura lateral em situação de incêndio.....	54
3.4.1.	Classificação das secções.....	54
3.4.2.	Secção transversal efetiva.....	56
3.4.3.	Resistência da secção.....	57
3.4.4.	Resistência do elemento sujeito à encurvadura lateral.....	58
3.5.	Nova proposta de cálculo em situação de incêndio.....	59
3.5.1.	Nova proposta para o cálculo da largura efetiva a temperaturas elevadas.....	60
3.5.2.	Novas curvas de encurvadura lateral.....	61
3.6.	Síntese.....	63
4.	ANÁLISE NUMÉRICA PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS.....	67
4.1.	Considerações gerais.....	67
4.2.	Aspetos regulamentares.....	67
4.2.1.	Programas de cálculo utilizados (<i>softwares</i>).....	68
4.2.1.1.	Descrição geral do programa SAFIR.....	68
4.2.1.2.	Descrição geral do programa RUBY + Cast3M.....	69
4.2.2.	Modelação dos elementos estruturais.....	70
4.2.3.	Condições de fronteira dos elementos estruturais.....	76
4.2.4.	Imperfeições.....	78
4.2.4.1.	Imperfeições geométricas.....	78
4.2.4.2.	Tensões Residuais.....	79
4.2.5.	Modelação das propriedades dos materiais.....	84
4.2.6.	Modelação das cargas.....	85
4.3.	Escolha e propriedades das secções transversais.....	87
5.	ESTUDO PARAMÉTRICO.....	97
5.1.	Considerações iniciais.....	97
5.1.1.	Obtenção dos resultados numéricos.....	98
5.1.1.1.	Momento crítico elástico.....	98
5.1.1.2.	Momento fletor resistente.....	99
5.1.1.3.	Momento fletor resistente à encurvadura lateral.....	99
5.1.2.	Processamento dos resultados numéricos.....	100
5.1.2.1.	Esbelteza adimensional.....	100
5.1.2.2.	Fator de redução para a encurvadura lateral.....	101

5.1.3. Métodos para a representação gráfica dos resultados	101
5.1.3.1. Gráficos de Mb,Rd em função de L	102
5.1.3.2. Gráficos de Mb,Rd em função de λ LT	103
5.1.3.3. Gráficos de χ LT em função de λ LT.....	104
5.2. Comparação dos resultados numéricos com as curvas analíticas.....	105
5.2.1. Gráficos de Mb,Rd em função de L.....	105
5.2.2. Gráficos de Mb,Rd em função de λ LT	108
5.2.3. Gráficos de χ LT em função de λ LT	109
5.3. Influência da corrugação da alma	110
5.3.1. Influência da corrugação da alma no valor do momento crítico	111
5.3.1.1. Avaliação das propostas de Lindner e de Larsson e Persson.....	113
5.3.1.2. Proposta para a inclusão da corrugação sinusoidal na “Abordagem de Lindner modificada”	118
5.4. Influência das imperfeições locais na resistência da secção	119
5.5. Influência das tensões residuais na resistência do elemento à encurvadura lateral.....	125
5.6. Influência do tipo de carregamento	126
6. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	135
6.1. Conclusões	135
6.2. Sugestões para desenvolvimentos futuros	137
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	141
ANEXO A.....	A-3
A.1. Dimensões e características de perfis comerciais com alma corrugada	A-3
A.2. Exemplos de aplicação	A-4
A.2.1. Exemplo 1 – <i>Resistência ao corte</i>	A-4
A.2.2. Exemplo 2 – <i>Momento fletor resistente</i>	A-7

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1 – Componentes constituintes de dois perfis com alma corrugada com corrugação sinusoidal (à esquerda) e trapezoidal (à direita)	9
Figura 2.2 – <i>Pont de Cognac</i> (França) (Forquet, G. – Sétra).....	10
Figura 2.3 – Possíveis modos de encurvadura com almas corrugadas trapezoidalmente (Hamilton, 1993 <i>apud</i> Wang, 2003).....	11
Figura 2.4 – Esquema da resistência horizontal de uma chapa corrugada (CPI, 2010).....	12
Figura 2.5 – Esquema ilustrado da resistência vertical de uma chapa corrugada (CPI, 2010)	13
Figura 2.6 – Resistência longitudinal da alma corrugada (Hoop, 2003 <i>apud</i> Resende, 2006)	15
Figura 2.7 – Exemplos da utilização de perfis com alma corrugada (Zeman & Co., 2000).....	15
Figura 2.8 – Tabuleiros de ponte de secção em caixão com alma corrugada (HERA).....	16
Figura 2.9 – Geometria de dois tipos de nervuras em almas (Buerra Surribas, 2010).....	17
Figura 2.10 – Desbobinador hidráulico (Marcon <i>et al.</i> , 2011).....	18
Figura 2.11 – Retificação e corte das chapas (Marcon <i>et al.</i> , 2011) ³	18
Figura 2.12 – Corrugação das chapas (Marcon <i>et al.</i> , 2011) ³	18
Figura 2.13 – Processo de produção automatizado (Zeman & Co., 2000)	19
Figura 2.14 – Ligação soldada em perfis com alma plana (Marcon <i>et al.</i> , 2011) ³	19
Figura 2.15 – Detalhe da ligação soldada numa viga corrugada sinusoidalmente (Gonzaga, 2008).....	20
Figura 2.16 – Ligação soldada em perfis com alma corrugada (Marcon <i>et al.</i> , 2011) ³	20
Figura 3.1 – Curva do modo de instabilidade de duas vigas com alma plana (secções: 460×4+150×7, em cima e 460×3+150×4, em baixo) (adaptado de Lopes e Vila Real, 2014).....	25
Figura 3.2 – Encurvadura lateral numa viga com secção em I duplamente simétrica submetida a momento fletor constante (Larsson e Persson, 2013).....	27
Figura 3.3 – Esquema das curvas de encurvadura – coeficiente de redução devido à encurvadura lateral em função da esbelteza do elemento estrutural (Larsson e Persson, 2013).....	28
Figura 3.4 – Influência típica da tensão residual (σ_r) no diagrama tensão-deformação (adaptado de Chodraui, 2006)	29
Figura 3.5 - Analogia entre treliça e viga com alma corrugada (Souza, 2006).....	33
Figura 3.6 – Notações geométricas para vigas metálicas com alma corrugada segundo a EN1993-1-5 (CEN 2012).....	36
Figura 3.7 – Esquema para o cálculo dos momentos fletores transversais num banzo devidos à alma corrugada (Johansson, 2007; CEN 2012).....	37
Figura 3.8 – Notações relativas à geometria do banzo.....	37
Figura 3.9 – Coeficientes de redução segundo a EN 1993-1-5 (Johansson, 2007).....	44
Figura 3.10 - Resultados do ensaio de acordo com o modelo da EN 1993-1-5 (Johansson, 2007).....	44

Figura 3.11 – Fatores de redução dos resultados do ensaio de acordo com o modelo da EN 1993-1-5 (Johansson, 2007).....	45
Figura 3.12 – Comportamento de secções à flexão (Couto, 2015).....	47
Figura 3.13 – Viga com alma plana simplesmente apoiada com momentos nas extremidades (Vila Real, 2003)	50
Figura 3.14 – Esquema das secções transversais consideradas para o cálculo de diferentes grandezas	52
Figura 3.15 – Fatores de redução para as propriedades mecânicas do aço carbono a temperaturas elevadas de acordo com a EN 1993-1-2 (Couto, 2015)	56
Figura 3.16 – Lei material do aço carbono a temperaturas elevadas de acordo com a EN 1993-1-2 (Franssen e Vila Real, 2010).....	57
Figura 3.17 – Curvas de encurvadura segundo a proposta de Couto (2015) para duas secções de vigas esbeltas a temperaturas elevadas (aços S355 e S275).....	62
Figura 3.18 – Esquema das secções transversais (com banzos de Classe ≥ 3) consideradas para o cálculo de diferentes grandezas com base na “Nova proposta” de Couto (2015).....	63
Figura 4.1 – Definição da geometria e dos eixos locais de um elemento de casca (Franssen, Kodur e Mason, 2002)	71
Figura 4.2 – Ilustração da sobreposição de material na conexão entre a alma e o banzo nos modelos numéricos	71
Figura 4.3 – Modelo numérico adotado (à esquerda) para as vigas com alma plana com as respetivas condições de apoio (ampliado)	73
Figura 4.4 – Modelo numérico adotado (à esquerda) para a corrugação trapezoidal com as respetivas condições de apoio (ampliado)	74
Figura 4.5 – Modelo numérico adotado (em cima) para a corrugação sinusoidal com as condições de apoio (ampliadas) para os três diferentes graus de refinamento da malha.....	75
Figura 4.6 – Viga com alma plana simplesmente apoiada (Vila Real, 2003)	77
Figura 4.7 – Esquema da modelação das restrições nos modelos numéricos de vigas contraventadas com almas plana, corrugada sinusoidalmente e corrugada trapezoidalmente.....	77
Figura 4.8 – Primeiro modo de encurvadura global para modelos de vigas (com vão de 5 m) com almas plana, corrugada sinusoidalmente e corrugada trapezoidalmente.....	78
Figura 4.9 – Padrões típicos de tensões residuais (+ indica tração e – compressão) (Brockenbrough e Merrit, 2006).....	80
Figura 4.10 – Padrões de tensões residuais utilizados nos modelos numéricos de perfis soldados analisados (T – tração; C – compressão)	82
Figura 4.11 – Variação do padrão de tensões residuais adotado ao longo de uma viga com alma corrugada.....	83
Figura 4.12 – Padrões de distribuição das tensões residuais adotados por outros autores. .	84
Figura 4.13 – Esquema da modelação das cargas nos modelos numéricos de vigas sujeitas aos diagramas de momentos correspondentes a: $\psi=1$, $\psi=0$ e $\psi=-1$ (da esquerda para a direita).....	85

Figura 4.14 – Pormenor da configuração dos elementos e da modelação das cargas (setas a azul) na extremidade esquerda de vigas com os três formatos possíveis para a alma....	86
Figura 4.15 – Curvas analíticas possíveis de obter para as vigas do Caso 2 submetidas a flexão pura ($\psi=1$)	92
Figura 5.1 – Comparação entre os resultados numéricos de $M_b, R_d \text{SAFIR}$ em função de L com as curvas analíticas consideradas ($\psi=1$)	105
Figura 5.2 – Comparação entre os resultados numéricos e as metodologias analíticas consideradas (para o casos Plana_2 e TRAP_2) à temperatura de 500°C	106
Figura 5.3 – Precisão da curva analítica obtida para vigas com alma plana segundo o Eurocódigo 3 em comparação com os resultados numéricos de $M_b, R_d \text{SAFIR}$ ($\psi=1$)	107
Figura 5.4 – Comparação entre os resultados numéricos de $M_b, R_d \text{SAFIR}$ em função de $\lambda L T_{\text{num}}$ com as curvas analíticas consideradas ($\psi=1$)	108
Figura 5.5 – Comparação entre os resultados numéricos de $\chi L T_{\text{num}}$ em função de $\lambda L T_{\text{num}}$ com as curvas analíticas consideradas ($\psi=1$)	109
Figura 5.6 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos ($\psi=1$)	111
Figura 5.7 – Comparação dos resultados numéricos do momento crítico com as curvas analíticas das equações (3.46a) e (3.46b)	112
Figura 5.8 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos do momento crítico	112
Figura 5.9 – Influência da constante de empenamento no cálculo do momento crítico ...	114
Figura 5.10 – Influência da constante de torção no cálculo do momento crítico	115
Figura 5.11 – Comparação entre os resultados numéricos do momento crítico (para o caso TRAP_2) e os analíticos (segundo as equações (3.8) e (3.2))	116
Figura 5.12 – Influência da alteração do fator 8 para 13 na expressão (3.5a) para o traçado da curva do momento crítico segundo a “Abordagem de Lindner modificada”	116
Figura 5.13 – Sobreposição dos resultados de $M_{cr} \text{RUBY}$ com $M_b, R_d \text{SAFIR}$	117
Figura 5.14 – Esquematização da proposta simplificada para a conversão do formato de corrugação sinusoidal em trapezoidal	118
Figura 5.15 – Traçado da curva de $M_{cr}(L)$ segundo a “Abordagem de Lindner modificada”	119
Figura 5.16 – Influência das imperfeições na resistência da secção (para as vigas do Caso 2 à temperatura normal)	120
Figura 5.17 – Comparação entre os resultados numéricos sem e com imperfeições (para as vigas do Caso 2)	121
Figura 5.18 – Primeiros modos de encurvadura para os modelos contraventados das vigas Plana_2, SIN_2 e TRAP_2 (com 5 m)	122
Figura 5.19 - Primeiros modos de encurvadura para dois modelos contraventados da viga TRAP_2 com 7,5 e 5 m de comprimento	123
Figura 5.20 – Primeiro modo de encurvadura para o modelo contraventado da viga SIN_2 (com 5 m)	123
Figura 5.21 – Influência das tensões residuais na resistência à encurvadura lateral (para as vigas dos Casos 1 e 2)	126

Figura 5.22 – Diagrama do momento fletor considerado e respetivo valor de ψ	127
Figura 5.23 – Resultados numéricos para $\psi=0$	128
Figura 5.24 – Resultados numéricos para $\psi=-1$	128
Figura 5.25 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos para $\psi=0$ e $\psi=-1$ à temperatura normal.....	129
Figura 5.26 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos para $\psi=0$ e $\psi=-1$ a temperatura elevadas	130
Figura A. 1 – Resultados numéricos obtidos para as vigas do Caso 1 à temperatura normal	7
Figura A. 2 – Diagramas de esforço transversal e de momento fletor atuantes (GLP, 2010)	7

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 3.1 – Valores para os fatores f e m (GLP, 2010).....	35
Quadro 3.2 – Limites da relação (c/t) para os elementos planos à temperatura normal	47
Quadro 3.3 – Elementos comprimidos interiores e em consola da Classe 4 (adaptado de CEN, 2006; Zeman & Co., 2000).....	49
Quadro 3.4 – Comparação entre os procedimentos de cálculo, à temperatura normal, para a obtenção dos valores dos momentos fletores resistentes à encurvadura lateral para vigas com alma plana e com alma corrugada	53
Quadro 3.5 – Fatores de redução do aço carbono segundo os Quadros 3.1 e E.1 da EN 1993-1-2 (CEN, 2010), e de acordo com a “Nova proposta” (Couto, 2015) do §3.5	55
Quadro 3.6 – Comparação entre os procedimentos de cálculo, em situação de incêndio, para a obtenção dos valores dos momentos fletores resistentes à encurvadura lateral para vigas com alma plana e com alma corrugada	58
Quadro 3.7 – Parâmetros para a obtenção das curvas de encurvadura segundo a proposta de Couto (2015) para vigas esbeltas.....	61
Quadro 3.8 – Síntese das metodologias para o cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral em elementos não restringidos lateralmente	63
Quadro 4.1 – Propriedades do aço estrutural das secções transversais	84
Quadro 4.2 – Casos considerados no estudo numérico	87
Quadro 4.3 – Geometria da corrugação adotada nos dos perfis estudados, de acordo com as notações geométricas para vigas com alma corrugada da EN 1993-1-5 (CEN 2012) ...	88
Quadro 4.4 – Propriedades das secções transversais para vigas com alma corrugada.....	89
Quadro 4.5 – Propriedades das secções transversais calculadas para os casos analisados .	90
Quadro 4.6 – Valores de cálculo do momento fletor resistente das secções adotadas segundo as metodologias consideradas	91
Quadro 5.1 – Nomenclatura usada para a designação do momento resistente da secção transversal.....	99
Quadro 5.2 – Nomenclatura usada para a designação do momento resistente à encurvadura lateral	100
Quadro 5.3 – Comparação entre os valores numéricos e analíticos da resistência da secção	125
Quadro 5.4 – Acréscimos dos momentos resistentes à encurvadura lateral de vigas com alma corrugada em relação aos obtidos para vigas com alma plana (valores médios)	131

NOMENCLATURA

Letras maiúsculas latinas

A_{eff}	Área efetiva da secção transversal
A_{f1}	Área do banzo comprimido
C_1, C_2, C_3	Coefficientes dependentes da forma do diagrama de momentos fletores e condições de apoio
E	Módulo de elasticidade do aço
E_a	Módulo de elasticidade do aço à temperatura normal
$E_{a,\theta}$	Inclinação da recta que representa o domínio elástico para o aço a temperaturas elevadas θ_a
G	Módulo de distorção
I	Momento de inércia da secção transversal em relação ao eixo neutro
$I_{eff,y}$	Momento de inércia da secção transversal efetiva em relação ao eixo y
I_t	Constante de torção uniforme
I_w	Constante de empenamento
I_y	Momento de inércia da secção transversal em relação ao eixo y
$I_{z,y}$	Momento de inércia dos banzos em relação ao eixo y
I_z	Momento de inércia da secção transversal em relação ao eixo z ; momento de inércia de uma nervura de comprimento w
$I_{z,f}$	Momento de inércia dos banzos em relação ao eixo z
$I_{z,f1}$	Momento de inércia do banzo superior em relação ao eixo z
I_{fz}	Momento de inércia do banzo comprimido em relação ao eixo z
L	Comprimento de um elemento
L_E	Comprimento de encurvadura
$M_{b,fi,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral em situação de incêndio
$M_{b,fi,Rd}^{new}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral em situação de incêndio de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015)
$M_{b,fi,\theta,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral no instante t de uma secção com temperatura uniforme θ_a
$M_{b,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral
$M_{b,Rd}^{SAFIR}$	Resultado numérico do momento fletor resistente à encurvadura lateral
$M_{b,Rd,\theta}^{SAFIR}$	Resultado numérico do momento fletor resistente à encurvadura lateral em situação de incêndio
$M_{c,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente em relação a um eixo principal de uma secção transversal
$M_{c,Rd}^{SAFIR}$	Resultado numérico do momento fletor resistente
$M_{c,Rd,\theta}^{SAFIR}$	Resultado numérico do momento fletor resistente em situação de incêndio
M_{cr}	Momento crítico elástico de encurvadura lateral

$M_{cr,\theta}$	Momento crítico elástico de encurvadura lateral em situação de incêndio
M_{cr}^{RUBY}	Resultado numérico do momento crítico elástico de encurvadura lateral
$M_{cr,\theta}^{RUBY}$	Resultado numérico do momento crítico elástico de encurvadura lateral em situação de incêndio
M_{Ed}	Valor de cálculo do momento fletor atuante
$M_{eff,fi,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente de uma secção transversal efetiva em situação de incêndio
$M_{eff,fi,Rd}^{new}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente de uma secção transversal efetiva de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015) em situação de incêndio
$M_{eff,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente de uma secção transversal efetiva
$M_{f,b,fi,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente dos banzos à encurvadura lateral em situação de incêndio
$M_{f,b,fi,Rd}^{new}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente dos banzos à encurvadura lateral em situação de incêndio de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015)
$M_{f,b,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente dos banzos à encurvadura lateral
$M_{f,eff,fi,Rd}^{new}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente dos banzos em situação de incêndio de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015)
$M_{f,el,fi,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente elástico dos banzos em situação de incêndio
$M_{f,el,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente elástico dos banzos
$M_{f,pl,fi,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente plástico dos banzos em situação de incêndio
$M_{f,pl,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente plástico dos banzos
$M_{f,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente (plástico ou elástico) dos banzos para vigas com alma corrugada
$M_{fi,Ed}$	Valor de cálculo do momento fletor atuante
$M_{fi,\theta,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente no instante t de uma secção com temperatura uniforme θ_a
$M_{y,Rd}$	Valor de cálculo do momento fletor resistente (plástico dos banzos) para vigas com alma corrugada ($M_{f,Rd} = M_{y,Rd}$)
M_z	Momento transversal resultante do fluxo de corte nos banzos
N_{cr}	Carga crítica elástica de encurvadura por flexão (carga crítica de Euler)
N_{Rd}	Valor de cálculo do esforço axial resistente
$W_{eff,y}$	Módulo de flexão elástico de uma secção transversal efetiva segundo y
$W_{eff,y}^{new}$	Módulo de flexão elástico de uma secção transversal efetiva de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015) segundo y
$W_{el,y}$	Módulo de flexão elástico de uma secção transversal segundo y
$W_{pl,y}$	Módulo de flexão plástico de uma secção transversal segundo y

$W_{f,eff,y}^{new}$	Módulo de flexão elástico da área efetiva dos banzos de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015) segundo y
$W_{f,el,y}$	Módulo de flexão elástico dos banzos segundo y
$W_{f,pl,y}$	Módulo de flexão plástico dos banzos segundo y

Letras minúsculas latinas

a	Dimensão $a = a_1 + 2a_4$
a_1	Largura dos painéis longitudinais das nervuras trapezoidais
a_2	Largura dos painéis diagonais das nervuras trapezoidais
a_3	Amplitude das nervuras trapezoidais ou sinusoidais
a_4	Largura a_2 Projetada no eixo longitudinal
b	Largura dos banzos; maior largura entre o bordo do cordão de soldadura e o bordo livre da placa
\bar{b}	Largura livre do elemento
b_1	Largura do banzo comprimido ($b_1 = b$ para secções duplamente simétricas)
b_2	Largura do banzo tracionado ($b_2 = b$ para secções duplamente simétricas)
b_{eff}	Largura efetiva do banzo comprimido
$f_{0,2p,\theta}$	Tensão limite convencional de proporcionalidade, referida à tensão de cedência a 20°C
f_T	Fator de redução para a nervuras trapezoidais
$f_{y,\theta}$	Tensão de cedência efetiva do aço a temperaturas elevadas θ_a
f_y	Tensão de cedência a 20 °C
f_{yf}	Tensão de cedência efetiva dos banzos
f_{yf}	Valor reduzido da tensão de cedência devido aos momentos transversais que atuam nos banzos
f_{yw}	Tensão de cedência efetiva da alma
h	Altura da secção transversal
h_m	Distância entre os centros de gravidade dos banzos
h_w	Atura livre da alma entre os banzos
$k_{0,2p,\theta}$	Fator de redução para o valor de cálculo da tensão de cedência do aço para secções da Classe 4
$k_{0,2p,\theta,com}$	Fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido $\theta_{a,com}$ atingida no instante t
$k_{E,\theta}$	Fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura do aço θ_a Atingida no instante t
$k_{y,\theta}$	Fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura atingida no instante t
k_w	Fator de comprimento efetivo referente à resistência ao empenamento nas secções extremas
k_z	Fator de comprimento efetivo referente a rotações nas secções extremas,

	em torno do eixo de menor inércia z
k_σ	Coefficiente de encurvadura local
s	Perímetro de meia-onda
t	Espessura dos banzos
t_1	Espessura do banzo superior ($t_1 = t$ para secções duplamente simétricas)
t_2	Espessura do banzo inferior ($t_2 = t$ para secções duplamente simétricas)
t_w	Espessura da alma
w	Comprimento de meia-onda
z_g, z_j	Parâmetro

Letras maiúsculas gregas

Δ	Valor da amplitude definida no RUBY
----------	-------------------------------------

Letras minúsculas gregas

α	Fator de imperfeição relativo a encurvadura por flexão; ângulo formado entre os painéis diagonais das nervuras trapezoidais e o eixo longitudinal
α_{LT}	Fator de imperfeição relativo a encurvadura lateral
α_{LT}^{new}	Fator de imperfeição relativo a encurvadura lateral de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015)
γ_{M0}	Fator parcial de segurança da resistência das secções transversais ($\gamma_{M0} = 1,0$)
γ_{M1}	Fator parcial de segurança da resistência do elemento a fenómenos de instabilidade ($\gamma_{M1} = 1,0$)
$\gamma_{M,fi}$	Fator parcial de segurança para o material em situação de incêndio ($\gamma_{M,fi} = 1,0$)
ε	Extensão
ε_θ	Extensão a altas temperaturas
θ	Temperatura
θ_a	Temperatura do aço (°C)
$\bar{\lambda}$	Coefficiente de esbelteza normalizada para a encurvadura por flexão
$\bar{\lambda}_\theta$	Coefficiente de esbelteza normalizada para a encurvadura por flexão em situação de incêndio
$\bar{\lambda}_{LT}$	Coefficiente de esbelteza normalizada relativo a encurvadura lateral
$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$	Coefficiente de esbelteza normalizada relativo a encurvadura lateral em situação de incêndio
$\bar{\lambda}_{LT}^{num}$	Coefficiente de esbelteza normalizada relativo a encurvadura lateral obtido numericamente
$\bar{\lambda}_{LT,\theta}^{num}$	Coefficiente de esbelteza normalizada relativo a encurvadura lateral obtido numericamente em situação de incêndio
$\bar{\lambda}_p$	Esbelteza adimensional do elemento plano comprimido
ρ	Coefficiente de redução para a encurvadura de placa

ρ_a	Massa volúmica do aço
$\sigma_x(M_z)$	Tensão devida ao momento transversal que atua no banzo
ν	Coefficiente de Poisson
ν_i, ν_s	Distância no eixo y entre o centro de gravidade da secção transversal reduzida e a fibra extrema inferior/superior
Φ	Parâmetro para determinar o coeficiente de redução χ
Φ_θ	Parâmetro para determinar o coeficiente de redução χ_{fi}
Φ_{LT}	Parâmetro para determinar o coeficiente de redução χ_{LT}
$\Phi_{LT,\theta,com}$	Parâmetro para determinar o coeficiente de redução $\chi_{LT,fi}$
$\Phi_{LT,\theta}^{new}$	Parâmetro para determinar o coeficiente de redução $\chi_{LT,fi}$ de acordo a “Nova proposta” (Couto, 2015)
χ	Fator de redução para a encurvadura por flexão
χ_{fi}	Fator de redução para a encurvadura por flexão em situação de incêndio
χ_{LT}	Fator de redução para a encurvadura lateral
$\chi_{LT,fi}$	Fator de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio
χ_{LT}^{num}	Fator de redução para a encurvadura lateral obtido numericamente
$\chi_{LT,fi}^{num}$	Fator de redução para a encurvadura lateral obtido numericamente em situação de incêndio
ψ	Relação entre os momentos que atuam nas extremidades de um elemento

LISTA DE ACRÓNIMOS

CEN	Comité Europeu de Normalização
EC3	Eurocódigo 3
EN	Norma Europeia
EN 1993-1-1 (ou EC3-1-1)	Parte 1-1 do Eurocódigo 3
EN 1993-1-2 (ou EC3-1-2)	Parte 1-2 do Eurocódigo 3
EN 1993-1-5 (ou EC3-1-5)	Parte 1-5 do Eurocódigo 3
MEF	Método dos Elementos Finitos

Capítulo 1

Introdução

1. INTRODUÇÃO

1.1. Considerações gerais

1.2. Âmbito e objetivos

1.3. Estrutura da dissertação

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS

Nos perfis metálicos tradicionais com secções em I (em vigas) ou H (em pilares), a alma representa cerca de 30 a 40% da massa total daqueles elementos (Zhang *et al.*, 2000a). Nas vigas, a sua função principal é a resistência ao esforço transversal, cumprindo a sua função mesmo com espessuras bastante reduzidas. Neste sentido, e com vista à rentabilização do material, procura-se que a maior parte da área da secção seja usada nos banzos, uma vez que serão estes que resistirão às principais solicitações externas. Contudo, ao reduzir-se a espessura da alma, esta pode ficar vulnerável aos fenómenos de encurvadura provocados por esforço transversal, flexão e/ou esforços de compressão (Zhang *et al.*, 2000b; Elamary, 2008).

Com o objetivo de aumentar a estabilidade estrutural da alma e de economizar material, em detrimento dos perfis convencionais com secção transversal de Classe 4, podem ser usadas vigas com almas corrugadas, cujo uso na construção de estruturas (na sua maioria de um único piso e de tipologia industrial/comercial), tem vindo a aumentar consideravelmente ao longo dos últimos anos (Pasternak e Kubieniec, 2010).

Devido à reduzida espessura da alma – na ordem dos 2 ou 3 mm – as vigas com alma corrugada traduzem uma redução significativa do peso próprio, quando comparadas com perfis laminados a quente, ou com secções soldadas em I.

Graças à corrugação, a rotura da alma devida aos fenómenos da encurvadura é prevenida, reduzindo ou eliminando o recurso a reforços transversais (Khalid *et al.*, 2004).

Os primeiros estudos realizados no âmbito de vigas com alma corrugada foram levados a cabo em 1969 por Easley e McFarland (Yi *et al.*, 2008). Desde então, foram realizados vários estudos numéricos e experimentais relativos ao tema da encurvadura e da capacidade resistente destes elementos (particularmente com nervuras trapezoidais) por Elgaaly *et al.* (1996, 1998, 2006) e Abbas *et al.* (2002) nos EUA, por El-Metwally (1998) e Sayed-Ahmed (2001) no Canadá, por Cafolla (1995) no Reino Unido, por Lindner e Aschinger (1988, 1992) na Alemanha, por Luo e Edlund (1996) na Suécia, e por Yoda *et al.* (1994) e Yamazaki (2001) no Japão. Gil *et al.* (2004, 2005) e Yi *et al.* (2003) dedicaram-se ao estudo das características geométricas das almas corrugadas.

De acordo com vários autores, este tipo de elementos representam uma solução vantajosa, em termos mecânicos, em situação de incêndio (Elamary, 2008; Buerra Surribas, 2010; Wald *et al.*, 2010), defendendo, porém, que futuros estudos deverão ser realizados no sentido de se desenvolverem métodos de cálculo mais apropriados. Ainda assim, Resende (2006) e Calenzani (2008) presumem que o seu comportamento em situação de incêndio poderá ser pior, devido a um aquecimento mais rápido da viga, dada a reduzida espessura da alma (Camargo, 2010).

Por se tratar de um tipo de viga relativamente recente, não existe ainda muita informação referente a ensaios experimentais que permita prever o seu comportamento sob certas condições. No caso do dimensionamento em situação de incêndio, são tão raros os testes realizados com este tipo de vigas, que ainda não se redigiram quaisquer normas a partir dos resultados obtidos (Buerra Surribas, 2010), não sendo claro se é possível aplicar as fórmulas a frio, tendo em conta o efeito da temperatura na redução da resistência e da rigidez do aço.

Nos últimos anos, devido ao custo elevado dos estudos experimentais da resistência ao fogo, e à limitação do tamanho dos fornos necessários para análise de estruturas completas, têm sido realizados alguns estudos baseados em simulações numéricas, especialmente através do Método dos Elementos Finitos. A título de exemplo, Buerra Surribas (2010) efetuou uma análise comparativa de dois ensaios de carga, em situação de incêndio, recentemente realizados: um em Linz, na Áustria (2007), num forno de ensaios (Buerra Surribas, 2010); e outro em Mokrsko, na República Checa (Wald *et al.*, 2010), à escala real. Este estudo será sumariamente descrito no §2.5.

É neste contexto que se enquadra o tema da presente dissertação, direcionada ao estudo numérico do comportamento de vigas com alma corrugada em situação de incêndio, sujeitas à ocorrência de encurvadura lateral, a fim de se realizar uma análise paramétrica para a avaliação da influência de alguns fatores na resistência daqueles elementos e de se averiguar quais as vantagens que advêm da sua opção.

1.2. ÂMBITO E OBJETIVOS

O objetivo principal desta dissertação é realizar uma análise paramétrica da modelação numérica do comportamento de vigas em aço com a alma (de Classe 4) corrugada (sinusoidalmente e trapezoidalmente), particularmente no que concerne à resistência

mecânica destes elementos quando sujeitos a elevadas temperaturas. Para tal, a metodologia utilizada consiste na comparação dos resultados analíticos, que se obtêm usando as normas em vigor para a temperatura normal, devidamente adaptadas para a situação de incêndio, com os resultados decorrentes de simulações numéricas, recorrendo a programas de elementos finitos, com o propósito de analisar eventuais discrepâncias que possam aparecer.

Paralelamente, para efeitos de comparação e de validação dos resultados numéricos, será efetuada a mesma análise para modelos de vigas com alma plana, com secção transversal correspondente (ver Quadro 4.2). Como tal, as secções transversais dos elementos estruturais estudados neste trabalho serão dotadas de uma elevada esbelteza, relacionada com a espessura reduzida dos elementos constituintes da secção transversal, particularmente da alma, que será sempre de Classe 4 (*i.e.* relação largura-espessura: $c/t > 124\varepsilon$).

A referida modelação numérica será realizada utilizando elementos finitos de casca com recurso ao programa SAFIR (Franssen, 2005; Franssen, 2011) – que é um código de elementos finitos para análise não linear geométrica e material, vocacionado para a análise de estruturas sujeitas à ação do fogo –, em associação com a utilização do programa RUBY + Cast3M (Couto *et al.*, 2013), para a execução de análises lineares de encurvadura dos modelos SAFIR, com vista a obtenção dos momentos críticos elásticos e dos modos de encurvadura.

Com base nos resultados numéricos obtidos, far-se-á a sua comparação com os resultados possíveis de obter analiticamente, quer para vigas com alma plana, segundo o Eurocódigo 3 (EN 1993-1-5), quer para vigas com alma corrugada, segundo o Anexo D da mesma norma, ou de acordo com os procedimentos recomendados por fabricantes de vigas com alma corrugada, ou ainda, com base em metodologias propostas por outros autores.

1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

Com o propósito de se atingirem os objetivos mencionados, o presente documento está dividido conforme a seguir se descreve.

No Capítulo 2 é apresentado o elemento estrutural – viga com alma corrugada –. Para além de um breve enquadramento histórico e da referência das vantagens que justificam a corrugação da chapa que constitui a alma, são exibidos alguns exemplos das suas

aplicações estruturais; é explicado o processo de fabrico; e são descritos dois ensaios ao fogo realizados para estes elementos.

No Capítulo 3 expõe-se uma visão geral das teorias e metodologias usadas para o cálculo estrutural, quer segundo o Eurocódigo 3, quer segundo propostas (subsequentes à publicação do mesmo) desenvolvidas por outros autores, designadamente para o cálculo do momento crítico elástico de vigas com alma corrugada – “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013) – e, para o cálculo da resistência da secção transversal em elementos metálicos com secção transversal de Classe 4, em situação de incêndio – “Nova proposta” (Couto, 2015) –.

O Capítulo 4 é dedicado à modelação numérica dos elementos analisados, onde se faz uma breve descrição dos *softwares* utilizados e são pormenorizados os demais aspetos relativos à definição dos modelos numéricos criados, bem como se apresentam as propriedades das secções escolhidas.

No Capítulo 5 é apresentado o estudo paramétrico levado a cabo, acompanhado da respetiva discussão dos resultados obtidos numericamente, tendo como referência as metodologias apresentadas no Capítulo 3, com vista à avaliação da precisão das metodologias propostas para o cálculo da resistência última de perfis com alma corrugada a elevadas temperaturas. Neste capítulo é ainda incluída uma proposta simplificada para a determinação do momento crítico elástico de vigas com corrugação sinusoidal, com base na “Abordagem de Lindner modificada”.

No Capítulo 6 referem-se as principais conclusões a retirar do trabalho levado a cabo no âmbito da presente dissertação, bem como se elencam algumas questões, às quais se considera que deverão ser alvo de estudos futuros.

Adicionalmente, no Anexo A.1 são exibidas algumas características de dois perfis comerciais com alma corrugada, e no Anexo A.2 incluem-se dois exemplos de aplicação das regras de cálculo que constam no Capítulo 3.

Capítulo 2

Vigas com alma corrugada

2. VIGAS COM ALMA CORRUGADA

2.1. Considerações gerais

2.1.1. Perfis com corrugação trapezoidal

2.1.2. Perfis com corrugação sinusoidal

2.2. Vantagens e desvantagens da corrugação da alma

2.3. Aplicações estruturais

2.4. Processo de fabrico

2.4.1. Corrugação da alma

2.4.2. Ligação entre a alma e os banzos

2.5. Análise do comportamento mecânico em situação de incêndio

2. VIGAS COM ALMA CORRUGADA

2.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS

Com a utilização de perfis soldados em I é possível conceber elementos estruturais mais esbeltos e, conseqüentemente, mais leves. Contudo, com o aumento da altura da alma, a instabilidade desta aumenta. Para solucionar este problema, recorre-se geralmente à aplicação de reforços transversais, tendo como consequência um aumento considerável do custo de fabrico do elemento. É, com efeito, compreensível que o principal problema, ou se preferirmos, desafio, na utilização de perfis metálicos em I, relaciona-se com a sua utilização para vencer grandes vãos, podendo levar a resultados antieconómicos (Carvalho, 2010). Uma alternativa aos perfis convencionais (com alma plana), para solucionar este problema, é a utilização de perfis com alma corrugada, que reúnem como principais vantagens, a redução da espessura da alma e a diminuição do peso próprio da estrutura, resultando numa redução dos custos totais, sem prejuízo para a sua capacidade resistente.

Os perfis com alma corrugada caracterizam-se por serem perfis em I com banzos paralelos e alma de forma corrugada, com nervuras perpendiculares aos banzos. A Figura 2.1 ilustra duas configurações possíveis para a alma deste tipo de perfis.

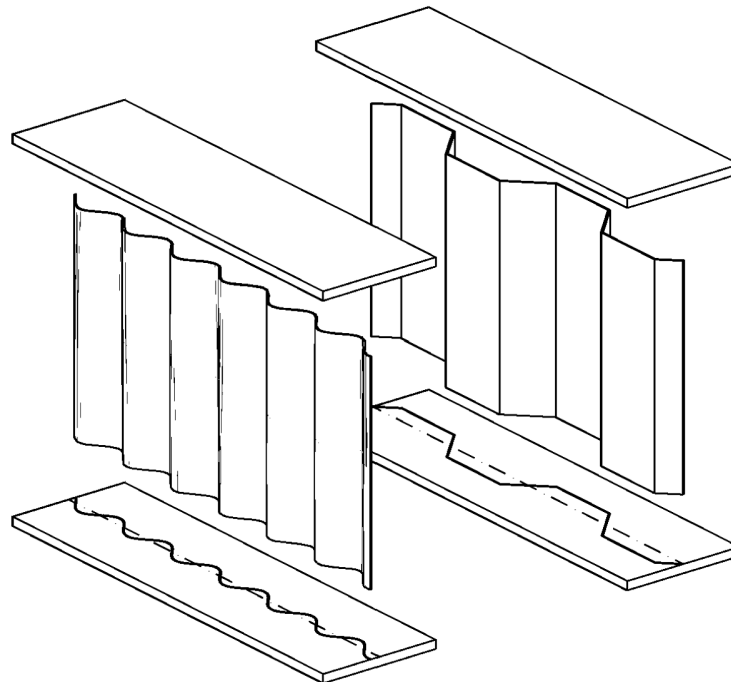


Figura 2.1 – Componentes constituintes de dois perfis com alma corrugada com corrugação sinusoidal (à esquerda) e trapezoidal (à direita)

De acordo com Hoop (2003 *apud* Resende, 2006), foi o fabricante sueco *Ranabalken* (especializado na construção de pontes) que, em 1966, desenvolveu a ideia de produzir perfis com alma corrugada com vista a redução do peso estrutural. Em 1986, a *Campeon Bernard Corporation* construiu a *Pont de Cognac* (Figura 2.2), localizada na França, sendo a primeira ponte a utilizar perfis com alma trapezoidal num sistema misto.



Figura 2.2 – Pont de Cognac (França) (Forquet, G. – Sétra)¹

Para além daquele fabricante, refira-se, a título de exemplo, dois dos principais fabricantes atualmente no mercado europeu: a *GLP Corrugated Plate Industry*, nos Países Baixos (fabricante de vigas com corrugação trapezoidal); e a *Zeman & Co.*, na Áustria (que produz vigas com corrugação sinusoidal), que segundo Pasternak e Kubieniec, (2010) possui cerca de uma dezena de linhas de produção em todo o mundo. No mercado brasileiro, podemos mencionar o fabricante *Codeme Engenharia S.A.* (Souza, 2006).

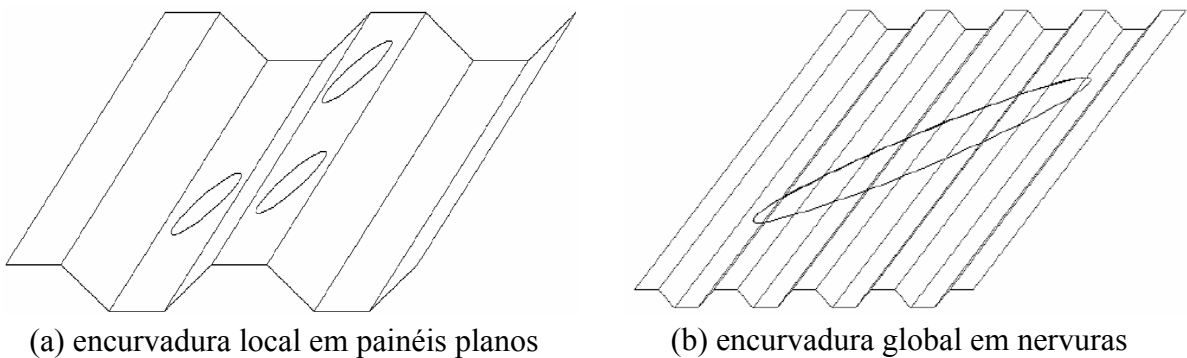
2.1.1. Perfis com corrugação trapezoidal

Segundo Li *et al.* (2015), o formato de corrugação mais comum é a corrugação trapezoidal. A alma dos perfis com corrugação trapezoidal caracteriza-se por ser constituída por duas séries paralelas de painéis planos, cujo distanciamento em relação ao eixo da peça vai alternando (ora para um lado do banzo ora para o outro) ao longo do comprimento do vão,

¹ Disponível em: <<http://fontaine.perso.neuf.fr/photos/le-pont-de-cognac/odyframe.htm>>. Acesso em outubro de 2015.

ligados por painéis (também planos), de desenvolvimento menor, dispostos diagonalmente (ver Figura 2.1).

Para este formato de corrugação, os fenômenos de instabilidade podem ocorrer localmente nos painéis planos (Figura 2.3 (a)), particularmente naqueles de largura maior, e globalmente, afetando uma ou várias nervuras ao longo do comprimento do elemento (Figura 2.3 (b)), especialmente quando as nervuras são de dimensões reduzidas (corrugação densa) (Carvalho, 2010).



(a) encurvadura local em painéis planos

(b) encurvadura global em nervuras

Figura 2.3 – Possíveis modos de encurvadura com almas corrugadas trapezoidalmente (Hamilton, 1993 *apud* Wang, 2003)

2.1.2. Perfis com corrugação sinusoidal

A alma dos perfis com corrugação sinusoidal caracteriza-se por descrever uma senoide ao longo do comprimento do vão, diferenciando-se da corrugação trapezoidal por não apresentar zonas planas.

Para além do aumento considerável da rigidez à flexão, e da resistência da alma ao esforço transversal, proporcionado pela corrugação da alma, os perfis com este tipo de corrugação são particularmente pouco suscetíveis à ocorrência de fenômenos localizados de encurvadura na alma, quando comparados com perfis de corrugação trapezoidal, tendo, por isso, a vantagem de não apresentarem as deformações devidas à encurvadura local, possíveis de obter nos painéis planos das almas daqueles elementos (Carvalho, 2010), facilitando o alcance do limite plástico (Hoop, 2003 *apud* Resende, 2006).

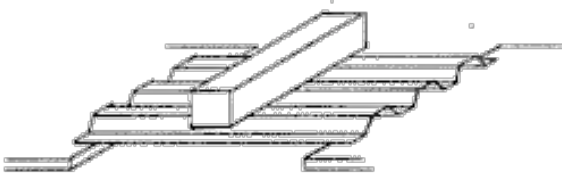
2.2. VANTAGENS E DESVANTAGENS DA CORRUGAÇÃO DA ALMA

Antes de conhecermos as vantagens que justificam a utilização desta solução estrutural na construção, convém compreendermos o ganho que a corrugação de uma chapa plana traz para o aumento da sua resistência, designadamente contra carregamentos horizontais e verticais.

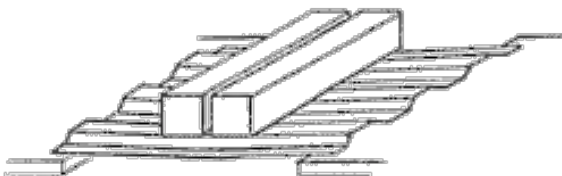
- Aumento da resistência horizontal:



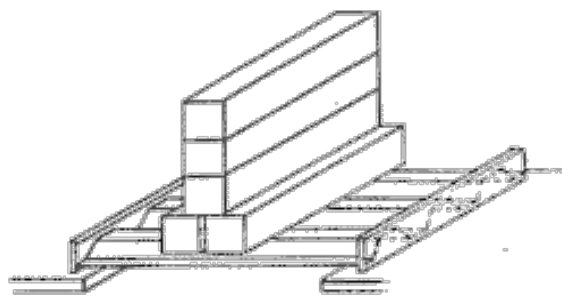
(a) Uma chapa fina de aço, apoiada nas suas extremidades, irá sofrer grandes deslocamentos verticais devido a não ter resistência suficiente para suportar o seu peso próprio.



(b) Se a mesma chapa fina de aço for corrugada perpendicularmente à direção dos apoios, esta suportará dezenas de vezes o seu peso próprio (CPI, 2010).



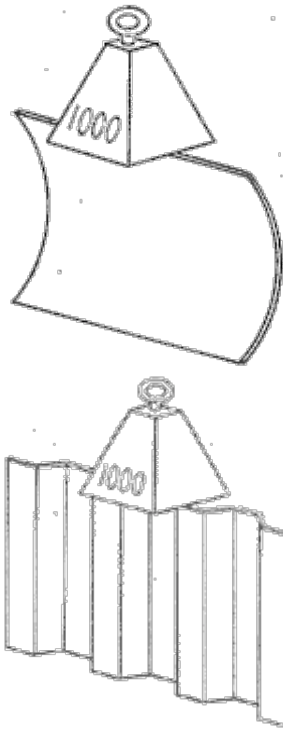
(c) Ultrapassando a carga limite da resistência da chapa levará ao seu colapso, causando o "aplanamento" (*i.e.* deformação) das nervuras.



(d) Este problema poderá ser melhorado utilizando reforços (perpendiculares às nervuras) nas extremidades apoiadas. Neste caso a chapa corrugada comporta-se como uma viga, suportando cargas ainda maiores.

Figura 2.4 – Esquema da resistência horizontal de uma chapa corrugada (CPI, 2010)

- Aumento da resistência vertical:



(a) Quando uma chapa fina de aço na posição vertical é sujeita a uma pequena carga vertical de compressão, esta sofrerá encurvadura, devido à sua reduzida rigidez à flexão na direção longitudinal do plano.

(b) Se a mesma chapa fina de aço for corrugada, haverá um aumento significativo da rigidez à flexão na direção longitudinal ao seu plano, aumentando a sua capacidade resistente a esforços verticais de compressão.

Figura 2.5 – Esquema ilustrado da resistência vertical de uma chapa corrugada (CPI, 2010)

Embora as vantagens da corrugação da alma não sejam simples de quantificar, devido ao elevado número de variáveis intervenientes no cálculo da sua resistência (dimensões, parâmetros do fabricante, carregamento, condições de apoio, *etc.*), para além da melhoria da capacidade resistente ao esforço transversal, à flexão em torno do eixo principal de inércia, aos fenómenos de instabilidade lateral da viga (e local da alma) e à fadiga (Sause, 2003), podemos elencar a seguinte lista de vantagens que justificam a opção por estes elementos:

- Redução da espessura da alma: devido às características de resistência obtidas com a corrugação da alma, a sua espessura pode ser reduzida consideravelmente (até 2 mm), resultando em relações altura-espessura de até 600, enquanto que para perfis com alma plana esta relação normalmente não excede os 250 (Carvalho, 2010; Pimenta, 2008); De acordo com Pasternak e Kubieniec (2010), a resistência à encurvadura conseguida com o uso de perfis com alma corrugada é comparável à obtida com perfis com alma plana com 12 mm ou mais de espessura;

- Eliminação de reforços transversais: devido à corrugação da alma é possível obter uma maior rigidez aos fenómenos de encurvadura, sem o uso daqueles reforços. A alma corrugada pode, com efeito, ser vista como uma distribuição uniforme de pequenos reforços transversais ao longo do comprimento da viga (Wang, 2003);
- Redução do peso próprio: graças à redução da espessura da alma (e da eliminação de eventuais reforços transversais), as vigas com alma corrugada conduzem a uma redução do peso próprio, quando comparadas com perfis prismáticos (laminados a quente ou soldados em I), estimada entre 10 a 30% segundo Buerra Surribas (2010), ou entre 9 a 13% de acordo com Hamada *et al.* (1984) *apud* Wang (2003). Adicionalmente, ao aumentar-se a altura das secções, não implica uma variação significativa do peso próprio do elemento, ao contrário do que acontece entre as várias dimensões disponíveis para os perfis laminados com alma plana, gerando resultados antieconómicos (Resende, 2006);
- Aumento do comprimento dos vãos: por causa da alta relação entre resistência e peso próprio, as vigas com alma corrugada permitem vencer vãos maiores, diminuindo o número de pilares da estrutura e, conseqüentemente, o número de elementos de fundação;
- Redução de custos: para além da redução dos custos inerentes à poupança de material (segundo GLP (2010) em cerca de 10 a 30%, se comparadas com vigas convencionais com reforços transversais, e superior a 30% em vigas sem estes reforços), devido ao reduzido peso das vigas e à maior resistência à flexão (em torno do eixo fraco), conferida pela corrugação da alma, não são, normalmente, necessários equipamentos de elevação auxiliares (Wang, 2003), resultando em estruturas mais leves e de mais fácil e rápida construção; Outra vantagem é o baixo custo de mão de obra no processo de fabrico (Resende, 2006).

Como principais desvantagens da escolha destes elementos podemos realçar:

- A não existência de normas com maior destaque para o dimensionamento estrutural deste tipo de elementos;
- O desconhecimento, por parte dos projetistas, das vantagens de utilização destes elementos;

- Uma menor disponibilidade, no mercado, de fabricantes especializados;
- A carência de estudos mais detalhados relacionados ao projeto e execução de ligações (Carvalho, 2010);
- Um eventual pior comportamento em situação de incêndio, em que a alma poderá aquecer mais rapidamente, devido à sua reduzida espessura (Resende, 2006; Calenzani, 2008);
- A reduzida resistência a esforços de compressão axial, devido à corrugação da alma (Figura 2.6), não permitindo a transmissão de tensões longitudinais significativas, razão pela qual se considera que estes esforços são resistidos unicamente pelos banzos.



Figura 2.6 – Resistência longitudinal da alma corrugada (Hoop, 2003 *apud* Resende, 2006)

2.3. APLICAÇÕES ESTRUTURAIS

O uso de perfis com alma corrugada destina-se maioritariamente a estruturas porticadas de um ou vários pisos, do tipo pilar-viga-pilar. Devido à sua natureza, é extensa a sua aplicabilidade em edifícios de carácter industrial, pavilhões, armazéns, *etc.* (ver Figura 2.7 (a)) (Pasternak e Kubieniec, 2010).

Neste tipo de estruturas, estes perfis são utilizados como madres nos sistemas de cobertura e como pilares e vigas em pórticos com vãos de 20 a 40 m, e com espaçamentos que variam de 7,5 a 12,5 m (Gonzaga, 2008).



(a) estrutura porticada de um edifício industrial



(b) madres (de 16 m) da estrutura da cobertura do estádio de Innsbruck, Áustria

Figura 2.7 – Exemplos da utilização de perfis com alma corrugada (Zeman & Co., 2000)

Adicionalmente, a sua utilização estende-se à construção de outros tipos de estruturas, designadamente, estádios desportivos (Figura 2.7 (b)), obras de arte (Figura 2.8), etc.

As vigas com alma corrugada têm sido utilizadas para a construção de pontes mistas (de aço e betão) desde finais da década de 80 em países como França, Alemanha e Japão, mostrando vantagens consideráveis a nível económico (HERA, 2014).

Neste tipo de estruturas, a secção em I dispõe de banzos reduzidos, apenas com largura suficiente para acomodar os conectores necessários para resistir ao esforço transversal. A aplicação da soldadura em apenas um dos lados não é, porém, recomendável para obras de arte, devido aos potenciais problemas de corrosão, não estando a resistência à fadiga devidamente comprovada (Johansson, 2007).



(a) Ponte com secção prismática em caixa
– viaduto Maupré (1988), França



(b) Ponte com secção em caixa de inércia variável – ponte Hondani (1997), Japão

Figura 2.8 – Tabuleiros de ponte de secção em caixa com alma corrugada (HERA)²

2.4. PROCESSO DE FABRICO

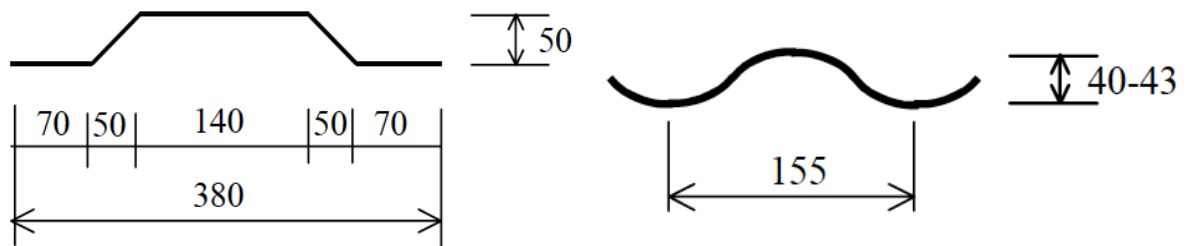
Apesar dos perfis com alma corrugada serem utilizados desde a década de 60, apenas recentemente se iniciou a sua produção automatizada no mercado internacional. Com os atuais processos mecanizados, capazes de automatizar totalmente a soldadura alma-banzo, é possível executar uma grande variedade de secções transversais, com diferentes espessuras para os seus componentes, banzos mais reduzidos, bem como almas com altura variável (Figura 2.13). No anexo A.1, incluem-se algumas características geométricas fornecidas por dois fabricantes de vigas com almas corrugadas sinusoidalmente e trapezoidalmente.

² Disponível em: <https://www.hera.org.nz/Story?Action=View&Story_id=1295> Heavy Engineering Research Association. Acesso em outubro de 2015.

O comprimento máximo destes elementos está limitado pelo alcance dos “robôs” de soldadura que se situa na ordem dos 16 m. Contudo, é mais frequente a produção de perfis de menor comprimento devido às limitações relacionadas com o transporte, montagem, galvanização, etc. Para vigas de secção variável, o comprimento máximo é de 12 m (Pasternak e Kubieniec, 2010). Devido a estas limitações, vigas com comprimentos maiores terão que ser executadas através da associação de vários elementos.

O fabricante sueco *Ranabalken* (com mais de 4 décadas de experiência no fabrico de vigas, maioritariamente destinadas a coberturas) e o holandês *GLP Corrugated Plate Industry*, produzem com almas com nervuras trapezoidais. Devido a limitações no fabrico, a corrugação da alma possui uma geometria fixa, dependendo do fabricante, tal como a ilustrada na Figura 2.9 (a), com uma altura máxima de 3 m; a espessura mínima de 2 mm, deve-se ao processo de soldadura que, por razões económicas e de rapidez de produção, é efetuada num só lado (Buerra Surribas, 2010), tal como veremos no subcapítulo seguinte.

O fabricante austríaco *Zeman & Co.* produz vigas corrugadas denominadas “*Sin-beam*”, com almas com nervuras sinusoidais, tal como mostra a Figura 2.9 (b). Para este caso, a altura máxima da alma está limitada a 1,5 m e a espessura varia entre 2 a 3 mm. A soldadura é igualmente efetuada em apenas um dos lados (Buerra Surribas, 2010; Zeman & Co., 2000).



(a) viga do fabricante *Ranabalken*, Suécia (b) viga do fabricante *Zeman & Co.*, Áustria
Figura 2.9 – Geometria de dois tipos de nervuras em almas (Buerra Surribas, 2010)

2.4.1. Corrugação da alma

A alma é produzida a partir de uma chapa metálica, adquirida sob a forma de rolo/bobine, que passa primeiramente por um desbobinador hidráulico (Figura 2.10).



Figura 2.10 – Desbobinador hidráulico (Marcon *et al.*, 2011)³

Depois de desenrolada, a chapa da alma é retificada e cortada de acordo com as dimensões especificadas em projeto (Figura 2.11).

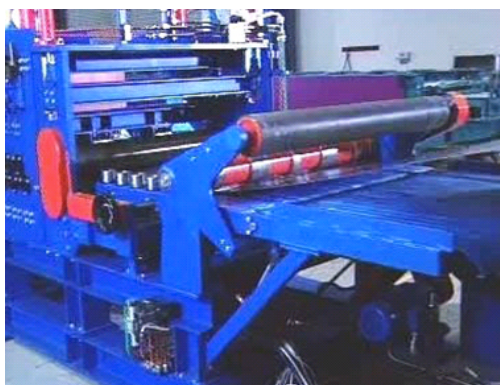


Figura 2.11 – Retificação e corte das chapas (Marcon *et al.*, 2011)³

Em seguida a chapa é sujeita a um processo que lhe confere a forma ondulada/corrugada pela passagem por uma máquina denominada de “corrugadora” (Figura 2.12).

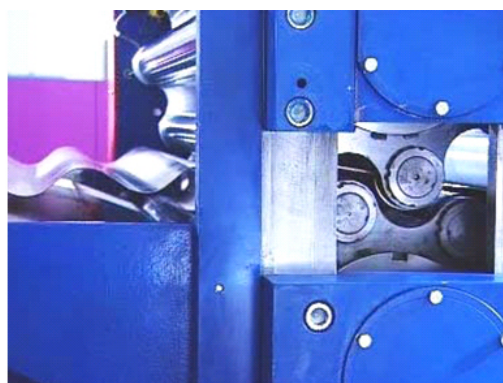
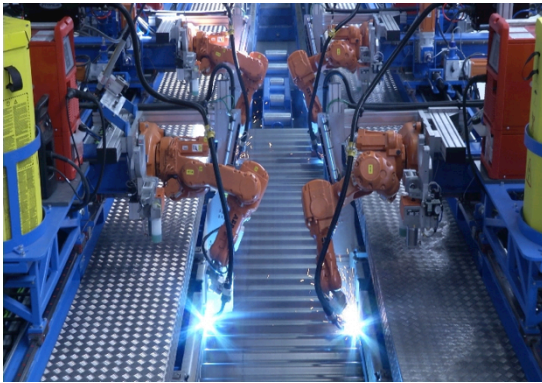


Figura 2.12 – Corrugação das chapas (Marcon *et al.*, 2011)³

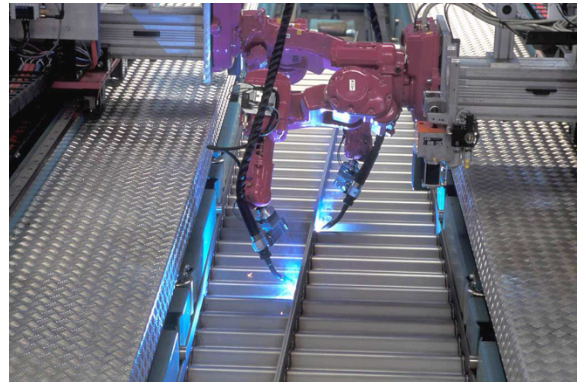
³ Disponível em: <<http://www.metalica.com.br/viabilidade-do-uso-de-perfil-de-alma-senoidal-para-viga-biapoada-sujeita-a-flexao>>. Acesso em outubro de 2015.

2.4.2. Ligação entre a alma e os banzos

Os banzos, constituídos por chapas armazenadas em pilhas, já cortadas e preparadas, são, juntamente com a chapa da alma (já corrugada), conduzidos até à estação de soldadura. Aí, os banzos são pressionados contra os bordos laterais da alma corrugada (que está em posição horizontal), através de garras hidráulicas, prontos para a passagem de robôs de soldadura (conduzidos por um computador), que executam simultaneamente a soldadura dos banzos superior e inferior.



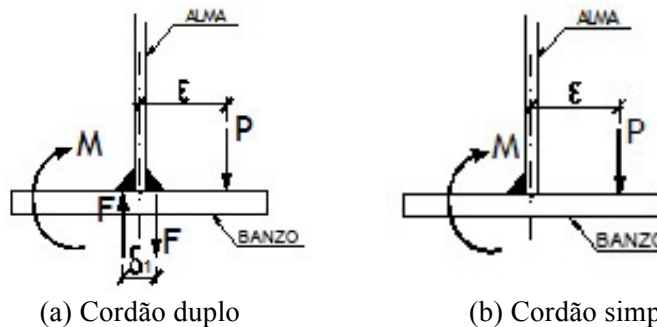
(a) Linha de produção SIN Beam Machine 4R (com 4 robôs)



(b) Execução de duas vigas com alma corrugada de secção variável

Figura 2.13 – Processo de produção automatizado (Zeman & Co., 2000)

Nos perfis soldados com alma plana a ligação alma-banzo é executada com dois cordões de soldadura contínuos, um em cada lado da alma. O facto de se utilizarem dois cordões de soldadura é justificado se imaginarmos a atuação de uma força P , num dos lados do banzo, em que o momento ($M = P \times \varepsilon$) produzido na ligação é resistido pelo binário $F \times \delta_1$ (Figura 2.14 (a)); ao passo que se se utilizasse somente um cordão de soldadura (em apenas um dos lados da alma), o momento produzido na ligação originaria tensões elevadas, inviabilizando assim este tipo de ligação (Figura 2.14 (b)).

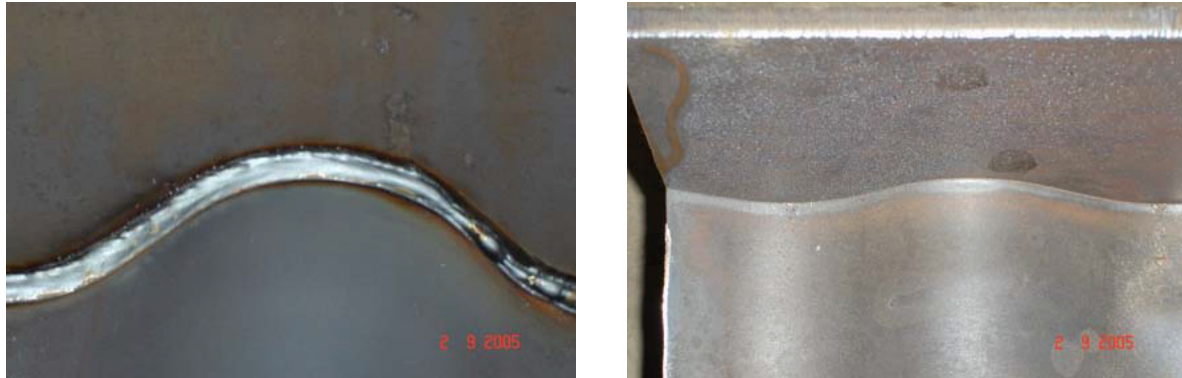


(a) Cordão duplo

(b) Cordão simples

Figura 2.14 – Ligação soldada em perfis com alma plana (Marcon *et al.*, 2011)³

Por outro lado, no caso de perfis com alma corrugada, a ligação alma-banzo é possível (sendo, na prática, assim executada) com um único cordão de soldadura – cordão de ângulo – contínuo, num dos lados da alma.



(a) Lado onde foi executada a soldadura

(b) Lado oposto com penetração total

Figura 2.15 – Detalhe da ligação soldada numa viga corrugada sinusoidalmente (Gonzaga, 2008)

Este procedimento é justificado pelo “braço” (δ_2) do binário $F \times \delta_2$ (Figura 2.16), conferido pelo formato corrugado da alma, ser substancialmente superior ao δ_1 , originando assim, nesta ligação, tensões consideravelmente inferiores às tensões verificadas na ligação da alma plana.

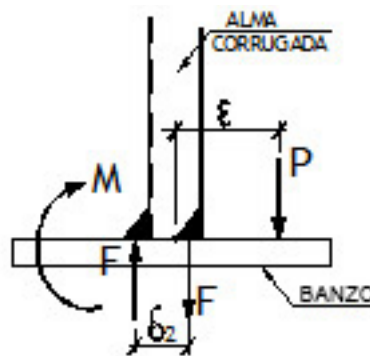


Figura 2.16 – Ligação soldada em perfis com alma corrugada (Marcon *et al.*, 2011)³

Devido à forma corrugada da alma, a execução da ligação soldada, embora seja um processo totalmente automatizado, poderá parecer, à primeira vista, mais complexa e morosa em comparação com perfis soldados com alma plana. Todavia, pelo facto de apenas ser necessário soldar num dos lados da alma, resulta numa considerável redução do comprimento total a soldar (na ordem dos 49% para almas sinusoidais e 57% para almas trapezoidais consideradas neste trabalho, de acordo com a geometria dos perfis do Quadro 4.3), e por conseguinte, traduz-se numa economia dos custos de soldadura.

2.5. ANÁLISE DO COMPORTAMENTO MECÂNICO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

No que diz respeito à análise do comportamento mecânico de elementos metálicos em situação de incêndio, a metodologia presente no Eurocódigo 3 foca-se principalmente na avaliação da influência da ação do fogo nas propriedades do material, designadamente, na redução da rigidez (com base na redução do módulo de elasticidade E) e da resistência mecânica (*i.e.* da tensão de cedência f_y).

Assim sendo, não existem regras específicas para diferentes tipos de elementos estruturais com alma corrugada (Buerra Surribas, 2010), pelo que o dimensionamento ao fogo destes elementos tem sido, até agora, baseado em testes realizados em fornos normalizados para ensaios da resistência ao fogo, uma vez que os atuais modelos usados para as vigas metálicas convencionais não se adequam à esbelteza obtida com almas corrugadas (Jana *et al.*, 2010).

Os ensaios em fornos são realizados com base num processo de aquecimento normalizado (*e.g.* curva de incêndio padrão ISO 834), e estão limitados às relativamente reduzidas dimensões dos fornos, pelo que um ensaio realizado a um elemento, também ele reduzido, poderá não ser representativo do comportamento de um elemento maior. Mais ainda, neste tipo de ensaios não são reproduzidas todas as condições de apoio que um determinado elemento estaria submetido numa estrutura real. Por exemplo, num ensaio a uma viga simplesmente apoiada é permitido que esta se deforme axialmente, ao passo que numa estrutura real, os elementos adjacentes à mesma viga poderão contribuir para a resistência àquelas deformações.

Buerra Surribas (2010) descreve a realização de dois ensaios realizados na Áustria e na República Checa. O primeiro foi levado a cabo em 2007, em Linz, pelo “*Institut für Brandschutztechnik und Sicherheitsforschung*” (*Institute of Fire Safety Engineering and Safety Research*), requerido pelo fabricante austríaco *Zeman & Co.* Este consistiu num ensaio, em forno, de três vigas carregadas mecanicamente (e na monitorização dos respetivos deslocamentos) e, de uma outra viga não carregada (em que apenas foi monitorizada a temperatura). As vigas ensaiadas tinham 2,5 m de comprimento.

O segundo foi realizado em Mokrsko, sob a supervisão do *Department of Steel and Timber Structures* da *Czech Technical University* de Praga. Este ensaio foi realizado à escala real

de um edifício, onde se reproduziram as condições de um incêndio real numa estrutura experimental (representativa de um edifício administrativo com 12 x 18 m, por 4 m de altura). Neste ensaio foram analisados diferentes tipos de vigas, sendo que apenas duas tinham alma corrugada (com vãos de 9 e 6 m).

Ambos os testes foram reproduzidos em modelos analíticos com base no §4.2.5 da EN 1993-1-2 (para elementos com alma plana), para estimar a temperatura das vigas e o comportamento mecânico durante os ensaios.

Das conclusões obtidas, salienta-se que os banzos, quando aquecidos, atingem temperaturas superiores às calculadas pela metodologia prevista no Eurocódigo, enquanto que a temperatura das almas corrugadas é inferior (eventualmente devido a uma variação do efeito de sombra). Neste sentido, conclui-se que o atual conhecimento científico sobre o comportamento ao fogo de elementos metálicos com alma corrugada apresenta algumas limitações relativamente aos fenómenos térmicos que conduzem à alteração das propriedades mecânicas que ocorrem a elevadas temperaturas, pelo que urge compreender melhor o referido comportamento, com base em ensaios experimentais e/ou numéricos.

Capítulo 3

Cálculo estrutural para vigas com alma corrugada

3. CÁLCULO ESTRUTURAL PARA VIGAS COM ALMA CORRUGADA

3.1. Conceitos e fundamentos teóricos

- 3.1.1. Encurvadura local
- 3.1.2. Encurvadura lateral
- 3.1.3. Momento crítico elástico para vigas com alma plana
- 3.1.4. Propostas existentes para o cálculo do momento crítico elástico em vigas com alma corrugada trapezoidalmente
 - 3.1.4.1. Abordagem segundo Lindner
 - 3.1.4.2. Abordagem de Lindner modificada

3.2. Bases de cálculo para vigas com alma corrugada

- 3.2.1. Momento fletor resistente dos banzos
- 3.2.2. Esforço transversal resistente da alma
 - 3.2.2.1. Modelo segundo Leiva
 - 3.2.2.2. Modelo segundo Lindner
 - 3.2.2.3. Modelo segundo Johnson
 - 3.2.2.4. Modelo combinado
 - 3.2.2.5. Modelo segundo a EN 1993-1-5
- 3.2.3. Casos não contemplados na EN 1993-1-5
 - 3.2.3.1. Resistência a forças transversais (Patch loading)
 - 3.2.3.2. Interação esforços transversais–momento fletor

3.3. Regras de cálculo da resistência dos elementos à encurvadura lateral à temperatura normal

- 3.3.1. Classificação das secções
- 3.3.2. Secção transversal efetiva
- 3.3.3. Resistência da secção
- 3.3.4. Resistência do elemento sujeito à encurvadura lateral

3.4. Regras de cálculo da resistência dos elementos à encurvadura lateral em situação de incêndio

- 3.4.1. Classificação das secções
- 3.4.2. Secção transversal efetiva
- 3.4.3. Resistência da secção
- 3.4.4. Resistência do elemento sujeito à encurvadura lateral

3.5. Nova proposta de cálculo em situação de incêndio

- 3.5.1. Nova proposta para o cálculo da largura efetiva a temperaturas elevadas
- 3.5.2. Novas curvas de encurvadura lateral

3.6. Síntese

3. CÁLCULO ESTRUTURAL PARA VIGAS COM ALMA CORRUGADA

3.1. CONCEITOS E FUNDAMENTOS TEÓRICOS

A resistência à flexão de uma viga metálica é, geralmente, condicionada pela resistência da sua secção transversal ou pela sua resistência a fenómenos de instabilidade. Na impossibilidade de ocorrência destes fenómenos (elementos restringidos lateralmente e/ou com reforços transversais), o dimensionamento (aos estados limite últimos) de elementos submetidos a flexão pode ser efetuado apenas com base em critérios de resistência das secções transversais. Todavia, quando se trata de elementos não restringidos lateralmente é, em geral, o fenómeno da encurvadura lateral que condiciona o seu dimensionamento (Simões, 2014).

Para uma melhor compreensão destes fenómenos de instabilidade, na Figura 3.1 é representada a curva referente à análise dos modos de instabilidade possíveis de ocorrer em perfis em I soldados com alma plana de Classe 4 (e com diferentes graus de susceptibilidade à ocorrência de encurvadura local nos banzos), quando submetidos a flexão pura.

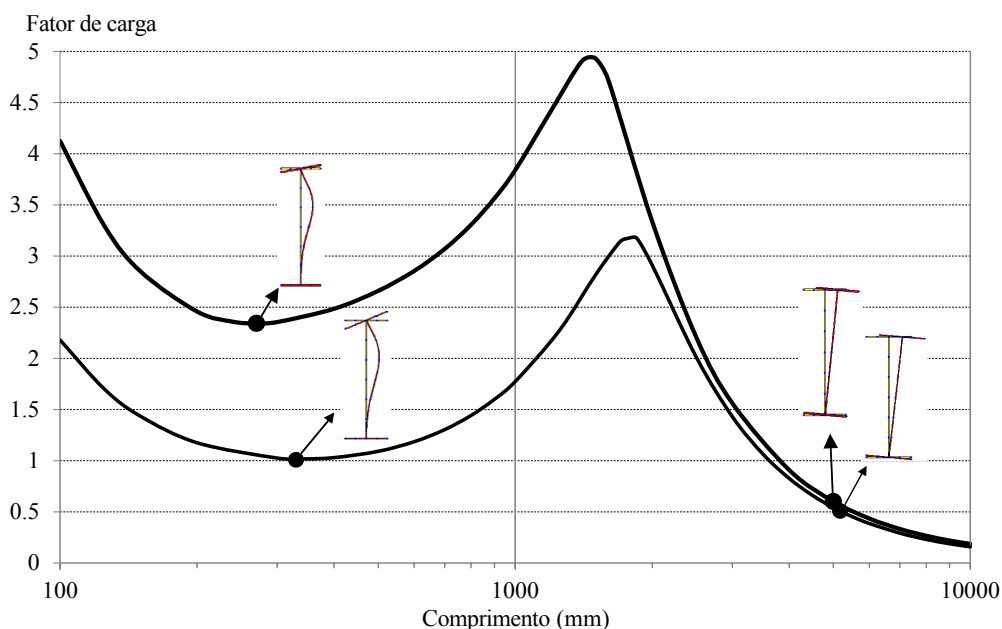


Figura 3.1 – Curva do modo de instabilidade de duas vigas com alma plana (secções: 460×4+150×7, em cima e 460×3+150×4, em baixo) (adaptado de Lopes e Vila Real, 2014)

Os modos inferiores de encurvadura local (da alma) ocorrem para espessuras e comprimentos reduzidos. O fator de carga é dado em função da resistência elástica linear da secção (sendo mais elevado para elementos de maior espessura). Para comprimentos maiores, observa-se que é a encurvadura lateral que condiciona a resistência à flexão dos referidos perfis, sendo este o modo de encurvadura global usado para a definição do formato inicial das imperfeições aplicadas nos modelos numéricos, como veremos no §4.2.4.1.

3.1.1. Encurvadura local

Embora o fenómeno da encurvadura local não seja o principal alvo de estudo na presente dissertação, este é de primordial importância no caso de perfis prismáticos de Classe 4. Para estes elementos de elevada esbelteza, é muitas vezes necessária a adição de reforços transversais (e/ou eventualmente longitudinais). O estudo deste fenómeno resulta da análise de placas (não reforçadas) axialmente comprimidas e é condicionado pelo respetivo valor da tensão crítica de encurvadura elástica local σ_{cr} , a partir do qual, ocorre aquele modo de encurvadura. Com base nos estudos realizados por von Kármán *et.al.* em 1932, surge o conceito da “largura efetiva”, definido por este autor como “*a largura de uma placa fictícia sujeita a uma distribuição uniforme de tensões estaticamente equivalente à distribuição efetivamente instalada na placa real*”, com base na constatação de que a maior parte do carregamento é resistido pelas zonas contíguas aos bordos longitudinais da placa (Simões da Silva e Gervásio, 2007).

Não obstante, no contexto do presente estudo, em que as placas que constituem as almas das vigas são corrugadas, espera-se que estas sejam capazes de neutralizar este modo de instabilidade (em particular com o formato de corrugação sinusoidal, tal como vimos no Capítulo 2), pelo que a sua formulação aqui se abstém contemplar.

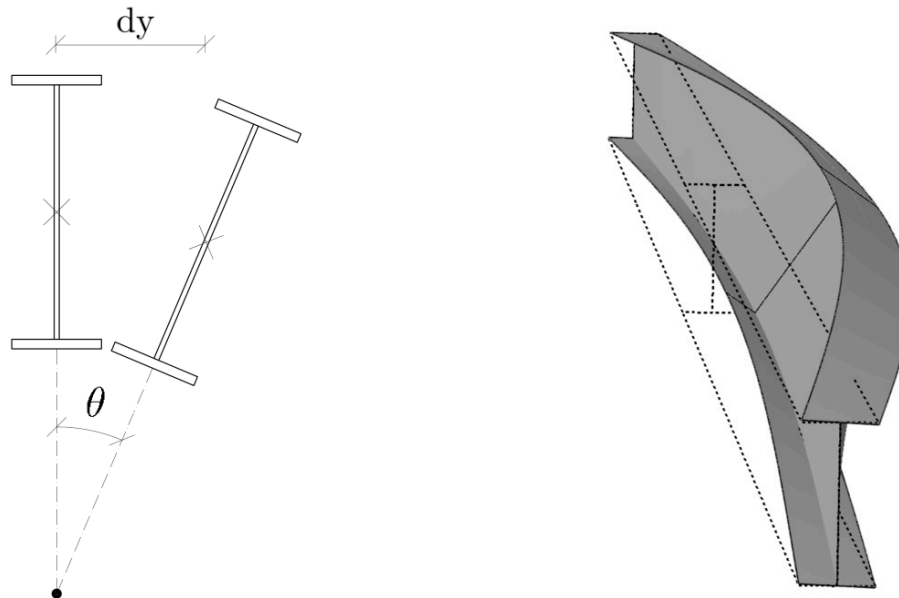
Regulamentarmente, a Parte 1-5 do Eurocódigo 3 prevê dois métodos para ter em conta os efeitos da encurvadura local no dimensionamento de elementos com secção transversal da Classe 4 (à temperatura normal), designadamente: o método da largura efetiva e o método das tensões reduzidas – sendo o primeiro, o único adotado neste trabalho –.

3.1.2. Encurvadura lateral

Como já vimos, o fenómeno da encurvadura lateral é, em geral, condicionante para o dimensionamento de elementos não restringidos lateralmente, em particular de perfis

constituídos por secções abertas de paredes finas (e.g. secções em I ou H), dotadas de baixa rigidez de flexão lateral e torção (Simões, 2014).

Segundo Simões (2014), a encurvadura lateral consiste na “*deformação lateral da parte comprimida de uma secção (banzo comprimido no caso de secções em I ou H) de um elemento sujeito a flexão em torno do eixo y (eixo de maior inércia da secção)*”. Nestas condições, a parte comprimida comporta-se como um elemento linear comprimido, continuamente restringido pela parte tracionada, que à partida não tem qualquer tendência para se deslocar lateralmente”. Estas ações combinadas farão com que a toda a secção transversal rode em torno do seu eixo longitudinal e se desloque na direção transversal da viga. Este fenómeno – por vezes denominado por “*encurvadura lateral-torsional*” – está ilustrado na Figura 3.2.



a) Posição da deformada da secção central b) Modo de instabilidade global

Figura 3.2 – Encurvadura lateral numa viga com secção em I duplamente simétrica submetida a momento fletor constante (Larsson e Persson, 2013)

A susceptibilidade de um elemento estrutural à ocorrência do fenómeno de encurvadura lateral depende da esbelteza da sua secção transversal e do comprimento entre reforços laterais (tal como acontece para um pilar sujeito a compressão). Por forma a ter-se em conta este fenómeno de instabilidade no dimensionamento, deve considerar-se uma redução do valor de cálculo do momento fletor resistente da secção (Larsson e Persson, 2013).

Neste contexto, o Eurocódigo 3 prevê duas abordagens distintas para o dimensionamento de elementos susceptíveis à encurvadura lateral: (i) um método geral, mais conservativo, aplicável a qualquer tipo de secção; e (ii) um outro alternativo, mais simplificado, aplicável a secções laminadas ou soldadas equivalentes.

Nesta dissertação será apenas considerado o caso geral – cláusula 6.3.2.2 da EN 1993-1-1 –. Ambos os métodos, porém, resultam no coeficiente de redução χ_{LT} devido à encurvadura lateral, usado para a obtenção do valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral, de acordo com a seguinte equação:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} M_{c,Rd} \quad (3.1)$$

O coeficiente de redução χ_{LT} é baseado no conceito das “curvas europeias de dimensionamento à encurvadura”, preconizadas no Eurocódigo 3 (CEN, 2005a). O princípio por detrás destas curvas baseia-se no modelo teórico da hipérbole de Euler (ver Figura 3.3), para um elemento em condições ideais. O formato das curvas de encurvadura (utilizadas para o dimensionamento) é influenciado pela tensão de cedência do material e pela presença de tensões e imperfeições iniciais. Esta influência tem maior relevância para elementos com valores de esbelteza intermédios, ilustrada na Figura 3.3 pela diferença entre a curva de encurvadura teórica de Euler (para elementos isentos de imperfeições) e a relevante para o dimensionamento (com base em resultados experimentais e/ou em estudos numéricos; ver Figura 5.13).

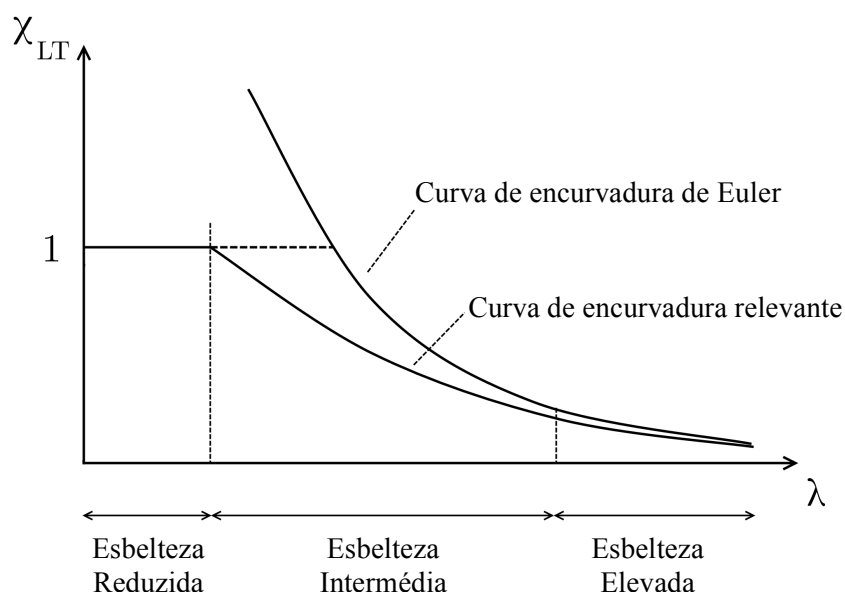


Figura 3.3 – Esquema das curvas de encurvadura – coeficiente de redução devido à encurvadura lateral em função da esbelteza do elemento estrutural (Larsson e Persson, 2013)

Com base nesta figura, verifica-se que para elementos pouco esbeltos a capacidade resistente é condicionada pelo valor da resistência plástica da sua secção transversal. Para elementos muito esbeltos, o colapso ocorre por encurvadura em regime elástico, para um valor de carregamento muito próximo da carga crítica elástica (N_{cr} ou M_{cr}) teórica associada à encurvadura lateral, sendo as imperfeições pouco influentes. Para elementos de esbelteza intermédia existe interação entre os fenómenos de plasticidade e instabilidade, e o colapso ocorre por instabilidade elasto-plástica, sendo neste domínio de esbeltezas que as imperfeições têm maior influência (Simões, 2014). De acordo com Huber (1992), a presença de tensões residuais é a principal causa da não bilinearidade do diagrama tensão-extensão para tensões superiores à tensão limite de proporcionalidade σ_p ($\sigma_p \approx f_y$ no caso do aço carbono) (ver Figura 3.4 para valores superiores a σ_p), ao passo que, se não existissem estas tensões, o comportamento aproximar-se-ia ao de um diagrama elasto-plástico perfeito (ver Figura 3.4 para valores inferiores a σ_p) (Chodraui, 2006).

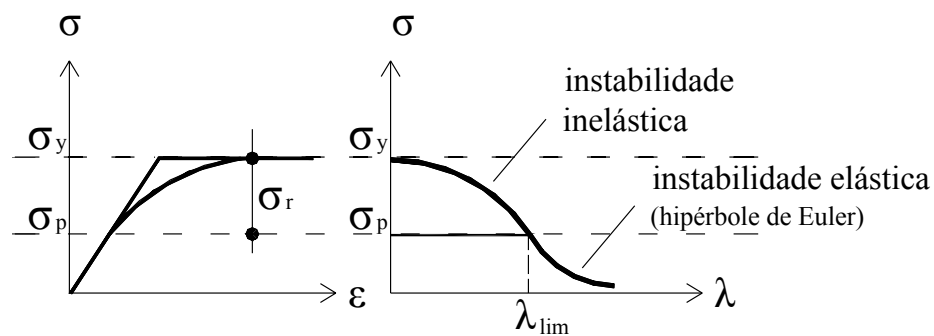


Figura 3.4 – Influência típica da tensão residual (σ_r) no diagrama tensão-deformação (adaptado de Chodraui, 2006)

Dado que a resistência de uma viga à encurvadura lateral depende fundamentalmente do momento crítico, que é o momento máximo que uma viga, em condições ideais (sem imperfeições geométricas nem tensões residuais), pode suportar sem encurvar lateralmente (Simões, 2014), veremos de seguida o procedimento para a sua obtenção.

3.1.3. Momento crítico elástico para vigas com alma plana

O momento crítico elástico M_{cr} é o máximo momento fletor que uma viga pode resistir antes que ocorra encurvadura lateral, desconsiderando quaisquer tensões ou imperfeições iniciais. As propriedades da secção com influência para a resistência à encurvadura lateral são: o momento de inércia em torno do eixo fraco I_z ; a constante de torção uniforme I_t ; e a

constante de empenamento I_w . O momento de inércia I_z previne a deformação lateral, enquanto que as constantes de torção e de empenamento evitam a rotação das secções transversais (Larsson e Persson, 2013).

O momento crítico elástico para a encurvadura lateral, em elementos submetidos a flexão em torno do eixo de maior inércia (eixo y), constituídos por secções transversais com simetria em relação ao eixo de menor inércia (eixo z), pode ser estimado através da expressão (3.2), proposta por Clark e Hill (1962) e Gálea (1981), com base na solução das equações diferenciais que caracterizam este problema.

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left\{ \left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 \right]^{0,5} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right\} \quad (3.2)$$

em que:

- C_1 , C_2 e C_3 são coeficientes dependentes da forma do diagrama de momentos fletores e das condições de apoio; Para o presente estudo numérico são válidas as seguintes considerações: C_1 , consoante o diagrama de momentos adotado, toma os valores: 1,0 (para $\psi = 1$), 1,77 (para $\psi = 0$) ou 2,60 (para $\psi = -1$); $C_2 z_g = 0$, em vigas submetidas a momentos de extremidade; $C_3 z_j = 0$, em vigas de secção duplamente simétrica;
- k_z e k_w são fatores de comprimento efetivo, dependentes das condições de apoio nas extremidades (relativos a rotações em torno de z e à restrição ao empenamento, respetivamente); No presente estudo numérico considerou-se conservativamente o caso de deformações livres em ambas as extremidades: $k_z = k_w = 1$;
- $z_g = (z_a - z_s)$, em que z_a e z_s são as coordenadas do ponto de aplicação da carga e do centro de corte, em relação ao centro de gravidade da secção;
- z_j é um parâmetro que traduz o grau de assimetria da secção em relação ao eixo y ; Para o presente estudo: $z_j = 0$.

Para o estudo da encurvadura lateral convém considerar um modelo básico, possível de ser posteriormente desenvolvido por forma a incluir casos mais gerais. Desta forma, serão alvo de estudo vigas metálicas com secção transversal em I, inicialmente reta e perfeitamente elástica, solicitadas por momentos (de valor unitário) aplicados nas extremidades em torno do eixo de maior inércia (eixo y), correspondentes aos casos de carga designados por $\psi = 1$, $\psi = 0$ e $\psi = -1$ (tal como veremos no §4.2.6).

Deu-se, contudo, preferência pelo carregamento $\psi = 1$ – correspondente a um diagrama de momentos uniforme (*i.e.* flexão pura) – quer devido à sua simplicidade, como também pelo facto de que um momento uniforme aplicado a uma viga não contraventada é a situação mais gravosa que se pode considerar para a encurvadura lateral. Todavia, no subcapítulo 5.6, veremos que são os casos referentes a diagramas de momentos fletores variáveis ($\psi = 0$ e $\psi = -1$) que conduzem a uma maior eficácia na utilização de almas corrugadas, em detrimento de almas planas.

Para o estudo da resistência da secção dos elementos serão consideradas vigas não contraventadas lateralmente ao longo de todo o seu comprimento, salvo nas secções extremas, onde os apoios de forquilha impedem o deslocamento lateral e a rotação em torno do eixo longitudinal (eixo x), mas permitem as rotações, tanto em torno do eixo y, como em torno do eixo z. Nestas condições, é possível simplificar a equação (3.2) e chegar ao valor crítico elástico de encurvadura de acordo com a seguinte equação:

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 GI_t}{\pi^2 EI_z}} \quad (3.3)$$

3.1.4. Propostas existentes para o cálculo do momento crítico elástico em vigas com alma corrugada trapezoidalmente

Vários estudos afirmam que existe um aumento considerável da resistência à encurvadura lateral por parte de vigas com alma corrugada, quando comparadas com vigas de alma plana, que pode ser traduzido por um aumento do momento crítico elástico. Segundo Sayed-Ahmed (2007), este aumento é de 12 a 37%, ao passo que, de acordo com Moon *et al.* (2009), o aumento é menor, atingindo-se os 10%.

Por este motivo, neste subcapítulo será exposta uma proposta desenvolvida por Larsson e Persson (2013), com base numa outra de Lindner (1990), para calcular o momento crítico elástico para a encurvadura lateral de vigas com alma corrugada trapezoidalmente. Nas equações seguintes utilizar-se-ão as notações geométricas ilustradas na Figura 3.6, para vigas com alma corrugada segundo o Anexo D da EN 1993-1-5 (CEN, 2006).

3.1.4.1. Abordagem segundo Lindner

Lindner (1990) propôs um método para calcular o momento crítico elástico para a encurvadura lateral de vigas com alma corrugada trapezoidalmente, baseado em

formulações analíticas validadas por testes experimentais. Este método afirma que o momento de inércia em torno do eixo fraco I_z e a constante de torção I_t podem ser calculadas usando as mesmas expressões utilizadas para as vigas com alma plana (ver §4.3). A capacidade extra, em termos de momento crítico para a encurvadura lateral, em vigas com alma corrugada é atribuída a uma constante de empenamento aumentada I_w^* . O momento crítico é calculado usando a expressão apresentada na equação (3.3), usando as constantes de torção e empenamento, I_t^* e I_w^* , respetivamente, dadas por:

$$I_t^* = I_t \quad (3.4a)$$

$$I_w^* = I_w + c_w \frac{L^2}{\pi^2 E} \quad (3.4b)$$

em que I_t e I_w são as constantes de torção e empenamento de uma viga com alma plana e c_w é determinado de acordo com a seguinte expressão:

$$c_w = \frac{(a_3)^2 h_m^2}{8u_x(a_1 + a_4)} \quad (3.5a)$$

$$u_x = \frac{h_m}{2Ga_1t_w} + \frac{h_m^2(a_1 + a_4)^3(I_{y1} + I_{y2})}{600a_1^2E(I_{y1}I_{y2})} \quad (3.5b)$$

I_{y1} e I_{y2} , na equação (3.5b), são os momentos de inércia em torno do eixo forte da viga dos banzos superior e inferior, respetivamente. Para vigas com banzos iguais, a expressão para o cálculo de u_x pode ser simplificada em:

$$u_x = \frac{h_m}{2Ga_1t_w} + \frac{h_m^2(a_1 + a_4)^3}{25a_1^2Ebt_f^3} \quad (3.6)$$

De referir que, na equação (3.4b), a constante de torção aumenta quadraticamente com o comprimento da viga. De modo geral, as constantes da secção devem apenas depender da geometria da secção transversal, e não do comprimento do elemento. Foi com base neste pressuposto que Larsson e Persson (2013) propuseram uma modificação para esta abordagem.

3.1.4.2. Abordagem de Lindner modificada

Larsson e Persson (2013) recomendam uma modificação ao método originalmente proposto por Lindner, de maneira a que o incremento da rigidez de torção, conferido pela corrugação da alma, seja atribuído à constante de torção I_t , em vez da constante de empenamento I_w , garantindo-se assim que nenhuma delas esteja dependente do

comprimento do elemento. Desta forma, as constantes de torção e de empenamento são designadas por I'_t e I'_w , respetivamente, e são dadas por:

$$I'_t = I_t + \frac{c_w}{G} \quad (3.7a)$$

$$I'_w = I_w \quad (3.7b)$$

Ao introduzir as novas expressões para as constantes de torção e de empenamento preconizadas por este método na equação (3.3), a expressão para o cálculo do momento crítico para a encurvadura lateral pode ser reescrita de acordo com a seguinte equação:

$$M_{cr} = \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + \frac{c_w L^2}{\pi^2 EI_z}} = \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + (GI_t + c_w) \cdot \frac{L^2}{\pi^2 EI_z}} \quad (3.8)$$

Dada a relevância destas abordagens no âmbito da presente dissertação, avaliar-se-á a sua aplicabilidade no §5.3.1, no contexto do estudo numérico apresentado no Capítulo 5, onde será incluída uma proposta para a adaptação desta abordagem ao formato de corrugação sinusoidal.

3.2. BASES DE CÁLCULO PARA VIGAS COM ALMA CORRUGADA

Presentemente, as vigas com alma corrugada são regulamentadas pela EN 1993-1-5, Anexo D (CEN 2012). Outros documentos precedentes consagram igualmente normativas relativas ao cálculo de vigas com alma com nervuras trapezoidais, *e.g.* a norma alemã DAST-Ri 015 de 1990, posteriormente adaptadas por outros autores (Pasternak e Kubieniec, 1998, 2008, 2010), para o cálculo de nervuras sinusoidais.

Para efeitos de cálculo, e como se verá adiante, os momentos fletores segundo o eixo forte e os esforços de compressão (e de tração) são absorvidos unicamente pelos banzos, ao passo que a alma resiste exclusivamente ao esforço transversal. Estaticamente, devido à corrugação da alma, a viga tem um comportamento semelhante ao de uma treliça, tal como se ilustra na Figura 3.5 (Zeman & Co., 2000; Souza, 2006).

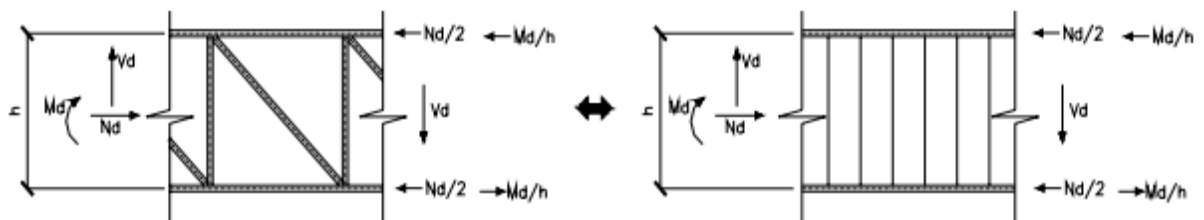


Figura 3.5 - Analogia entre treliça e viga com alma corrugada (Souza, 2006)

3.2.1. Momento fletor resistente dos banzos

Para a verificação da capacidade resistente à flexão de uma viga, tem que se ter em consideração a tensão de cedência dos banzos e os fenómenos de encurvadura global e local no banzo sujeito à compressão (Pasternak e Kubieniec, 2010).

A encurvadura local do banzo (em secções transversais de Classe 4) é tida em conta através da determinação de uma largura reduzida do mesmo (Pasternak e Kubieniec, 2010).

Devido às nervuras da alma, esta não é capaz de resistir a esforços longitudinais. Desta forma, a formulação presente no §D.2.1 da EN 1993-1-5 baseia-se no pressuposto de que a sua contribuição para a resistência ao momento fletor é desprezável (Johansson, 2007).

Para uma viga simplesmente apoiada, sujeita a um carregamento uniforme, o momento fletor resistente $M_{y,Rd}$ é simplesmente dado pela menor resistência axial dos banzos, multiplicada pela distância entre os seus centros de gravidade, como evidencia a equação (3.9) (Johansson, 2007; CEN 2012).

$$M_{y,Rd} = \min \left\{ \underbrace{\frac{b_2 t_2 f_{yf,r}}{\gamma_{M0}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right)}_{\text{banzo tracionado}}; \underbrace{\frac{b_1 t_1 f_{yf,r}}{\gamma_{M0}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right)}_{\text{banzo comprimido}}; \underbrace{\frac{b_1 t_1 \chi f_{yf}}{\gamma_{M1}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right)}_{\text{banzo comprimido}} \right\} \quad (3.9)$$

em que $f_{yf,r}$ é o valor reduzido da tensão de cedência devido aos momentos transversais que atuam nos banzos, dado por:

$$f_{yf,r} = f_{yf} f_T \quad (3.10)$$

com

$$f_T = 1 - 0,4 \sqrt{\frac{\sigma_x(M_z)}{\frac{f_{yf}}{\gamma_{M0}}}} \quad (3.11)$$

e no caso de almas com nervuras sinusoidais $f_T = 1,0$. A tensão devida ao momento transversal que atua no banzo $\sigma_x(M_z)$, é dada por:

$$\sigma_x(M_z) = \frac{M_z}{I_{z,f1}} v = \frac{M_z}{I_{z,f1}} \frac{b_1}{2} = \frac{M_z}{\frac{t_1 b_1^3}{12}} \frac{b_1}{2} = \frac{6M_z}{t_1 b_1^2} \quad (3.12)$$

em que o momento transversal M_z resulta do fluxo de corte nos banzos, dado por (GLP, 2010):

$$M_z = f \cdot F_y + m \cdot M_{z,1} \quad (3.13)$$

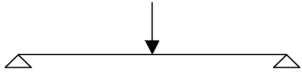
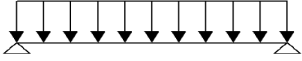
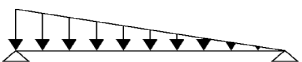
em que os fatores f e m são dados no Quadro 3.1, e F_y e $M_{z,1}$ são dados por:

$$F_y = \frac{a_3}{h_w} V_z \quad (3.14)$$

$$M_{z,1} = \frac{a_1 a_3}{2h_w} V_z \quad (3.15)$$

sendo V_z o máximo valor do esforço transversal atuante no banzo superior (ver Figura 3.7).

Quadro 3.1 – Valores para os fatores f e m (GLP, 2010)

Configuração do carregamento	Fator f	Fator m
	0,130	1,50
	0,065	0,60
	0,065	0,50

O coeficiente de redução para a encurvadura fora do plano χ , é obtido de acordo com a cláusula 6.3 da EN 1993-1-1, como mostra a expressão (3.49b).

De acordo com a equação (3.9), justifica-se a inclusão da parcela relativa ao banzo tracionado apenas para os casos em que a sua área é inferior à do banzo comprimido (caso não contemplado no presente estudo). Note-se que a mesma expressão despreza a contribuição da alma para o cálculo do momento fletor resistente, e prevê que este possa ser obtido com base no módulo de flexão plástico dos banzos⁴ ($W_{f,pl,y}$), sugerindo que a secção possa ser constituída apenas por banzos de Classes 1 ou 2. Adicionalmente, antecipa-se que é a parcela que contém o valor de χ a condicionante (sendo $\chi < 1$) para a determinação do valor de $M_{y,Rd}$ (a que, por razões práticas, será doravante designado por $M_{f,Rd}$, simbolizando a letra “ f ”, em subscripto, o banzo comprimido).

Em vigas cujo banzo submetido à compressão não se encontra devidamente contraventado, a resistência axial pode ser influenciada pela encurvadura lateral, de acordo com o a cláusula 6.3 da EN 1993-1-1 (CEN 2005a; Johansson, 2007).

$$^4 M_{y,Rd} = \frac{b_1 t_1 \chi f_{yf} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right)}{\gamma_{M1}} = \chi (A_{f1} \times h_m) \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}} = \chi W_{f,pl,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}}$$

banzo comprimido

Devido ao substancial incremento da rigidez à flexão transversal, proporcionado pelas nervuras da alma, pode haver uma contribuição positiva para a resistência à encurvadura lateral, em comparação com vigas com alma plana (Johansson, 2007).

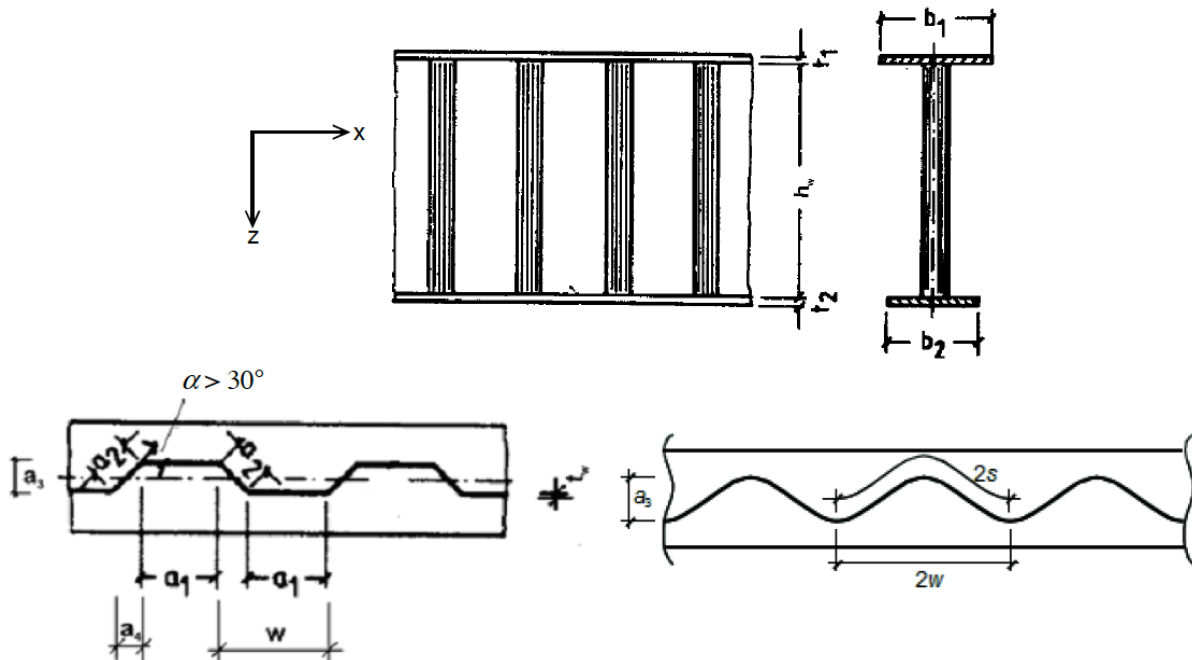


Figura 3.6 – Notações geométricas para vigas metálicas com alma corrugada segundo a EN1993-1-5 (CEN 2012)

No caso da presença de esforço transversal significativo na secção com momento fletor máximo, poderá haver influência da resistência axial dos banzos à flexão lateral. Os momentos fletores transversais podem ser calculados segundo o modelo ilustrado na Figura 3.7. O fluxo de corte na alma é considerado constante (V/h_w), e o seu efeito encontra-se representado na parte inferior da Figura 3.7. O momento fletor transversal máximo $M_{z,max}$, ocorre na interseção dos painéis inclinados da alma com o eixo do banzo, resultando em (Johansson, 2007; CEN 2012):

$$M_{z,max} = \frac{Va_3}{4h_w} (2a_1 + a_4) \quad (3.16)$$

onde V é o esforço transversal atuante e as restantes variáveis são as dimensões esquematizadas na Figura 3.6.

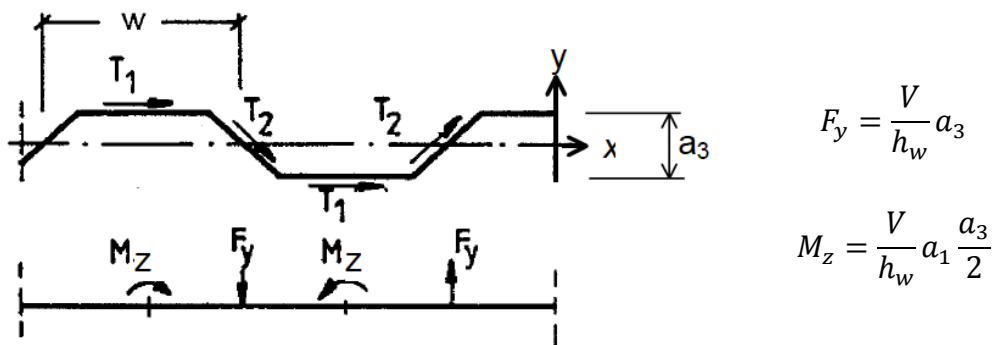


Figura 3.7 – Esquema para o cálculo dos momentos fletores transversais num banzo devidos à alma corrugada (Johansson, 2007; CEN 2012)

Segundo autores alemães (Johansson, 2007), o momento resistente pode ser reduzido por um fator f_T :

$$f_T = 1 - 0,4 \sqrt{\frac{6M_{z,max}\gamma_{M0}}{f_{yf}b_f^2t_f}} \quad (3.17)$$

Contudo, esta redução não é significativa, sendo inclusivamente desprezada em regulamentos austríacos e suecos (Johansson, 2007). Para almas com nervuras sinusoidais este fator toma o valor de 1,0.

No caso de rotura por cedência do banzo, o momento resistente M_{Rd} será:

$$M_{Rd} = \frac{f_{yf}f_T b_f t_f}{\gamma_{M0}} \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \quad (3.18)$$

em que $b_f t_f = \min\{b_1 t_1; b_2 t_2\}$ (Johansson, 2007).

A resistência à flexão é influenciada pela encurvadura local do banzo e, portanto, dependente da geometria da alma. Assim, torna-se importante definir a maior largura entre o bordo do cordão de soldadura e o bordo livre da placa, designada por b (ver Figura 3.8), a ser usada para o cálculo da esbelteza.

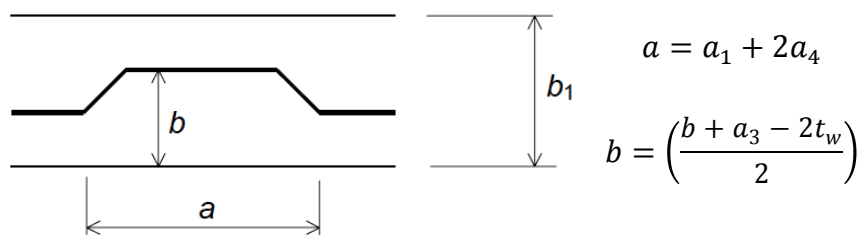


Figura 3.8 – Notações relativas à geometria do banzo

Um estudo publicado sobre esta questão, desenvolvido por Johnson e Cafolla (1997), sugere que se se satisfizer o critério definido pela Equação (3.19), então poder-se-á considerar a distância b como a média entre a maior e a menor larguras entre o bordo do cordão de soldadura e o bordo livre da placa.

$$\frac{(a_1 + a_4)a_3}{(a_1 + 2a_4)b_1} < 0,14 \quad (3.19)$$

em que b_1 é a largura do banzo comprimido.

De acordo com as regras definidas pelo fabricante sueco *Ranabalken*, aquela profundidade deve ser considerada como: $b = (b_1/2) - 30$ [mm]. Ora, esta distância é, na verdade, menor do que a menor das larguras entre o bordo do cordão de soldadura e o bordo livre da placa, o que parece ser bastante otimista. Analogamente, o fabricante austríaco *Zeman & Co.* (2000) define esta distância para as vigas “*Sin-beam*” como: $b = (b_1/2) - 11$ [mm] (Johansson, 2007).

A encurvadura do banzo pode ocorrer de dois modos distintos. Uma possibilidade é a ocorrência de encurvadura local no lado onde se situa a distância b ; outra possibilidade é a ocorrência de encurvadura global, na qual o banzo roda em torno do eixo central da alma.

A encurvadura local tem especial relevância no caso de se tratarem de nervuras de grandes dimensões, aliada a uma largura reduzida do banzo. Neste caso, são as placas inclinadas da alma que suportam o banzo onde ocorrerá a encurvadura (no lado onde se assinala a largura b). O comprimento a (ver Figura 3.8 e Figura 3.6) resulta numa aproximação conservativa a uma placa retangular equivalente. O coeficiente de encurvadura da referida placa é aproximado pela seguinte expressão (CEN 2012):

$$k_\sigma = 0,43 + \left(\frac{b}{a}\right)^2 \quad (3.20)$$

No caso de almas com nervuras de dimensões reduzidas, comparativamente à largura do banzo, será previsível a ocorrência de encurvadura global. Neste modo de encurvadura, a distância b deverá ser considerada igual a $b_1/2$. Muito embora no caso de uma alma corrugada haja uma maior restrição à rotação do banzo, em torno do eixo central da alma, este aspeto é ignorado (Buerra Surribas 2010).

O valor do coeficiente de encurvadura varia entre 0,43 e 1,3, considerando a placa que sofre encurvadura simplesmente apoiada e encastrada, respetivamente. Embora alguns

autores sugeriram valores mais aproximados (Johansson, 2007), é legítimo a utilização de uma aproximação conservativa para aquele valor, que deverá ser considerado igual a (CEN 2012):

$$k_{\sigma} = 0,60 \quad (3.21)$$

De acordo com a EN 1993-1-5 (CEN 2012), ambos os valores para o coeficiente de encurvadura (3.20) e (3.21) deverão ser considerados, com vista a verificar o caso mais desfavorável, que corresponderá ao menor daqueles valores.

3.2.2. Esforço transversal resistente da alma

Embora na presente dissertação o estudo da influência do esforço transversal na resistência das vigas corrugadas não seja alvo de estudo (à exceção do §5.6 onde se avalia esta influência em função do tipo carregamento aplicado), optou-se por incluir neste documento as bases de cálculo presentes no Eurocódigo 3 para a contemplação do esforço transversal no dimensionamento de vigas com alma corrugada. Para que melhor possamos compreender a sua influência na verificação da capacidade resistente de vigas com alma corrugada, inclui-se ainda, no §A.2, um exemplo de aplicação em que se compara a metodologia aqui descrita com valores obtidos numericamente, nos quais se prevê ser a ocorrência de encurvadura por esforço transversal o fator condicionante da sua resistência última.

Para a verificação da capacidade resistente ao esforço transversal da alma tem que se ter em consideração a tensão de cedência e os fenómenos de encurvadura global e local (Pasternak e Kubieniec, 2010). A resistência das vigas de alma corrugada ao esforço transversal tem suscitado interesse de muitos investigadores. Consequentemente, existem atualmente várias propostas para analisar a resistência ao esforço transversal, designadamente: Leiva (1983), Lindner (1988), Höglund (1997) e Johnson e Cafolla (1997). A formulação contemplada atualmente na EN 1993-1-5, para a resistência ao esforço transversal, foi desenvolvida com base em resultados de 70 ensaios em vigas (Johansson, 2007) e abrange um conjunto alargado de parâmetros, tais como: $190 < f_y < 690$ MPa; $140 < h_w/t_w < 1200$; e $30^\circ < \alpha < 63^\circ$.

Para efeitos de cálculo, é necessário definir a geometria das nervuras da alma de acordo com as notações da Figura 3.6. Para almas com nervuras sinusoidais, intervêm as

distâncias a_3 (altura de uma onda), $2w$ (comprimento de uma onda) e $2s$ (perímetro de uma onda). Para almas com nervuras trapezoidais é possível definir as seguintes relações (Johansson, 2007; CEN 2012):

$$\begin{aligned} a_2 &= a_3 / \sin \alpha \\ a_4 &= a_3 \cot \alpha \\ w &= a_1 + a_4 \\ s &= a_1 + a_2 \\ a_{max} &= \max\{a_1, a_2\} \end{aligned}$$

A encurvadura por esforço transversal pode ocorrer por dois modos distintos: um local, determinado pelo maior painel plano; e outro global, envolvendo um ou mais painéis da alma corrugada (Johansson, 2007).

A tensão crítica para a encurvadura local é calculada de igual modo a uma placa extensa, e é expressa por (CEN 2012):

$$\tau_{cr,l} = 4,83 E \left(\frac{t_w}{a_{max}} \right)^2 \quad (3.22)$$

Esta fórmula é válida para almas com nervuras trapezoidais. Embora no caso de almas com nervuras sinusoidais a ocorrência de encurvadura local seja menos provável (Johansson, 2007; Zeman & Co., 2000), a EN1993-1-5 (CEN 2012) recomenda a utilização da seguinte expressão:

$$\tau_{cr,l} = \left(5,34 + \frac{a_3 s}{h_w t_w} \right) \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t_w}{s} \right)^2 \quad (3.23)$$

Esta fórmula foi desenvolvida para o tipo de corrugação usado nas vigas “*Sin-beam*” (ver Figura 2.9 (b)), produzidas pelo fabricante austríaco *Zeman & Co.* Contudo, a sua aplicabilidade não é geral o suficiente para quaisquer dimensões diferentes das indicadas na Figura 2.9 (b), podendo originar erros significativos (Johansson, 2007). Assim, no caso de almas com nervuras sinusoidais de dimensões distintas das anteriormente mencionadas, dever-se-á proceder a ensaios relativos à encurvadura local por esforço transversal ou, em alternativa, com recurso a um programa de Elementos Finitos.

A tensão crítica para a encurvadura global é dada por (CEN 2012):

$$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w h_w^2} \sqrt[4]{D_x D_z^3} \quad (3.24)$$

em que:

$$D_x = \frac{Et_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{w}{s} = \frac{Et_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{a_1 + a_4}{a_1 + a_2}$$

$$D_z = \frac{EI_z}{w} = \frac{Et_w a_3^2}{12} \frac{3a_1 + a_2}{a_1 + a_4}$$

I_z momento de inércia de uma nervura de comprimento w , dado por:

$$I_z^{sin} = \left(\frac{t_w^3}{12} + \frac{t_w a_3^2}{8} \right) w \quad \text{ou} \quad I_z^{trap} = \frac{t_w a_3^2 (3a_1 + a_2)}{12}$$

O coeficiente 32,4 na expressão (3.24) é válido para placas que se admitem articuladas nos bordos. Segundo um estudo sueco, este valor poderia ser aumentado para 60,4, no caso da rotação dos banzos ser completamente restringida (Pasternak e Kubieniec, 2010; CEN 2012). A alma corrugada é considerada como uma placa ortotrópica de diferentes valores de resistência ao corte: D_x , no eixo horizontal, perpendicular às nervuras e, D_z , no eixo vertical paralelo às nervuras (Jana *et al.*, 2010).

Os valores de referência da esbelteza são definidos em função da tensão crítica por:

$$\lambda_i = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,i} \sqrt{3}}} \quad (3.25)$$

em que para $i = 1$ se obtém $\lambda_1 (= \bar{\lambda}_{c,l})$ referente ao valor de $\tau_{cr,l}$ (3.22) e (3.23); para $i = 2$ se obtém $\lambda_2 (= \bar{\lambda}_{c,g})$ referente ao valor de $\tau_{cr,g}$ (3.24), e; para $i = 3$ se obtém λ_3 correspondente à interação entre os valores anteriores, de acordo com a equação (3.28).

O valor da resistência característica ao corte V_R é representado por:

$$V_R = \chi \frac{f_{yw}}{\sqrt{3}} h_w t_w \quad (3.26)$$

em que χ corresponde ao menor dos coeficientes de redução χ_i determinados para λ_1 e λ_2 . A resistência última ao corte V_u obtida através de ensaios experimentais, pode ser convertida a partir da equação (3.26) no parâmetro adimensional χ_u , resultando em:

$$\chi_u = V_u \frac{\sqrt{3}}{f_{yw} h_w t_w} \quad (3.27)$$

Estes parâmetros são de aplicação geral e são usados para a análise dos resultados dos ensaios, bem como para o desenvolvimento dos diferentes modelos supracitados, cujas características serão agora resumidamente descritas.

3.2.2.1. Modelo segundo Leiva

Este modelo procura definir uma tensão crítica combinada τ_{cr3} , resultante da interação entre as encurvaduras local e global, dada por (Leiva, 1983):

$$\frac{1}{\tau_{cr3}^n} = \frac{1}{\tau_{cr1}^n} + \frac{1}{\tau_{cr2}^n} \quad (3.28)$$

Este modelo foi analisado apenas para o caso de $n = 1$, e servirá de base para o “modelo combinado”, apresentado mais adiante (Johansson, 2007).

3.2.2.2. Modelo segundo Lindner

Segundo este modelo, o coeficiente de redução $\chi_{i,L}$ é usado para ambos os tipos de encurvadura local e global (Lindner, 1988):

$$\chi_{i,L} = \frac{0,588}{\lambda_i} \quad (3.29)$$

em que, λ_1 é definido tal como em (3.25); porém λ_2 , para ter em consideração a interação entre os dois modos de encurvadura, é corrigido implicitamente de acordo com a seguinte expressão:

$$\lambda_2 = \sqrt{\frac{2f_y}{\tau_{cr2}\sqrt{3}}}, \quad \text{se } 0,5 < \frac{\tau_{cr1}}{\tau_{cr2}} < 2 \quad (3.30)$$

Mais uma vez, χ_L é considerado como o menor dos valores χ_{1L} e χ_{2L} (Lindner, 1988; Johansson, 2007).

3.2.2.3. Modelo segundo Johnson

Este modelo (Johnson e Cafolla, 1997) tem em conta separadamente três verificações, com vista a obter χ_J , correspondente ao menor dos valores χ_{1J} , χ_{2J} e χ_{3J} , seguidamente apresentados (Johansson, 2007).

Para a verificação da encurvadura local, o coeficiente de redução é dado por:

$$\chi_{1J} = \frac{0,84}{\lambda_1} < 1,0 \quad (3.31)$$

Para a verificação da encurvadura global, o coeficiente de redução é dado por:

$$\chi_{2J} = \frac{0,61}{\lambda_2^2} < 1,0 \quad (3.32)$$

em que, para o cálculo de λ_2 , se utiliza em (3.24) o valor 36, em vez de 32,4, e se despreza $(1 - \nu^2)$ no denominador de D_x .

Para a verificação da interação entre os dois modos de encurvadura, considera-se τ_{cr3} tal como em (3.28) (com $n = 1$), sendo o respetivo coeficiente de redução dado por:

$$\chi_{3J} = \frac{0,74}{\lambda_3^2} \quad (3.33)$$

3.2.2.4. Modelo combinado

Este modelo tem como objetivo a obtenção do valor da resistência ao corte através de um único coeficiente de redução χ_C , definido em (3.34), tendo em conta a interação entre os modos de encurvadura local e global (Johansson, 2007). Para tal, considera-se o valor da tensão crítica combinada τ_{cr3} , dado pela expressão (3.28), para o cálculo do valor de referência da esbelteza λ_3 , de acordo com (3.25).

$$\chi_C = \frac{1,2}{0,9 + \lambda_3} < 1,0 \quad (3.34)$$

Este modelo foi analisado para $n = 2$ e para $n = 4$, demonstrando que a interação é reduzida, sobretudo para valores maiores de n .

Embora este modelo melhore a aproximação, presume que a influência da encurvadura local e global são equivalentes. Contudo, segundo a teoria das placas ortotrópicas, é espectável uma resistência pós-crítica mais acentuada no caso da encurvadura local, do que na global (isto se tal resistência realmente existir neste último caso) (Johansson, 2007).

3.2.2.5. Modelo segundo a EN 1993-1-5

Este modelo (Johansson, 2007; CEN 2012) foi baseado na proposta de Höglund (1997) e modificada posteriormente por Ullman (2002) e outros.

Segundo este modelo, deve-se verificar separadamente os dois modos de encurvadura (local e global). Os coeficientes de redução para a encurvadura local $\chi_{1,EN}$ ($= \chi_{c,l}$) e global $\chi_{2,EN}$ ($= \chi_{c,g}$), segundo a EN1993-1-5 (CEN 2012), são, respetivamente, dados por:

$$\chi_{1,EN} = \frac{1,15}{0,9 + \lambda_1} \leq 1,0 \quad (3.35)$$

$$\chi_{2,EN} = \frac{1,5}{0,5 + \lambda_2^2} \leq 1,0 \quad (3.36)$$

O facto de o valor do coeficiente de redução χ_{EN} (correspondente ao menor dos valores $\chi_{1,EN}$ e $\chi_{2,EN}$) variar linearmente em função de λ_1 e, quadraticamente em função de λ_2 , ver Figura 3.9, traduz o facto de que, no caso da encurvadura local, é espectável uma reserva de resistência pós-crítica (Johansson, 2007) (concedida pela zona limítrofe da placa), de acordo com a teoria das placas ortotrópicas.

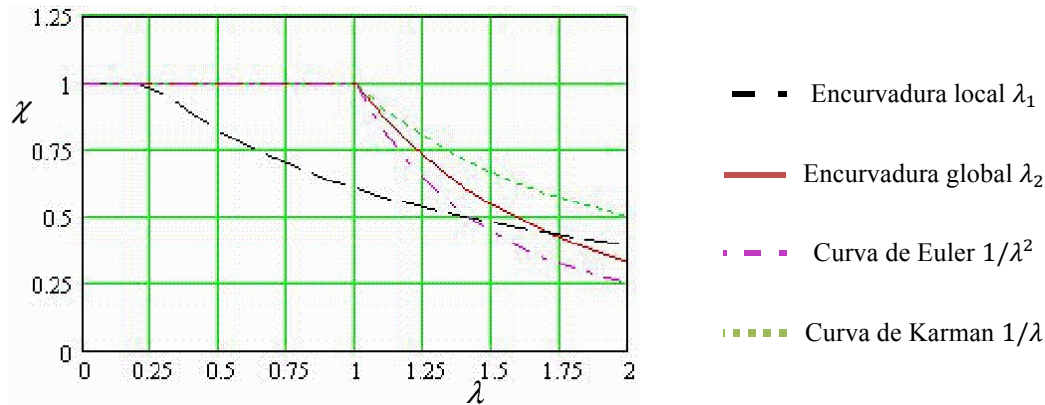


Figura 3.9 – Coeficientes de redução segundo a EN 1993-1-5 (Johansson, 2007)

De acordo com este modelo, a equação (3.35) (representada na Figura 3.9 a traço interrompido preto) tem um patamar até $\lambda_1 = 0,25$ que, segundo Johansson (2007), é curto em comparação com outros casos de encurvadura, *e.g.*, para almas planas, em que toma o valor $\lambda = 0,83$.

Tal como foi feito para o desenvolvimento dos métodos anteriores, foram construídos gráficos de dispersão do quociente entre os coeficientes de redução χ_u (dado em (3.27)) e χ_{modelo} (do modelo em questão), em função do valor de referência da esbelteza em análise para as várias vigas ensaiadas. A figura seguinte mostra dois desses gráficos, respeitantes ao modelo preconizado pela EN1993-1-5.

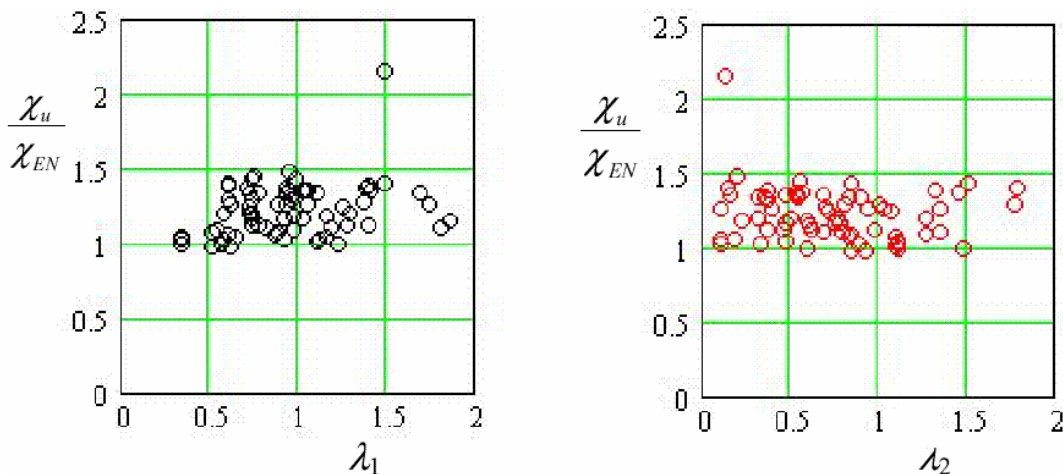
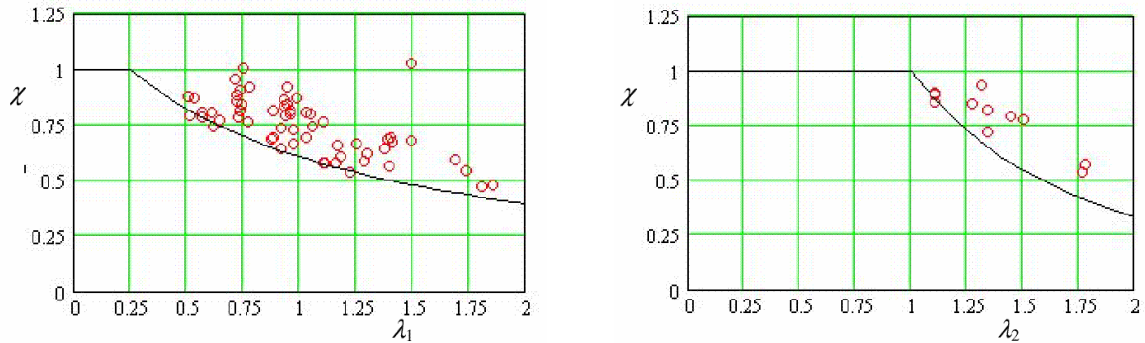


Figura 3.10 - Resultados do ensaio de acordo com o modelo da EN 1993-1-5 (Johansson, 2007)

Ora, pela análise dos resultados é possível aferir que os coeficientes de redução χ_u , correspondentes à resistência última ao corte dos elementos ensaiados, são sempre superiores aos coeficientes de redução χ_{EN} obtidos pelo modelo em questão. Como tal,

esta previsão é bastante satisfatória, estando todos os resultados entre 1 e 1,5 (à exceção de um que foi excluído da análise) (Johansson, 2007).

A figura Figura 3.11 mostra os resultados obtidos a partir dos ensaios levados a cabo.



(a) resultados de 59 ensaios onde é previsto a dominar a encurvadura local

(b) resultados de 11 ensaios onde é previsto a dominar a encurvadura global

Figura 3.11 – Fatores de redução dos resultados do ensaio de acordo com o modelo da EN 1993-1-5 (Johansson, 2007)

De acordo com a Figura 3.11 (a), é possível observar que o menor valor da esbelteza relativa à encurvadura local é $\lambda_1 = 0,5$. Neste sentido, a equação (3.35) é bastante conservativa ao considerar o valor $\lambda_1 = 0,25$. Segundo Johansson (2007), o atual modelo presente na EN 1993-1-5 mostra-se um passo à frente em relação aos demais modelos, não sendo, todavia, a solução definitiva para a compreensão da resistência ao esforço transversal, sendo bem-vindos futuros desenvolvimentos.

3.2.3. Casos não contemplados na EN 1993-1-5

3.2.3.1. Resistência a forças transversais (Patch loading)

Segundo Pasternak e Kubieniec (2010), a ação de forças transversais foi investigada em vários tipos de almas corrugadas com nervuras sinusoidais, onde o comprimento e a amplitude das ondas (nervuras) foram variados. Da análise de simulações em elementos finitos, resultou uma abordagem simplificada da carga transversal última:

$$F_{ult} = 10 \left(\frac{W_{el}}{I/t} \right)^{0,4} 2 f t f_{y,d} \quad (3.37)$$

em que:

W_{el} módulo de secção efetivo do banzo;

$I = 0,158 t (2w)^3 \left(\frac{2a_3}{2w} \right)^{2,12}$ momento de inércia de uma onda em torno do eixo horizontal.

O domínio de aplicação desta expressão está limitado a espessuras de alma de 3 mm e a comprimentos de distribuição da carga de 100 mm (Pasternak e Kubieniec, 2010).

3.2.3.2. *Interação esforços transversais–momento fletor*

Embora o uso de vigas com alma corrugada seja cada vez mais frequente, não existem atualmente regras para o seu dimensionamento no que toca à interação entre os diversos tipos de esforços. Com base nesta lacuna, Dunai *et al.* (2012) apresentam uma série de propostas de possíveis métodos de verificação das diversas interações possíveis, para almas com nervuras trapezoidais.

3.3. REGRAS DE CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DOS ELEMENTOS À ENCURVADURA LATERAL À TEMPERATURA NORMAL

Neste subcapítulo serão apresentadas as metodologias de cálculo atualmente existentes no Eurocódigo 3, quer para vigas com alma plana (de acordo com a EN 1993-1-1), quer para vigas com alma corrugada (segundo a EN 1993-1-5), com secções transversais de Classe 4.

3.3.1. **Classificação das secções**

Segundo Simões (2014), “*a classificação das secções transversais dos elementos estruturais traduz a forma como a resistência e a capacidade de rotação de uma secção são influenciadas por fenómenos de encurvadura local*”, em particular no caso de secções esbeltas onde a ocorrência destes fenómenos impossibilita as zonas comprimidas de plastificarem completamente. Neste contexto, a EN 1993-1-1 define quatro classes possíveis para a classificação das secções transversais consoante a sua capacidade de rotação e de formação de uma rótula plástica, da seguinte forma (CEN, 2005a; Simões, 2014):

- **Classe 1** – são aquelas em que se pode formar uma rótula plástica, com uma capacidade de rotação superior à mínima exigida para a utilização de métodos plásticos de análise;
- **Classe 2** – são aquelas em que é possível atingir o momento plástico, mas cuja capacidade de rotação é limitada pela encurvadura local;
- **Classe 3** – são aquelas em que a tensão na fibra extrema mais comprimida, assumindo uma distribuição elástica de tensões, pode atingir o valor da tensão de cedência, mas em que o momento plástico poderá não ser atingido, devido à encurvadura local;

- **Classe 4** – são aquelas onde ocorre encurvadura local antes que seja atingida a tensão de cedência nas zonas mais comprimidas da secção.

O comportamento à flexão de secções de Classes de 1 a 4 está ilustrado na Figura 3.12 para uma viga sujeita a uma carga pontual a meio vão.

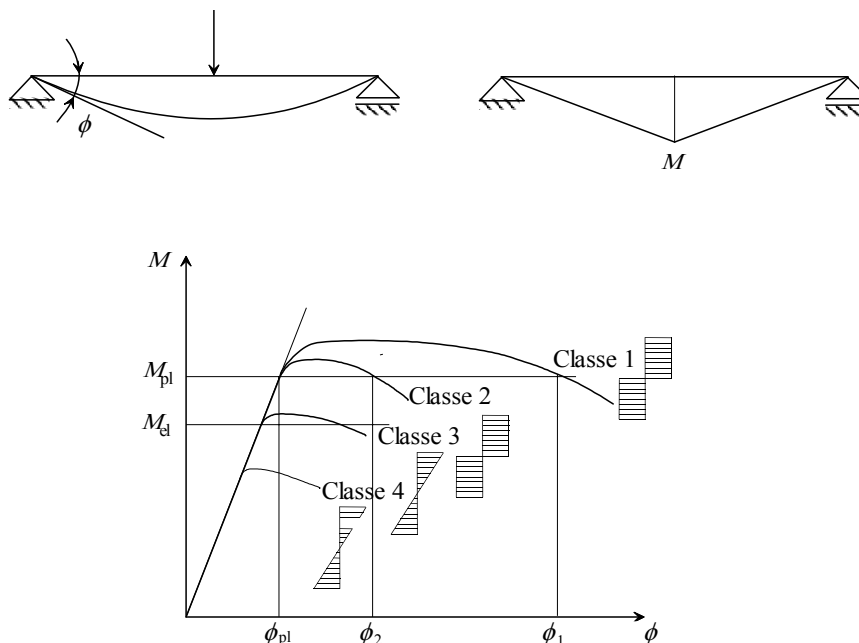


Figura 3.12 – Comportamento de secções à flexão (Couto, 2015)

Os limites para a classificação das secções estão definidos no Quadro 3.2 (de acordo com o Quadro 5.2 da EN 1993-1-1) com base na relação entre o comprimento e a espessura (c/t) dos componentes comprimidos, nos esforços atuantes e na classe do aço que, à temperatura normal, é tida em conta através do parâmetro ε , definido (para o aço carbono) por:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}, \text{ com } f_y \text{ em MPa.} \quad (3.38)$$

Quadro 3.2 – Limites da relação (c/t) para os elementos planos à temperatura normal

Elemento	Classe 1	Classe 2	Classe 3
em consola (banzo) submetido a compressão	9ε	10ε	14ε
interior (alma) submetido a compressão	33ε	38ε	42ε
interior (alma) submetido a flexão	72ε	83ε	124ε

3.3.2. Secção transversal efetiva

Para ter em consideração a influência das imperfeições geométricas e das tensões residuais na capacidade resistente dos elementos planos comprimidos (constituintes dos perfis esbeltos sujeitos aos fenómenos de encurvadura), a cláusula 4.4 da Parte 1-5 do Eurocódigo 3 prevê a utilização do conceito da largura efetiva b_{eff} (originalmente desenvolvidos por von Kármán *et al.*, em 1932), com base no coeficiente de redução para a encurvadura de placa ρ . De acordo com esta metodologia, o coeficiente de redução ρ para elementos comprimidos internos (*i.e.* almas planas da Classe 4) é dado pela seguinte expressão:

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

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para } \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \quad (3.39)$$

Embora no presente trabalho não se preveja a utilização de banzos da Classe 4 na constituição dos perfis com alma corrugada, o coeficiente de redução ρ para elementos comprimidos em consola poderá ser calculado do seguinte modo:

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

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 \quad \text{para } \bar{\lambda}_p > 0,748 \quad (3.40)$$

em que $\bar{\lambda}_p$ é a esbelteza adimensional do elemento plano comprimido dada por:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \sqrt{\frac{f_y}{k_\sigma \frac{\pi^2 E t^2}{12(1 - \nu^2) b^2}}} = \frac{\bar{b}/t}{28,4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (3.41)$$

em que σ_{cr} é a tensão crítica de encurvadura elástica de placa, $\bar{b} = c$ é a largura apropriada (ver Quadro 3.3), k_σ é o coeficiente de encurvadura correspondente à razão de tensões ψ e às condições de fronteira, e

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \sqrt{\frac{E}{210000}}, \text{ com } f_y \text{ e } E \text{ em MPa.} \quad (3.42)$$

Os valores de k_σ são dados no Quadro 3.3 (de acordo com os Quadros 4.1 e 4.2 da EN 1993-1-5, para elementos comprimidos interiores e para elementos comprimidos em consola, respetivamente).

Quadro 3.3 – Elementos comprimidos interiores e em consola da Classe 4 (adaptado de CEN, 2006; Zeman & Co., 2000)

Distribuição de tensões (compressão positiva)	Largura efetiva b_{eff}						
	<p>Elemento interior submetido a flexão (alma plana)</p>						
	$\psi = -1$						
	$b_{eff} = \rho b_c = \rho \bar{b} / (1 - \psi) = \rho h_w / 2$						
	$b_{e1} = 0,4 b_{eff} ; b_{e2} = 0,6 b_{eff}$						
	$k_\sigma = 23,9$						
	<p>Elemento em consola submetido a compressão (banzo)</p>						
	$\psi = -1$						
	$b_{eff} = \rho c = \rho \bar{b}$						
	<table border="1"> <thead> <tr> <th data-bbox="659 1014 922 1048"><i>Vigas com alma plana</i></th> <th data-bbox="1042 1014 1369 1048"><i>Vigas com alma corrugada</i></th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td data-bbox="691 1059 890 1126"> $\bar{b} = c = \frac{b_f - t_w}{2}$ </td> <td data-bbox="1082 1059 1329 1126"> $\bar{b} = c = \frac{b_f - 0,5 a_3}{2}$ </td> </tr> <tr> <td data-bbox="722 1171 858 1205"> $k_\sigma = 0,43$ </td> <td data-bbox="1010 1149 1401 1294"> $k_\sigma = \max \left\{ 0,43 + \left(\frac{b}{a} \right)^2 ; 0,60 \right\}$ <p>(em que b e a são os definidos na Figura 3.8)</p> </td> </tr> </tbody> </table>	<i>Vigas com alma plana</i>	<i>Vigas com alma corrugada</i>	$\bar{b} = c = \frac{b_f - t_w}{2}$	$\bar{b} = c = \frac{b_f - 0,5 a_3}{2}$	$k_\sigma = 0,43$	$k_\sigma = \max \left\{ 0,43 + \left(\frac{b}{a} \right)^2 ; 0,60 \right\}$ <p>(em que b e a são os definidos na Figura 3.8)</p>
<i>Vigas com alma plana</i>	<i>Vigas com alma corrugada</i>						
$\bar{b} = c = \frac{b_f - t_w}{2}$	$\bar{b} = c = \frac{b_f - 0,5 a_3}{2}$						
$k_\sigma = 0,43$	$k_\sigma = \max \left\{ 0,43 + \left(\frac{b}{a} \right)^2 ; 0,60 \right\}$ <p>(em que b e a são os definidos na Figura 3.8)</p>						

3.3.3. Resistência da secção

Segundo a EN 1993-1-1, o valor de cálculo do momento fletor atuante M_{Ed} , em cada secção transversal, deve satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1 \tag{3.43}$$

em que o valor de cálculo do momento último ($M_{c,Rd}$), resistido pela secção de uma viga submetida a flexão em torno do eixo de maior inércia, depende do seu módulo de secção W_y . Para secções transversais de Classes 1 e 2, considera-se o módulo de secção plástico $W_{pl,y}$; para secções transversais de Classe 3, usa-se o módulo de secção elástico $W_{el,y}$; e para secções transversais de Classe 4 aplica-se o módulo da secção transversal reduzida $W_{eff,y}$, calculado a partir de:

$$W_{eff,y} = \min\{W_{eff,sup,y}; W_{eff,inf,y}\} = \min\left\{\frac{I_{eff,y}}{v_s}; \frac{I_{eff,y}}{v_i}\right\} \quad (3.44)$$

onde v_s e v_i são as distâncias entre o centro de gravidade da secção transversal reduzida e a fibra extrema superior e inferior, respetivamente; e $I_{eff,y}$ representa a inércia efetiva em relação ao eixo forte, a partir da secção efetiva obtida com base nas expressões referidas anteriormente, considerando-se uma área efetiva de compressão dada por: $A_{eff} = \rho A_c$.

3.3.4. Resistência do elemento sujeito à encurvadura lateral

Segundo a EN 1993-1-1 (CEN, 2005a), quando é prevista a ocorrência do fenómeno de encurvadura lateral num elemento sujeito a flexão, o valor da resistência do elemento deverá ser reduzido de forma a ter em conta este fenómeno de instabilidade, devendo satisfazer-se a seguinte condição:

$$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \leq 1 \quad (3.45)$$

em que $M_{c,Rd}$ é o valor de cálculo do momento resistente à encurvadura lateral de um elemento não restringido lateralmente.

Tal como o referido anteriormente, para o estudo numérico levado a cabo neste trabalho considerou-se maioritariamente o caso $\psi = 1$, correspondente um diagrama uniforme de momentos, tal como se ilustra na Figura 3.13.

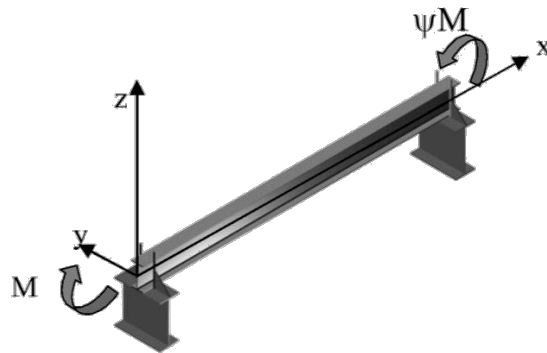


Figura 3.13 – Viga com alma plana simplesmente apoiada com momentos nas extremidades (Vila Real, 2003)

Para o cálculo da resistência dos elementos à encurvadura é necessário a determinação de um coeficiente de redução χ , para ter em conta o risco de encurvadura por flexão (em função do coeficiente de esbelteza normalizada $\bar{\lambda}$ e do fator de redução α).

No caso de vigas com alma corrugada, embora na cláusula D.2.1 (1) do Anexo D da EN 1993-1-5 (CEN, 2006) esteja indicada a necessidade da determinação do coeficiente de

redução para a encurvadura fora do plano χ , remetendo para o §6.3 da EN 1993-1-1 (CEN, 2005a), a mesma não distingue qual das seguintes abordagens se deve seguir: **(i)** o §6.3.2, para elementos uniformes em flexão; ou **(ii)** o §6.3.1, para elementos uniformes comprimidos.

De acordo com a **abordagem (i)** (para elementos uniformes em flexão), implica conhecer o momento crítico elástico para a encurvadura lateral M_{cr} que se baseia nas propriedades da secção transversal bruta e tem em consideração as condições de carregamento, a distribuição real dos momentos fletores e os travamentos laterais. Posto isto, interessa saber se a utilização de M_{cr} – para o cálculo de χ (ou, neste caso, χ_{LT}) e de $M_{b,Rd}$ – é a metodologia que melhor traduz o comportamento das vigas com alma corrugada sujeitas à encurvadura lateral e, se é razoável a utilização da equação (3.46a), referente a vigas com alma plana, ou se se deverá optar pela adoção de outras propostas específicas para vigas com alma corrugada com base na literatura disponível, tal como a que se referiu no §3.1.4 (equação (3.8)). Esta será a única abordagem usada no estudo numérico (do Capítulo 5) para os casos com alma plana (Figura 3.14 (a)).

Por outro lado, seguindo a **abordagem (ii)** (para elementos uniformes comprimidos), aplica-se uma hipótese simplificada que implica considerar apenas a possibilidade de ocorrência de encurvadura por flexão do banzo comprimido (Figura 3.14 (b)) (que no caso de elementos submetidos a flexão pura é o banzo superior), considerando-o como um elemento isolado, sujeito unicamente a esforços de compressão (pela decomposição do valor do momento atuante num binário), com base no pressuposto de que para vigas com alma corrugada será mais difícil calcular com exatidão momento crítico elástico de encurvadura lateral M_{cr} correspondente. Em vez disso, é calculada a carga crítica elástica de encurvadura por flexão N_{cr} – carga crítica de Euler – do elemento comprimido (*i.e.* valor do esforço axial a partir do qual o elemento passa a exibir deformações não exclusivamente axiais), com base na teoria da estabilidade elástica (Simões, 2014). Segundo esta teoria, tratando-se do estudo de vigas simplesmente apoiadas sem contraventamentos laterais, calcula-se o valor de N_{cr} para o comprimento real do elemento, através da equação (3.46b).⁵

⁵ Para efeitos de comparação com o momento crítico de elementos submetidos a flexão em torno do eixo de maior inércia, a equação (3.46b) poderá ser transformada em: $M_{cr,f} = N_{cr} \times h_m$.

Ora, pela interpretação da expressão (3.9), para o cálculo do momento fletor resistente de vigas com alma corrugada, vemos que o Anexo D da EN 1993-1-5 despreza a contribuição da alma para o cálculo do momento fletor resistente (Figura 3.14 (c)), sugerindo que a resistência à encurvadura lateral é condicionada apenas pela encurvadura do banzo comprimido de Classe 1 ou 2 (visto que considera que o momento fletor resistente é calculado com base no módulo plástico de secção $W_{f,pl,y}$), pelo que se admite a hipótese de que o valor de χ , usado para o cálculo de $M_{f,b,Rd}$, poderá resultar do cálculo de N_{cr} . De referir ainda que esta abordagem é a adotada pelo fabricante holandês de vigas com corrugação trapezoidal *GLP Corrugated Plate Industry* (GLP, 2010).

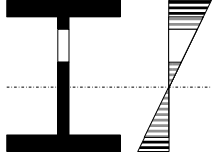
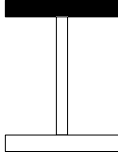
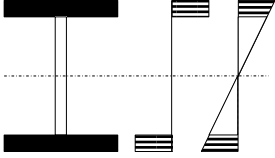
Abordagem (i)	Abordagem (ii)	
 <p data-bbox="188 1010 632 1169">(a) Secção transversal efetiva para os casos com alma plana; ou segundo a equação (3.8) para vigas corrugadas trapezoidalmente (Larsson e Persson, 2013)</p>	 <p data-bbox="660 1010 935 1144">(b) Consideração apenas do banzo superior para o cálculo de $A_{f1,eff}$ e de N_{cr}.</p>	 <p data-bbox="979 1010 1350 1169">(c) Secção transversal constituída pelos banzos para o cálculo de $W_{f,y}$, considerando uma distribuição plástica ou elástica de tensões</p>

Figura 3.14 – Esquema das secções transversais consideradas para o cálculo de diferentes grandezas

Neste sentido, no presente trabalho adotaremos ambas as abordagens para o cálculo analítico da resistência à encurvadura dos elementos com alma corrugada, através da representação gráfica das curvas resultantes, expostas no Capítulo 5, onde será feita a avaliação da sua exatidão, com base na sua comparação com o comportamento dos resultados obtidos numericamente.

Para o cálculo das constantes relativas às secções transversais de vigas com alma corrugada, de acordo com a abordagem (ii), será ignorada a contribuição da alma (ver Quadro 4.4 e Quadro 4.5), pelo que se usa neste documento a letra *f* (do inglês “*flange*”), em subscrito, para fazer a sua distinção relativamente ao valor correspondente para vigas com alma plana.

De seguida, para facilitar a comparação entre as duas abordagens consideradas, apresenta-se sob a forma de tabela os procedimentos de cálculo para a obtenção dos valores dos

momentos fletores resistentes para vigas com alma plana segundo a EN 1993-1-1 (CEN, 2005a) (ou para vigas corrugadas, segundo a “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013)); e para vigas com alma corrugada, com base no Anexo D da EN 1993-1-5 (CEN, 2006), à temperatura normal.

Quadro 3.4 – Comparação entre os procedimentos de cálculo, à temperatura normal, para a obtenção dos valores dos momentos fletores resistentes à encurvadura lateral para vigas com alma plana e com alma corrugada

<p style="text-align: center;">Abordagem (i) Vigas com alma plana com secções transversais da Classe 4 segundo a EN 1993-1-1 e a EN 1993-1-5</p>	<p style="text-align: center;">Abordagem (ii) Vigas com alma corrugada com banzos da Classe 1, 2 ou 3 adaptado do Anexo D da EN 1993-1-5</p>
<p>Momento crítico elástico para a encurvadura lateral, correspondente às condições descritas no §3.1.3:</p> $M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} + \frac{L^2 GI_t}{\pi^2 EI_z}} \quad (3.46a)$ <p>em que $C_1 = 1$ para flexão pura. Para condições de carregamento distintas deve utilizar-se a equação (3.2), ou a equação (3.8) segundo a “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013)</p>	<p>Esforço axial crítico elástico para a encurvadura lateral (carga crítica elástica de Euler):</p> $N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L_E^2} \quad (3.46b)$ <p>em que $EI = EI_{z,f1}$ é a rigidez de flexão da secção transversal do banzo comprimido no plano da encurvadura e L_E é o comprimento de encurvadura.</p>
<p>Esbelteza normalizada para a encurvadura por flexão:</p> $\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{M_{c,Rd}}{M_{cr}}} \quad (3.47a)$ <p>em que $W_y = W_{eff,y}$ é o módulo de flexão para a secção transversal de Classe 4.</p>	<p>Esbelteza normalizada para a encurvadura do banzo comprimido:</p> $\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{N_{Rd}}{N_{cr}}} \quad (3.47b)$ <p>em que $A_{eff} = A_{f1}$ é a área do banzo comprimido de Classes 1, 2 ou 3.</p>
<p>Fator de imperfeição relativo a encurvadura lateral (para secções transversais soldadas em I) [EN 1993-1-1 §6.3.2.2 (2)]:</p> $\begin{cases} h/b \leq 2 \rightarrow \text{curva c} \rightarrow \alpha_{LT} = 0,49 \\ h/b > 2 \rightarrow \text{curva d} \rightarrow \alpha_{LT} = 0,76 \end{cases}$	<p>Fator de imperfeição para a encurvadura por flexão (em relação ao eixo z) de elementos comprimidos (para perfis soldados em I) [EN 1993-1-1 §6.3.1.2 (2)], vem:</p> $\begin{cases} t_f \leq 40 \text{ mm} \rightarrow \text{curva c} \rightarrow \alpha = 0,49 \\ t_f > 40 \text{ mm} \rightarrow \text{curva d} \rightarrow \alpha = 0,76 \end{cases}$
<p>Parâmetro para determinar o coeficiente de redução χ_{LT}:</p> $\Phi_{LT} = \frac{1}{2} [1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad (3.48a)$	<p>Parâmetro para determinar o coeficiente de redução χ:</p> $\Phi = \frac{1}{2} [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.48b)$

<p>Coefficiente de redução devido à encurvadura lateral EN 1993-1-1 §6.3.2.2 (1) – Caso geral:</p> $\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1,0 \quad (3.49a)$	<p>Coefficiente de redução para a encurvadura fora do plano EN 1993-1-1 §6.3.1.2 (1):</p> $\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1,0 \quad (3.49b)$
<p>Valor de cálculo do momento fletor resistente em elementos restringidos lateralmente EN 1993-1-1 §6.2.5 (2):</p> $M_{c,Rd} = W_y \frac{f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.50a)$ <p>em que $W_y = W_{eff,y}$ é o módulo de flexão para a secção transversal de Classe 4 EN 1993-1-5 §4.4.</p>	<p>Valor do momento fletor resistente da secção constituída unicamente pelos banzos EN 1993-1-5 §D.2.1 (1):</p> $M_{f,c,Rd} = W_{f,y} \frac{f_{yf,r}}{\gamma_{M0}} \quad (3.50b)$ <p>em que $W_{f,y} = \begin{cases} \text{para banzos de Classes 1 e 2:} \\ W_{f,pl,y} = b_1 t_1 \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \\ \text{para banzos de Classe 3:}^6 \\ W_{f,el,y} = 2I_{y,f} / h \end{cases}$</p>
<p>Valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral EN 1993-1-1 §6.3.2.1 (3):</p> $M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$ <p>Como $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1$, podemos simplificar esta expressão, vindo:</p> $M_{b,Rd} = \chi_{LT} M_{c,Rd} \quad (3.51a)$	<p>Momento fletor resistente dos banzos à encurvadura lateral EN 1993-1-5 §D.2.1 (1):</p> $M_{f,b,Rd} = \chi W_{f,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}}$ <p>Como $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1$ e $f_{yf,r} = f_{yf}$, podemos simplificar esta expressão, vindo⁷:</p> $M_{f,b,Rd} = \chi M_{f,c,Rd} \quad (3.51b)$

3.4. REGRAS DE CÁLCULO DA RESISTÊNCIA DOS ELEMENTOS À ENCURVADURA LATERAL EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Neste subcapítulo serão apresentadas as metodologias de cálculo atualmente existentes no Eurocódigo 3, quer para vigas com alma plana (de acordo com a EN 1993-1-2), quer para vigas com alma corrugada (segundo a EN 1993-1-5), com secções transversais de Classe 4 em situação de incêndio.

3.4.1. Classificação das secções

Quando sujeitas a elevadas temperaturas, a classificação das secções transversais segue o mesmo procedimento indicado no §3.3.1 (igual relação c/t), com a ressalva de que o módulo de elasticidade e a tensão de cedência são dependentes da temperatura (Franssen e

⁶ Esta expressão foi incluída pelo autor de forma a possibilitar que banzos de Classe 3 possam ser abrangidos no cálculo do momento fletor resistente segundo a expressão (3.9) (incluída no Anexo D da EN 1993-1-5).

⁷ A igualdade $f_{yf,r} = f_{yf}$ só é válida na ausência de esforço transversal, de acordo com a equação (3.10), ou tratando-se de almas corrugadas sinusoidalmente.

Vila Real, 2010). Por esta razão, o parâmetro ε em situação de incêndio é definido (para o aço carbono) por:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_{y,\theta}}} \sqrt{\frac{E_\theta}{210000}} = \sqrt{\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}} \sqrt{\frac{235}{f_y}} \sqrt{\frac{E}{210000}} = \sqrt{\frac{k_{E,\theta}}{k_{y,\theta}}} \sqrt{\frac{235}{f_y}} \approx 0,85 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.52)$$

com f_y e E em MPa, e em que $k_{E,\theta}$ e $k_{y,\theta}$ são os fatores de redução do módulo de elasticidade e da tensão de cedência, respetivamente, para o aço carbono a temperaturas elevadas, dados no Quadro 3.5. Segundo a EN 1993-1-2, a constante 0,85 deverá ter em conta as influências devidas ao aumento da temperatura (tendo em consideração os fatores de redução $k_{0,2p,\theta}$ e $k_{E,\theta}$, que reduzem os valores da tensão de cedência a 20°C (f_y) para secções da Classe 4, e o módulo de elasticidade E do aço, respetivamente).

Quadro 3.5 – Fatores de redução do aço carbono segundo os Quadros 3.1 e E.1 da EN 1993-1-2 (CEN, 2010), e de acordo com a “Nova proposta” (Couto, 2015) do §3.5

Temperatura do aço θ_a	Fator de redução à temperatura θ_a (referido a E_a a 20 °C) para a inclinação da reta que representa o domínio elástico $k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a$	Fator de redução à temperatura θ_a (referido a f_y a 20 °C) para a tensão de cedência	
		efetiva de secções de Classes 1, 2 e 3 (e 4, segundo a “Nova proposta”) $k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	de secções soldadas da Classe 4 (segundo a EN 1993-1-2) $k_{0,2p,\theta} = f_{0,2p,\theta}/f_y$
20 °C	1,000	1,000	1,000
100 °C	1,000	1,000	1,000
200 °C	0,900	1,000	0,890
300 °C	0,800	1,000	0,780
400 °C	0,700	1,000	0,650
500 °C	0,600	0,780	0,530
600 °C	0,310	0,470	0,300
700 °C	0,130	0,230	0,130
800 °C	0,090	0,110	0,070
900 °C	0,0675	0,060	0,050
1000 °C	0,0450	0,040	0,030
1100 °C	0,0225	0,020	0,020
1200 °C	0,0000	0,000	0,000

Nota: Para valores intermédios da temperatura do aço, poderá efetuar-se uma interpolação linear; Os valores a **negrito** são os correspondentes às temperaturas consideradas no estudo numérico do Capítulo 5.

3.4.2. Secção transversal efetiva

A temperaturas elevadas, a cláusula 4.2.3.6 da Parte 1-2 do Eurocódigo 3 (para secções transversais da Classe 4) recomenda um valor limite para a temperatura crítica de $\theta_{crit} = 350^{\circ}\text{C}$ (valor recomendado conservativamente se não for feito qualquer dimensionamento ao fogo), o que significa que mesmo para uma resistência ao fogo requerida regulamentarmente de 15 minutos, dever-se-á utilizar sistemas de proteção ao fogo passivos para estes perfis (Couto, 2015).

Por outro lado, o §E.2. do Anexo E da mesma norma, recomenda a consideração de uma secção transversal reduzida, calculada de acordo com o método da largura efetiva, usando as propriedades do aço carbono à temperatura normal (*i.e.* A_{eff} e $W_{eff,y}$ são calculados de acordo com o exposto no §3.3.2). De facto, o fator de redução para a encurvadura de placa a temperaturas elevadas seria $\rho_{\theta} = \rho(\bar{\lambda}_{p,\theta})$, sendo o respetivo valor da esbelteza adimensional dado por:

$$\bar{\lambda}_{p,\theta} = \sqrt{\frac{f_{y,\theta}}{\sigma_{cr,\theta}}} = \sqrt{\frac{k_{0,2p,\theta}}{k_{E,\theta}}} \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} \approx 1,0 \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \bar{\lambda}_p \quad (3.53)$$

Desta forma considera-se que a relação $\sqrt{k_{0,2p,\theta}/k_{E,\theta}}$ no aço carbono é aproximadamente igual a 1,0, de acordo com o ilustrado na Figura 3.15, e visto que $\bar{\lambda}_{p,\theta} \approx \bar{\lambda}_p$, as equações (3.39) e (3.40) podem ser consideradas iguais a $\rho_{\theta} = \rho$ (Couto, 2015).

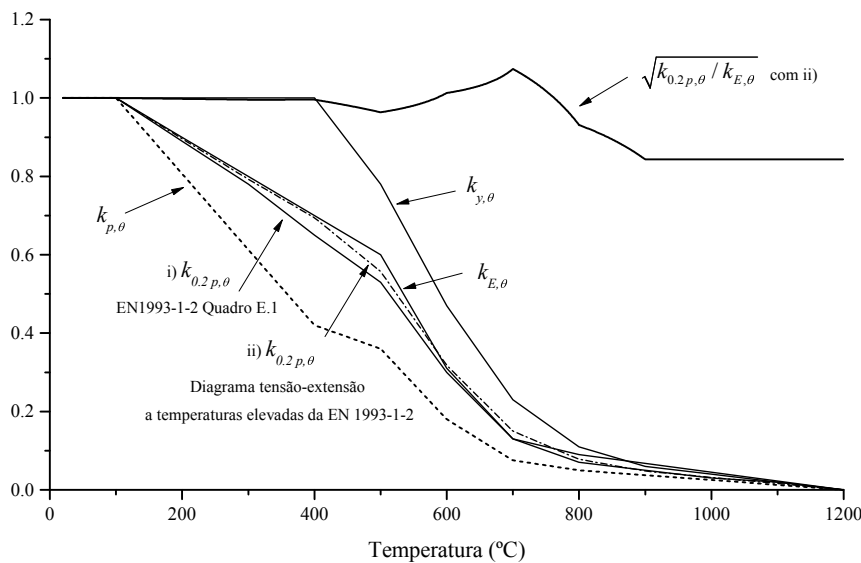


Figura 3.15 – Fatores de redução para as propriedades mecânicas do aço carbono a temperaturas elevadas de acordo com a EN 1993-1-2 (Couto, 2015)

Além disto, o mesmo anexo recomenda o uso dos mesmos métodos simplificados de cálculo, mas considerado o valor de cálculo da tensão de cedência do aço igual à tensão limite de proporcionalidade a 0,2% (representado a vermelho na Figura 3.16), em detrimento dos 2% da tensão de cedência efetiva $f_{y,\theta}$, utilizados para as restantes Classes (representado a azul na Figura 3.16), determinando por:

$$f_{0,2p,\theta} = k_{0,2p,\theta} f_y \quad (3.54)$$

sendo $k_{0,2p,\theta}$ o fator de redução de cálculo, dado no Quadro 3.5.

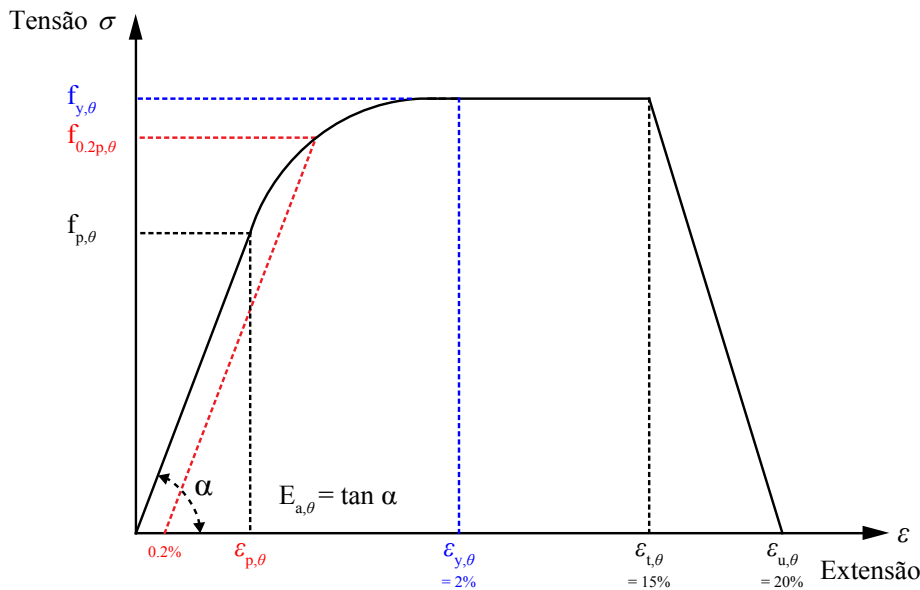


Figura 3.16 – Lei material do aço carbono a temperaturas elevadas de acordo com a EN 1993-1-2 (Franssen e Vila Real, 2010)

Desta forma, a influência do modo global de encurvadura é tida em conta pela redução da capacidade resistente da secção transversal, pela redução da área efetiva e pela redução do valor da tensão de cedência.

3.4.3. Resistência da secção

Segundo a EN 1993-1-2, o valor de cálculo do momento fletor atuante $M_{fi,d}$, no instante t , a altas temperaturas em cada secção transversal deve satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{M_{fi,Ed}}{M_{fi,\theta,Rd}} \leq 1 \quad (3.55)$$

em que $M_{fi,\theta,Rd}$ representa o valor de cálculo do momento resistente no instante t de uma secção com uma temperatura uniforme θ_a .

3.4.4. Resistência do elemento sujeito à encurvadura lateral

Segundo as cláusulas §4.2.3.2 (2) e §4.2.3.3 (5) da EN 1993-1-2 (CEN 2010), o fator de imperfeição toma o valor:

$$\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.56)$$

A expressão (3.56), bem como as que constam no Quadro 3.6, que se segue, resultaram de uma proposta elaborada por Vila Real (2003) e que foi aceite pela CEN – Comissão Europeia de Normalização, tendo sido adotada na última versão da Parte 1.2 do Eurocódigo 3.

Seguindo o raciocínio exposto no §3.3.4 para as duas abordagens consideradas, apresenta-se no Quadro 3.6 os procedimentos de cálculo para a obtenção dos valores dos momentos fletores resistentes para vigas com alma plana segundo a EN 1993-1-2 (CEN, 2005b) (ou, com as devidas adaptações para a situação de incêndio, no caso de vigas corrugadas segundo a “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013)); e para vigas com alma corrugada, com base no Anexo D da EN 1993-1-5 (CEN, 2006), adaptadas para a situação de incêndio.

Quadro 3.6 – Comparação entre os procedimentos de cálculo, em situação de incêndio, para a obtenção dos valores dos momentos fletores resistentes à encurvadura lateral para vigas com alma plana e com alma corrugada

Abordagem (i) Vigas com alma plana com secções transversais da Classe 4 segundo a EN 1993-1-2 e a EN 1993-1-5	Abordagem (ii) Vigas com alma corrugada com banzos da Classe 1, 2 ou 3 adaptado da EN 1993-1-5 e da EN 1993-1-2
Esbelteza adimensional para a máxima temperatura no banzo comprimido $\theta_{a,com}$ [EN 1993-1-2 §4.2.3.3 (5)]: $\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \bar{\lambda}_{LT} \sqrt{\frac{k_{0,2p,\theta,com}}{k_{E,\theta,com}}} \quad (3.57a)$	Esbelteza adimensional do banzo comprimido para a temperatura uniforme θ_a [EN 1993-1-2 §4.2.3.2 (2)]: $\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (3.57b)$
Fator de imperfeição: $\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.58a)$	Fator de imperfeição: $\alpha = 0,65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.58b)$
Valor para determinar o coeficiente de redução $\chi_{LT,fi}$: $\Phi_{LT,\theta,com} = \frac{1}{2} [1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + (\bar{\lambda}_{LT,\theta,com})^2] \quad (3.59a)$	Valor para determinar o coeficiente de redução χ_{fi} : $\Phi_\theta = \frac{1}{2} [1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2] \quad (3.59b)$

<p>Fator de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio:</p> $\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta,com} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta,com}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta,com}^2}} \quad (3.60a)$	<p>Fator de redução para a encurvadura por flexão em situação de incêndio:</p> $\chi_{fi} = \frac{1}{\Phi_{\theta} + \sqrt{\Phi_{\theta}^2 - \bar{\lambda}_{\theta}^2}} \quad (3.60b)$
<p>Valor de cálculo do momento resistente com uma temperatura uniforme θ_a [EN 1993-1-2 §4.2.3.6 (1)]:</p> $M_{fi,\theta,Rd} = k_{0,2p,\theta} M_{c,Rd} \left[\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right] \quad (3.61a)$ <p>em que $M_{c,Rd}$ é o valor de cálculo do momento resistente da secção calculado de acordo com a equação (3.50a).</p>	<p>Valor de cálculo do momento resistente com uma temperatura uniforme θ_a [EN 1993-1-2 §4.2.3.6 (1)]:</p> $M_{f,fi,\theta,Rd} = k_{0,2p,\theta} M_{f,c,Rd} \left[\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right] \quad (3.61b)$ <p>em que $M_{f,Rd}$ é o valor de cálculo do momento resistente da secção calculado de acordo com a equação (3.50b).</p>
<p>Valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral no instante t de um elemento sem travamento lateral com uma secção transversal da Classe 4 [EN 1993-1-2 §4.2.3.3 (4)]:</p> $M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} k_{0,2p,\theta,com} M_{c,Rd} / \gamma_{M,fi}$ <p>Como $\gamma_{M0} = \gamma_{M,fi} = 1$, podemos simplificar esta expressão, vindo:</p> $M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} M_{fi,\theta,Rd} \quad (3.62a)$	<p>Momento fletor resistente dos banzos à encurvadura lateral no instante t [EN 1993-1-5 §D.2.1 (1)]:</p> $M_{f,b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} k_{0,2p,\theta,com} M_{f,c,Rd} / \gamma_{M,fi}$ <p>Como $\gamma_{M0} = \gamma_{M,fi} = 1$, podemos simplificar esta expressão, vindo:</p> $M_{f,b,fi,t,Rd} = \chi_{fi} M_{f,fi,\theta,Rd} \quad (3.62b)$

Note-se que o procedimento de cálculo aqui exposto é idêntico ao mostrado no Quadro 3.4, com as referidas correções dos valores das esbeltezas adimensionais e do fator de imperfeição, acima mencionadas.

3.5. NOVA PROPOSTA DE CÁLCULO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Neste subcapítulo será exposta uma “Nova proposta” para o cálculo da resistência da secção transversal, desenvolvida por Couto (2015), que afirma “*conduzir a melhorias na verificação da segurança ao fogo*” em elementos metálicos com secção transversal de Classe 4, tendo como referência estudos que afirmam que a metodologia atualmente prevista na Parte 1-2 do Eurocódigo 3 (em que se considera a tensão de cedência do aço igual à tensão limite de proporcionalidade a 0,2% para toda a secção, mesmo constituída por placas de Classes inferiores 4, *i.e.* sem encurvadura local) é demasiado conservativa;

ou mesmo levando a resultados fora do lado da segurança para elementos de Classe 3, em que poderá ocorrer encurvadura local antes de se atingir o valor máximo da resistência elástica à flexão ou à compressão). Este método introduz um “*parâmetro de secção efetiva cuja utilização permite uma verificação ao fogo da encurvadura lateral mais eficiente*”.

Neste sentido, sempre que for feita referência aos parâmetros contemplados por este método será utilizada a designação “*new*”, em sobrescrito, para facilitar a sua distinção relativamente às grandezas análogas, atualmente prescritas pelo Eurocódigo 3.

3.5.1. Nova proposta para o cálculo da largura efetiva a temperaturas elevadas

Devido às limitações supramencionadas, Couto *et al.* (2014) desenvolveram (para secções de Classes 3 e 4) novas expressões para o cálculo do coeficiente de redução para a encurvadura de placa ρ , a fim de se substituir a utilização do valor de cálculo da tensão de cedência correspondente à tensão limite convencional de proporcionalidade a 0,2% ($f_{0,2p,\theta}$) pela tensão a 2% da extensão de cedência $f_{y,\theta}$ (representado a azul na Figura 3.16), tal como o previsto na EN 1993-1-2 para as Classes 1, 2 e 3.

Esta proposta simplificada é baseada no pressuposto de que a influência da temperatura na gama das temperaturas críticas geralmente expectáveis para membros de aço (de 350°C até 750°C) é desprezável, conduzindo a um dimensionamento mais simplificado, contudo preciso. De acordo com esta proposta, o coeficiente de redução para a encurvadura de placa ρ (ver Quadro 3.3) para elementos comprimidos internos (alma de Classe 3 ou 4) é dado pela seguinte expressão (Couto, 2015):

$$\rho = \frac{\left(\bar{\lambda}_p + 0,9 - \frac{0,26}{\varepsilon}\right)^{1,5} - 0,055(3 + \psi)}{\left(\bar{\lambda}_p + 0,9 - \frac{0,26}{\varepsilon}\right)^3} \leq 1,0 \quad (3.63)$$

e para elementos comprimidos em consola (banzo comprimido de Classe 3 ou 4) dado por:

$$\rho = \frac{\left(\bar{\lambda}_p + 1,1 - \frac{0,52}{\varepsilon}\right)^{1,2} - 0,188}{\left(\bar{\lambda}_p + 1,1 - \frac{0,52}{\varepsilon}\right)^{2,4}} \leq 1,0 \quad (3.64)$$

em que $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$ (com f_y em MPa) e $\bar{\lambda}_p$ é dado na equação (3.41).

3.5.2. Novas curvas de encurvadura lateral

Com base no estudo efetuado por Couto (2015), são propostas novas curvas para o dimensionamento de elementos sujeitos à encurvadura lateral, dependentes do fator de secção efetiva (s) e na classe do aço, que são “os principais parâmetros a influenciar a encurvadura lateral de vigas esbeltas a temperaturas elevadas”. O fator de secção efetiva s , relaciona a resistência da secção aos fenómenos de encurvadura local com a resistência global da viga à encurvadura lateral, de acordo com:

$$s = \frac{W_{eff,y}}{W_{el,y}} \quad (3.65)$$

em que $W_{eff,y}$ é o módulo da secção efetiva e $W_{el,y}$ é o módulo elástico da secção, ambos em relação ao eixo forte. A partir deste valor, são definidas três curvas possíveis L1, L2 e L3, consoante a interação entre a encurvadura local e lateral seja reduzida, moderada ou elevada, respetivamente; bem como diferentes coeficientes para ter em conta a classe do aço na definição do fator de imperfeição α_{LT}^{new} (ver equação (3.56)), dado no Quadro 3.7.

Quadro 3.7 – Parâmetros para a obtenção das curvas de encurvadura segundo a proposta de Couto (2015) para vigas esbeltas

Curva	Limites (s)	α_{LT}^{new}	$\bar{\lambda}_{LT,0}$
L1	$\frac{W_{eff,y}}{W_{el,y}} > 0,9$	$1,25\varepsilon = 1,25\sqrt{235/f_y}$	0,2
L2	$0,8 < \frac{W_{eff,y}}{W_{el,y}} \leq 0,9$	$1,00\varepsilon = 1,00\sqrt{235/f_y}$	0,2
L3	$\frac{W_{eff,y}}{W_{el,y}} \leq 0,8$	$0,75\varepsilon = 0,75\sqrt{235/f_y}$	0,2

De acordo com este método, os valores de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral em elementos não restringidos lateralmente das Classes 3 e 4 poderão ser calculados segundo o Quadro 3.6, substituindo os valores de $k_{0,2p,\theta}$ por $k_{y,\theta}$, e substituindo a expressão (3.59) (necessária para a determinação do coeficiente de redução $\chi_{LT,fi}$) pela seguinte equação (Couto, 2015):

$$\Phi_{LT,\theta}^{new} = \frac{1}{2} \left[1 + \alpha_{LT}^{new} (\bar{\lambda}_{LT,\theta} - \bar{\lambda}_{LT,0}) + \bar{\lambda}_{LT,\theta}^2 \right] \quad (3.66)$$

em que os valores de α_{LT}^{new} e $\bar{\lambda}_{LT,0}$ são dados no Quadro 3.7.

A formulação desta expressão baseia-se no comportamento dos resultados numéricos obtidos para valores reduzidos de esbelteza, onde formam um patamar até ao valor de 0,2.

Na Figura 3.17 estão representadas as curvas de encurvadura L1, L2 e L3 propostas por este método para duas secções de vigas esbeltas utilizadas neste trabalho (ver Quadro 4.2) à temperatura de 500°C, para as Classes de aço S355 e S275.

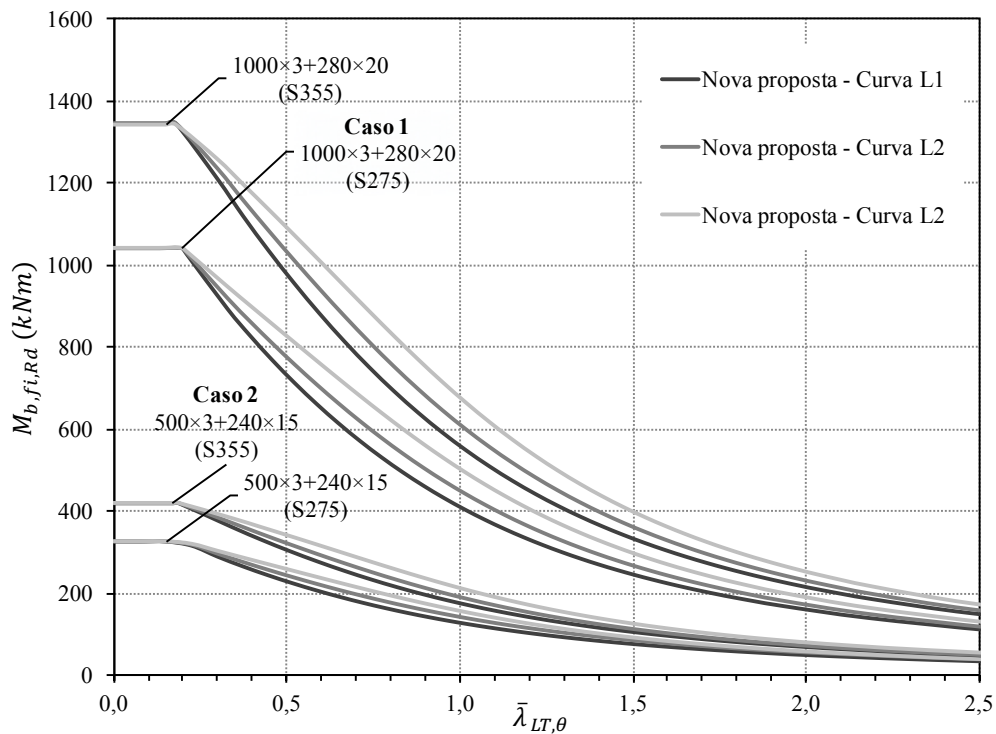


Figura 3.17 – Curvas de encurvadura segundo a proposta de Couto (2015) para duas secções de vigas esbeltas a temperaturas elevadas (aços S355 e S275)

Com base nesta figura, é possível compreender que quanto maior a inércia da secção (Caso 1), maior é a influência da classe do aço, bem como do fator de imperfeição para a encurvadura de elementos comprimidos α_{LT}^{new} . Por outro lado, verifica-se que quanto maior é a esbelteza da peça, menor é a vantagem da utilização de um aço de maior resistência. Este facto é consequente de a carga crítica de peças esbeltas depender apenas do módulo de elasticidade, o qual pode ser considerado constante para todos os tipos de aço.

Recordando o que foi referido no §3.3.4, relativamente às duas abordagens consideradas, segundo esta “Nova proposta” as secções transversais efetivas de perfis com elementos de Classe igual ou superior a 3, estão representadas na Figura 3.18.

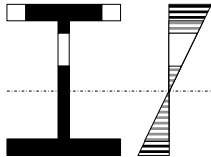
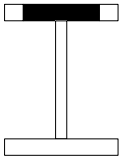
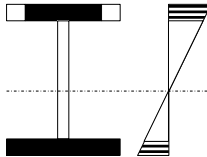
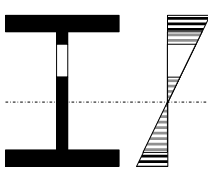
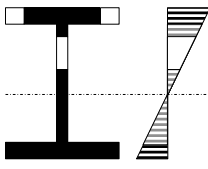
Abordagem (i)	Abordagem (ii)	
		
(a) Secção transversal efetiva para os casos com alma plana; ou segundo a equação (3.8) para vigas corrugadas trapezoidalmente (Larsson e Persson, 2013)	(b) Consideração do banzo superior efetivo para o cálculo de $A_{f1,eff}^{new}$ e de N_{cr} .	(c) Secção transversal constituída pelos banzos para o cálculo de $W_{f,eff,y}^{new}$, considerando uma distribuição elástica de tensões

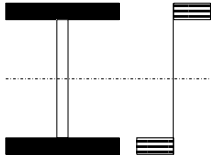
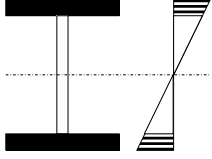
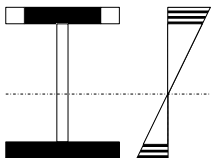
Figura 3.18 – Esquema das secções transversais (com banzos de Classe ≥ 3) consideradas para o cálculo de diferentes grandezas com base na “Nova proposta” de Couto (2015)

3.6. SÍNTESE

Uma vez conhecidas as abordagens adotadas no presente trabalho, e as respetivas regras para o cálculo da resistência à encurvadura lateral de perfis em I (com alma plana, ou em que a mesma é desprezada) à temperatura normal e em situação de incêndio, sintetizam-se no Quadro 3.8 as secções transversais consideradas para o cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral, bem como a respetiva expressão.

Quadro 3.8 – Síntese das metodologias para o cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral em elementos não restringidos lateralmente

Metodologia	Secção efetiva e distribuição de tensões	Temperatura normal	Situação de incêndio
EN 1993-1-1 §6.3.2.1 (3) + EN 1993-1-5 §4.4 + EN 1993-1-2 §4.2.3.6 (1)		Secções de Classe 4 $M_{b,fi,Rd} = \chi_{LT} W_{eff,y} \frac{f_y}{\gamma_{M1}}$	Secções de Classe 4 $M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{eff,y} \frac{k_{0,2p,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}}$
Nova proposta (Couto, 2015)		Não aplicável	Secções de Classes 3 e 4 $M_{b,new,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{eff,y}^{new} \frac{k_{y,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}}$

Abordagem (ii) (banzos apenas)	EN 1993-1-5 §D.2.1 (1) + EN 1993-1-2 §4.2.3.3 (4)		Banzos de Classes 1 e 2 $M_{f,b,Rd} = \chi W_{f,pl,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}}$	Banzos de Classes 1 e 2 $M_{f,b,fi,Rd} = \chi_{fi} W_{f,pl,y} \frac{k_{y,\theta} f_{yf}}{\gamma_{M,fi}}$
	EN 1993-1-1 §6.3.2.1 (3) + EN 1993-1-2 §4.2.3.4 (3)		Banzos de Classe 3 $M_{b,f,Rd} = \chi W_{f,el,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}}$ ($W_{f,el,y} = W_{f,eff,y}$)	Banzos de Classe 3 $M_{f,b,fi,Rd} = \chi_{fi} W_{f,el,y} \frac{k_{y,\theta} f_{yf}}{\gamma_{M,fi}}$
	Nova proposta (Couto, 2015)		Não aplicável	Banzos de Classes 3 e 4 $M_{f,b,fi,Rd}^{new} = \chi_{fi} W_{f,eff,y}^{new} \frac{k_{y,\theta} f_{yf}}{\gamma_{M,fi}}$

Com base nestas metodologias, serão produzidas as curvas analíticas utilizadas no estudo paramétrico exposto no Capítulo 5, com o propósito de possibilitar a sua comparação com os resultados obtidos através da análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), que se descreve no próximo capítulo.

Capítulo 4

Análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos

4. ANÁLISE NUMÉRICA PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

4.1. Considerações gerais

4.2. Aspectos regulamentares

4.2.1. Programas de cálculo utilizados (*softwares*)

4.2.1.1. Descrição geral do programa SAFIR

4.2.1.2. Descrição geral do programa RUBY + Cast3M

4.2.2. Modelação dos elementos estruturais

4.2.3. Condições de fronteira dos elementos estruturais

4.2.4. Imperfeições

4.2.4.1. Imperfeições geométricas

4.2.4.2. Tensões Residuais

4.2.5. Modelação das propriedades dos materiais

4.2.6. Modelação das cargas

4.3. Escolha e propriedades das secções transversais

4. ANÁLISE NUMÉRICA PELO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

4.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS

Com o estudo numérico realizado neste trabalho pretendeu-se efetuar uma análise comparativa das resistências últimas para diferentes tipos de vigas com alma corrugada e com alma plana equivalente, à temperatura normal e em situação de incêndio. A comparação das resistências últimas das vigas consideradas foi feita entre:

- resultados do estudo numérico;
- fórmulas de cálculo propostas no Eurocódigo 3;
- fórmulas de cálculo propostas por outros autores.

A análise estrutural em situação de incêndio pode ser efetuada usando métodos de cálculo simplificados (definidos nos Eurocódigos) ou mais complexos, baseados no Método dos Elementos Finitos (MEF).

Em termos gerais, o Eurocódigo 3 permite a utilização do método dos elementos finitos e métodos avançados de análise. Designadamente, na cláusula 5.4.1(1) da Parte 1-1, que remete para a Parte 1-5, cujo Anexo C é especificamente dedicado a este aspeto. Salienta-se ainda a Parte 1-6, dedicada ao dimensionamento de estruturas em casca, desenvolvida com vista à utilização de programas de elementos finitos e métodos de análise avançada (Simões da Silva e Gervásio, 2007).

4.2. ASPETOS REGULAMENTARES

Segundo as orientações da cláusula C.2(1) do Anexo C da Parte 1-5 do Eurocódigo 3, a utilização de elementos finitos deve ter em particular atenção os seguintes aspetos (alguns dos quais descritos nos subcapítulos seguintes):

- a escolha do(s) software(s) e respetiva documentação;
- a modelação da estrutura ou componente estrutural e as respetivas condições de fronteira;
- a modelação das propriedades dos materiais;
- a utilização de imperfeições;
- a modelação das cargas;
- a especificação dos critérios para os estados limites;

- a seleção dos coeficientes parciais a adotar.

No presente contexto da utilização de elementos finitos, foram ainda respeitadas as seguintes orientações:

- realização de estudos de convergência com refinamento sucessivo da malha de elementos finitos (cláusula C.3(1)) para efeitos de validação;
- seleção de condições de fronteira nos apoios, interfaces e carregamentos aplicados de forma a conduzirem a resultados do lado da segurança (cláusula C.3(3));
- escolha de um programa de cálculo adequado à tarefa (cláusula C.4(1));
- descrição completa da discretização, carregamentos, condições de fronteira e resultados obtidos de forma a poderem ser reproduzidos por terceiros (cláusula C.4(2)).

4.2.1. Programas de cálculo utilizados (*softwares*)

Existem vários *softwares* de análise não-linear baseados no MEF, onde se incluem programas como o ANSYS, ABAQUS, SAFIR, etc. Para a modelação numérica, realizada nesta dissertação, foi utilizado o programa SAFIR (Franssen, 2005; Franssen, 2011), para a análise dos elementos estruturais, quer à temperatura normal, quer a temperaturas elevadas; e o RUBY (Couto *et al.*, 2013), um software de interface para a análise linear de encurvadura de modelos SAFIR (recorrendo ao Cast3M).

Seguidamente serão descritos as bases de funcionamento destes programas.

4.2.1.1. Descrição geral do programa SAFIR

O programa SAFIR (Franssen, 2005), é um código baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF) para análises material e geometricamente não lineares com imperfeições (GMNIA - *Geometrically and Materially Nonlinear Analysis with Imperfections included*), desenvolvido na década de 1990 na Universidade de Liège, na Bélgica, vocacionado para a análise de estruturas à temperatura normal e a temperaturas elevadas (sujeitas à ação do fogo).

Este *software* é constituído por dois módulos de cálculo distintos: um para a análise do comportamento térmico da secção e outro para a análise do comportamento mecânico do respetivo elemento estrutural (Franssen, 2005).

O procedimento utilizado pelo programa SAFIR para a análise de uma estrutura, ou elemento estrutural, sujeito à ação do fogo, envolve diferentes etapas. Começa-se por calcular a distribuição de temperaturas que ocorre no interior dos elementos estruturais – análise térmica –. No caso de elementos de casca, a temperatura é não uniforme na espessura do elemento, e não existe transferência de calor no plano do mesmo, sendo a análise térmica executada numa secção cuja espessura é a do elemento e a largura é arbitrária. Por último, a designada – análise estrutural – é levada a cabo: o módulo do comportamento mecânico do programa analisa as temperaturas obtidas durante a análise térmica, tendo em vista a determinação do comportamento termodinâmico da estrutura face aos carregamentos estático e térmico aplicados. Este processo baseia-se numa análise incremental, capaz de gerar a seguinte informação até à ocorrência de rotura: (i) deslocamento para cada nó da estrutura; (ii) esforços axial, transverso e momento fletor nos pontos de integração de cada elemento finito; (iii) tensões, deformações e módulo de elasticidade para cada malha, nos pontos de integração de cada elemento finito (Franssen, 2011).

4.2.1.2. Descrição geral do programa RUBY + Cast3M

O programa RUBY (*Run a buckling analysis*) é uma ferramenta que permite ao utilizador executar análises lineares de encurvadura (LBA - *Linear Buckling Analysis*) em modelos SAFIR constituídos por elementos de casca, permitindo assim o cálculo dos valores do carregamento crítico e dos respetivos modos de encurvadura. Para efetuar estas análises recorre-se ao programa Cast3M (CEA, 2012), sendo o RUBY um *software* de interface para a execução da análise de encurvadura dos modelos SAFIR (com a vantagem de o utilizador não necessitar de quaisquer conhecimentos sobre o Cast3M) (Couto *et al.*, 2013).

O Cast3M é um código de cálculo computacional para a solução de equações diferenciais parciais, assim como para a análise de estruturas, pelo método dos elementos finitos, desenvolvido pelo “*Département de Modélisation des Systèmes et Structures*” (DM2S) da “*Direction de l’Énergie Nucléaire*” do “*Commissariat français à l’Energie Atomique*” (CEA). Os seus principais domínios de aplicação são a mecânica estrutural e a mecânica dos fluídos (Le Fichoux, 1998).

Este software permite que o utilizador o possa adaptar às suas necessidades para a resolução dos seus problemas, integrando, para além dos processos de cálculo

propriamente ditos, as funções da construção do modelo (em 2D ou 3D) (pré-processador) e as funções do processamento dos resultados (pós-processador) (Le Fichoux, 2011). Neste contexto, o principal objetivo deste código é lidar com problemas não-lineares mecânicos, tais como: plasticidade, encurvadura, deformação, análise sísmica, pós-encurvadura, entre outros.

Adicionalmente, o RUBY tem também a capacidade de modificar os modelos de entrada SAFIR (ficheiros *input*) a fim de aplicar imperfeições geométricas com base nos modos de encurvadura calculados – tal como o previsto na EN 1993-1-5 (CEN, 2006) –, para a posterior análise do modelo numérico pelo SAFIR. Paralelamente, o RUBY também cria ficheiros *output* para os modos de encurvadura desejados. Para o presente estudo, as opções de cálculo definidas para este programa, consideram apenas o primeiro modo de encurvadura global (ver Figura 4.8), com o qual se obtém o valor numérico do momento crítico elástico para a encurvadura lateral do elemento (M_{cr}^{RUBY}).

4.2.2. Modelação dos elementos estruturais

No presente trabalho foram utilizados unicamente elementos finitos de casca (*shell elements*) para a modelação de todas as vigas analisadas, visto serem elementos capazes de realizar estas análises de forma precisa, tendo em conta os fenómenos de instabilidade local, com particular relevância para o caso de estruturas esbeltas. Estes elementos de casca baseiam-se na teoria de flexão de Kirchhoff (DKQ – *Discrete Kirchhoff theory Quadrangular*) com uma abordagem co-rotacional, tendo sido validados por Talamona e Franssen (2005).

Para a construção dos modelos, as chapas dos banzo e da alma foram discretizadas em múltiplos elementos de casca quadrangulares, com quatro nós, cada um com seis graus de liberdade (3 translações e 3 rotações).

Tal como se observa na Figura 4.1, existem 4 pontos de integração na superfície do elemento (esquema de 2×2 pontos de Gauss). Em cada direção, a integração é feita pelo método de Gauss. Nos modelos numéricos realizados, usaram-se 3 pontos de integração na espessura do elemento. Este número é definido pelo utilizador, podendo variar entre 2 (se o comportamento de membrana é o dominante) a 10 (se a flexão é dominante) (Talamona e Franssen, 2005). De referir que o valor adotado conduziu a bons resultados, sendo o utilizado por outros autores (Couto *et al.*, 2013).

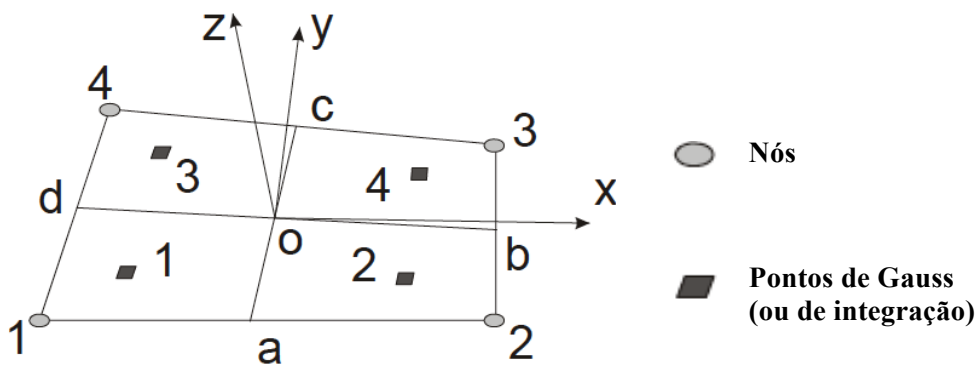


Figura 4.1 – Definição da geometria e dos eixos locais de um elemento de casca (Franssen, Kodur e Mason, 2002)

As ligações soldadas alma-banzos não foram incluídas nos modelos numéricos, nem consideradas nos cálculos analíticos. Convém ainda referir que a espessura dos elementos planos constituintes das vigas analisadas foi transposta para os respetivos elementos finitos de casca dos modelos SAFIR a partir da linha média daqueles elementos, o que origina uma sobreposição de material em cada conexão entre a alma e o banzo, tal como se ilustra na Figura 4.2. Todavia, a influência desta sobreposição nos resultados foi desprezada. Posto isto, a altura da alma, para efeitos de cálculo, foi considerada igual à sua altura real somada à média das espessuras dos banzos superior e inferior ($h_m = h_w + \frac{t_1+t_2}{2}$).

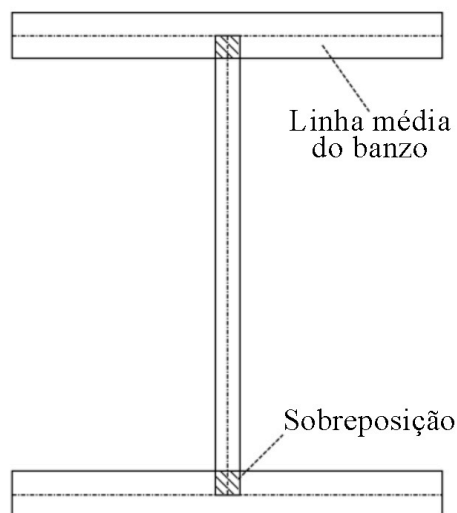
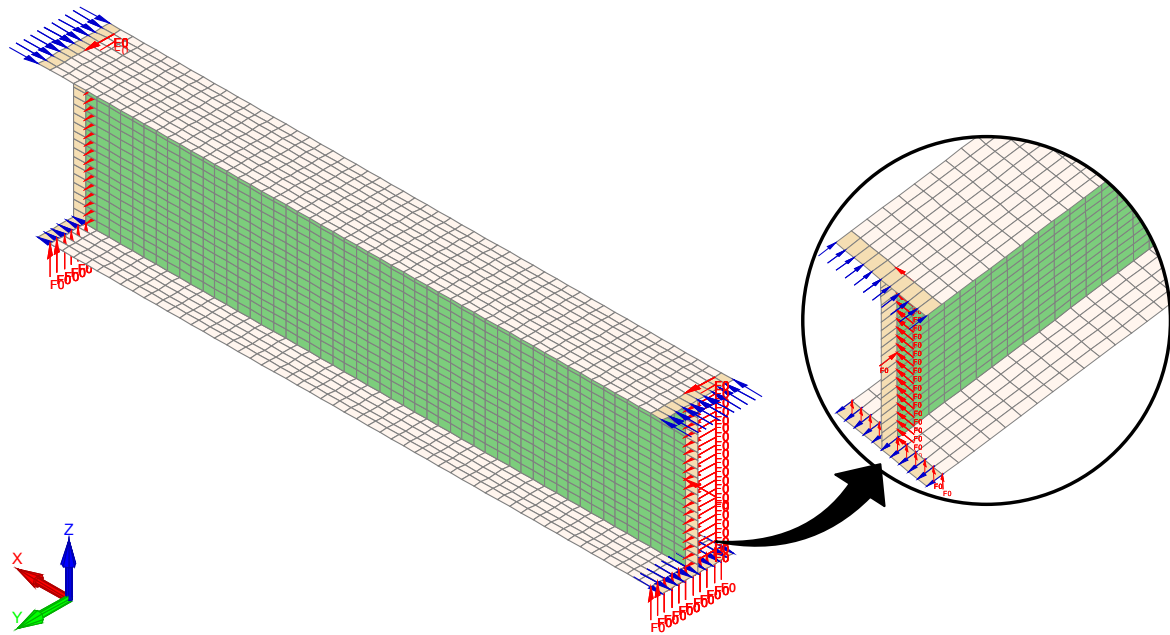


Figura 4.2 – Ilustração da sobreposição de material na conexão entre a alma e o banzo nos modelos numéricos

Para a modelação numérica das vigas, a construção da malha foi realizada com recurso à criação de uma folha de cálculo automática, capaz de lidar com todas as variáveis necessárias para a produção dos ficheiros *input*, processados pelos programas de cálculo utilizados, designadamente: as dimensões dos vãos e das secções transversais, a geometria da corrugação da alma (nos casos dos perfis com alma corrugada trapezoidalmente ou sinusoidalmente), as condições de fronteira (apoios e contraventamento), o tipo de carregamento aplicado, as propriedades dos materiais, a precisão do cálculo, etc.

A malha utilizada neste estudo é composta por um número de nós e de elementos finitos proporcional à dimensão do vão de cada elemento. Isto porque, enquanto que num perfil prismático (*i.e.* uma viga com alma plana), por ter uma secção transversal constante ao longo do seu comprimento, é possível ajustar a malha do respetivo modelo numérico (aumentando ou diminuindo o tamanho dos elementos finitos segundo o eixo longitudinal do perfil) consoante a dimensão do vão (mantendo-se assim constante um número reduzido de elementos finitos, a rondar, a título de exemplo, os 4284 utilizados por Couto (2015)), num perfil com alma corrugada tal não é possível, devido à variação da posição da alma ao longo do comprimento. Por esta razão, e visto ser necessário que o refinamento da malha seja constante (de modo a reproduzir fielmente a geometria da corrugação da alma), o número de elementos finitos será tanto maior quanto maior for o comprimento do vão (rondando os 1000 a ≈ 2000 elementos finitos por cada metro de vão, utilizados no presente estudo), porém, com consequências refletidas no aumento significativo do tempo consumido para o cálculo de cada modelo.

A Figura 4.3 ilustra a configuração do modelo numérico adotado para os perfis com alma plana. Note-se que, apesar de se tratar de um perfil prismático, preferiu-se manter constante o refinamento da malha que o constitui (tal como no caso dos modelos de vigas com alma corrugada), variando assim o número de elementos finitos consoante a dimensão do vão, com o objetivo de uniformizar o grau de precisão do cálculo (e, por conseguinte, dos resultados) entre os modelos de vigas com alma plana e com alma corrugada.



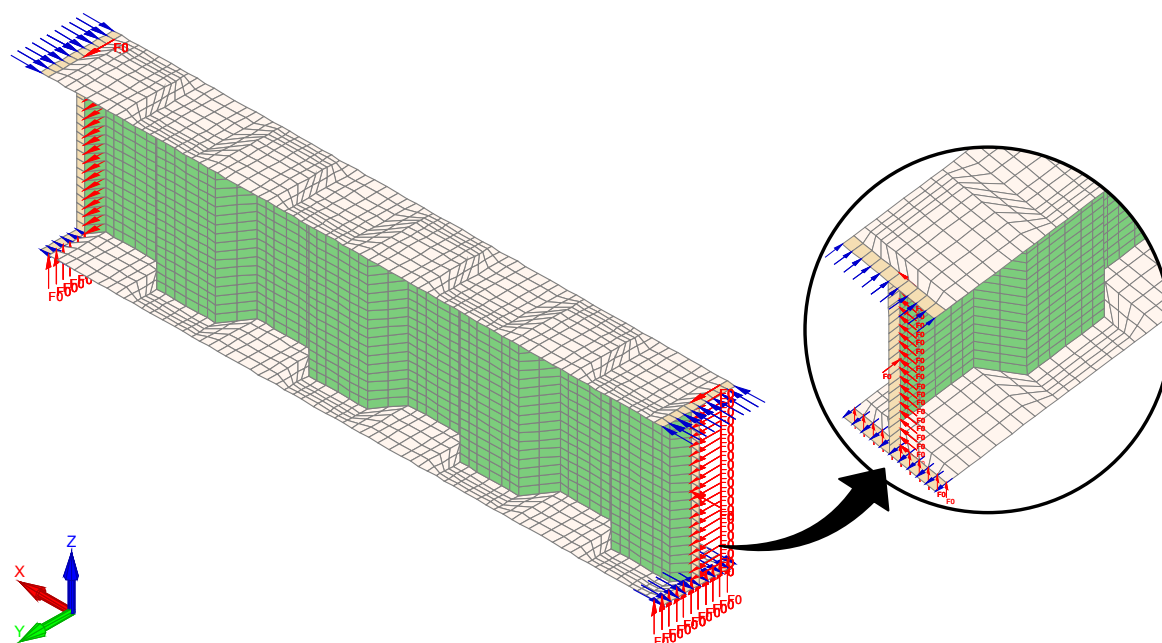
Refinamento longitudinal dos banzos: 25 elementos por metro de comprimento

Refinamento do modelo: 1000 elementos por metro de comprimento

Figura 4.3 – Modelo numérico adotado (à esquerda) para as vigas com alma plana com as respectivas condições de apoio (ampliado)

O critério da divisão de cada lado dos banzos em 5 elementos (no sentido transversal), prende-se com o padrão de distribuição das tensões residuais adotado. Como veremos adiante (§4.2.4.2), pretende-se que, para cada lado dos banzos, 4/5 sejam tensões de compressão e que 1/5 (junto à ligação com a alma) sejam tensões de tração. Pela mesma razão, a alma foi dividida em 20 elementos, de maneira a que este número fosse múltiplo dos quocientes usados para a distribuição de tensões residuais aplicados na alma, designadamente, 3/4 de tensões de compressão (na parte central) e 1/4 de tensões de tração (1/8 para a parte superior e 1/8 para a parte inferior).

A Figura 4.4 exhibe a configuração do modelo numérico adotado para os perfis com alma corrugada trapezoidalmente. Para este caso, foi importante a configuração da malha utilizada para a representação dos banzos: querendo manter-se o formato quadrilateral de todos os elementos finitos e o paralelismo das suas duas arestas no sentido transversal às vigas, foi necessário ajustar os restantes lados de cada um destes elementos, de modo a acomodar e reproduzir a variação da posição da junção da alma com os banzos.



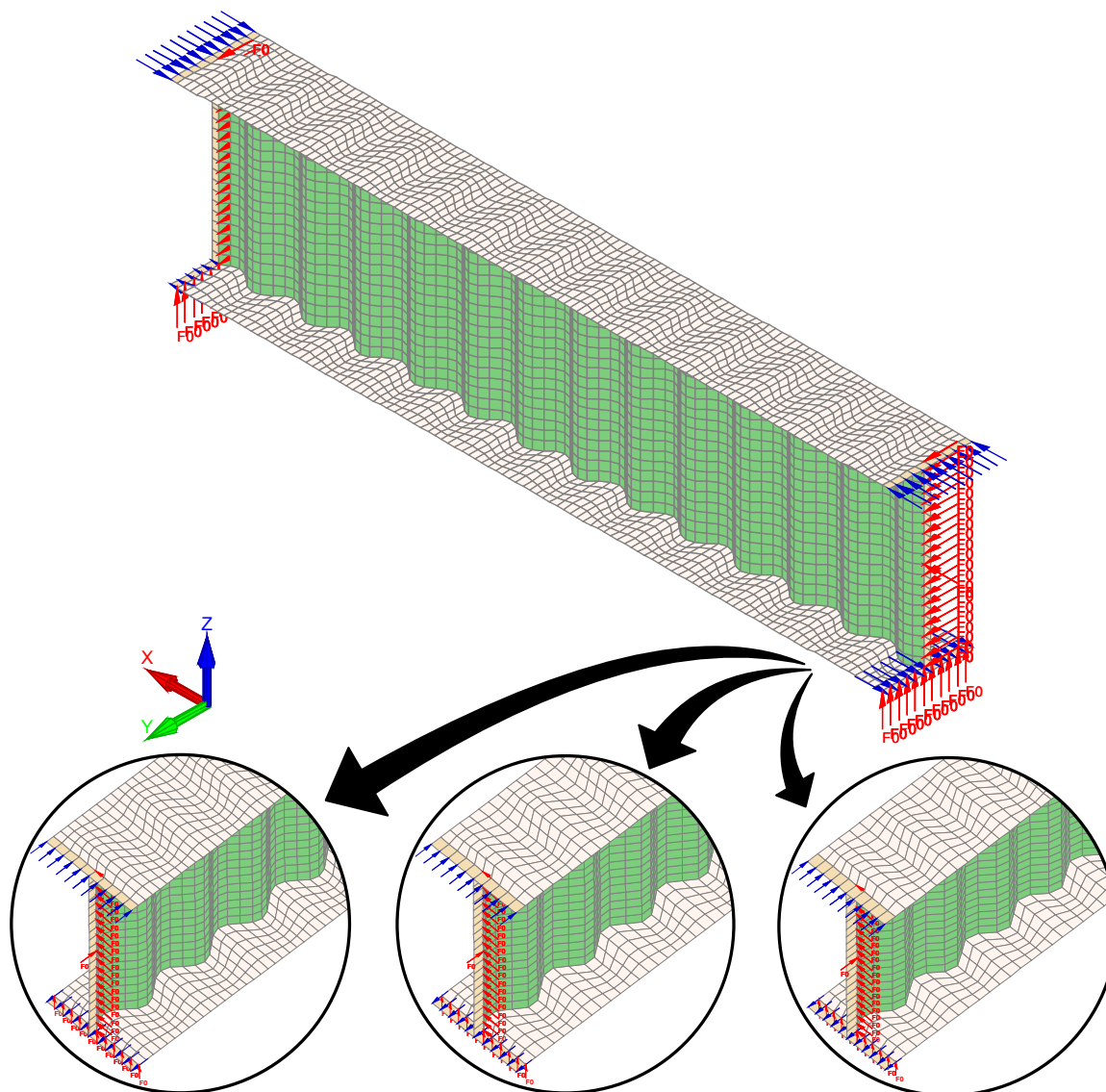
Refinamento longitudinal dos banzos: 6 elementos junto aos painéis maiores (longitudinais) e 2 elementos junto aos painéis menores (diagonais)

Refinamento do modelo: 1280 elementos por metro de comprimento

Figura 4.4 – Modelo numérico adotado (à esquerda) para a corrugação trapezoidal com as respectivas condições de apoio (ampliado)

Convém ainda referir que, a opção pelo número de elementos utilizados (6×20) para a representação dos painéis longitudinais da alma corrugada trapezoidalmente, teve em linha de conta a que eventuais fenómenos de encurvadura local da alma possam ser observados.

A Figura 4.5 ilustra a configuração do modelo numérico adotado para os perfis com alma corrugada sinusoidalmente. Para estes perfis, a natureza do formato sinusoidal da corrugação da alma exige um refinamento especial da malha com a qual se pretende reproduzir o elemento estrutural em questão, em comparação com a geometria dos elementos constituídos por painéis planos. Neste sentido, a sinusoide descrita pela ligação soldada alma-banzos terá um aspeto mais suave ou mais facetado consoante um maior ou menor número de elementos por unidade de comprimento. Não obstante, devido à limitação do número de elementos finitos aceites pelo programa (a rondar os 25 000), o refinamento da malha (no sentido longitudinal) teve de ser ajustado, com vista à redução da sua precisão para vigas com alma corrugada sinusoidalmente com comprimentos maiores (Figura 4.5), sem prejuízos significativos para a precisão dos resultados.



<p>Refinamento longitudinal dos banzos: 8 elementos/onda</p> <p>Refinamento do modelo: $\approx 2064,5$ elementos/m</p> <p>(vãos: 2; 3,5; 5; 7,5; 10 e 12 m)</p>	<p>Refinamento longitudinal dos banzos: 6 elementos/onda</p> <p>Refinamento do modelo: $\approx 1548,4$ elementos/m</p> <p>(vãos: 15 e 16 m)</p>	<p>Refinamento longitudinal dos banzos: 5 elementos/onda</p> <p>Refinamento do modelo: $\approx 1290,3$ elementos/m</p> <p>(vão: 17,5 m)</p>
---	---	---

Figura 4.5 – Modelo numérico adotado (em cima) para a corrugação sinusoidal com as condições de apoio (ampliadas) para os três diferentes graus de refinamento da malha

Para efeitos de validação dos modelos numéricos, efetuaram-se análises de sensibilidade das malhas utilizadas. Uma vez existirem estudos que traduzem com rigor as tensões, deformações e momentos críticos de encurvadura para perfis prismáticos, estas expressões poderão ser usadas para a avaliação da precisão dos modelos numéricos. Desta forma, todas as verificações foram efectuadas para várias vigas com alma plana, donde resultaram diferenças residuais relativamente aos resultados obtidos por outros autores (Couto, 2015),

provando-se que o modelo utilizado para estes elementos é válido. Por conseguinte, será assumido que os modelos correspondentes às vigas com alma corrugada poderão ser igualmente usados, considerando que as atuais configurações têm um refinamento consentâneo com a precisão pretendida para os resultados numéricos que, a partir da análise destes modelos advirão.

Note-se ainda que, no caso dos modelos de vigas com alma corrugada, para respeitar o quociente de 1/5 de tensões residuais de tração atuantes em cada lado dos banzos, junto à ligação com a alma, foi necessário manter constante a largura da primeira “série” longitudinal de elementos finitos, contígua àquela ligação, para cada lado (sendo a largura sobrança repartida equitativamente pelos restantes elementos).

Por último, de referir que as secções transversais das extremidades das vigas foram foco de especial atenção, com o objetivo de evitar problemas numéricos localizados nessas zonas, tal como veremos mais à frente (em que a aplicação do carregamento foi feita numa secção distinta onde são impostas as restrições). Neste sentido, como ponto de partida para a construção de todos os modelos numéricos, e com particular relevância para o caso dos modelos de vigas com alma corrugada, as secções transversais das extremidades das vigas foram concebidas de forma a que a posição da alma coincidisse impreterivelmente com o eixo de simetria dos banzos (tal como recomenda o fabricante *GLP Corrugated Plate Industry* para facilitar o projeto de ligações (GLP, 2010)).

4.2.3. Condições de fronteira dos elementos estruturais

As condições de fronteira introduzidas nas extremidades dos modelos foram definidas de modo a reproduzir uma viga simplesmente apoiada com apoios de forquilha que impossibilitam deslocamentos laterais (U_y e U_z) e rotações (R_x) segundo o eixo longitudinal, sujeita a momentos nas extremidades como mostra a Figura 4.6. Desta forma foram impostas, nas secções transversais imediatamente adjacentes às secções extremas, restrições aos deslocamentos verticais (U_z), aplicadas em toda a largura do banzo inferior, e aos deslocamentos horizontais normais ao plano da alma (U_y), aplicadas em toda a extensão da alma (simulando assim o apoio em forquilha). Foi também imposta (numa das extremidades) uma restrição ao deslocamento segundo o eixo longitudinal (U_x), a meia altura da alma, simulando o apoio duplo. Para efeitos de cálculo, considera-se que o vão

das vigas analisadas corresponde à distância compreendida entre as secções onde estas restrições foram aplicadas.

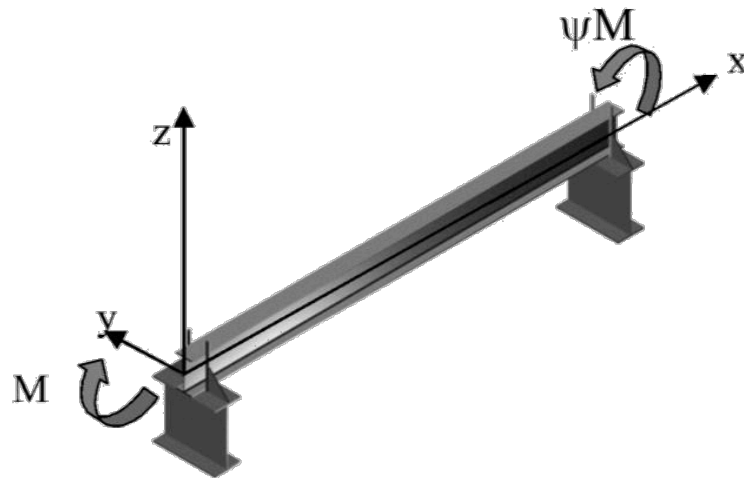


Figura 4.6 – Viga com alma plana simplesmente apoiada (Vila Real, 2003)

Nos modelos usados para a determinação do valor numérico da resistência das secções transversais estudadas, foram ainda impostas restrições aos deslocamentos horizontais normais ao plano da alma (U_y), colocando restrições na direção yy em todos os nós da junção entre a alma e os banzos superior e inferior, ao longo de todo o comprimento das vigas, simulando assim as restrições laterais necessárias para impossibilitar a ocorrência de fenómenos de instabilidade lateral.

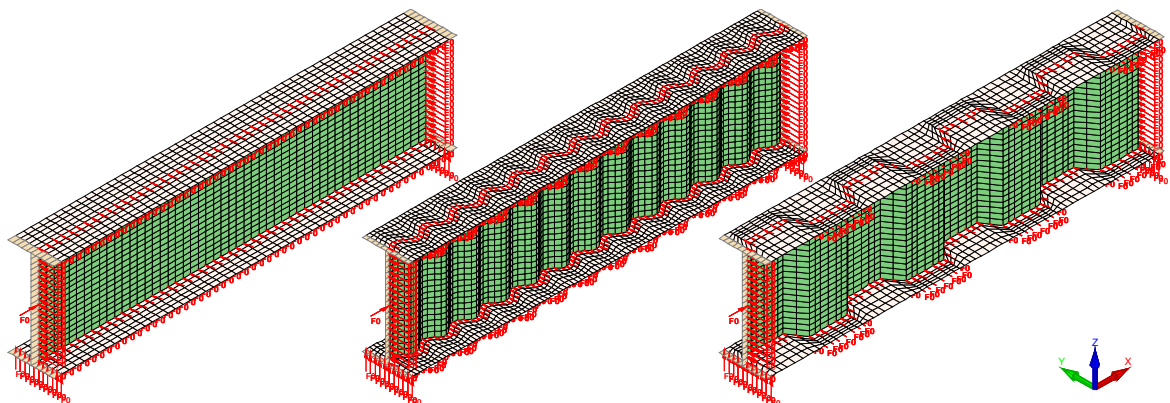


Figura 4.7 – Esquema da modelação das restrições nos modelos numéricos de vigas contraventadas com almas plana, corrugada sinusoidalmente e corrugada trapezoidalmente

4.2.4. Imperfeições

De acordo com a cláusula 5.3.1(1) da EN 1993-1-1, as estruturas metálicas estão sempre sujeitas a defeitos de fabrico – imperfeições – (tais como: tensões residuais, excentricidades nas ligações, excentricidades das cargas, falta de verticalidade e falta de linearidade dos seus elementos, entre outras), responsáveis pela introdução de esforços secundários adicionais que deverão ser considerados na análise dos elementos estruturais (Simões, 2014).

4.2.4.1. Imperfeições geométricas

As imperfeições geométricas foram introduzidas no modelo pela modificação das coordenadas nodais, por forma a representar o pior cenário para a avaliação da resistência à encurvadura lateral das vigas.

A forma das imperfeições geométricas consideradas foi a correspondente à forma do primeiro modo de encurvadura (*eigenmode*) global (ilustrado na Figura 4.8), resultante de uma análise elástica linear à encurvadura (LBA). Para a obtenção dos modos de encurvadura foi usado o procedimento escrito em Cast3M com auxílio do programa RUBY (ver §4.2.1.2).

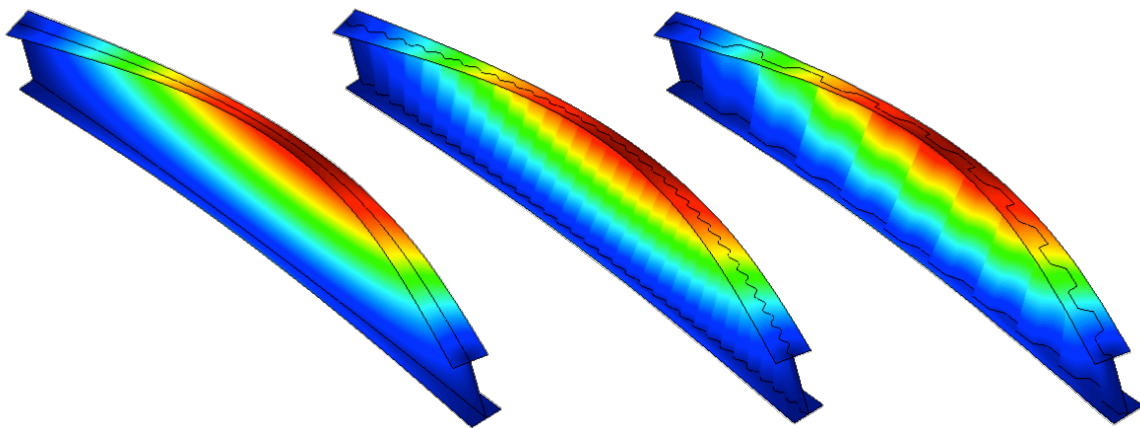


Figura 4.8 – Primeiro modo de encurvadura global para modelos de vigas (com vão de 5 m) com almas plana, corrugada sinusoidalmente e corrugada trapezoidalmente

A amplitude das imperfeições foi considerada como 80% das tolerâncias geométricas (defeitos de fabrico), segundo as recomendações do anexo C da EN 1993-1-5 (CEN, 2006). Para a situação de vigas sujeitas à flexão sem restrições laterais, a tolerância toma o valor de $L/750$, de acordo com o anexo D da EN 1090 (CEN, 2005c), resultando assim a amplitude:

$$\Delta = 0,8 \left(\frac{L}{750} \right) = \left(\frac{L}{938} \right) \quad (4.1)$$

Adicionalmente, os modos locais de encurvadura foram considerados para a resistência dos modelos de vigas restringidas lateralmente (contraventadas), onde parte das secções dos elementos são “forçadas” a rodar (ver Figura 5.18). Para este modo de encurvadura a amplitude das imperfeições foi considerada (de acordo com a mesma norma) como 80% de $b/100$ para as chapas correspondentes aos banzos (de largura b) e 80% de $h_w/100$ para as chapas correspondentes às almas (de altura h_w) (CEN, 2005c; CEN, 2006).

4.2.4.2. Tensões Residuais

Os perfis estruturais (e as placas metálicas que os constituem) apresentam tensões residuais internas que atuam sem que quaisquer esforços externos sejam aplicados. Estas tensões são essencialmente resultantes de um arrefecimento diferencial dos diversos componentes, a seguir aos processos de fabrico, corte a quente ou soldadura (Simões, 2014).

A magnitude das tensões residuais é geralmente determinada pela remoção de secções longitudinais e medindo a deformação resultante, e também por métodos não-destrutivos como a utilização de raios-X e a abertura de pequenos furos associados a extensómetros específicos (Chodraui, 2006). Apenas as tensões longitudinais são normalmente medidas. Para atender às condições de equilíbrio, o esforço axial e o momento obtidos através da integração destas tensões residuais numa secção transversal qualquer do elemento devem ser zero (Brockenbrough e Merrit, 2006).

Em perfis laminados a quente, as tensões residuais são maioritariamente de natureza térmica, resultado de um arrefecimento mais rápido das extremidades dos banzos e da região central da alma do que da conexão alma-banzo. Quando a junção alma-banzo arrefece, a sua retração é restringida pelas restantes regiões, surgindo nesta ligação tensões residuais longitudinais de tração, que são equilibradas por tensões residuais de compressão nas extremidades dos banzos e da região central da alma, tal como o ilustrado na Figura 4.9 (a). Adicionalmente, estes perfis possuem normalmente maiores espessuras nos banzos e na alma, em comparação com os perfis enformados a frio, apresentando uma variação significativa do valor das tensões residuais ao longo da espessura, o que não acontece nestes últimos (Chodraui, 2006).

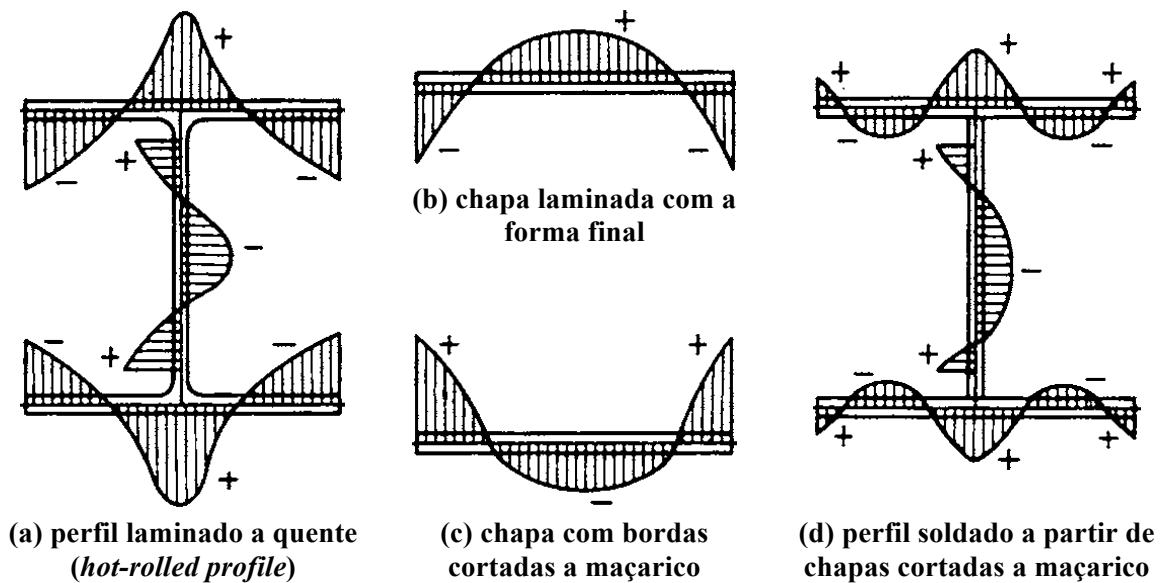


Figura 4.9 – Padrões típicos de tensões residuais (+ indica tração e – compressão)
(Brockenbrough e Merrit, 2006)

Nos perfis soldados, as placas metálicas que os constituem (em particular os banzos), podem ser laminados com a forma final ou cortadas a maçarico. No primeiro caso (ver Figura 4.9 (b)), as bordas sofrem um arrefecimento mais rápido do que a região central, surgindo tensões residuais longitudinais de compressão, que são equilibradas por tensões residuais de tração na região central da chapa. No segundo caso (ver Figura 4.9 (c)), esta distribuição ocorre de maneira inversa, devido ao processo de corte a maçarico, o que faz com que a região central sofra um arrefecimento mais rápido (Brockenbrough e Merrit, 2006). Adicionalmente, nos perfis soldados, o processo de soldadura causa um gradiente térmico adicional às tensões resultantes do fabrico das chapas na conexão alma-banzo. Consequentemente, nessa região adjacente ao cordão de soldadura, surgirão tensões residuais longitudinais de tração após o seu arrefecimento. Posto isto, de referir que na borda dos banzos constituintes de um perfil soldado em I, poderão surgir tensões residuais de tração (que são benéficas para a resistência à encurvadura do banzo comprimido), no caso de terem sido cortados a maçarico (ver Figura 4.9 (d)); ou de compressão, se estes resultarem de chapas laminadas.

As tensões residuais presentes nas vigas com alma corrugada (sendo estas também perfis soldados), são principalmente induzidas pelo processo de soldadura, ou seja, de natureza

térmica. Contudo, outros fatores de natureza mecânica poderão igualmente contribuir para a origem destas tensões, designadamente o processo de enformação/corrugação (por deformação plástica), o modo como as chapas são armazenadas (enroladas em bobines) e cortadas, as propriedades dos materiais, etc. À medida que a espessura da alma se torna mais fina do que a dos banzos, a espessura do cordão de soldadura pode ser reduzida. Desta forma, a região termoplástica nos banzos é relativamente reduzida, o que conduz a menores tensões residuais aquando do arrefecimento. Por outro lado, a espessura da alma é tão reduzida que, segundo Li *et al.* (2015), a influência das tensões residuais que atuam na alma pode ser desprezada.

De acordo com estudos anteriores (Franssen, 1995; Vila Real, 2004; Couto *et al.*, 2014), “*as tensões residuais à temperatura normal afetam a resistência última de placas [esbeltas]*”, contudo, em situação de incêndio, o efeito produzido pelas mesmas pode ser desprezado com base na provável relaxação das tensões residuais iniciais provocada pelo aumento da temperatura do aço. No presente estudo, as tensões residuais, quando consideradas, apresentarão o padrão que aqui se explica.

Com base no padrão de distribuição de tensões residuais para perfis soldados com alma plana, ilustrado na Figura 4.10 (a), para os modelos numéricos de vigas com alma corrugada foram incluídas tensões residuais longitudinais de compressão nos bordos dos banzos e na região centro da alma, e tensões residuais de tração no centro dos banzos e nos bordos superior e inferior da alma, de acordo com o padrão ilustrado na Figura 4.10 (b).

Naqueles modelos, as amplitudes das tensões residuais foram adaptados de modo a produzir um padrão equivalente ao padrão típico de tensões residuais para perfis soldados com alma plana. Desta forma, devido ao formato não linear da ligação entre a alma e os banzos, a distribuição das tensões residuais não será simétrica, sendo assim necessário definir, para cada valor da distância y_0 (que quantifica o desvio da alma relativamente à linha média dos banzos, em cada secção), qual é a distribuição que se adequa à posição da alma (*i.e.* ao local onde a soldadura é executada), garantindo-se o equilíbrio entre tensões.

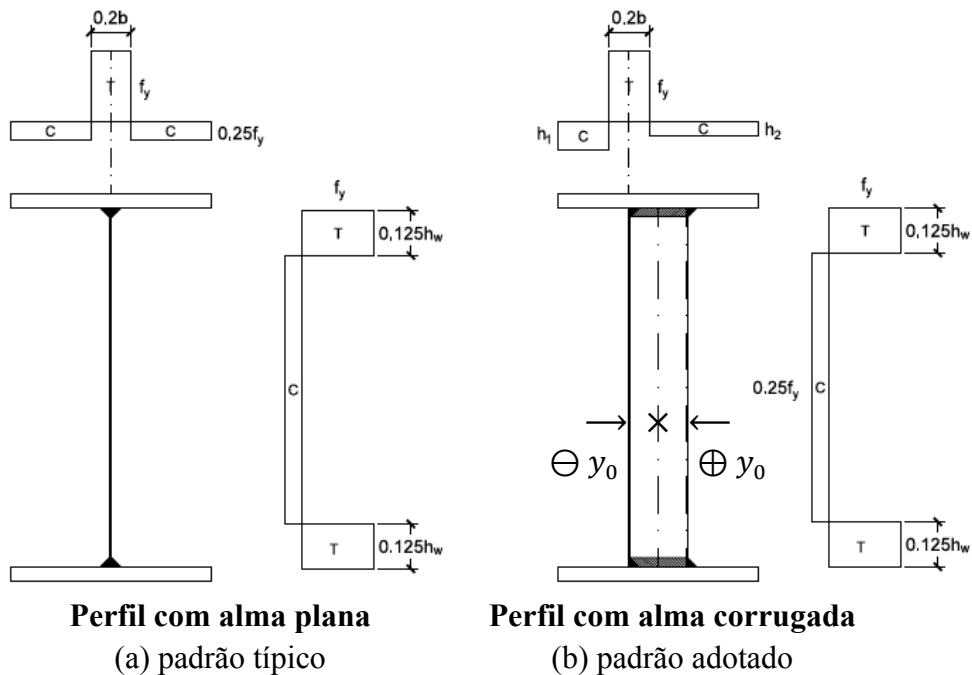


Figura 4.10 – Padrões de tensões residuais utilizados nos modelos numéricos de perfis soldados analisados (T – tração; C – compressão)

O padrão típico define que, para perfis com alma plana com secção duplamente simétrica, há uma simetria na distribuição das tensões, por forma a que, em cada lado dos banzos, 1/5 sejam trações (com amplitude f_y) e 4/5 sejam compressões (com amplitude $0,25f_y$).

O padrão adotado para os modelos de vigas com alma corrugada pressupõe que em cada lado dos banzos, numa qualquer secção, a proporção entre zona tracionada e zona comprimida é equivalente à do padrão típico para perfis com alma plana, respeitando-se a amplitude máxima de f_y (tensões residuais de tração) para as zonas de conexão da alma com os banzos, prevista pelo padrão típico para um perfil prismático. Adicionalmente, para que se garanta o equilíbrio entre trações e compressões em todas as secções onde a alma esteja descentrada relativamente à linha média dos banzos, é necessário adotar diferentes amplitudes de compressão para cada lado dos banzos, para cada uma daquelas secções (Figura 4.11).

Desta forma, o valor da amplitude da compressão (designado por h), para cada lado (definido entre a posição do cordão de soldadura e o bordo livre) dos banzos, e para cada secção, de modo a que a resultante entre trações e compressões seja nula ($A_T + A_C = 0$), é obtido por:

$$A_T = -A_C \Leftrightarrow \frac{b}{10} f_y = -h \left(\frac{4b}{10} + y_0 \right) \Rightarrow h = -\frac{b f_y}{4b + 10y_0} \quad (4.2)$$

Particularizando para o lado em que o banzo é menor (y_0 negativo), o valor da amplitude da compressão é:

$$h_1 = -\frac{b f_y}{4b - 10y_0} \quad (4.3)$$

Sendo o valor para o lado maior do banzo dado por:

$$h_2 = -\frac{b f_y}{4b + 10y_0} \quad (4.4)$$

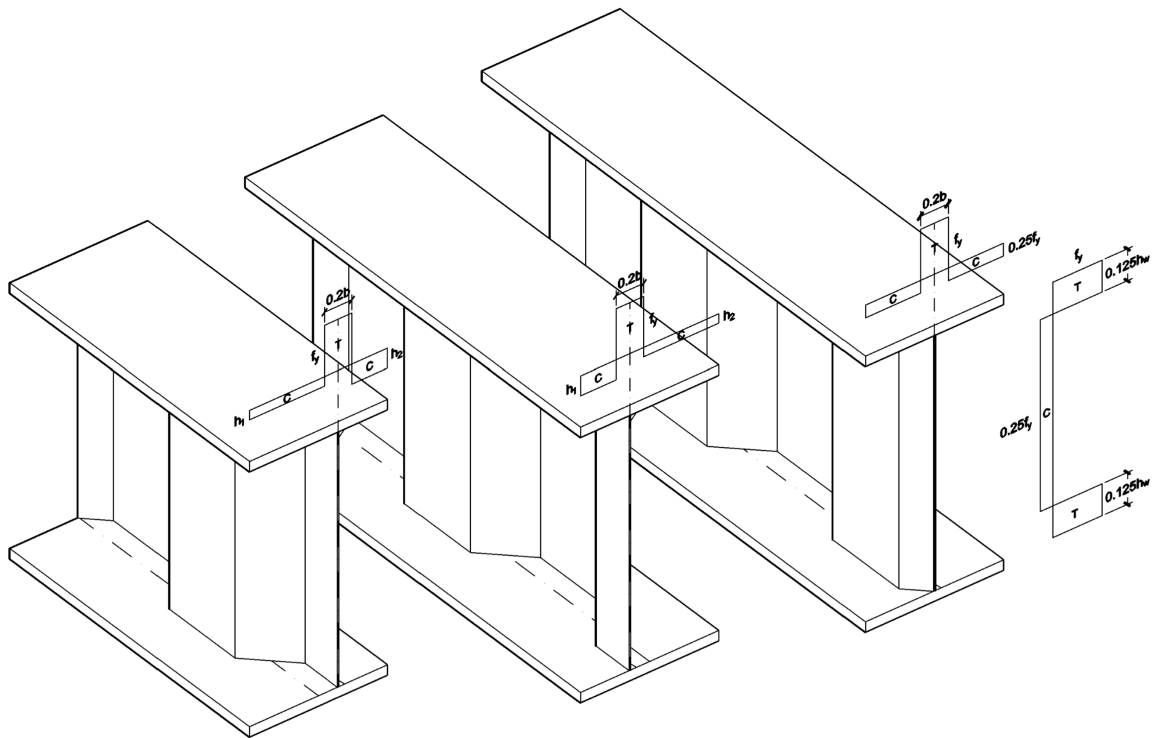


Figura 4.11 – Variação do padrão de tensões residuais adotado ao longo de uma viga com alma corrugada

Note-se que em todas as secções em que a posição da alma coincide com o eixo de simetria dos banzos (situação da direita na Figura 4.11), a distribuição das tensões residuais é equivalente à de um perfil com alma plana.

Este padrão de tensões residuais foi considerado conservativamente nos modelos numéricos, uma vez que não se conhece o padrão real de tensões residuais para os perfis com alma corrugada analisados, tendo como referência um padrão análogo, não simétrico (Figura 4.12 (a)), adotado por Li *et al.* (2015), e um outro, adotado por Moon *et al.* (2013),

em que se considera a mesma amplitude de tensões de compressão para ambos os lados (Figura 4.12 (b)).

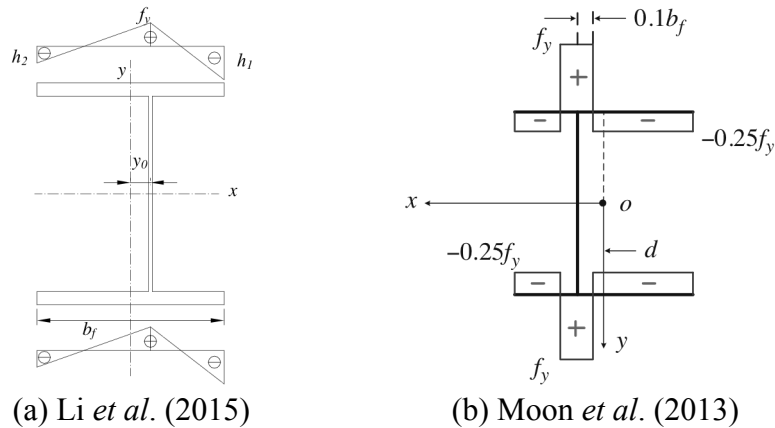


Figura 4.12 – Padrões de distribuição das tensões residuais adotados por outros autores.

De referir ainda que, o facto de a ligação soldada alma-banzo ser geralmente executada em apenas um dos lados das vigas com alma corrugada (tal como vimos no §2.4.2) não foi tido em consideração na definição do padrão de distribuição das tensões residuais, pelo que não se terá em conta as suas implicações no presente estudo numérico.

4.2.5. Modelação das propriedades dos materiais

No estudo numérico levado a cabo, para os casos analisados (ver Quadro 4.2), consideraram-se as classes de aço S275 e S355, cujas propriedades se encontram resumidas no quadro seguinte.

Quadro 4.1 – Propriedades do aço estrutural das secções transversais

Propriedade	Temperatura normal	Situação de incêndio
Tensão de cedência	Caso 1 (S275): $f_y = 275 \text{ N/mm}^2$ Caso 2 (S355): $f_y = 355 \text{ N/mm}^2$	Em secções de Classe 1, 2 e 3 (ou 4 segundo Couto, 2015): $f_{y,\theta} = k_{y,\theta} f_y$ Em secções de Classe 4: $f_{0,2p,\theta} = k_{0,2p,\theta} f_y$
Módulo de elasticidade	$E_a = 210000 \text{ N/mm}^2$	$E_{a,\theta} = k_{E,\theta} E_a$
Módulo de distorção	$G_a = \frac{E_a}{2(1 + \nu)}$	$G_{a,\theta} = \frac{E_{a,\theta}}{2(1 + \nu)}$
Coefficiente de Poisson		$\nu = 0,3$
Massa volúmica		$\rho_a = 78,5 \text{ kN/m}^3$

A lei material considerada para o aço baseia-se numa relação constitutiva bidimensional com a superfície de fluência de von Mises, de acordo com as expressões para a relação não-linear de tensões-extensões do Eurocódigo 3, e considerando os respectivos fatores de redução a temperaturas elevadas ($k_{y,\theta}$, $k_{p,\theta}$ e $k_{E,\theta}$, ver Quadro 3.5) tal como o ilustrado na Figura 3.16.

4.2.6. Modelação das cargas

A aplicação do carregamento foi alvo de especial atenção a fim de reproduzir o carregamento pretendido e de evitar deslocamentos e rotações indesejadas. As cargas foram modeladas através da aplicação de um carregamento horizontal de valor $F = M/h_m$ (em que h_m é a distância entre os centros de corte dos banzos), distribuído nos banzos (Figura 4.13), correspondente à aplicação de dois momentos de valor unitário positivo ($M = 1$ kNm) em torno do eixo forte, com sentidos opostos (situação $\psi = 1$, correspondente à flexão pura), em cada extremidade (por intermédio da aplicação de cargas pontuais nos 11 nós dos 10 elementos de casca que constituem transversalmente cada banzo).

Posteriormente, para avaliar a influência do tipo de carregamento aplicado, em especial no estudo do eventual acréscimo de resistência das vigas com alma corrugada face a vigas com alma plana, fez-se variar o valor de ψ (relação entre os momentos que atuam nas extremidades da viga, de acordo com a Figura 4.6) para os valores $\psi = 0$ e $\psi = -1$ (ver Figura 4.13), a fim de se introduzirem, indiretamente, esforços transversais derivados do diagrama variável de momentos.

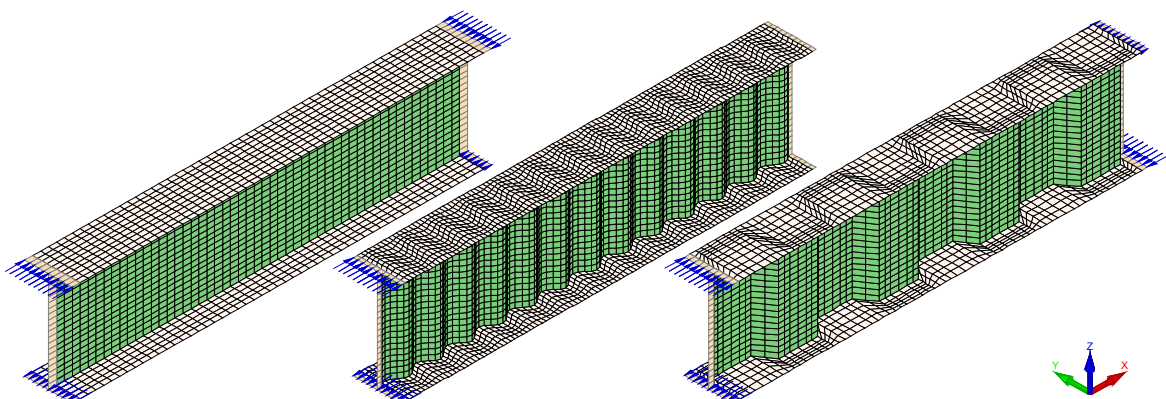


Figura 4.13 – Esquema da modelação das cargas nos modelos numéricos de vigas sujeitas aos diagramas de momentos correspondentes a: $\psi=1$, $\psi=0$ e $\psi=-1$ (da esquerda para a direita)

Note-se que optou-se por não considerar a atuação de cargas na alma das vigas estudadas, com base no pressuposto de que não se exige a uma alma corrugada que resista a esforços que não sejam na direção vertical (zz) (*i.e.* paralelos às nervuras e normais ao plano dos banzos).

Para evitar problemas numéricos, possíveis de ocorrer com momentos unitários muito reduzidos (1 Nm) ou muito elevados (1 kNm), para as forças aplicadas, equivalentes a estes momentos, considerou-se a ação de um momento fletor constante de valor 10 Nm, sendo os resultados obtidos posteriormente corrigidos para as unidades correntes de momento (em kNm).

Ainda com o propósito de se evitarem problemas numéricos, para além das secções transversais onde as restrições aos deslocamentos são aplicadas (*i.e.* onde se localizam os apoios), em cada extremidade das vigas foi aplicada uma camada adicional de elementos finitos de casca de maior espessura – com 4 cm – (elementos de cor bege na Figura 4.14), onde foi aplicado o carregamento. Estes elementos das secções extremas têm forçosamente um formato rectangular (contrariamente ao formato irregular dos demais elementos constituintes dos banzos das vigas com alma corrugada), por forma a poderem ser dispostos paralelamente entre si, e de maneira simétrica relativamente ao eixo longitudinal das vigas, independentemente do formato da alma. Com esta configuração obriga-se a que a posição da alma esteja completamente centrada relativamente ao banzo, evitando-se assim quaisquer excentricidades no carregamento, que um desvio da posição da alma face à linha média do banzo causaria.

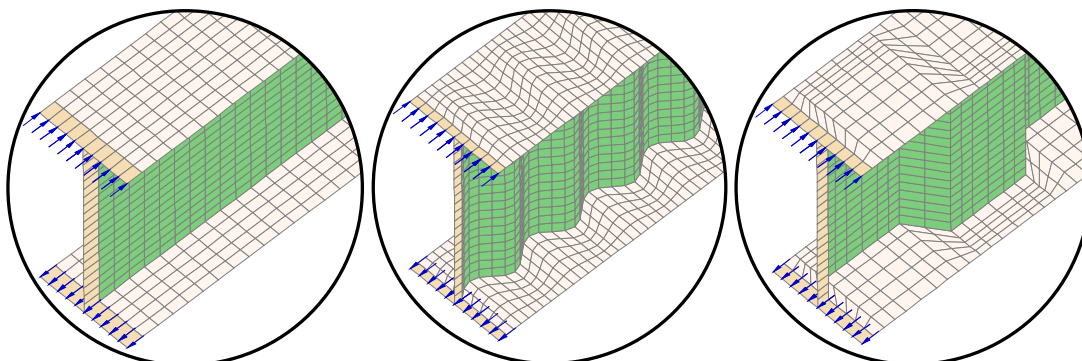


Figura 4.14 – Pormenor da configuração dos elementos e da modelação das cargas (setas a azul) na extremidade esquerda de vigas com os três formatos possíveis para a alma

De referir que esta camada exterior de elementos de maior espessura não foi incluída nos modelos numéricos destinados ao cálculo do momento crítico elástico para a encurvadura lateral do elemento (M_{cr}^{RUBY}) com recurso ao programa SAFIR + Cast3M, com o intuito de reproduzir o caso de deformações livres em ambas as extremidades (caso $k_z = k_w = 1$ na equação (3.2)).

A carga de colapso para as vigas sujeitas a elevadas temperaturas foi determinada por meio do incremento da temperatura até ao valor desejado e posterior aplicação de um incremento da carga até à ocorrência do colapso.

4.3. ESCOLHA E PROPRIEDADES DAS SECÇÕES TRANSVERSAIS

Para o estudo numérico contemplado neste trabalho foram escolhidas duas secções transversais em I de Classe 4 – Caso 1 e Caso 2 –, com vãos compreendidos entre 2 a 17,5 m, de maneira a que a esbelteza do elemento atinja, no mínimo, valores de 2 (ver Quadro 4.2). De referir que os comprimentos analisados são aproximados (entre os três formatos possíveis para a alma), visto terem que ser múltiplos da dimensão do modelo de elementos finitos (em que cada elemento tem dimensões fixas, como já vimos), e estarem dependentes de um número inteiro de nervuras. Para estes casos foram escolhidos dois tipos de aço carbono comuns – os aços S275 e S355 –, por apresentarem distintas tensões de cedência e módulos de elasticidade. Para além da temperatura normal (20°C), os modelos foram ensaiados em situação de incêndio para as temperaturas de 400°C, 500°C e 600°C.

Quadro 4.2 – Casos considerados no estudo numérico

Caso	Secção ($h_w \times t_w + b_f \times t_f$)	Classe alma - banzo	Aço (MPa)	L (m)	Caso de carga	Temperaturas (°C)	Formato da alma
1	1000×3+280×20	4 - 1	S275	2; 3,5; 5; 7,5;	$\psi = 1$	20	<u>Plana</u>
				10; 12; 15;	$\psi = 0$	400	<u>Sinusoidal</u>
2	500×3+240×15	4 - 3	S355	16; 17,5	$\psi = -1$	500	<u>Trapezoidal</u>
						600	

Para cada uma das secções escolhidas (Caso 1 e Caso 2) fez-se a análise para cada um dos três formatos possíveis para alma, designadamente: alma plana (modelos: Plana_1 e Plana_2), alma corrugada sinusoidalmente (modelos: SIN_1 e SIN_2) e alma corrugada

trapezoidalmente (modelos: TRAP_1 e TRAP_2), totalizando, portanto, seis modelos diferentes de perfis.

Uma vez estabelecidas as dimensões transversais dos banzos e da alma, adotou-se uma geometria de corrugação comercial para as almas com os formatos sinusoidal e trapezoidal, de acordo com o indicado no quadro seguinte.

Quadro 4.3 – Geometria da corrugação adotada nos dois perfis estudados, de acordo com as notações geométricas para vigas com alma corrugada da EN 1993-1-5 (CEN 2012)

Corrugação sinusoidal	Corrugação trapezoidal
Modelo: “Sin-beam”. Fabricante: Zeman & Co.	Modelo: “GLP Lightweight Beam GLP”. Fabricante: Corrugated Plate Industry.
$2s \approx 181,19 \text{ mm}$ $2w = 155 \text{ mm}$ $a_3 = 43 \text{ mm}$	$a_1 = 170 \text{ mm}$ $a_2 = \sqrt{a_3^2 + a_4^2} \approx 113,14 \text{ mm}$ $a_3 = 80 \text{ mm}$ $a_4 = 80 \text{ mm}$
Peso próprio por onda: $PP_{onda} = \rho_a [(2s)h_w t_w + 2(2w)b_f t_f]$	Peso próprio por onda: $PP_{onda} = \rho_a [2(a_1 + a_2)h_w t_w + 4(a_1 + a_4)b_f t_f]$
Acréscimo do peso próprio, devido à corrugação da alma: Caso 1: $\approx 3,57\%$; Caso 2: $\approx 2,91\%$	Acréscimo do peso próprio, devido à corrugação da alma: Caso 1: $\approx 2,80\%$; Caso 2: $\approx 2,29\%$
<p>Nota: O comprimento $2s$ corresponde ao perímetro de uma onda (comprimento ao longo da senoide $y(x) = \frac{a_3}{2} \sin\left(\frac{2\pi x}{2w}\right)$ entre 0 e $2w$) pode ser estimado através da seguinte equação:</p>	
$2s = \int_0^{2w} \sqrt{1 + \left[a_3^2 \pi^2 \cos^2\left(\frac{2\pi x}{2w}\right) \right] / (2w)^2} dx \approx 181,19 \text{ mm.}$	

Tal como vimos no §3.1.4 para o cálculo do momento crítico elástico de vigas com alma corrugada (trapezoidalmente), poder-se-ão utilizar as mesmas constantes seccionais

calculadas para os perfis com alma plana, salvo para a eventual correção da constante de empenamento (I_w) ou da constante de torção (I_t) (Larsson e Persson, 2013). Por outro lado, pela interpretação da expressão (3.9), presente no §D.2.1 da EN 1993-1-5, para o cálculo do momento fletor resistente de vigas com alma corrugada, vemos que o Eurocódigo 3 despreza a contribuição da alma para o cálculo do momento fletor resistente, e prevê que este possa ser obtido com base no módulo de flexão plástico dos banzos $W_{f,pl,y}$, sugerindo que a secção é constituída apenas por banzos de Classe 1 ou 2 (embora neste trabalho seja incluída a possibilidade dos banzos serem de Classe 3, de acordo com a equação (3.50b) e, portanto, de se considerar também o módulo elástico de secção $W_{f,el,y}$).

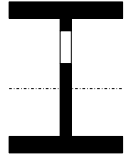
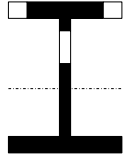
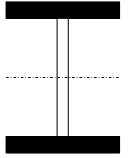
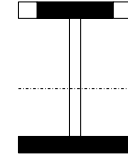
Neste sentido apresentam-se no Quadro 4.4 as expressões que permitem calcular as diferentes constantes relativas às secções transversais de vigas em I constituídas unicamente pelos banzos ($t_w = 0$).

Quadro 4.4 – Propriedades das secções transversais para vigas com alma corrugada

Propriedade	Fórmula
Momento de inércia dos banzos em relação ao eixo z	$I_{z,f} = \frac{t_1 b_1^3}{12} + \frac{t_2 b_2^3}{12}$ $I_{z,f} = \frac{t_f b^3}{6}$ (para banzos iguais)
Momento de inércia do banzo superior em relação ao eixo z	$I_{z,f1} = \frac{t_1 b_1^3}{12}$
Momento de inércia dos banzos em relação ao eixo y	$I_{y,f} = 2 \left[\frac{b_1 t_1^3}{12} + b_1 t_1 \left(\frac{h_w + t_1}{2} \right)^2 \right]$
Constante de torção uniforme	$I_t = \frac{1}{3} (h_w t_w^3 + b_1 t_1^3 + b_2 t_2^3)$
Constante de empenamento	$I_w = \frac{A_{f1}}{24} b^2 h_m^2 = \frac{t_f b^3 h_m^2}{24}$
Distância entre os centros de gravidade dos banzos	$h_m = h_w + \frac{t_1 + t_2}{2}$ $h_m = h_w + t_f$ (para banzos iguais)
Raio de giração do banzo superior	$i_{f,z} = \sqrt{\frac{I_{eff,f}}{A_{eff,f}}} = \sqrt{\frac{I_{z,f1}}{A_{f1}}}$
Módulo de flexão plástico dos banzos em relação ao eixo y	$W_{f,pl,y} = b_1 t_1 \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right)$
Módulo de flexão elástico dos banzos em relação ao eixo y	$W_{f,el,y} = \frac{2I_{y,f}}{h}$

Com base nestas expressões, apresentam-se no Quadro 4.5 os valores das propriedades geométricas relativas às secções transversais dos casos considerados no estudo numérico presente neste trabalho. Os dois casos à esquerda (alma + banzos) dizem respeito às secções reduzidas com alma plana de Classe 4, segundo a EN 1993-1-5 (ou corrugadas trapezoidalmente segundo Larsson e Persson (2013)), ou de acordo com a “Nova proposta” (Couto, 2015) para o cálculo da secção efetiva em situação de incêndio. Nos dois casos à direita considera-se a secção constituída apenas pelos banzos (de acordo com a abordagem (ii) descrita no §3.3.4).

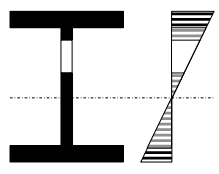
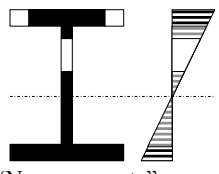
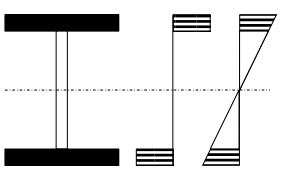
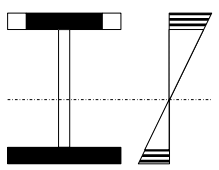
Quadro 4.5 – Propriedades das secções transversais calculadas para os casos analisados

		Abordagem (i) (alma + banzos)		Abordagem (ii) (banzos apenas)		
Metodologia:						
		EN 1993-1-5	“Nova proposta”	EN 1993-1-5 anexo D	“Nova proposta”	
Caso 1 1000×3+280×20	$h_w = 1000$	I_w	1.90×10^{13}	I_w	1.90×10^{13}	mm^6
	$t_w = 3$	I_t	1440000	$I_{t,f}$	1430000	mm^4
	$b = 280$	I_y	3163493333	$I_{y,f}$	2913493333	mm^4
	$t_f = 20$	I_z	73175583	$I_{z,f}$	73173333	mm^4
	[mm]	$W_{pl,y}$	(6462000)	$W_{f,pl,y}$	5712000	mm^3
	Aço: S275	$W_{el,y}$	(6083641)	$W_{f,el,y}$	(5602872)	mm^3
	Banzos: Classe 1	$W_{eff,y}$	5716988 4855383	$W_{f,eff,y}$	(5602872) (4800712)	mm^3
		$I_{eff,y}$	3082505226 2815656183	$I_{f,eff,y}$	(2913493333) (2686840367)	mm^4
Caso 2 500×3+240×15	$h_w = 500$	I_w	2.29×10^{12}	I_w	2.29×10^{12}	mm^6
	$t_w = 3$	I_t	526000	$I_{t,f}$	519000	mm^4
	$b = 240$	I_y	508790000	$I_{y,f}$	477540000	mm^4
	$t_f = 15$	I_z	34561125	$I_{z,f}$	34560000	mm^4
	[mm]	$W_{pl,y}$	(2041500)	$W_{f,pl,y}$	(1854000)	mm^3
	Aço: S355	$W_{el,y}$	(1919962)	$W_{f,el,y}$	1802038	mm^3
	Banzos: Classe 3	$W_{eff,y}$	1864726 1523546	$W_{f,eff,y}$	(1802038) (1482184)	mm^3
		$I_{eff,y}$	502867343 450316517	$I_{f,eff,y}$	(477540000) (430430671)	mm^4

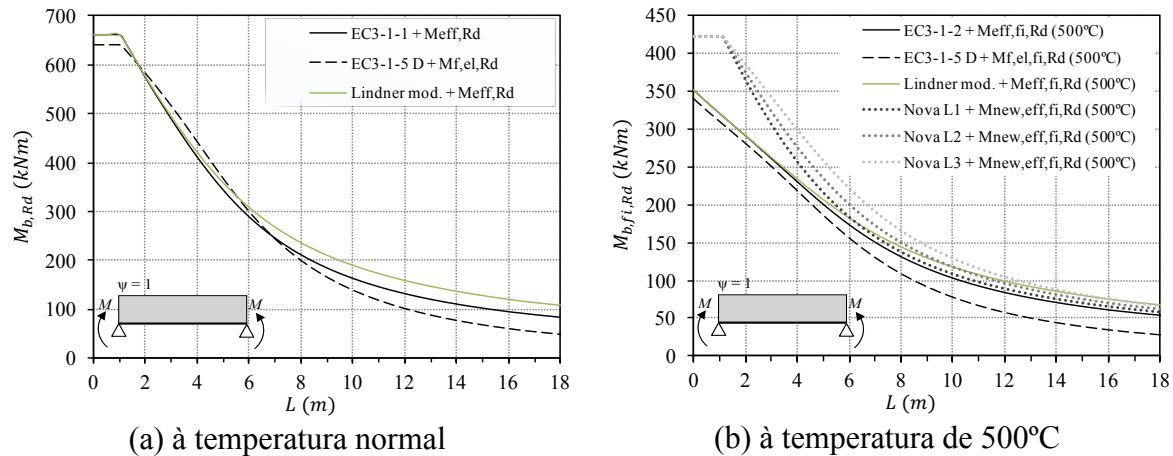
Nota: Os valores representados entre parênteses pretendem significar que não são aplicáveis à metodologia em questão, de acordo com o Quadro 3.4 e o Quadro 3.6 (e tendo em conta a Classe dos banzos, consoante se trate do Caso 1 ou 2).

Finalmente, no Quadro 4.6 constam os valores de cálculo do momento fletor resistente das secções adotadas (Casos 1 e 2), calculados de acordo com as abordagens e as respetivas regras de cálculo consideradas no Capítulo 3.

Quadro 4.6 – Valores de cálculo do momento fletor resistente das secções adotadas segundo as metodologias consideradas

Secção efetiva e distribuição de tensões		Temperatura normal $M_{c,Rd}$	Situação de incêndio $M_{fi,\theta,Rd}$
Abordagem (i) (alma + banzos)		Caso 1 $M_{eff,Rd} = W_{eff,y} \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$ = 1572,17	$M_{eff,fi,Rd} = k_{0,2p,\theta} W_{eff,y} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}$ = 833,25
		Caso 2 $M_{eff,Rd} = W_{eff,y} \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$ = 661,98	$M_{eff,fi,Rd} = k_{0,2p,\theta} W_{eff,y} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}$ = 350,85
Abordagem (i) (alma + banzos) "Nova proposta"		Caso 1	$M_{eff,fi,Rd}^{new} = k_{y,\theta} W_{eff,y}^{new} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}$ = 1041,48
		Caso 2	Não aplicável $M_{eff,fi,Rd}^{new} = k_{y,\theta} W_{eff,y}^{new} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}}$ = 421,87
Abordagem (ii) (banzos apenas)		Caso 1 $M_{f,pl,Rd} = W_{f,pl,y} \frac{f_{yf,r}}{\gamma_{M0}}$ = 1570,80	$M_{f,pl,fi,Rd} = k_{0,2p,\theta} W_{f,pl,y} \frac{f_{yf,r}}{\gamma_{M,fi}}$ = 832,52
		Caso 2 $M_{f,el,Rd} = W_{f,el,y} \frac{f_{yf,r}}{\gamma_{M0}}$ = 639,72	$M_{f,el,fi,Rd} = k_{0,2p,\theta} W_{f,el,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M,fi}}$ = 339,05
Abordagem (ii) (banzos apenas) "Nova proposta"		Caso 1	$M_{f,eff,fi,Rd}^{new} = k_{y,\theta} W_{f,eff,y}^{new} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M,fi}}$ = 1029,75
		Caso 2	Não aplicável $M_{f,eff,fi,Rd}^{new} = k_{y,\theta} W_{f,eff,y}^{new} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M,fi}}$ = 410,42

Uma vez conhecidas as várias metodologias para o cálculo da resistência dos elementos sujeitos à encurvadura lateral, e determinadas as propriedades das secções transversais para os casos adotados, é agora possível a representação gráfica das curvas analíticas correspondentes, necessárias para o estudo paramétrico do próximo capítulo. A Figura 4.15 ilustra estas curvas obtidas para a secção transversal do Caso 2 à temperatura normal (segundo o §3.3) e em situação de incêndio (de acordo com os §§3.4 e 3.5).



(a) à temperatura normal (b) à temperatura de 500°C
Figura 4.15 – Curvas analíticas possíveis de obter para as vigas do Caso 2 submetidas a flexão pura ($\psi=1$)

Com base nesta figura é possível concluir que, seguindo a abordagem (ii) do §3.3.4 (curva ---EC3-1-5 D), baseada no pressuposto de que o Anexo D da EN 1993-1-5 considera que a resistência à encurvadura lateral é condicionada apenas pela encurvadura do banzo comprimido (com base no cálculo de N_{cr}), resulta, de modo geral, numa diminuição da capacidade resistente, em comparação com a curva correspondente à de um perfil com alma plana (curva — EC3-1-1), excetuando o intervalo de valores $2 \leq L \leq 7$, à temperatura normal (Figura 4.15 (a)), onde as curvas são secantes. Por outro lado, observando a curva relativa à abordagem (i), em que se adota as mesmas expressões usadas para perfis com alma plana, mas considerando o M_{cr} calculado segundo a equação (3.8), de acordo com a “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013) apresentada no §3.1.4 (curva —Lindner mod.), vemos um aumento do valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral. Ora, partindo do princípio de que a corrugação da alma conduz a melhorias da capacidade resistente das vigas (mesmo quando sujeitas à flexão pura), não parece coerente que com a metodologia abarcada pela abordagem (ii), baseada no referido Anexo D, se observe o contrário, pelo que se antecipa que esta metodologia é demasiado conservativa para descrever o comportamento dos resultados numéricos, tal como se verá no Capítulo 5.

Relativamente ao cálculo em situação de incêndio (Figura 4.15 (b)), mantêm-se válidas as mesmas considerações, sendo ainda maior a discrepância entre as curvas entre as abordagens (i) e (ii). Adicionalmente, são introduzidas as “novas curvas de encurvadura lateral” (.....Nova L1,Nova L2 eNova L3) com base na “Nova proposta” (Couto, 2015) apresentada no §3.5. De referir que estas curvas, embora sejam calculadas para

perfis de alma plana, conduzem a um aumento da capacidade resistente, em comparação com as curvas obtidas segundo do Eurocódigo 3, ou mesmo em relação à “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013), específica para vigas com alma corrugada trapezoidalmente.

Tal como o referido anteriormente, será com base nestas curvas, obtidas analiticamente, que será feita a comparação com os resultados numéricos correspondentes, para a concretização do estudo paramétrico apresentado no próximo capítulo.

Capítulo 5

Estudo paramétrico

5. ESTUDO PARAMÉTRICO

5.1. Considerações iniciais

- 5.1.1. Obtenção dos resultados numéricos
 - 5.1.1.1. Momento crítico elástico
 - 5.1.1.2. Momento fletor resistente
 - 5.1.1.3. Momento fletor resistente à encurvadura lateral
- 5.1.2. Processamento dos resultados numéricos
 - 5.1.2.1. Esbelteza adimensional
 - 5.1.2.2. Fator de redução para a encurvadura lateral
- 5.1.3. Métodos para a representação gráfica dos resultados
 - 5.1.3.1. Gráficos de M_b, R_d em função de L
 - 5.1.3.2. Gráficos de M_b, R_d em função de λ_{LT}
 - 5.1.3.3. Gráficos de χ_{LT} em função de λ_{LT}

5.2. Comparação dos resultados numéricos com as curvas analíticas

- 5.2.1. Gráficos de M_b, R_d em função de L
- 5.2.2. Gráficos de M_b, R_d em função de λ_{LT}
- 5.2.3. Gráficos de χ_{LT} em função de λ_{LT}

5.3. Influência da corrugação da alma

- 5.3.1. Influência da corrugação da alma no valor do momento crítico
 - 5.3.1.1. Avaliação das propostas de Lindner e de Larsson e Persson
 - 5.3.1.2. Proposta para a inclusão da corrugação sinusoidal na “Abordagem de Lindner modificada”

5.4. Influência das imperfeições locais na resistência da secção

5.5. Influência das tensões residuais na resistência do elemento à encurvadura lateral

5.6. Influência do tipo de carregamento

5. ESTUDO PARAMÉTRICO

5.1. CONSIDERAÇÕES INICIAIS

Uma vez definido o modelo numérico, neste capítulo proceder-se-á à comparação de todas as metodologias prescritas pelo Eurocódigo 3 (§6.3.2.1 da EN 1993-1-1 e Anexo D da EN 1993-1-5) e propostas consideradas desenvolvidas por outros autores (Couto, 2015; Larsson e Persson, 2013) com os resultados numéricos obtidos pelo SAFIR e pelo RUBY + Cast3M. Para esse efeito, recorrer-se-á à elaboração de gráficos (para cada secção estudada e respectivo tipo de aço, e para cada formato com alma).

Estes tipos de gráficos são comumente concebidos de maneira a relacionar o coeficiente χ_{LT} (nas ordenadas), com o coeficiente de esbelteza normalizada $\bar{\lambda}_{LT}$ (nas abcissas), tendo em conta as imperfeições reais das peças, traduzidas por um coeficiente α_{LT} .

Contudo, de acordo com o que se referiu no §3.3.4 a respeito das abordagens adotadas para a determinação da resistência dos elementos sujeitos à encurvadura, segundo a metodologia de cálculo presente no Anexo D da EN 1993-1-5, deve considerar-se o caso em que um dos banzos está solicitado à compressão. O processo de dimensionamento destes elementos é semelhante ao descrito anteriormente para a encurvadura por flexão, sendo o valor de χ_{LT} e a correspondente esbelteza normalizada $\bar{\lambda}_{LT}$, substituídos pelo coeficiente χ e pela correspondente esbelteza normalizada $\bar{\lambda}$. Estes novos coeficientes são avaliados para a encurvadura resultante da compressão, baseando-se nas “curvas europeias de dimensionamento à encurvadura”.

Não obstante ao facto de que os procedimentos de cálculo usados para os elementos solicitados à compressão axial e para os elementos em flexão serem distintos, de referir que na representação gráfica de ambas as abordagens, as curvas obtidas analiticamente para os dois procedimentos serão combinadas nos mesmos gráficos. Desta forma, uma vez que o fenómeno em estudo nesta dissertação é a encurvadura lateral, optou-se por manter a designação “LT”, em subscripto, para simplificar a representação das grandezas $\bar{\lambda}_{LT}$ e χ_{LT} . Ainda assim, uma solução capaz para a comparação destas abordagens passaria por relacionar diretamente a resistência última à flexão ($M_{b,Rd}$ ou $M_{f,b,Rd}$) com o comprimento, com a contrapartida de que não seria praticável a comparação entre as distintas secções e temperaturas.

5.1.1. Obtenção dos resultados numéricos

Como veremos no §5.1.2, a partir dos resultados numéricos obtidos é possível deduzir-se determinados parâmetros necessários para o estudo numérico que a presente dissertação pretende abordar. Não obstante, é importante conhecermos primeiro quais os diferentes tipos de resultados possíveis de obter com a utilização dos programas adotados, com vista a compreensão da sua aplicabilidade no presente estudo.

Para facilitar a sua distinção em relação aos valores analíticos correspondentes, obtidos com base nas metodologias utilizadas pelo Eurocódigo 3 (descritas no Capítulo 3), estes resultados terão, em sobrescrito, a designação do programa utilizado para a sua obtenção, designadamente “*RUBY*” ou “*SAFIR*”.

5.1.1.1. Momento crítico elástico

O momento crítico elástico do elemento M_{cr}^{RUBY} – equivalente ao momento máximo que a viga, analisada pelo cálculo elástico linear, pode suportar sem encurvar lateralmente –, à temperatura normal, resulta de uma análise linear de encurvadura efetuada pelo RUBY + Cast3M.

De referir que o modo de encurvadura condicionante observado correspondeu ao modo global, nos modelos com alma corrugada. Nos modelos de vigas com alma plana, para evitar que o modo de encurvadura local fosse o condicionante (dada a reduzida espessura atribuída à alma destes elementos: 2 a 3 mm), foi necessário, nas definições do RUBY, bloquear a possibilidade de ocorrência deste modo de instabilidade.

Para a análise em situação de incêndio, este valor é corrigido através do fator de redução $k_{E,\theta}$ (ver Quadro 3.5), à temperatura considerada:

$$M_{cr,\theta}^{RUBY} = k_{E,\theta} M_{cr}^{RUBY} \quad (5.1)$$

Particularizando para a temperatura de 500°C, vem:

$$M_{cr,500^\circ\text{C}}^{RUBY} = 0,6 M_{cr}^{RUBY} \quad (5.2)$$

No §5.3.1 será analisada a influência deste valor no dimensionamento de vigas com alma corrugada.

5.1.1.2. Momento fletor resistente

O momento máximo resistido pela secção à temperatura considerada $M_{c,Rd}^{SAFIR}$ (ou $M_{c,Rd,\theta}^{SAFIR}$), é determinado pelo SAFIR, considerando a viga restringida lateralmente (*i.e.* colocando restrições na direção yy em todos os nós da junção da alma com os banzos superior e inferior), com apoios em forquilha e sujeita a momentos unitários nos extremos, tal como foi descrito no §4.2. O elemento é testado à temperatura a que se pretende analisar e é então retirada a carga última.

Na impossibilidade de ocorrência de fenómenos de instabilidade lateral, espera-se que estes valores sejam independentes do comprimento do vão. Assim, elege-se-ão os resultados numéricos correspondentes às vigas cujo comprimento é igual a 10 vezes a altura da alma $L = 10 \times h_w$ (com base na metodologia usada por outros autores (Couto *et al.*, 2015)), designadamente os vãos 5 e 10 m, para os Casos 2 e 1, respetivamente.

No §5.4 veremos como a presença de imperfeições (geométricas e materiais) poderá influenciar a resistência da secção dos elementos.

A nomenclatura adotada neste trabalho para a designação do valor do momento resistente da secção transversal está sumarizada no quadro seguinte.

Quadro 5.1 – Nomenclatura usada para a designação do momento resistente da secção transversal

Formato da alma	Temperatura normal $M_{c,Rd}$		Situação de incêndio $M_{fi,\theta,Rd}$		
	EN 1993-1-1	Resultado numérico	EN 1993-1-2	Nova proposta (Couto, 2015)	Resultado numérico
Corrugada	Caso 1	$M_{f,pl,Rd}$	$M_{f,pl,fi,Rd}$	$M_{f,eff,fi,Rd}^{new}$	$M_{c,Rd,\theta}^{SAFIR}$
	Caso 2	$M_{f,el,Rd}$	$M_{f,el,fi,Rd}$		
Plana		$M_{eff,Rd}$	$M_{eff,fi,Rd}$	$M_{eff,fi,Rd}^{new}$	

Nota: A designação do Caso 1 ou 2 remete para a Classe (1 ou 3) dos banzos, sendo mobilizada a resistência plástica ou elástica, respetivamente (ver Quadro 4.6), para o cálculo de $M_{f,c,Rd}$.

5.1.1.3. Momento fletor resistente à encurvadura lateral

O momento último resistido pelo elemento à temperatura considerada $M_{b,Rd}^{SAFIR}$, é determinado considerando a viga não restringida lateralmente, utilizando as imperfeições geométricas previamente geradas pelo RUBY + Cast3M. Na prática, o procedimento para a sua obtenção é idêntico ao anterior, salvo serem suprimidas as restrições (aos

deslocamentos laterais) ao longo do vão. Neste caso, serão alvo de análise nove vãos, de 2 a 17,5 m (ver Quadro 4.2).

No §5.5 veremos como a presença de tensões residuais poderá influenciar a resistência dos elementos à encurvadura lateral.

A nomenclatura adotada neste trabalho para a designação do valor do momento resistente à encurvadura lateral está sumarizada no quadro seguinte.

Quadro 5.2 – Nomenclatura usada para a designação do momento resistente à encurvadura lateral

Formato da alma	Temperatura normal $M_{b,Rd}$		Situação de incêndio $M_{b,fi,\theta,Rd}$		
	EN 1993-1-1	Resultado numérico	EN 1993-1-2	Nova proposta (Couto, 2015)	Resultado numérico
Corrugada	$M_{f,b,Rd}$	$M_{b,Rd}^{SAFIR}$	$M_{f,b,fi,Rd}$	$M_{f,b,fi,Rd}^{new}$	$M_{b,Rd,\theta}^{SAFIR}$
Plana	$M_{b,Rd}$		$M_{b,fi,Rd}$	$M_{b,fi,Rd}^{new}$	

5.1.2. Processamento dos resultados numéricos

Uma vez conhecidos quais os parâmetros possíveis de obter numericamente, importa saber quais os procedimentos necessários para a obtenção de algumas grandezas numéricas, com vista à sua comparação com os valores possíveis de obter analiticamente.

Os procedimentos que aqui se apresentam para a obtenção dos valores numéricos da esbelteza adimensional ($\bar{\lambda}_{LT}^{num}$) e do fator de redução para a encurvadura lateral (χ_{LT}^{num}), são baseados nos procedimentos contemplados no Eurocódigo 3 (descritos no Capítulo 3). Estes valores, por serem calculados inteiramente com base nos resultados numéricos, terão a designação “num”, em sobrescrito, para facilitar a sua distinção em relação aos valores analíticos correspondentes, obtidos com base nas metodologias utilizadas pelo Eurocódigo 3. Para efeitos de cálculo, salvo indicado o contrário, serão utilizados os valores correspondentes aos resultados numéricos dos modelos com imperfeições geométricas e com tensões residuais (de acordo com o exposto no §4.2.4).

5.1.2.1. Esbelteza adimensional

A esbelteza adimensional à temperatura normal é dada pela raiz quadrada do quociente entre o momento resistente da secção (contraventada) e o momento crítico da viga (ver equação (3.47a)).

À temperatura normal é obtida por:

$$\bar{\lambda}_{LT}^{num} = \sqrt{\frac{M_{c,Rd}^{SAFIR}}{M_{cr}^{RUBY}}} \quad (5.3)$$

e em situação de incêndio por:

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta}^{num} = \sqrt{\frac{M_{c,Rd,\theta}^{SAFIR}}{M_{cr,\theta}^{RUBY}}} \quad (5.4)$$

Este procedimento será necessário para a representação gráfica dos resultados numéricos sob a forma de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$ ou de χ_{LT}^{num} em função de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$.

5.1.2.2. Fator de redução para a encurvadura lateral

O fator de redução para a encurvadura lateral é dado pelo quociente entre o momento último (secção não contraventada) e o momento resistente da secção (contraventada).

À temperatura normal é obtido por:

$$\chi_{LT}^{num} = \frac{M_{b,Rd}^{SAFIR}}{M_{c,Rd}^{SAFIR}} \quad (5.5)$$

e em situação de incêndio por:

$$\chi_{LT,fi}^{num} = \frac{M_{b,Rd,\theta}^{SAFIR}}{M_{c,Rd,\theta}^{SAFIR}} \quad (5.6)$$

Este procedimento será necessário para a representação gráfica dos resultados numéricos sob a forma de χ_{LT}^{num} em função de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$.

5.1.3. Métodos para a representação gráfica dos resultados

De seguida descrevem-se os métodos possíveis para a representação gráfica dos resultados numéricos obtidos apresentada no §5.2.

Para o traçado das curvas analíticas consideraram-se as variáveis independentes L e $\bar{\lambda}_{LT}$ (eixos das abcissas) a variarem linearmente nos intervalos: de 2,0 a 17,5 m e de 0,0 a 2,5, respetivamente.

Note-se que à medida que se “ganha generalidade” no método de representação das curvas analíticas (*i.e.* pela dispensa do conhecimento de fatores dependentes das secções transversais, carregamento, condições de apoio, *etc.*), são necessárias as considerações referidas no subcapítulo anterior para a substituição dos valores numéricos de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$ em função de L pela forma de χ_{LT}^{num} em função de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$.

5.1.3.1. Gráficos de $M_{b,Rd}$ em função de L

Par ordenado dos resultados numéricos:

- À temperatura normal: $(L; M_{b,Rd}^{SAFIR})$
- Em situação de incêndio: $(L; M_{b,Rd,\theta}^{SAFIR})$

Procedimento de cálculo do valor analítico de $M_{b,Rd}$ (eixo das ordenadas):

- À temperatura normal, segundo a EN 1993-1-1, para vigas com alma plana:

$$\boxed{2 \leq L \leq 17,5} \xrightarrow{\{I_z; I_w; I_t\}} M_{cr}(L) \xrightarrow{W_{eff,y}} \bar{\lambda}_{LT}(L) \xrightarrow{\alpha_{LT}} \Phi_{LT}(L) \rightarrow \chi_{LT}(L) \xrightarrow{M_{c,Rd}} \mathbf{M}_{b,Rd}(L)$$

- À temperatura normal, segundo a EN 1993-1-5, para vigas com alma corrugada:

$$\boxed{2 \leq L \leq 17,5} \xrightarrow{I_{z,f}} N_{cr}(L) \xrightarrow{A_{f1}} \bar{\lambda}(L) \xrightarrow{\alpha} \Phi(L) \rightarrow \chi(L) \xrightarrow{M_{f,c,Rd}} \mathbf{M}_{f,b,Rd}(L)$$

- Em situação de incêndio, segundo a EN 1993-1-2, para vigas com alma plana:

$$\boxed{2 \leq L \leq 17,5} \xrightarrow{\{I_z; I_w; I_t\}} M_{cr}(L) \xrightarrow{W_{eff,y}^{k_{0,2p,\theta}}} \bar{\lambda}_{LT,\theta}(L) \xrightarrow{\alpha} \Phi_{LT,\theta,com}(L) \rightarrow \chi_{LT,fi}(L) \xrightarrow{M_{fi,Rd}} \mathbf{M}_{b,fi,Rd}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

- Em situação de incêndio, segundo a nova proposta (Couto, 2015), para vigas com alma plana:

$$\boxed{2 \leq L \leq 17,5} \xrightarrow{\{I_z; I_w; I_t\}} M_{cr}(L) \xrightarrow{W_{eff,y}^{new} k_{y,\theta}} \bar{\lambda}_{LT,\theta}(L) \xrightarrow{\alpha_{LT}^{new}} \Phi_{LT,\theta}^{new}(L) \rightarrow \chi_{LT,fi}(L) \xrightarrow{M_{eff,fi,Rd}^{new}} \mathbf{M}_{b,fi,Rd}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

- Em situação de incêndio, adaptado da EN 1993-1-5 com a EN 1993-1-2, para vigas com alma corrugada:

$$\boxed{2 \leq L \leq 17,5} \xrightarrow{I_{z,f}} N_{cr}(L) \xrightarrow{A_{fk_{y,\theta}}} \bar{\lambda}_\theta(L) \xrightarrow{\alpha} \Phi_\theta(L) \rightarrow \chi_{fi}(L) \xrightarrow{M_{f,fi,Rd}} \mathbf{M}_{f,b,fi,Rd}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

A representação do valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral, em função do comprimento do elemento, é a mais vantajosa na perspetiva do projetista, que procura efetuar um dimensionamento ótimo (próximo do comportamento real) de uma dada secção (sujeita a um carregamento conhecido) para vencer um determinado vão.

Para esta forma de representação, é necessário conhecer *a priori* os valores das várias constantes geométricas para cada secção transversal, designadamente I_z , I_w e I_t ; a

expressão adequada para o cálculo de M_{cr} ; bem como o valor do módulo de flexão da secção transversal W_y , que para secções da Classe 4 corresponde a $W_{eff,y}$, tendo em conta os efeitos das imperfeições geométricas e das tensões residuais na capacidade resistente dos elementos, através da consideração de uma área efetiva.

Ora, se para as vigas convencionais com alma plana estes valores são facilmente calculados (ou mesmo obtidos com recurso a tabelas ou *softwares* apropriados), para as vigas com alma corrugada o Eurocódigo 3 não garante que tais grandezas possam ser calculadas da mesma maneira, não prevendo nenhuma metodologia específica para a sua obtenção.

Adicionalmente, este é o único método em que para a representação dos resultados numéricos de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$, não é necessária a obtenção dos valores numéricos de $M_{c,Rd}^{SAFIR}$ (nem de M_{cr}^{RUBY}).

5.1.3.2. Gráficos de $M_{b,Rd}$ em função de $\bar{\lambda}_{LT}$

Par ordenado dos resultados numéricos:

- À temperatura normal: $(\bar{\lambda}_{LT}^{num}; M_{b,Rd}^{SAFIR})$
- Em situação de incêndio: $(\bar{\lambda}_{LT,\theta}^{num}; M_{b,Rd,\theta}^{SAFIR})$

Procedimento de cálculo do valor analítico de $M_{b,Rd}$ (eixo das ordenadas):

- À temperatura normal, segundo a EN 1993-1-1:

$$\boxed{0 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 2,5} \xrightarrow{\alpha_{LT}} \Phi_{LT}(\bar{\lambda}_{LT}) \rightarrow \chi_{LT}(\bar{\lambda}_{LT}) \xrightarrow{M_{c,Rd}} M_{b,Rd}(\bar{\lambda}_{LT})$$

- Em situação de incêndio, segundo a EN 1993-1-2:

$$\boxed{0 \leq \bar{\lambda}_{LT,\theta} \leq 2,5} \xrightarrow{\alpha} \Phi_{LT,\theta,com}(\bar{\lambda}_{LT,\theta}) \rightarrow \chi_{LT,fi}(\bar{\lambda}_{LT,\theta}) \xrightarrow{M_{fi,Rd}} M_{b,fi,Rd}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

- Em situação de incêndio, segundo a nova proposta (Couto, 2015):

$$\boxed{0 \leq \bar{\lambda}_{LT,\theta} \leq 2,5} \xrightarrow{\alpha_{LT}^{new}} \Phi_{LT,\theta}^{new}(\bar{\lambda}_{LT,\theta}) \rightarrow \chi_{LT,fi}(\bar{\lambda}_{LT,\theta}) \xrightarrow{M_{eff,fi,Rd}^{new}} M_{b,fi,Rd}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

Este método de representação tem como maior vantagem a sua independência das dimensões que definem a secção transversal dos elementos, dispensando-se assim o cálculo das constantes geométricas (I_z , I_w , I_t e I_z), necessárias para o método anterior.

É, no entanto, necessário conhecer o valor do módulo de flexão da secção transversal adequado ($W_{eff,y}$) para a obtenção do valor do momento fletor resistente $M_{c,Rd}$ (ou $M_{fi,\theta,Rd}$), através da consideração da secção transversal efetiva. Neste sentido, consoante a metodologia adotada, utilizar-se-ão os valores do momento fletor resistente de acordo com o Quadro 4.6 e o Quadro 5.1.

5.1.3.3. Gráficos de χ_{LT} em função de $\bar{\lambda}_{LT}$

Par ordenado dos resultados numéricos:

- À temperatura normal: ($\bar{\lambda}_{LT}^{num}$; χ_{LT}^{num})
- Em situação de incêndio: ($\bar{\lambda}_{LT,\theta}^{num}$; $\chi_{LT,fi}^{num}$)

Procedimento de cálculo do valor analítico de χ_{LT} (eixo das ordenadas):

- À temperatura normal, segundo a EN 1993-1-1:

$$\boxed{0 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 2,5} \xrightarrow{\alpha_{LT}} \Phi_{LT}(\bar{\lambda}_{LT}) \rightarrow \chi_{LT}(\bar{\lambda}_{LT})$$

- Em situação de incêndio, segundo a EN 1993-1-2:

$$\boxed{0 \leq \bar{\lambda}_{LT,\theta} \leq 2,5} \xrightarrow{\alpha} \Phi_{LT,\theta,com}(\bar{\lambda}_{LT,\theta}) \rightarrow \chi_{LT,fi}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

- Em situação de incêndio, segundo Couto (2015):

$$\boxed{0 \leq \bar{\lambda}_{LT,\theta} \leq 2,5} \xrightarrow{\alpha_{LT}^{new}} \Phi_{LT,\theta}^{new}(\bar{\lambda}_{LT,\theta}) \rightarrow \chi_{LT,fi}(\bar{\lambda}_{LT,\theta})$$

Este método de representação é o dotado de maior generalidade, visto depender unicamente do fator de imperfeição α para as curvas de encurvadura, não sendo portanto necessário o conhecimento de nenhum valor específico da secção transversal para o traçado da curva analítica correspondente. Contudo, segundo a Nova proposta (Couto, 2015) enunciada no §3.5, o cálculo de Φ_{LT} faz-se se maneira diferente (segundo a equação (3.66)).

De referir ainda que, a distinção entre as duas abordagens indicadas no Quadro 3.4, à temperatura normal, faz-se apenas pela utilização de distintos valores de α ; já em situação de incêndio, segundo o Quadro 3.6, não há qualquer distinção entre as mesmas duas abordagens para a determinação deste fator de imperfeição (pelo que as curvas analíticas se sobrepõem).

5.2. COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS NUMÉRICOS COM AS CURVAS ANALÍTICAS

Nesta secção far-se-á uma comparação entre os resultados numéricos obtidos com os programas SAFIR e RUBY + Cast3M, e as curvas (analíticas) de dimensionamento, de acordo com as abordagens contempladas no presente trabalho, para as duas secções transversais consideradas (Casos 1 e 2) e, para cada uma delas, para os três formatos possíveis para a alma. Esta análise será relativa ao caso de carga $\psi = 1$, à temperatura normal e em situação de incêndio.

5.2.1. Gráficos de $M_{b,Rd}$ em função de L

De acordo com o referido no §5.1.3.1, na Figura 5.1 representam-se os resultados numéricos obtidos para os casos submetidos a flexão pura.

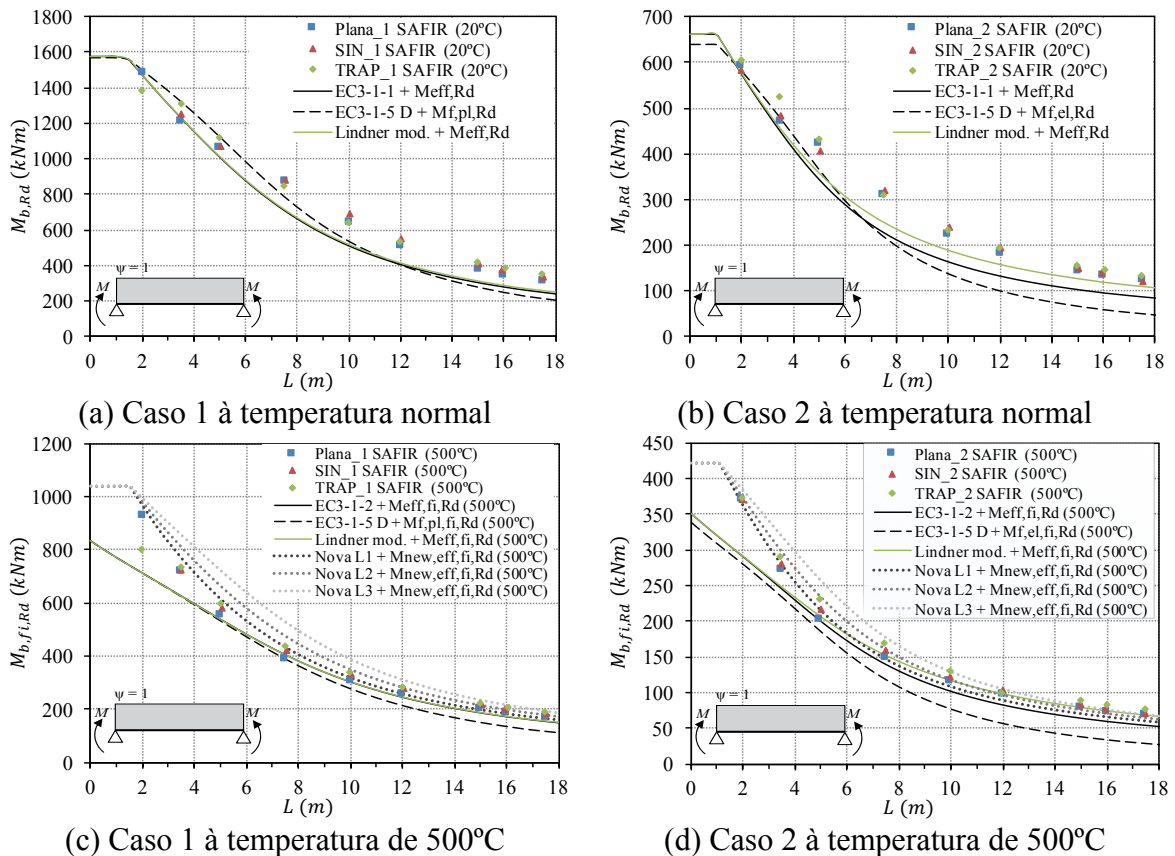


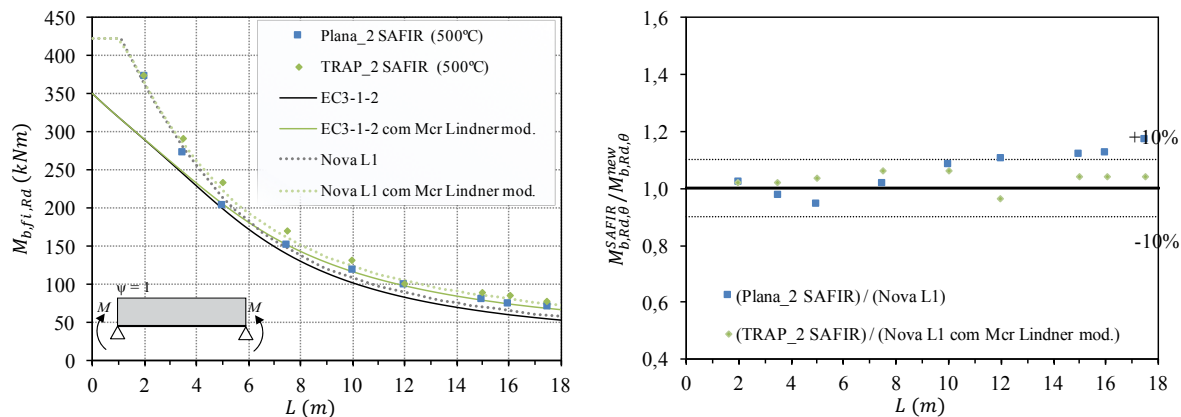
Figura 5.1 – Comparação entre os resultados numéricos de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$ em função de L com as curvas analíticas consideradas ($\psi=1$)

Pela observação dos resultados à temperatura normal, conclui-se que nenhuma das metodologias é capaz de prever, rigorosamente, o comportamento obtido numericamente, em especial para comprimentos intermédios a elevados. De referir que, seguindo a

abordagem (i) à temperatura normal (ver §3.3.4) utilizando o valor de M_{cr} dado pela equação (3.8) – de acordo com a “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013) (curva —Lindner mod.) –, não é por si só suficiente para estimar com exatidão a capacidade resistente à encurvadura lateral dos resultados numéricos dos modelos de vigas com corrugação trapezoidal.

Relativamente aos resultados em situação de incêndio, observa-se um melhor “ajuste” das curvas analíticas aos resultados numéricos, em especial das “novas curvas de encurvadura lateral” (com base na “Nova proposta” de Couto (2015), descrita no §3.5).

Na Figura 5.2 (a) estão representadas as curvas analíticas que se obtêm seguindo a abordagem (i), agora para temperaturas elevadas, quer segundo a EN 1993-1-2 (ver §3.4), quer de acordo com a “Nova proposta” (Curva L1) desenvolvida por Couto (2015) (ver §3.5), usando os valores analíticos de M_{cr} obtidos, quer de acordo com a equação (3.2), para vigas com alma plana, quer de acordo com a equação (3.8), para vigas com alma corrugada trapezoidalmente (segundo a “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013)). Na Figura 5.2 (b), comparam-se as diferenças entre os resultados numéricos dos casos Plana_2 e TRAP_2 e a Curva L1 da “Nova proposta”, obtida com M_{cr} segundo as equações (3.2) e (3.8), respetivamente para aqueles casos.



(a) Curva da EN 1993-1-2 e L1 da “Nova proposta”, utilizando o M_{cr} obtido quer pela equação (3.2), quer pela equação (3.8)

(b) Precisão da curva L1 da “Nova proposta”, utilizando o M_{cr} obtido quer pela equação (3.2), quer pela equação (3.8)

Figura 5.2 – Comparação entre os resultados numéricos e as metodologias analíticas consideradas (para o casos Plana_2 e TRAP_2) à temperatura de 500°C

De acordo com esta figura, observa-se que é usando a Curva L1 da “Nova proposta” (Couto, 2015), calculada com o valor de M_{cr} de acordo com a “Abordagem de Lindner

modificada” (Larsson e Persson, 2013), que se descreve com maior rigor o comportamento dos resultados numéricos obtidos para o caso TRAP_2, obtendo-se diferenças inferiores a 10%.

Na Figura 5.3 comparam-se os resultados numéricos obtidos com as curvas analíticas referentes a vigas com alma plana, calculadas à temperatura normal segundo a EN 1993-1-1 (curva —EC3-1-1) e em situação de incêndio segundo a EN 1993-1-2 (curva —EC3-1-2). Note-se que se optou por incluir a comparação entre os resultados numéricos dos perfis com alma corrugada e as curvas analíticas para a vigas com alma plana, visto que a metodologia prevista pela abordagem (ii) (curva ---EC3-1-5 D) conduz a piores resultados (como se viu na Figura 5.1).

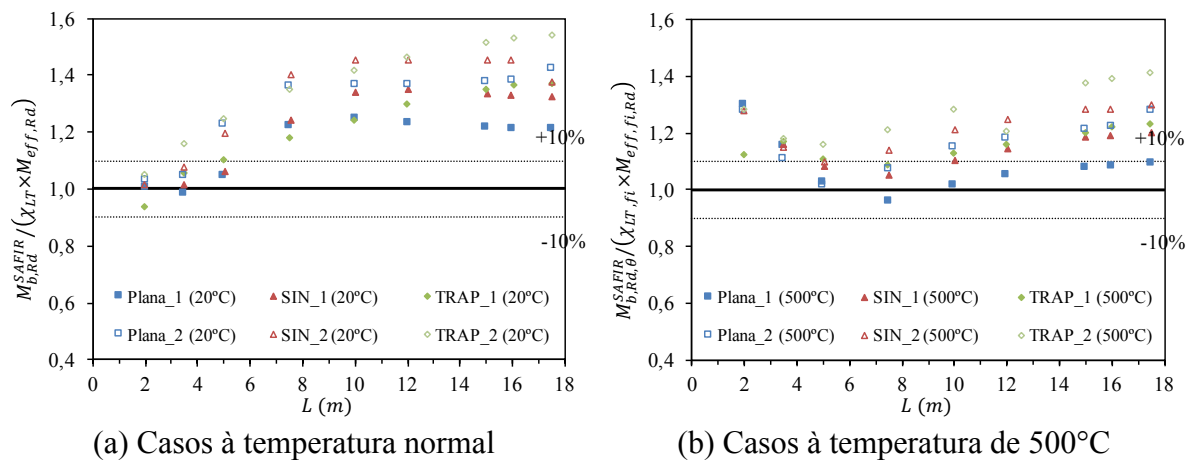


Figura 5.3 – Precisão da curva analítica obtida para vigas com alma plana segundo o Eurocódigo 3 em comparação com os resultados numéricos de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$ ($\psi=1$)

Com base nesta figura, observam-se valores máximos para a diferença entre os resultados numéricos e os esperados analiticamente para perfis de alma plana, analisados à temperatura normal, na ordem dos 42% para vigas com alma plana, 45% para perfis com alma corrugada sinusoidalmente e 54% para perfis com corrugação trapezoidal. Em situação de incêndio, estas diferenças são, respetivamente, de 30%, 30% e 42%. Note-se que, de uma maneira geral, os resultados referentes aos perfis com alma corrugada são superiores aos obtidos para os perfis com alma plana, tal como se verá no §5.3.

Com base neste exercício, e tendo como referência os resultados numéricos obtidos para os casos estudados, conclui-se que as metodologias previstas pelo Eurocódigo 3 são demasiado conservativas, inclusive para vigas com alma plana (em conformidade com as conclusões de Couto (2015) para estes perfis), subestimando significativamente a

capacidade resistente dos perfis com almas corrugadas quando sujeitos à encurvadura lateral.

5.2.2. Gráficos de $M_{b,Rd}$ em função de $\bar{\lambda}_{LT}$

De acordo com o referido no §5.1.3.2, na Figura 5.4 representam-se os resultados numéricos obtidos para os casos submetidos a flexão pura.

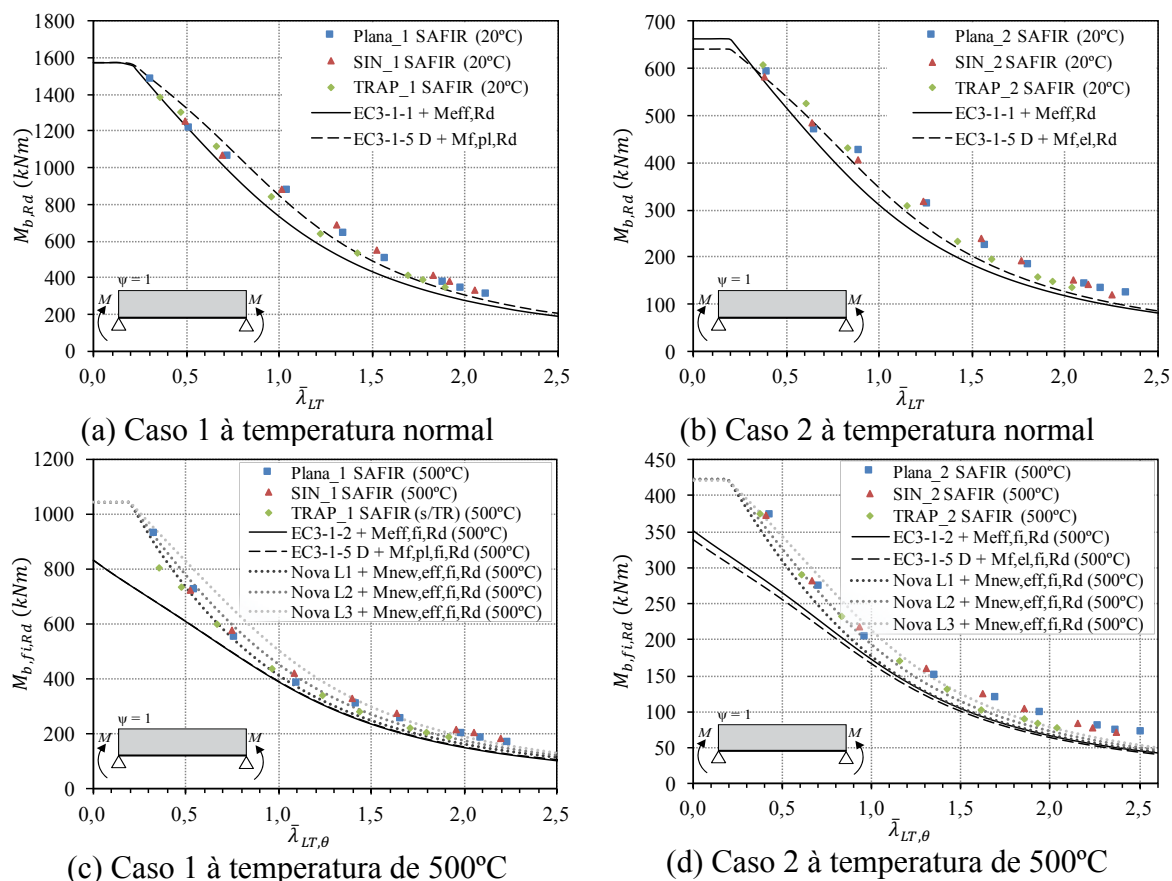


Figura 5.4 – Comparação entre os resultados numéricos de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$ em função de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$ com as curvas analíticas consideradas ($\psi=1$)

Pela análise dos resultados à temperatura normal, conclui-se que a curva analítica com o menor valor do fator de imperfeição para a encurvadura (que neste caso é o que se obtém seguindo a abordagem (ii) para elementos comprimidos: $\alpha = 0,49$ (curva ---EC3-1-5 D), de acordo com o Quadro 3.4) é a que melhor descreve o comportamento obtido numericamente, para valores de esbelteza $\bar{\lambda}_{LT}$ sensivelmente maiores do que 1. Para esbeltezas menores, os resultados numéricos descrevem um comportamento diferente, mais próximo do representado pela curva calculada com $\alpha_{LT} = 0,76$ (curva —EC3-1-1). Relativamente aos resultados em situação de incêndio, observa-se (tal como no método

anterior) um melhor “ajuste” das curvas analíticas aos resultados numéricos, em especial das “novas curvas de encurvadura lateral” (com base na “Nova proposta” de Couto (2015), descrita no §3.5).

Em comparação com a representação ilustrada na Figura 5.1, este método descreve melhor o comportamento dos resultados numéricos, em particular dos casos analisados à temperatura normal. Este facto deve-se à sua menor dependência das propriedades relacionadas com a secção transversal dos elementos, em particular daquelas influenciadas pela presença dos efeitos das imperfeições geométricas e das tensões residuais na capacidade resistente dos elementos através da consideração da secção transversal efetiva.

5.2.3. Gráficos de χ_{LT} em função de $\bar{\lambda}_{LT}$

De acordo com o referido no §5.1.3.3, na Figura 5.5 representam-se os resultados numéricos obtidos para os casos submetidos a flexão pura.

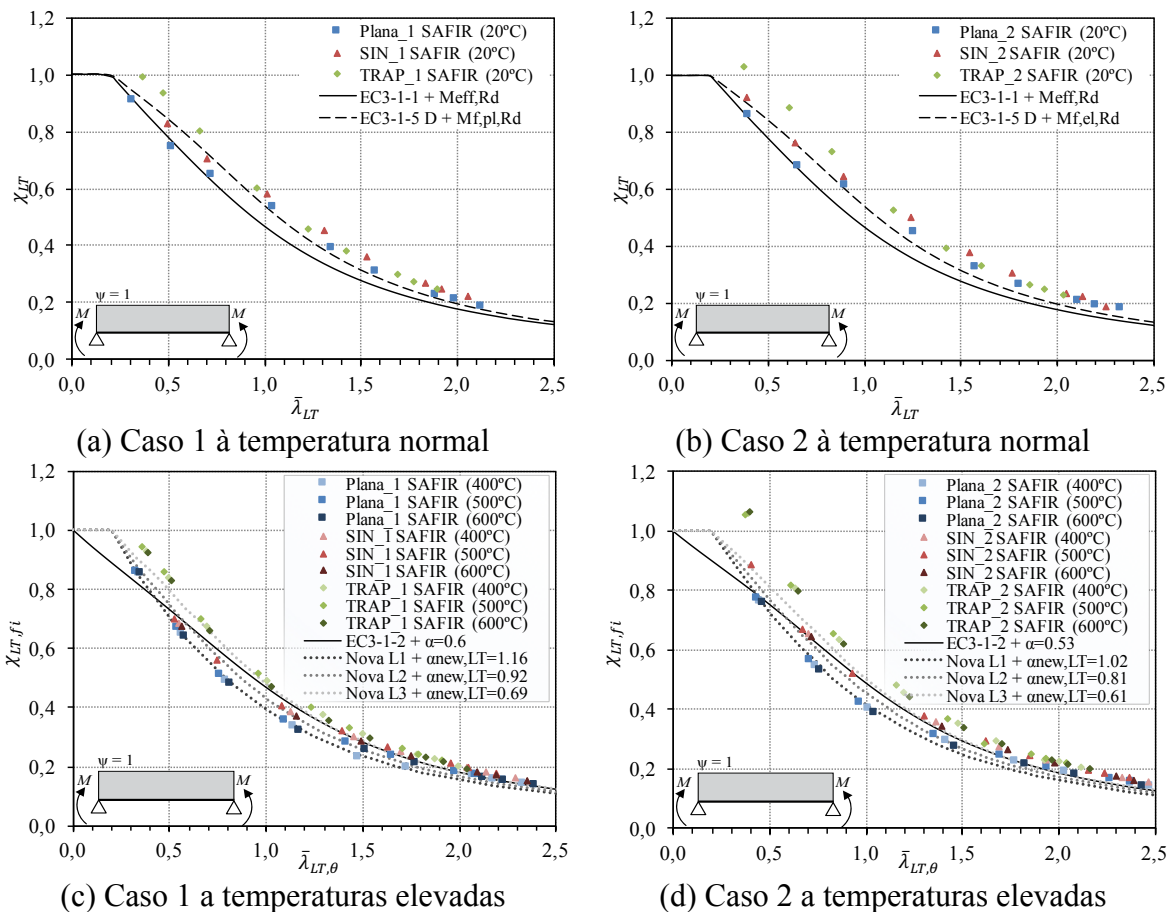


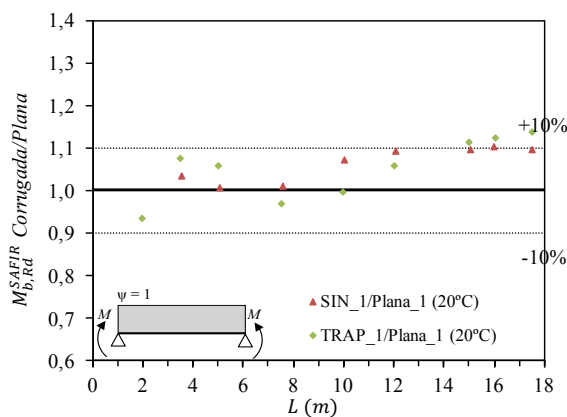
Figura 5.5 – Comparação entre os resultados numéricos de χ_{LT}^{num} em função de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$ com as curvas analíticas consideradas ($\psi=1$)

Com base nos resultados numéricos obtidos, são válidas as considerações referidas no parágrafo anterior, com a diferença de que é possível observar uma discrepância entre os formatos plano e corrugados da alma inversamente proporcional ao comprimento dos elementos. Esta diferença será devida à influência das imperfeições locais na resistência da secção. Tal como veremos no §5.4, o efeito das imperfeições é consideravelmente superior nos os casos de vigas com alma corrugada, pelo que o valor da resistência da secção destes elementos será consequentemente reduzido.

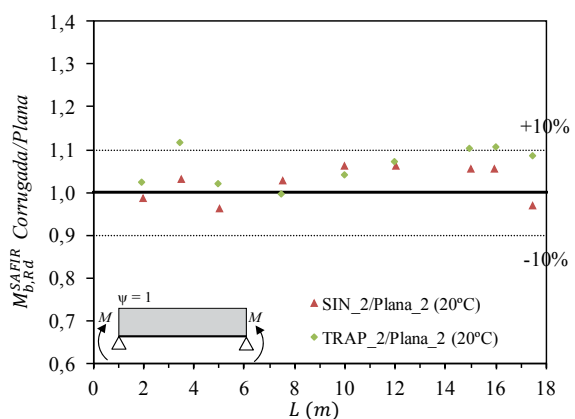
Recordando as expressões indicadas no §5.1.2, compreende-se que uma redução no valor de $M_{c,Rd}^{SAFIR}$ traduz-se num aumento linear do coeficiente de redução χ_{LT}^{num} e numa diminuição da esbelteza $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$ proporcional à sua raiz quadrada, o que significa que, ao considerarem-se os resultados de $M_{c,Rd}^{SAFIR}$ com imperfeições (que são inferiores aos resultados sem imperfeições), obtêm-se valores de χ_{LT}^{num} bastante superiores para comprimentos menores, contudo sem grande variação do valor de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$.

5.3. INFLUÊNCIA DA CORRUGAÇÃO DA ALMA

Nesta secção analisaremos a influência que a corrugação da alma tem na resistência de vigas sujeitas à flexão pura: $\psi = 1$ (no subcapítulo 5.6 veremos esta influência também para os carregamentos $\psi = 1$ e $\psi = 1$). Para este efeito, na Figura 5.6 está quantificado o acréscimo do valor do momento fletor resistência à encurvadura lateral (obtido numericamente) entre os modelos de vigas com almas corrugadas sinusoidalmente e trapezoidalmente, e os de vigas com alma plana, quer à temperatura normal, quer em situação de incêndio.



(a) Caso 1 à temperatura normal



(b) Caso 2 à temperatura normal

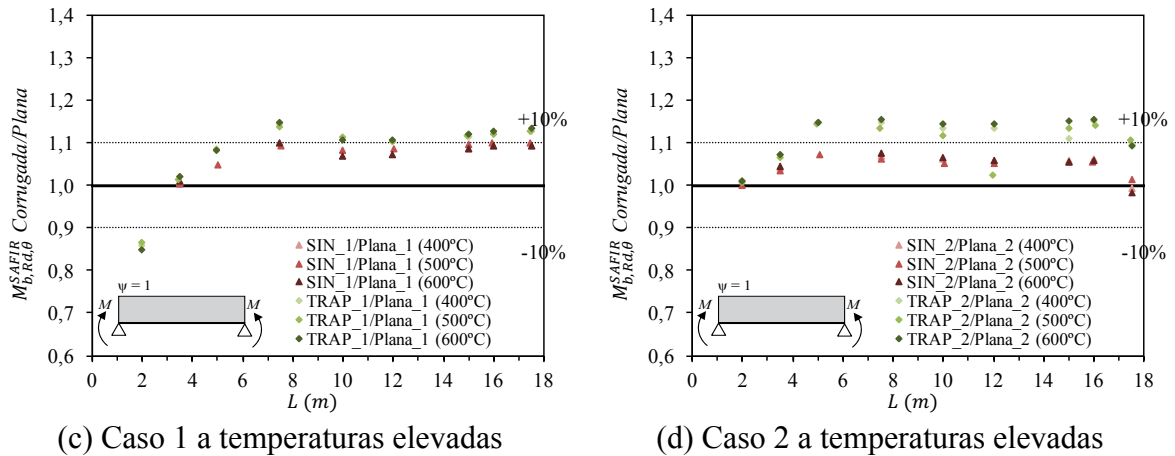


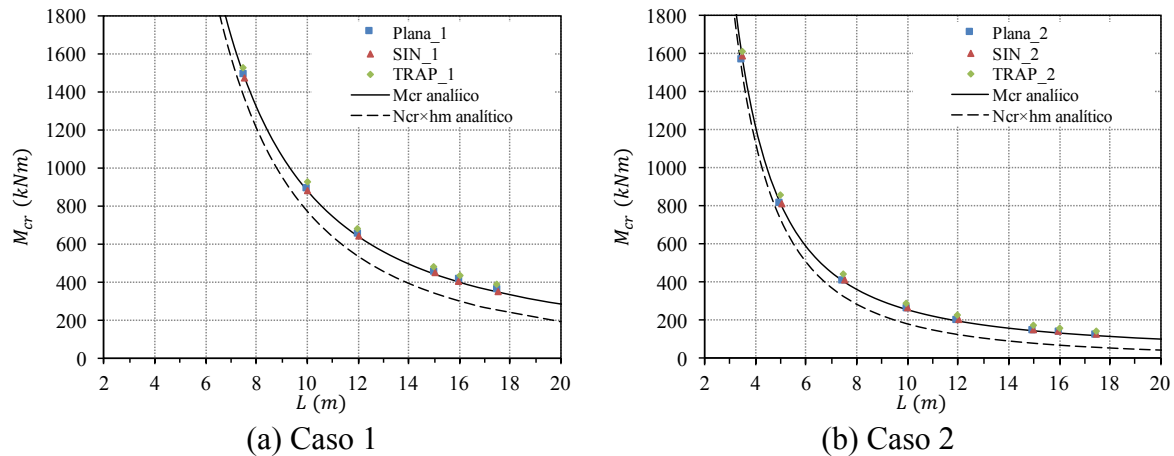
Figura 5.6 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos ($\psi=1$)

Com base nesta figura, é possível constatar, de um modo geral, um aumento da capacidade resistente dos modelos numéricos de vigas com alma corrugada sujeitas à encurvadura lateral (e submetidas a flexão pura), quando comparadas com os perfis equivalentes com alma plana, na ordem dos 6% à temperatura normal e de 8% a temperaturas elevadas (valores médios), chegando a atingir valores máximos de 12% à temperatura normal e de 15% à temperatura de 600°C.

A justificação do comportamento de alguns pontos cuja resistência é inferior à obtida com vigas com alma plana, em especial para vãos reduzidos, poderá estar relacionada com o facto de que o referido comportamento é governado principalmente pela resistência da secção, que é largamente influenciada pela presença de imperfeições locais (tal como veremos no §5.4).

5.3.1. Influência da corrugação da alma no valor do momento crítico

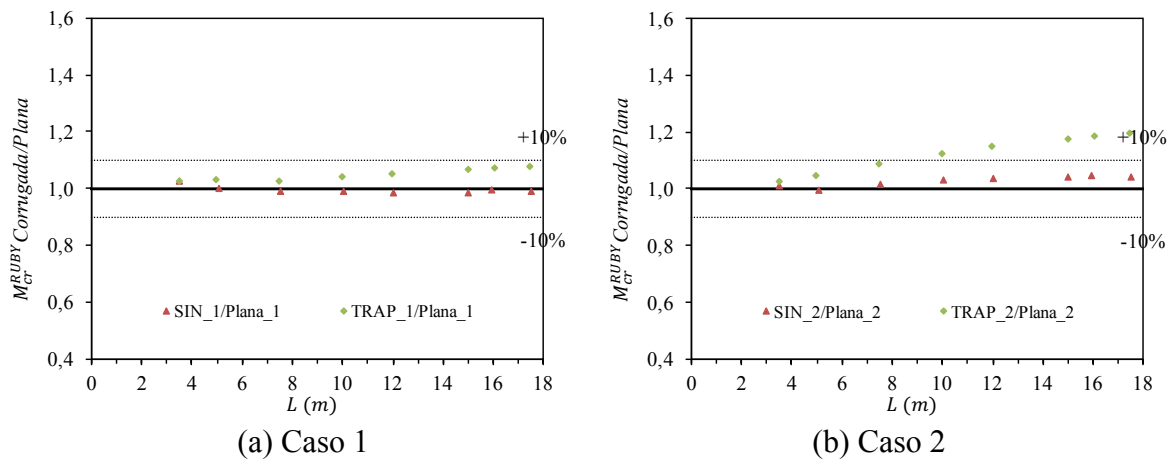
Tal como se referiu no §3.3.4, para o dimensionamento de vigas em I (e, em particular, de vigas com alma corrugada) submetidas a flexão, e sujeitas à ocorrência de encurvadura lateral, é fundamental o conhecimento do valor da carga crítica elástica associada a este fenómeno de instabilidade (M_{cr} , de acordo com a abordagem (i), referida no §3.3.4; ou $M_{cr,f} = N_{cr} \times h_m$, de acordo com a abordagem (ii), para o banzo comprimido). Neste sentido, foram apresentadas duas abordagens distintas para a obtenção daquele valor, cuja representação gráfica das curvas analíticas correspondentes está ilustrada na Figura 5.7, simultaneamente com os resultados numéricos de M_{cr}^{RUBY} , obtidos segundo a metodologia descrita no §5.1.1.1.



(a) Caso 1 (b) Caso 2
Figura 5.7 – Comparação dos resultados numéricos do momento crítico com as curvas analíticas das equações (3.46a) e (3.46b)

Avaliando a abordagem (ii), segundo a qual se calcula a carga crítica do elemento a partir da carga crítica elástica de Euler – N_{cr} do banzo comprimido – (com base no pressuposto de que para vigas com alma corrugada seria mais difícil calcular o M_{cr}), vemos que esta hipótese não conduziu a bons resultados, no sentido de que é demasiado conservativa na caracterização do comportamento dos resultados numéricos obtidos com o programa RUBY + Cast3M. Todavia, optou-se pela sua inclusão no presente estudo para se comprovar isso mesmo. Posto isto, a sua representação será omitida nos gráficos seguintes.

Relativamente aos resultados numéricos obtidos, observa-se um comportamento semelhante entre os distintos formatos possíveis para a alma. Para facilitar a visualização da influência que a corrugação da alma tem no valor numérico do momento crítico dos elementos submetidos a flexão pura (caso de carga $\psi = 1$), na Figura 5.8 é apresentado o quociente entre os valores de M_{cr}^{RUBY} obtidos os perfis com alma corrugada, e os obtidos para os perfis com alma plana.



(a) Caso 1 (b) Caso 2
Figura 5.8 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos do momento crítico

De acordo com os resultados numéricos obtidos, constata-se, de um modo geral, um aumento do valor numérico da carga crítica elástica de vigas sujeitas a um diagrama de momentos constante, ao substituir-se a alma plana destes elementos por uma alma corrugada (excluindo os resultados obtidos para o formato de corrugação sinusoidal do Caso 1 onde se verificou um decréscimo residual daquele valor na ordem de 1%). O referido aumento atinge um valor máximo de 20% para o formato de corrugação trapezoidal do Caso 2, e poderá ser justificado pelo eventual aumento da rigidez de torção e/ou de empenamento, tal como se avalia no § seguinte.

Comparando os resultados obtidos para as duas secções consideradas (Casos 1 e 2), dado que a geometria da corrugação da alma (ver Quadro 4.3) se mantém fixa, independentemente das dimensões da secção transversal (ver Quadro 4.2), é compreensível que para perfis com menores dimensões (que neste caso corresponde ao Caso 2) sejam potencializadas as vantagens da corrugação da alma.

5.3.1.1. Avaliação das propostas de Lindner e de Larsson e Persson

Tal como vimos no §3.1.4, Lindner (1990) desenvolveu uma proposta para o cálculo do momento crítico elástico para a encurvadura lateral (M_{cr}) de vigas com alma corrugada trapezoidalmente que para contabilizar o aumento da resistência à encurvadura lateral concedido pela corrugação da alma, através da modificação (*i.e.* aumento) da constante de empenamento I_w . Baseados nesta proposta, Larsson e Persson (2013) propuseram que o incremento da rigidez de torção conferido pela corrugação da alma fosse atribuído à constante de torção I_t em vez da constante de empenamento I_w .

Neste contexto é oportuno sabermos qual a influência que esta modificação da expressão (3.3) (para o cálculo do M_{cr} através do aumento de uma das constantes da secção transversal) tem na interpretação dos resultados numéricos obtidos para os modelos analisados de vigas com alma corrugadas. Para este fim, representar-se-ão diferentes curvas analíticas correspondentes à variação do valor de M_{cr} com o comprimento L das vigas do Caso 2 (visto serem de menor inércia do que as do Caso 1 e, portanto, o intervalo de valores de M_{cr} será menor, facilitando a sua visualização), designadamente:

- (i) “ **M_{cr} analítico**” – curva $M_{cr}(L)$ segundo a expressão (3.3), para vigas com alma plana;

- (ii) “ M_{cr} analítico com I_t (ou I_w) modificada” – curva $M_{cr}(L)$ segundo a expressão (3.3) (para vigas com alma plana) mas com uma das constantes seccionais (I_t ou I_w) duplicada, com o intuito de estudar as consequências desta modificação;
- (iii) “ M_{cr} Lindner modificada” – curva $M_{cr}(L)$ segundo a expressão (3.8) para vigas com alma corrugada trapezoidalmente (em que é aumentada a constante de torção I_t).

Adicionalmente, visto que o valor de M_{cr} decresce exponencialmente com o comprimento do vão, para uma melhor visualização, representa-se também esta variação sob a forma da esbelteza normalizada para a encurvadura lateral $\bar{\lambda}_{LT}$ em função do comprimento L , segundo da equação (3.47a) (calculada com $W_{eff,y}$ igual ao de uma secção com alma plana de Classe 4). Desta forma, representa-se de seguida: (i) a influência da modificação da constante de empenamento I_w (Figura 5.9), de acordo com a proposta de Lindner (1990), e; (ii) a influência da modificação da constante de torção I_t (Figura 5.10), de acordo com a proposta de Larsson e Persson (2013), denominada de “Abordagem de Lindner modificada”.

(i) Modificação do M_{cr} com base no aumento de I_w para o dobro

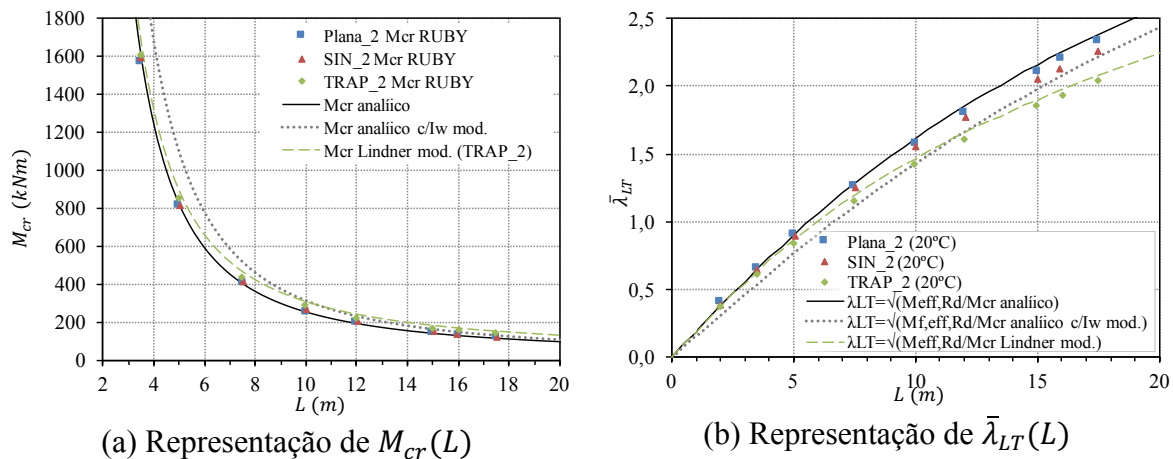


Figura 5.9 – Influência da constante de empenamento no cálculo do momento crítico

Ao atentarmos às curvas com traço pontilhado cinza (produzidas com base na duplicação do valor da constante de torção I_t) é possível perceber que o seu comportamento não traduz fielmente a distribuição dos resultados numéricos obtidos: na Figura 5.9 (a) para valores de $L \leq 10$ é perceptível a grande discrepância entre os valores esperados, quer numericamente, quer analiticamente (em comparação com as restantes curvas

representadas); na Figura 5.9 (b), em comparação com a curva a traço contínuo verde – “Abordagem de Lindner modificada” – é visível que o seu comportamento não é idêntico ao obtido analiticamente (de acordo com aquele método) para o caso da corrugação trapezoidal analisado (TRAP_2).

(ii) **Modificação do M_{cr} com base no aumento de I_t para o dobro**

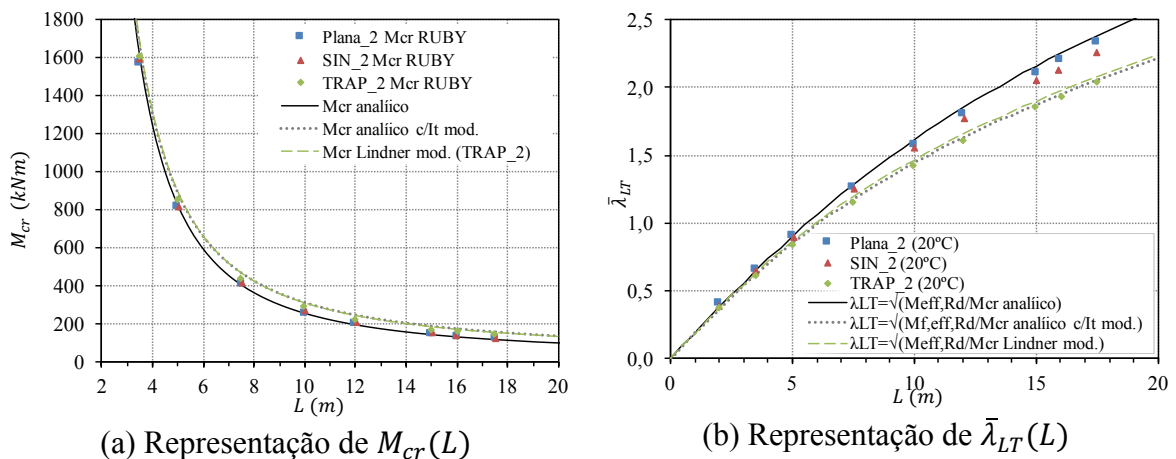


Figura 5.10 – Influência da constante de torção no cálculo do momento crítico

Por oposição ao caso anterior, ao modificarmos o valor da constante de torção I_t (neste caso, duplicando o seu valor), vemos que o comportamento das curva correspondentes (representadas na Figura 5.10 com traço pontilhado cinza) representa consideravelmente melhor a distribuição dos resultados numéricos obtidos (estando, por coincidência, muito próximo do comportamento dos resultados do caso TRAP_2).

Com base neste exercício, comprova-se que a “Abordagem de Lindner modificada” de Larsson e Persson (2013) é efetivamente mais rigorosa para traduzir o comportamento numérico dos resultados obtidos com alma corrugada trapezoidalmente. Contudo, de acordo com os resultados numéricos obtidos (M_{cr}^{RUBY}), constata-se que esta proposta não se encontra no lado da segurança, resultando numa diferença de cerca de 9%, ilustrada na Figura 5.11 (a), onde se comparam os resultados numéricos de M_{cr}^{RUBY} para o caso TRAP_2 e os analíticos obtidos pelas equações (3.8) para almas corrugadas trapezoidalmente e (3.2) para almas planas. Não obstante, esta diferença é amortizada pelo facto do valor de $\bar{\lambda}_{LT}$ ser inversamente proporcional à raiz quadrada de M_{cr} (equação (5.3)), para além de que a referida diferença (em termos absolutos) é reduzida quando comparada com a obtida com base na curva de $M_{cr}(L)$ para vigas com alma plana, que tende a aumentar com o comprimento, chegando a atingir os 22% (do lado da segurança).

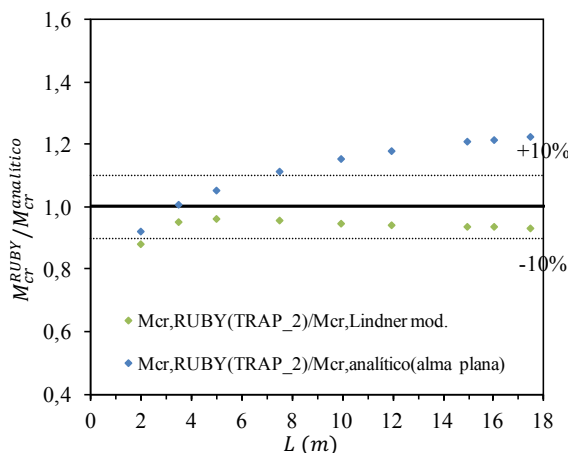


Figura 5.11 – Comparação entre os resultados numéricos do momento crítico (para o caso TRAP_2) e os analíticos (segundo as equações (3.8) e (3.2))

Conclui-se portanto que com base na curva de M_{cr} em função de L , segundo a expressão (3.3) para vigas com alma plana, se subestima significativamente o valor do momento crítico elástico que se obtém com base nos resultados numéricos. Este facto poderá ser superado com a utilização da “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013), segundo a expressão (3.8) para vigas com alma corrugada trapezoidalmente. Contudo, aquele método poderá ainda ser alvo de melhoramentos, com o intuito de que não se sobredimensione o valor do momento crítico elástico para a encurvadura lateral. Isto, no contexto do presente estudo numérico, seria conseguido pela alteração do fator 8 no denominador da expressão (3.5a) (usada para o cálculo de c_w) para o valor 13, tal como ilustra a Figura 5.12 (para $L \geq 6$ m, onde é mais visível esta alteração).

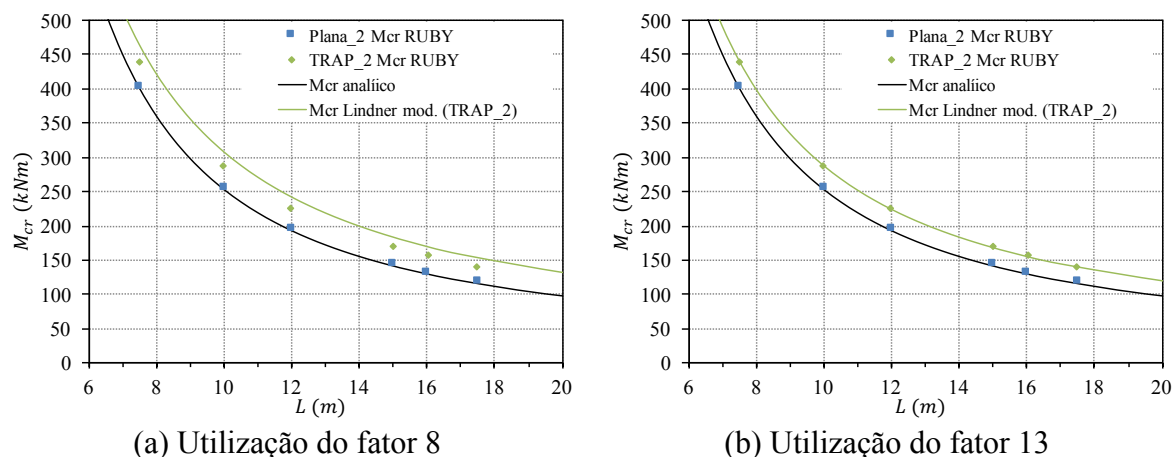


Figura 5.12 – Influência da alteração do fator 8 para 13 na expressão (3.5a) para o traçado da curva do momento crítico segundo a “Abordagem de Lindner modificada”

Não obstante, continuar-se-á a utilizar a formulação original nos gráficos seguintes, com base no argumento de que dever-se-ão realizar mais estudos antes de se concluir algo sobre a influência que a variação da geometria da corrugação da alma e das dimensões da secção transversal provoca naquele método.

Para mostrar a influência das imperfeições na resistência do elemento à encurvadura lateral, na Figura 5.13 comparam-se os resultados numéricos de $M_{b,Rd}^{SAFIR}$ (resultantes das análises geometricamente e materialmente não linear - GMNIA) com os de M_{cr}^{RUBY} (resultantes das análises linear de encurvadura - LBA), bem como as respetivas curvas analíticas (segundo a EN 1993-1-1 e de acordo com “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013)).

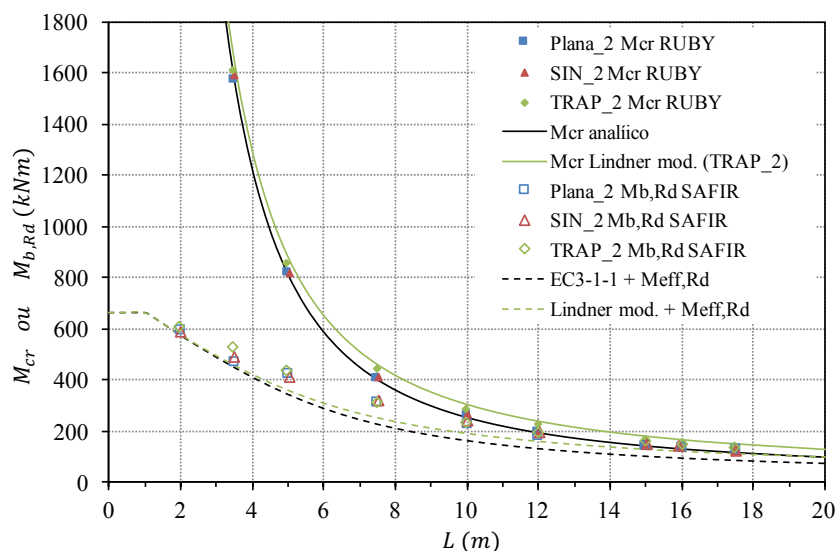


Figura 5.13 – Sobreposição dos resultados de M_{cr}^{RUBY} com $M_{b,Rd}^{SAFIR}$

Com base nesta figura (ver também Figura 3.3), verifica-se que para comprimentos – *i.e.* valores de esbelteza – elevados, o colapso ocorre por encurvadura em regime elástico, sendo a capacidade resistente condicionada pelo valor do momento crítico (M_{cr}^{RUBY}) associado à encurvadura lateral, pelo que as imperfeições são pouco influentes (diferenças de cerca de 20% para o comprimento $L = 17,5$ m); para elementos pouco esbeltos, a capacidade resistente é condicionada pelo valor da resistência da sua secção transversal ($M_{c,Rd}^{SAFIR}$); para elementos de esbelteza intermédia, a capacidade resistente é condicionada pela interação entre fenómenos de plasticidade e instabilidade, sendo neste domínio que as imperfeições têm maior influência, como veremos adiante.

5.3.1.2. Proposta para a inclusão da corrugação sinusoidal na “Abordagem de Lindner modificada”

Dado os bons resultados produzidos pela aplicação da “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013) na caracterização do comportamento dos resultados numéricos obtidos para a corrugação trapezoidal, seria vantajosa a concepção de uma abordagem similar que abrangesse o comportamento dos casos com corrugação sinusoidal, fundamentada pelas conclusões de Larsson e Persson (2013), que afirmam que aquela abordagem “deverá ser válida para vigas com uma corrugação arbitrária”.

Neste sentido, no presente documento inclui-se uma proposta para a inclusão do formato de corrugação sinusoidal da alma no cálculo do valor do momento crítico elástico, segundo a expressão (3.8), com base num procedimento simplificado para a transformação deste formato de corrugação num outro com geometria trapezoidal, de acordo com a Figura 5.14:

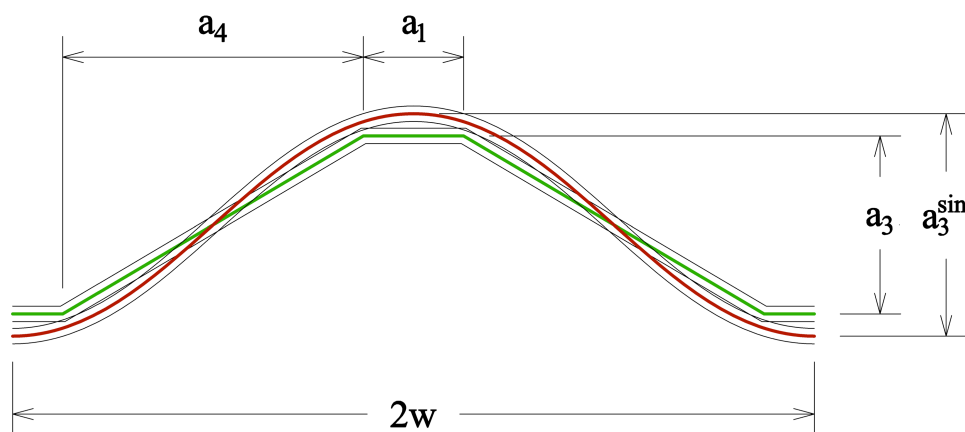


Figura 5.14 – Esquemática da proposta simplificada para a conversão do formato de corrugação sinusoidal em trapezoidal

em que as dimensões a_1 , a_3 e a_4 , usadas para determinar os valores de u_x e c_w na expressão (3.5), poderão ser substituídas por:

$$\begin{aligned} a_1 &= \frac{1}{8} 2w \\ a_3 &= \frac{4}{5} a_3^{sin} \\ a_4 &= \frac{1}{2} 2w - a_1 \end{aligned} \tag{5.7}$$

Com base nesta proposta simplificada obtêm-se os resultados ilustrados na Figura 5.15 (a traço contínuo encarnado) para o Caso 2 e também para o Caso 1.

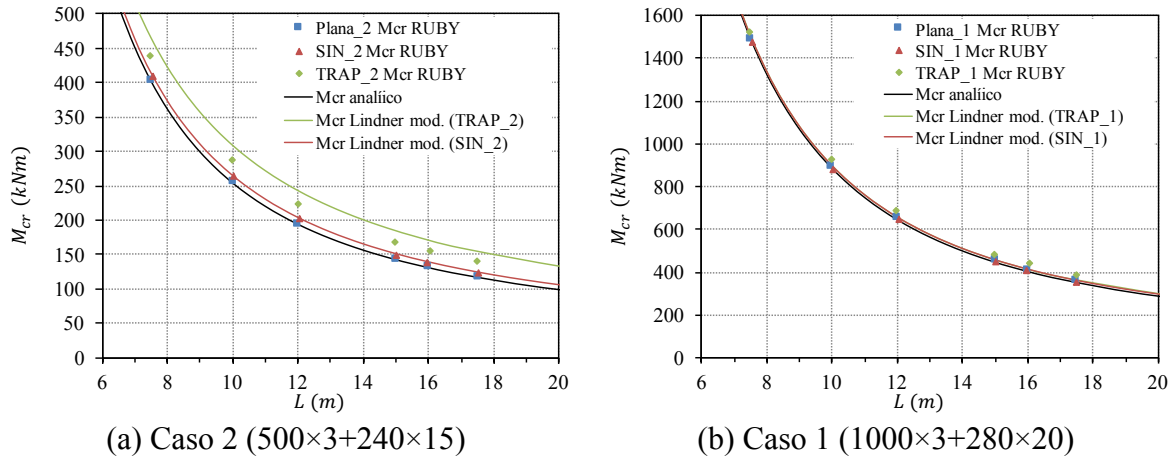


Figura 5.15 – Traçado da curva de $M_{cr}(L)$ segundo a “Abordagem de Lindner modificada”

De acordo com os resultados obtidos, conclui-se que (para os casos analisados) esta proposta simplificada para a inclusão do formato de corrugação sinusoidal na formulação proposta por Larsson e Persson (2013) (“Abordagem de Lindner modificada”, para vigas corrugadas trapezoidalmente), conduz a resultados bastante satisfatórios. Contudo, importa recordar que no presente estudo numérico apenas se considerou uma geometria de corrugação sinusoidal (*i.e.* valores constantes de $2w$ e a_3^{sin}), pelo que seria imprescindível a sua validação, com base em futuros estudos numéricos, para diferentes formatos de alma corrugada sinusoidalmente, seguindo uma metodologia idêntica à que aqui foi exposta.

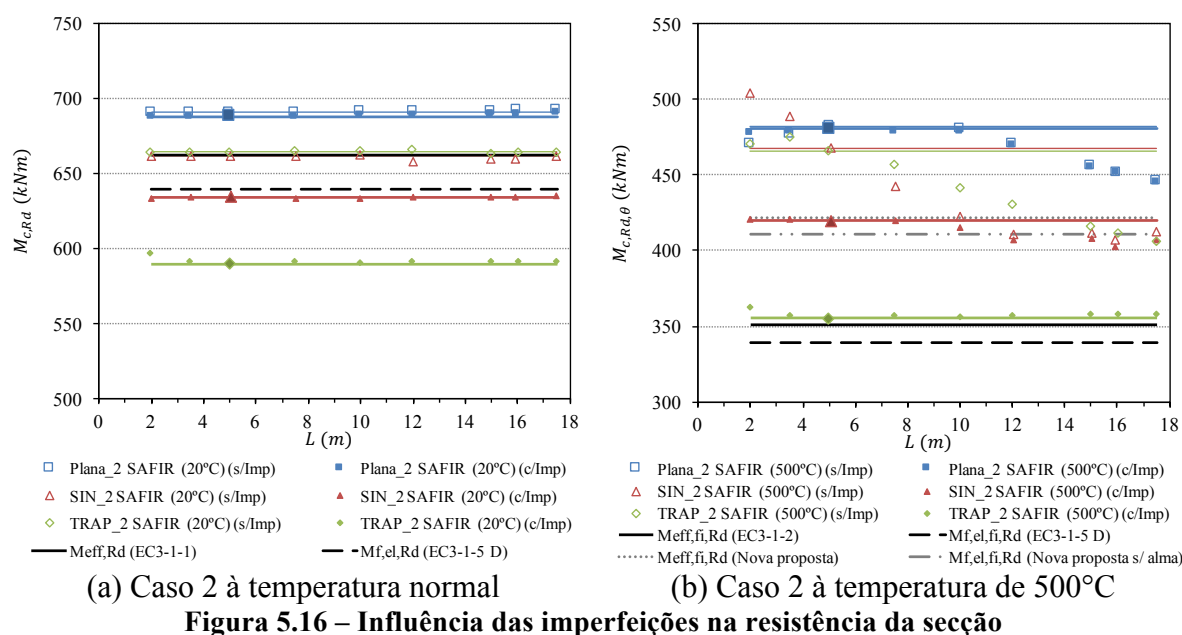
5.4. INFLUÊNCIA DAS IMPERFEIÇÕES LOCAIS NA RESISTÊNCIA DA SECÇÃO

Neste subcapítulo veremos como a resistência das secções transversais ($M_{c,Rd}$) de vigas restringidas lateralmente é influenciada pela presença de imperfeições geométricas e materiais. As imperfeições geométricas consistem essencialmente em deformações iniciais fora do plano, conduzindo a uma diminuição da rigidez, bem como da própria resistência dos elementos planos constituintes dos perfis estudados. Adicionalmente, as tensões residuais constituem as imperfeições materiais mais significativas, contribuindo igualmente para a redução da rigidez e da resistência das placas.

Para o estudo da influência das imperfeições na resistência das secções que aqui se exhibe, foram criados modelos numéricos para as vigas do Caso 2 (Plana_2, SIN_2 e TRAP_2) contraventados lateralmente, analisados à temperatura normal e em situação de incêndio (à temperatura de 500°C), seguindo duas abordagens distintas: (i) aplicando as imperfeições

geométricas e tensões residuais descritas no §4.2.4; e (ii) não aplicando quaisquer imperfeições nos mesmos modelos.

Na Figura 5.16 apresentam-se os resultados obtidos numericamente para elementos restringidos lateralmente sem e com tensões residuais, bem como os valores calculados analiticamente, de acordo com as metodologias prescritas no Eurocódigo 3 para o cálculo da resistência da secção, quer para vigas com alma plana (equação (3.50a)), quer para vigas com alma corrugada (equação (3.50b)). Tal como o referido no §5.1.1.2, na impossibilidade de ocorrência de fenómenos de instabilidade lateral, espera-se que estes valores sejam independentes do comprimento do vão, o que é comprovado pelos resultados numéricos obtidos nos casos analisados à temperatura normal (Figura 5.16 (a)), cujo desvio padrão relativo⁸ máximo é de 0,33%. Porém, à temperatura de 500°C (Figura 5.16 (b)) constata-se que apenas os casos com imperfeições incluídas têm um comportamento praticamente constante, com desvios padrão relativos de 1,71% e de 0,59% para os formatos de corrugação sinusoidal e trapezoidal, respectivamente, e de 0,24% para os casos com alma plana (se desprezarmos os valores para $L \geq 12$ m). O decréscimo da resistência, verificado para os casos com alma plana com $L \geq 12$ m (Figura 5.16 (b)), sugerem a ocorrência de fenómenos de segunda-ordem, levando a uma redução significativa da rigidez em relação à resistência do elemento.



⁸ %DPR = Desvio padrão / Média × 100

Pela observação dos resultados obtidos, vemos que os valores numéricos da resistência da secção para os perfis com alma corrugada são inferiores aos obtidos para os perfis com alma plana, sendo maior a discrepância nos casos em situação de incêndio. Determinando o quociente entre os resultados (com imperfeições incluídas) obtidos, para o comprimento $L = 5$ m (pontos destacados na Figura 5.16), para perfis com alma corrugada e os obtidos para perfis com alma plana, verifica-se uma diminuição do valor numérico da resistência da secção de 8% para o formato sinusoidal e de 14% para o formato trapezoidal, à temperatura normal, e de 13% e 26% à temperatura de 500°C, respetivamente, em comparação com o valor obtido para os perfis com alma plana.

Por outro lado, constata-se também que as imperfeições têm um efeito desfavorável na resistência da secção das vigas analisadas, em particular, nos casos com alma corrugada, e ainda com maior relevância nos casos em situação de incêndio (Figura 5.16 (b)). Esta diferença entre os resultados obtidos numericamente para modelos sem e com imperfeições está quantificada na Figura 5.17.

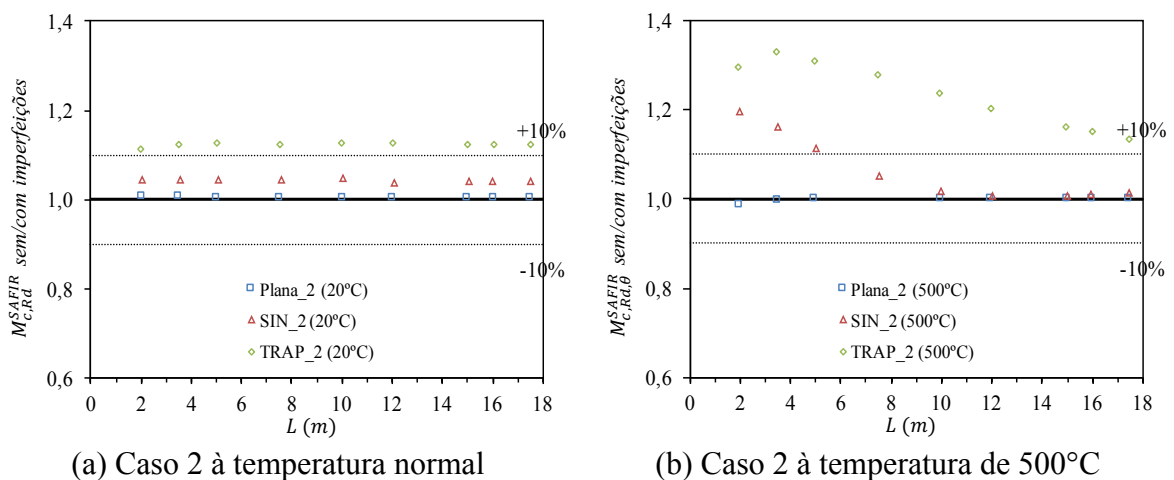


Figura 5.17 – Comparação entre os resultados numéricos sem e com imperfeições

Comparando os resultados numéricos relativos aos três formatos de alma analisados, vemos que há uma maior influência das imperfeições na resistência da secção (que é decrescente com o comprimento nos modelos com alma corrugada) no caso da corrugação trapezoidal (com diferenças máximas de 13% à temperatura normal e de 33% à temperatura de 500°C), seguida pelo caso da corrugação sinusoidal (com diferenças máximas de 5% à temperatura normal e de 20% à temperatura de 500°C) e, com menor

importância, no caso de vigas com alma plana, sendo desprezável esta influência (0,48% à temperatura normal e 0,25% à temperatura de 500°C).

Estas diferenças entre a resistência com e sem imperfeições, e entre vigas com alma plana e vigas com alma corrugada deve-se ao facto de as imperfeições (baseadas no primeiro modo de encurvadura, resultante de uma análise linear de encurvadura) no primeiro caso serem condicionadas pela alma e, no segundo, serem (maioritariamente) condicionados pelo banzo comprimido, tal como ilustra a Figura 5.18. Ora, partindo do princípio de que a resistência à flexão de vigas com alma corrugada é garantida unicamente pela capacidade resistente dos banzos aos esforços axiais, em particular, à compressão, compreende-se que se o banzo comprimido estiver especialmente propenso à ocorrência de fenómenos localizados de encurvadura (devido à natureza destes elementos estruturais), a resistência da secção será conseqüentemente afetada.

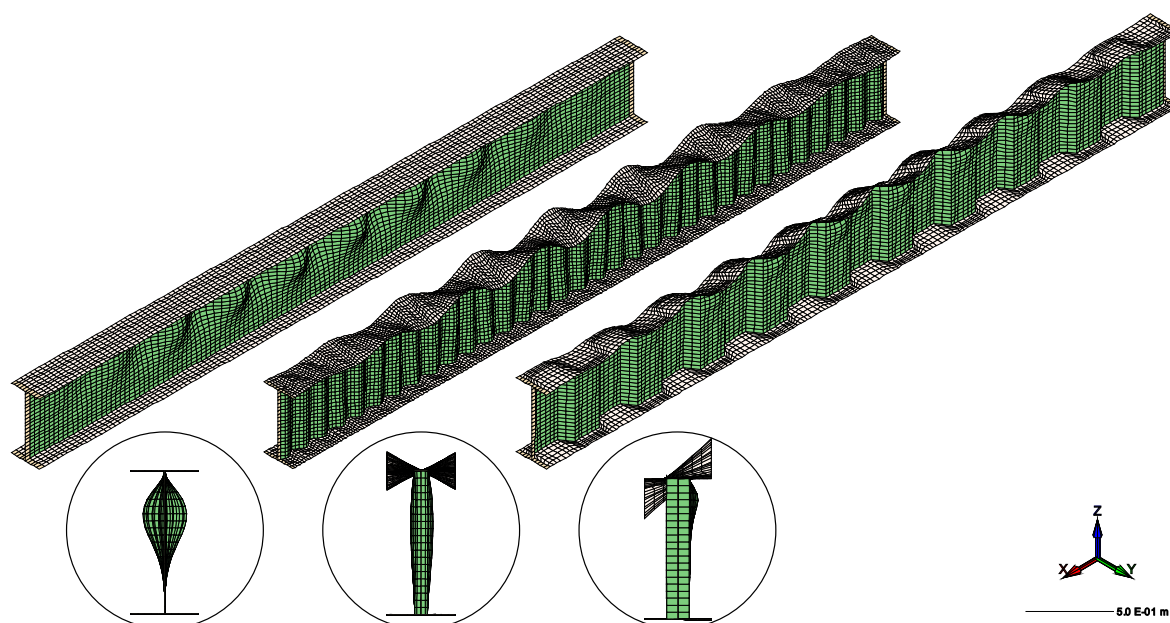


Figura 5.18 – Primeiros modos de encurvadura para os modelos contraventados das vigas Plana_2, SIN_2 e TRAP_2 (com 5 m)

Como podemos ver, o primeiro modo de encurvadura no caso da corrugação trapezoidal ocorre com um período coincidente com a geometria deste formato de corrugação, o que sugere que, se as nervuras forem largas o suficiente, então o primeiro modo de encurvadura irá acomodar-se ao formato da corrugação da alma de tal modo que fará com que uma porção desta seja forçada a adaptar-se àquele modo de encurvadura, pelo que sofrerá igualmente encurvadura local. Desta forma, à medida que ocorre encurvadura local

no banzo comprimido, o comportamento da alma corrugada pode ser comparado à de uma viga simplesmente apoiada sujeita a um momento fletor numa extremidade, que resulta da deformação fora do plano do banzo. De notar que para comprimentos reduzidos (viga da direita na Figura 5.19), o banzo tenderá a rodar preferencialmente para um dos lados com uma curvatura simples; para comprimentos maiores (viga da esquerda na Figura 5.19), a inclinação do banzo descreverá uma dupla curvatura.

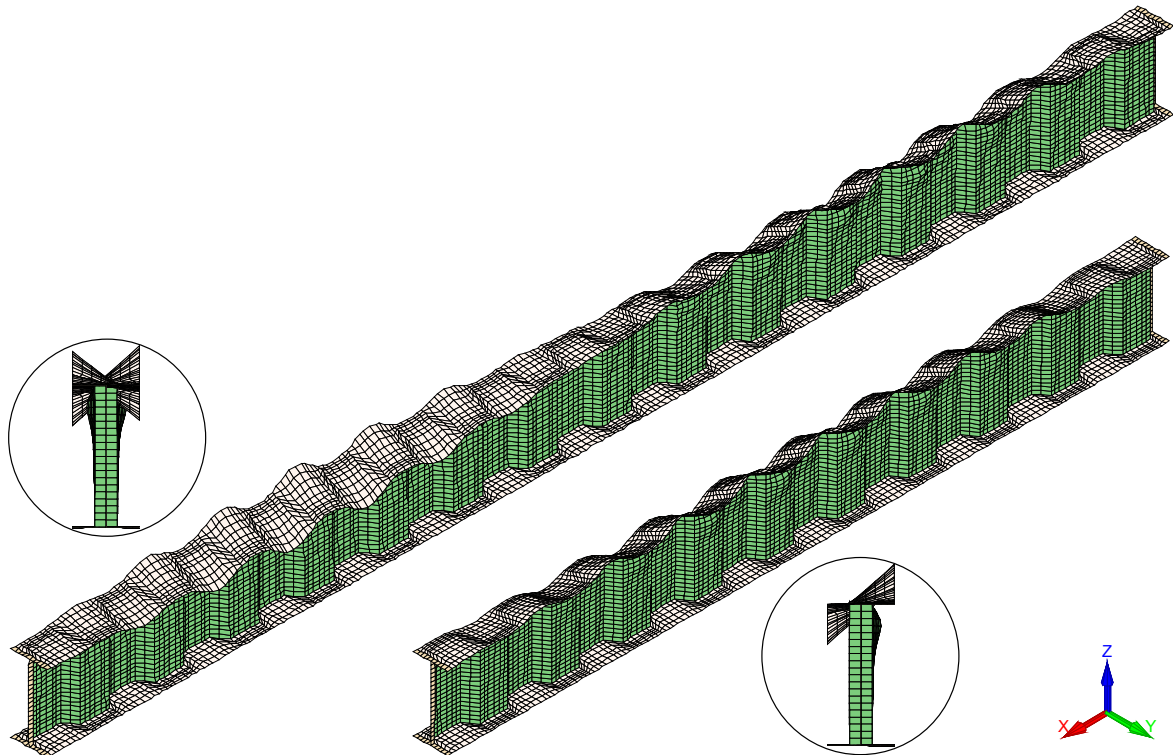


Figura 5.19 - Primeiros modos de encurvadura para dois modelos contraventados da viga TRAP_2 com 7,5 e 5 m de comprimento

Relativamente ao formato de corrugação sinusoidal, por ter uma corrugação mais densa, cada período do modo de encurvadura terá que acomodar mais do que uma nervura (dependendo do comprimento e do número de nervuras do elemento), de acordo com o ilustrado na Figura 5.20. Desta maneira é, com efeito, reduzido o efeito da encurvadura local nos banzos e, por conseguinte, na alma.

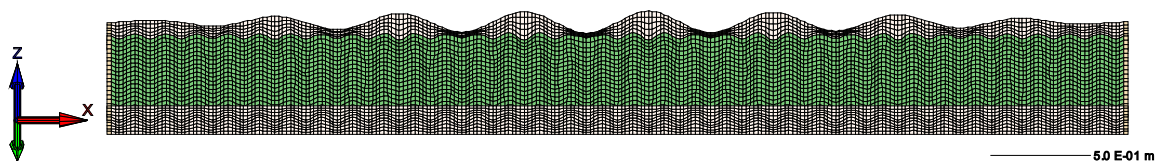


Figura 5.20 – Primeiro modo de encurvadura para o modelo contraventado da viga SIN_2 (com 5 m)

Comparativamente com os perfis com alma plana, não tendo esta um formato que “favoreça” a ocorrência de encurvadura local preferencialmente no banzo, dependendo da esbelteza dos elementos planos que constituem a secção transversal (em particular da alma), o primeiro modo de encurvadura (considerando a viga restringida lateralmente) poderá ocorrer exclusivamente na alma (caso da esquerda da Figura 5.18).

Como vimos no §5.1.1.2, serão considerados como casos representativos do valor numérico da resistência das secções ($M_{c,Rd}^{SAFIR}$) os resultados numéricos correspondentes aos comprimentos iguais a 10 vezes a altura da alma (pontos destacados na Figura 5.16), que para a secção do presente caso (Caso 2) equivale ao comprimento $L = 10 \times h_w = 10 \times 0,5 = 5$ m. Esta consideração parece razoável, visto que os resultados com imperfeições incluídas têm, como já foi referido, uma variação muito reduzida.

Para aquele comprimento, à temperatura normal, observa-se uma redução da resistência da secção, motivada pela presença de imperfeições, na ordem de 12,7% para a corrugação trapezoidal, 4,3% para a corrugação sinusoidal e, 0,4% para a alma plana. Já à temperatura de 500°C resultam valores de 31,2% de redução da resistência da secção para a corrugação trapezoidal, 11,6% para a corrugação sinusoidal e, 0,3% para a alma plana.

Ora, pela interpretação da expressão (3.9) presente no §D.2.1 da EN 1993-1-5 para o cálculo do momento fletor resistente de vigas com alma corrugada, vemos que o Eurocódigo 3 não prevê a atuação de quaisquer imperfeições na secção transversal (visto considerar apenas a resistência plástica do banzo comprimido). Não obstante, no presente estudo abstrair-nos-emos desta formulação analítica para a resistência das secções, admitindo que os modelos restringidos lateralmente com imperfeições aplicadas traduzem o comportamento mais próximo do esperado numa situação real (pelo que serão os utilizados para efeitos de cálculo).

Ainda pela análise da Figura 5.16, é possível observar que à temperatura normal os valores numéricos da resistência da secção dos casos com imperfeições para os modelos de vigas com alma corrugada são inferiores aos que se obtêm pelas expressões analíticas prescritas no Eurocódigo 3 para o cálculo da resistência da secção (quer para vigas com alma plana, quer para vigas com alma corrugada). Estas diferenças entre os valores numéricos com imperfeições incluídas, e os valores analíticos da resistência da secção (dados no Quadro

4.6), estão quantificadas no Quadro 5.3 sob a forma de tabela de dupla entrada, para o comprimento considerado ($L = 10 \times h_w$).

Quadro 5.3 – Comparação entre os valores numéricos e analíticos da resistência da secção

vs.		Valores analíticos			
		Abordagem (i) (alma + banzos)		Abordagem (ii) (banzos apenas)	
		$M_{eff,fi,Rd}$ (EC3-1-1 e 2)	$M_{eff,fi,Rd}^{new}$ (Nova proposta)	$M_{f,el,fi,Rd}$ (EC3-1-5 D)	$M_{f,eff,fi,Rd}^{new}$ (Nova proposta)
Resultados numéricos (c/ imperfeições)	Plana_2 (20°C)	3,9%	Não aplicável	Não aplicável	Não aplicável
	SIN_2 (20°C)	(-4,2%)	Não aplicável	-0,9%	Não aplicável
	TRAP_2 (20°C)	(-10,9%)	Não aplicável	-7,8%	Não aplicável
	Plana_2 (500°C)	36,9%	13,9%	Não aplicável	Não aplicável
	SIN_2 (500°C)	(19,5%)	(-0,7%)	23,6%	2,1%
	TRAP_2 (500°C)	(1,2%)	(-15,8%)	4,7%	-13,5%

Nota: Os valores representados entre parênteses pretendem significar que a comparação é feita entre um resultado numérico de um modelo com alma corrugada e uma metodologia prevista para uma secção com alma plana.

Pela a análise dos resultados obtidos observa-se que as metodologias presentes no Eurocódigo 3, para o cálculo da resistência das secções, diferem consideravelmente dos resultados numéricos obtidos com base nos modelos com imperfeições. Estas diferenças têm particular relevância nos casos em situação de incêndio, em que se chega a subestimar a resistência obtida numericamente em cerca de 36,9% (designadamente para a viga de alma plana do Caso 2). À temperatura normal, observa-se que ambas as metodologias sobrevalorizam o referido valor da resistência obtida numericamente para o modelos de vigas com alma corrugada, não se encontrando, portanto, no lado da segurança.

5.5. INFLUÊNCIA DAS TENSÕES RESIDUAIS NA RESISTÊNCIA DO ELEMENTO À ENCURVADURA LATERAL

Nesta secção será analisada a influência das tensões residuais na capacidade resistente última de vigas não restringidas lateralmente, para duas secções transversais distintas (descritas no Quadro 4.2). Os padrões de tensões residuais utilizados são os referidos no §4.2.4.2. Os resultados obtidos numericamente estão representados na Figura 5.21 sob a forma do quociente entre os valores da carga última, com e sem tensões residuais. Serão considerados os casos à temperatura normal e em situação de incêndio (para a temperatura de 500°C).

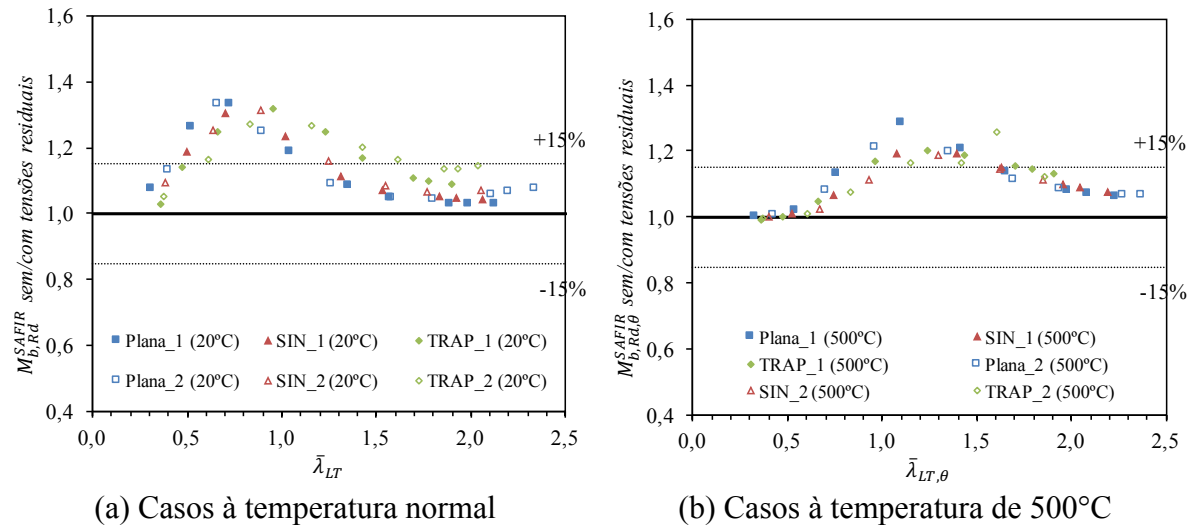


Figura 5.21 – Influência das tensões residuais na resistência à encurvadura lateral (para as vigas dos Casos 1 e 2)

As tensões residuais têm um efeito desfavorável na resistência à encurvadura lateral das vigas, observando-se valores máximos da redução da resistência de 33% para vigas de alma plana e de 32% para vigas de alma corrugada à temperatura normal. Em situação de incêndio, esta influência é menor do que à temperatura normal para valores de esbelteza reduzidos (sensivelmente para $\bar{\lambda}_{LT} \leq 1,0$), devido à eventual relaxação das tensões residuais iniciais provocada pelo aumento da temperatura do aço (chegando mesmo a ser desprezável para $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,6$), observando-se valores máximos da redução da resistência de 29% para vigas de alma plana e de 26% para vigas de alma corrugada.

De um modo geral, a redução da resistência à encurvadura lateral, em resultado da influência das tensões residuais, tem maior relevância para valores de esbelteza reduzidos a intermédios: de $0,5 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,5$, à temperatura normal; e para $1,0 \leq \bar{\lambda}_{LT} \leq 1,5$, em situação de incêndio. De referir, ainda, que o efeito das tensões residuais ocorre com particular incidência para a corrugação trapezoidal à temperatura normal (sensivelmente para $\bar{\lambda}_{LT} \geq 0,75$).

5.6. INFLUÊNCIA DO TIPO DE CARREGAMENTO

Finalmente, foi analisada a influência do tipo de carregamento no comportamento dos elementos. Para tal, e de acordo com o referido no §4.2.6, para além do carregamento empregado na maioria das análises incluídas neste trabalho (situação de flexão pura, $\psi = 1$) (ver Figura 5.5), foram aplicadas cargas de modo a produzir os diagramas de momentos

correspondentes à aplicação de um momento unitário ($M_{Ed} = 1$ kNm) num dos apoios ($\psi = 0$) (Figura 5.23) e à aplicação de momentos unitários com igual sentido em ambos os apoios ($\psi = -1$) (Figura 5.24), tal como o ilustrado na Figura 5.22.

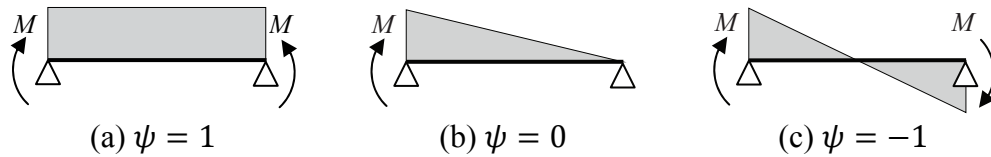


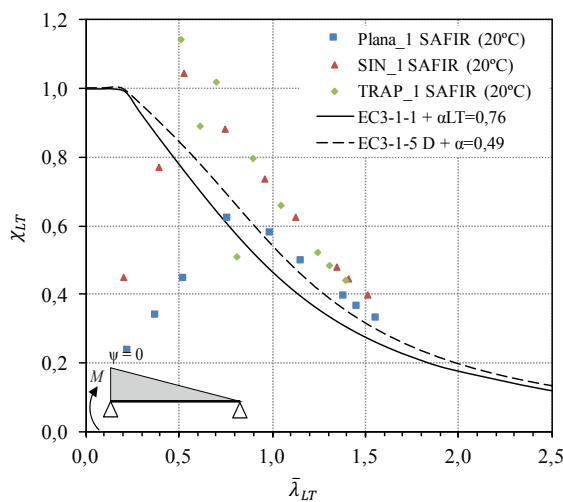
Figura 5.22 – Diagrama do momento fletor considerado e respetivo valor de ψ

Derivado aos diagramas de momentos serem variáveis, surgirão esforços transversais na secção, proporcionais à inclinação daqueles diagramas. Assim, para os casos de carga $\psi = 0$ e $\psi = -1$, temos:

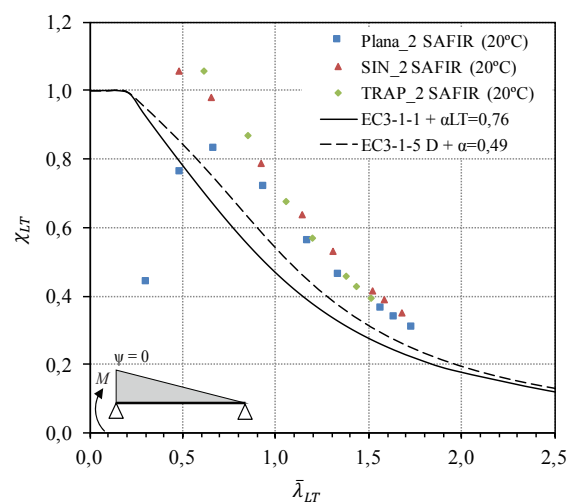
$$V_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{L} \quad \text{para } \psi = 0$$

$$V_{Ed} = \frac{2M_{Ed}}{L} \quad \text{para } \psi = -1$$
(5.8)

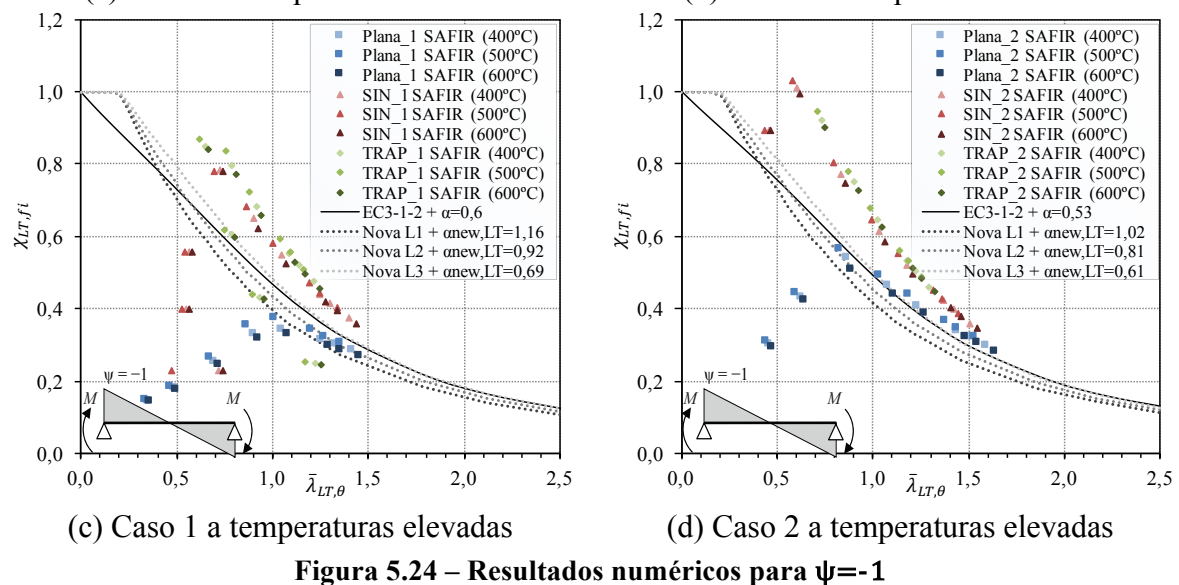
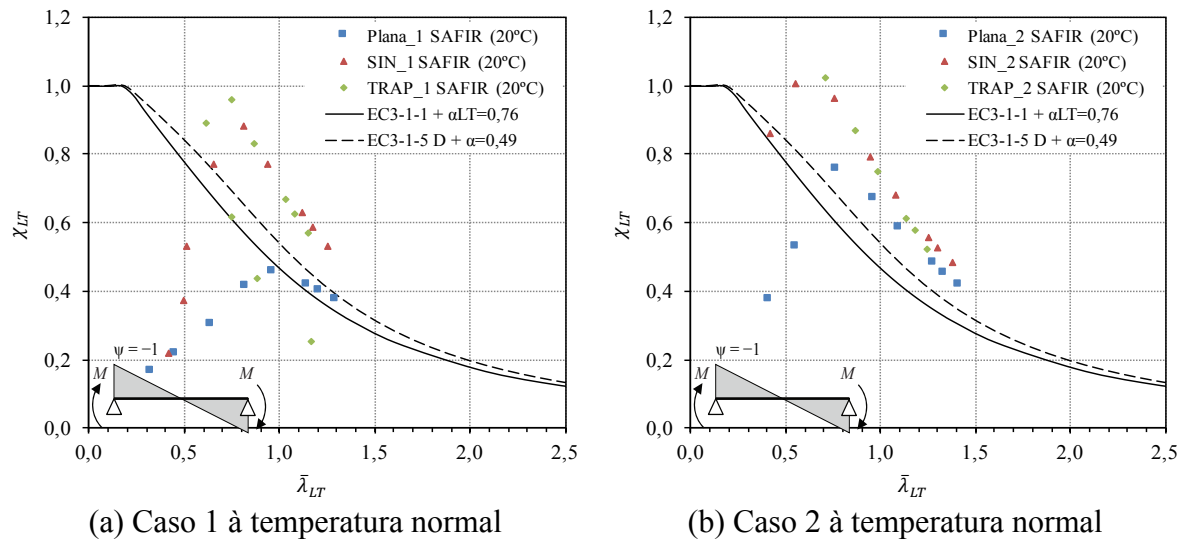
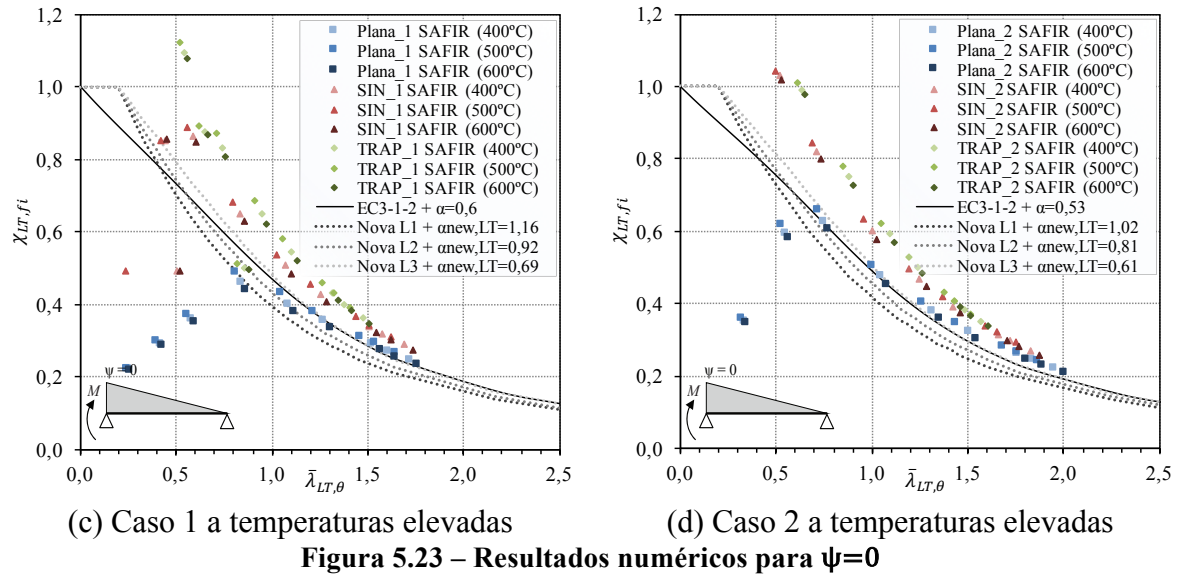
Note-se que o valor do esforço transversal atuante V_{Ed} é tanto maior quanto menor é o comprimento do elemento. Para aqueles casos de carga, os resultados obtidos estão representados nas figuras seguintes.



(a) Caso 1 à temperatura normal



(b) Caso 2 à temperatura normal



De acordo com os resultados exibidos na Figura 5.23 e na Figura 5.24, é possível constatar um comportamento diferente (face aos observados para flexão pura, $\psi = 1$) assumido por alguns pontos, cujo valor da resistência (traduzida por χ_{LT} ou $\chi_{LT,fi}$) é particularmente baixo (sendo inferior ao esperado analiticamente para a resistência à encurvadura por flexão), designadamente para valores de esbelteza sensivelmente inferiores a 1,0, para almas planas – onde é especialmente evidente este comportamento –, e inferiores a 0,6, para as almas corrugadas. O comportamento destes pontos é justificado pelo aumento da influência do esforço transversal à medida que se diminui o comprimento do elemento, tal como já foi explicado; ou seja, para esbeltezas reduzidas o colapso é devido à ocorrência de encurvadura por esforço transversal.

Aquela influência tem particular importância no presente estudo, em que as vigas são dotadas de almas com espessuras muito reduzidas (2 a 3 mm), pelo que é comprometida a resistência das vigas ao esforço de corte. Neste domínio, é de especial importância a contribuição que a corrugação das almas concede para o aumento da capacidade resistente de perfis soldados de Classe 4.

Tendo como referência os resultados relativos à flexão pura $\psi = 1$ (Figura 5.5) – situação de esforço transversal nulo – (onde foi observado um acréscimo máximo da resistência das vigas de cerca de 28%), vejamos agora quais são os valores que se obtêm para os casos de carga $\psi = 0$ e $\psi = -1$. Este aumento da capacidade resistente está quantificado na Figura 5.25 para a temperatura normal e, na Figura 5.26 para temperaturas elevadas.

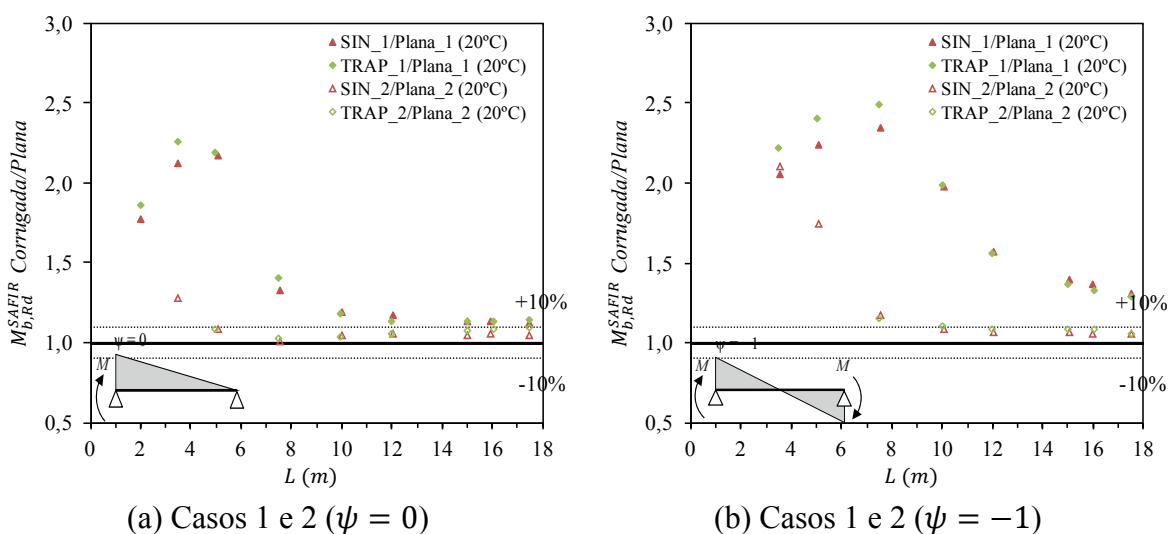


Figura 5.25 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos para $\psi=0$ e $\psi=-1$ à temperatura normal

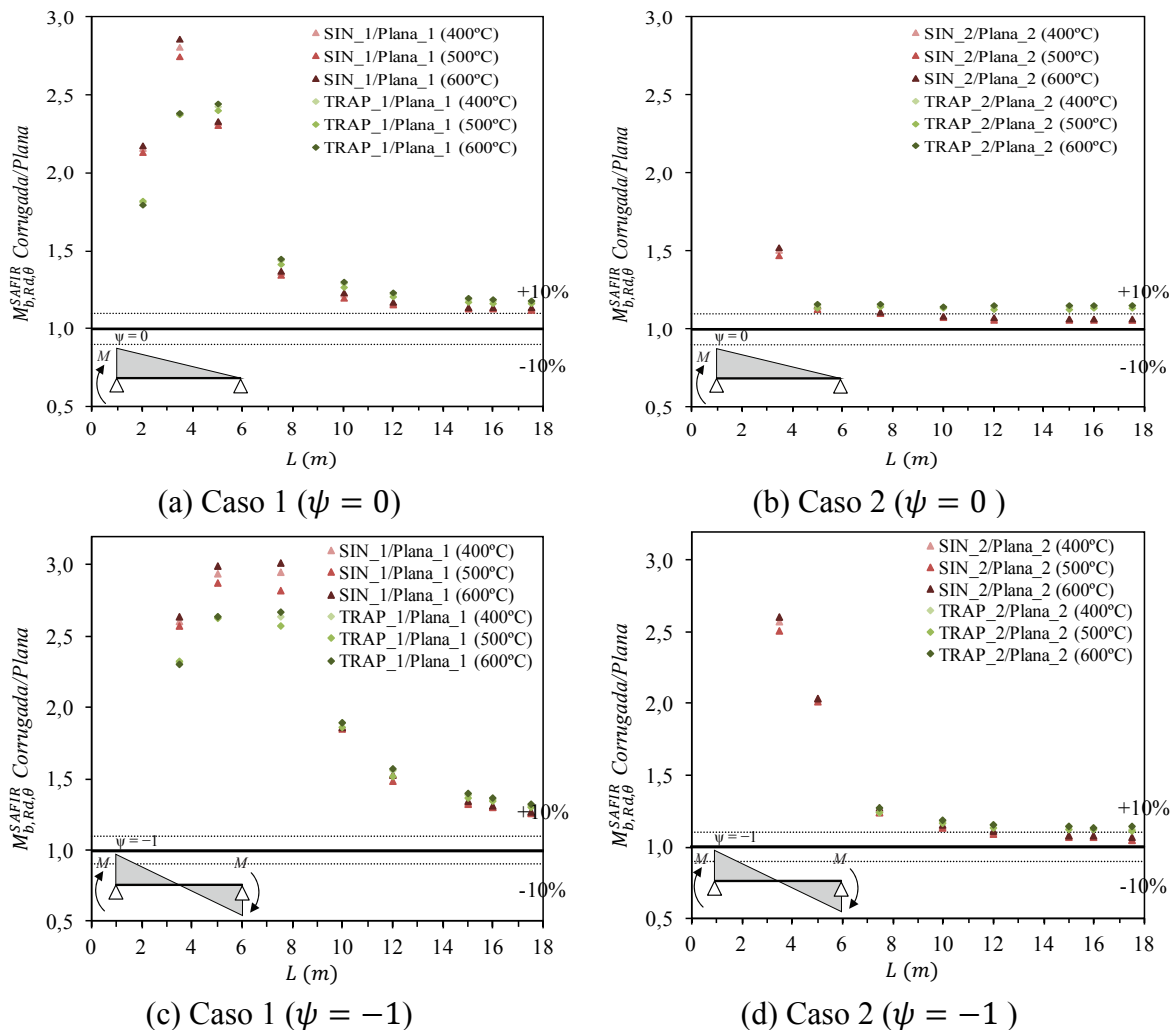


Figura 5.26 – Influência da corrugação da alma nos resultados numéricos para $\psi=0$ e $\psi=-1$ a temperatura elevadas

Pela análise dos resultados obtidos para os carregamentos correspondentes a $\psi = 0$ (Figura 5.23) e a $\psi = -1$ (Figura 5.24) é possível observar o substancial aumento da capacidade resistente das vigas com almas corrugadas – quer sinusoidalmente, quer trapezoidalmente –, quando comparada à que se obtém para vigas com alma plana.

Tal como referido anteriormente, para comprimentos reduzidos o esforço transverso atuante é maior, pelo que as vigas com alma plana não têm capacidade suficiente para resistir a fenómenos de encurvadura por esforço transverso, colapsando antes de se atingir o valor máximo do momento resistente à encurvadura lateral. Este comportamento é verificado para uma gama de esbeltezas consideravelmente maior no caso de vigas com alma plana, onde a carga de colapso chega a diferir até cerca de 300%, quando comparada

à obtida para vigas com alma corrugada. Não obstante, não sendo o tema do esforço transversal (nem da combinação de esforços $M_{Ed} + V_{Ed}$) alvo de estudo na presente dissertação, restringir-nos-emos à comparação dos resultados obtidos para valores de esbelteza superiores àqueles onde se observa que o modo de colapso é devido à ocorrência de encurvadura lateral (*i.e.* comprimentos sensivelmente iguais ou superiores a 7,5 m).

Para estes casos, verifica-se um aumento médio da capacidade resistente à encurvadura lateral, por parte das vigas com alma corrugada, entre 6 a 52%, tal como se observa no Quadro 5.4.

Quadro 5.4 – Acréscimos dos momentos resistentes à encurvadura lateral de vigas com alma corrugada em relação aos obtidos para vigas com alma plana (valores médios)

	$\psi = 0$		$\psi = -1$	
	20°C	500°C	20°C	500°C
Caso_1	18%	21%	52%	48%
Caso_2	6%	10%	9%	14%

Com base nos resultados obtidos, é possível comprovar a elevada contribuição para a resistência a esforços transversais proporcionada pela corrugação da alma, verificando-se que a carga para a qual ocorre colapso exclusivamente devido à encurvadura por esforço transversal é consideravelmente superior à obtida para vigas com alma plana.

Capítulo 6

Considerações finais

6. CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1. Conclusões

6.2. Sugestões para desenvolvimentos futuros

6. CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1. CONCLUSÕES

Na presente dissertação foi estudado o comportamento ao fogo de vigas com alma corrugada – usadas como alternativa às vigas convencionais com alma plana (de Classe 4) –, sujeitas à ocorrência de encurvadura lateral, com o objetivo de averiguar quais as vantagens que advêm da sua opção.

Neste contexto, foi levado a cabo um estudo numérico (aplicando o método dos elementos finitos - MEF) onde se avaliou o comportamento ao fogo de vigas com alma corrugada, modeladas em elementos finitos de casca, com recurso aos programas SAFIR (para análises material e geometricamente não lineares - GMNIA) e RUBY + Cast3M (para análises lineares de encurvadura - LBA), com o objetivo último de se realizar uma análise paramétrica para a avaliação da influência de alguns fatores na resistência última daqueles elementos, designadamente: tensões residuais, imperfeições geométricas, temperatura, formato de corrugação, comprimento, tipo de carregamento.

Foram enunciados os atuais procedimentos de cálculo para o dimensionamento de vigas com alma corrugada previstos no Eurocódigo 3 (EN 1993-1-5, CEN 2012), acompanhados por alguns modelos de cálculo relevantes, subsequentes à publicação do mesmo.

Foi confirmada a afirmação de Couto (2015) de que “*as regras atuais de dimensionamento ao fogo da Parte 1-2 do Eurocódigo 3 para a verificação da resistência à encurvadura lateral de vigas com secções transversais esbeltas poderiam ser melhoradas*”, em particular para vigas com almas corrugadas (para as quais não existem regras específicas para a situação de incêndio). Com base neste aspeto, para além dos atuais procedimentos analíticos simplificados de cálculo previstos no Eurocódigo 3, foi incluída a “Nova proposta”, desenvolvida por Couto (2015), para o cálculo da resistência da secção transversal de elementos metálicos com secção transversal de Classes 3 e 4, e para a definição de novas curvas de encurvadura lateral.

Concluiu-se que a abordagem (ii) – segundo a qual se poderia calcular a carga crítica do elemento com base na carga crítica elástica de Euler (N_{cr} do banzo comprimido) –, é demasiado conservativa, sendo preferível a abordagem (i), para elementos uniformes em flexão (utilizada para o caso de perfis prismáticos em I). Seguindo esta abordagem,

implica conhecer o momento crítico elástico para a encurvadura lateral M_{cr} (que se baseia nas propriedades da secção transversal bruta e tem em consideração as condições de carregamento, a distribuição real dos momentos fletores e os travamentos laterais), adequado ao tipo de elemento em questão.

É neste contexto que surge a necessidade de se estabelecer um método mais preciso para o cálculo do momento crítico elástico para a encurvadura lateral de vigas com alma corrugada. Para tal, foi apresentada uma abordagem que se afirma válida para traduzir o aumento da rigidez devido à corrugação da alma – designada por “Abordagem de Lindner modificada” –, desenvolvida por Larsson e Persson (2013), com base numa outra de Lindner (1990) (aparentemente, menos precisa), para vigas com alma corrugada trapezoidalmente, obtendo-se uma precisão entre os resultados numéricos e analíticos de cerca de 9% (ao passo que ao utilizar-se a formulação relativa aos perfis com alma plana, se atinge uma discrepância de 22%). Posteriormente, foi sugerida uma proposta simplificada para a determinação do momento crítico elástico de vigas com corrugação sinusoidal, com base na “Abordagem de Lindner modificada”, obtendo-se uma boa correlação com os resultados numéricos obtidos para aquele formato de corrugação.

A amplitude e a geometria das imperfeições geométricas iniciais (particularmente nos banzos) e as tensões residuais desempenham um papel importante na resistência de vigas com alma corrugada, verificando-se que estas podem reduzir a resistência do elemento à encurvadura lateral até 32%, e reduzir o valor da resistência da secção até 33%. Além disso, observou-se que o valor da resistência da secção (com imperfeições incluídas) chega a ser 26% menor do que o obtido para perfis com alma plana, porém, isto traduz-se num efeito benéfico para a representação gráfica dos resultados numéricos sob a forma de χ_{LT}^{num} em função de $\bar{\lambda}_{LT}^{num}$. Estas diferenças foram justificadas pelo facto de que o formato de corrugação da alma poderá, eventualmente privilegiar a ocorrência de encurvadura local preferencialmente no banzo comprimido, que juntamente com o banzo tracionado, são o únicos componentes da secção transversal capazes de resistir aos esforços de flexão (em torno do eixo forte), pelo que a resistência do elemento será consequentemente comprometida.

Relativamente à influência da corrugação da alma nas vigas estudadas, tal como o afirmado por vários autores, foi confirmado que a resistência à encurvadura lateral obtida

para estes elementos é superior à obtida com a utilização de vigas com alma plana, verificando-se um aumento máximo de 20%, entre os valores do momento crítico elástico, e um aumento máximo de cerca de 15% (em situação de incêndio), entre os valores do momento fletor resistente à encurvadura lateral de vigas com alma plana e os de vigas com alma corrugada, quando submetidas a flexão pura ($\psi = 1$).

Adicionalmente, foram analisados os casos de carga $\psi = 0$ e $\psi = -1$, comprovando-se a elevada contribuição para a resistência a esforços transversais (derivados dos diagramas de momentos variáveis) proporcionada pela corrugação da alma. Para estes casos, a diferença em relação à resistência de vigas com alma plana andou na ordem dos 6 a 52%, à temperatura normal; e entre os 10 a 48%, em situação de incêndio

Conclui-se assim, com base no presente estudo, que as vigas com alma corrugada (quando submetidas a esforços de flexão em torno do eixo forte) têm, de uma maneira geral, uma maior resistência ao fenómeno de encurvadura lateral, bem como um melhor comportamento em situação de incêndio, quando comparadas com perfis com alma plana com secção transversal equivalente. Vantagens estas, subestimadas pelas as atuais metodologias de cálculo prescritas pelo Eurocódigo 3.

6.2. SUGESTÕES PARA DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

As conclusões apresentadas neste trabalho não são suficientes para um dimensionamento completo à encurvadura lateral de vigas com alguma corrugada. Como tal, antes de se poder definir uma metodologia adequada para o seu dimensionamento, investigações complementares deverão ser levadas a cabo. Neste sentido, o autor desta dissertação sugere que os seguintes aspetos sejam alvo de estudos futuros:

- Realização de estudos numéricos para uma gama extensiva de geometrias de corrugação sinusoidal e trapezoidal (fazendo-se variar a densidade de corrugação, bem como a amplitude das ondas a_3), bem como para diferentes secções transversais, com diferentes tipos de aço (e até diferentes para a alma e para os banzos) e para carregamentos distintos;
- Validação e melhoramento da “Abordagem de Lindner modificada” (Larsson e Persson, 2013), bem como da proposta simplificada, aqui sugerida, para a determinação do momento crítico elástico de vigas com corrugação sinusoidal (com base naquela abordagem), para formatos de alma e secções transversais diferentes;

- Desenvolvimento e/ou melhoramento de ferramentas informáticas para permitir um cálculo mais expedito deste tipo de elementos;
- Estudo da influência do esforço transversal;
- Estudo da magnitude das tensões residuais induzidas, quer pelo processo de soldadura, quer pelo processo de corrugação da alma, com vista à definição de um padrão de tensões residuais adequado aos elementos em questão;
- Investigação da influência da geometria e amplitude das imperfeições geométricas iniciais bem como das tensões residuais, quer (i) na resistência da secção, a fim de se contabilizar os seus efeitos na estabilidade local dos componentes comprimidos, através da definição da secção transversal efetiva e dos limites para a relação entre o comprimento e a espessura (c/t) daqueles elementos; quer (ii) na resistência do elemento à encurvadura lateral, com vista à determinação do fator de imperfeição α_{LT} adequado às vigas com alma corrugada, necessário para a posterior obtenção do valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura lateral ($M_{b,Rd}$ ou $M_{b,fi,t,Rd}$), para efeitos práticos de dimensionamento;
- Realização de ensaios experimentais em situação de incêndio, com vista à calibração dos modelos numéricos.

Referências bibliográficas

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Buera Surribas, P. (2010).** “Behavior of beams with corrugated web at elevated temperature in case of fire”, Universitat Politècnica de Catalunya e Czech Technical University in Prague, Praga. Tese de Mestrado.
- Brockenbrough, R.; Merrit, F. (2006).** “Structural Steel Designer’s Handbook: AISC, AASHTO, AISI, ASTM, AREMA, and ASCE-07 Design Standards”, 4ª edição, McGraw-Hill.
- Calenzani, A. (2008).** “Proposição de Procedimento para a Determinação da Rigidez Rotacional de Vigas Mistas Contínuas e Semicontínuas com Perfis de Alma Senoidal”. PROPEEs-UFMG, Belo Horizonte, Brasil. Tese de Doutorado.
- Camargo, A. (2010).** “Determinação da capacidade resistente à força cortante de perfis de alma senoidal em situação de incêndio”. Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Minas Gerais, Brasil. Tese de Mestrado.
- Carvalho, L. (2010).** “Otimização de Vigas com Alma Senoidal”. Instituto Tecnológico de Aeronáutica, Divisão de Engenharia Civil, São José dos Campos, Brasil. Trabalho de Graduação.
- CEA (2012).** “CAST 3M is a research FEM environment; its development is sponsored by the French Atomic Energy Commission <<http://www-cast3m.cea.fr/>>” (Acesso em outubro de 2015).
- CEN, Comité Européu de Normalização (2005a).** "EN 1993-1-1, Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings". Bruxelas, Bélgica.
- CEN, Comité Européu de Normalização (2005b).** "EN 1993-1-2, Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-2: General rules structural fire design". Bruxelas, Bélgica.
- CEN, Comité Européu De Normalização (2005c).** “EN 1090-2, Execution of Steel and aluminium Structures - Part 2: Technical Requirements for the execution of steel structures”. Bruxelas, Bélgica.
- CEN, Comité Européu de Normalização (2006).** “EN 1993-1-5, Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-5: Plated structural elements”. Bruxelas, Bélgica.
- Chodraui, G. (2006).** “Análise teórica e experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão”. Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Departamento de Engenharia de Estruturas, Brasil. Tese de Doutorado.
- Clark, W.; Hill, H. (1960).** “Lateral Buckling of Beams”, Proceedings ASCE, in Journal of the Structural Division, vol. 68, no. ST7.
- Couto, C. (2015).** “Fire design of steel members with class 4 cross-section”. Universidade de Aveiro, Departamento de Engenharia Civil, Portugal. Tese de Doutorado.

- Couto, C.; Vila Real, P.; Lopes, N. (2013).** “RUBY an interface software for running a buckling analysis of SAFIR models using Cast3M”. Universidade de Aveiro, Departamento de Engenharia Civil, Portugal.
- Couto, C. et al. (2014).** “Effective width method to account for the local buckling of steel thin plates at elevated temperatures”, in *Thin-Walled Structures*, Elsevier, vol. 84, pp. 134-149.
- Couto, C. et al. (2015).** “Resistance of steel cross-sections with local buckling at elevated temperatures”, in *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 109, pp. 101–114.
- CPI (2010).** Corrugated Plate Industry BV, Lutterstraat 77, 7581 RA Losser, Holanda. <<http://www.cpi-glp.com/>> (Acesso em outubro de 2015).
- Dunai, L. et al. (2012).** “Design of girders with trapezoidal corrugated webs under the interaction of patch loading, shear and bending”, in *Steel Construction* 5, No. 1, pp. 16-22
- Elamary, A. (2008).** “Nonlinear behavior analysis of steel beams with flat or corrugated webs at elevated temperatures”, in *Journal of Engineering Sciences*, Assiut University, vol. 36, no. 3, pp. 657–673.
- Franssen, J.-M.; Kodur, V.; Mason, J. (2002).** “Elements of theory for SAFIR 2002 - A Computer Program for Analysis of Structures Subjected To Fire”, University of Liege, Department Mécanique des matériaux & Structures, Bélgica.
- Franssen, J.-M. (2005).** “SAFIR, a Thermal/Structural Program Modelling Structures Under Fire”, in *Engineering Journal*, AISC, vol. 42, no. 3, pp. 143-58.
- Franssen, J.-M. (2011).** “User’s Manual For SAFIR 2011 - A Computer Program for Analysis of Structures Subjected To Fire”, University of Liege, Department ArGEnCO, Service Structural Engineering, Bélgica.
- Franssen, J.-M.; Schleich, J.-B.; Cajot L.-G. (1995).** “A simple model for the fire resistance of axially-loaded members according to eurocode 3,” in *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, vol. 35, no. 1, pp. 49–69.
- Franssen, J.-M.; Vila Real, P. (2010).** “Fire design os steel structures”, ECCS: Ernst & Sohn.
- Gálea, Y. (1981).** “Abaques de Deverement Pour Profilés Laminés”, in *revue Construction Métallique*, no. 4, pp. 39-51.
- Gonzaga, L. (2008).** “Análise numérico-experimental de flambagem lateral com torção e de ligações em vigas com perfis de alma corrugada senoidal”. Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Belo Horizonte, Brasil. Tese de Doutorado.

- GLP (2010).** “Technical documentation GLP Lightweight Beam”. Corrugated Plate Industry, Lutterstraat 77, 7581 RA Losser, Holanda. <www.lightweightbeam.com> (Acesso em outubro de 2015).
- Hoop, H. (2003).** “Girders with Corrugated Webs”. Iv-Bouw & Industrie, Technische Universiteit Delf, Holanda. Tese de Mestrado.
- Huber, A.; Beedle, L. (1992).** “Residual stress and compressive strength of steel”, in *Welding Journal*, vol. 33, no. 12, pp. 589–614.
- Jana, T.; Wald, F.; Kyzlik, P. (2010).** “Beams with corrugated web at elevated temperatures in fire”. Centre for Integrated Design of Advanced Structures. Praga, República Checa.
- Johansson, B. (2007).** “Commentary and Worked Examples to EN 1993-1-5: Plated Structural Elements”. JRC Scientific and Technical Reports, pp. 152-167.
- Johnson, R., Cafolla, J. (1997).** “Local flange buckling in plate girders with corrugated webs”, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers Structures & Buildings* May, pp. 148-156.
- Khalid, Y. et al. (2004).** “Bending behaviour of corrugated web beams”, in *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 150, no. 3, pp. 242–254.
- Larsson, M.; Persson, J. (2013).** “Lateral-torsional buckling of steel girders with trapezoidally corrugated webs”. Chalmers University of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, Division of Structural Engineering, Steel and Timber Structures, Göteborg, Suécia. Tese de mestrado.
- Le Fichoux, E. (1998).** “Présentation et utilisation de CASTEM 2000”. ENSTA-LME, França.
- Le Fichoux, E. (2011).** “Présentation et utilisation de Cast3M”. ENSTA, França.
- Li, G-Q.; Jiang, J.; Zhu, Q. (2015).** “Local buckling of compression flanges of H-beams with corrugated webs”, in *Journal of Constructional Steel Research*, 112, pp. 69-79.
- Lindner, J. (1990).** “Lateral torsional buckling of beams with trapezoidally corrugated webs”, in *Stability of steel structures*. M Iványi, vol. 1, pp. 305-308. Akadémiai Kiadó, Budapeste.
- Lindner, J.; Aschinger, R. (1988).** “Grenzscherbtragfähigkeit von I-Trägern mit trapezförmig profilierten Stegen” (The limit shear load capacity of I-beams with trapezoidal profiled web plates), *Stahlbau*, vol. 57, no. 12, pp. 377–380.
- Lopes, N.; Vila Real, P. (2014).** “Class 4 stainless steel I beams subjected to fire”, in *Thin-Walled Structures*, Elsevier, no. 83, pp. 137–146.
- Marcon, N.; Torrescasana, C.; Pavan, R. (2011).** “Viabilidade do uso de perfil com alma senoidal para viga biapoiada sujeita a flexão”. UNICHAPECÓ - Universidade


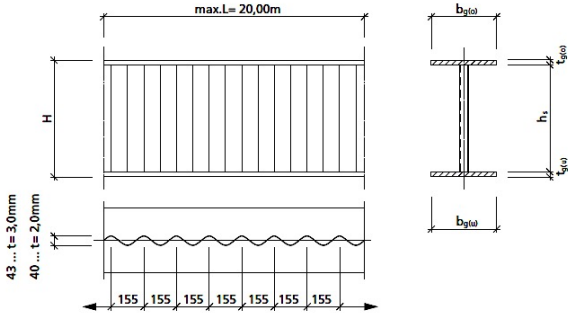

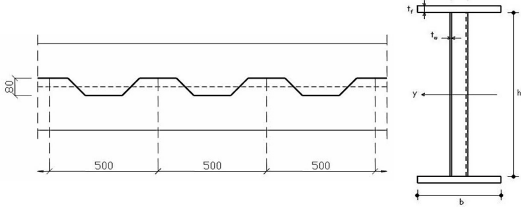
- Comunitária da Região de Chapecó, Pós-Graduação em Estruturas Metálicas. Chapecó – SC. Brasil.
- Moon, J. *et al.* (2009).** “Lateral-torsional buckling of I-girder with corrugated webs under uniform bending”, in *Thin-Walled Structures*, Elsevier, no. 47.1, pp. 21–30.
- Moon, J.; Lim, N-H.; Lee, H-E. (2013).** “Moment gradient correction factor and inelastic flexural-torsional buckling of I-girder with corrugated steel webs”, in *Thin-Walled Structures*, Elsevier, no. 62, pp. 18–27.
- Pasternak, H.; Kubieniec, G. (2010).** “Plate girders with corrugated webs”, in *Journal of Civil Engineering and Management*, Cottbus, Alemanha, pp. 166-171.
- Pimenta, R. (2008).** “Perfis de alma senoidal: proposição de métodos de cálculo e análise de confiabilidade estrutural”. Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia, Belo Horizonte, Brasil. Tese de Doutorado.
- Resende, C. (2006).** “A Utilização do Perfil de Alma Senoidal em Galpão”, in *Construção metálica*, no. 47. Artigo técnico.
- Sause, R. *et al.* (2003).** “Corrugated Web Girder Shape and Strength Criteria: Work Area 1, Pennsylvania Innovative High Performance Steel Bridge Demonstration Project”, ATLSS Report No. 03-18, Center for Advanced Technology for Large Structural Systems, Lehigh University, Bethlehem, PA.
- Sayed-Ahmed, E. (2007).** “Design aspects of steel I-girders with corrugated steel webs”, in *Electronic Journal of Structural Engineering*, no. 7, pp. 27–40.
- Simões da Silva, L.; Gervásio, H. (2007).** “Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas: Métodos Avançados”, Coleção Construção Metálica e Mista, cmm Press, Coimbra.
- Simões, R. (2014).** “Manual de Dimensionamento de Estruturas Metálicas”, Coleção Construção Metálica e Mista, 3ª edição, cmm Press, Coimbra.
- Souza D. (2006).** “Estudo da flambagem local da mesa de perfis I com alma senoidal via análise não-linear pelo MEF”, Universidade Federal de Minas Gerais. Tese de mestrado.
- Talamona, D.; Franssen, J. M. (2005).** “A Quadrangular Shell Finite Element for Concrete and Steel Structures Subjected to Fire”, in *Journal of Fire Protection Engineering*, vol. 15, no. 4, pp. 237–264.
- Vila Real, P. (2003).** “Incêndio em Estruturas Metálicas – Cálculo Estrutural”, Edições Orion, Amadora.
- Vila Real, P. *et al.* (2004).** “The effect of residual stresses in the lateral-torsional buckling of steel I-beams at elevated temperature,” in *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, vol. 60, no. 3–5, pp. 783–793.

- von Kármán, T.; Sechler, E.; Donnell, H. (1932).** “The strength of Thin Plates in Compression”, in Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, vol. 54, p. 53, 1932.
- Wald, F. *et al.* (2010).** “Fire test on an administrative building in Mokrsko”, Czech Technical University in Prague, Prague.
- Wang, X. (2003).** “Behavior of Steel Members with Trapezoidally Corrugated Webs and Tubular Flanges under Static Loading”, Universidade de Drexel. Tese de doutoramento.
- Yi, J. *et al.* (2008).** “Interactive shear buckling behavior of trapezoidally corrugated steel webs”, in Engineering Structures, vol. 30, pp. 1659–1666.
- Zeman & Co. (2000).** “Corrugated web beam, technical documentation”. Zeman & Co Gesellschaft mbH, A-1120 Vienna, Áustria, Schönbrunner Straße 213-215. <www.zeman-steel.com> (Acesso em outubro de 2015).
- Zhang, W. *et al.* (2000b).** “Optimization of the structure of an H-beam with either a flat or a corrugated web. Part 3. Development and research on H-beams with wholly corrugated webs”, in Journal of Materials Processing Technology, vol. 101, pp. 119–123.
- Zhang, W. *et al.* (2000a).** “Hot rolling technique and profile design of tooth-shape rolls. Part 1. Development and research on H-beams with wholly corrugated webs”, in Journal of Materials Processing Technology, vol. 101, pp. 110–114.

Anexo A

ANEXO A

A.1. DIMENSÕES E CARACTERÍSTICAS DE PERFIS COMERCIAIS COM ALMA CORRUGADA

<p>Corrugação: sinusoidal Modelo: “Sin-beam” Fabricante: Zeman & Co.</p>  	<p>Corrugação: trapezoidal Modelo: “GLP Lightweight Beam” Fabricante: Corrugated Plate Industry</p>  
<p>Vãos livres até 20 m (vãos superiores a 40 m podem ser conseguidos com uma altura com alma maior a 1,5 m)</p>	<p>Vãos livres até 150 m 30% a 50% de redução de material 30% de redução da altura Este tipo de vigas constitui uma séria alternativa a:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ Perfis laminados a quente (a partir do IPE600 S355) ▪ Vigas alveolares ▪ Treliças
<p>b_f de 120 a 450 mm t_f de 6 a 30 mm h_w de 333 a 1500 mm t_w de 1,5 a 3 mm</p>	<p>b_f de 120 a 400 mm t_f de 8 a 30 mm h_w de 500 a 2000 mm t_w de 3 a 8 mm Alturas <i>standard</i>: 500, 625, 750, 1000, 1250 e 1500 mm Por encomenda: 2000, 2500, 3000, 3500 e 4000 mm</p>
<p>Determinação da altura económica da viga: $h_{econ} = L (m) / 15 \text{ a } L (m) / 25$ Exemplo: para um vão de 32 m: $h_{econ} = 32 / 20 \approx 1,6 \text{ m} \Rightarrow \text{WTB 1000}$</p>	<p>Determinação da altura económica da viga: $h_{econ} = L (m) / 30$ Exemplo: para um vão de 32 m: $h_{econ} = 32 / 30 \approx 1,067 \text{ m} \Rightarrow \text{GLP 1000}$</p>

A.2. EXEMPLOS DE APLICAÇÃO

A.2.1. Exemplo 1 – Resistência ao corte

Considere-se o seguinte perfil em I (de aço S275) com alma corrugada, quer trapezoidalmente, quer sinusoidalmente, segundo a geometria de corrugação dada no Quadro 4.3, com secção transversal correspondente ao Caso 1 ($h_w = 1000 \text{ mm}$; $t_w = 3 \text{ mm}$; $b_f = 280 \text{ mm}$; $t_f = 20 \text{ mm}$) e com 3,5 m de vão, sujeito ao caso de carga $\psi = -1$.

Corrugação trapezoidal	Corrugação sinusoidal
$a_1 = 170 \text{ mm}$	$2s \approx 181,19 \text{ mm}$
$a_2 \approx 113,14 \text{ mm}$	$2w = 155 \text{ mm}$
$a_3 = 80 \text{ mm}$	$a_3 = 43 \text{ mm}$
$a_4 = 80 \text{ mm}$	
Encurvadura global da alma	
Comprimento de uma meia-onda:	
$w = a_1 + a_4 = 170 + 80 = 250 \text{ mm}$	$w = 155/2 = 77,5 \text{ mm}$
Perímetro de uma meia-onda:	
$s = a_1 + a_2 = 170 + 113,14 = 283,14 \text{ mm}$	$s = 181,19/2 = 90,595 \text{ mm}$
Momento de inércia de uma nervura de comprimento w :	
$I_z = \frac{t_w a_3^2 (3a_1 + a_2)}{12}$	$I_z = \left(\frac{t_w^3}{12} + \frac{t_w a_3^2}{8} \right) w$
$= \frac{3 \times 80^2 (3 \times 170 + 113,14)}{12}$	$= \left(\frac{3^3}{12} + \frac{3 \times 43^2}{8} \right) \times 77,5$
$= 9,97 \times 10^5 \text{ mm}^4$	$= 5,39 \times 10^4 \text{ mm}^4$
Rigidez das placas ortotrópicas:	
$D_x = \frac{Et_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{w}{s} = \frac{210 \times 10^3 \times 3^3}{12(1-0,3^2)} \times \frac{250}{283,14}$	$D_x = \frac{Et_w^3}{12(1-\nu^2)} \frac{w}{s} = \frac{210 \times 10^3 \times 3^3}{12(1-0,3^2)} \times \frac{77,5}{90,595}$
$= 4,585 \times 10^5$	$= 4,442 \times 10^5$
$D_z = \frac{EI_z}{w} = \frac{210 \times 10^3 \times 9,97 \times 10^5}{250}$	$D_z = \frac{EI_z}{w} = \frac{210 \times 10^3 \times 5,39 \times 10^4}{77,5}$
$= 8,375 \times 10^8$	$= 1,460 \times 10^8$
Tensão crítica elástica de corte:	
$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w h_w^2} \sqrt[4]{D_x D_z^3}$	$\tau_{cr,g} = \frac{32,4}{t_w h_w^2} \sqrt[4]{D_x D_z^3}$
$= \frac{32,4}{3 \times 1000^2} \sqrt[4]{4,585 \times 10^5 \times (8,375 \times 10^8)^3}$	$= \frac{32,4}{3 \times 1000^2} \sqrt[4]{4,442 \times 10^5 \times (1,460 \times 10^8)^3}$
$= 1383,557$	$= 370,325$
Esbelteza relativa:	

$$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,g}\sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{275}{1383,557\sqrt{3}}} = 0,339$$

$$\bar{\lambda}_{c,g} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,g}\sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{275}{370,325\sqrt{3}}} = 0,655$$

Coefficiente de redução relativo à encurvadura global:

$$\begin{aligned}\chi_{c,g} &= \min\left\{\frac{1,5}{0,5 + \bar{\lambda}_{c,g}^2}; 1\right\} \\ &= \min\left\{\frac{1,5}{0,5 + 0,339^2}; 1\right\} \\ &= \min\{2,439; 1\} = 1\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\chi_{c,g} &= \min\left\{\frac{1,5}{0,5 + \bar{\lambda}_{c,g}^2}; 1\right\} \\ &= \min\left\{\frac{1,5}{0,5 + 0,655^2}; 1\right\} \\ &= \min\{1,615; 1\} = 1\end{aligned}$$

Encurvadura local da alma

$$\begin{aligned}a_{max} &= \max\{a_1; a_2\} = \max\{170; 113,14\} \\ &= 170 \text{ mm}\end{aligned}$$

Tensão crítica elástica de corte:

$$\begin{aligned}\tau_{cr,l} &= 4,83E \left[\frac{t_w}{a_{max}}\right]^2 \\ &= 4,83 \times 210 \times 10^3 \left[\frac{3}{170}\right]^2 \\ &= 315,87\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\tau_{cr,l} &= \left(5,34 + \frac{a_3 s}{h_w t_w}\right) \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left[\frac{t_w}{s}\right]^2 \\ &= \left(5,34 + \frac{43 \times 90,595}{1000 \times 3}\right) \frac{\pi^2 \times 210 \times 10^3}{12(1 - 0,3^2)} \left[\frac{3}{90,595}\right]^2 \\ &= 1381,66\end{aligned}$$

Esbelteza relativa:

$$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,l}\sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{275}{315,87\sqrt{3}}} = 0,708$$

$$\bar{\lambda}_{c,l} = \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr,l}\sqrt{3}}} = \sqrt{\frac{275}{1381,66\sqrt{3}}} = 0,339$$

Coefficiente de redução relativo à encurvadura local:

$$\begin{aligned}\chi_{c,l} &= \min\left\{\frac{1,15}{0,9 + \bar{\lambda}_{c,l}^2}; 1\right\} \\ &= \min\left\{\frac{1,15}{0,9 + 0,708^2}; 1\right\} \\ &= \min\{0,714; 1\} = 0,714\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\chi_{c,l} &= \min\left\{\frac{1,15}{0,9 + \bar{\lambda}_{c,l}^2}; 1\right\} \\ &= \min\left\{\frac{1,15}{0,9 + 0,339^2}; 1\right\} \\ &= \min\{0,928; 1\} = 0,928\end{aligned}$$

Coefficiente de redução relativo à encurvadura:

$$\chi_c = \min\{\chi_{c,l}; \chi_{c,g}\} = \min\{1; 0,714\} = 0,714$$

$$\chi_c = \min\{\chi_{c,l}; \chi_{c,g}\} = \min\{1; 0,928\} = 0,928$$

Resistência ao corte

$$\begin{aligned}V_{bw,Rd} &= \chi_c \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}\sqrt{3}} h_w t_w \\ &= 0,714 \frac{275}{1 \times \sqrt{3}} 1000 \times 3 = 340,09 \times 10^3 \text{ N}\end{aligned}$$

$$\frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1 \Leftrightarrow V_{Ed} \leq 340,09 \text{ kN}$$

$$\begin{aligned}V_{bw,Rd} &= \chi_c \frac{f_{yw}}{\gamma_{M1}\sqrt{3}} h_w t_w \\ &= 0,928 \frac{275}{1 \times \sqrt{3}} 1000 \times 3 = 442,02 \times 10^3 \text{ N}\end{aligned}$$

$$\frac{V_{Ed}}{V_{bw,Rd}} \leq 1 \Leftrightarrow V_{Ed} \leq 442,02 \text{ kN}$$

De acordo com as condições de carregamento ($\psi = -1$), o momento fletor máximo resistido pela viga sem que ocorra encurvadura por esforço transversal (M_{Ed}^V) é obtido por:

$$\begin{array}{l}
 V_{Ed} = \frac{2M_{Ed}^V}{L} \Leftrightarrow M_{Ed}^V = \frac{V_{Ed}L}{2} \Leftrightarrow \\
 \Leftrightarrow M_{Ed}^V \leq \frac{340,09 \times 3,5}{2} = 595,16 \text{ kNm}
 \end{array}
 \quad \left| \quad
 \begin{array}{l}
 V_{Ed} = \frac{2M_{Ed}^V}{L} \Leftrightarrow M_{Ed}^V = \frac{V_{Ed}L}{2} \Leftrightarrow \\
 \Leftrightarrow M_{Ed}^V \leq \frac{442,02 \times 3,5}{2} = 773,54 \text{ kNm}
 \end{array}$$

Ora, ao compararmos os resultados analíticos do momento resistente à encurvadura lateral ($M_{b,Rd} \approx 1450 \text{ kNm}$) com os resultados numéricos correspondentes – para o comprimento de 3,5 m (ponto destacado na Figura A. 1) –, vemos que é confirmada a hipótese (referida no §5.6) de que a resistência de alguns elementos com comprimentos (*i.e.* valores de esbelteza) reduzidos, era condicionada pela ocorrência de encurvadura por esforço transversal (visto que $M_{Ed}^V \ll M_{b,Rd}$), obtendo-se a seguinte diferença entre aqueles valores:

Corrugação trapezoidal	Corrugação sinusoidal
$\frac{M_{b,Rd}^{SAFIR} - M_{Ed}^V}{M_{Ed}^V} \times 100\%$ $= \frac{611,83 - 595,16}{595,16} \times 100\% = 2,8\%$	$\frac{M_{b,Rd}^{SAFIR} - M_{Ed}^V}{M_{Ed}^V} \times 100\%$ $= \frac{565,92 - 773,54}{773,54} \times 100\% = -26,8\%$

De referir que esta diferença entre os resultados analíticos e numéricos, para a corrugação trapezoidal, é reduzida e encontra-se do da segurança. No caso considerado para a corrugação sinusoidal obteve-se uma discrepância elevada. Isto deve-se ao elevado valor obtido para o coeficiente de redução relativo à encurvadura local da alma $\chi_{c,l}$, em consequência da expressão para o cálculo de $\tau_{cr,l}$, que não conduz a bons resultados. Esta expressão – adotada pelo Anexo D da EN 1993-1-5 (CEN, 2006) –, foi desenvolvida pelo fabricante (de vigas com corrugação sinusoidal) *Zeman & Co.*, o qual, afirma que “*testes mostraram que a encurvadura local não é significativa*” (*Zeman & Co.*, 2000).

Conclui-se, portanto, que o modelo numérico usado neste estudo é capaz de prever a influência da encurvadura por esforço transversal na resistência de elementos não restringidos lateralmente sujeitos a esforços de flexão e de corte.

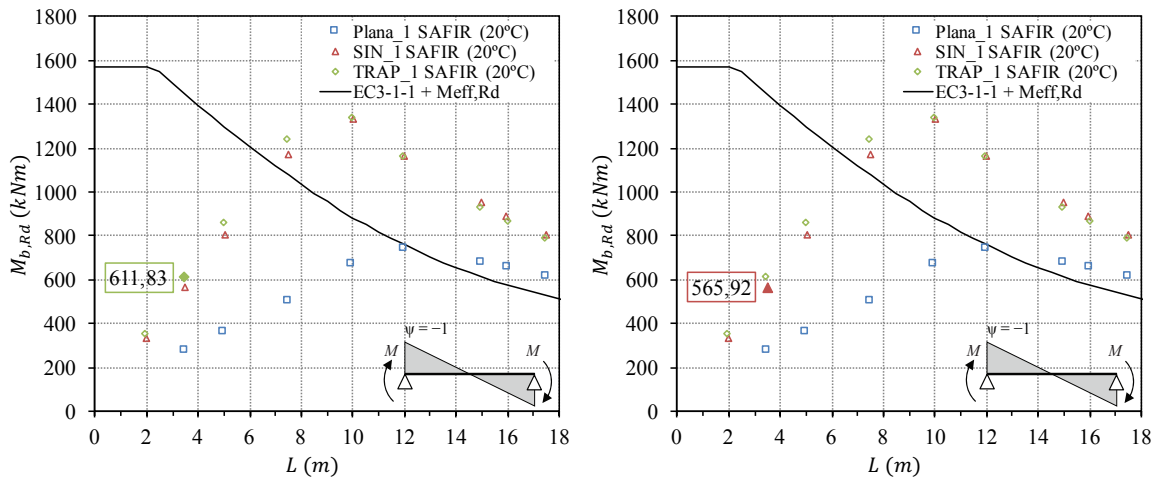


Figura A. 1 – Resultados numéricos obtidos para as vigas do Caso 1 à temperatura normal

A.2.2. Exemplo 2 – Momento fletor resistente

Considere-se o seguinte perfil em I (de aço S355 nos banzos e S235 na alma) com alma corrugada, quer trapezoidalmente, quer sinusoidalmente, segundo a geometria de corrugação dada no Quadro 4.3, com a seguinte secção transversal: $h_w = 2000\text{ mm}$; $t_w = 4\text{ mm}$; $b_f = 350\text{ mm}$; $t_f = 20\text{ mm}$, e com 18 m de vão, sujeito a duas cargas pontuais de 500 kN (onde se encontram contraventadas lateralmente), nas condições da Figura A. 2.

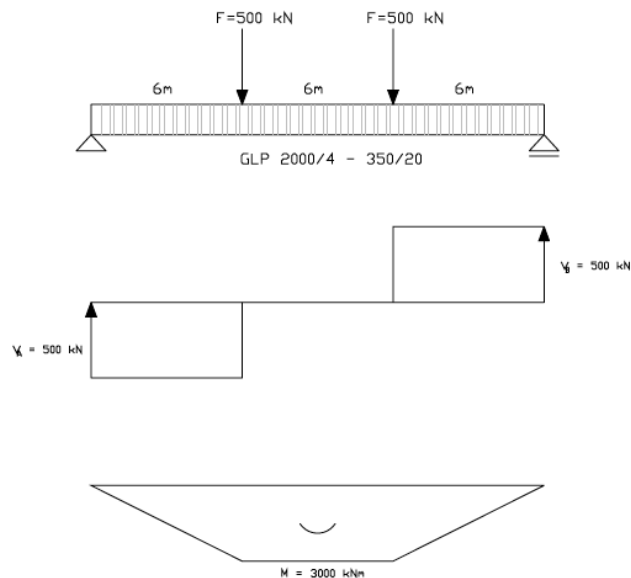


Figura A. 2 – Diagramas de esforço transverso e de momento fletor atuantes (GLP, 2010)

Corrugação trapezoidal

$a_1 = 170\text{ mm}$
 $a_2 \approx 113,14\text{ mm}$
 $a_3 = 80\text{ mm}$
 $a_4 = 80\text{ mm}$

Corrugação sinusoidal

$2s \approx 181,19\text{ mm}$
 $2w = 155\text{ mm}$
 $a_3 = 43\text{ mm}$

Secção transversal efetiva

$$a = a_1 + 2a_4 = 170 + 2 \times 80 = 330 \text{ mm}$$

$$b = \frac{b_1 + a_3 - 2t_w}{2} = \frac{350 + 80 - 2 \times 4}{2} = 211 \text{ mm}$$

Não aplicável

Coefficiente de encurvadura local:

$$k_\sigma = \max \left\{ 0,43 + \left(\frac{b}{a} \right)^2 ; 0,60 \right\}$$

$$= \max \{ 0,84; 0,60 \} = 0,84$$

$$k_\sigma \approx 0,60$$

$$\bar{b} = c = 155,0$$

$$\bar{b} = c = 164,25$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} = \frac{155/20}{28,4 \times 0,814 \times \sqrt{0,84}}$$

$$= 0,366 \leq 0,748 \therefore \rho = 1,0$$

$$\bar{\lambda}_p = \frac{\bar{b}/t}{28,4\epsilon\sqrt{k_\sigma}} = \frac{164,25/20}{28,4 \times 0,814 \times \sqrt{0,60}}$$

$$= 0,459 \leq 0,748 \therefore \rho = 1,0$$

$$b_{eff} = \rho 2c + \frac{a_3}{2} = 350 \text{ mm}$$

$$b_{eff} = \rho 2c + \frac{a_3}{2} = 350 \text{ mm}$$

$$A_{eff} = A_f = 350 \times 20 = 7000 \text{ mm}^2$$

$$A_{eff} = A_f = 350 \times 20 = 7000 \text{ mm}^2$$

Valor reduzido da tensão de cedência do banzo comprimido

Momento transversal M_z resultante do fluxo de corte nos banzos:

Fator $f = 0,130$; fator $m = 1,50$ (Quadro 3.1)

$$\begin{cases} F_y = \frac{a_3}{h_w} V_z = \frac{0,08}{2,0} 500 = 20 \text{ kN} \\ M_{z,1} = \frac{a_1 a_3}{2h_w} V_z = \frac{0,17 \times 0,08}{2 \times 2,0} 500 = 1,70 \text{ kNm} \end{cases}$$

Não aplicável

$$M_z = f \cdot F_y + m \cdot M_{z,1}$$

$$= 0,130 \times 20 + 1,50 \times 1,70 = 5,15 \text{ kNm}$$

Tensão devida ao momento transversal que atua no banzo:

$$\sigma_x(M_z) = \frac{6M_z}{t_1 b_1^2} = \frac{6 \times 5,15 \times 10^6}{20 \times 350^2}$$

$$= 12,6 \text{ N/mm}^2$$

Não aplicável

Valor reduzido da tensão de cedência devido aos momentos transversais que atuam nos banzos:

$$f_T = 1 - 0,4 \sqrt{\frac{\sigma_x(M_z)}{f_{yf}/\gamma_{M0}}} = 1 - 0,4 \sqrt{\frac{12,6}{355/1}}$$

$$= 0,925$$

$$f_T = 1$$

$$f_{yf,r} = f_{yf} f_T = 355 \times 0,925 = 328 \text{ N/mm}^2$$

$$f_{yf,r} = f_{yf} f_T = 355 \times 1 = 355 \text{ N/mm}^2$$

Verificação da encurvadura lateral entre secções contraventadas

$$I_{z,f1} = \frac{t_f b^3}{12} = \frac{20 \times 350^3}{12} = 7,15 \times 10^7 \text{ mm}^4$$

Esforço axial crítico elástico para a encurvadura lateral (carga crítica elástica de Euler):

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI_{z,f}}{L_E^2} = \frac{\pi^2 \times 210 \times 10^3 \times 7,15 \times 10^7}{6000^2} = 4,12 \times 10^6 \text{ N}$$

Esbelteza normalizada para a encurvadura do banzo comprimido:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_{yf,r}}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{7000 \times 328}{4,12 \times 10^6}} = 0,75 \quad \left| \quad \bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_{yf,r}}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{7000 \times 355}{4,12 \times 10^6}} = 0,77$$

Fator de imperfeição:

$$t_f = 20 \leq 40 \text{ mm} \rightarrow \text{curva } c \rightarrow \alpha = 0,49$$

Parâmetro para determinar o coeficiente de redução χ :

$$\begin{aligned} \Phi &= \frac{1}{2} [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] & \left| & \Phi = \frac{1}{2} [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \\ &= \frac{1}{2} [1 + 0,49(0,75 - 0,2) + 0,75^2] & & = \frac{1}{2} [1 + 0,49(0,77 - 0,2) + 0,77^2] \\ &= 1,01 & & = 1,02 \end{aligned}$$

Coeficiente de redução para a encurvadura fora do plano:

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{1,01 + \sqrt{1,01^2 - 0,75^2}} \quad \left| \quad \chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{1,02 + \sqrt{1,02^2 - 0,77^2}} \right.$$

$$= 0,59 \quad \left. = 0,59 \right.$$

Verificação da classe dos banzos

Largura do banzo em consola:

$$c = \frac{b_f - 0,5a_3}{2} = \frac{350 - 0,5 \times 80}{2} = 155,0 \quad \left| \quad c = \frac{b_f - 0,5a_3}{2} = \frac{350 - 0,5 \times 43}{2} = 164,25 \right.$$

$$c/t = 155,0/20 = 7,75 \quad \left. c/t = 164,25/20 = 8,21 \right.$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_{yf}}} = \sqrt{\frac{235}{355}} = 0,814 \Rightarrow \begin{cases} 9\varepsilon = 7,32 \\ 10\varepsilon = 8,14 \\ 14\varepsilon = 11,4 \end{cases}$$

$c/t \leq 10\varepsilon \therefore$ Classe 2

$c/t \leq 14\varepsilon \therefore$ Classe 3

Módulo de flexão

$$\begin{aligned} I_{y,f} &= 2 \left[\frac{b_1 t_1^3}{12} + b_1 t_1 \left(\frac{h_w + t_1}{2} \right)^2 \right] \\ &= 2 \left[\frac{350 \times 20^3}{12} + 350 \times 20 \left(\frac{2000 + 20}{2} \right)^2 \right] \\ &= 1,43 \times 10^{10} \text{ mm}^4 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 W_{f,pl,y} &= b_1 t_1 \left(h_w + \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \\
 &= 350 \times 20 \left(2000 + \frac{20 + 20}{2} \right) \\
 &= 1,41 \times 10^7 \text{ mm}^3
 \end{aligned}
 \quad \left| \quad
 \begin{aligned}
 W_{f,el,y} &= \frac{2I_{y,f}}{h} \\
 &= \frac{2 \times 1,43 \times 10^{10}}{2040} \\
 &= 1,40 \times 10^7 \text{ mm}^3
 \end{aligned}$$

Momento fletor resistente – $M_{y,Rd} = \min\{M_{f,c,Rd}; M_{f,b,Rd}\}$

$$\begin{aligned}
 M_{y,Rd} &= \min \left\{ W_{f,pl,y} \frac{f_{yf,r}}{\gamma_{M0}}; \chi W_{f,pl,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}} \right\} & M_{y,Rd} &= \min \left\{ W_{f,el,y} \frac{f_{yf,r}}{\gamma_{M0}}; \chi W_{f,el,y} \frac{f_{yf}}{\gamma_{M1}} \right\} \\
 &= \min \left\{ 1,41 \times 10^7 \frac{328}{1,0}; 0,59 \times 1,41 \times 10^7 \frac{355}{1,0} \right\} & &= \min \left\{ 1,40 \times 10^7 \frac{355}{1,0}; 0,59 \times 1,40 \times 10^7 \frac{355}{1,0} \right\} \\
 &= \min\{4,63 \times 10^9; 2,95 \times 10^9\} \text{ Nmm} & &= \min\{4,97 \times 10^9; 2,93 \times 10^9\} \text{ Nmm} \\
 &= 2950 \text{ kNm} & &= 2930 \text{ kNm} \\
 \frac{M_{Ed}}{M_{y,Rd}} &= \frac{3000}{2950} = 1,02 \approx 1 & \frac{M_{Ed}}{M_{y,Rd}} &= \frac{3000}{2930} = 1,02 \approx 1
 \end{aligned}$$

Com base neste exercício, comprova-se que a contribuição dos momentos transversais que atuam nos banzos (no caso de perfis com corrugação trapezoidal), devidos à presença de esforço transversal, não é significativa, sendo a resistência à flexão (em torno de yy) condicionada pelo coeficiente de redução para a encurvadura fora do plano χ . Por outro lado, convém referir que é importante a definição da largura do banzo em consola c para a determinação da sua Classe, e do módulo de flexão a considerar (plástico ou elástico). No caso considerado para a corrugação sinusoidal obteve-se a Classe 3 (para os banzos) e, por conseguinte, foi necessária a consideração do módulo de flexão elástico $W_{f,el,y}$ – caso não contemplado na metodologia atual do Anexo D da EN 1993-1-5 –.

Note-se que os resultados obtidos não estão do lado da segurança: $M_{Ed}/M_{y,Rd} \not\leq 1$, devendo as dimensões do perfil ser modificadas em conformidade.