

Hélder da Silva Fernandes

AVALIAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO DE PERFIS Ω ENFORMADOS A FRIO

NUMERICAL EVALUATION OF THE BEHAVIOUR OF COLD-
FORMED ELEMENTS WITH Ω CROSS-SECTION

Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Especialização em Mecânica Estrutural,
orientada pelo Professor Doutor Rui Duarte António Simões e pela Professora Doutora Aldina Maria da Cruz Santiago

Coimbra, 4, de Setembro de 2017



UNIVERSIDADE DE COIMBRA



FCTUC DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL
FACULDADE DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE DE COIMBRA

Hélder da Silva Fernandes

Avaliação numérica do comportamento de perfis Ω enformados a frio

Numerical evaluation of the behaviour of cold-formed elements with Ω cross-section

Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, na área de Especialização em Mecânica Estrutural, orientada pelo Professor Doutor Rui Duarte António Simões e pela Professora Doutora Aldina Maria da Cruz Santiago

Esta Dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor.
O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC declina qualquer responsabilidade, legal ou outra, em relação a erros ou omissões que possa conter.

Coimbra, 4, de Setembro de 2017

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar agradecer aos meus orientadores, Professor Doutor Rui António Duarte Simões e à Professora Doutora Aldina Maria da Cruz Santiago, por todo o apoio prestado, pela transmissão de conhecimentos que me proporcionaram durante a realização desta dissertação, mas acima de tudo pela enorme disponibilidade demonstrada ao longo deste percurso e pela excelente orientação prestada. Um agradecimento muito especial ao Professor Doutor Hélder Craveiro por toda a ajuda prestada durante o desenvolvimento desta dissertação e ao Engenheiro Civil Miguel Silva pelo auxílio prestado.

À empresa *O Feliz Metalomecânica SA*. sem a qual a realização desta dissertação não teria sido possível.

Um agradecimento a todos os colegas que a Universidade de Coimbra me proporcionou; um agradecimento especial aos meus colegas Diogo Sabino, Alexandre Mota, André Dias, Daniel Paiva, Pedro Graça e Manuel Ribeiro que mais de perto me acompanharam nesta aventura a vós o meu sincero obrigado.

À Eva, minha namorada, por ter sido o meu ponto de apoio ao longo destes anos todos e ter estado sempre presente em todos os momentos que mais precisei. Por isso o meu muito obrigado.

Fazendo uso da expressão de Isaac Newton *“If I have seen further it is by standing on the shoulders of Giants”* (*Se vi mais longe foi por estar de pé sobre ombros de gigantes*). É com esta frase que agradeço aos meus pais Acácio Fernandes e Rosa Fernandes, onde sem os sacrifícios que fizeram não teria sido possível ver mais longe; obrigado por isso e por me desafiarem ir mais longe. Por tudo isso o meu muito obrigado! À minha irmã Daniela Fernandes por me ter aturado e ajudado sempre que precisei.

Por último um agradecimento a todos os professores com os quais tive o privilégio de adquirir não só conhecimentos técnicos indispensáveis; mas que também contribuíram para o meu enriquecimento pessoal.

RESUMO

No âmbito de uma parceria entre a empresa *O Feliz Metalomecânica SA.* e o Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra foi desenvolvida uma nova secção em aço enformado a frio para a empresa referida anteriormente. Esta parceria surge da grande procura que os elementos em aço enformado a frio têm vindo a ter nos últimos anos. A secção desenvolvida pela equipa responsável foi uma secção ómega (Ω) no seguimento da parceria era necessário comprovar experimentalmente que as propriedades efetivas da secção é a esperada, a equipa de investigadores responsável por este projeto realizou uma campanha de ensaios experimentais segundo a norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006), de forma a validar a resistência da secção experimentalmente. Porém, devido a alguns condicionantes (comprimento máximo das madres era inferior ao requerido para algumas secções) decidiu-se alargar a validação das propriedades resistentes através de uma campanha numérica.

Assim, no seguimento do que foi dito anteriormente, foi feita uma modelação numérica através de elementos finitos com recurso ao *software Abaqus*. Numa primeira fase foram reproduzidos os ensaios realizados experimentalmente, através dos quais foi possível calibrar os modelos numéricos.

Com base nos modelos previamente calibrados foi possível realizar uma campanha numérica que permitiu validar as propriedades resistentes efetivas da secção desenvolvida, segundo o prescrito na EN 1993-1-3 (CEN, 2006). Foram ainda feitos alguns modelos onde foram modeladas as ligações propostas pela equipa de investigação, permitindo assim obter uma primeira aproximação da resistência dessas ligações.

Através da análise numérica realizada foi possível confirmar que as propriedades efetivas são as esperadas. Da análise numérica realizada confirmou-se que a resistência à flexão assim como a resistência as forças locais estão de acordo com o esperado. A campanha numérica foi utilizada também para validar a folha de cálculo desenvolvida no âmbito deste projeto, onde foi possível comprovar que o comportamento da madre é o esperado nos estados limites de serviço. A partir dos modelos onde se estudou o comportamento das ligações foi possível comprovar que o valor da resistência era consistente com o esperado; no entanto, sugere-se que se faça um estudo mais aprofundado de forma a otimizar as ligações.

Palavras-chave: Madre; Aço Enformado a Frio; Omega; Validação Propriedades Resistentes efetivas; Validação Numérica; Comportamento Ligações.

ABSTRACT

Result of a partnership between the company *O Feliz Metalomecanica SA*. And the Department of Civil Engineering of Faculty of Sciences and Technologies of the University of Coimbra it was developed a new section in cold formed steel to be produced by the company referred previously. This partnership arises from the great demand that the elements in cold formed steel have been having in recent years. The section developed by the investigation was a section with the shape of an omega (Ω), following the agreement between this two entities it was necessary to check experimentally that the strength of the section is the expected. So the team of researchers carried out a campaign of experimental tests according to the EN 1993-1-3 (CEN, 2006) in order to validate the resistance of this new section. Due to some limitations (maximum length of the cold-formed elements was inferior to the required in some sections), so it was added the validation of the effective proprieties also with a numerical campaign.

Thus, following the above, numerical modelling was done through finite elements using the Abaqus software. In the first stage, it was reproduced the experimental tests, in which was possible to calibrate the numerical models.

Based on the previously calibrated numeric models it was possible to carry out a numerical campaign through which it was validate the effective proprieties of this new section respecting what is said in the followed standard. Were still done some numerical models where the idealized connections where modelled with the objective of in one first step study the resistance of this connections

Through the performed numerical analysis, it was possible to confirm that the elements with this new section have the expected strength. From the numerical analysis, it was confirmed that the flexural strength as well as the resistance to local forces was the expected. The numeric campaign was also used to validate the spreadsheet, where it was also possible to prove that the behaviour of the elements is what was expected in the states of service limits. From the models where the connections were modulated it was possible to prove that this connection can resist what was expected, also it is suggested to do a deeper investigation in order to come to an optimized solution.

Keywords: Beam, Cold-formed Steel, Omega, Validation of the Effective Properties, Numerical Modelling, Connection behaviour.

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS	ii
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
ÍNDICE GERAL	v
ÍNDICE DE FIGURAS	vii
ÍNDICE DE QUADROS	x
SIMBOLOGIA	xi
ABREVIATURAS	xiii
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Considerações gerais e enquadramento	1
1.2 Objetivos da dissertação	3
1.3 Organização da dissertação.....	4
2 ESTADO DA ARTE	5
2.1 Considerações gerais.....	5
2.2 Aço enformado a frio como elemento estrutural	6
2.2.1 Enquadramento histórico	6
2.2.2 Tipos de elementos.....	7
2.2.3 Processo de fabrico	8
2.2.4 Imperfeições geométricas.....	10
2.2.5 Tensões residuais	12
2.3 Propriedades mecânicas de aço enformado a frio.....	13
2.3.1 Comportamento mecânico	13
2.3.2 Comportamento à flexão, modos de instabilidade	16
2.3.3 Dimensionamento de acordo com a norma EN 1993-1-3	18
2.4 Considerações finais	25
3 DESENVOLVIMENTO E VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL.....	26
3.1 Apresentação da secção desenvolvida	26
3.2 Ensaio das madres.....	27
3.2.1 Programa experimental	27

3.2.2	Sistema experimental e instrumentação	29
3.2.3	Descrição dos ensaios	32
3.3	Caracterização mecânica do aço	35
3.3.1	Procedimento de ensaio	35
3.3.2	Apresentação dos resultados	38
4	ANÁLISE NUMÉRICA.....	40
4.1	Introdução.....	40
4.2	Campanha numérica	40
4.2.1	Condições de fronteira	42
4.2.2	Interações e contactos	43
4.2.3	Malha de elementos finitos	45
4.2.4	Caracterização mecânica do aço	48
4.2.5	Tipos de análises levadas a cabo.....	50
4.2.6	Calibração/validação dos modelos numéricos	51
4.2.7	Considerações finais	56
4.3	Estudo paramétrico	56
4.3.1	Avaliação das propriedades resistentes de flexão	58
4.3.2	Forças locais.....	59
4.4	Estudo inicial do comportamento das ligações.....	60
4.4.1	Ligação simples entre apoios	61
4.4.2	Ligação simples sobre os apoios.....	61
4.4.3	Ligação de reforço sobre os apoios.....	63
4.5	Considerações finais	64
5	CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS	65
5.1	Conclusões.....	65
5.2	Desenvolvimentos futuros	66
	BIBLIOGRAFIA	67

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 – Fluxograma do projecto	3
Figura 2.1 – Exemplos da utilização de AEF a) AEF usado em construção de moradias (Futureng@,2017); b) AEF usado em reabilitação	6
Figura 2.2 – Secções transversais típicas em AEF: a) Secções abertas; b) Secções abertas compostas; c) Secções compostas fechadas (Dubina et al., 2012).	8
Figura 2.3 – Configurações de painéis de aço enformado a frio (Yu e LaBoube, 2010)	8
Figura 2.4 – a) Perfiladora directindustry@ ; b)Processo de laminagem a frio de um perfil Ω (Rhodes, 1991)	9
Figura 2.5 – a) Quinadeira; b) Esquema do processo de quinagem de uma secção transversal.....	10
Figura 2.6 – Imperfeições geometricas seccionais (Schafer e Peköz, 1998).....	11
Figura 2.7 – Definição das tensões residuais de flexão e de membrana (Schafer e Peköz, 1998).	12
Figura 2.8 – Tensões residuais médias em função da tensão de cedencia: a) secções criadas produzidas por perfilagem; b) Secções criadas por quinagem (Schafer e Peköz, 1998).	13
Figura 2.9 – a) Curva tensão-extensão de aços laminados a quente. b) Curva tensão-Extensão para aços enformados a frio. (Mota, 2016)	14
Figura 2.10 – Efeito do endurecimento e envelhecimento do aço representado no diagrama de tensão-extensão (adaptado de Craveiro, 2015).....	15
Figura 2.11 – Relação entre a capacidade resistente da secção transversal e rotação das várias classes (Simões, 2014)	16
Figura 2.12 – Modos de ecurvadura; a) local (banzo e alma respectivamente); b) distorcional (Dinis e Camotim, 2010).....	17
Figura 2.13 – a) Modo de encurvadura condicionante em função do comprimento; b) Influência da intrdução de reforços na resistencia (Silvestre e Camotim, 2006).	18
Figura – 2.14 a) Distribuição real de tensões b) Distribuição uniforme de tensões ao longo da largura efetiva (Craveiro, 2015).	19
Figura 2.15 – a) Secção bruta b) Secção Efectifva (EN 1993-1-5, 2006)	19

Figura 2.16 – Comprimento efetivo do reforço posicionado no meio da chapa	21
Figura 3.1 – Lista das secções SuperOmega a serem produzidas pela empresa O Feliz.....	26
Figura 3.2 – Configuração das ligações idealizadas; a) Ligação de reforço b) Ligação de emenda simples sobre os apoios c) Ligação de emenda simples durante o vão.	27
Figura 3.3– Sistema experimental final utilizado no ensaio (dimensões em milímetros).....	30
Figura 3.4 – Pormenor da transmissão da carga dos cilindros à madre	30
Figura 3.5 – Pormenor da zona de apoio da madre	31
Figura 3.6 – a) Localização dos extensómetros utilizados; b) LVDT transversais ao perfil; c) Localização dos LVDT verticais e horizontais.....	32
Figura 3.7 – a) Secção transversal do perfil $\Omega 80 \cdot 1$; b) Secção transversal do perfil $\Omega 160 \cdot 1.5$; c) Secção transversal do perfil $\Omega 250 \cdot 2.5$	32
Figura 3.8 – Dimensões principais das secções: a) $\Omega 80 \cdot 1$; b) $\Omega 160 \cdot 1.5$; c) $\Omega 250 \cdot 2$	33
Figura 3.9 – a) Furação utilizada no ensaio 4; b) Furação utilizada no ensaio 5	33
Figura 3.10 – Geometria da ligação utilizada nos ensaios; a) Ligação das madres $\Omega 160$ (ensaio 4); b) Ligação das madres $\Omega 250$ (ensaio 8).	34
Figura – 3.11- Pormenor da peça de reforço interior	34
Figura 3.12 – a) Esquema de contraventamento b) Aplicação do contraventamento no ensaio realizado	35
Figura 3.13 – Nomenclatura utilizada na norma (adptado da norma ISO 6892-1).....	36
Figura 3.14 – Provetes ensaiados a) 1 mm de espessura; b) 1.5 mm de espessura; c) 2 mm de espessura	37
Figura 3.15 – Posição do provete final a) Garra superior; b) Extensómetro mecânico; c) Garra inferior; d) Rotura do provete.....	37
Figura 4.1 – Esquema da ligação ensaiada para a madre $\Omega 160$	41
Figura 4.2 – Localização das condições de apoio nas chapas que servem de apoio as madres	42
Figura 4.3 – Esquema da aplicação da carga as madres.....	43
Figura 4.4 – a) Zona de compressão na madre; b) Pormenor das zonas de compressão dos parafusos.....	45

Figura 4.5 – Famílias de elementos finitos (Dassaul Systèmes, 2014)	45
Figura 4.6 – Comparação entre o uso de elementos finitos S4R e S4.....	46
Figura 4.7 – Representação esquemática dos elementos finitos utilizados a) S4R; b) C3D8R Adaptado de (Systèmes, 2014)	47
Figura 4.8 – Comparação da carga máxima obtida numericamente com diferentes tamanhos de malha e a carga máxima obtida no ensaio experimental.....	47
Figura 4.9 – Malha de elementos finitos utilizada: nas barras de carregamento (a); nos parafusos (b); nas madres (c)	48
Figura 4.10 – Estudo de sensibilidade em relação ao efeito do valor do módulo de elasticidade.....	49
Figura 4.11 – Modos de encurvadura considerados nos modelos das madres $\Omega 160 \cdot 1.5$; a) Modo global; b) Modo local	50
Figura 4.12 – Evolução da calibração do modelo $\Omega 160 \cdot 1.5_R_ST$	51
Figura 4.13 – Comparação dos resultados entre os ensaios numéricos e experimentais; a) Madre $\Omega 160 \cdot 1.5$; b) Madre $\Omega 80 \cdot 1$	52
Figura 4.14 – a) Comparação da zona de rotura da madre $\Omega 160 \cdot 1.5$; b) Comparação da posição final da madre $\Omega 160 \cdot 1.5$	53
Figura 4.15 – a) Relação carga-deslocamento da ligação da madre $\Omega 160 \cdot 1.5$; b) Relação carga-deslocamento da ligação da madre $\Omega 250 \cdot 2$	54
Figura 4.16 – Comparação da deformada obtida entre os ensaios experimentais e numéricos da ligação $\Omega 160 \cdot 1.5$. a) Zona do apoio; b) Zona da rotura; c) Pormenor da rotura; d) ovalização da furação	55
Figura 4.17 – Exemplo de uma rotura devido a forças localizadas na madre $\Omega 250 \cdot 1.5$	60
Figura 4.18 – Configuração da ligação de emenda sobre os apoios.....	62
Figura 4.19 – Configuração da ligação de reforço sobre os apoios.....	63

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 3.1 – Campanha de ensaios experimentais.....	28
Quadro 3.2 – Geometria dos provetes utilizados	36
Quadro 3.3 – Resultados provenientes dos ensaios.....	39
Quadro 4.1 – Ensaio a modelar.....	41
Quadro 4.2 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais	56
Quadro 4.3 – Comparação entre os resultados obtidos e os valores esperados.....	59
Quadro 4.4 – Resistência às Forças Locais	60
Quadro 4.5 – Comparação entre o valor de momento resistente teórico e o numérico	62

SIMBOLOGIA

Letras maiúsculas latinas

A_c	Área bruta comprimida
$A_{c,eff}$	Área efetiva da secção transversal
A_s	Área efetiva de um reforço
$A_{s,red}$	Área reduzida da placa com reforços
C_1	
C_2	Coefficiente dependente da forma do diagrama de momento fletor e condições de apoio
C_3	
F	Força de tração aplicada no provete
E	Módulo de Elasticidade
G	Centro geométrico da secção transversal bruta
I_s	Momento de inercia segundo a área efetiva do reforço
I_T	Constante de torção uniforme
I_w	Constante de empenamento
I_z	Momento de inercia segundo o eixo Z
K	Rigidez da mola do reforço de extremidade
K_w	Fator de comprimento efetivo dependente da restrição ao empenamento
K_z	Fator de comprimento efetivo dependente da restrição à flexão em torno do eixo Z
L	Comprimento da madre
L	Distancia entre garras do extensómetro mecânico
L	Comprimento original do provete
L_0	Distancia entre apoios da madre
L_c	Distancia entre os raios de curvatura do provete
M_{brd}	Momento resistente à encurvadura lateral
M_{cr}	Momento critico elástico de encurvadura lateral
S_0	Área da secção transversal do provete original
W	Módulo de flexão segundo o eixo de maior inercia
W_{eff}	Módulo de flexão de uma secção transversal efetiva
Z_g	Distancia entre o ponto de aplicação de uma carga e o centro de corte de uma secção

Z_j Parâmetro de assimetria de uma secção em relação ao eixo Y

Letras minúsculas latinas

b	Largura da secção transversal
b_{eff}	Largura efetiva da placa
b_0	Largura original do provete
d_1	Valor máximo das imperfeições geométricas locais
d_2	Valor máximo das imperfeições geométricas distorcionais
f_{up}	Tensão de cedência última
f_{yb}	Tensão de cedência nominal
f_y	Tensão de cedência
f_{upm}	Tensão de cedência última média
h	Altura da secção transversal
t	Espessura das placas
t_0	Espessura original do provete
t_{red}	Espessura reduzida das placas
w	Largura da placa

Letras maiúsculas gregas

Φ_{LT} Fator de redução da capacidade de carga relativamente ao momento fletor

Letras minúsculas gregas

α	Fator de imperfeição das madres
ε_{eng}	Extensão (nominal) de engenharia
ε_{true}	Extensão (logaritmica) verdadeira
$\bar{\lambda}_p$	Esbelteza da placa
$\bar{\lambda}_{p,red}$	Esbelteza reduzida
$\bar{\lambda}_d$	Esbelteza do reforço exterior para encurvadura distorcional
λ_{LT}	Coefficiente de esbelteza normalizada relativo à encurvadura lateral
ρ	Fator de redução para a encurvadura de placas
$\sigma_{comp,ED}$	Tensão máxima em compressão da placa
$\sigma_{cr,s}$	Tensão crítica elástica de encurvadura

σ_{eng}	Tensão (nominal) engenharia
σ_{true}	Tensão verdadeira
χ_{LT}	Coefficiente de redução para a encurvadura lateral
χ_d	Coefficiente de redução da resistência de reforços devido ao modo de distorção

ABREVIATURAS

AEF	Aço enformado a frio
AISI	American Iron and Steel Institute
DEC	Departamento de Engenharia Civil
LSF	Light Steel Frame
NAHB	National Association of Home Builders
MLE	Método da Largura Efetiva

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações gerais e enquadramento

O sector da construção tem vindo a caminhar no sentido de procurar soluções construtivas cada vez mais otimizadas, como é o caso dos elementos de aço enformado a frio. Este tipo de elementos possui um conjunto de características que se traduzem em enormes vantagens para o mercado da construção. As principais vantagens destes elementos quando comparados com as soluções tradicionais, construção metálica com elementos laminados a quente ou a construção em betão, são: i) facilidade de produção, ii) relação entre peso de aço e resistência obtida ser muito baixa, iii) a rapidez de montagem. No entanto, a principal desvantagem deste tipo de elementos é o facto de, como são muito esbeltos, o seu desempenho estrutural ser normalmente condicionado por problemas de encurvadura local.

Correntemente, este tipo de elementos é utilizado como elemento secundário em estruturas metálicas ou até mesmo em estruturas de betão armado (por exemplo em fachadas trabalhando em conjunto com a alvenaria). No entanto, recentemente, observou-se um crescimento da construção em aço leve (*Light Steel Framing-LSF*) com recurso a elementos estruturais em aço enformado a frio. Este sistema construtivo está associado à construção residencial ou de um modo geral à construção de baixo porte.

O processo de fabrico destes perfis permite que haja liberdade na definição da secção transversal. Normalmente estas apresentam configurações complexas, constituídas por muitas dobras ou quinagens. Em geral, as secções transversais apresentam diversas dobras que irão funcionar como reforços, permitindo assim que a secção melhore o seu comportamento em relação aos problemas de encurvadura local. No âmbito da regulamentação em vigor (eurocódigos estruturais), este tipo de elementos é dimensionado de acordo com a norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006).

No seguimento do referido anteriormente, uma empresa do setor metalomecânico bem cotada no mercado, *O Feliz Metalomecânica SA*, solicitou ao Departamento de Engenharia Civil (DEC) um estudo de desenvolvimento de uma nova secção em aço enformado a frio, com a forma de ómega, para utilização como vigamento secundário de suporte (madres) de painéis de revestimento em fachadas e coberturas de edifícios. O estudo contempla o desenvolvimento da secção, o cálculo das suas propriedades brutas e efetivas, a conceção de emendas, a programação de uma folha de cálculo automático que será utilizada para o dimensionamento

dos elementos e ainda a validação por via experimental do seu desempenho estrutural. Na Figura 1.1 é apresentado um fluxograma que traduz as etapas seguida no projeto sendo que a secção a vermelho indica a posição onde esta dissertação se insere.

A perfiladora para a produção dos perfis com a secção desenvolvida só foi adquirida pela empresa numa fase posterior à realização dos ensaios. Por conseguinte, os perfis para os ensaios foram produzidos por quinagem de chapas, sendo o comprimento máximo, por limitação da quinadeira, de 3,0 m. Este comprimento, embora adequado para as madres de secção mais reduzida, era inferior ao estabelecido na norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006) para as secções de maior altura. Por esta razão foi decidido alargar o estudo de validação através da via numérica, o que permitiu reproduzir o comportamento até à rotura de todas as secções desenvolvidas, com comprimentos verificando os valores estabelecidos na norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006). O estudo numérico permitiu ainda simular as cargas como uniformemente distribuídas, algo que não foi considerado (embora permitido pela norma seguida) nos ensaios experimentais.

A secção desenvolvida foi uma secção OMEGA (Ω) que a empresa adjudicante veio a designar por “*SuperOmega*”. O desenvolvimento desta secção foi feito por fases. Na primeira fase foi levado a cabo o estudo de desenvolvimento, para a determinação das dimensões e forma da secção transversal, sendo os seguintes tópicos os principais requisitos a cumprir:

- Maximização da secção efetiva através da colocação de reforços estrategicamente posicionados.
- Assegurar o encaixe (quase perfeito) dos perfis para facilitar o armazenamento e transporte e ainda permitir a conceção de emendas por sobreposição.
- Conseguir uma forma esteticamente apelativa.

A segunda fase passou pela determinação das propriedades efetivas resistentes em compressão e em flexão, de acordo com as normas em vigor. A terceira fase do projeto correspondeu à validação das propriedades resistentes efetivas determinadas teoricamente; para tal foi levada a cabo uma campanha de ensaios experimentais da secção. Em complemento aos ensaios experimentais, foi também feita uma análise numérica por elementos finitos que permitirá validar uma vez mais o desempenho estrutural baseado nas propriedades efetivas obtidas teoricamente. Além disso permitiu ainda estudar um conjunto de situações que não foram ensaiadas experimentalmente, como o caso de vãos superiores a 3,0 m e cargas distribuídas. A análise numérica permite estudar um maior número de casos, com uma maior economia de

recursos e ultrapassar algumas dificuldades laboratoriais, como por exemplo a aplicação de cargas distribuídas.

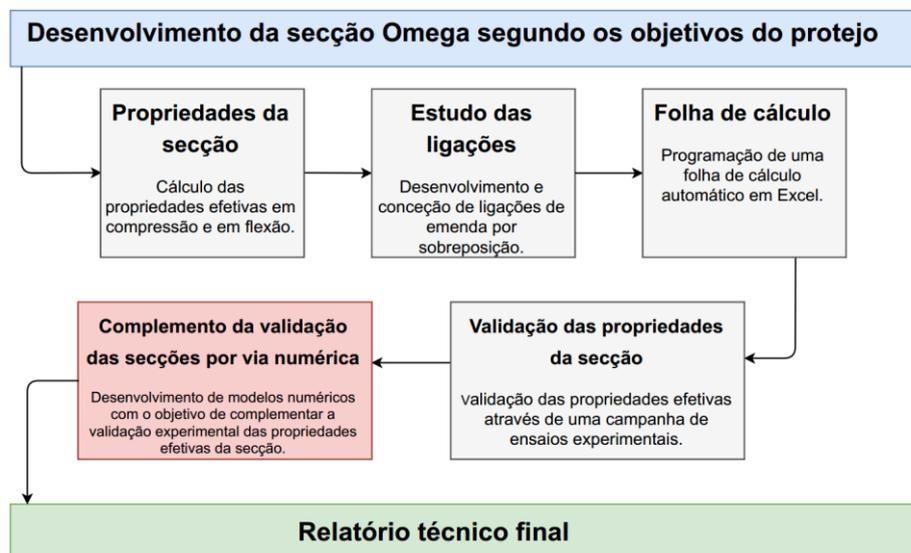


Figura 1.1 – Fluxograma do projecto

1.2 Objetivos da dissertação

Esta dissertação enquadra-se na fase final do projeto “*SuperOmega*” e tem como objetivos desenvolver uma série de modelos numéricos que permita validar as propriedades resistentes efetivas determinadas teoricamente. Esta dissertação enquadra-se por isso no trabalho já desenvolvido pela equipa de investigadores do DEC à qual foi atribuída a missão. O trabalho desenvolvido nesta dissertação diz respeito apenas aos modelos numéricos, sendo que todos os ensaios experimentais já se encontravam realizados, exceto a caracterização mecânica do aço, sendo que esta foi realizada dentro do trabalho aqui desenvolvido.

Assim, os objetivos desta dissertação incluem numa primeira fase a determinação das propriedades mecânicas do aço, para que seja possível nos modelos numéricos utilizar o comportamento real do aço utilizado nas madres. Na fase seguinte o objetivo é o desenvolvimento de modelos numéricos por elementos finitos usando o *software Abaqus*.

Inicialmente os modelos numéricos foram calibrados com base nos ensaios experimentais realizados. Após estes se encontrarem calibrados, são utilizados para analisar a influência de diversos parâmetros, tais como, a espessura da chapa utilizada, o comprimento da madre e de um modo geral comprovar o desempenho estrutural (e propriedades efetivas obtidas teoricamente) numa gama de vãos tal como previsto na norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006).

Numa fase final foi ainda feita uma modelação numérica das ligações entre secções omega previamente estudadas e propostas pela equipa de investigadores do DEC. Esta modelação deve ser vista apenas como uma primeira abordagem, uma vez que contém algumas simplificações e de na altura da realização da dissertação alguns parâmetros, tais como, o numero de furos que a máquina de fabricação das madres irá permitir realizar não se encontrar ainda definido; no entanto permite obter uma primeira abordagem e algumas conclusões sobre o comportamento resistente das mesmas.

1.3 Organização da dissertação

Esta dissertação encontra-se dividida em 5 capítulos: no primeiro capítulo é feita uma breve introdução à temática dos aços enformados a frio, apresentando-se uma breve descrição da sua definição, vantagens e características. Ainda neste primeiro capítulo é feito o enquadramento do trabalho aqui desenvolvido.

No segundo capítulo é realizada uma revisão bibliográfica onde se apresenta a informação sobre os aços enformados a frio. Neste capítulo começa-se por fazer um enquadramento histórico, passando pela descrição das secções existentes e qual o seu âmbito de aplicação. Seguidamente apresenta-se uma descrição dos processos de fabrico utilizado na produção dos elementos em aço enformado a frio, sendo expostas as vantagens e desvantagens dos vários processos. É ainda apresentada em dois subcapítulos a influência das imperfeições geométricas e das tensões residuais. No subcapítulo 2.3 apresenta-se uma exposição das propriedades mecânicas dos aços enformados a frio assim como uma descrição do processo de dimensionamento de elementos constituídos por secções em aço enformado a frio.

No capítulo 3 é inicialmente feita uma descrição da secção de aço enformado a frio desenvolvida. Neste capítulo é realizado um sumário do programa experimental realizado pela equipa de investigadores. Este capítulo tem como objetivo explicar o procedimento de ensaio, de forma a justificar a modelação numérica. Neste mesmo capítulo é ainda feita a descrição do procedimento experimental utilizado na caracterização mecânica do aço.

O capítulo 4 é o capítulo fundamental desta dissertação, pois é aqui que é feita a exposição da abordagem utilizada no desenvolvimento dos modelos numéricos, assim como o procedimento de calibração utilizado. Os resultados obtidos são comparados com os obtidos pelas equações regulamentares permitindo assim complementar o trabalho de validação experimental.

Por último, no capítulo 5 são apresentadas as conclusões resultantes do desenvolvimento deste trabalho e ainda algumas propostas de temas de estudo futuros.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 Considerações gerais

Os elementos estruturais usados na construção metálica podem classificar-se consoante o processo de fabrico, destacando-se os elementos compostos por soldadura de chapas de aço, os perfis de aço laminado a quente e os perfis de aço enformado a frio (AEF). As secções mais usadas ao longo da história na construção metálica foram as secções provenientes dos dois primeiros grupos. Contudo, as secções de AEF têm vindo a ganhar cada vez mais expressão devido às vantagens que este tipo de elementos apresenta em relação aos outros dois grandes grupos, dando origem à construção em aço leve (*LSF-Light Steel Framing*). Na Figura 2.1-a) é apresentado um exemplo de uma construção em LSF.

Uma das vantagens do uso deste tipo de elementos na construção prende-se com o facto de ser uma solução sustentável, uma vez que a relação entre o consumo de aço e a resistência alcançada é menor do que em elementos fabricados por laminagem a quente ou soldadura de chapas. Outra vantagem está associada à sua facilidade de montagem em obra, onde por norma não é requerida maquinaria pesada, ao contrário do que acontece com a construção metálica tradicional, ou ainda a limpeza do local da construção quando comparado com a construção em betão. Como consequência do seu peso reduzido, esta solução é tida como uma solução construtiva muito competitiva no âmbito da reabilitação (Figura 2.1-b).

Esta solução estrutural ganhou força nos últimos anos pela necessidade das empresas explorarem novos mercados. Para além das vantagens anteriormente indicadas, um projeto que recorra a esta solução irá ser mais vantajoso do que uma solução tradicional, nos casos em que as empresas queiram exportar o seu projeto e os materiais a utilizar nesse projeto para outro país. Com uma solução em AEF é possível enviar num contentor convencional a maior parte da estrutura, algo que com uma solução metálica tradicional ou uma estrutura de betão seria num caso mais dispendioso a nível do transporte e impossível, no caso da construção em betão. Nos mercados menos desenvolvidos ou onde o aluguer de maquinaria pesada seja difícil, este tipo de solução construtiva é mais vantajosa que a construção metálica tradicional, pois não irá necessitar de equipamentos de elevação. Além disto, a mão-de-obra necessária não será elevada.

Uma característica dos aços enformados a frio consiste nestes apresentarem boas propriedades mecânicas, o que faz com que hoje em dia o seu leque de aplicações passe por várias atividades

que podem ir desde aplicações na construção como na indústria automóvel ou aeronáutica entre outras (Mota, 2016).

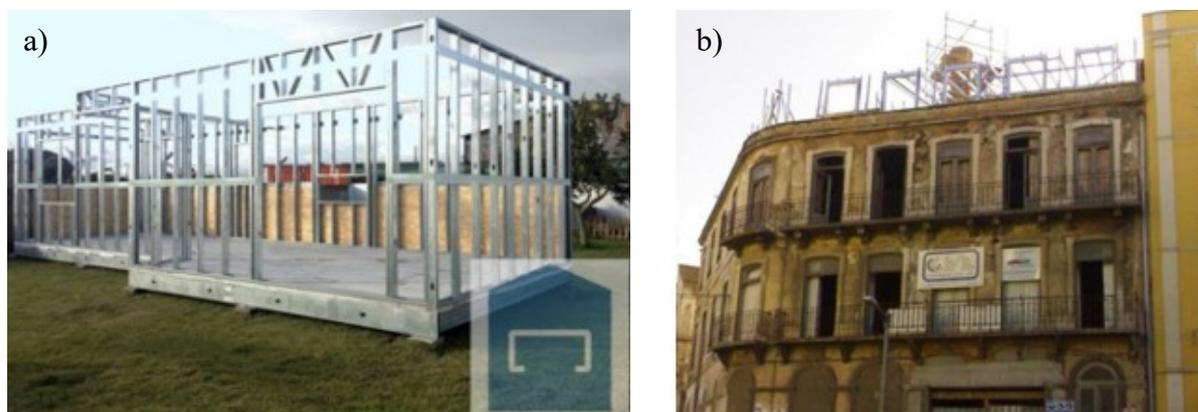


Figura 2.1 – Exemplos da utilização de AEF a) AEF usado em construção de moradias (Futureng@,2017); b) AEF usado em reabilitação

2.2 Aço enformado a frio como elemento estrutural

2.2.1 Enquadramento histórico

Dubina e co-autores (Dan Dubina *et al.*, 2012) sugerem que o aparecimento dos aços enformados a frio ocorreu por volta do ano de 1850 nos Estados Unidos da América e na Grã-Bretanha; no entanto, o seu uso foi reduzido devido ao pouco conhecimento que se tinha naquela altura acerca das propriedades do material, assim como à falta de processos de dimensionamento de tais elementos. Apenas no ano de 1925 aparece o registo documentado do uso de aço enformado a frio como material de construção; este registo diz respeito à construção de um hospital em Lynchburg, Virgínia, Estados Unidos da América. Vinte anos mais tarde foram construídas cerca de duas mil e quinhentas casas em Albany, Nova York onde os elementos estruturais eram em aço enformado a frio. Estas casas, na época, foram construídas para os veteranos da segunda guerra mundial, tendo sido adotada esta solução estrutural pois era uma solução bastante económica. Os autores acima mencionados atribuem aqui o início da construção em aço enformado a frio.

Também no Japão, após a segunda guerra mundial, devido à falta de madeira para a construção urgente de novas habitações, recorreu-se a este tipo de elementos. Foi possível observar um grande aumento na construção em aço enformado a frio no Japão (Pires, 2013).

Uma das entidades que mais contribuiu para o desenvolvimento da construção em aço enformado a frio foi o “*American Iron and Steel Institute*” (AISI). Este Instituto em parceria com a “*National Association of Home Builders*” (NAHB) criaram em 1997 um dos primeiros métodos de dimensionamento conhecido como “*Método Prescritivo*”. Este método foi desenvolvido por investigadores, projetistas e construtores e veio permitir agrupar um conjunto de documentos, até então usados, mas que se encontravam dispersos. Este método continua em vigor nos Estados Unidos da América, tendo já sido revisto várias vezes, resultando na metodologia atualmente em vigor. Com a criação deste método, os Estados Unidos da América tornaram-se num dos países líderes na construção em aço enformado a frio.

Na Europa, tal como já foi referido, a Grã-Bretanha tem sido o país líder, embora ainda distante da dimensão dos Estados Unidos da América. Na Europa, apenas no ano de 2006 foi implementado um eurocódigo que regulamenta o dimensionamento de elementos enformados a frio ou seja, a norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006), sendo que antes do aparecimento desta norma existia apenas um conjunto de recomendações provenientes do ECCS, Comité TC7. O processo de dimensionamento através da norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006) será descrito mais à frente nesta dissertação.

2.2.2 Tipos de elementos

Os elementos de aço enformado a frio, tal como já foi dito anteriormente, podem ser usados tanto como elementos estruturais principalmente em estruturas de pequeno e médio porte ou simplesmente como elementos secundários. Contudo a mesma secção transversal pode desempenhar ambas as funções, isto é, uma viga em Ω tanto pode funcionar como uma viga principal ou como uma madre, nas quais os painéis da fachada ou da cobertura irão descarregar.

Os elementos fabricados em aço enformado a frio podem ser agrupados em dois grupos: um primeiro grupo que agrega as peças lineares e um segundo grupo que agrega os painéis.

As peças lineares são peças em que uma das dimensões é muito superior às outras duas. Exemplo disto são as peças utilizadas em vigas ou pilares. As secções transversais das peças lineares podem ainda ser subdivididas em 3 grupos quanto à sua forma: secções abertas, secções compostas abertas ou secções compostas fechadas. Na Figura 2.2 a) encontram-se representadas algumas das secções transversais abertas possíveis de serem produzidas por enformagem a frio. No entanto, poder-se-á ainda agrupar varias secções abertas de modo a criar uma secção composta, sendo que essa mesma secção composta poderá ser aberta ou fechada, como é possível verificar nas Figuras 2.2 b) e c) respetivamente.

Os painéis são peças em que duas das dimensões são superiores à outra sendo vulgarmente designadas por chapas perfiladas. São usualmente aplicadas em lajes mistas aço-betão, pavimentos e também em coberturas. Este tipo de elementos quando usado na construção de lajes mistas aço-betão apresenta algumas vantagens muito relevantes, tais como, o facto de dispensar cofragens (o próprio elemento irá atuar como cofragem perdida), além de funcionar também como armadura de tração das lajes mistas. Ao nível das coberturas algumas empresas possuem coberturas autoportantes em aço enformado a frio que permitem vencer vãos na ordem dos 30,0 m, representando uma solução interessante em relação preço-qualidade. No entanto, estas chapas perfiladas são usualmente vendidas para vãos de menores dimensões. As chapas finas são ainda usadas frequentemente no fabrico de painéis simples ou duplos usados em revestimentos de edifícios ou mesmo na execução de paredes em edifícios de LSF. Este tipo de elementos pode apresentar diversas configurações como as apresentadas na Figura 2.3.

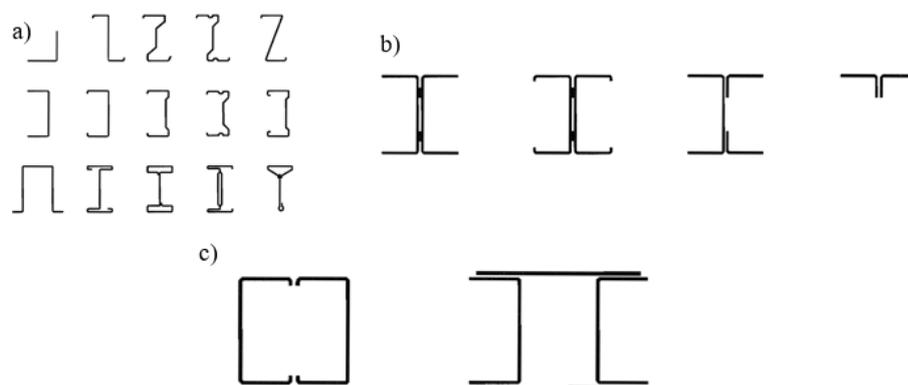


Figura 2.2 – Secções transversais típicas em AEF: a) Secções abertas; b) Secções abertas compostas; c) Secções compostas fechadas (Dubina *et al.*, 2012).



Figura 2.3 – Configurações de painéis de aço enformado a frio (Yu e LaBoube, 2010)

2.2.3 Processo de fabrico

Os perfis em aço enformado a frio podem ser produzidos por dois processos: laminagem a frio, também vulgarmente conhecido como perfilagem ou através de quinagem. Tanto um processo como o outro apresentam vantagens e desvantagens, sendo que ambos usam o mesmo tipo de matéria prima (aço em chapa fina).

O aço usado no fabrico das secções transversais chega à fabrica em bobines. O aço foi previamente produzido através da combinação de minério de ferro ou sucata de aço com

pequenas quantidades de carbono num forno tradicional ou em forno elétrico (Freitas, 2016). O resultado da fundição dos materiais acima mencionados é posteriormente transformado numa chapa de aço de grandes dimensões que é armazenada em bobines de aço. Seguidamente as bobines são sujeitas a um processo de galvanização que irá conferir uma proteção à oxidação do aço. Este processo de galvanização deverá ser efetuado de acordo com a norma EN 10346 (CEN, 2015).

No processo de perfilagem, a configuração da secção de um perfil enformado a frio, resulta da passagem de uma chapa metálica proveniente de uma bobine através de uma perfiladora. A perfiladora é uma máquina que possui uma série de rolos seguidos em que cada um desses rolos irá criar uma deformação plástica que irá permitir obter a secção pretendida (Dubina et al., 2012). A Figura 2.4 -a) mostra a fotografia de uma perfiladora e a Figura 2.4 - b) representa a sucessão de rolos necessários para a criação de uma secção em ómega.

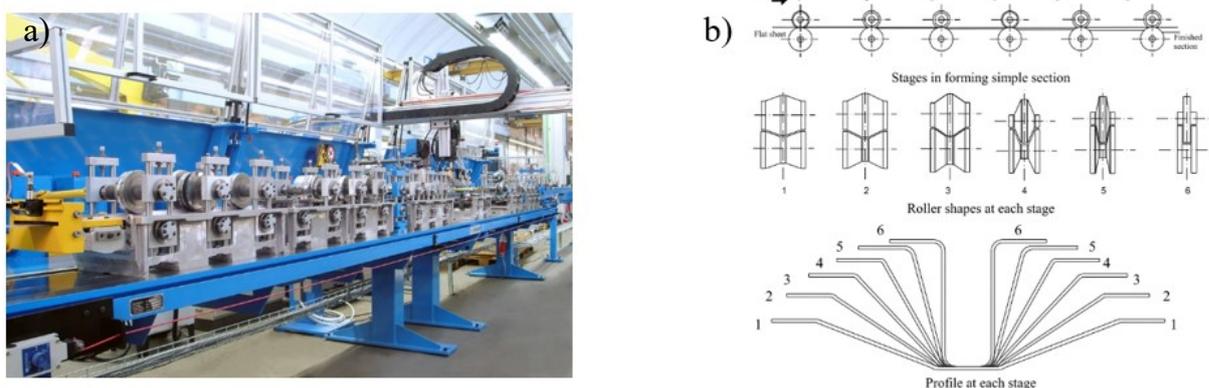


Figura 2.4 – a) Perfiladora directindustry@ ; b) Processo de laminagem a frio de um perfil Ω (Rhodes, 1991)

O método de perfilagem, tem como principais vantagens o seu grande rendimento e a versatilidade de produção, conseguindo realizar uma grande variedade de secções, podendo estas serem lineares ou painéis. Como se trata de um processo contínuo consegue-se produzir perfis com comprimentos tão longos quanto o desejado. No entanto, este método apresenta como desvantagem o custo elevado de aquisição da perfiladora, além de que quanto mais complexa for a secção maior será o número de reforços (dobras) e consequentemente maior será o número de rolos necessários, o que se irá traduzir num aumento do comprimento da perfiladora, fazendo com que seja necessário que a metalomecânica possua espaço disponível para a sua colocação.

Como é fácil constatar, nos casos em que é previsível que não se irá produzir uma grande quantidade de elementos, o processo de perfilagem torna-se menos adequado, uma vez que o custo de aquisição da perfiladora é muito elevado. Nestes casos é preferível recorrer ao processo de quinagem (Figura 2.5-a), que apesar de ser um processo manual apresenta algumas vantagens, desde o custo de aquisição ser mais acessível, tornando-se competitivo quando o número de perfis a realizar é reduzido. O processo de produção de secções transversais através de quinagem dá-se através da aplicação de um embolo contra a chapa de forma a criar uma dobra na secção, repetindo-se este processo até à obtenção da secção requerida. Este processo encontra-se descrito na Figura 2.5 -b).

As desvantagens deste processo é o facto da quinadeira apenas permitir a realização de elementos lineares, ser um processo muito moroso e ser um processo em que o risco de erro humano é superior, risco este que se pode traduzir por um aumento das imperfeições geométricas, levando a uma menor capacidade de carga. Outra desvantagem passa pelo facto do comprimento da quinadeira ser fixo o que irá limitar o comprimento máximo das peças que se desejam produzir.

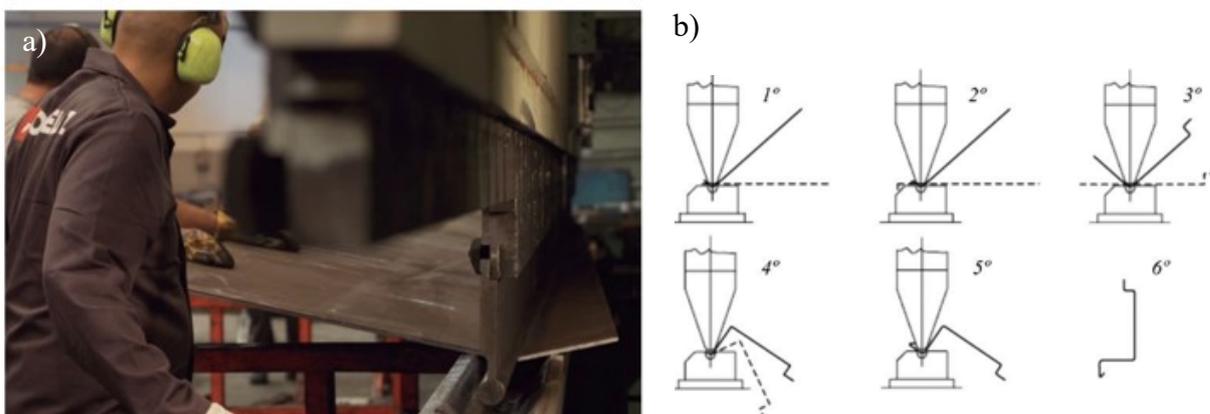


Figura 2.5 – a) Quinadeira; b) Esquema do processo de quinagem de uma secção transversal

2.2.4 Imperfeições geométricas

Os elementos de AEF tal como os elementos laminados a quente apresentam imperfeições geométricas, isto é, os elementos não possuem uma linearidade perfeita o que irá provocar uma redução na capacidade de carga máxima que o elemento poderá suportar. Esta redução será tanto maior quanto maior for o valor da imperfeição geométrica inicial (Yu e LaBoube, 2010). As imperfeições geométricas são de grande influência no comportamento não linear das peças (Garifullin e Nackenhorst, 2015). Existem vários fatores que podem estar na origem do

aparecimento das imperfeições geométricas, tais como o seu processo de fabrico, transporte, armazenamento ou o processo de aplicação em obra (Garifullin e Nackenhorst, 2015).

Como consequência de os elementos não serem perfeitamente lineares, estes irão apresentar imperfeições ao longo do elemento. Os tipos de deformações poderão dividir-se em dois grupos: deformações globais ou seccionais. As deformações globais poderão manifestar-se através de curvaturas, empenamentos e torções, ao passo que as deformações seccionais irão dividir-se em locais e distorcionais (Craveiro, 2015). As primeiras vão manifestar-se através de mossas ou ondulações regulares ao longo do eixo da peça, enquanto que as distorcionais irão levar à translação de uma das extremidades da placa relativamente à outra (Mota, 2016).

Uma das principais dificuldades na modelação de elementos de AEF está na definição das imperfeições geométricas iniciais. Vários estudos já foram levados a cabo de forma a perceber de que maneira a magnitude destas imperfeições pode ser usada na modelação a partir do método dos elementos finitos. De forma a melhor avaliar o efeito das imperfeições geométricas os autores Schafer e Peköz (1998) levaram a cabo uma análise estatística feita a partir de medições das imperfeições geométricas seccionais em elementos enformados a frio com uma secção aberta em forma de C. Com base neste estudo, estes autores (Schafer e Peköz, 1998) foram capazes de separar os dados obtidos em dois grupos com base no tipo de deformações locais obtidos, ou seja, num grupo agruparam as deformações locais que ocorreram na alma dos elementos e num segundo grupo as distorções observadas nos banzos. No final, estes autores propuseram expressões que permitem determinar um valor aproximado das imperfeições geométricas. As expressões propostas são válidas apenas para secções transversais em que a espessura da chapa seja inferior a 3,0 mm.

A expressão proposta para as imperfeições do tipo 1 (imperfeições locais) é: $d_1=0.006w$ ou $d_1=6te^{-2t}$ em que w representa a largura da placa e t o valor da espessura. Para as imperfeições do tipo 2 (imperfeições distorcionais), os autores propuseram que o valor destas fosse determinado a partir de: $d_2=t$. O domínio de aplicação da equação proposta para as imperfeições do tipo 1 é válida sempre que se verifique: $w/t < 100$. Para as imperfeições do tipo 2, a equação proposta é válida sempre que se cumpre $w/t < 200$. Na Figura 2.6 são apresentados os dois tipos de imperfeições.

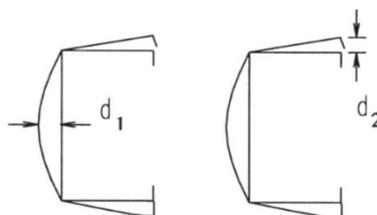


Figura 2.6 – Imperfeições geométricas seccionais (Schafer e Peköz, 1998)

A nível de modelação numérica vários autores (Craveiro, 2015; Laim, 2013) sugerem que se adote para as imperfeições globais valores entre $L/1000$ e $L/500$ em que L é o comprimento do elemento, ao passo que para as imperfeições locais é usual os autores proporem o valor $h/200$ para as imperfeições locais onde h é a altura da secção transversal e valores dentro do intervalo t e $2t$ para as distorcionais em que t é a espessura da chapa.

2.2.5 Tensões residuais

Tal como nos elementos produzidos a partir de laminagem a quente também aqui irão surgir tensões residuais ao longo da espessura da secção transversal. As tensões residuais em elementos de AEF são o resultado da soma de dois tipos de tensões, as tensões de membrana e das tensões de flexão.

Schafer e Peköz (1998) realizaram um estudo para avaliar as tensões residuais em elementos de aço enformado a frio. Estes autores concluíram que as tensões residuais de membrana são mais baixas que as de flexão. Os modelos propostos para os diagramas das tensões residuais passavam por considerar um diagrama de tensão linear para as tensões de flexão e um diagrama constante para as tensões de membrana, tal como pode ser visto na Figura 2.7. Schafer e Peköz concluíram assim que a distribuição das tensões residuais proveniente da soma de ambos os tipos de tensões residuais levaria a uma variação linear como é possível observar na Figura 2.7.

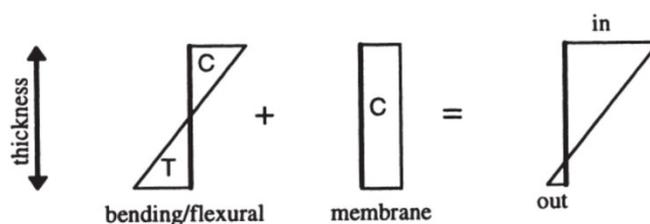


Figura 2.7 – Definição das tensões residuais de flexão e de membrana (Schafer e Peköz, 1998).

Ainda neste estudo os autores concluíram que o método de fabrico influencia a distribuição das tensões residuais, sendo que para aços produzidos por quinagem se pode desprezar as tensões de membrana. Isto porque estas tensões são muito inferiores às tensões residuais de flexão. O mesmo não acontece quando os aços são produzidos por perfilagem a frio, neste caso as tensões de membrana são mais preponderantes (Craveiro, 2015). Assim, os autores propuseram uma distribuição de tensões residuais para um perfil C para os casos em que é fabricado a partir de quinagem ou por laminagem a frio. Essa distribuição encontra-se representada na Figura 2.8.

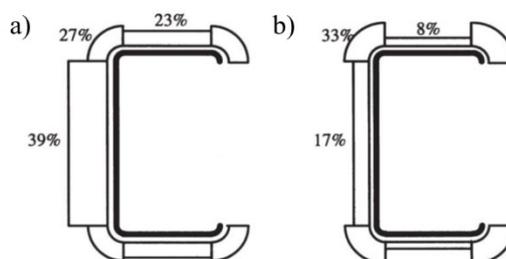


Figura 2.8 – Tensões residuais médias em função da tensão de cedência: a) secções criadas produzidas por perfilagem; b) Secções criadas por quinagem (Schafer e Peköz, 1998).

Contudo outros estudos mais recentes (Quach *et al*, 2006) vieram refutar a teoria de que as tensões residuais possuíam uma variação linear ao longo da espessura. Nos estudos citados anteriormente foi feita uma série de estudos numéricos no programa de elementos finitos ABAQUS, onde foi estudada a distribuição das tensões residuais ao longo da espessura da secção transversal dos elementos. Neste estudo numérico os autores conseguiram observar que as tensões residuais de flexão não possuíam um comportamento linear, mas sim um comportamento não linear. Não indo de encontro com os resultados apresentados por Schafer e Peköz (1998), os resultados obtidos no estudo numérico foram confrontados com os valores obtidos a partir das campanhas experimentais levadas a cabo por Weng e Peköz (1990) em aços enformados a frio produzidos por quinagem e com os resultados obtidos da campanha experimental levada a cabo por Weng e White (1990) para aços enformados a frio produzidos por laminagem a frio. Foi ainda possível observar que quando a produção de aços enformados a frio é feita através do processo de quinagem existe uma concentração de tensões residuais junto aos cantos.

Mais recentemente um novo estudo levado a cabo por Moen *et al.* (2008) veio demonstrar que tanto as tensões residuais longitudinais como as tensões residuais transversais apresentam um comportamento não linear. Foi ainda possível observar que tanto a magnitude das tensões como as extensões são dependentes da espessura do aço e da tensão de cedência do aço utilizado no elemento de aço enformado a frio.

2.3 Propriedades mecânicas de aço enformado a frio

2.3.1 Comportamento mecânico

O comportamento mecânico dos aços produzidos por laminagem a quente é amplamente conhecido e a curva tensão-extensão apresenta um andamento bem conhecido. O mesmo não acontece com os aços enformados a frio.

Existem dois tipos de curvas tensão-extensão para os aços enformados a frio: a curva “*sharp yielding*” (Figura 2.9 – a) ou a curva “*gradual yielding*” (Figura 2.9 – b).

As curvas tensão-extensão dos aços laminados a quente são normalmente definidas a partir de curvas do tipo “*sharp yielding*”. Neste género de curvas é possível obter o ponto de cedência do aço na zona em que a curva se torna horizontal, ou seja, na zona do patamar de cedência. Esta zona encontra-se representada na Figura 2.9 – a).

As curvas “*gradual yielding*” são as curvas usualmente representativas da curva tensão-extensão dos aços enformados a frio. O processo de determinação da tenção de cedência do aço pode ser feita através de dois métodos, um método denominado de “*offset method*”, em que a tensão de cedência é obtida através da interseção da curva tensão-extensão com uma reta paralela à reta que define o regime elástico da curva tensão-extensão, mas afastada da primeira de uma extensão previamente definida. O valor desse afastamento é usualmente de 0,2%. O segundo método consiste em traçar uma linha vertical que intercete o eixo das abcissas em 0,5% da extensão, sendo o valor da tensão de cedência o ponto em que a reta vertical interceta a curva tensão-extensão. Ambos os métodos fornecem resultados semelhantes.

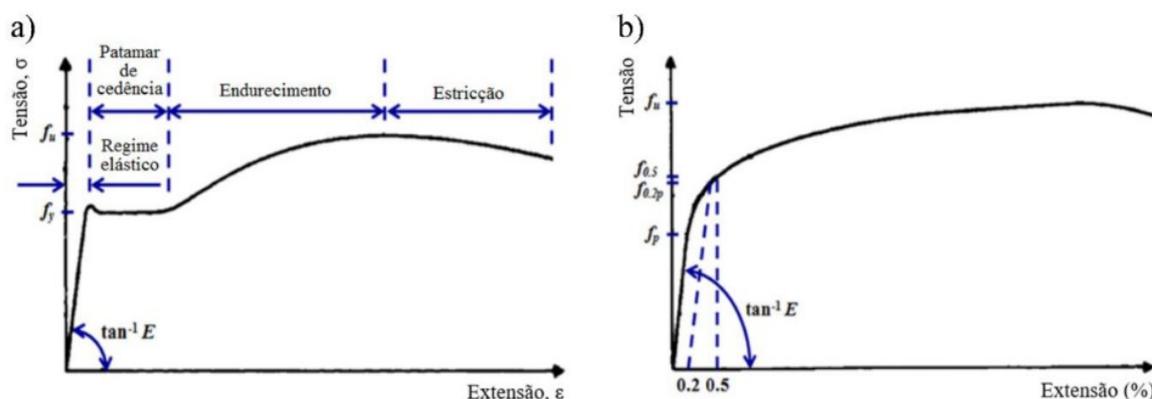


Figura 2.9 – a) Curva tensão-extensão de aços laminados a quente. b) Curva tensão-Extensão para aços enformados a frio. (Mota, 2016)

O motivo pelo qual o aço das secções de aço enformado a frio pode apresentar uma curva tensão-extensão diferente dos aços laminados a quente, ou do aço das chapas ainda nas bobines, é o processo de fabrico das secções transversais. Tal como já foi referido anteriormente, o processo de fabrico dos aços enformados a frio resulta da aplicação de dobras nas chapas. A aplicação destas dobras altera as propriedades mecânicas do material traduzindo-se num aumento da tensão de cedência e da tensão última (Craveiro, 2015; Yu e LaBoube, 2010).

Este aumento de resistência deve-se principalmente a dois fenómenos: o envelhecimento da tensão e o endurecimento da tensão. A Figura 2.10 apresenta um esquema da influência destes dois efeitos no aço. Além destes dois fenómenos pode ainda ocorrer o fenómeno denominado por “*Bauschinger effect*”. Este fenómeno, verifica-se após a aplicação de uma deformação plástica, quando o elemento volta a ser carregado segundo a mesma direção este irá apresentar um ganho de resistência, ao passo que quando carregado em sentido contrário irá apresentar um decréscimo da resistência. O endurecimento da tensão é o resultado da aplicação de deformações plásticas, visto que após a introdução de uma deformação plástica é necessário um aumento de tensão para provocar mais deformação. Por fim o último efeito que provoca alterações no aço é o envelhecimento da tensão. Este ocorre quando o aço é deformado plasticamente e lhe é permitido envelhecer fazendo com que a resistência do material aumente e a ductilidade diminua.

Na Figura 2.10 é possível comparar as diferenças entre uma curva extensão-tensão de um provete virgem com outro que já sofreu os fenómenos de endurecimento e envelhecimento da tensão. Na curva D observa-se um aumento da tensão de cedência e da tensão última devido aos efeitos do envelhecimento e endurecimento da tensão. No entanto, também é possível observar que estes efeitos irão reduzir a ductilidade do aço, comparando a ductilidade do material virgem da curva A com a ductilidade do material observada após o envelhecimento da tensão.

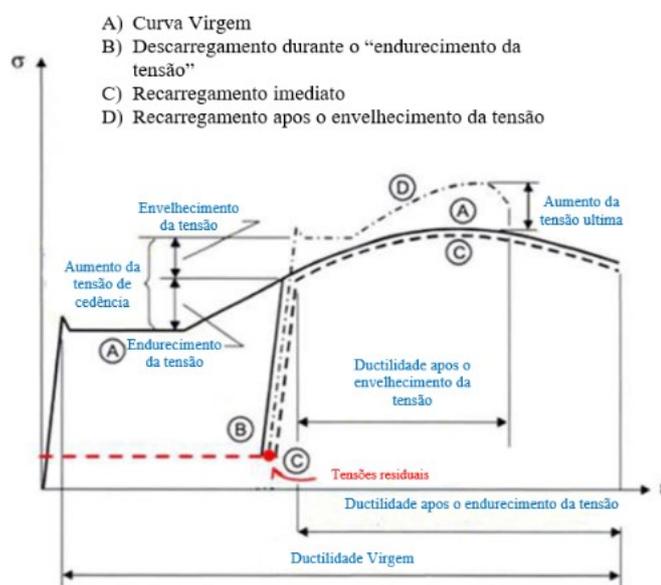


Figura 2.10 – Efeito do endurecimento e envelhecimento do aço representado no diagrama de tensão-extensão (adaptado de Craveiro, 2015)

2.3.2 Comportamento à flexão, modos de instabilidade

Uma das características dos elementos enformados a frio é o facto de estes apresentarem uma elevada esbelteza, ou seja, apresentam secções muito finas com alturas muito elevadas, além de as secções serem na sua maioria formadas por secções abertas. Isto irá fazer com que estas secções sejam mais suscetíveis a fenómenos de encurvadura local.

A norma EN 1993-1-1 (CEN, 2005) contém um sistema de classificação das secções transversais, permitindo assim indicar qual a resistência máxima que se pode considerar: resistência plástica, elástica ou uma resistência menor que a elástica. A classe de uma secção submetida a flexão está relacionada com a sua capacidade de rotação e capacidade para a formação de uma rótula plástica (Simões, 2014). As secções transversais podem ser classificadas como pertencentes à classe 1, classe 2, classe 3 ou classe 4. Quando uma secção é classificada como pertencente à classe 1 significa que está possui capacidade para desenvolver uma rótula plástica e apresenta uma capacidade de rotação superior à mínima exigida por uma análise plástica (Simões, 2014). Quando uma secção é classificada como pertencente à classe 2 significa que a secção é ainda capaz de atingir a resistência plástica, porém possui uma capacidade de rotação limitada. A classe 3 indica que a secção já só é capaz de desenvolver a resistência elástica. Quando a secção é classificada como pertencente à classe 4, a encurvadura local pode impedir o desenvolvimento da resistência elástica, sendo assim necessário considerar uma resistência menor que a resistência elástica. Na Figura 2.11 é apresentado um gráfico que relaciona o momento resistente máximo com a capacidade de rotação de uma secção para as 4 classes descritas anteriormente.

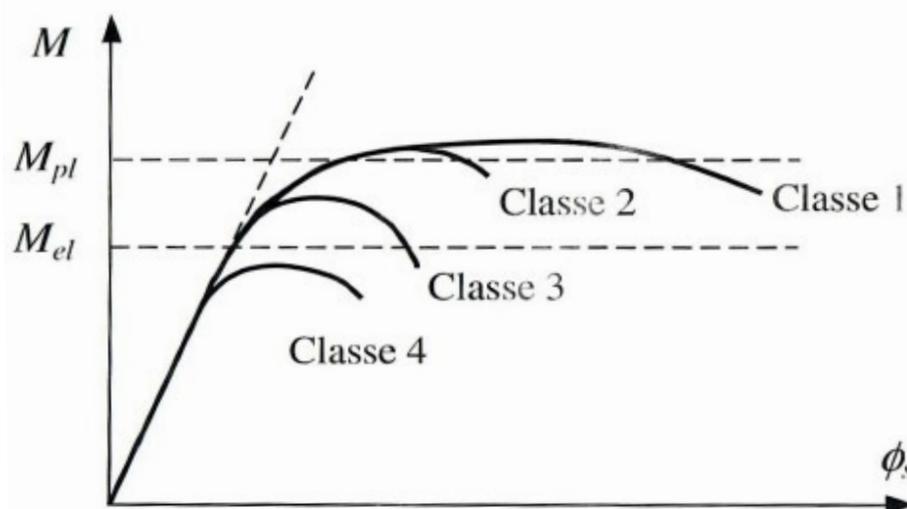


Figura 2.11 – Relação entre a capacidade resistente da secção transversal e rotação das várias classes (Simões, 2014)

Devido ao processo de fabrico (espessura máxima limitada) e por razões de otimização as secções em aço enformado a frio são em geral classificadas como pertencentes à classe 3 ou 4, como tal é importante no seu cálculo e dimensionamento ter em conta os modos de encurvadura que estas secções poderão exibir.

As vigas em aço enformado a frio quando submetidas a esforços de flexão poderão apresentar diferentes modos de encurvadura, tais como: modos locais, locais distorcionais e globais. Os modos de encurvadura locais são os modos de encurvadura mais predominantes e são caracterizados por apresentar/ provocarem ondulações nas chapas sem que haja movimento nas extremidades das chapas. Este modo possui grande relevância nas situações em que os rácios largura espessura são muito elevados. O modo distorcional manifesta-se pela abertura dos banzos relativamente à alma da secção. Estes modos são mais predominantes para grandes comprimentos dos banzos (Craveiro, 2015; Mota, 2016). Na Figura 2.12 são ilustrados ambos os modos referidos.

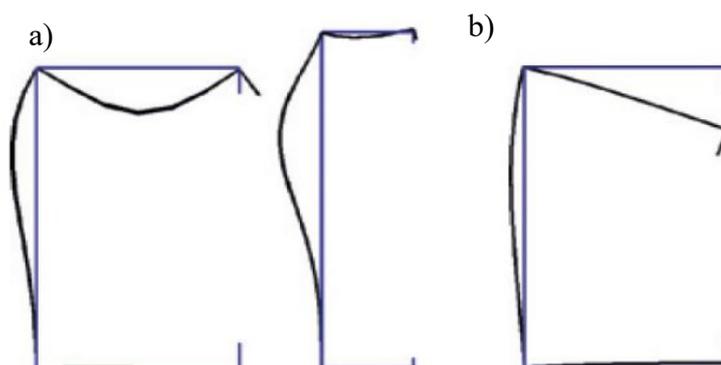


Figura 2.12 – Modos de encurvadura; a) local (banzo e alma respectivamente); b) distorcional (Dinis e Camotim, 2010)

Poderá também ainda acontecer que estes dois modos locais de encurvadura interajam entre si, algo comum em secções de aço enformado a frio em flexão (Laim, 2013). Os modos referidos acima são usualmente os modos condicionantes da resistência das zonas em compressão da secção, uma vez que estes poderão ocorrer antes da secção desenvolver toda a sua resistência. Em vigas de AEF é ainda possível que se verifique a ocorrência de outros modos, tais como a encurvadura da alma devido ao esforço transversal (*shear buckling*) e ao esmagamento da alma (*web crushing*). A encurvadura da alma devido ao esforço transversal tende a ocorrer em elementos metálicos em que as almas destes sejam muito esbeltas. O modo de colapso associado ao esmagamento da alma é um modo de encurvadura também muito associado aos aços enformados a frio e pode ocorrer aquando da existência de cargas concentradas. Numa estrutura este modo ocorre muitas vezes em zonas dos apoios ou em locais de transferência de carga.

Podem ainda ocorrer modos de encurvadura globais, que são modos caracterizados por apresentarem uma deformação global do elemento.

Um dos processos para reduzir a suscetibilidade de ocorrência de fenómenos de encurvadura passa pela introdução de reforços, em geral através da criação de dobras. Estas irão limitar a suscetibilidade de ocorrência de deformações locais e globais, uma vez que estes irão funcionar como pontos de apoio elásticos das paredes da secção. Consequentemente irá diminuir o comprimento livre para as mesmas fletirem aumentando assim o valor da tensão crítica de instabilidade local (Veríssimo, 2008). Na Figura 2.13 é possível observar a relação entre o número de reforços (dobras) e a tensão crítica local da secção.

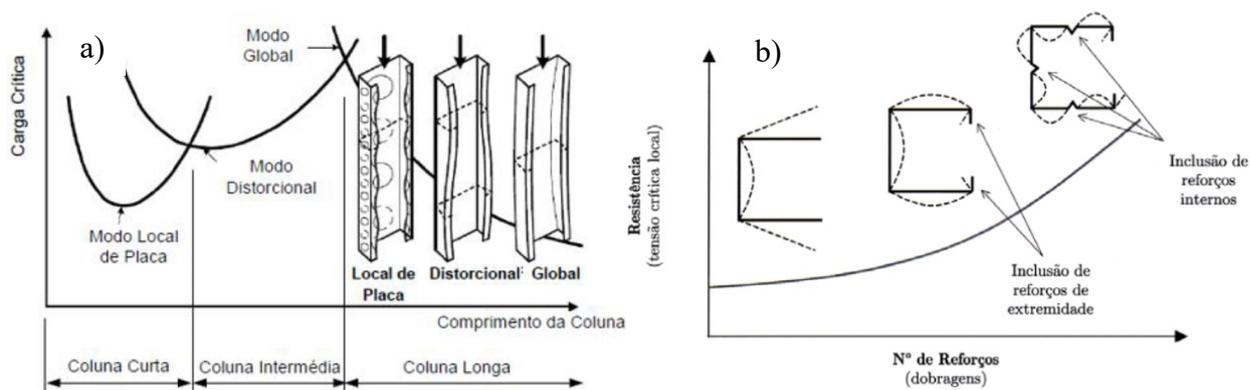


Figura 2.13 – a) Modo de encurvadura condicionante em função do comprimento; b) Influência da intrudução de reforços na resistencia (Silvestre e Camotim, 2006).

2.3.3 Dimensionamento de acordo com a norma EN 1993-1-3

O dimensionamento de elementos de aço enformado a frio deve seguir a norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006). O processo de dimensionamento apresentado na norma é inspirado no método desenvolvido por Von Kármán *et al.* (1932), ao qual se atribui o nome de Método da Largura Efetiva (MLE). Devido à encurvadura local, que pode ocorrer nas zonas rígidas de uma parte da secção a distribuição de tensões normais tende a não ser uniforme (ver Figura 2.14 – a). O MLE pressupõe que em vez de haver uma distribuição da tensão não uniforme ao longo da peça, exista uma zona menor, mas em que a tensão será considerada constante, ou seja o método considera que irá existir uma distribuição de tensões na peça que será uniforme e igual ao máximo da tensão não uniforme, mas que está agora só irá ocorrer ao longo de uma largura efetiva (Figura 2.14 – b).

Este método trata-se de um método semi-empírico que tem em conta os modos de encurvadura locais associados às secções de paredes finas, não tendo em conta os modos de encurvadura distorcionais. No entanto, a EN 1993-1-3 (CEN, 2006) fornece especificações de forma a ter em conta estes modos de encurvadura (Laim, 2013). Assim, o dimensionamento de secções em aço enformado a frio deverá começar pela determinação das propriedades efetivas da secção, seguindo o prescrito na norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006), que por sua vez reverte para a norma EN 1993-1-5 (CEN, 2006). A determinação da área efetiva passa por retirar pedaços de área da secção bruta até que se obtenha uma secção virtual em que toda a secção seja considerada como efetiva (Figura 2.15)

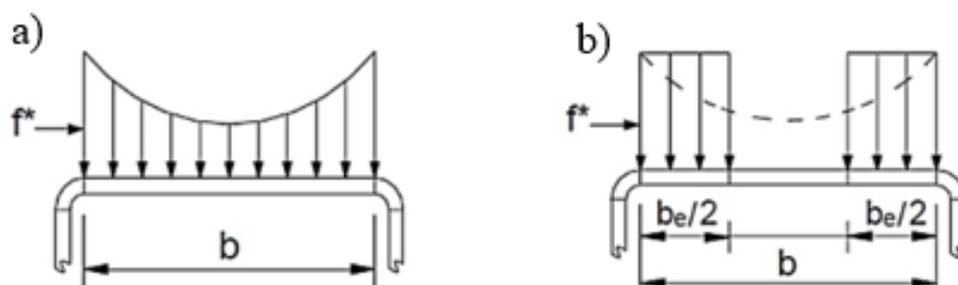


Figura – 2.14 a) Distribuição real de tensões b) Distribuição uniforme de tensões ao longo da largura efetiva (Craveiro, 2015).

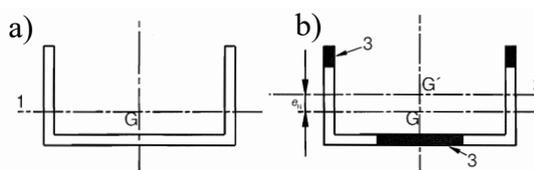


Figura 2.15 – a) Secção bruta b) Secção Efectiva (EN 1993-1-5, 2006)

A área efetiva de cada parte da secção, como referido anteriormente, é obtida a partir da EN 1993-1-5 (CEN, 2006) através da seguinte equação.

$$A_{c,eff} = \rho A_c \quad (2.1)$$

Na equação 2.1, ρ é um fator de redução para a encurvadura das placas e A_c é a área bruta da secção. Na cláusula 4.4 da EN 1993-1-5 (CEN, 2006) e fornece um conjunto de equações que permite determinar o valor do fator de redução (ρ). O conjunto de equações a usar irá depender das condições de apoio das placas, definindo-se para as secções correntes, placas interiores (simplesmente apoiadas nos bordos laterais) e placas exteriores (em consola).

As equações que permitem o cálculo do fator de redução dependem ainda da tensão de compressão instalada no elemento ($\sigma_{com,Ed}$). Sendo que nos casos em que $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$ as equações a usar devem ser as equações 2.2 e 2.3. Porém, nos casos em que $\sigma_{com,Ed} < f_{yb}/\gamma_{M0}$ deve-se recorrer as equações 2.5 e 2.6, este conjunto de equações difere do primeiro pelo facto de ter de se utilizar um fator de esbelteza reduzido. Nos casos em que seja necessário determinar os comprimentos efetivos (b_{eff}) a norma fornece tabelas onde em função da distribuição de tensões na placa e do coeficiente de redução (ρ), indica as dimensões efetivas das placas tanto para placas internas como externas. Importa referir que esta redução das propriedades das placas apenas ocorre em casos em que as placas venham a encontrar-se comprimidas.

Para $\sigma_{com,Ed} = f_{yb}/\gamma_{M0}$

- Elementos internos em compressão

$$\rho = 1 \text{ para } \bar{\lambda}_p \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.55\psi} \quad (2.2)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p^{-0.055(3+\psi)}}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ para } \bar{\lambda}_p > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.55\psi} \quad (2.2a)$$

- Elementos externos em compressão

$$\rho = 1 \text{ para } \bar{\lambda}_p \leq 0.748 \quad (2.3)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p^{-0.188}}{\bar{\lambda}_p^2} \text{ para } \bar{\lambda}_p > 0.748 \quad (2.3a)$$

Em que ψ o rácio da tensão da placa, $\bar{\lambda}_p$ é a esbelteza normalizada da placa e é obtida através da equação.

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b/t}{28.4\varepsilon\sqrt{k_\sigma}} \quad (2.4)$$

Para $\sigma_{com,Ed} < f_{yb}/\gamma_{M0}$

- Elementos internos em compressão

$$\rho = 1 \text{ para } \bar{\lambda}_p \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.55\psi} \quad (2.5)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p^{-0.055(3+\psi)/\bar{\lambda}_{p,red}}}{\bar{\lambda}_{p,red}} + 0.18 \frac{(\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p,red})}{(\bar{\lambda}_p - 0.6)} < 1 \quad (2.5 a)$$

para $\bar{\lambda}_p > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.55\psi}$

• Elementos externos em compressão

$$\rho = 1 \text{ para } \bar{\lambda}_p \leq 0.748 \quad (2.6)$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0.188/\bar{\lambda}_{p,red}}{\bar{\lambda}_{p,red}} + 0.18 \frac{(\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_{p,red})}{(\bar{\lambda}_p - 0.6)} < 1 \text{ para } \bar{\lambda}_p > 0.748 \quad (2.6 a)$$

Onde a esbelteza reduzida ($\bar{\lambda}_{p,red}$) pode ser obtida a partir de

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{yb}/\gamma_{M0}}} \quad (2.7)$$

Quando a placa apresenta reforços (dobras) nas extremidades, ou quando estes reforços se encontram a meio da placa, a EN 1993-1-3 (CNE, 2006) indica que o dimensionamento destes elementos à compressão com reforços de extremidade ou intermédios deve ser realizado assumindo que os reforços se irão comportar como um membro em compressão com uma restrição parcial contínua, com uma rigidez que irá depender das condições de fronteira e da rigidez à flexão dos elementos adjacentes (clausula 5.5.3.1(1) da EN 1993-1-3 (CEN, 2006)).

A norma EN1993-1-3 (CNE, 2006) fornece indicações para a determinação da rigidez dos reforços em função da sua forma e posicionamento ao longo da secção.

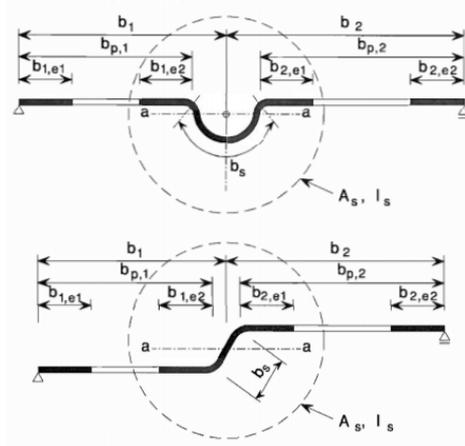


Figura 2.16 – Comprimento efetivo do reforço posicionado no meio da chapa

Na cláusula 5.5.3.3 desta norma é indicado o processo para a determinação da largura efetiva do reforço. Está indicada que primeiramente deve-se obter uma secção efetiva inicial assumindo que o reforço irá possuir uma rigidez inicial infinita. Feito este primeiro passo e determinada a

largura efetiva, dever-se-á passar ao cálculo da tensão crítica elástica de encurvadura ($\sigma_{cr,s}$). A tensão crítica é determinada a partir da Equação 2.8

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \sqrt{K E I_s}}{A_s} \quad (2.8)$$

Na equação 2.2, K representa a rigidez da mola linear, A_s é a área efetiva do elemento reforçado determinada utilizando a metodologia sugerida pela EN 1993-1-5 (CEN, 2006). e I_s é o valor do momento de inercia em relação ao eixo a (figura 2.17).

Obtida a tensão crítica elástica de encurvadura, determina-se o fator de redução relativo à encurvadura distorcional (χ_d):

$$\chi_d = \begin{cases} 1 & \text{se: } \bar{\lambda}_d \leq 0.65 \\ 1.47 - 0.723\bar{\lambda}_d & \text{se: } 0.65 < \bar{\lambda}_d < 1.38 \\ \frac{0.66}{\bar{\lambda}_d} & \bar{\lambda}_d \geq 1.38 \end{cases} \quad (2.9)$$

Onde:

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{f_{yb}/\sigma_{cr,s}} \quad (2.10)$$

Nos casos em que o valor do fator de redução relativo à encurvadura distorcional seja inferior a 1 deve-se proceder a um processo iterativo alterando o valor de ρ e consequentemente o valor da área efetiva. Este valor é alterado modificando a esbelteza normalizada da placa ($\bar{\lambda}_p$) em que se deverá utilizar no cálculo da área efetiva o valor da esbelteza normalizada reduzida ($\bar{\lambda}_{p,red}$) em vez da utilização da esbelteza normalizada. O valor da esbelteza reduzida pode ser determinado através da equação 2.11.

$$\bar{\lambda}_{p,red} = \bar{\lambda}_p \sqrt{\chi_d} \quad (2.11)$$

Assim deve-se efetuar um processo iterativo até se obter um fator de redução próximo da unidade. O processo anteriormente descrito irá traduzir-se numa redução da área e assim sendo ter-se-á de determinar o valor da área reduzida para a secção efetiva do reforço, essa área é determinada a partir da equação 2.12.

$$A_{red} = \chi_d A_s \frac{f_{yb}/\gamma_{M0}}{\sigma_{com,Ed}} \quad \text{com } A_{s,red} \leq A_s \quad (2.12)$$

Esta redução de área irá refletir-se na redução da espessura das placas permitindo assim ter em conta os fenómenos de encurvadura distorcional. A redução da espessura da secção nas zonas dos reforços é tida em conta através da seguinte expressão:

$$t_{red} = t \frac{A_{s,red}}{A_s} \quad (2.13)$$

O processo de cálculo descrito anteriormente é utilizado para os casos em que o reforço se encontra numa placa interior. Nos casos em que a placa seja exterior a marcha de cálculo será semelhante alterando apenas o esquema da posição da mola.

Após se ter finalizado o processo anteriormente descrito, pode-se então determinar as características das propriedades resistentes efetivas da secção transversal usando os valores da área efetiva no cálculo do esforço axial resistente. Na determinação dos valores dos momentos resistentes, o valor da inércia a utilizar terá de ser também uma inércia efetiva, isto é, a inércia a utilizar deverá ter em conta a geometria da secção efetiva.

Para determinar as propriedades resistentes à encurvadura global do elemento basta recorrer ao que é indicado na EN1993-1-1 (CEN, 2005). Neste caso para determinar o valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura ($M_{b,rd}$), a referida norma indica que este deverá ser calculado através da seguinte expressão:

$$M_{b,rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} \quad (2.14)$$

onde o módulo de flexão segundo o eixo YY (W_y) é igual ao módulo de flexão efetivo segundo o eixo YY ($W_{y,eff}$) nos casos em que a secção pertença à classe 4, f_y representa a tensão de cedência do aço utilizado na secção transversal, γ_{M1} é um coeficiente de segurança, cujo o valor na norma é 1 e por fim o valor do coeficiente de redução para a encurvadura lateral (χ_{lt}) é calculado recorrendo a um conjunto de equações que uma vez mais a norma fornece e que se apresentam de seguida.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1 \quad (2.15)$$

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (2.16)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_{eff} f_y}{M_{cr}}} \quad (2.17)$$

O valor de α_{LT} diz respeito ao factor de imperfeição e o seu valor é dependente da curva de encurvadura apropriada. Na EN1993-1-1 (CEN, 2005) são estabelecidas quatro curvas de entre as quais se irá escolher uma em função do tipo de secção que se pretende calcular. Em relação ao valor do momento crítico (M_{cr}) a norma não fornece nenhuma abordagem de cálculo, sendo necessário recorrer a bibliografia especializada para que se possa determinar o seu valor. Uma das equações mais utilizadas e com um leque de aplicação mais alargado foi apresentada por Clark e Hill (1960). Esta equação, equação 2.18, pode ser aplicada na determinação do momento crítico para elementos submetidos a flexão em torno do eixo de maior inércia, podendo ser a secção transversal duplamente simétrica ou mono simétrica em relação ao eixo de maior inércia. A vantagem do uso desta equação é o facto de ser possível de utilizar num vasto número de condições de carregamentos assim como para um alargado número de disposições dos apoios.

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left\{ \left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(K_z L)^2 GI_T}{\pi^2 EI_z} + (C_2 Z_g - C_3 Z_j)^2 \right]^{0.5} - (C_2 Z_g - C_3 Z_j) \right\} \quad (2.18)$$

Onde C_1 , C_2 e C_3 correspondem aos coeficientes que irão permitir ter em conta a forma do diagrama de momentos flectores, K_z e K_w correspondem aos fatores de comprimento efetivo sendo dependentes das condições de apoio nas extremidades (Simões, 2014), Z_g representa a distancia entre o ponto de aplicação de uma carga e o centro de corte da secção e Z_j é o parâmetro que permite ter em o conta o grau de assimetria da secção em relação ao eixo YY . Para definir os valores de cada parâmetro deve-se consultar bibliografia especializada onde estão indicados os valores que cada parâmetro possui. As restantes grandezas dizem respeito as propriedades da secção, sendo que devem ser utilizadas uma vez mais as propriedades efetivas da secção.

Aqui apenas se apresentou o processo para a determinação das propriedades resistentes à flexão, pelo facto de estas serem por norma as mais complexas de determinar e serem também por norma o tipo de esforços a que as madres estarão sujeitas. No entanto, a norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006) fornece ainda na clausula na clausula 6.1.5 o método para a determinação do esforço transversal resistente ($V_{b,Rd}$), e na 6.1.7 o método para a determinação da resistência as forças locais ($R_{w,Rd}$). A mesma norma fornece também as equações a utilizar nos casos em que haja interação de esforços. Ao nível dos estados limite de serviço a norma indica que devem ser verificados os mesmos critérios para as estruturas de aço, ou seja, a clausula 7 da EN 1993-1-1 (CEN, 2005) deve ser igualmente verificada para elementos de aço enformado a frio.

2.4 Considerações finais

Apesar de não se ter falado num capítulo em específico anteriormente é importante fazer algumas referências sobre ligações de elementos em aços enformados a frio; em geral as ligações entre perfis em aço enformado a frio podem ser efetuadas através de soldadura, por parafusos, rebites, pode-se ainda recorrer a ligações realizadas através de adesivos químicos (Yu e LaBoube, 2010). Porém, as ligações mais recorrentes são as ligações aparafusadas através de parafusos mecânicos ou parafusos auto perfurantes, as ligações soldadas e químicas são menos utilizadas, devido às desvantagens associadas a este tipo de ligações, por exemplo a necessidade de possuir equipamento e pessoal especializado, ou a dificuldade de efetuar soldaduras em elementos com espessuras tão finas.

Em suma da revisão bibliográfica feita, foi possível perceber que a utilização de elementos de aço enformado a frio é uma boa solução, e que tem vindo a ganhar o seu espaço no mercado. Desta revisão foi ainda possível perceber o tipo de influência que o processo de fabrico, as imperfeições geométricas e as tensões residuais podem vir a desempenhar no comportamento estrutural do elemento. Foi também ainda possível compreender os fenómenos que influenciam o comportamento do aço enformado a frio, bem como as implicações que estes fenómenos provocam nas curvas tensão-extensão. Além disso foi também possível compreender a influência que a introdução de reforços poderá vir a desempenhar, neste caso melhorando o comportamento da secção nas zonas comprimidas. Foi ainda apresentando o processo para a determinação da área efetiva assim como o dimensionamento de elementos de aço enformado a frio. O processo apresentado para o dimensionamento de elementos de aço enformado a frio não tem como objetivo ser uma amostra exaustiva, mas sim indicar apenas o cenário geral a seguir caso se pretenda dimensionar este tipo de elementos.

3 DESENVOLVIMENTO E VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL

3.1 Apresentação da secção desenvolvida

Conforme referido inicialmente, o trabalho desta dissertação insere-se num projeto mais amplo que consiste no desenvolvimento de uma nova configuração de secção omega em aço enformado a frio. As secções desenvolvidas serão designadas pela altura e espessura; a sigla $\Omega 160 \cdot 1.5$ representa uma secção com 160 mm de altura e 1,5 mm de espessura (valores nominais). A configuração desenvolvida contempla cinco secções transversais; $\Omega 80$, $\Omega 120$, $\Omega 160$, $\Omega 200$, $\Omega 250$ (Figura 3.1), cada uma das secções transversais será produzida em três espessuras distintas e em duas classes de aço diferentes, S280 e S350. Esta secção que se julga apresentar um desempenho estrutural bastante eficaz, é esperado que seja capaz de vencer vãos acima dos 10 m nas aplicações mais correntes (vigamento secundário em coberturas ou fachadas).

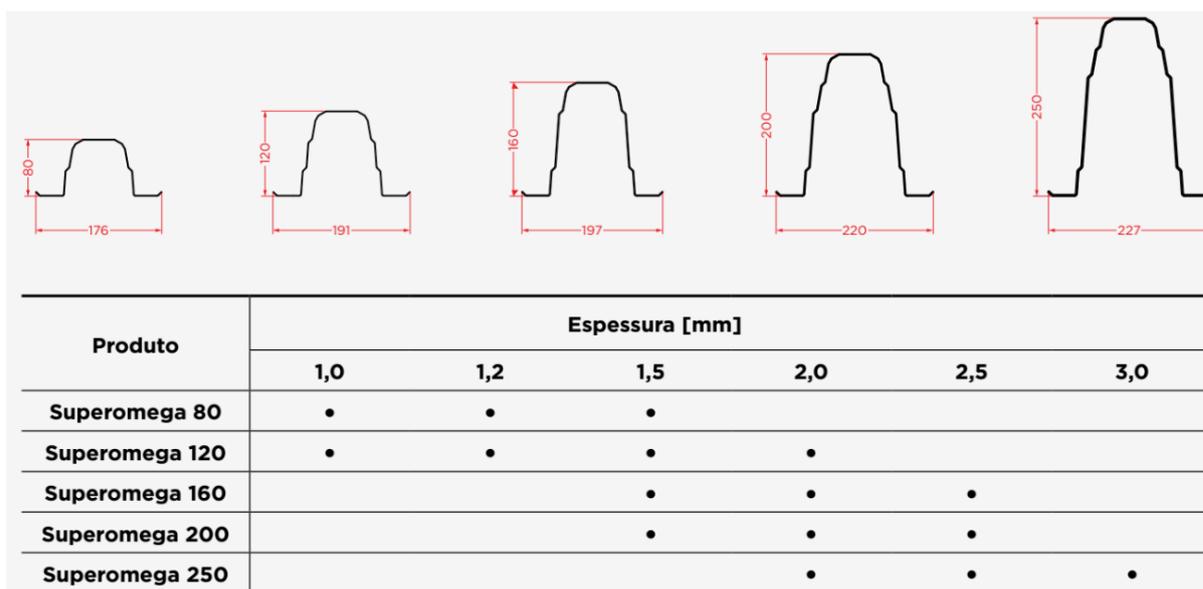


Figura 3.1 – Lista das secções *SuperOmega* a serem produzidas pela empresa *O Feliz*

No âmbito deste projeto estava também incluído a conceção e dimensionamento de ligações de emenda por sobreposição. Uma ligação por sobreposição consiste numa ligação em que um perfil se sobrepõe a outro ao longo de um certo comprimento, sendo a união dos perfis efetuada através de parafusos mecânicos. O objetivo destas ligações consiste em assegurar a continuidade na transmissão de esforços (em particular de momento fletor). Com a utilização deste tipo de ligação será possível realizar emendas das madres nas zonas dos apoios ou ao

longo dos vãos, não sendo a continuidade impossibilitada pelos comprimentos máximos dos perfis impostos por razões de transporte.

Nas zonas em que existem momentos fletores negativos, como por exemplo numa viga com dois tramos sujeita a um carregamento uniforme, o momento negativo poderá ser condicionante no dimensionamento das madres para a verificação dos estados limites últimos, levando a um sobredimensionamento da madre nas zonas do meio vão. Assim sendo, como estes perfis são capazes de se encaixarem um nos outros, foi possível desenvolver soluções de reforço nas zonas de momento negativo, evitando assim um sobredimensionamento da madre na zona de meio vão; este reforço irá permitir desenvolver o dobro da resistência na zona dos momentos máximos, permitindo assim obter alguma economia.

Na Figura 3.2 ilustram-se algumas das ligações de emenda propostas, e que serão abordadas em mais detalhe ao longo dos subcapítulos seguintes.

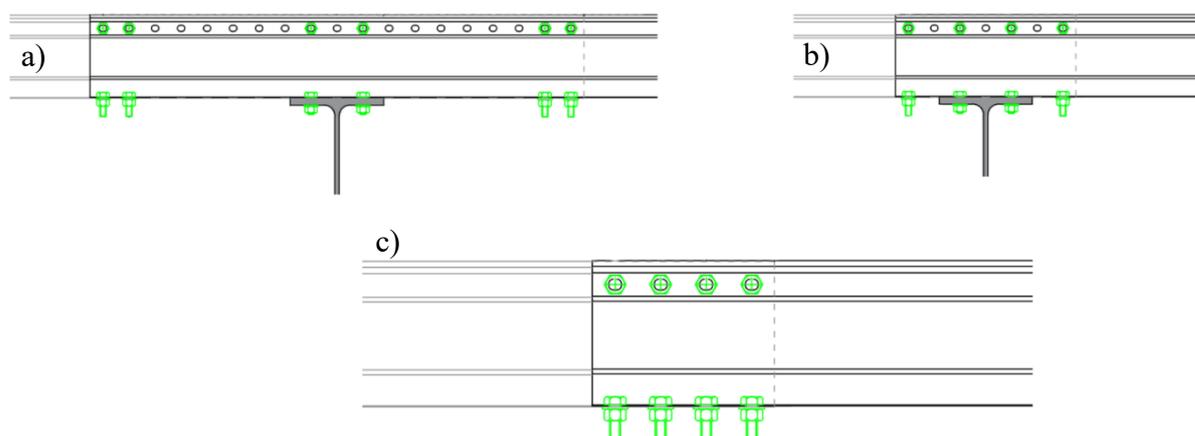


Figura 3.2 – Configuração das ligações idealizadas; a) Ligação de reforço b) Ligação de emenda simples sobre os apoios c) Ligação de emenda simples durante o vão.

3.2 Ensaio das madres

3.2.1 Programa experimental

O presente capítulo servirá para descrever a campanha experimental que foi levada a cabo pela equipa de investigação para avaliar o desempenho estrutural da secção desenvolvida em aço enformando a frio quando submetidas predominantemente à flexão. O objetivo principal desta campanha de ensaios é averiguar se a resistência real da madre corresponde ao valor esperado,

permitindo assim validar as propriedades resistentes efetivas da madre, que foram determinadas teoricamente, e também verificar a eficácia do desempenho estrutural.

Os ensaios foram realizados em concordância com o prescrito no anexo A.3 da norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006). Nesta norma são definidos limites máximos e mínimos para a configuração geométrica dos provetes bem como as condições de apoios e de carregamento, conforme se irá descrever mais à frente.

Nesta campanha experimental foram realizados um total de oito ensaios, todos eles com o objetivo de estudar a capacidade de carga das madres. Este conjunto de ensaios pode ser separado em dois grupos, sendo que um primeiro grupo teve como objetivo a determinação da capacidade resistente das madres e um segundo grupo de ensaios teve como objetivo determinar a capacidade resistente das ligações de emenda. Neste segundo grupo avaliou-se não só se os reforços resistem tal como esperado, mas também o comportamento das ligações idealizadas. No quadro 3.1 encontra-se um resumo dos ensaios realizados.

Quadro 3.1 – Campanha de ensaios experimentais

Grupo	Perfil	Número do ensaio	Carga máxima esperada [kN]	Objetivo do ensaio	Descrição do ensaio
1	$\Omega 160 \cdot 1.5$	1	15,8	<i>R. M.</i>	Secção simples
	$\Omega 80 \cdot 1$	2	3,4	<i>R. M.</i>	Secção simples
	$\Omega 250 \cdot 2^1$	3	41,0	<i>R. M.</i>	Secção simples
2	$\Omega 160 \cdot 1.5$	4	15,2	<i>R.M. L</i>	Ligação por sobreposição, Furação na alma superior
	$\Omega 160 \cdot 1.5$	5	10,9	<i>R.M.L</i>	Ligação por sobreposição furação alma inferior
	$\Omega 160 \cdot 1.5$	6	-	<i>R.M. R.I</i>	Secção simples com reforço interior inferior
	$\Omega 250 \cdot 2^1$	7	41,0	<i>R.M</i>	Secção simples com contraventamentos
	$\Omega 250 \cdot 2$	8	10,9	<i>R.M.L</i>	Ligação por sobreposição, furação na alma intermédia

R.M- Resistência máxima da secção, *R.M.L*-Resistência máxima da ligação de emenda
R.M.R.I-Resistência máxima da secção da madre reforçada com uma peça de reforço.

¹ Ensaio inválido; vão inferior ao mínimo requerido pela norma.

3.2.2 Sistema experimental e instrumentação

O sistema experimental utilizado foi estabelecido de acordo com a cláusula A3.4 da norma EN 1993-1-3 (CEN, 2006). Para a avaliação da resistência à flexão de uma secção de aço enformado a frio a cláusula referida indica que o elemento a ensaiar deverá possuir um comprimento superior a quinze vezes a maior dimensão da secção transversal e que o espaçamento de eventuais elementos de contraventamento não poderá ser inferior ao usado em condições de serviço. Quanto ao carregamento esta refere que deverá ser aplicado um par de forças equidistantes dos apoios de forma a gerar um troço central de momento constante; a dimensão desse troço deverá ser superior a 20% do vão e inferior a 33% do vão do provete a ensaiar.

O sistema de ensaio foi limitado a 3,0 m visto que as madres foram produzidas na metalomecânica *O Feliz*, com recurso a uma quinadeira que apenas permitia quinagem de chapas até 3,0 m de comprimento. Sendo assim, este condicionamento faz com que os ensaios das madres $\Omega 250 \cdot 2$ não respeitassem a condição imposta referida anteriormente, onde é dito que o vão deverá ser superior a quinze vezes a maior dimensão da secção transversal. De forma a respeitar a norma o comprimento da madre com a secção $\Omega 250 \cdot 2$ deveria ser no mínimo de 3,75 m.

O sistema experimental utilizado consistia numa madre com um comprimento total de 3,0 m onde o vão livre entre apoios possuía um comprimento igual a 2,90 m. Os provetes foram ensaiados como simplesmente apoiados e a aplicação da carga foi realizada através de duas cargas simetricamente colocadas a 0,30 m do meio vão, criando assim uma zona central com um comprimento de 0,60 m com momento constante. Este comprimento corresponde a 21% do vão total entre apoios, encontrando-se assim dentro do limite imposto pela norma. O ensaio foi realizado por controlo de deformação, em que a velocidade da aplicação do deslocamento foi de 0,02 mm/s.

Como é possível observar na Figura 3.3 a carga proveniente dos cilindros é distribuída através de chapas intercaladas entre a viga de distribuição, ligadas aos cilindros e o perfil das madres a ensaiar. Para evitar uma possível rotura por efeitos locais foi colocada uma chapa com um comprimento de 0,46 m na qual o cilindro transmitia a carga, que por sua vez transmite essa força a 4 chapas com 50 mm de largura (ver detalhe presente nas Figuras 3.3 e 3.4).

Nas zonas dos apoios a madre descarrega as forças numa chapa, sendo que essa chapa está conectada a um semicilindro que irá permitir que a chapa rode e se desloque na direção paralela ao eixo do provete. Este sistema de apoios restringe todos outros movimentos, criando assim a situação tão próxima quanto possível do sistema simplesmente apoiado. A madre encontra-se ligada às chapas através de 2 parafusos M10 da classe 8.8 (ver detalhe das condições de apoio na Figura 3.5).



Figura 3.5 – Pormenor da zona de apoio da madre

Afim de se registar o efeito da aplicação da carga na madre, esta foi instrumentada com vários equipamentos de medição de forma a recolher toda a informação necessária. Para avaliar a evolução das extensões na secção com o aumento da carga foram instalados extensómetros elétricos ao longo da secção transversal, tal como é ilustrado na Figura 3.6 - a).

Para a medição dos deslocamentos foram utilizados um total de oito defletómetros (LVDT-*Linear Variable Displacement Transformer*), sendo que seis destes defletómetros foram utilizados para medir o deslocamento vertical a meio vão e nas zonas de aplicação da carga nos banzos inferiores do elemento. Um outro defletómetro foi utilizado para medir o deslocamento horizontal a meio vão e por fim foi instalado ainda um defletómetro na extremidade do provete a ensaiar para medir a rotação da secção. Para além da célula de carga acoplada ao atuador que permitiu medir a força total aplicada, foram ainda colocadas duas células de carga sobre os apoios para verificar que a carga é distribuída uniformemente para ambos os apoios.

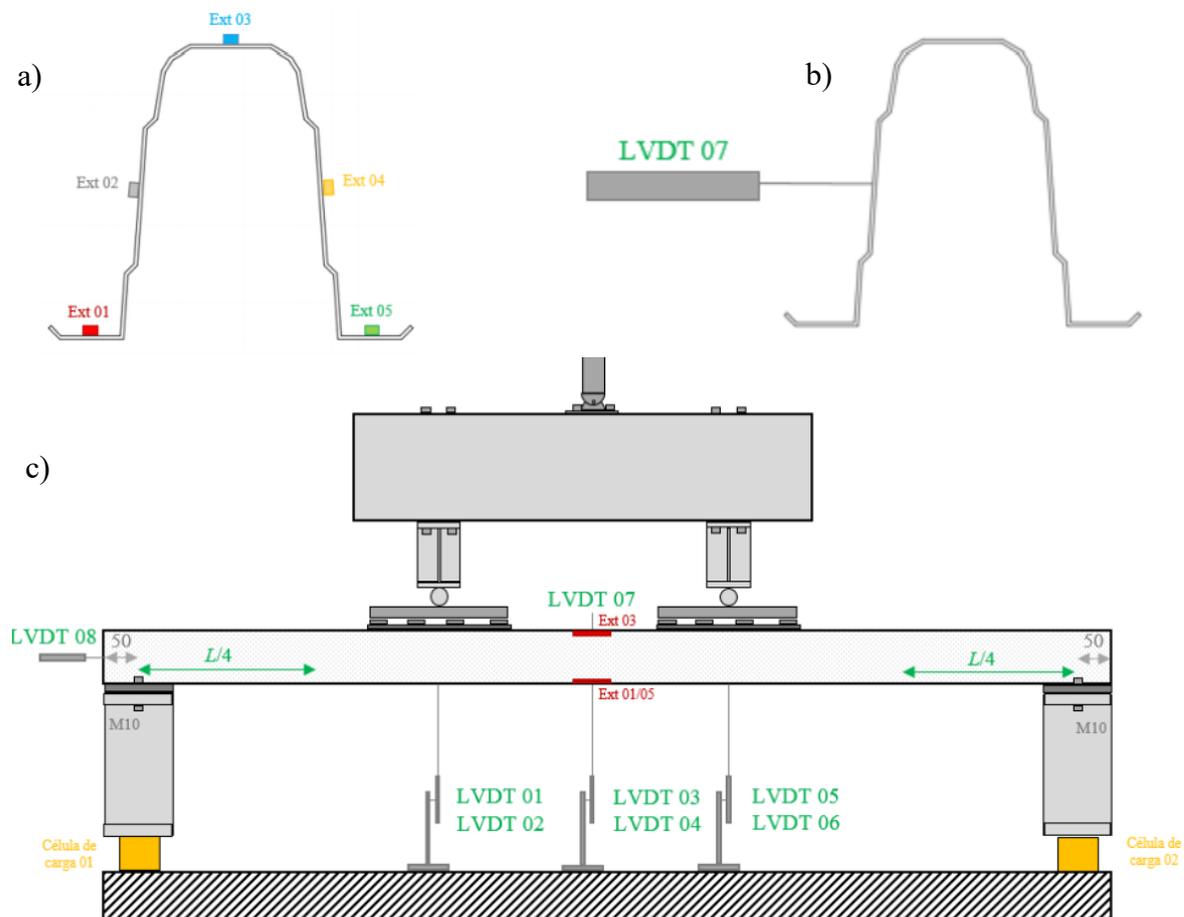


Figura 3.6 – a) Localização dos extensómetros utilizados; b) LVDT transversais ao perfil; c) Localização dos LVDT verticais e horizontais

3.2.3 Descrição dos ensaios

Os ensaios 1, 2 e 3 correspondem a ensaios de flexão de madres com a secção $\Omega 160 \cdot 1.5$, $\Omega 80 \cdot 1$, $\Omega 250 \cdot 2$ (Figura 3.7). Na Figura 3.8 apresentam-se as dimensões principais das secções.

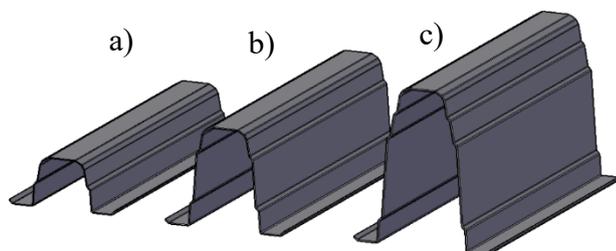


Figura 3.7 – a) Secção transversal do perfil $\Omega 80 \cdot 1$; b) Secção transversal do perfil $\Omega 160 \cdot 1.5$; c) Secção transversal do perfil $\Omega 250 \cdot 2.5$

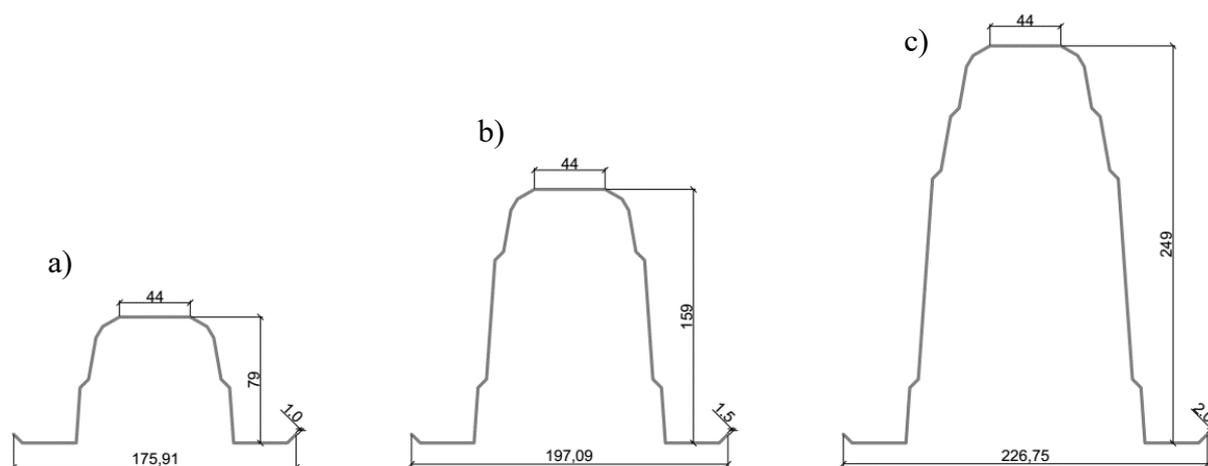


Figura 3.8 – Dimensões principais das secções: a) $\Omega 80 \cdot 1$; b) $\Omega 160 \cdot 1.5$; c) $\Omega 250 \cdot 2$

O objetivo dos ensaios 4 e 5 consistia em verificar até que ponto as ligações de emenda conseguiram assegurar uma completa transmissão de esforços (em particular de flexão). Para isso ensaiaram-se duas madres de dimensões iguais às do ensaio 1, mas com uma emenda de sobreposição de 250 mm a meio vão, realizada com 4 fiadas de parafusos M10 espaçados de 50 mm, com 4 parafusos em cada fiada.

Os ensaios 4 e 5 diferem um do outro na configuração da ligação, em que diferem no braço compreendido entre os dois níveis de parafusos, visto que num dos ensaios a furação foi feita na parte superior da madre (ensaio 4) e no outro ensaio (ensaio 5) a furação foi realizada a meio da alma (Figura 3.9). Na Figura 3.10 é ainda possível visualizar a posição dos parafusos para o ensaio 4 e para o ensaio 8 (que será apresentado mais à frente).

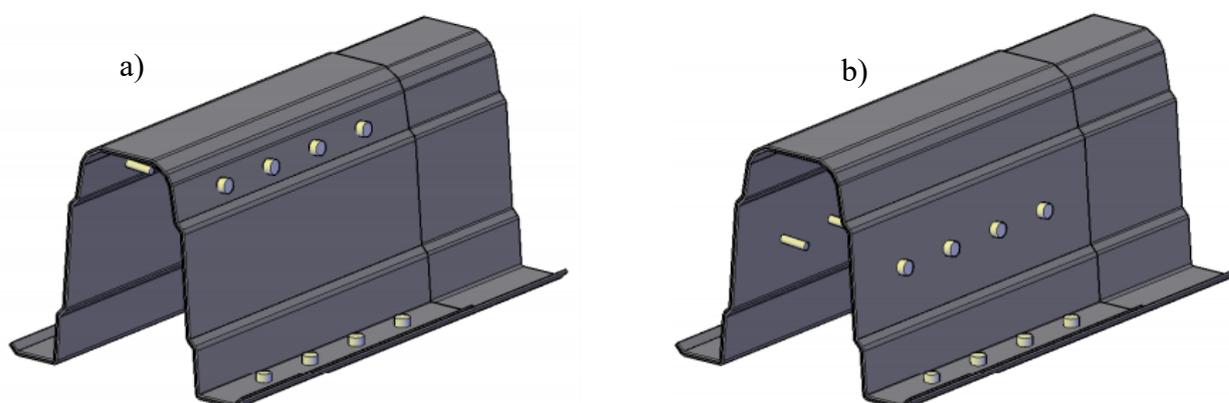


Figura 3.9 – a) Furação utilizada no ensaio 4; b) Furação utilizada no ensaio 5

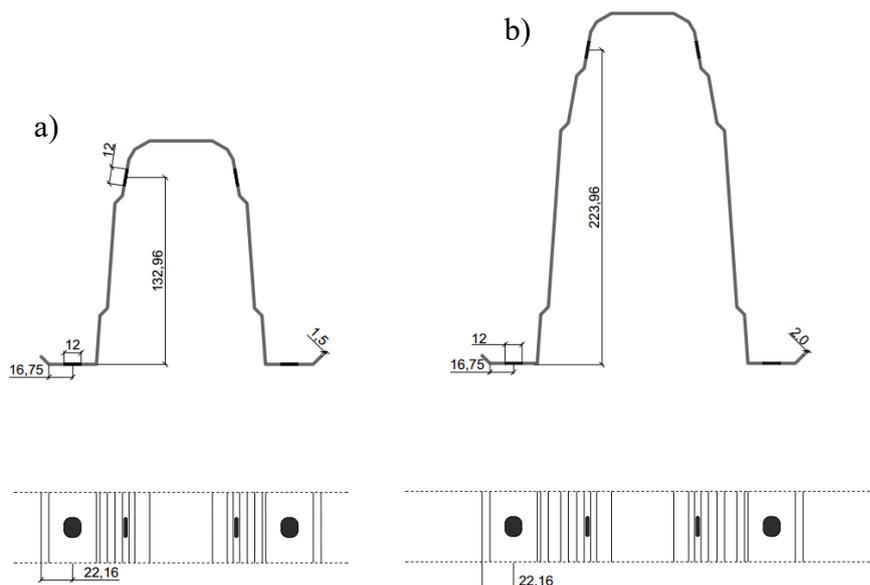


Figura 3.10 – Geometria da ligação utilizada nos ensaios; a) Ligação das madres $\Omega 160$ (ensaio 4); b) Ligação das madres $\Omega 250$ (ensaio 8).

O ensaio 6 foi realizado com uma secção $\Omega 160 \cdot 1.5$ utilizando o mesmo sistema experimental dos ensaios anteriores mas adicionado um reforço interior ao longo de todo vão, tal como é apresentado na Figura 3.11. A ligação entre os dois elementos foi realizada através de parafusos M10 da classe 8.8 espaçados de 0,50 m.

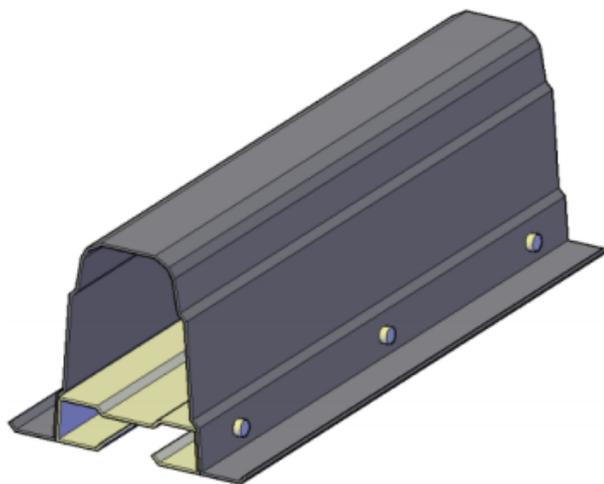


Figura – 3.11- Pormenor da peça de reforço interior

Os ensaios 7 e 8 foram realizados com a secção $\Omega 250 \cdot 2$, sendo que nestes dois ensaios foram colocados 5 sistemas de contraventamento ao longo do vão (figura 3.12), igualmente espaçados entre si. De um ensaio para o outro variou o comprimento do vão, sendo que para o ensaio 7 foi

adotado um vão de 3,0 m ao passo que no ensaio 8 adotou-se um vão de 4,4 m. O perfil com 4,4 m foi conseguido através da realização de uma emenda por sobreposição com 300 mm de comprimento usando uma configuração já testada nos ensaios 4 e 5, mas com 6 parafusos em cada fiada. A posição dos parafusos pode ser visualizada na Figura 3.10.

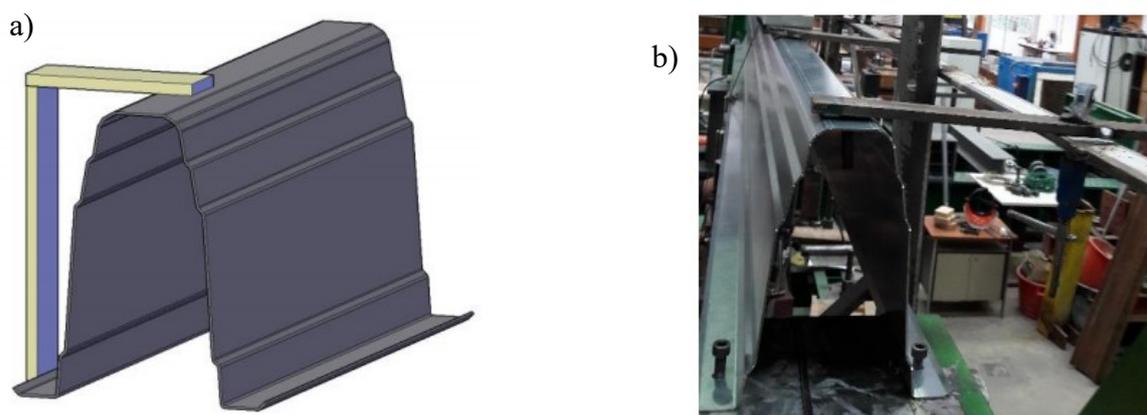


Figura 3.12 – a) Esquema de contraventamento b) Aplicação do contraventamento no ensaio realizado

3.3 Caracterização mecânica do aço

3.3.1 Procedimento de ensaio

Para a calibração dos modelos desenvolvidos na análise numérica a partir dos resultados dos ensaios experimentais é fundamental a caracterização mecânica do aço usado nos protótipos testados. Essa caracterização passa por determinar a evolução da curva tensão-extensão do material.

A classe de aço utilizada nos provetes foi a S320GD+Z, onde de acordo com a norma EN 10346 o aço apresenta uma tensão de cedência de 320 MPa e uma tensão última de 390 MPa. Ainda segundo a norma referida o aço apresenta uma camada de galvanização em zinco com 0,04 mm de espessura (275g/m^2).

A determinação da curva tensão-extensão foi levada a cabo através de uma série de ensaios uniaxiais de tração. Estes ensaios foram realizados de acordo com a norma ISO 6892-1. Sendo que esta norma estabelece o procedimento de ensaio bem como as dimensões dos provetes

Foi realizado um conjunto de 10 ensaios; 4 ensaios para as chapas com 1,0 mm de espessura, 3 ensaios para as chapas com 1,5 mm de espessura e 3 ensaios para as chapas com 2,0 mm de

espessura. A chapa utilizada nos provetes foi obtida da alma das madres $\Omega 80$, $\Omega 160$ e $\Omega 250$. A Figura 3.13 apresenta a nomenclatura utilizada na definição geométrica dos provetes, conforme a norma seguida. No Quadro 3.2 são apresentadas as características geométricas dos provetes.

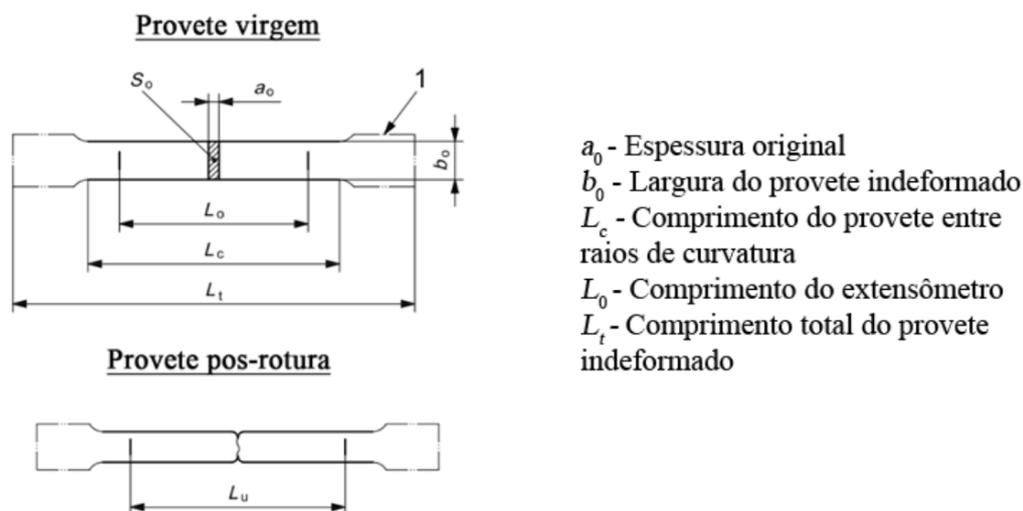


Figura 3.13 – Nomenclatura utilizada na norma (adptado da norma ISO 6892-1)

Quadro 3.2 – Geometria dos provetes utilizados

Provete	Nomenclatura	Dimensões				
		t_0 [mm]	b_0 [mm]	S_0 [mm ²]	L_0 [mm]	L_c [mm]
1	$\Omega 80 \cdot 1 _1^2$	1,02	20,19	20,59	25,00	63,50
2	$\Omega 80 \cdot 1 _2$	1,03	20,29	20,90		65,56
3	$\Omega 80 \cdot 1 _3$	1,06	20,09	21,30		64,28
4	$\Omega 80 \cdot 1 _4$	1,05	20,03	21,03		63,64
5	$\Omega 160 \cdot 1.5 _1$	1,58	14,75	23,31	25,00	64,39
6	$\Omega 160 \cdot 1.5 _2$	1,60	14,96	23,94		64,08
7	$\Omega 160 \cdot 1.5 _1$	1,54	14,71	22,65		64,32
8	$\Omega 250 \cdot 2 _1^3$	1,95	9,97	19,44	25,00	66,67
9	$\Omega 250 \cdot 2 _2$	1,97	9,99	19,68		65,23
10	$\Omega 250 \cdot 2 _3$	1,98	9,90	19,90		62,10

² Ensaio desprezado

³ Ruptura fora do extensômetro

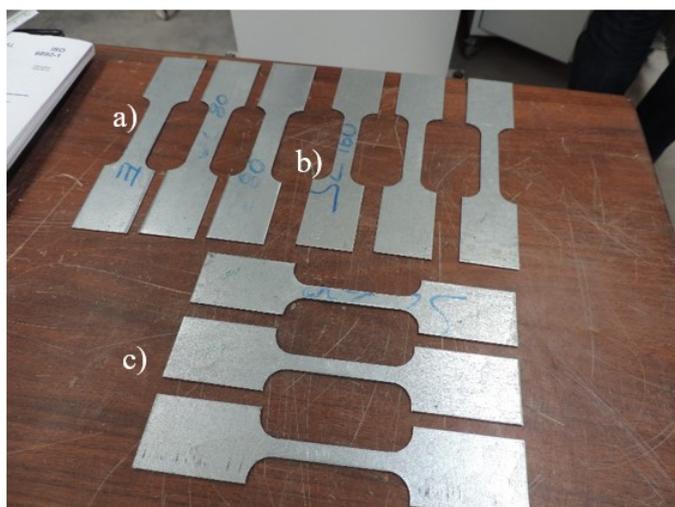


Figura 3.14 – Provete ensaiados a) 1 mm de espessura; b) 1.5 mm de espessura; c) 2 mm de espessura

Os ensaios de caracterização do aço foram executados numa máquina de tração. A montagem do ensaio consistiu na colocação do provete nas cabeças de amarração da máquina e a instalação do extensómetro mecânico, tal como é ilustrado na Figura 3.15. Após a instalação o provete foi tracionado até à rotura, obtendo-se uma curva força-deslocamento.

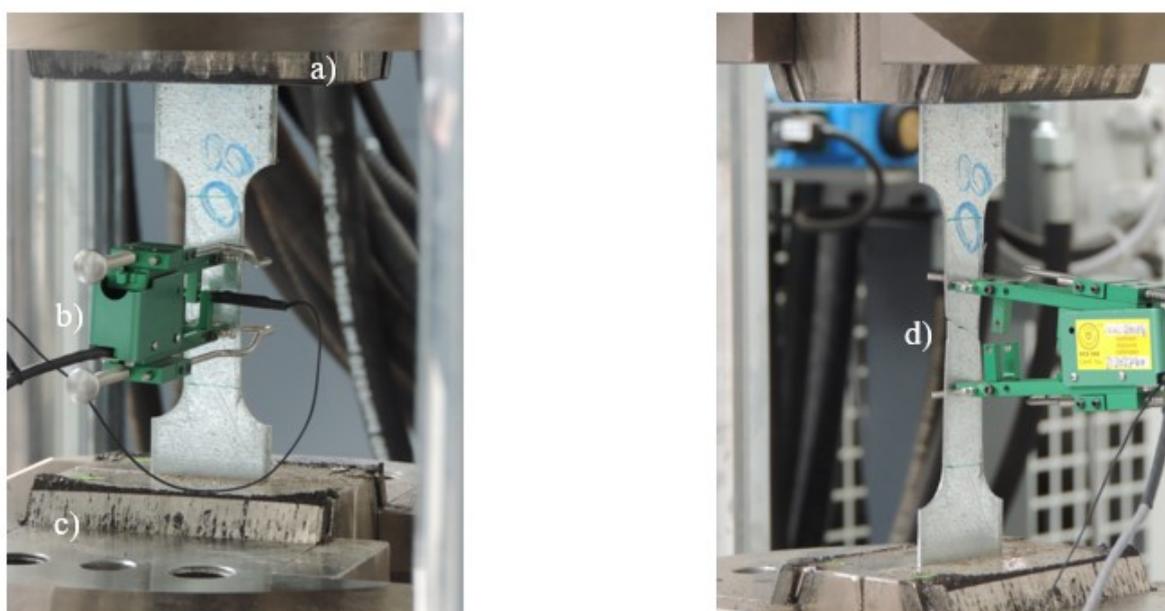


Figura 3.15 – Posição do provete final a) Garra superior; b) Extensómetro mecânico; c) Garra inferior; d) Rotura do provete

3.3.2 Apresentação dos resultados

Após a realização dos ensaios foram determinadas as tensões e extensões dos provetes. Do ensaio é possível obter a força aplicada (diretamente a partir da máquina) assim como a deformação através do extensómetro mecânico. Com estes dados é possível obter a tensão aplicada e a extensão. A tensão é obtida através da equação 3.1 e a extensão pela equação 3.2.

$$\sigma = \frac{F}{t_0 b_0} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (3.2)$$

Na equação 3.1, F representa a força aplicada, t_0 a espessura original do provete, (à espessura original foi retirado 0,04 mm que dizem respeito à camada de galvanização) e b_0 representa a largura do provete. Na equação 3.2, ΔL corresponde o alongamento do provete durante o ensaio e L_0 o comprimento base do extensómetro dado, que para o extensómetro utilizado durante os ensaios a distância era de 25 mm. Seguidamente apresentam-se os resultados obtidos em gráficos e no Quadro 3.3 encontra-se resumidos os valores principais obtidos dos ensaios.

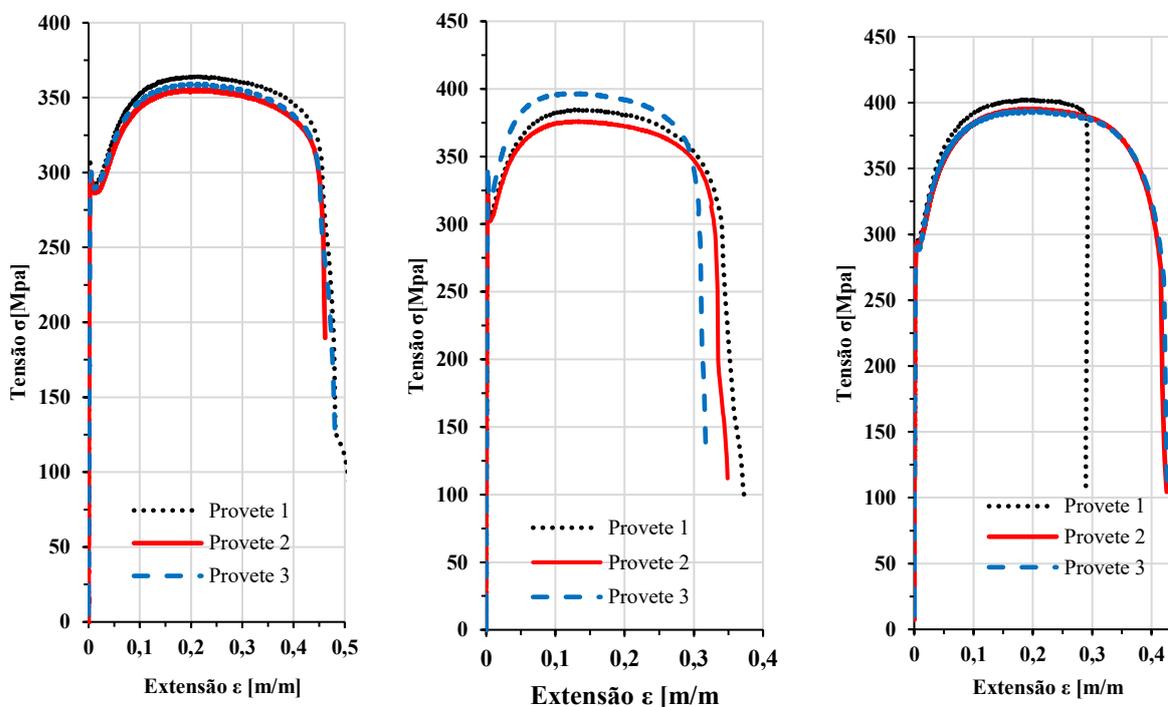


Gráfico 3.1 – Curvas tensão-extensão; a) Provetes 1,5 mm de espessura; b) Provetes 1,0 mm de espessura c) Provetes 2,0 mm de espessura

O processo utilizado na determinação da tensão de cedência foi o descrito no capítulo 2.3.1, em que se aplicou um dos métodos descritos anteriormente. O método utilizado foi o que consiste em intercalar uma reta vertical que passa na extensão com 0,5% e em que a tensão de cedência é obtida a partir no ponto em que esta reta se intercala com a curva tensão-extensão. A tensão última considerada corresponde ao ponto mais elevado da curva tensão extensão.

Na modelação numérica um dos parâmetros necessários é o módulo de elasticidade do aço. No entanto, como é sabido, o módulo de elasticidade deverá ser igual à inclinação da reta que define o comportamento elástico do aço. Dos ensaios foi possível obter os modos de elasticidade, porém os valores obtidos dos vários provetes eram algo dispares e apresentavam valores muito diferentes entre eles. Tendo sido obtido valores perto dos 200 GPa como era espectável, mas também valores perto dos 180 GPa. Como tal, optou-se por avaliar a influência deste parâmetro na análise numérica. Tendo em consideração que outros autores na caracterização de outros provetes de aços enformados a frio obtiveram valores perto dos 200 GPa (Craveiro, 2015; Laim, 2013), foi feita na análise numérica um pequeno estudo de sensibilidade para perceber de que forma o valor do módulo de elasticidade influencia os resultados. No capítulo da análise numérica será apresentado este estudo de influência.

Quadro 3.3 – Resultados provenientes dos ensaios

Nomenclatura	f_{yp} [MPa]	f_{up} [MPa]	f_{ypm} [MPa]	f_{upm} [MPa]
$\Omega 80 \cdot 1_{1^4}$	-	-		
$\Omega 80 \cdot 1_2$	291,25	364,138	290,36	359,52
$\Omega 80 \cdot 1_3$	289,40	355,329		
$\Omega 80 \cdot 1_4$	290,45	359,110		
$\Omega 160 \cdot 1.5_1$	307,45	384,626		
$\Omega 160 \cdot 1.5_2$	302,03	376,128	303,25	385,87
$\Omega 160 \cdot 1.5_3$	300,28	396,863		
$\Omega 250 \cdot 2_{1^5}$	287,35	402,583		
$\Omega 250 \cdot 2_2$	289,70	395,345	289,47	397,34
$\Omega 250 \cdot 2_3$	291,37	394,095		

f_{yp} – Tensão de cedência; f_{up} – Tensão última; f_{ypm} – tensão de cedência média; f_{upm} – Tensão última média

⁴ Ensaio desprezado

⁵ Rotura do provete fora das garras dos extensómetros

4 ANÁLISE NUMÉRICA

4.1 Introdução

A modelação de fenómenos físicos com simulações numéricas por elementos finitos através de programas cada vez mais fiáveis e mais potentes, constitui atualmente uma ferramenta cada vez mais utilizada na investigação científica. Aliado ao facto do poder de cálculo dos computadores atuais ser já muito elevado, junta-se também a possibilidade de obter resultados num curto espaço de tempo. A utilização de modelos numéricos calibrados com resultados experimentais, permite aumentar a confiança nesses mesmos modelos, permitindo assim analisar um leque maior de casos sem haver necessidade de dispensar recursos nos ensaios experimentais; por esta via consegue-se também realizar estudos que por via experimental poderiam ser muito complexos ou mesmo inexecutáveis.

Uma análise através de elementos finitos é feita em três fases distintas. Numa primeira fase é feita a modelação do ensaio onde é criada a geometria das peças a utilizar, a definição das propriedades do material, a definição dos apoios (condições de fronteira) e dos carregamentos que o modelo irá ter bem como, também, se estabelece a malha de elementos finitos a utilizar. A segunda fase de uma análise numérica passa pelo processamento do modelo e por fim é feita uma análise dos resultados obtidos. Nesta dissertação para a realização dos estudos numéricos recorreu-se ao programa de elementos finitos *Abaqus v.6.14* (2014).

Após o modelo numérico ter sido calibrado seguiu-se a realização de um estudo paramétrico onde se vai alterando certos parâmetros chave. Desta forma é possível analisar um elevado e mais diversificado número de modelos em menor espaço de tempo e consumindo menos recursos.

4.2 Campanha numérica

A fim de se poder calibrar os modelos numéricos, primeiramente foram modelados 4 dos ensaios realizados. Os ensaios modelados foram os ensaios experimentais 1 e 2 (o ensaio da mãe com a secção $\Omega 250 \cdot 2$ não foi utilizado para calibração do modelo numérico visto que não se encontrava de acordo com a norma seguida). Ao nível das ligações foram modelados ainda os ensaios 4 e 8. Estes modelos serão calibrados com base na comparação dos resultados numéricos obtidos e os resultados experimentais. Na construção dos modelos numéricos tentou-se reproduzir o mais fielmente possível o sistema experimental do ensaio descrito no

subcapítulo 3.2.2 da presente dissertação. No Quadro 4.1 indica-se a correspondência entre os modelos numéricos realizados e os ensaios experimentais que estes tentam reproduzir.

Quadro 4.1 – Ensaios a modelar

Objetivo de estudo	Designação do modelo numérico	Secção	Esquema de ensaio	Ensaio a modelar
Secção Transversal	$\Omega 160 \cdot 1.5_R_ST$	$\Omega 160 \cdot 1.5$	S. Experimental 1	Ensaio 1
	$\Omega 80 \cdot 1.0_R_ST$	$\Omega 80 \cdot 1.0$	S. Experimental 1	Ensaio 2
Ligações	$\Omega 160 \cdot 1.5_R_L$	$\Omega 160 \cdot 1.5$	S. Experimental 2	Ensaio 4
	$\Omega 250 \cdot 2.0_R_L$	$\Omega 250 \cdot 2.0$	S. Experimental 3	Ensaio 8

Os modelos numéricos $\Omega 160 \cdot 1.5_R_ST$ e $\Omega 80 \cdot 1.0_R_ST$ correspondem aos ensaios feitos que avaliam a resistência da secção transversal das madres $\Omega 160 \cdot 1.5$ e $\Omega 80 \cdot 1$. As dimensões da secção transversal encontram-se descritas na Figura 3.8, sendo que o raio de concordância utilizado nas dobras foi de 2,75 mm.

Os modelos que seguem o sistema experimental 1 reproduzem o que foi feito a nível experimental e que já foi descrito nesta dissertação. O sistema experimental 3 que foi utilizado no modelo 4 é equivalente ao sistema experimental 2, porém o comprimento total do provete a ensaiar é de 4,40 m, sendo a forma de aplicação da carga e as condições de apoio as mesmas que as descritas no sistema experimental do ensaio 1.

Os modelos numéricos $\Omega 160 \cdot 1.5_R_L$ e $\Omega 250 \cdot 2.0_R_L$ dizem respeito aos ensaios efetuados para avaliar a resistência das ligações de emendas simples, quando localizadas ao longo do vão. O comprimento dos provetes utilizados foi de 3,0 m e 4,40 m respetivamente. A localização da furação encontra-se descrita na Figura 3.10 tanto para a madre $\Omega 160$ como para a madre $\Omega 250$; na Figura 4.1 é ainda possível observar um esquema da ligação utilizada na madre $\Omega 160$. Para o ensaio com a madre $\Omega 250$ o esquema é o mesmo, porém possui mais uma fiada de parafusos.

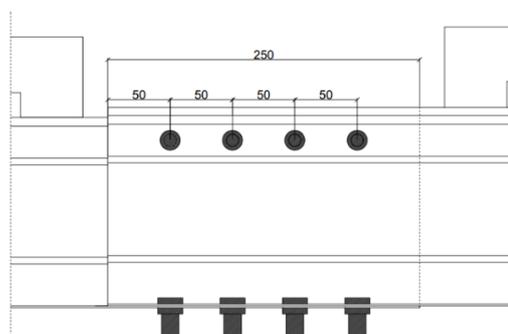


Figura 4.1 – Esquema da ligação ensaiada para a madre $\Omega 160$

4.2.1 Condições de fronteira

Um aspeto importante na realização de modelos numéricos é a definição das condições de apoio bem como as condições de carregamento. No que diz respeito às condições de apoio, tentou-se reproduzir nos modelos numéricos o sistema utilizado nos ensaios experimentais.

Assim as condições de apoio da chapa na qual a madre se encontra apoiada foram definidas segundo a linha média da face inferior da chapa, como é possível observar na Figura 4.2. Tal foi possível, uma vez que estas chapas nos ensaios experimentais se encontravam apoiadas sobre um cilindro; assim no modelo numérico optou-se por estabelecer as condições de apoio segundo a linha em que a chapa se iria apoiar, em vez de se modelar o cilindro.

As condições de apoio foram definidas na face inferior da chapa segundo o eixo central, como é possível observar na Figura 4.2. Em ambos os apoios se permitiu a rotação segundo o eixo XX (ver referencial presente na Figura 4.2), sendo que as outras rotações segundo os outros eixos foram bloqueadas. As translações foram também todas bloqueadas, à exceção de um dos apoios onde foi permitida a translação segundo o eixo longitudinal das madres, eixo ZZ (ver referencial presente na Figura 4.2)

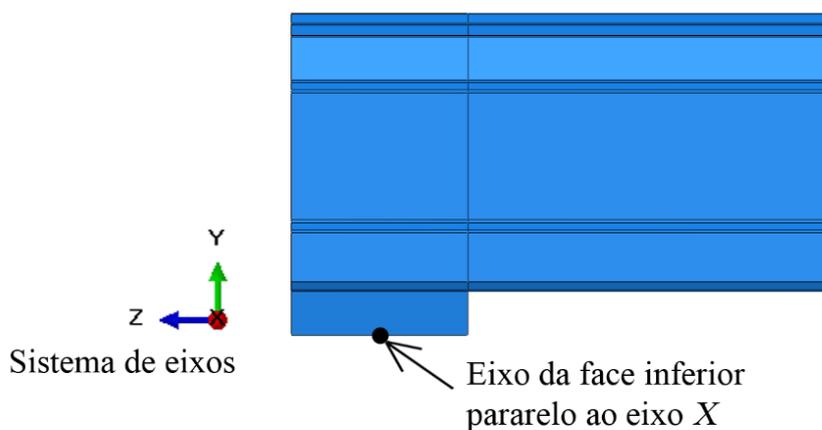


Figura 4.2 – Localização das condições de apoio nas chapas que servem de apoio as madres

O sistema de carregamento adotado nestes modelos foi igual ao experimental, ou seja, definiu-se um ponto de referência onde foi aplicado um deslocamento. Esse ponto foi rigidamente ligado às barras de carregamento que transmitem a carga às madres. Ao aplicar um deslocamento crescente está a realizar-se uma modelação com controlo de deformação, tal como ocorreu nos ensaios experimentais (Figura 4.3)

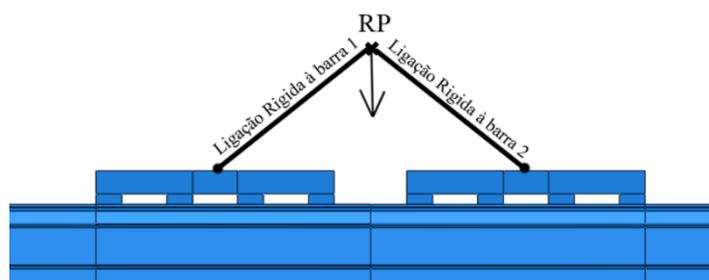


Figura 4.3 – Esquema da aplicação da carga as madres

4.2.2 Interações e contactos

Nos modelos em que se pretende estudar o comportamento da secção transversal existem poucas zonas de interação entre elementos, o contacto entre elementos ou peças distintas existe apenas nas zonas em que a mãe se apoia e nas zonas onde se encontram as chapas de carregamento.

As interações entre elementos são definidas atribuindo propriedades às zonas em que os elementos estão em contacto. Para impedir que os elementos se sobreponham indicou-se ao programa que estes iriam ser do tipo “*Hard Contact*”. Ao atribuir esta propriedade aos contactos está a indicar-se que não é possível que haja sobreposição de elementos, além de se indicar que segundo a direção normal à superfície é possível a transmissão de forças de compressão não sendo possível a transmissão de forças de tração. Na direção paralela à superfície irá ainda existir uma componente tangencial. A componente tangencial foi definida introduzindo o valor do coeficiente de atrito tangencial. O valor adotado para este coeficiente foi de 0,2, (Craveiro, 2015; Laim, 2013). No ensaio experimental foi utilizado uma folha de *teflon* entre as madres e as chapas de carregamento. Porém, nos modelos numéricos esta foi desprezada considerando-se que as chapas se encontram em contacto diretamente com a mãe.

Nos modelos numéricos que tinham como objetivo modelar as ligações de emenda simples quando localizada ao longo dos apoios, existem mais zonas de interações. Primeiramente é necessário definir os contactos entre madres nas zonas de sobreposição e neste caso, uma vez mais utilizou-se um “*Hard Contact*”. Nesta zona não se considerou a componente tangencial; optou-se por se desprezar esta componente por não se possuir um valor correto do coeficiente de atrito. Assim, em vez de se adotar um coeficiente tangencial de atrito igual a 0,2, como foi feito anteriormente, optou-se por se criar um modelo mais conservador e desprezar a componente tangencial na zona de sobreposição das madres.

Para uma modelação rigorosa das ligações de emenda é necessário ter em conta as interações dos parafusos com as madres, isto é, é necessário modelar os contactos dos parafusos com as madres. Nesta dissertação, por razões de tempo e também por não ser o objetivo principal, foi necessário recorrer a uma simplificação que se passará a explicar seguidamente. Nas zonas onde existem parafusos é possível identificar três zonas de contactos, sendo uma primeira zona entre a parte inferior da cabeça do parafuso e a chapa superior, uma segunda zona entre a parte interior da porca do parafuso e a chapa interior e uma terceira que diz respeito à zona em que o parafuso está em contacto com a parte interior do furo das chapas. Assim, nas duas primeiras zonas de contacto referidas definiu-se um contacto utilizando, uma vez mais um “*Hard Contact*” e uma componente tangencial considerando um coeficiente de atrito igual a 0,2.

Na definição do contacto do parafuso com a parte interna do furo começou-se, numa primeira aproximação, por modelar o comportamento real do parafuso, ou seja, definindo um “*Hard Contact*” entre a parte interna do furo e o parafuso, permitindo assim apenas transmitir esforços de compressão e evitando que o parafuso se sobreponha com a madre. Porém, neste caso os modelos apresentavam grandes problemas de convergência, ao ponto de o programa não conseguir efetuar os primeiros incrementos. Este problema foi também verificado noutros estudos, onde os autores sugerem que este problema ocorre porque os parafusos não apresentarem restrições exteriores, permitindo assim que o parafuso oscilasse/balance dentro do furo (Silva, 2014).

Na tentativa de melhorar a convergência do modelo e assim ultrapassar este problema procuraram-se soluções já consideradas por outros autores. Uma das soluções encontradas foi proposta por Pernes e Nagy (2012), que consistia em modelar os contactos dos parafusos com a parte interior do furo com um “*Hard Contact*”. Porém nesta solução os autores introduziram um primeiro passo no modelo, que tinha como objetivo aplicar uma pequena força de pré-esforço nos parafusos; contudo quando aplicada esta técnica nos modelos em estudo nesta dissertação verificou-se que ainda assim a análise não convergia.

A solução final adotada e que permitiu a convergência do modelo consistiu em modelar o contacto entre o parafuso e a parte interior do furo da chapa utilizando “*Ties*” em vez de “*Hard Contact*”. Ao definir um contacto entre elementos através de “*Ties*” está-se a indicar que os elementos se vão encontrar rigidamente ligados, permitindo que haja transmissão de esforços de tração e de compressão evitando assim também que as superfícies dos elementos se intercedem. No entanto, não se ligou toda a parte interior do furo ao parafuso, mas sim apenas uma parte onde é previsível que venha a estar em compressão. Na Figura 4.4 é apresentado um esquema onde é possível observar as zonas (zonas a vermelho) em que se definiram os contactos entre o parafuso e a parte interna do furo.

Fez-se isto de forma a permitir a ocorrência da ovalização dos furos na chapa das madres e além disso também para evitar que haja transmissão de forças de tração, dado que na realidade não existe transmissão de forças de tração entre o parafuso e a parte interior da furação da chapa. A simplificação descrita nos parágrafos anteriores não comprometerá os resultados pretendidos neste estudo, uma vez que o objetivo não é estudar as ligações de emenda até à rotura, mas verificar se as ligações propostas têm uma capacidade resistente acima da esperada.

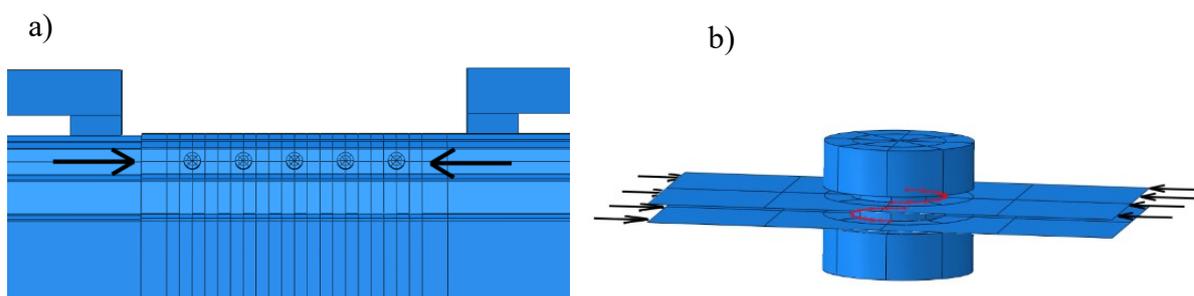


Figura 4.4 – a) Zona de compressão na madre; b) Pormenor das zonas de compressão dos parafusos

4.2.3 Malha de elementos finitos

O programa utilizado para a modelação numérica dos ensaios dispõe de uma vasta biblioteca de elementos finitos. Para caracterizar o comportamento de um elemento são necessários cinco aspetos: Família, graus de liberdade, número de nós, formulação, integração (Dassault Systèmes, 2014). Na Figura 4.5 é possível observar algumas das famílias de elementos finitos disponíveis na biblioteca do programa.

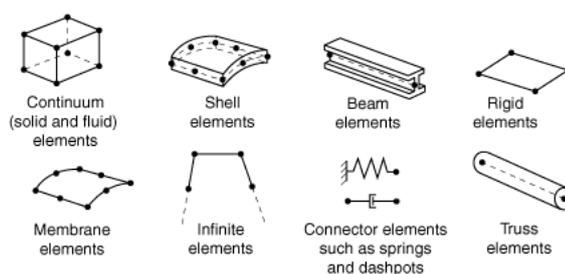


Figura 4.5 – Famílias de elementos finitos (Dassault Systèmes, 2014)

Na modelação dos elementos de aço enformado a frio (elementos 2D) é prática comum utilizar elementos finitos pertencentes à família dos elementos tipo Shell. Dentro desta família existe um grande número de tipos de elementos finitos nomeadamente S4, S4R, S4R5, S8R,5 e S9R5. O elemento adotado para a modelação dos elementos de aço enformado a frio foi o S4R, em que o nome do elemento traduz a informação das propriedades do elemento. Ou seja, ao

dizer-se que se escolheu um elemento S4R está a indicar-se que é um elemento finito de casca (S-Shell), possui quatro nós (4), cada um com seis graus de liberdade e a integração é reduzida a um ponto com o controlo de “*hourglass*” (R).

Uma das vantagens da utilização de elementos com a integração reduzida é o facto do volume de cálculo requerido ser muito inferior e consequentemente o tempo de computação ser inferior; isto acontece porque a integração se dá num ponto em vez de 4, no caso do elemento S4R. Outra vantagem é o facto de este tipo de elementos não apresentar problemas de “*shear locking*”. Porém, a desvantagem do uso deste tipo de elementos é o facto de serem suscetíveis a distorções associadas ao fenómeno designado de “*hourglass*” (para mais informações sobre estes tipos de fenómenos dever-se-á consultar o manual de utilização do programa).

Tal como já foi indicado anteriormente, o elemento escolhido para os modelos foi o S4R tendo, no entanto, sido feita uma análise com o elemento S4 para perceber as possíveis diferenças entre eles. Ambos os elementos apresentam resultados similares, mas como o elemento S4R consegue um tempo de computação inferior e o comportamento após se atingir a carga máxima é mais próximo do comportamento observado no ensaio experimental, optou-se pela escolha deste elemento.

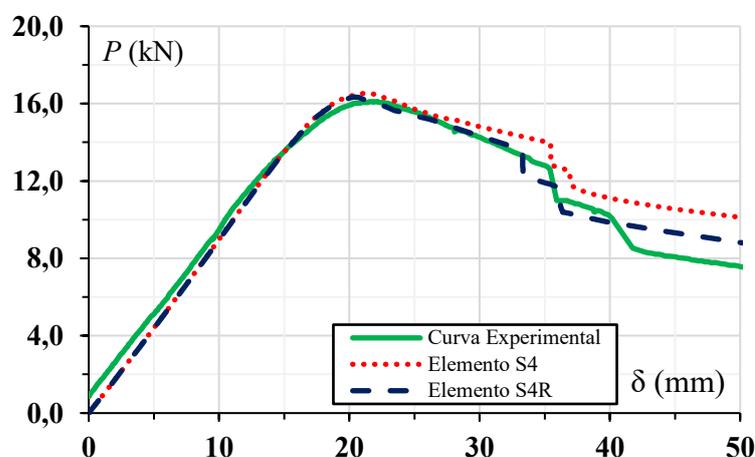


Figura 4.6 – Comparação entre o uso de elementos finitos S4R e S4

Para os elementos sólidos, como é o caso das barras de carregamento, apoios e parafusos foi escolhido o elemento C3D8R; este elemento é caracterizado por ser um elemento contínuo (C) tridimensional (3D) com seis faces e oito nós (8) em que cada nó possui três graus de liberdade que dizem respeito às translações segundo X, Y e Z, e utiliza a integração reduzida (R). Na Figura 4.7 é apresentado um esquema dos elementos utilizados.



Figura 4.7 – Representação esquemática dos elementos finitos utilizados a) S4R; b) C3D8R
Adaptado de (Systèmes, 2014)

Um dos principais parâmetros nos modelos numéricos que influencia a qualidade da resposta obtida é a qualidade (dimensão) da malha utilizada. Assim, foi feito um estudo para perceber de que forma o tamanho da malha dos elementos finitos influencia o comportamento estrutural das vigas. Considerou-se três densidades de malhas com elementos quadrados de 5; 10 e 20 mm.

Como é possível observar na Figura 4.8, a malha com 10 mm proporciona resultados muito parecidos com os obtidos para uma malha mais refinada e um tempo computacional muito inferior. Assim, optou-se por utilizar a malha com 10 mm para os omegas.

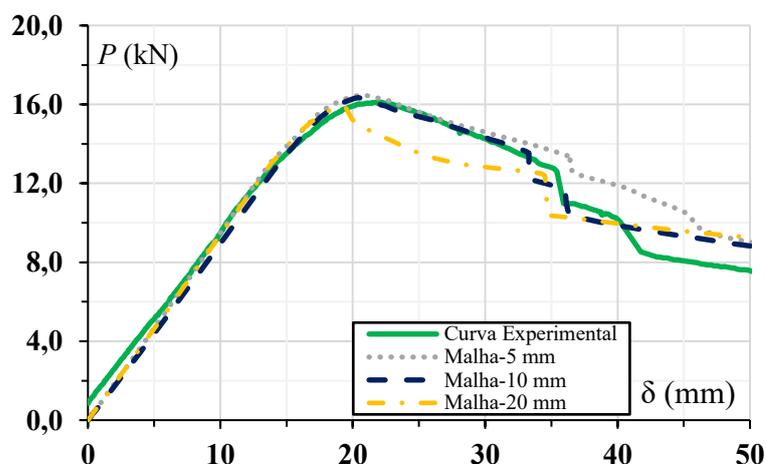


Figura 4.8 – Comparação da carga máxima obtida numericamente com diferentes tamanhos de malha e a carga máxima obtida no ensaio experimental

Para os parafusos utilizou-se uma malha com uma dimensão de 2 mm, ao passo que para os outros elementos sólidos se adotou uma malha de 10 mm. A malha foi gerada automaticamente pelo programa ABAQUS e foi usada tanto para os modelos numéricos calibrados como para o estudo paramétrico. Na Figura 4.9 é possível observar a malha utilizada.

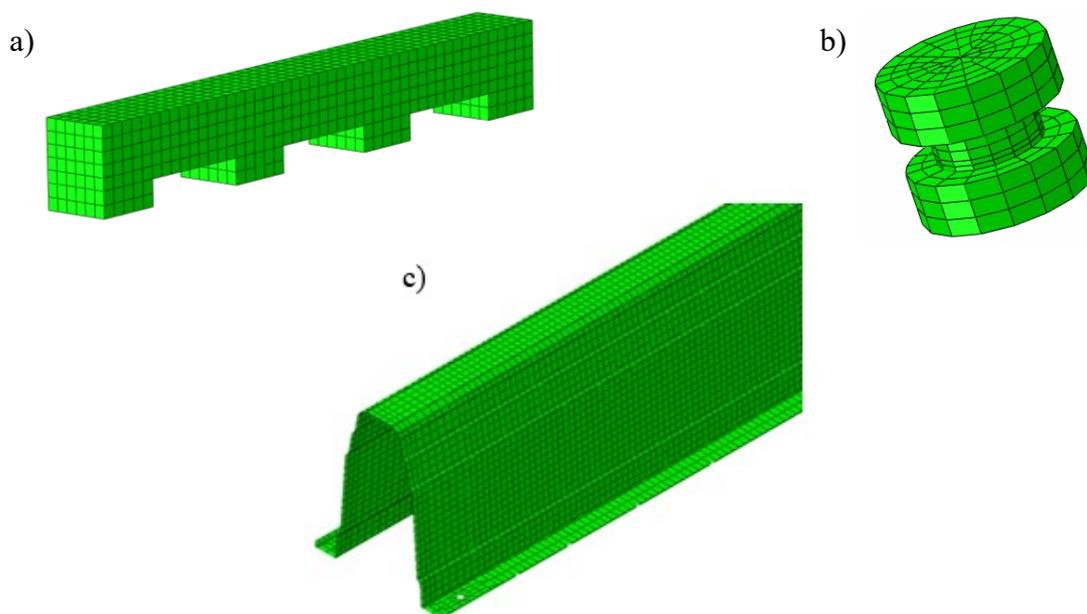


Figura 4.9 – Malha de elementos finitos utilizada: nas barras de carregamento (a); nos parafusos (b); nas madres (c)

4.2.4 Caracterização mecânica do aço

Os resultados obtidos da caracterização mecânica do aço efetuado no capítulo 3 permitiram definir a curva tensão-extensão do aço S320GD+Z. No entanto, não foi possível obter o módulo de elasticidade com suficiente rigor, tal como foi explicado no capítulo 3. Assim, fez-se um estudo de sensibilidade de forma a perceber qual a influência que o módulo de elasticidade tinha no comportamento estrutural e perceber qual o valor mais adequado a utilizar, sabendo à partida que o módulo de elasticidade de um aço macio corrente não será superior a 210 GPa nem inferior a 200 GPa. Portanto, testaram-se diferentes módulos de elasticidade nomeadamente 210 GPa, 205 GPa e 200 GPa. (Figura 4.10). É possível observar que todos apresentam um comportamento similar, tendo no entanto, sido o módulo de elasticidade de 200 GPa o que traduz um comportamento estrutural mais perto dos resultados dos ensaios experimentais, encontrando-se este também perto de alguns dos valores obtidos nos ensaios experimentais, além disso outros autores (Craveiro, (2015)) também obtiveram valores próximos de 200 GPa para o módulo de elasticidade de aços enformados a frio. Deste modo, considerou-se um módulo de elasticidade igual a 200 GPa. O Coeficiente de Poisson foi igual a 0,3, sendo este um valor usual no aço.

Antes de introduzir as curvas tensão-extensão no programa, houve a necessidade de converter a tensão de engenharia para tensão verdadeira “*true-stress*” e a extensão de engenharia para a

extensão verdadeira “*true strain*”. Isto deve-se ao facto de tanto a tensão como a extensão obtida dos ensaios serem determinadas tendo em conta a área da secção inicial indeformada, quando na realidade com o aumento da força de tração a área da secção transversal vai diminuindo (efeito de Poisson). Para contemplar este efeito deve utilizar-se as tensões verdadeiras que já têm em conta a área da secção transversal reduzida e as extensões logarítmicas. O manual de utilização do *Abaqus* fornece equações (equações 4.1, 4.2 e 4.3) que permitem determinar a tensão verdadeira assim como a extensão logarítmica plástica que será necessária para definir o comportamento plástico do material.

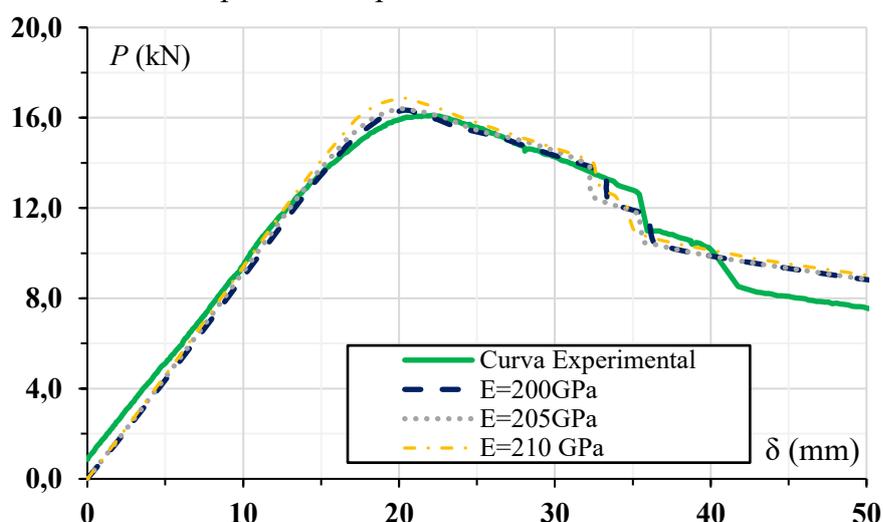


Figura 4.10 – Estudo de sensibilidade em relação ao efeito do valor do módulo de elasticidade

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom}(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.2)$$

$$\varepsilon_{ln}^{pl} = \varepsilon_{true} - \frac{\sigma_{true}}{E} \quad (4.3)$$

Nos parafusos não foram feitos ensaios para a caracterização do aço. Em vez disso foram utilizados os valores obtidos dos ensaios realizados por Silva, (2014). Para os materiais das chapas de apoio e das chapas de carregamento foram consideradas apenas as propriedades elásticas.

4.2.5 Tipos de análises levadas a cabo

Foram feitos dois tipos de análise sendo a primeira uma análise elástica linear, com o objetivo de determinar os modos de encurvadura das madres, uma vez que as imperfeições geométricas (sempre presentes nos modelos reais) são definidas a partir destes modos de encurvadura. Na análise numérica aplicou-se uma carga unitária e determinou-se os primeiros 15 modos de encurvadura, sendo que desses primeiros 15 modos escolheu-se um modo global que irá permitir simular as imperfeições globais, um modo distorcional que irá permitir simular as imperfeições distorcionais e um modo local que permitirá simular as imperfeições locais. Na Figura 4.11 são apresentados os modos de encurvadura considerados na madre $\Omega 160$. É importante salientar que nos casos das madres menos esbeltas alguns dos modos não ocorriam; nesses casos utilizaram-se apenas os modos detetados. Isto aconteceu por exemplo nas madres $\Omega 160$ em que não foi possível encontrar o modo distorcional.

A segunda análise efetuada consistiu numa análise estática não linear geométrica e material, que tinha como objetivo estudar o comportamento das madres de aço enformado a frio até à rotura. Nesta análise foi ativado o comando para ter em conta a não linearidade geométrica (NLGEOM=ON). Foram ainda modeladas as imperfeições geométricas iniciais com base nos modos de encurvadura já referidos anteriormente sendo o valor das imperfeições geométricas iniciais um dos parâmetros utilizados para a calibração dos modelos numéricos. No capítulo seguinte apresentam-se os valores considerados para cada uma das imperfeições geométricas iniciais consideradas, uma vez ter sido este um parâmetro utilizado na calibração dos modelos numéricos.

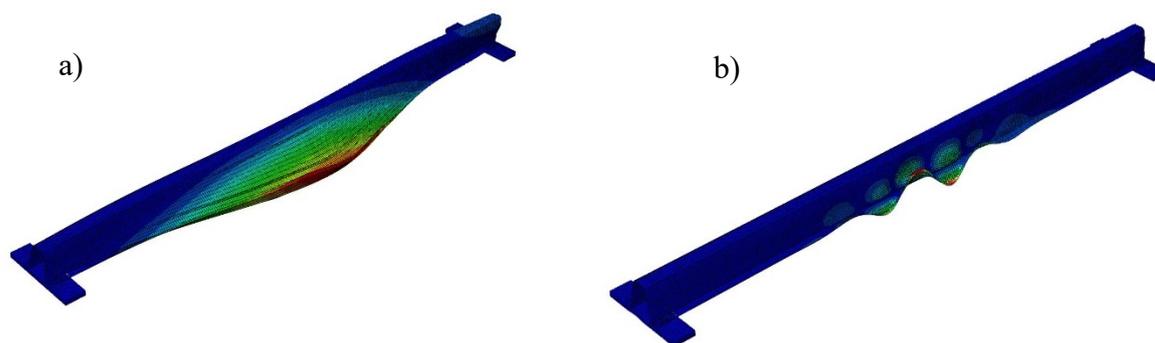


Figura 4.11 – Modos de encurvadura considerados nos modelos das madres $\Omega 160 \cdot 1.5$;
a) Modo global; b) Modo local

As tensões residuais foram desprezadas em todos os modelos realizados, uma vez que como já foi referido anteriormente em elementos de aço enformado a frio apenas as tensões de flexão são consideradas e as tensões de membrana podem ser desprezadas.

Ranawaka e Mahendran, (2010) estudaram a influência das tensões residuais dos elementos em aço enformado a frio em modelos numéricos e conseguiram concluir que a diferença na capacidade de carga máxima que os elementos podiam suportar, considerado as tensões residuais ou não, era de apenas 1%. Assim, nos modelos numéricos realizados optou-se por se desprezar o efeito destas tensões.

4.2.6 Calibração/validação dos modelos numéricos

O processo de calibração dos modelos numéricos é um processo iterativo; inicialmente correu-se o modelo sem quaisquer tipos de imperfeições geométricas e aplicando a carga no centro geométrico das barras de carregamento, sendo que nesta primeira iteração se tinha definido os contactos como “*Ties*” entre as madres e as chapas de carregamento. No entanto, como esperado, os resultados obtidos encontravam-se ainda longe dos resultados experimentais. Na segunda iteração alterou-se os contactos, atribuindo desta vez a propriedade de “*Hard Contact*” e a componente tangencial com um coeficiente de atrito de 0,2. Nesta segunda iteração foram introduzidas as imperfeições geométricas iniciais com um valor de $L/1000$ para as imperfeições globais (onde L é o comprimento da madre), e $h/200$ para as imperfeições locais (onde h é a altura da secção transversal). Nesta segunda iteração o comportamento estrutural numérico já se encontrava mais próximo do que se obteve no ensaio experimental. Na terceira e última iteração optou-se por aumentar o valor da imperfeição global para $L/500$. Uma vez que os provetes ensaiados experimentalmente tinham sido produzidos por um processo de quinagem, é espectável que apresentem algumas imperfeições geométricas superiores às normalmente verificadas neste tipo de peças. Com este resultado os valores já se encontravam mais próximos dos obtidos nos ensaios experimentais. Na Figura 4.12 é possível ver a influência que cada iteração teve no comportamento estrutural do modelo numérico que simula o ensaio experimental 1.

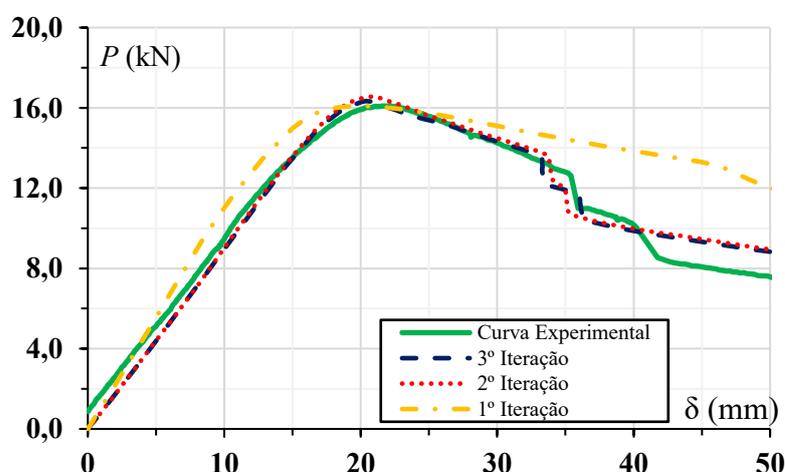


Figura 4.12 – Evolução da calibração do modelo $\Omega 160.1.5_R_ST$

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais foi feita com base em dois critérios: a relação entre a carga máxima e o deslocamento a meio vão e a relação entre a carga máxima e o deslocamento no sentido longitudinal do espécime na extremidade da madre. Seguidamente apresentam-se na Figura 4.13 as relações acima indicadas (gráficos da esquerda traduzem a relação carga-deslocamento a meio vão e gráficos da direita traduzem a relação carga deslocamento no sentido longitudinal da madre) para o modelo $\Omega 160 \cdot 1.5_R_ST$ e para o modelo $\Omega 80 \cdot 1.0_R_ST$, sendo que o Quadro 4.2 resume os valores obtidos. Na Figura 4.14 são ainda mostradas algumas imagens que têm como objetivo comparar os modos de rotura do ensaio numérico com os modos de rotura obtidos experimentalmente para a madre $\Omega 160 \cdot 1.5$.

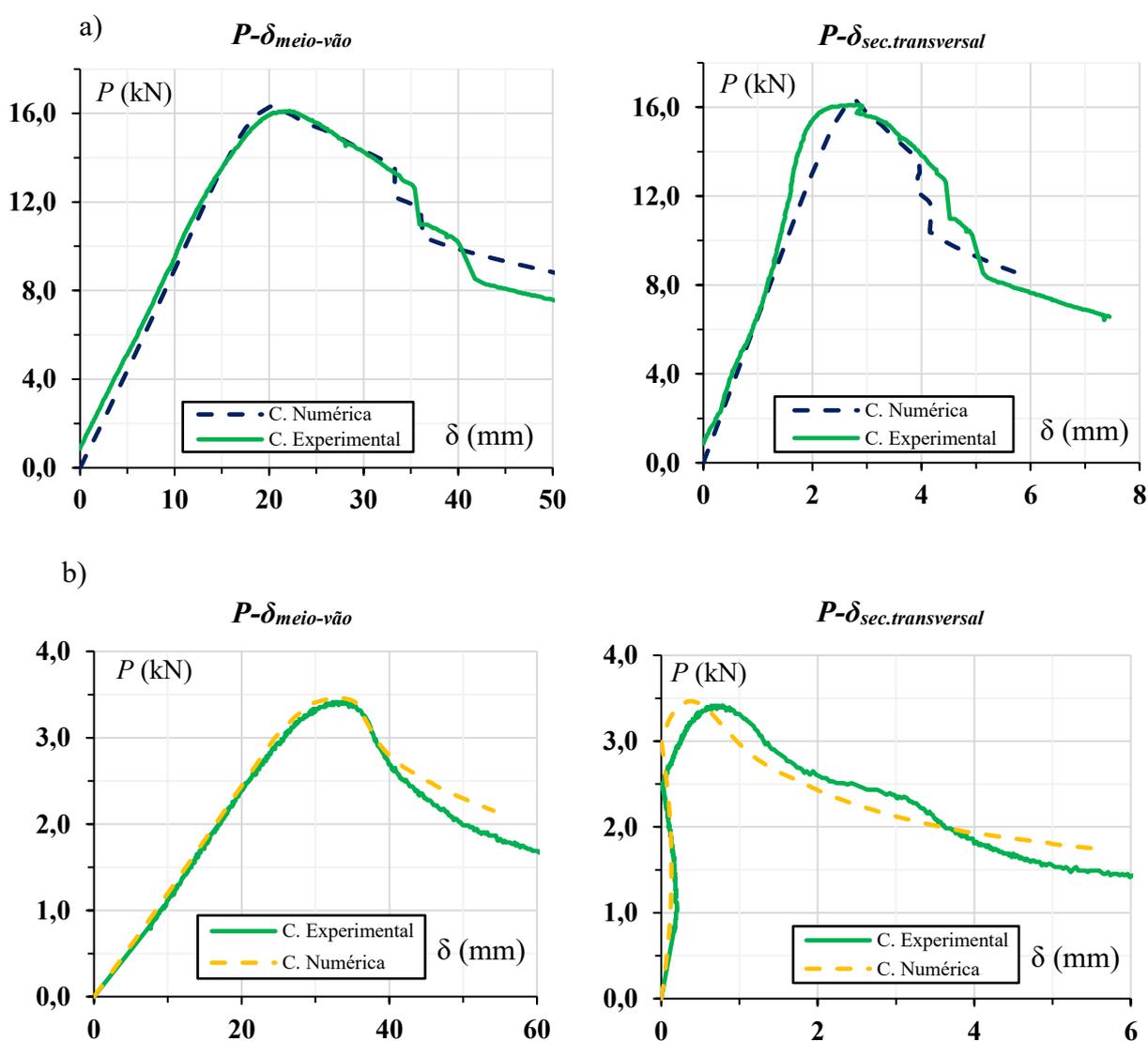


Figura 4.13 – Comparação dos resultados entre os ensaios numéricos e experimentais;
 a) Madre $\Omega 160 \cdot 1.5$; b) Madre $\Omega 80 \cdot 1$

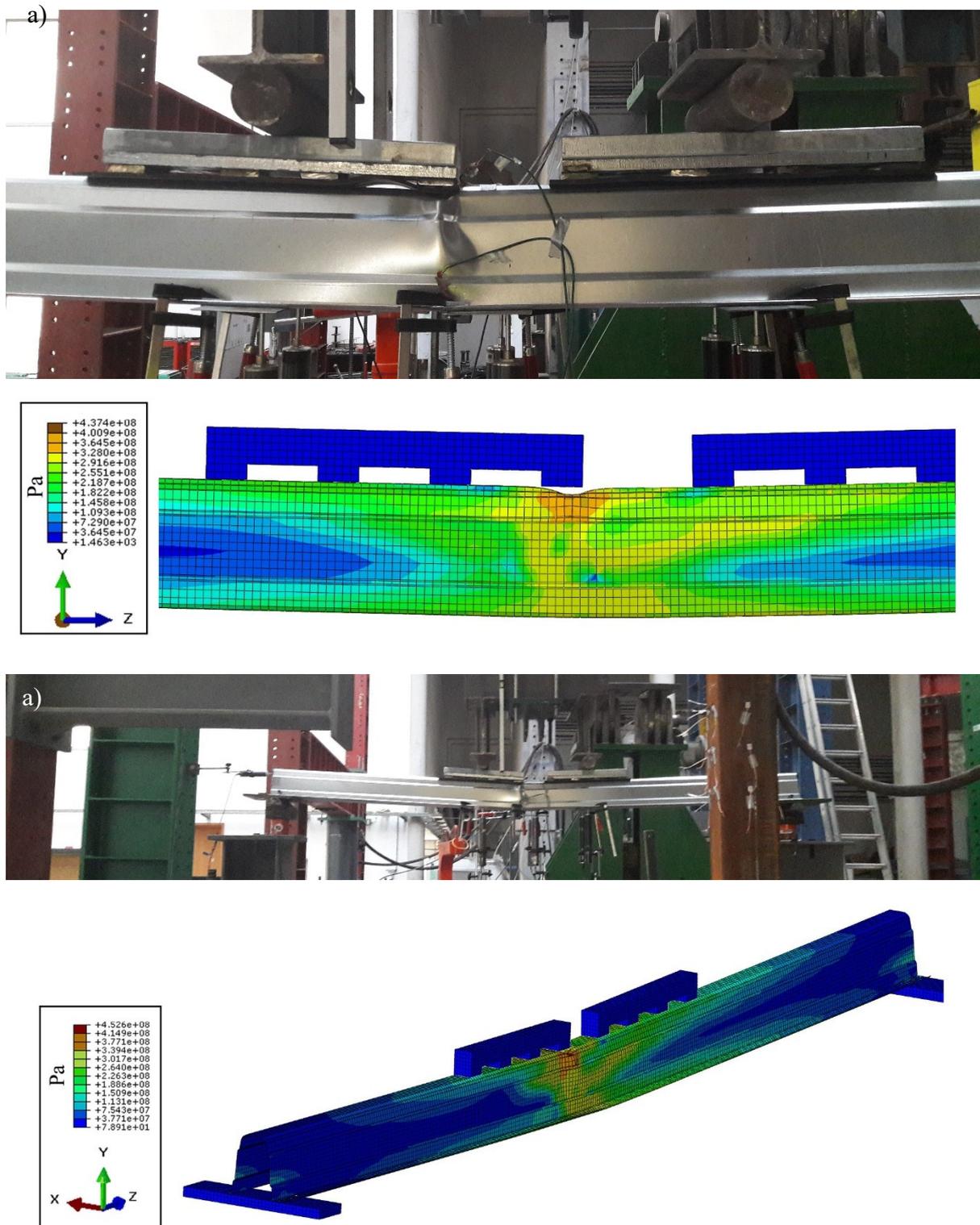


Figura 4.14 – a) Comparação da zona de rotura da madre $\Omega 160 \cdot 1.5$; b) Comparação da posição final da madre $\Omega 160 \cdot 1.5$

Nos modelos que pretendem modelar as ligações de emenda foram utilizados os mesmos parâmetros de calibração, tendo-se verificado uma vez mais a necessidade de utilizar como valor de imperfeição global $L/500$. Nestes modelos, ao contrário do que aconteceu nos modelos onde se pretendia estudar a resistência da secção transversal, as relações carga máxima versus deslocamento originaram curvas um pouco diferentes entre os ensaios experimentais e os modelos numéricos, tendo os modelos numéricos atingindo cargas máximas superiores às dos ensaios experimentais. Uma das possíveis causas poderá ser a incorreta transmissão de esforços nos contactos entre os parafusos e a parte interior do furo. Na Figura 4.16-b) é possível observar que no ensaio experimental sobre a zona do apoio ocorreu uma deformação excessiva da secção devido à presença de forças locais. Porém, para a madre em questão não é espectável que tal aconteça. Das leituras das células de carga é possível confirmar que a carga foi bem repartida para ambos os apoios tendo a carga medida sido inferior à resistência máxima às forças locais. Da análise linear elástica feita para a obtenção dos modos de encurvadura não foi possível encontrar um modo distorcional que justifique aquela deformada sobre a zona do apoio. Ainda assim a diferença entre o valor da carga máxima obtida numericamente e a carga máxima esperada apresenta um valor aceitável (Quadro 4.2).

Na modelação da ligação de emenda da madre $\Omega 250$, obteve-se uma vez mais um valor para a carga máxima diferente do valor obtido experimentalmente. No entanto, a carga máxima obtida nos modelos numéricos foi próxima do valor da carga máxima esperada teoricamente. Na Figura 4.16-a) é também possível comparar a deformação obtida nos modelos numéricos e no ensaio experimental para a ligação das madres $\Omega 160$; é possível observar as diferenças que existem na deformada na zona apoios. No Quadro 4.2 são apresentados os resultados dos modelos numéricos assim como uma comparação com os resultados teóricos esperados e os obtidos experimentalmente.

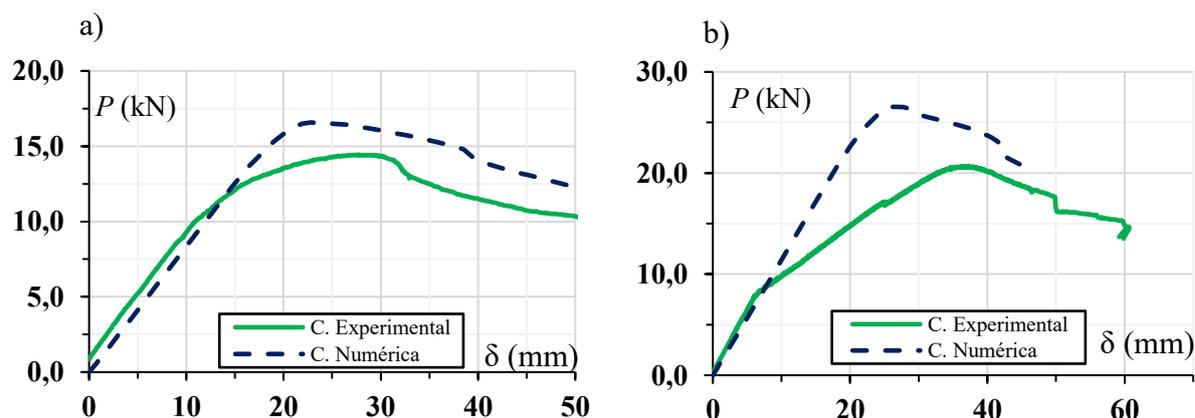


Figura 4.15 – a) Relação carga-deslocamento da ligação da madre $\Omega 160 \cdot 1.5$; b) Relação carga-deslocamento da ligação da madre $\Omega 250 \cdot 2$

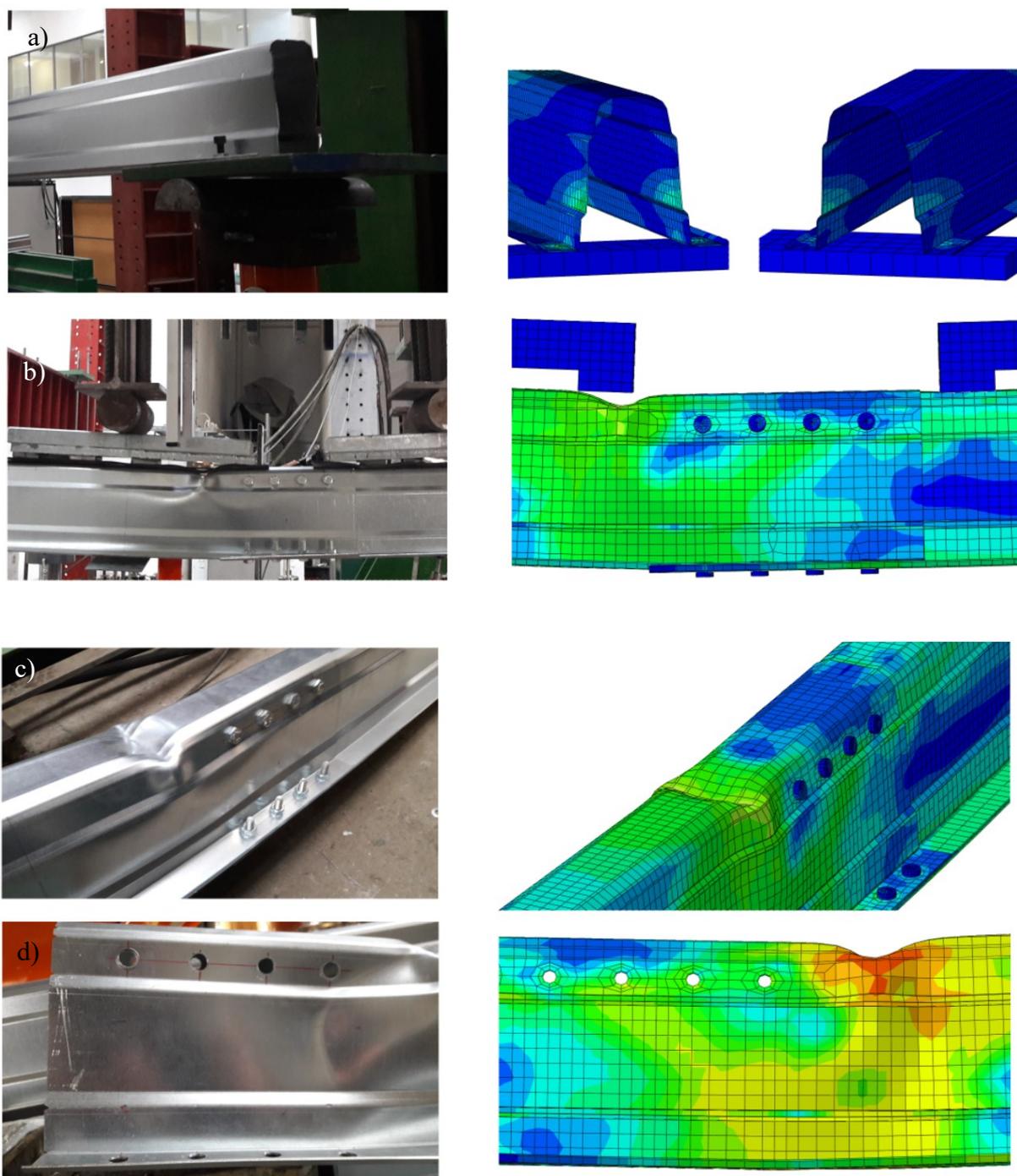


Figura 4.16 – Comparação da deformada obtida entre os ensaios experimentais e numéricos da ligação $\Omega 160 \cdot 1.5$. a) Zona do apoio; b) Zona da rotura; c) Pormenor da rotura; d) ovalização da furação

Quadro 4.2 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais

Designação do modelo numérico	$P_{max,Teorico}$ [kN]	$P_{max,num}$ [kN]	$P_{max,exp.}$ [kN]	$P_{max,num}/P_{max,Teorico}$	$P_{max,num}/P_{max,Experimental}$
$\Omega 160 \cdot 1.5_R_ST$	15,20	16,34	16,12	1,08	1,01
$\Omega 80 \cdot 1_R_ST$	3,40	3,46	3,41	1,02	1,02
$\Omega 160 \cdot 1.5_R_L$	15,20	16,58	14,45	1,09	1,15
$\Omega 250 \cdot 2.0_R_L$	25.30	26,55	20,70	1,05	1,28

A simbologia indicada no Quadro 4.2 corresponde a: $P_{max,Teorico}$ é o valor esperado da carga máxima determinado teoricamente com base nas propriedades efetivas da secção; $P_{max,num}$ é o valor de carga máxima obtida dos modelos numéricos; $P_{max,exp}$ é o valor de carga máxima obtida nos ensaios experimentais.

4.2.7 Considerações finais

Como é possível observar no Quadro 4.2 os valores obtidos a partir dos modelos numéricos para a carga máxima encontram-se muito próximos dos valores esperados teoricamente, tanto nos modelos desenvolvidos com o objetivo de avaliar a capacidade da secção transversal como nos modelos que pretendiam estudar a resistência da ligação; em todos os modelos a diferença foi sempre inferior a 10%. A partir da comparação entre os resultados experimentais e os resultados numéricos pode concluir-se que os modelos numéricos relativos às madres simples (sem emendas) fornecem resultados bastante fiáveis. A máxima diferença na carga máxima foi de 2% (Quadro 4.2) e as curvas carga-deslocamento (Figura 4.13) e deformadas obtidas foram semelhantes.

Por outro lado, os resultados numéricos relativos aos modelos com ligações de emenda já se afastaram mais dos resultados experimentais, tendo-se verificado uma diferença máxima de 28% (Quadro 4.2) no que se refere à carga máxima verificada. Esta diferença já foi devidamente justificada anteriormente.

4.3 Estudo paramétrico

Uma vez calibrados os modelos numéricos e compreendida a influência que as imperfeições iniciais possuem na carga máxima, procedeu-se a um estudo paramétrico onde se fez variar vários parâmetros com o objetivo de perceber a sua influência na capacidade da madre.

Os parâmetros alterados foram: a secção transversal da madre, a forma de aplicação da carga na madre e o comprimento da madre, isto para as madres com maior secção transversal (madres $\Omega 200$ e $\Omega 250$). Para todas as secções transversais apresentadas no capítulo 3.1 foram feitos modelos para averiguar a resistência da secção transversal quando sujeita a um esforço de flexão positivo. Em cada secção foi estudado o comportamento para três espessuras diferentes, sendo que, as espessuras escolhidas foram as mesmas que serão produzidas pela empresa. Dessas, o comprimento da madre adotado para as secções desde a secção $\Omega 80$ à secção $\Omega 160$ foi de 3,00 m, uma vez que este é um comprimento corrente e dentro dos limites estabelecido na norma EN 1993 (CNE, 2005). Para as madres com a secção transversal $\Omega 200$ e $\Omega 250$ foi estudado novamente o comportamento da secção transversal para três espessuras diferentes tendo sido adotado um vão de 6,00 m. Com este estudo pretendeu-se verificar que a resistência à flexão positiva da secção quando a madre é sujeita a um carregamento distribuído é próximo do esperado teoricamente.

Foi também desenvolvido um modelo em condições tais que a força local nas zonas dos apoios fosse o parâmetro condicionante no dimensionamento da madre, permitindo assim verificar-se o valor da resistência às forças locais obtido teoricamente era seguro. O modelo utilizado foi um modelo com uma secção transversal $\Omega 200 \cdot 1.5$ e um com uma secção transversal $\Omega 250 \cdot 1.5$, em que os comprimentos adotados foram de 4,00 m, criando assim condições para que o colapso ocorresse devido a forças locais.

Normalmente uma das situações que condiciona o dimensionamento (em particular de uma estrutura metálica), são as condições de serviço, em geral a sua deformabilidade. Deste modo, tão importante como garantir que a estrutura irá resistir aos esforços esperados é igualmente importante garantir que a estrutura possua as condições mínimas de conforto para que a estrutura possa ser utilizada normalmente. Assim, é da máxima importância conseguir prever adequadamente os deslocamentos na madre. Neste estudo foi também validada a folha de cálculo automática programada no âmbito deste projeto. Esta folha encontra-se programada de forma a indicar a secção que deverá ser utilizada numa dada situação, bastando para isso apenas a introdução dos carregamentos a que a madre estará sujeita, assim como o comprimento e o espaçamento das madres. Com base nestes dados, a folha irá devolver uma secção que cumpra tanto os estados limites de serviço como os estados limites últimos. Neste estudo utilizou-se a folha como se se estivesse a realizar o dimensionamento de uma madre em projeto. Introduziu-se o comprimento das madres utilizadas nos modelos numéricos e criou-se uma situação em que foram aplicadas forças até que o rácio entre deslocamento máximo e o deslocamento previsto associado as cargas atuantes fosse perto da unidade para a secção em estudo, garantido assim estar-se a utilizar o carregamento máximo que a folha de cálculo permite para uma determinada secção. Estando em posse do carregamento máximo para uma determinada madre,

recorreu-se aos modelos obtidos no estudo paramétrico e observou-se qual o deslocamento correspondente para o carregamento de serviço obtido da folha de cálculo. Posteriormente comparou-se o deslocamento máximo a meio vão com o valor limite do deslocamento ($L/250$ que foi o considerado para os estados limites de serviço considerado). Os resultados de toda a análise efetuada podem ser observados no Quadro 4.3

4.3.1 Avaliação das propriedades resistentes de flexão

Para estudar o comportamento das madres quando sujeitas a um carregamento distribuído substituiu-se o sistema de carregamento utilizado nos ensaios e aplica-se um carregamento distribuído ao longo da madre. O carregamento distribuído foi modelado através da aplicação de uma pressão na parte superior da madre. Os restantes parâmetros, ou seja, a malha, o tipo de elemento escolhido e as imperfeições geométricas iniciais mantiveram-se iguais para todos os modelos, à exceção dos modelos em que o comprimento utilizado foi diferente, (modelos com as secções transversais $\Omega 200$ e $\Omega 250$). Nestes modelos além do comprimento da madre ser diferente foram acrescentados contraventamentos laterais ao longo da madre. Estes contraventamentos encontravam-se afastados de 1 metro, sendo que ao utilizar contraventamentos encontramos ainda dentro das indicações que a norma seguida contempla, uma vez que se está a tentar reproduzir as condições em que a madre será utilizada em serviço. Ao nível das imperfeições geométricas reduziu-se o valor das imperfeições geométricas iniciais para $L/1000$ pois o valor de $L/500$ revelou-se demasiado grande (muito desfavorável).

O último modelo numérico apresentado no Quadro 4.3 diz respeito à avaliação do momento fletor negativo da secção; o sistema experimental utilizado foi o mesmo que o descrito no subcapítulo 4.5.2 que será apresentado mais à frente na presente dissertação. Foi desenvolvido apenas um modelo com momento fletor negativo pois verificou-se logo com este modelo inicial que os resultados continuariam a ser bastante consistentes com os resultados teóricos.

No Quadro 4.3 a legenda dos modelos pode ser lida da seguinte forma: o número a seguir à designação da madre traduz o comprimento da madre, sendo que a seguir a sigla que aparece traduz o parâmetro que se estudou sendo **RFP** para Resistência à Flexão Positiva e **RFN** para Resistência à Flexão Negativa.

Quadro 4.3 – Comparação entre os resultados obtidos e os valores esperados

Designação do modelo	Momento Resistente [kN.m]	Momento Obtido [kN.m]	M_{obt}/M_{res}	$\delta_{1/250}$ [mm]	$\delta_{numérico}$ [mm]	$\delta_{1/250}/\delta_{numérico}$
$\Omega 80 \cdot 1.0_3_RFP$	1,94	2,18	1,13	12,00	10,47	1,15
$\Omega 80 \cdot 1.2_3_RFP$	2,54	2,77	1,09	12,00	10,73	1,12
$\Omega 80 \cdot 1.5_3_RFP$	3,20	3,77	1,18	12,00	10,87	1,10
$\Omega 120 \cdot 1.0_3_RFP$	3,50	3,94	1,13	12,00	10,85	1,10
$\Omega 120 \cdot 1.2_3_RFP$	4,38	5,01	1,14	12,00	11,06	1,08
$\Omega 120 \cdot 1.5_3_RFP$	5,35	6,80	1,28	12,00	10,83	1,11
$\Omega 160 \cdot 1.5_3_RFP$	8,70	10,12	1,17	12,00	11,31	1,06
$\Omega 160 \cdot 2.0_3_RFP$	11,66	13,61	1,18	12,00	11,40	1,05
$\Omega 160 \cdot 2.5_3_RFP$	14,64	18,48	1,26	12,00	11,25	1,06
$\Omega 200 \cdot 1.5_6_RFP$	12,27	13,63	1,11	24,00	21,85	1,10
$\Omega 200 \cdot 2.0_6_RFP$	16,47	19,45	1,18	24,00	22,73	1,05
$\Omega 200 \cdot 2.5_6_RFP$	20,68	25,80	1,25	24,00	22,33	1,07
$\Omega 250 \cdot 2.0_6_RFP$	23,44	28,36	1,21	24,00	21,65	1,11
$\Omega 250 \cdot 2.5_6_RFP$	29,42	35,26	1,20	24,00	22,84	1,05
$\Omega 250 \cdot 3.0_6_RFP$	35,40	43,70	1,23	24,00	22,47	1,06
$\Omega 160 \cdot 1.5_RFN$	8,58	10,53	1,22	-	-	-

4.3.2 Forças locais

Tal como foi referido anteriormente, um dos modos de rotura que pode ocorrer num elemento enformado a frio é o esmagamento ou encurvadura da alma devido à presença de forças locais. Este fenómeno tem maior suscetibilidade de ocorrer em elementos com secções em que as almas são esbeltas, ou seja, poderá acontecer frequentemente por exemplo nas madres de secção $\Omega 200$ ou $\Omega 250$ para as espessuras mais finas, como seja a espessura de 1mm ou 1.5mm. Para aferir o modelo de dimensionamento em relação a este fenómeno, quando aplicado às secções em estudo, foram criados modelos em que se sabe à partida que a presença de forças locais será condicionante.

Os modelos utilizados possuíam um comprimento de 4,0 m e 6,0 m para as secções $\Omega 200 \cdot 1.5$ e $\Omega 250 \cdot 1.5$ respetivamente, sendo as condições de fronteira e de carregamento as mesmas que as utilizadas no subcapítulo anterior. Neste caso não foram utilizados quaisquer tipos de contraventamentos laterais. O valor das imperfeições geométricas iniciais consideradas foi de

$L/1000$, $h/200$ e t para as imperfeições globais, distorcionais e locais respetivamente. No Quadro 4.4 é apresentado um resumo dos valores obtidos destes modelos bem como a relação entre a resistência às forças locais obtidas nos dois apoios. Na Figura 4.17 é apresentado um exemplo de um dos modos de rotura obtidos.

Quadro 4.4 – Resistencia as Forças Locais

Designação do modelo	$F_{resis,Teorica}$ [kN]	$F_{Num,Apoio 1}$ [kN]	$F_{Num,Apoio 2}$ [kN]	$F_{Num,Apoio 1}/F_{resis,Teorica}$ [kN]	$F_{Num,Apoio 2}/F_{resis,Teorica}$ [kN]
$\Omega 200 \cdot 1.5_4_FL$	10,04	11,88	11,84	1,19	1,19
$\Omega 250 \cdot 1.5_6_FL$	10,05	10,99	10,97	1,09	1,09

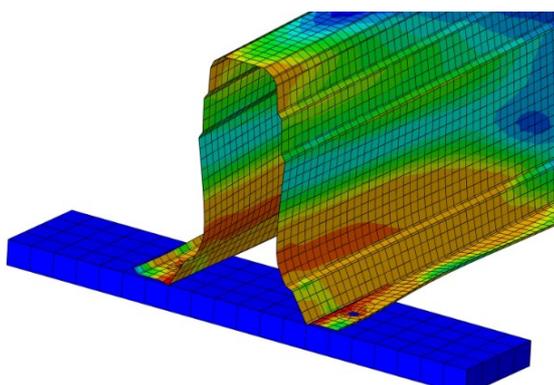


Figura 4.17 – Exemplo de uma rotura devido a forças localizadas na madre $\Omega 250 \cdot 1.5$

4.4 Estudo inicial do comportamento das ligações

Para as ligações de emenda simples entre apoios, o estudo centrou-se no comportamento das ligações finais propostas pela equipa de investigação à empresa, em vez das configurações iniciais utilizadas nos ensaios experimentais. Assim, estudou-se o comportamento das ligações simples entre apoios para a madre $\Omega 160 \cdot 1.5$ e para a madre $\Omega 250 \cdot 2$.

Foram ainda modelados os comportamentos das ligações simples sobre os apoios assim como a ligação de reforço por sobreposição longa (ligações não testadas experimentalmente). Estas duas ligações foram modeladas utilizando uma madre com uma secção transversal $\Omega 160 \cdot 1.5$. Não se realizaram modelos para outras secções visto que na data não havia a certeza do número de furos que a máquina poderia realizar além de este estudo ser apenas uma primeira abordagem.

4.4.1 Ligação simples entre apoios

A fim de validar o comportamento das ligações concebidas no âmbito do estudo onde esta dissertação se insere, foram criados modelos numéricos que permitiram o seu estudo. As ligações modeladas foram as ligações para as secções das madres $\Omega 160 \cdot 1.5$ e $\Omega 250 \cdot 2$. Foram realizados estes dois modelos pois a configuração da ligação sugerida para as madres com uma secção inferior é a mesma que para a madre $\Omega 160$; como tal, caso a rotura não se dê pela ligação (ou seja, não exista rotura dos parafusos) pode-se concluir que a ligação adotada irá resistir também para as secções inferiores. O mesmo irá acontecer com a secção $\Omega 200$ em que a configuração da ligação a utilizar é a mesma que a da madre $\Omega 250$. Deste modo modelou-se apenas a ligação para a madre $\Omega 250$.

Volta-se, uma vez mais, a fazer referência ao facto de estes modelos serem uma simplificação, uma vez que a interação entre os parafusos e a parte interna dos furos não ter sido devidamente modelada. Apesar disso permitiu obter resultados com algum grau de confiança.

O modelo foi realizado considerando os sistemas de apoio descritos anteriormente, tendo sido aplicado um carregamento distribuído. As imperfeições geométricas consideradas foram as globais, as locais e as distorcionais, nos casos em que existam, tendo o seu valor sido de $L/1000$, $h/200$ e t respetivamente, tendo sido considerado um comprimento de 3,00 m para a madre $\Omega 160 \cdot 1,5$ e 6,00 m para a madre $\Omega 250 \cdot 2$. No Quadro 4.5 é possível consultar os resultados obtidos. Destes mesmos resultados não se extrai a resistência da emenda (também não era o objetivo) mas é possível constatar que esta, em ambos os casos é capaz de garantir a continuidade de esforços.

4.4.2 Ligação simples sobre os apoios

Para estudar o comportamento das ligações de continuidade nas zonas dos apoios foi criado, tal como anteriormente, um modelo numérico. Em relação ao modelo anterior (ligação simples entre apoios) teve de se introduzir algumas alterações, de forma a ter uma madre com dois vãos e assim permitir a introdução dos esforços de forma o mais realística possível. A configuração da ligação concebida pela equipa de investigação é a apresentado na Figura 4.18, alguns dos furos não são utilizados para a adaptação à largura do apoio (em geral o banzo superior de perfis I ou H)

A modelação do apoio foi realizada utilizado um IPE 270, visto ser o primeiro perfil na gama IPE que possui uma largura nos banzos superior a 130,0 mm (o comprimento mínimo adequado para esta configuração).

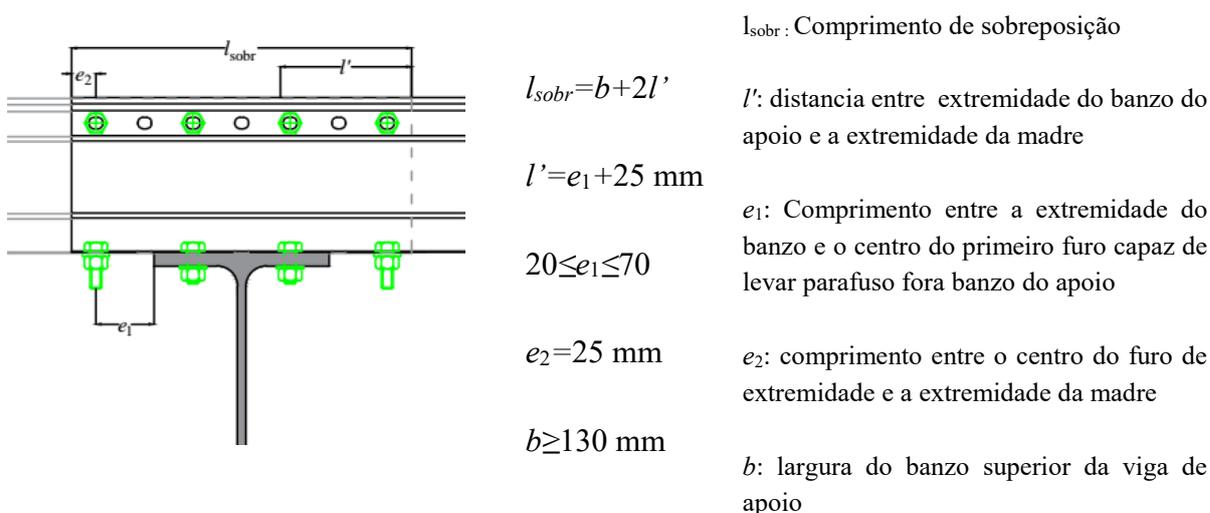


Figura 4.18 – Configuração da ligação de emenda sobre os apoios

O comprimento dos vãos foi de 3,00 m, tendo as condições de apoio utilizadas sido semelhantes às dos modelos anteriores; no entanto foram bloqueados todos os movimentos à exceção da rotação segundo o eixo XX (ver sistema de eixos presente na Figura 4.2) e o apoio central foi considerado como encastrado a meio da alma do IPE 270. As interações entre elementos foram semelhantes às consideradas no subcapítulo anterior, tendo o contacto, entre as madres e o IPE270, sido definido como um “*Hard Contact*” e considerando uma componente tangencial de 0,2. A interação entre as chapas e os parafusos foi feita através da utilização de “*Ties*”, tal como foi explicado no subcapítulo 4.2.3. A aplicação da carga foi feita através de um carregamento distribuído. Foi ainda considerado como imperfeições geométricas iniciais as imperfeições globais e locais, não tendo sido encontrado nenhum modo distorcional. Neste modelo foram ainda utilizados contraventamentos ao longo dos vãos das madres e o espaçamento entre os contraventamentos adotado foi de 1,00 m. No Quadro 4.5 encontram-se descritos os valores obtidos.

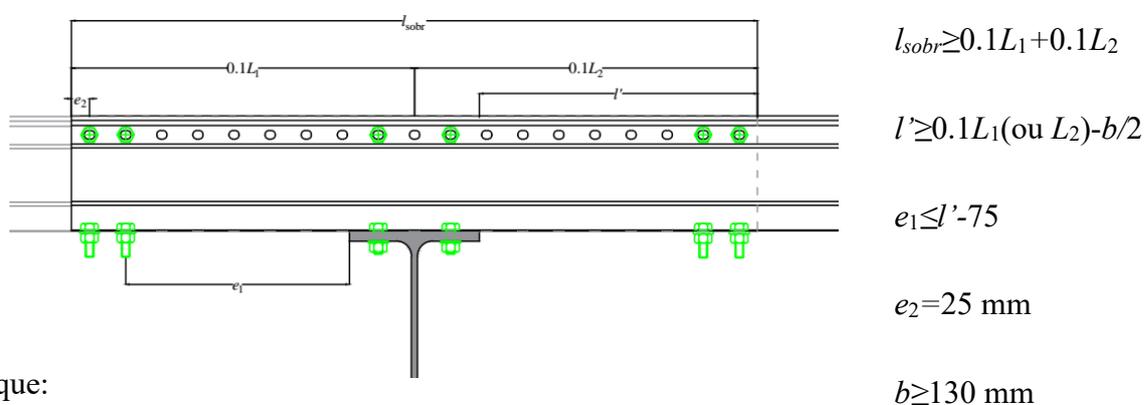
Quadro 4.5 – Comparação entre os valores de momento resistente teórico e o numérico

Designação do modelo	$M_{Teorico}$ [kN.m]	$M_{Numerico}$ [kN.m]	$M_{Neg.Num.}/M_{Neg.Teo.}$
Ligação de emenda simples entre apoios – $\Omega 165 \cdot 1.5_3$	8,69	8,80	1,02
Ligação de emenda simples entre apoios - $\Omega 250 \cdot 2_6$	23,42	25,90	1,11
Ligação de emenda simples sobre apoios - $\Omega 160 \cdot 1.5$	8,58	15,30	1,78
Ligação de reforço sobre apoios - $\Omega 160 \cdot 1.5$	17,16	18,8	1,09

A simbologia do Quadro 4.5 tem o seguinte significado: $M_{Neg.Teo.}$ Corresponde ao momento negativo esperado teoricamente (obtido a partir das equações regulamentares) e $M_{Neg.Num.}$ é o valor do momento negativo obtido dos modelos numéricos.

4.4.3 Ligação de reforço sobre os apoios

A ligação de reforço por sobreposição longa sobre os apoios tem como objetivo obter uma otimização das madres, por se tratar de uma zona com momentos fletores negativos, com valores da ordem de grandeza do dobro dos verificados ao longo dos tramos. Para esta tipologia de ligação foi definida a configuração geométrica ilustrada na figura 4.20.



Em que:

l_{sobr} : Comprimento de sobreposição

l' : Distância entre a extremidade do banzo do apoio e a extremidade da madre

e_1 : Comprimento entre a extremidade do banzo e o centro do primeiro parafuso capaz de levar parafuso fora do banzo do apoio.

e_2 : Comprimento entre o centro do furo de extremidade e a extremidade da madre

b : Largura do banzo superior da viga de apoio

L_1 e L_2 : Comprimentos dos vãos adjacentes ao apoio

Figura 4.19 – Configuração da ligação de reforço sobre os apoios

Foram novamente definidos os contactos entre madres considerando apenas a componente normal através da propriedade “Hard Contact”. Nas zonas de apoio os contactos foram definidos da mesma forma que anteriormente. Os contactos dos parafusos com a furação da chapa foram definidos utilizando “Ties” nas zonas em que irá haver compressão entre o parafuso e a furação serão um pouco diferentes, pois ao contrário do que aconteceu nos modelos com ligações anteriores a forma de transmissão das forças é diferente uma vez que não se está a transmitir uma força de uma madre para outra como numa típica ligação. Aqui a ligação em

causa pretende garantir que a madre e o reforço venham a trabalhar em conjunto permitindo assim considerar uma resistência dupla na zona que se encontra reforçada.

O comprimento utilizado para os vãos adjacentes ao apoio central foi de 6,0 m. Foi considerado um vão de 6m superior ao vão utilizado na ligação simples sobre os apoios apresentada anteriormente, por se querer estudar um comprimento de sobreposição do reforço superior e também para respeitar as dimensões apresentadas anteriormente na Figura 4.20, este modelo possuía ainda contraventamentos afastados de 1,0 m.

4.5 Considerações finais

Numa primeira fase do estudo numérico foram desenvolvidos modelos numéricos por elementos finitos calibrados com base nos ensaios experimentais. Estes modelos uma vez calibrados permitiram realizar estudos paramétricos. Como foi possível verificar nos modelos onde se pretendia replicar os ensaios experimentais 1 e 2 obteve-se um comportamento estrutural da madre muito próximo do observado nos ensaios experimentais. O mesmo já não aconteceu com os modelos onde se pretendia simular o comportamento das ligações de emenda idealizadas, onde o comportamento experimental se encontrava um pouco distante do comportamento obtido numericamente.

Do estudo numérico realizado (onde se variou alguns parâmetros), conclui-se que a secção das madres apresenta propriedades mecânicas consistentes com os esperados teoricamente; obtiveram-se sempre relações entre forças resistentes numéricas e forças resistentes obtidas teoricamente a partir das propriedades efetivas superiores à unidade. Em média as secções apresentam uma resistência 4% superior à resistência esperada. Devido a todos estes fatores foi possível obter confiança na resistência destes elementos.

No que diz respeito às ligações de emenda, apesar de todas as considerações que foram feitas foi possível verificar que estas apresentam um comportamento próximo do esperado; numa primeira aproximação, foi possível verificar que a resistência ao momento fletor é superior à resistência da secção transversal, permitindo assim assegurar a continuidade em relação ao esforço em geral condicionante. No modelo da ligação simples entre os apoios e no modelo da ligação simples sobre os apoios foi possível verificar que a resistência obtida foi muito superior à resistência quando a madre simples sem ligações. A ligação de reforço por sobreposição longa comportou-se como era esperado, tendo sido obtida a resistência dupla da secção. Apesar das simplificações feitas ao nível dos contactos entre os parafusos e a furação da madre, os resultados obtidos indicam um adequado desempenho das ligações de emenda e de reforço por sobreposição longa concebidos.

5 CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

5.1 Conclusões

Esta dissertação foi enquadrada num projeto que se encontrava a ser desenvolvido no DEC e constitui um complemento à campanha experimental que tinha sido realizada. O grande objetivo desta dissertação passava por alargar os casos de estudo aos casos que não tinham sido possíveis realizar em laboratório, tais como os casos em que o vão fosse superior a 3,00 m ou considerando que a carga aplicada se encontrava distribuída ao longo da madre. Na realização desta dissertação recorreu-se ao *software* Abaqus para realizar as simulações numéricas.

A primeira tarefa consistiu na realização de ensaios uniaxiais de tração a provetes de aço retirados da alma das madres. Da realização destes ensaios foi possível obter as curvas tensão-extensão para as três diferentes espessuras. O módulo de elasticidade não foi obtido com um grau de confiança adequado a partir destes ensaios; tratando-se de uma quantidade pouco variável para aços macios correntes foi adotado um valor obtido em função dos estudos de sensibilidade realizados.

Os modelos numéricos foram calibrados com base nos ensaios experimentais realizados tendo sido obtidos um elevado grau de concordância com os resultados experimentais e mesmo com os teoricamente esperados. Durante a calibração dos modelos foi possível perceber a grande influência que as imperfeições geométricas iniciais desempenham no comportamento global da madre.

O objetivo da presente dissertação consistia em alargar os ensaios experimentais e observar que a resistência da madre ia de encontro aos valores teóricos determinados a partir da regulamentação em vigor. Foi possível comprovar que de facto a resistência da madre pode ser corretamente avaliada a partir das propriedades efetivas tanto para a resistência à flexão positiva, como negativa assim como a resistência a forças localizadas (zonas de problemas em elementos de aço enformados a frio). Com base nos ensaios experimentais e na análise numérica é possível concluir que a secção se comporta como esperado, tanto para os estados limites últimos como para os estados limites de serviço.

Também foi possível estudar, ainda que de forma simplificada o comportamento das ligações concebidas pela equipa de investigadores e perceber também o comportamento dessas mesmas ligações. As ligações concebidas permitiam assegurar uma transmissão total dos esforços (em

particular do momento fletor). Esta análise tal como foi dito anteriormente, deve ser encarada como uma primeira abordagem sendo que a sua otimização deverá ser feita através de modelos mais elaborados.

5.2 Desenvolvimentos futuros

Concluído o estudo proposto nesta dissertação, podem-se identificar possíveis novos temas de estudo, de forma a melhorar ainda mais o comportamento da secção assim, como aumentar o leque de aplicabilidade do elemento. Assim seguidamente são apresentados alguns temas que se consideram oportunos estudar num futuro próximo.

Como foi dito anteriormente o estudo das ligações feito nesta dissertação deve ser visto como uma primeira abordagem; assim será interessante num futuro próximo realizar o estudo das ligações com mais pormenor. Sugere-se que se realizem novos ensaios experimentais com as configurações finais das ligações.

No dimensionamento de estruturas metálicas é em geral necessário o dimensionamento ao fogo; como tal seria bastante útil desenvolver tabelas em que fossem indicadas as propriedades resistentes das madres em função da temperatura, de forma a que o projetista na altura de efetuar o dimensionamento possua logo as propriedades resistentes das madres. Ainda na temática do fogo, seria importante realizar ensaios experimentais com as madres em situação de incêndio de forma a validar as suas propriedades neste cenário.

Outro estudo futuro que poderá ser interessante seria a conceção de peças que permitam fechar a secção e estudar o seu comportamento para diferentes aplicabilidades. Como foi visto nesta dissertação, a madre apresenta um excelente comportamento à flexão segundo o eixo principal de inércia; no entanto, quando aplicada em fachadas o seu comportamento não irá ser tão favorável, visto tratar-se de uma secção aberta e quando aplicada em fachadas esta irá estar submetida a esforços de torção. Assim, seria interessante desenvolver formas de fechar a secção de forma a que o seu comportamento quando aplicada em fachadas fosse melhorado. Ainda dentro desta temática seria proveitoso estudar o comportamento da secção fechada e aberta, mas para outro tipo de aplicações, como colunas, aumentando assim o leque de aplicações possíveis da secção.

BIBLIOGRAFIA

Craveiro, H. (2015). “Fire resistance of cold-formed steel columns.” Tese Apresentada Para a Obtenção Do Grau de Doutor Em Engenharia de Segurança Ao Incêndio, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Ciências E Tecnologia Da Universidade de Coimbra, Coimbra.

Clark, J. W. e Hill, H. N. (1960) “lateral Buckling of Beams” Proceedings ASCE, Journal of the Structural Division, vol.68, n°ST7

Dinis, P. B., & Camotim, D. (2010). “Local/distortional mode interaction in cold-formed steel lipped channel beams”. Thin-Walled Structures.

Dubina, D., Viorel, U., & Landolfo, R. (2012). “Design of Cold-formed Steel Structures Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-3: Design of cold-formed steel structures”, ECCS – European Convention for Constructional Steelwork. Wiley-Blackwell, 676.

Directindustry@(2010). <http://www.directindustry.es>, Salão online da industria, Espanha

EN 10346 (2015). “Continuously hot-dip coated steel flat products for cold forming – Technical delivery conditions”. CEN – European Committee for Standardization, Bruxelas.

EN 1993-1-1 (2005). “Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings”. CEN – European Committee for Standardization, Bruxelas

EN 1993-1-3 (2006). “Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting”. CEN – European Committee for Standardization, Bruxelas

EN 1993-1-5 (2006). “Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: Plated structural elements”. CEN – European Committee for Standardization, Bruxelas.

Freitas, D. (2016). “Análise numérica de vigas de aço enformado a frio com reforços longitudinais em situação de incêndio”. Dissertação Apresentada Para a Obtenção Do Grau de Mestre Em Engenharia Civil Na Especialidade de Estruturas, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Ciências E Tecnologia Da Universidade de Coimbra, Coimbra.

Futureng@ (2010). <http://www.futureng.pt/>, Engenharia e Projeto em LSF, Portugal.

Garifullin, M., e Nackenhorst, U. (2015). “Computational analysis of cold-formed steel columns with initial imperfections”. *Procedia Engineering*, Vol. 117, Issue 1, pp. 1078–1084.

ISO 6892-1 (2009): *Metallic materials - Tensile testing, Part 1: Method of test at room temperature*, International Organization for Standardization ISO 6892, Geneva, Switzerland

Laim, S. (2013). “Experimental and numerical analysis on the structural behaviour of cold-formed steel beams subjected to fire”. Tese apresentada para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia de Segurança ao Incêndio, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Ciênc.

Moen, C. D., Igusa, T., & Schafer, B. W. (2008). “Prediction of residual stresses and strains in cold-formed steel members”. *Thin-Walled Structures*, 46(11), 1274–1289.

Mota, S. (2016). “Resistência ao fogo de colunas de aço enformado a frio com secção em sigma”. Dissertação Apresentada Para a Obtenção Do Grau de Mestre Em Engenharia Civil Na Especialidade de Estruturas, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Ciências E Tecnologia. Tese Mestrado.

ofeliz@ (2017), <http://www.ofeliz.pt/>, Metalomecanica, Portugal

Oliveira, D. (2016). “Análise estrutural de elementos comprimidos enformados a frio de aço à temperatura ambiente e ao fogo”. Dissertação Apresentada Para a Obtenção Do Grau de Mestre Em Engenharia Civil Na Especialidade de Estruturas, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Ciências E Tecnologia. Tese Mestrado.

Pernes, P., & Nagy, Z. (2012). “FE modeling of cold-formed steel bolted joints in pitch-roof portal frames”. *Acta Technica Napocensis: Civil Engineering & Architecture*, 55.

Pires, J. (2013). “O método prescritivo na construção de moradias em aço leve”. Dissertação apresentada para obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil, Departamento de Engenharia Civil, Arquitetura e Georrecursos, Instituto Superior Técnico da Universidade de Lisboa, Lisboa

Quach, W. M., Teng, J. G., e Chung, K. F. (2006). “Finite element predictions of residual stresses in press-braked thin-walled steel sections”. *Engineering Structures*, Vol 28, Issue 11, pp. 1609–1619.

Ranawaka, T., e Mahendran, M. (2010). “Numerical modelling of light gauge cold-formed steel compression members subjected to distortional buckling at elevated temperatures”. *Thin-Walled Structures*, Vol. 48, Issue 4–5, pp. 334–344

Rhodes, J. (1991). “Design of cold-formed steel members”. Elsevier Applied Science, London.

Schafer, B., e Peköz, T. (1998). “Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses”. *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 47, Issue 3, pp. 193–210.

Silva, J. (2014). “Study of splice bolted connections in truss steel structures with hollow sections“. Dissertação Apresentada Para a Obtenção Do Grau de Mestre Em Engenharia Civil Na Especialidade de Mecânica Estrutural, Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Ciências E Tecnologia. Tese Mestrado

Simões, R. (2014). “Manual de dimensionamento de estruturas metálicas – Eurocódigo 3: Projeto de Estruturas de Aço – Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios”. CMM – Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista

Dassault Systèmes (2014). *Abaqus User’s Manual*, Dassault Systèmes Simulia Corp., Versão 6.14, USA.

Veríssimo, H. (2008). “Dimensionamento de elementos estruturais de aço enformados a frio de acordo com o Eurocódigo 3”. Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia de Estruturas, Departamento de Engenharia Civil, Arquitetura e Georrecursos, Instituto Superior Técnico da Universidade de Lisboa, Lisboa.

Von Kármán, T., Sechler, E., e Donnell, L. (1932). “The strenght of thin plates in compression”. *Transactions of American Society of Mechanical Engineers*, Vol. 54, pp. 53–57.

Weng, C. C., & Peköz, T. (1990). Residual stresses in cold-formed steel members. *Structural Engineering*, Volume 116(6), 1611–1625.

Weng, C. C., & White, R. N. (1990). Residual stresses in cold-bent thick steel plates. *Journal of Structural Engineering*, Volume 116(1), 29–39.

Yu, W., e LaBoube, R. A. (2010). “Cold-formed steel design”. John Wiley & Sons, Inc, Nova Jérсия