



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

Análise Numérica de Madres Ómega de Aço Enformado a Frio

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil
na Especialidade de Mecânica Estrutural

Autor

Ruben André Rodrigues Salgueiro

Orientadores

Professor doutor Rui António Duarte Simões

Professora doutora Aldina Maria da Cruz Santiago

Esta dissertação é da exclusiva responsabilidade do seu autor, não tendo sofrido correções após a defesa em provas públicas. O Departamento de Engenharia Civil da FCTUC declina qualquer responsabilidade pelo uso da informação apresentada

Coimbra, Julho, 2015

AGRADECIMENTOS

A realização da dissertação é o colmar de uma vida académica cheia de vivências e boas memórias. Ao longo destes anos existiram muitas pessoas que nunca esquecerei e dedico-lhes estas minhas palavras.

O meu maior agradecimento vai para os meus pais Valdemar Salgueiro e Ana Rodrigues, pela paciência e esforço que demonstraram ao longo destes anos, permitindo-me ter todas as condições para concluir o curso. Espero no futuro conseguir retribuir todo este vosso empenho com êxito. À minha irmã, Liliana Salgueiro, agradeço-te pelo afeto e amizade que nunca faltaram. Para a restante família os meus agradecimentos por todo o apoio moral e carinho manifestado ao longo desta jornada.

Aos meus orientadores, Professor Rui António Duarte Simões e Professora Aldina Maria da Cruz Santiago, quero agradecer por todo o apoio, disponibilidade e ensinamentos que me transmitiram e que foram indispensáveis para a realização desta dissertação. Não também posso deixar de agradecer ao Engenheiro Gonçalo Ferraz pelos dados fornecidos que permitiram a concretização deste projeto.

À minha namorada Mónica Botas, agradeço-te por todo auxílio, afeto, amizade, compreensão e sentido crítico que estiveram sempre presentes nos momentos bons e menos bons.

Por último, mas não menos importantes, quero agradecer aos meus amigos de hoje e para sempre. Anthony Mendes (“Tony”), Eduardo Vieira (“Edu”), Fábio Pereira (“Fabecas”), Gonçalo Pereira (“Pigões”), João Fernandes (“Bino”), João Gonçalves (“Jeta”), Jorge Silva, Luís Pereira (“Bacharel”) e Renato Meio Tostão (“Renas”), com vocês vivi, desfrutei e trabalhei ao longo destes anos e convosco guardo as memórias e as vivências que juntos tornámos a cidade universitária inesquecível. Espero que juntos e por muitos anos cantarolemos “Nela te pinto nua”.

Da Universidade e cidade de Coimbra levo o sentimento português mais sublime e característico, a saudade...

RESUMO

Esta dissertação vem no seguimento de um projeto anterior que consistiu na otimização da secção transversal de chapas perfiladas e madres ómega de aço enformado a frio, realizado no seio do grupo de Construção Metálica e Mista por Gonçalo Ferraz na Universidade de Coimbra.

As estruturas com perfis em aço enformados a frio têm tido um desenvolvimento exponencial nas últimas décadas por se tratar de uma solução leve, de fácil aplicação e logo economicamente vantajosa. Estes perfis podem ser aplicados como elementos estruturais principais: pilares e vigas em estruturas de pequeno porte, ou mesmo madres para suporte de elementos de revestimento em estruturas de edifícios ou pavilhões industriais. Nas madres, os mais utilizados têm sido os perfis em forma de C ou Z; estas secções permitem obter parâmetros geométricos com valores elevados em torno do eixo de maior inércia, mas são bastante instáveis lateralmente o que obriga à aplicação de alguns contraventamentos laterais entre apoios. As secções em Ómega (Ω), por serem mais estáveis e evitarem o uso de contraventamentos intermédios, constituem excelentes alternativas.

Neste contexto, o trabalho aqui pretendido corresponde à realização de um conjunto representativo de modelos numéricos em perfis Ω enformados a frio, selecionados previamente com base num estudo de otimização anteriormente realizado. O objetivo destes modelos numéricos é permitir a correta avaliação e comprovação da eficácia em termos do desempenho estrutural destes elementos; nomeadamente a sua resistência e comportamento em serviço sob diversas condições: i) perfis com um vão perfis com dois vãos, ii) perfis de diferentes dimensões ($\Omega 100$, $\Omega 120$ e $\Omega 160$) e iii) diferentes aplicações de cargas (duas cargas pontuais descendentes e uma outra ascendente). Os resultados obtidos serão comparados e discutidos com os resultantes do estudo analítico de otimização já referido.

PALAVRAS-CHAVE

Aço enformado a frio; madre ómega; comportamento estrutural e modo de instabilidade.

ABSTRACT

This Master's Thesis follows on from a previous project on the optimization of the cross section of profiled sheets and omega purlin of cold-formed steel, performed within the group Construção Metálica e Mista and executed by Gonçalo Ferraz at the University of Coimbra.

In recent decades, the use of cold-formed steel (CFS) in structural members faced a significant growth due to their unique characteristics and wide range of structural applications. It allows the design of light structures, easy to build, resulting in economic solutions. The CFS in structural members may be applied as main structural elements: pillars and beams in small structures, or even purlins to support cladding elements of structures in buildings or industrial pavilions. In purlins, the most commonly used profiles have been C or Z shaped, these sections allow the geometrical parameters to obtain high values around the axis of greatest inertia, but its sideways instability requires the application of some lateral bracing between supports. The Omega (Ω) sections, as being more stable and avoiding the use of intermediate bracing, are an excellent alternative.

In this context, the work here intended corresponds to the realization of an representative set of numerical models in cold-formed Ω profiles, previously selected based on an optimization study carried out earlier. The purpose of these numerical models is to allow a proper evaluation and proof effectiveness in terms of the structural performance of those elements; for example, the resistance and in service behaviour under miscellaneous circumstances: i) profiles with a span profiles with two spans, ii) profiles of different dimensions (Ω 100, Ω 120 and Ω 160) and iii) different applications of loads (two punctual charges descendants and another upward). The results obtained will be compared and discussed with the results of the analytical study of optimization mentioned above.

Key words

Cold-formed steel; Omega purlin; structural behaviour, instability way.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Generalidades	1
1.2	Objetivo	2
1.3	Estruturação da Dissertação	3
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1	Conceitos gerais	4
2.2	Processo de fabrico	8
2.3	Classificação de secções.....	10
2.4	Desempenho estrutural	11
3	MODELAÇÃO NUMÉRICA DOS ENSAIOS EM FLEXÃO.....	17
3.1	Introdução.....	17
3.2	Madres e suas geometrias	17
3.3	Propriedades mecânicas do aço.....	19
3.4	Modelação das condições de apoio e de carregamento	21
3.5	Método de análise.....	24
3.6	Modelação da malha e tipo de elemento	25
4	ANÁLISE E COMPARAÇÃO DE RESULTADOS.....	31
4.1	Introdução.....	31
4.2	Cálculos teóricos	32
4.3	Madre $\Omega 100$	35
4.3.1	Análise dos modelos numéricos M1 e M2	35
4.3.2	Análise dos modelos numéricos M3 e M4	39
4.3.3	Análise dos modelos numéricos M5 e M6	40
4.3.4	Análise dos modelos numéricos M7 e M8	43
4.4	Madre $\Omega 120$	45

4.4.1	Análise dos modelos numéricos M9 e M10	45
4.4.2	Análise dos modelos numéricos M11 e M12	48
4.4.3	Análise dos modelos numéricos M13 e M14	49
4.4.4	Análise dos modelos numéricos M15 e M16	52
4.5	Madre $\Omega 160$	54
4.5.1	Análise dos modelos numéricos M17 e M18	55
4.5.2	Análise dos modelos numéricos M19 e M20	57
4.5.3	Análise dos modelos numéricos M21 e M22	59
4.5.4	Análise dos modelos numéricos M23 e M24	62
4.6	Madre $\Omega 100$ com carga ascendente	64
4.6.1	Análise dos modelos numéricos M25 e M26	64
4.6.2	Análise dos modelos numéricos M27 e M28	67
5	CONCLUSÃO	69
5.1	Conclusões finais	69
5.2	Desenvolvimentos futuros	69
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	71

SIMBOLOGIA

a_n	Distância ao centro de gravidade do tramo n
A_g	Área bruta da secção transversal
A_n	Área definida pelo diagrama de momentos do tramo n
A_{n+1}	Área definida pelo diagrama de momentos do tramo $n+1$
b_{n+1}	Distância ao centro de gravidade do tramo $n+1$
c	Comprimento útil de um componente de uma secção
E	Módulo de Young
ε	Extensão; coeficiente dependente de f_y
ε_{nom}	Extensão nominal
ε_{pl}	Extensão plástica
ε_{true}	Extensão verdadeira
f_p	Tensão de proporcionalidade
f_u	Tensão última do material
f_y	Tensão de cedência do material
f_{ya}	Tensão de cedência média
f_{yb}	Tensão de cedência base
k	Coeficiente que depende do tipo de processo de enformagem
I	Momento de Inércia de uma secção
L	Comprimento total
l_n	Comprimento de um tramo n
l_{n+1}	Comprimento de um tramo $n+1$
$M_{c,Rd}$	Valor de cálculo do momento resistente
M_{el}	Momento elástico da secção
M_n	Momento de extremidade
M_{pl}	Momento plástico da secção
n	Número de dobras a 90° da secção transversal
P	Carga aplicada
t	Espessura do material

ν	Coeficiente de <i>Poisson</i>
W_{eff}	Módulo elástico de flexão efetivo
W_{el}	Módulo elástico em flexão
y	Deslocamento transversal segundo o eixo y
γ_{M0}	Coeficiente parcial de segurança
$\Delta\%$	Diferencial em percentagem
λ	Parâmetro de carga
λ_u	Valor de resistência última ou capacidade resistente
σ_0	Tensão normal inicial
σ_1	Tensão normal final
σ_{nom}	Tensão nominal
σ_{true}	Tensão verdadeira
Ω	Perfil Ómega
\emptyset_s	Capacidade de rotação

1 INTRODUÇÃO

1.1 Generalidades

Ao longo dos anos, a utilização do aço na construção tem vindo a crescer tanto a nível internacional como nacional. No plano internacional, a facilidade de exportação aliada ao crescimento das economias emergentes tais como a China, a Índia e o Brasil levaram a um crescimento exponencial da taxa utilização do aço na construção. Por sua vez, no panorama nacional as empresas para fazer face à diminuição da procura interna, apostam em mercados como Angola e Moçambique. Este crescimento tem vindo a verificar-se especialmente em edifícios industriais e comerciais, pontes, coberturas de grandes espaços e torres eólicas [1].

Desde as primeiras estruturas metálicas, como a ponte *Wearmouth* (Figura 1.1 (a)), datada de 1796, até às obras mais atuais, como as torres eólicas (Figura 1.1 (b)), verifica-se uma evolução tanto a nível da sua utilidade, como a nível de conceção e arquitetura. Associando sempre as estruturas metálicas à hodiernidade e evolução.



(a)



(b)

Figura 1.1 - Exemplos de estruturas metálicas: (a) Ponte Wearmouth [2] e (b) exemplo de torre eólica [3].

A competitividade das estruturas metálicas resultam das inúmeras vantagens apresentadas, em comparação com os outros materiais utilizados na construção, tais como o betão, o vidro e a madeira. Das vantagens mais evidentes, estão presentes: tem maior resistência e rigidez; tem maior facilidade e rapidez de produção, montagem e transporte; tem maior facilidade de exportação e é um material reutilizável e sustentável.

As propriedades físicas e mecânicas do aço permitem a conceção de estruturas com esbelteza bastante considerável, permitindo a conjugação de estrutura resistente com peso próprio reduzido. O fato de uma estrutura metálica consistir principalmente numa pré-fabricação, com menores custos ambientais e maior rapidez, aliando as suas propriedades físicas e mecânicas, permitem uma maior facilidade de transporte e montagem. Deste modo privilegia-se a exportação, permitindo às empresas fazer face à conjuntura económica adversa, atualmente sentida tanto a nível nacional e internacional.

Outra das características da estrutura metálica de elevada importância no contexto atual, prende-se com facto de ser a única que pode ser desmontada e reutilizada sem perder as suas propriedades. Este fator acarreta para a vanguarda a estrutura metálica a quão da conceção de estruturas provisórias, permitindo a sua reutilização, o que por sua vez diminui os efeitos ambientais e conseqüentemente o efeito de estufa.

São todas estas características do aço, bem como a sua elevada competitividade, que levam a uma evolução constante dos perfis metálicos. As empresas metalúrgicas tentam produzir perfis metálicos cada vez mais competitivos, coligando a resistência ao menor custo de fabrico e peso próprio de cada elemento estrutural, permitindo produzir perfis com resistências elevadas e preços competitivos de mercado.

Neste contexto surgem os perfis enformados a frio que apesar da sua afirmação como elementos secundários, cada vez mais surgem como elementos estruturais. Este progresso como sistemas estruturais tem vindo a sentir-se especialmente nos países mais industrializados, onde se tem desenvolvido uma construção residencial e comercial de baixo custo. Esta evolução prende-se essencialmente pelas suas propriedades físicas e mecânicas, que serão enunciadas com mais pormenor no capítulo 2 desta dissertação.

1.2 Objetivo

Dando seguimento a um projeto anterior que consistiu na otimização da secção transversal de chapas perfiladas e madres ómega de aço enformado a frio, realizado no seio do grupo de Construção Metálica e Mista, do DEC-FCTUC [4], existe a necessidade de proceder a uma validação do comportamento dos perfis Ómega (Ω) quando sujeitos a esforços de flexão. Inicialmente previa-se que a validação seria efetuada com base em ensaios experimentais, no entanto dado a impossibilidade, nesta fase, de conceção dos perfis metálicos pela empresa requerente, optou-se, pela realização dessa comprovação por via numérica.

Deste modo o objetivo que se pretende alcançar com a elaboração desta dissertação de mestrado corresponde à análise do comportamento estrutural, através de uma modelação numérica de três vigas com secções transversais de madres Ω 100, 120 e 160 em aço enformado a frio, fazendo corresponder o mais aproximadamente possível a um ensaio experimental de flexão.

De modo a atingir os objetivos pretendidos recorre-se à modelação numérica através do programa de cálculo *Abaqus*, fazendo uma variação paramétrica bem como de cargas aplicadas. A variação paramétrica será feita através da utilização de duas espessuras diferentes para cada perfil ómega, 1/ 1.6 mm para $\Omega 100$ e $\Omega 120$ e 1/2 mm para $\Omega 160$; bem como a análise em um tramo e dois tramos (viga contínua) de 3m. A variação de cargas é feita recorrendo a três situações de carga para cargas pontuais (duas descendentes e uma ascendente).

1.3 Estruturação da Dissertação

A presente dissertação encontra-se estruturada em cinco capítulos que descrevem todos os aspetos relevantes do projeto em estudo.

No presente capítulo, capítulo 1, é feita uma breve introdução acerca do tema em estudo e são resumidos os objetivos da dissertação bem como esta está estruturada.

No capítulo 2 é apresentada a revisão bibliográfica da dissertação e os seus conceitos teóricos. Dentro disto, são expostos conceitos gerais acerca dos perfis de aço enformado a frio e o seu processo de fabrico. Seguidamente expõe-se o comportamento estrutural teórico, os modos de instabilidade, a classe de secção e o tipo de análise estrutural a realizar nos perfis de aço enformado a frio.

No capítulo subsequente, capítulo 3 é explicado todo o processo de modelação numérica. Abrangendo a definição das propriedades do aço utilizado, as condições de fronteira adotadas no modelo e o tipo de malha de elementos finitos considerada.

No capítulo 4 é realizada a análise de resultados dos modelos numéricos efetuados comparando com valores teóricos de resistência e deformação elástica de cada tipo de perfil considerado $\Omega 100$, $\Omega 120$ e $\Omega 160$.

Por ultimo, no capítulo 5, é realizada uma conclusão dos estudos da modelação numérica e são referidas algumas sugestões para desenvolvimentos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Conceitos gerais

Na construção metálica, dependendo do processo de fabrico, podem ser utilizados três grupos de elementos utilizados: elementos de aço laminado a quente, soldados e enformados a frio. Os elementos de aço laminado a quente são na maioria das situações, utilizados para criação da estrutura de suporte, devido à sua maior resistência e robustez. Os elementos de aço soldados são idênticos aos anteriores com o acréscimo de permitirem a criação de secções variáveis com configurações diferentes das existentes no mercado. Os elementos de aço enformado a frio, em regra, são utilizados como elementos de estrutura secundária na construção metálica tais como madres de fachada e cobertura, no entanto a sua utilização como elementos estruturais tem vindo a ter um aumento considerável.

Comparando os aços enformados a frio com os aços laminados a quente verifica-se que os primeiros permitem obter uma solução economicamente mais competitiva quando em causa exista a necessidade de vencer vãos curtos e suportar pequenas cargas. Isto deve-se à sua possibilidade de produção económica de secções transversais e variadas formas, permitindo a obtenção de relações resistência-peso favoráveis, bem como a facilidade de transporte e armazenamento fruto da sua leveza [5].

A utilização dos enformados a frio tem vindo a crescer nas últimas décadas, fazendo-se sentir este acréscimo inicialmente em países como os Estados Unidos da América, Austrália e mais recentemente na Europa. Em Portugal, a utilização deste tipo de aço tem sofrido um crescimento gradual, sendo que numa primeira fase na utilização em madres para suporte de coberturas e fachadas e mais recentemente em pequenas construções modulares (Figura 2.1), como moradias unifamiliares. A este tipo de sistema construtivo dá-se o nome de *Light Steel Framing*, ao qual é utilizado o aço galvanizado como elemento estrutural e apenas é utilizado o betão para a conceção das fundações [5].



Figura 2.1 – Exemplo da utilização de perfis em aço enformado a frio nas construções modulares.(a) [6] e (b) [6]

Outro dos grandes focos de utilização é a reabilitação e remodelação de estruturas antigas, ver Figura 2.2. Como é notório as maiores cidades portuguesas estão a sofrer um grande envelhecimento das suas construções nas zonas históricas; tendo em conta a relação resistência/peso dos enformados a frio e a resistência que apresentam face ao ataque de agentes corrosivos, estes têm-se apresentado como uma solução competitiva se comparado com outras soluções utilizadas.



Figura 2.2 – Exemplo da utilização de perfis enformados a frio na reabilitação e remodelação: (a) remodelação de um edifício com gaiola pombalina [6] e (b) reabilitação de uma cobertura [6]

As principais vantagens da utilização dos enformados a frio são [7] [8] [9]:

- Eficiência estrutural derivada da relação resistência/peso;
- Facilidade de manutenção e rapidez de montagem;

- Utilização como material reciclável;
- Inexistência de retração e fluência à temperatura ambiente;
- Possibilidade de fabricação em larga escala;
- Facilidade na produção de variadas seções geométricas;
- Elevada economia no armazenamento, transporte e manuseamento, tendo em conta que que muitas das seções podem se encaixar umas nas outras, permitindo otimizar o espaço de armazenamento e transporte;
- Elevada durabilidade, relativamente à corrosão devido ao processo de galvanização que os enformados a frio estão sujeitos.

As principais desvantagens da utilização dos enformados a frio são [7] [8] [9]:

- Vários fenómenos de instabilidade relacionados com o comportamento estrutural dos elementos, tais como instabilidades local, distorcional e global;
- Cálculo de resistência de seções e barras mais complexos que noutros tipos de elementos estruturais de aço;
- As relações geométricas de perfis, nas quais são cobertas por ensaios associados, incluem apenas as seções tipificadas, nomeadamente as seções C, Z e Σ ;
- Maioria das seções de enformados a frio são classificados como seções de classe 4, logo têm menor momento resistente;
- Menor ductilidade destes elementos, logo deve-se evitar a sua utilização para estruturas em que a fadiga seja um fator predominante.

Ainda dentro dos perfis enformados a frio é importante realçar três grandes grupos: perfis estruturais, painéis e chapas perfiladas. Todos estes são produzidos com base na perfilagem e quinagem de chapas à temperatura ambiente, como vai ser descrito no ponto seguinte desta dissertação. As principais diferenças entre os três tipos referidos prendem-se com a espessura das chapas a partir das quais são moldados, bem como na secção transversal dos elementos. Os perfis estruturais apresentam normalmente espessuras na ordem dos 0.5 a 6 milímetros. Na Figura 2.3 são apresentadas as seções mais comuns deste segmento dos enformados a frio em U, C, Z, “Hat” e “Rack” [7].

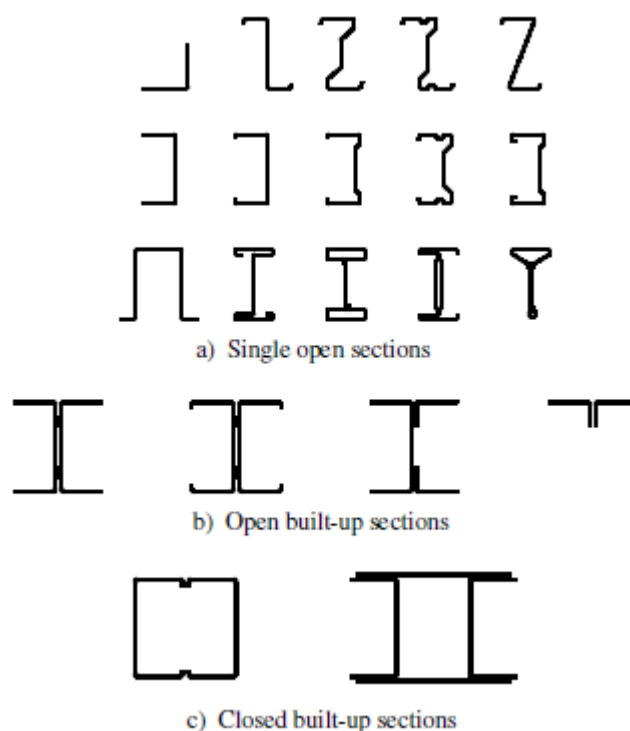


Figura 2.3 – Tipos de perfis enformados a frio [10].

Os painéis e as chapas perfiladas apresentam normalmente espessuras entre 0.4 mm e 1.5 mm. As características geométricas das chapas perfiladas são muito variáveis, podendo apresentar reforços tanto na direção longitudinal como na direção transversal, como é ilustrado na Figura 2.4 [7].

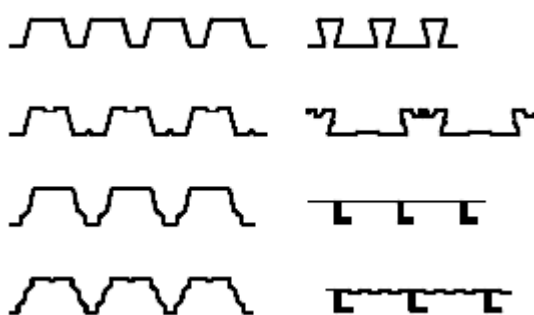


Figura 2.4 – Tipos de chapas perfiladas de aço enformado a frio [10].

No fabrico de perfis enformados a frio, utilizam-se em geral aços galvanizados. Neste tipo de aços a tensão de cedência varia entre os 220 MPa e 500 MPa, sendo que a tensão última varia entre os 300 MPa e 720 MPa. A extensão máxima neste tipo de aços pode variar entre os 10%

e 25%. É importante referir, que o processo de fabrico, que será explicado no ponto seguinte desta dissertação, tem influência nas propriedades mecânicas do aço. Diminui a ductilidade no aço mas aumenta a sua tensão de cedência bem como a sua tensão última.

Segundo a cláusula 3.2.1 do EC3 1-3, o aumento da tensão de cedência pode ser considerado no dimensionamento das secções transversais, tendo em conta que a tensão de cedência média pode ser determinada experimentalmente ou mesmo analiticamente. Esta variação de tensões tem um efeito significativo nas zonas das dobragens, devido ao endurecimento do material, que se traduz no aumento da tensão de cedência média (f_{ya}), em relação à tensão de cedência base (f_{yb}) do material. Calcula-se de acordo com as equações (2.1) e (2.2).

$$f_{ya} = f_{yb} + \frac{k \cdot n \cdot t^2}{A_g} \times (f_u \times f_{yb}) \quad (2.1)$$

$$f_{ya} \leq \frac{f_u + f_{yb}}{A_g} \quad (2.2)$$

sendo que: f_u corresponde à tensão última do material, k o coeficiente que depende do tipo de processo de enformagem e que toma os valores 7 (no caso de enformagem a frio) e 5 (no caso de qualquer outro processo de enformagem), n o número de dobragens a 90° da secção transversal, t é a espessura do material e A_g área bruta da secção transversal.

Contudo é importante mencionar que a tensão de cedência média só deverá ser utilizada para o cálculo da resistência de secções transversais totalmente efetivas, sendo que nos restantes casos é utilizada a tensão de cedência base.

2.2 Processo de fabrico

Na produção de perfis metálicos enformados a frio são normalmente utilizados dois métodos distintos: a laminagem ou perfilagem a frio e a quinagem. O processo de laminagem consiste em fazer passar a chapa, que está em forma de rolo (bobine), entre dois ou mais cilindros, dependendo da complexidade do perfil a laminar, de modo a conceber a secção transversal pretendida. Exemplo apresentado na Figura 2.5.

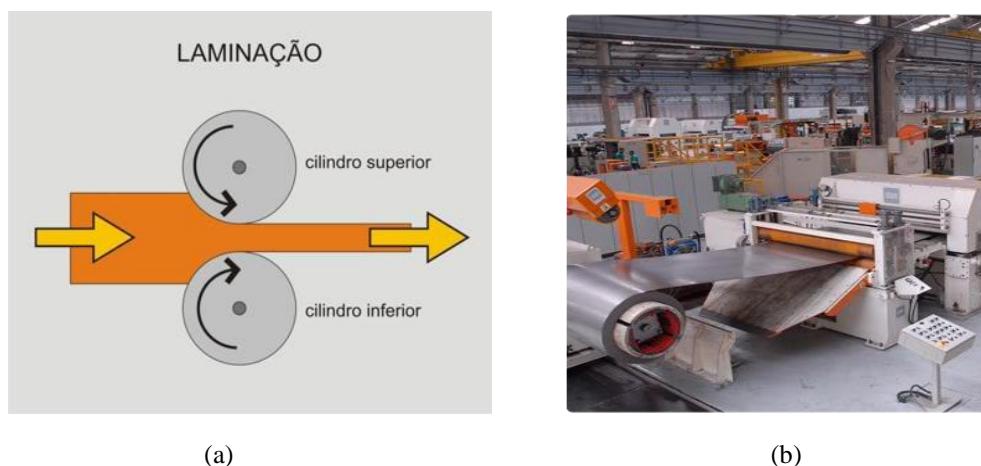


Figura 2.5 – Exemplo do processo de laminação: (a) processo de laminação [11] e (b) exemplo de uma máquina laminadora [12]

Por sua vez, o processo de quinagem consiste num processo de dobragem de chapa, ou seja, tal como o nome indica quinar chapas. Este processo trata-se de um processo mais moroso do que o processo de laminação, daí que a sua utilização seja direcionada para secções mais simples. Na Figura 2.6 é apresentado um exemplo de processo de quinagem.



Figura 2.6 – Exemplo do processo de quinagem: (a) processo de quinagem [8] e (b) exemplo de uma máquina quinadora [13]

Outro processo inerente ao fabrico é o processo de galvanização. Este é o processo de tratamento da superfície do perfil metálico, que tem como objetivo proteger o aço contra os efeitos corrosivos.

2.3 Classificação de secções

Segundo a cláusula 5.5 da EC3-1-1, a classificação das secções transversais dos elementos estruturais tem como objetivo identificar em que medida a sua resistência e a sua capacidade de rotação são limitadas pela ocorrência de encurvadura local. Sendo que numa secção compacta as zonas comprimidas podem plastificar completamente, numa outra secção com esbelteza considerável isso pode não acontecer, tendo em conta os fenómenos de encurvadura local [14].

Nessa mesma cláusula no ponto 5.5.2, as secções transversais são divididas em quatro diferentes classes, consoante a sua capacidade de rotação bem como a capacidade de formar rótulas plásticas:

- **Classe 1** – são secções transversais em que se pode formar uma rótula plástica, com capacidade de rotação necessária para uma análise plástica, sem que haja redução da sua resistência;
- **Classe 2** – são secções transversais em que se pode atingir o momento resistente plástico, mas cuja capacidade de rotação é limitada pela encurvadura local;
- **Classe 3** – são secções transversais em que a tensão na fibra externa comprimida, calculada com base numa distribuição elástica de tensões, pode atingir o valor da tensão de cedência, mas em que a encurvadura local pode impedir que o momento resistente plástico seja atingido;
- **Classe 4** – são secções transversais em que ocorre encurvadura local antes de se atingir a tensão de cedência numa ou mais partes da secção transversal.

A classificação de secções é dependente da relação geométrica entre o comprimento e a espessura (c/t) dos componentes, que podem estar totalmente ou parcialmente comprimidas (alma e banzos), tendo em conta os esforços atuantes (esforço normal e momento fletor) e a classe do aço. Os valores limite das relações c/t dos troços são apresentados no quadro 5.2 do EC 3-1-1. Nestes quadros são definidas as classes de cada componente da secção transversal, dependendo da classe do aço que define o do parâmetro ε ($\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$), sendo f_y , a tensão de cedência do aço em MPa [1] [14].

Quando a relação entre o comprimento e a espessura (c/t) de uma componente, não verifica as condições limites para a determinada classe, é feita a verificação da mesma relação para a classe seguinte. Faz-se este processo sequencial até ser possível a classificação do componente. Sempre que exista uma relação que não verifique os limites para a classe 3, pertence *à priori* à classe 4. De um modo geral a classe da secção é dada pela maior classe dos componentes comprimidos que a constituem, sendo que quando maior a classe mais desfavorável. O comportamento à flexão das secções das classes 1 a 4 é exposto na Figura 2.7, sendo que M_{el}

representa o momento elástico, M_{pl} representa o momento plástico da secção e ϕ_s a capacidade de rotação [1] [14].

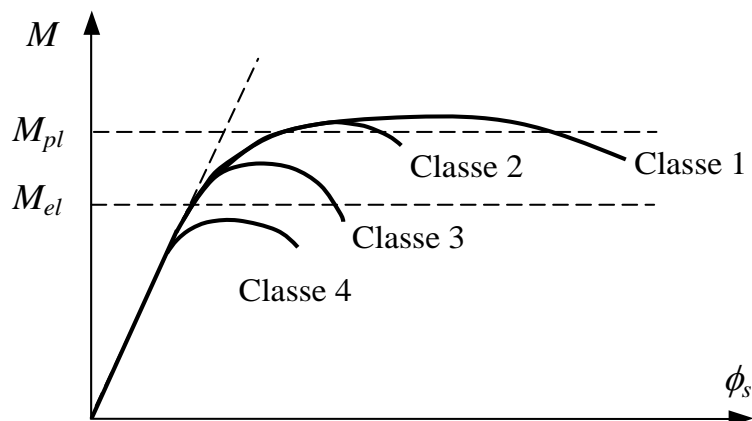


Figura 2.7 – Comportamento de secções à flexão [1].

Os perfis de aço enformado a frio, geralmente são constituídos por secções de classe 4, tendo em conta que a resistência elástica da secção transversal não chega a ser atingida. Isto deve-se aos fenómenos de instabilidade local que normalmente são inerentes a estes tipos de perfis. Para evitar a consideração explícita destes fenómenos, o EC3-1-1 recomenda que a avaliação da resistência seja efetuada com base numa secção efetiva reduzida, deduzindo as zonas da secção suscetíveis de instabilizar localmente [1] [14].

Importa referir que este fenómeno também ocorre nos perfis ómega objeto de estudo nesta dissertação, como se demonstra posteriormente.

2.4 Desempenho estrutural

O comportamento estrutural dos elementos de aço enformado a frio é caracterizado por ser bastante complexo. De todos os fatores que influenciam o dimensionamento deste tipo de perfis é possível destacar aspetos como: espessuras reduzidas; geometria da secção; existência ou não de reforços; comprimento do elemento; processo de fabrico; modos de instabilidade; entre outros aspetos.

Tal como noutros tipos de perfis metálicos, também nos perfis de aço enformados a frio existem problemas relativos às imperfeições geométricas e tensões residuais. Tendo em conta a falta de informação acerca do estado inicial do elemento, estes fatores muitas vezes não são contabilizados na modelação numérica. Isto pode levar a conclusões e resultados finais incorretos e diferentes de um ensaio experimental. Estas imperfeições são responsáveis pela

introdução de tensões residuais e de deformações plásticas no material que influenciam a capacidade de carga e a resistência última dos elementos estruturais [4].

Outros dos aspetos presentes no comportamento estrutural dos perfis enformados a frio é a existência ou não de reforços nas almas ou nos banzos. A introdução de reforços dá-se no processo de fabrico dos elementos através da introdução de dobras na geometria da secção transversal. Estes reforços permitem reduzir a suscetibilidade à deformação local do elemento, como é ilustrado na Figura 2.8. Os reforços asseguram pontos de apoio elásticos dos troços da secção, diminuindo o comprimento livre para elas fletirem, e simultaneamente aumentam o valor da tensão crítica de instabilidade local [9].

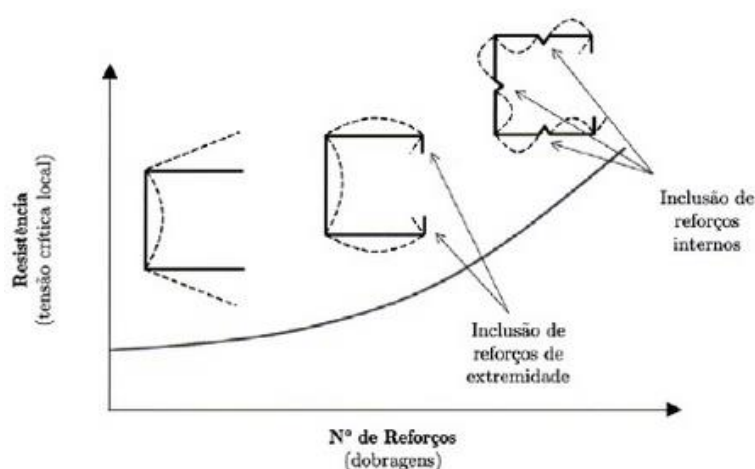


Figura 2.8 - Influência das dobras na resistência de seções de aço enformado a frio [8].

As dobras feitas no processo de perfilagem alteram consideravelmente as propriedades mecânicas do aço, aumentando as tensões de cedência e a tensão última e diminuindo, por sua vez, a ductilidade do material. Na Figura 2.9 ilustrado a influência das dobras num perfil C.

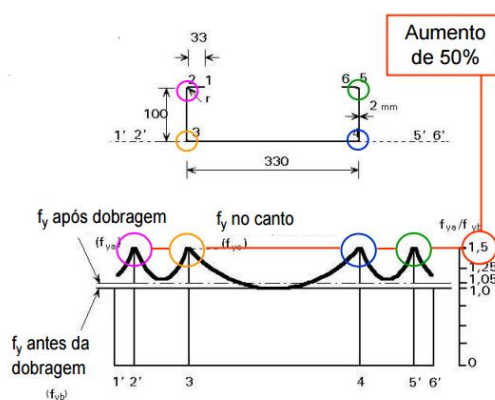


Figura 2.9 – Exemplo da influência das dobras nas propriedades mecânicas do aço [8].

Entre outros aspetos, estão também associados as grandes deformabilidades à torção bem como o empenamento (deformações axiais da secção). O primeiro, presente na maioria das secções correntes, está relacionado com a baixa rigidez de torção das secções abertas de espessura reduzida e ao facto do centro de corte não coincidir com o centro de gravidade. O segundo está presente em diversos tipos de secções de parede fina quando estas são sujeitas à torção, sendo que o tipo de condições de fronteira de uma barra relativamente a este modo de deformação, têm grande influência na sua resistência mecânica. Na Figura 2.10 são apresentados os tipos de deformabilidade anteriormente referidos [9].

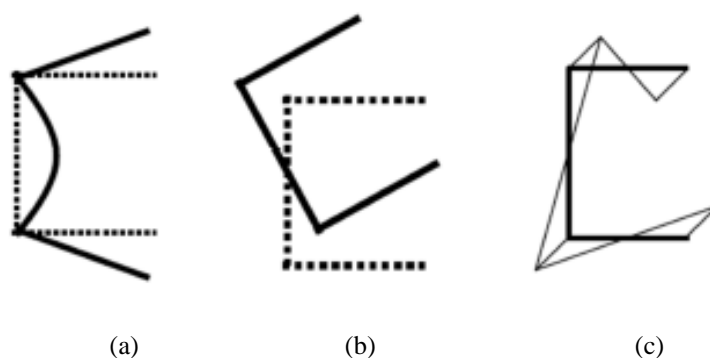


Figura 2.10 – Tipos de deformabilidade: (a) instabilidade local, (b) torção e (c) empenamento. [9]

Como também já foi referido anteriormente, os perfis enformados a frio são normalmente perfis de secções de paredes finas em que apresentam uma elevada esbelteza, tornando-os suscetíveis a fenómenos de instabilidade. Estes fenómenos são divididos em dois grupos, os modos de instabilidade globais e os modos de instabilidade locais. Na Figura 2.11 são exibidos exemplos de instabilidades de natureza local e/ou global, para perfis do tipo C à compressão.

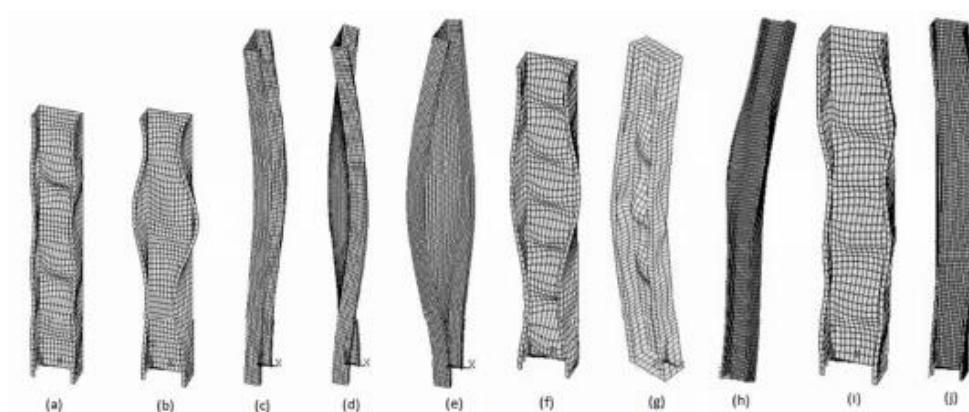


Figura 2.11 – Modos de instabilidade de um perfil C à compressão: (a) local; (b) distorcional; (c) global por flexão; (d) global por torção; (e) global por flexão-torsão; (f) local e distorcional; (g) local e global por flexão; (h) distorcional e global por flexão; (i) local e global por flexão-torsão; (j) distorcional e global por flexão-torsão [7].

O fenómeno de instabilidade global caracteriza-se pela existência de deformação do eixo do elemento, havendo unicamente rotação e/ou translação no próprio plano da secção transversal, comportando-se como corpo rígido. São associados a elementos que ostentem comprimentos relevantes, estando por isso severamente influenciados pelas condições de fronteira. O modo global de flexão e o modo global flexão-torção, são exemplos de instabilidade global. No primeiro modo existe flexão em torno do eixo de menor inércia e no segundo existe flexão em torno do eixo de maior inércia combinada com torção [9] [15].

Relativamente à instabilidade local, a deformação ocorre fundamentalmente ao nível da secção transversal, isto é, existe deformação das paredes do elemento mas não se verifica qualquer alteração na configuração do eixo longitudinal. Dentro da instabilidade local importa realçar dois tipos de deformações. O primeiro caracteriza-se por ter apenas deformação por flexão das paredes da secção transversal, ou seja, os bordos internos sofrem apenas deformações não apresentando qualquer tipo de deslocamento transversal. O segundo é também designado por instabilidade distorcional, e caracteriza-se por ter rotações e deslocamentos transversais [9] [15].

A avaliação do comportamento geometricamente não linear dos perfis enformados a frio, em regime elástico e elasto-plástico, é feita através de uma análise linear de estabilidade e uma análise de pós encurvadura [16].

Uma análise de estabilidade elástica apresenta-se como sendo uma das mais simples das análises geometricamente não lineares. É utilizada para elementos em que não apresentam imperfeições geométricas iniciais e em que o comportamento material do aço é elástico. Matematicamente é necessário resolver um problema de valores e vetores próprios (no caso das barras discretizadas resultantes da aplicação dos métodos numéricos) no qual as tensões de bifurcação são os valores próprios e os modos de instabilidade correspondentes são os vetores próprios [16] [17].

Contrariamente à análise anterior referida, a análise de pós-encurvadura apresenta-se como sendo mais complicada. Aplica-se em elementos que apresentam imperfeições iniciais e/ou tensões residuais e envolve a determinação de trajetórias de equilíbrio não lineares (trajetórias de pós-encurvadura) com evolução das tensões e/ou deformações ao longo dessas mesmas trajetórias de equilíbrio. As trajetórias de pós-encurvadura são curvas que relacionam o carregamento aplicado (dependente de um único “parâmetro de carga” λ) com componentes de deslocamentos. O comportamento material do aço pode ser modelado através de leis constitutivas elásticas ou elasto-plásticas. Matematicamente é necessário resolver o sistema de equações de equilíbrio não lineares que regem o comportamento do elemento estrutural discretizado no modelo numérico, utilizando procedimentos incrementais-iterativos. Na presente dissertação é utilizado o método de Newton-Raphson com a técnica de controlo de comprimento de arco, através do programa de cálculo numérico *Abaqus*. O colapso do elemento

estrutural ocorre num ponto limite situado sobre a sua trajetória de equilíbrio, os correspondentes valores do parâmetro de carga e configuração deformada fornecem a resistência última e o modo de colapso do elemento [16] [17].

Na Figura 2.12 encontram-se representadas as trajetórias de equilíbrio obtidas através de uma análise de estabilidade elástica, uma análise de pós-encurvadura elástica e uma análise de pós-encurvadura elasto-plástica, sendo que λ_u , fornece o valor da resistência última (ou capacidade resistente) do elemento estrutural associado a um dado carregamento. É de assinalar que a trajetória horizontal fornecida pela análise de estabilidade reflete a linearização da equação de equilíbrio adjacente utilizada para efetuar essa análise [16].

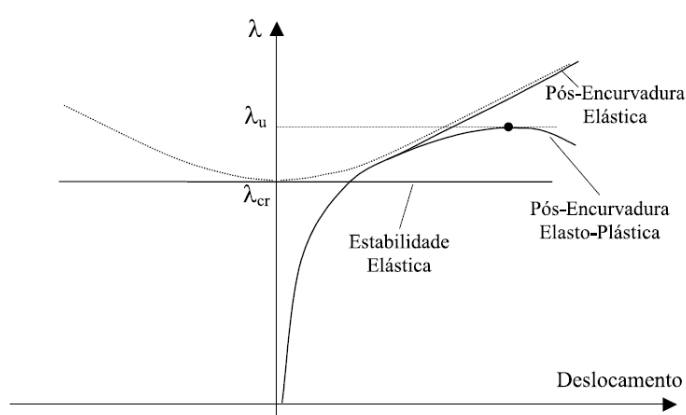


Figura 2.12 – Comparação entre as trajetórias de equilíbrio fornecidas pelas diferentes análises [16].

Para efetuar uma análise estrutural é utilizado um método para a análise numérica, que envolve a discretização do elemento estrutural com secção de paredes finas, transformando num sistema com um número finito de graus de liberdade. Na Figura 2. 13, é apresentado um elemento do tipo C discretizado [16].

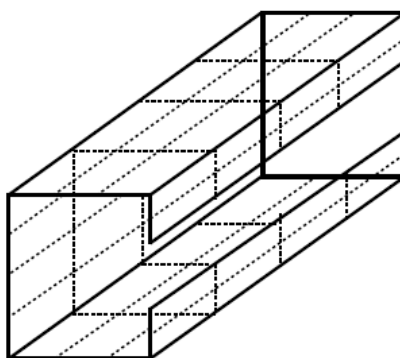


Figura 2. 13 – Discretização de um perfil em C em elementos finitos de casca [16].

Nesta dissertação será utilizado o método de elementos finitos (elementos finitos de casca), dividindo a superfície média do elemento estrutural num grande número de pequenos elementos ligados por nós, podendo variar entre quadrados, retângulos e triângulos os quais correspondem aos folhetos médios de elementos de casca geometricamente não lineares. No interior de cada um dos elementos, o campo de deslocamentos é aproximado por meio de uma combinação linear de “funções de forma” (frequentemente polinómios) cujos coeficientes são valores de deslocamentos nodais generalizados, incluindo os graus de liberdade do elemento estrutural discretizado, obtidos por imposição das condições de apoio e compatibilidade apropriadas [16].

3 MODELAÇÃO NUMÉRICA DOS ENSAIOS EM FLEXÃO

3.1 Introdução

Neste capítulo pretende-se descrever todos os passos relativos à execução da modelação numérica das madres enformadas a frio, através do *software Abaqus* (versão 6.13-2). Esta análise tem por base o Método de Elementos Finitos associado a algoritmos de análise não linear. O programa utiliza o processo incremental e iterativo para determinação da solução deste tipo de problemas, recorrendo ao método *Newton-Raphson*.

É importante referir, como já foi dito anteriormente, que para se conseguir simulações numéricas o mais próximo possível de ensaios experimentais são seguidos os pressupostos do Anexo A do EC3 1-3. Deste modo, os ensaios devem seguir os seguintes pressupostos:

- i. O elemento de teste deve ter pelo menos um comprimento quinze vezes superior à sua maior dimensão transversal. O espaçamento de apoios para o banzo em compressão não deve ser menor que o espaçamento usado em serviço.
- ii. O par de pontos de carga deve ser aplicado entre 1/5 e 1/3 do comprimento total do elemento em estudo de modo a obter um momento-fletor uniforme no troço central. As cargas devem passar no centro de corte da secção transversal e se necessário pode-se travar a secção de modo a prevenir a encurvadura local.
- iii. Os deslocamentos devem ser medidos no ponto de aplicação das cargas e a meio vão sempre que seja possível.

3.2 Madres e suas geometrias

As geometrias das madres Ómega $\Omega 100$, $\Omega 120$ e $\Omega 160$ não estão completamente definidas por razões que se prende com a confidencialidade do produto, uma vez que este ainda não está em produção. É importante referir que nas modelações não foram consideradas imperfeições iniciais. Na Figura 3.1 apresenta-se a secção do perfil cotada e no Quadro 3.1 a legenda da variação das dimensões possíveis [4].

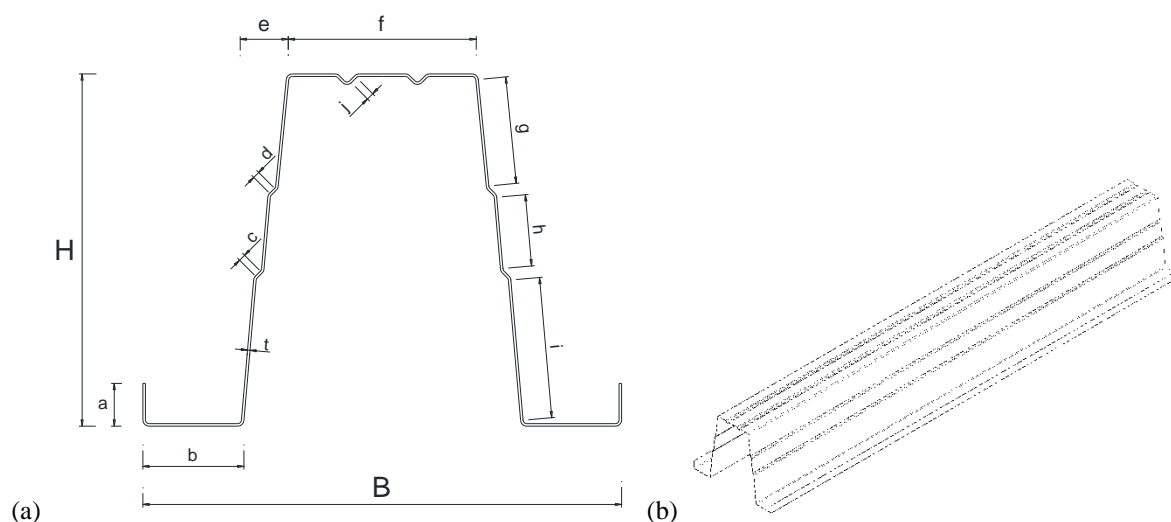


Figura 3.1 – Perfil Ω em estudo: (a) secção transversal e (b) perfil longitudinal.

Quadro 3.1 - Legenda das dimensões da secção

Símbolo	Dimensão [mm] (varia entre)
H	50 e 500
B	100 e 300
a	5 e 100
b	10 e 100
c	1 e 20
d	1 e 20
e	5 e 50
f	10 e 180
g	10 e 150
h	10 e 150
i	10 e 150
j	1 a 20
t	1 e 5

Relativamente aos modelos numéricos dos perfis Ómega em estudo estes apresentam vãos de 3 metros e 6 metros, para elementos de um tramo e dois tramos respetivamente, respeitando a condição i do ponto 3.1. Em relação à condição ii do ponto 3.1, vão ser testados duas variantes de carregamento, sendo estas constituídas por cargas aplicadas nos dois extremos do intervalo

permitido, a 1/5 e 1/3 do comprimento total. Para analisar a resistência do elemento serão privilegiados os deslocamentos medidos a meio vão, assim como em qualquer ponto de relevância, respeitando assim a condição iii do ponto 3.1. No Quadro 3.2 são apresentados todos os modelos numéricos realizados no âmbito deste trabalho científico.

Quadro 3.2 - Total de modelos numéricos e suas características

Número do modelo	Modelo	Perfil	Espessura	Tramos	Intervalo de carga	Tipo carga
M1	O100_1mm_carga L/5	Ω100	1 mm	1	1/5 comprimento total	Descendente
M2	O100_1mm_carga L/3	Ω100	1 mm	1	1/3 comprimento total	Descendente
M3	O100_1,6mm_carga L/5	Ω100	1,6 mm	1	1/5 comprimento total	Descendente
M4	O100_1,6mm_carga L/3	Ω100	1,6 mm	1	1/3 comprimento total	Descendente
M5	O100_1mm_carga L/5	Ω100	1 mm	2	1/5 comprimento total	Descendente
M6	O100_1mm_carga L/3	Ω100	1 mm	2	1/3 comprimento total	Descendente
M7	O100_1,6mm_carga L/5	Ω100	1,6 mm	2	1/5 comprimento total	Descendente
M8	O100_1,6mm_carga L/3	Ω100	1,6 mm	2	1/3 comprimento total	Descendente
M9	O120_1mm_carga L/5	Ω120	1 mm	1	1/5 comprimento total	Descendente
M10	O120_1mm_carga L/3	Ω120	1 mm	1	1/3 comprimento total	Descendente
M11	O120_1,6mm_carga L/5	Ω120	1,6 mm	1	1/5 comprimento total	Descendente
M12	O120_1,6mm_carga L/3	Ω120	1,6 mm	1	1/3 comprimento total	Descendente
M13	O120_1mm_carga L/5	Ω120	1 mm	2	1/5 comprimento total	Descendente
M14	O120_1mm_carga L/3	Ω120	1 mm	2	1/3 comprimento total	Descendente
M15	O120_1,6mm_carga L/5	Ω120	1,6 mm	2	1/5 comprimento total	Descendente
M16	O120_1,6mm_carga L/3	Ω120	1,6 mm	2	1/3 comprimento total	Descendente
M17	O160_1mm_carga L/5	Ω160	1 mm	1	1/5 comprimento total	Descendente
M18	O160_1mm_carga L/3	Ω160	1 mm	1	1/3 comprimento total	Descendente
M19	O160_2mm_carga L/5	Ω160	2 mm	1	1/5 comprimento total	Descendente
M20	O160_2mm_carga L/3	Ω160	2 mm	1	1/3 comprimento total	Descendente
M21	O160_1mm_carga L/5	Ω160	1 mm	2	1/5 comprimento total	Descendente
M22	O160_1mm_carga L/3	Ω160	1 mm	2	1/3 comprimento total	Descendente
M23	O160_2mm_carga L/5	Ω160	2 mm	2	1/5 comprimento total	Descendente
M24	O160_2mm_carga L/3	Ω160	2 mm	2	1/3 comprimento total	Descendente
M25	O100_1mm_carga L/5_asc	Ω100	1 mm	1	1/5 comprimento total	Ascendente
M26	O100_1,6mm_carga L/5_asc	Ω100	1,6 mm	1	1/5 comprimento total	Ascendente
M27	O100_1mm_carga L/5_asc	Ω100	1 mm	2	1/5 comprimento total	Ascendente
M28	O100_1,6mm_carga L/5_asc	Ω100	1,6 mm	2	1/5 comprimento total	Ascendente

3.3 Propriedades mecânicas do aço

Como as madres ainda não estão em produção, nestas fase ainda não se dispõe das propriedades mecânicas do aço dos perfis Ómega em estudo; por conseguinte na modelação dos perfis optou-se por adotar um comportamento reológico não linear e isotrópico, baseado nos valores nominais das propriedades. Desse modo, foi assumida uma relação tensão-extensão tetralinear

para a lei constitutiva do material. A simulação numérica não linear baseada no método de elementos finitos dos perfis permite posteriormente identificar os modos de instabilidade, efetuar uma análise de pós encurvadura e quantificar as cargas máximas suportadas pelo elemento.

A curva tensão-extensão que traduz o comportamento não-linear é apresentada na Figura 3.2. Considerou-se o primeiro troço linear até ao ponto 1 que representa a tensão de proporcionalidade do aço, f_p ($f_p = 0,7 \times f_y$), tendo uma tensão de cedência do aço, f_y , e o módulo de Young, E , 320 MPa e 210 GPa respetivamente. O comportamento gradual de cedência do aço foi assim representado por uma relação bilinear com dois módulos de elasticidade longitudinal diferentes, E_1 (80000MPa) e E_2 (20000MPa), entre o ponto 1 e ponto 3, que representa f_p e f_y respetivamente, com uma tensão intermédia igual a $f_y \times 0.875$ (ponto 2). O último troço que representa o endurecimento do aço é representado por um segmento linear com o módulo de elasticidade E_3 (1050MPa), $E_3 = E/200$. Para os valores de massa volúmica do aço e coeficiente de Poisson (ν) foram tomados os valores de $7860Kg/m^3$ e 0,3 respetivamente [18].

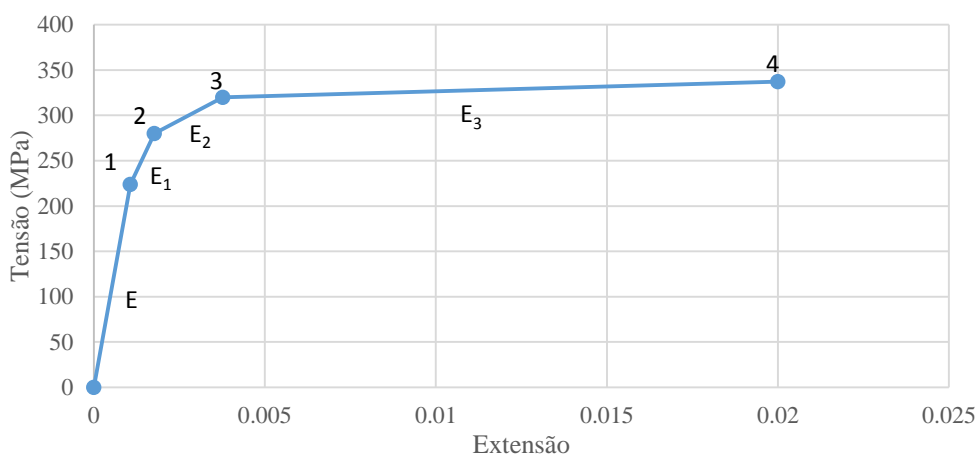


Figura 3.2 - Curva tensão/extensão para descrever o comportamento do material utilizado.

A introdução da curva de tensão-extensão do material no *Software Abaqus* é feita através valores de tensão (σ_{true}) e extensão verdadeiras (ϵ_{true}), ao invés dos valores de tensão (σ_{nom}) e extensão nominais (ϵ_{nom}) representados na Figura 3.2. Deste modo o cálculo das tensões, extensões verdadeira e extensão plástica é determinado pelas equações 3.1, 3.2 e 3.3 [19].

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom} \times (1 + \epsilon_{nom}) \quad (3.1)$$

$$\epsilon_{true} = \ln(1 + \epsilon_{nom}) \quad (3.2)$$

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{true} - \frac{\sigma_{true}}{E} \quad (3.3)$$

Os valores convertidos, nos respetivos pontos da Figura 3.2, em valores verdadeiros e introduzidos no *Abaqus* são apresentados na Quadro 3.3.

Quadro 3.3 - Propriedades do material introduzidas no *Abaqus*.

Pontos	σ_{nom} (MPa)	ε_{nom}	σ_{true} (MPa)	ε_{true}	ε_{pl}
1	224.00	0.00107	224.24	0.001069	0.00000
2	280.00	0.00177	280.50	0.001768	0.00043
3	320.00	0.00377	321.21	0.003763	0.00223
4	337.04	0.02	343.78	0.019803	0.01817

3.4 Modelação das condições de apoio e de carregamento

Como já foi referido anteriormente, ter condições de apoio e de carregamento o mais próximo possível da realidade é fundamental para se obterem resultados numéricos o mais próximo possíveis dos obtidos experimentalmente.

Para os modelos de madres com um tramo (3 metros de comprimento) foi modelado com apoio duplo, numa das extremidades e um apoio simples na outra extremidade. Para os modelos de madres com dois tramos (6 metros de comprimento) foi considerado um apoio duplo na zona intermédia (ou seja a 3 metros no eixo longitudinal) e um apoio simples em cada uma das extremidades. Sendo que o apoio duplo foi modelado restringindo os deslocamentos nos eixos longitudinal, horizontal e vertical do elemento e o apoio simples foi modelado, restringindo deslocamentos perpendiculares ao plano e no eixo vertical do elemento.

Tendo em conta que o aparafusamento do perfil com os elementos de suporte, é normalmente realizado no banzo inferior, considerou-se o apoio nessa zona da madre representado por uma área correspondente. Esta área tem um comprimento de 75 mm no sentido longitudinal do perfil e uma largura que depende da própria largura do banzo inferior de cada madre Ómega em estudo. Na Figura 3.3 são apresentados os dois tipos de apoios utilizados na modelação para carga descendente, bem como as restrições inseridas.

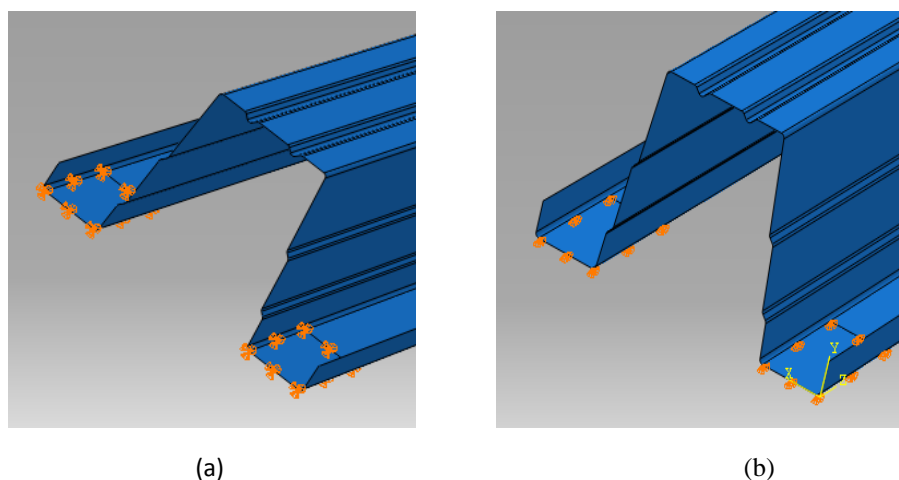


Figura 3.3 - Apoios modelados para carga descendente: (a) apoio duplo e (b) apoio simples.

No caso de carga ascendente considerou-se que área de contacto do apoio era mais reduzida, tendo em conta que para carga ascendentes são a área a cabeça dos parafusos mais anilha, que está a apoiar. Assumiu-se, portanto a presença de um parafuso M12 e que a área de contacto do aparafusamento representa a área de uma anilha. Deste modo na zona dos apoios modelou-se um furo no banzo inferior do perfil com 12 mm de diâmetro e área representativa de uma anilha com 24 mm de diâmetro, como é demonstrado na Figura 3.4. No caso de dois tramos modelou-se o apoio central com quatro parafusos.

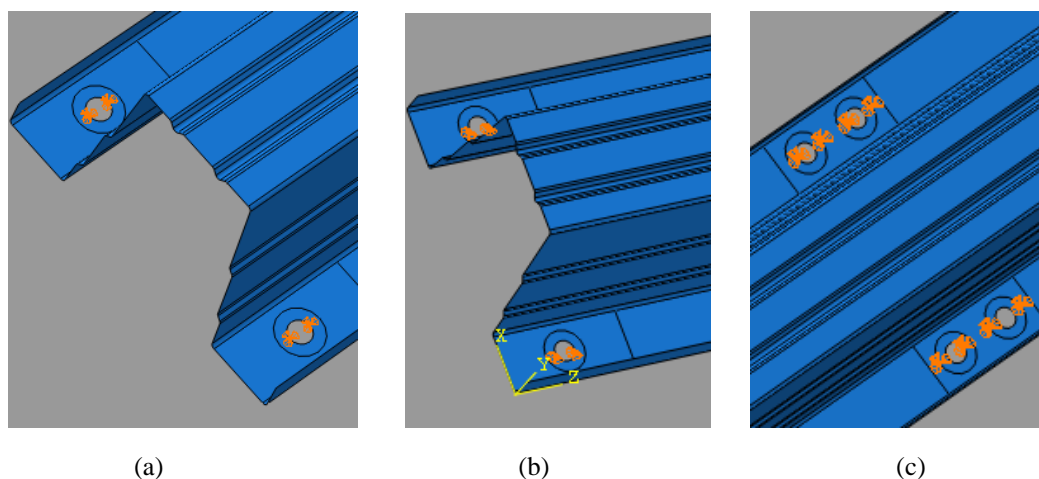


Figura 3.4 – Exemplos de apoios modelados para carga ascendente: (a) apoio duplo, (b) apoio simples e (c) apoio duplo central de madre de dois tramos.

Para a modelação do carregamento e aplicação das cargas foram inseridas chapas de carregamento, para assegurar uma distribuição adequada. As cargas são aplicadas sobre essas chapas que distribuem ao elemento. Estas chapas têm como objetivo simular uma área de

carregamento similar à utilizada pelo macaco hidráulico num ensaio experimental e simultaneamente distribuir as cargas aplicadas, prevenindo assim deformações locais no banzo superior das madres que ocorreriam devido à aplicação pontual do carregamento. Estas chapas foram modeladas com um comprimento de 100 mm e uma largura corresponde à largura do banzo superior de cada perfil Ómega. Como a espessura das madres não ultrapassa os 2 mm, as chapas modelaram-se com uma espessura muito superior (20 mm), podendo ser consideradas como rígidas. Na Figura 3.5 é apresentado um exemplo de chapas, do modelo de carregamento.

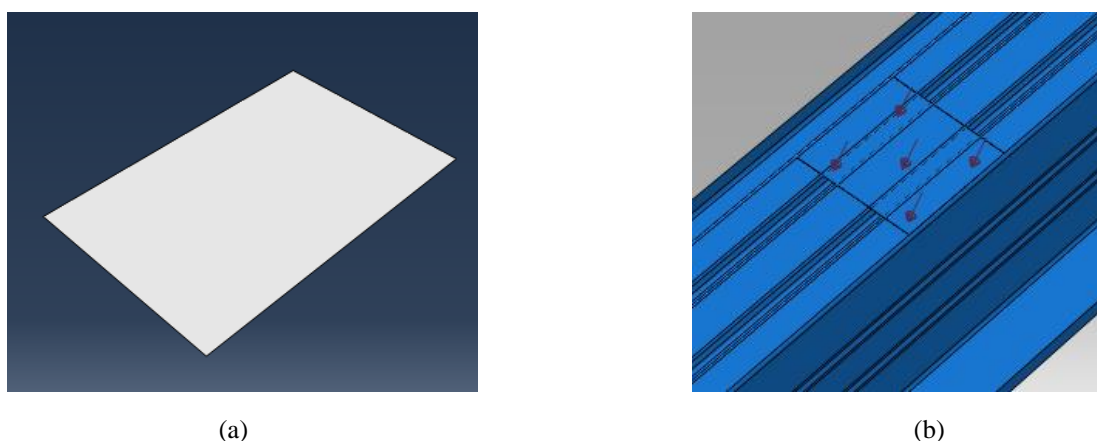


Figura 3.5 - Exemplo de chapas de carregamento: (a) chapa de carregamento isolada e (b) chapa de carregamento no layout do modelo e com carga aplicada.

O contacto entre a madre e as chapas de carregamento é feito através da ligação do tipo “tie”, disponível na biblioteca do *Abaqus*, baseado noutros estudos já realizados [17]. Este tipo de ligações permite fundir duas superfícies, podendo as malhas criadas em cada superfície serem diferentes. Em suma, na Figura 3.6 e Figura 3.7 é apresentado um *layout* completo de um modelo numérico, para modelos de um tramo e dois tramos respetivamente.

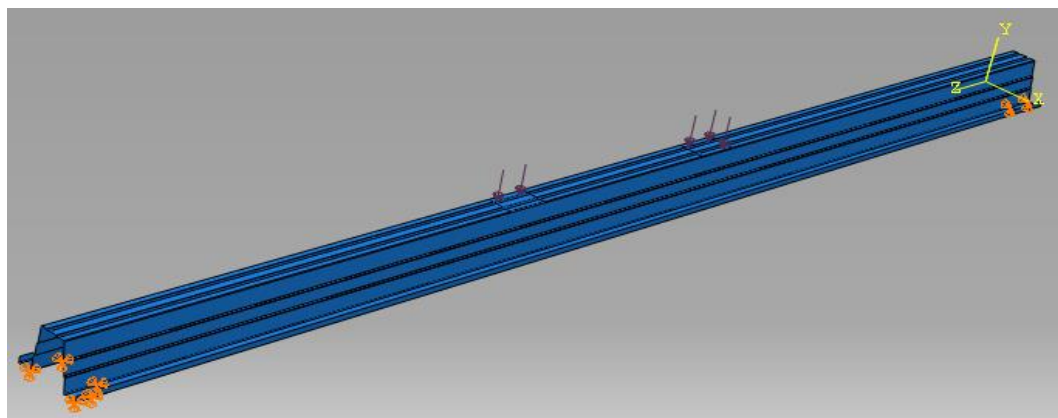


Figura 3.6 - Exemplo de um layout completo para as madres de um tramo.

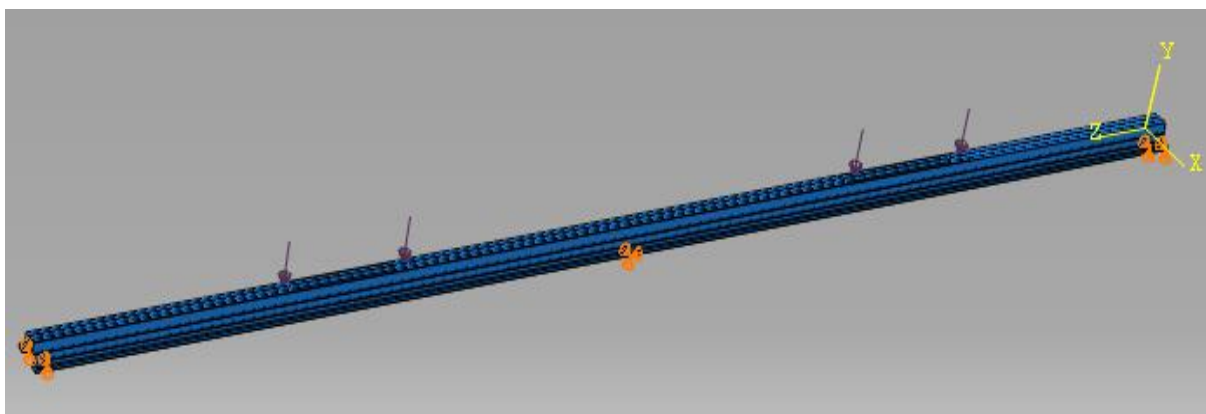


Figura 3.7 - Exemplo de um layout completo para as madres de dois tramos.

3.5 Método de análise

Para existir equilíbrio estático global de um sistema, é imperativo existir equilíbrio entre as forças internas e externas, como é representado na Figura 3.8. Para a resolução de problemas não lineares, o *Software Abaqus* utiliza o Método de *Newton-Raphson*, este método consiste na aplicação gradual e incremental de cargas até se encontrar a solução final, combinando procedimentos iterativos e incrementais para resolver problemas não lineares. Em cada incremento podem existir várias iterações; a soma de todas as respostas incrementais correspondem à solução aproximada para a análise não linear [19].

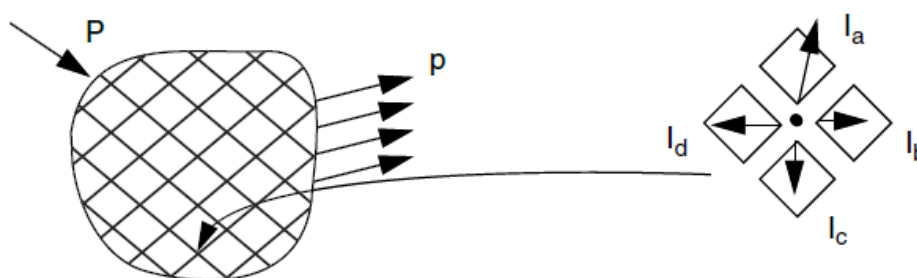


Figura 3.8 - Cargas externas e internas num corpo [19].

Na modelação numérica utilizou-se uma situação de carga, "static Riks". Esta situação de carga é baseada no método de Riks e tem as seguintes características: utilizado para prever um colapso instável geometricamente não linear de uma estrutura; utilizado quando se pretende incluir

material não-linear e condições de apoio; e na maioria dos casos segue grandes valores de encurvadura na análise de modo a fornecer o máximo de informações do colapso da estrutura.

Foi aplicado um incremento inicial de 1% da carga, sendo que os restantes incrementos são definidos automaticamente pelo *software*. Os parâmetros de convergência são definidos pelo *Abaqus*. Também é definido um deslocamento máximo que se pretende atingir num certo ponto para terminar, com o objetivo de reduzir o tempo de cálculo. Deste modo não são tidas em conta deformações demasiadamente excessivas e irrelevantes para a análise numérica. Por fim, de forma a ter em conta o efeito dos grandes deslocamentos é ativado o parâmetro de não-linearidade (NLGEOM).

3.6 Modelação da malha e tipo de elemento

Para a modelação pelo método dos elementos finitos a definição e otimização da malha assim como o tipo de elemento é um dos processos mais importantes e criteriosos, uma vez que os resultados podem desviar-se bastante do valor correto quando a definição da malha e tipo de elemento utilizados não são os mais adequados.

Os perfis enformados a frio caracterizam-se por elevada esbelteza e espessura bastante reduzida, desse modo é utilizado o elemento casca (“shell”). Dos dois tipos de elementos “shell” existe o tipo S4 e S4R, para malhas quadradas. O elemento S4R é do tipo casca (S), de quatro nós com interpolação de primeira ordem ou linear (4), com deformação finita de membrana e integração reduzida (R), [18] [21]. Pauta-se ainda por ter seis graus de liberdade em cada nó (três translações e três rotações), da classe “*finite membrane strains*”, como é apresentado na Figura 3.9.

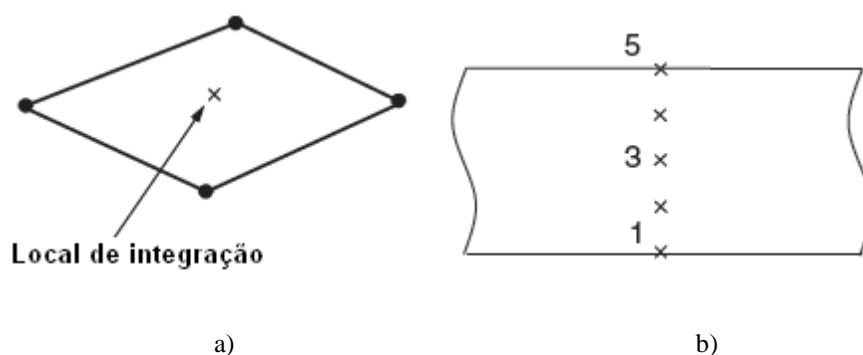


Figura 3.9 - a) Local de integração para elemento do tipo S4R e b) Pontos de integração através da espessura do elemento. [19]

Para definir qual o tipo de elemento a utilizar: S4 ou S4R precedeu-se à simulação numérica da madre $\Omega 100$ com 1 mm de espessura, para determinar a curva carga/deslocamento verificando o desempenho de cada elemento, Figura 3.10.

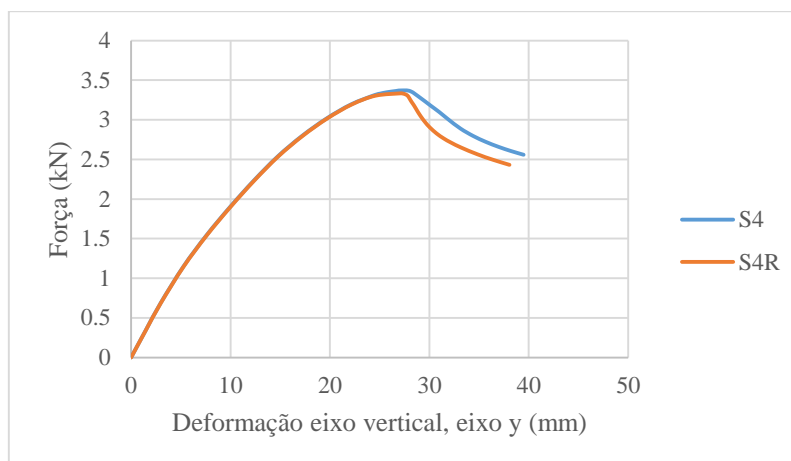


Figura 3.10 - Curva carga/deslocamento para cada tipo de elemento.

Através da análise da Figura 3.10, verifica-se que as curvas carga/deslocamento dos dois tipos de elemento (S4 e S4R) são praticamente coincidentes até à carga máxima. A partir desse ponto estas apresentam curvas diferentes, o que não é relevante para o cálculo. Tendo em conta estes factores, e como o processo de cálculo do elemento do tipo S4R é mais rápido, foi este o escolhido para modelação numérica no âmbito desta dissertação.

Na determinação da espessura da secção transversal do elemento de casca o *Abaqus* permite duas possibilidades: cálculo da rigidez durante a análise “*during analysis*” ou cálculo da rigidez antes da análise “*before analysis*”. O cálculo da rigidez antes da análise é apenas indicado para análises lineares, enquanto o cálculo da rigidez durante a análise é utilizado tanto para análises lineares como para análises não lineares. Optou-se pela segunda opção na modelação numérica. Para a integração numérica dos 5 pontos definidos ao longo da secção transversal do elemento casca é utilizado o método de *Simpson*, ver Figura 3.9, b).

Relativamente à geometria da malha, optou-se, em geral, por definir uma malha quadrada estruturada e uniforme (“*structured meshing*”). Este tipo de malha permite um maior controlo. No entanto, tendo em conta que as madres Ómega apresentam curvaturas nas zonas dos reforços dos banzos e da alma, foi necessário utilizar “*free meshing*” nessas zonas. Isto permite definir uma malha mais otimizada e sem erros de estruturação.

Na determinação do tamanho do elemento da malha foram analisados cinco geometrias: 15, 10, 7.5, 5 e 4 mm. Em geral quanto menor a dimensão da malha mais precisos são os resultados,

no entanto o cálculo torna-se mais moroso. Para determinar a malha a utilizar na modelação recorre-se a uma simulação numérica da madre $\Omega 100$ com 1 mm de espessura. Os resultados são apresentados na Figura 3.11 em forma de uma curva que relaciona tensão-deslocamento. As tensões e deslocamentos são medidos a meio vão do elemento, num ponto situado no meio do banzo superior do perfil transversal.

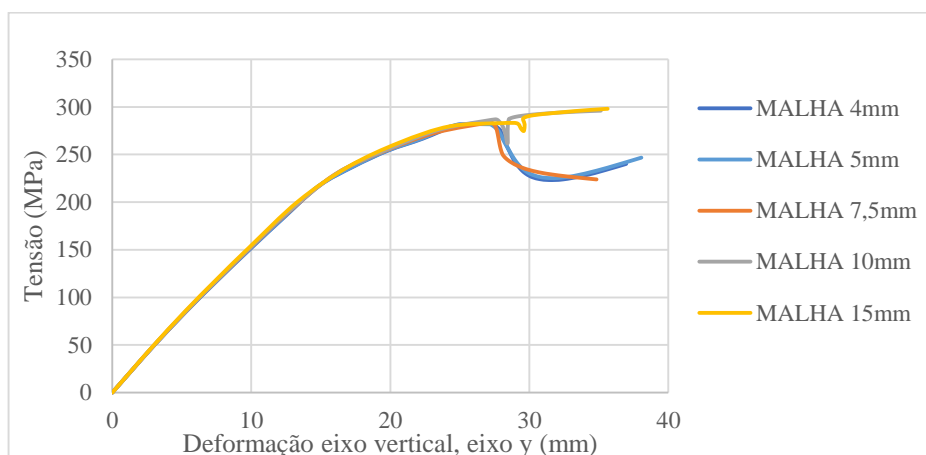


Figura 3.11 - Relação tensão/deslocamento medido a meio vão, para cada geometria de malha.

Da análise da Figura 3.11 verifica-se que até atingir a tensão máxima as curvas são semelhantes, no entanto após esse ponto apresentam comportamentos distintos. Enquanto as malhas de 10 e 15mm têm uma quebra de tensão mas depois voltam a aumentar o seu valor, as de 7,5, 5 e 4 mm apresentam uma queda bruta de tensões a meio vão. Isto deve-se ao facto de as malhas não apresentarem o mesmo comportamento face à ocorrência dos modos de instabilidade locais.

Na Figura 3.12 é apresentado os modos de instabilidade para cada tipo de malha. As malhas de 10 e 15 mm apresentam modos de instabilidade idênticos. As restantes têm modos de instabilidade diferentes das anteriores mas iguais entre si. Estes modos de instabilidade são locais com deformações nas almas e no banzo superior.

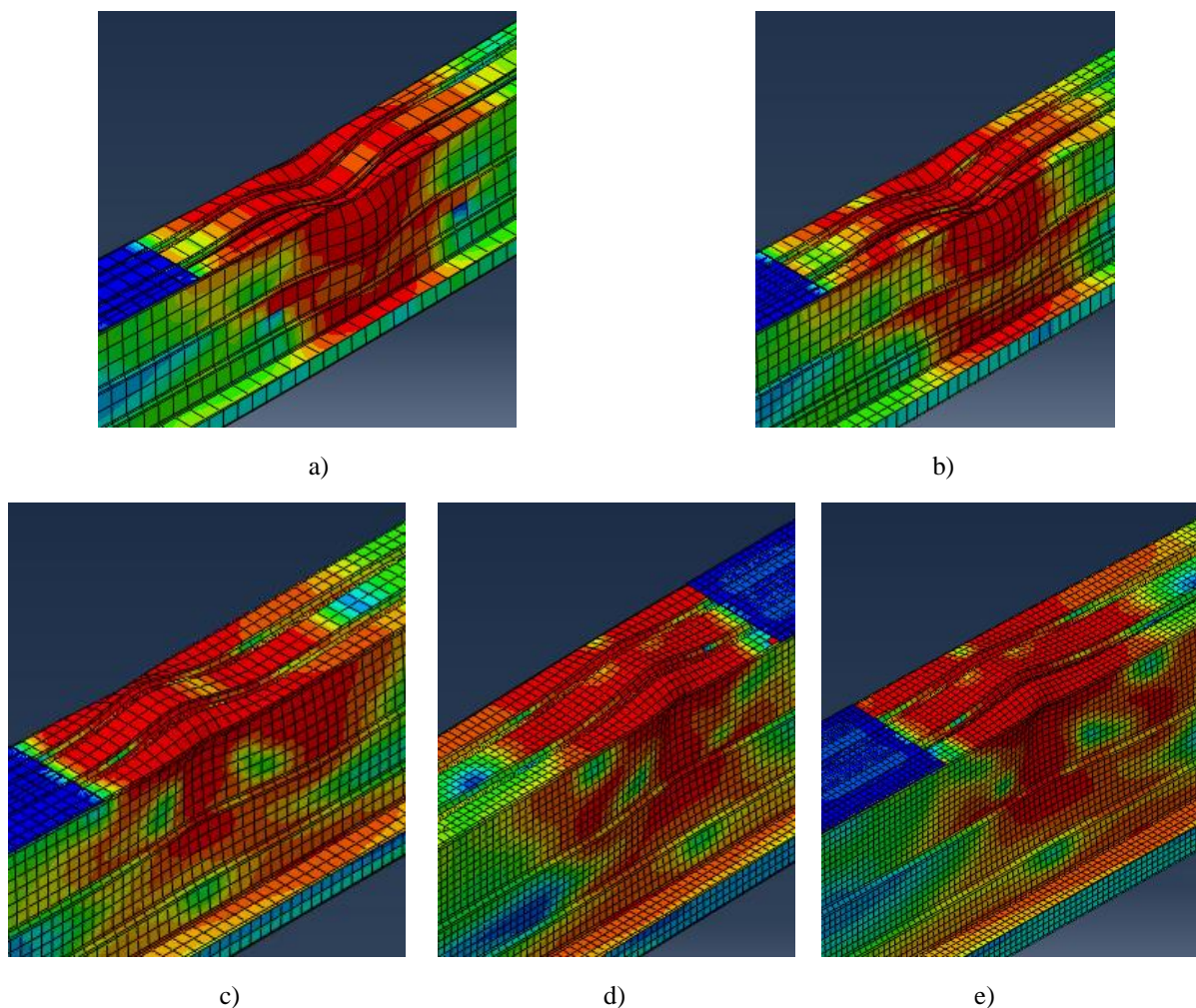


Figura 3.12 - Modos de instabilidade locais: a) Malha 15 mm; b) Malha 10 mm; c) Malha 7.5 mm; d) Malha de 5 mm; e) Malha 4 mm.

Na Figura 3.13 é relacionado a capacidade de carga do elemento para cada tipo de malha. Nota-se que quanto mais refinada é a malha, menor é a capacidade de carga máxima. Isto pode ser provado pelo facto de os modos de instabilidade das malhas 7.5 mm, 5 mm e 4 mm serem mais condicionantes, o que leva a menor capacidade de carga.

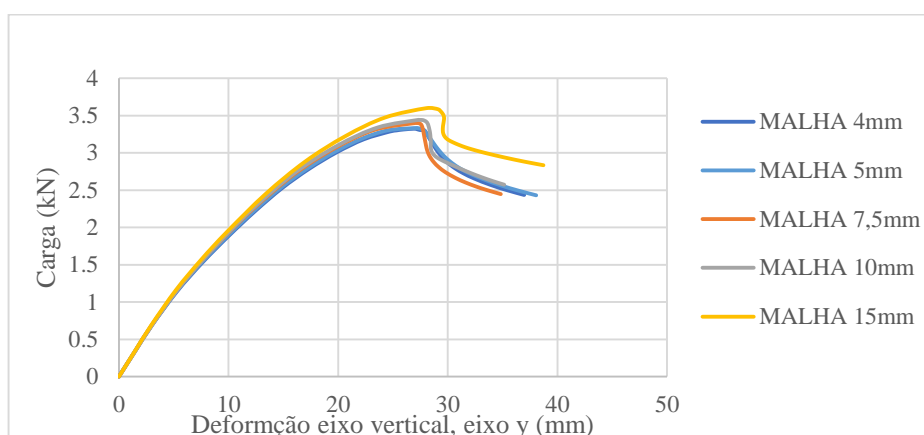


Figura 3.13 - Relação Carga/deslocamento para cada geometria de malha.

A comparação das malhas de 4, 5 e 7.5 mm faz-se através da equação (3.4) e determina-se o diferencial ($\Delta\%$) em percentagem. Considera-se as tensões medidas no mesmo ponto para uma carga aplicada de 3 kN. Na Quadro 3.4 são apresentados os resultados.

$$\Delta\% = (\sigma_0 - \sigma_1) / \sigma_0 \times 100 \quad (3.4)$$

Quadro 3.4 - Cálculo do diferencial.

Malha	Número de elementos	Carga (kN)	σ (MPa)	$\Delta\%$
4 mm	86759	3	253.25	0.37
5 mm	59634		252.31	1.02
7,5 mm	31194		249.72	

Ao confrontar os resultados obtidos no Quadro 3.4 conclui-se que o diferencial calculado, entre a malha 7.5 e 5 mm é de 1.02% e o diferencial entre a malha 5 e 4 mm é de 0.37%. Ao verificarmos que os modos de instabilidade entre as malhas são idênticos e que o tempo de cálculo da malha de 5 mm é muito inferior (visto que a malha de 5 mm tem menos 27125 elementos do que a malha 4 mm), foi escolhida a malha de 5 mm para a modelação das madres de um tramo.

No caso das madres com dois tramos como o número de elementos para uma malha de 5 mm um aumento para 120020, optou-se a utilização de uma malha de 7,5 mm uma vez que o modelo fica com 62394 elementos de análise. Desse modo consegue-se um tempo de cálculo aceitável,

não havendo grande influência a nível de resultados, já que para as duas malhas tanto a curva de carga-deslocamento como os modos de instabilidade são idênticos. Sendo que o diferencial de tensões é de 1.02%.

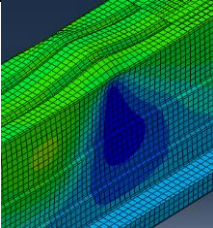
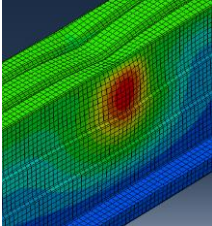
4 ANÁLISE E COMPARAÇÃO DE RESULTADOS

4.1 Introdução

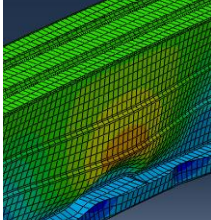
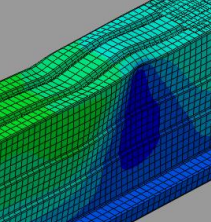
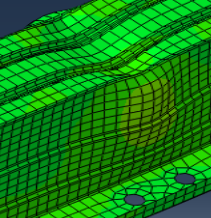
Neste capítulo são apresentados os resultados das simulações numéricas feitas no programa de cálculo *Abaqus*. Realiza-se uma análise dos resultados obtidos, tendo em conta a carga máxima suportada por cada elemento, os fenómenos de instabilidade e uma comparação com valores de carga esperados através de modelos de cálculo analíticos, tendo em conta as propriedades geométricas obtidas no estudo de desenvolvimento das madres [4].

Dos resultados das análises efetuadas serão avaliados os deslocamentos verticais a meio vão e os deslocamentos horizontais nas zonas de ocorrências de instabilidade. Os deslocamentos verticais são medidos no ponto intermédio do banzo superior e os deslocamentos horizontais são medidos na alma do elemento. Os modos de instabilidade verificados nas análises, são identificados e descritos no Quadro 4.1 de modo a facilitar a sua enumeração ao longo da dissertação.

Quadro 4.1 – Tipos de instabilidade verificados nas análises numéricas.

Tipo de Instabilidade	Descrição	Deformada da Instabilidade
A	Este modo de instabilidade local caracteriza-se por uma deformação convexa no banzo e côncava na alma considerando o lado exterior da secção.	
B	Este modo de instabilidade local caracteriza-se por uma deformação côncava no banzo e convexa na alma, considerando o lado exterior da secção.	

Quadro 4.1 (continuação) - Tipos de instabilidade verificados nas análises numéricas.

Tipo de Instabilidade	Descrição	Deformada da Instabilidade
C	Este modo de instabilidade local caracteriza-se por uma deformação convexa na alma segundo o eixo longitudinal do elemento, considerando o lado exterior da secção.	
D	Este modo de instabilidade local caracteriza-se por uma deformação côncava seguida de uma convexa no banzo superior. Numa alma ocorre deformação côncava e na outra alma convexa, considerando o lado exterior da secção.	
E	Este modo de instabilidade local caracteriza-se por uma deformação côncava no banzo superior e uma deformação convexa nas almas, considerando o lado exterior da secção.	

4.2 Cálculos teóricos

Através de cálculos teóricos é determinada a carga máxima suportada por cada madre, para posteriormente se efetuar uma comparação com carga máxima obtida nos modelos numéricos. Deste modo é calculada a carga máxima tendo em conta a resistência elástica (Estado Limite Último) e a deformação elástica (Estado Limite de Utilização), considerando um deslocamento máximo $L/200$. Na Figura 4.1 e Figura 4.2, são representados os esquemas estruturais das madres para o cálculo teórico.

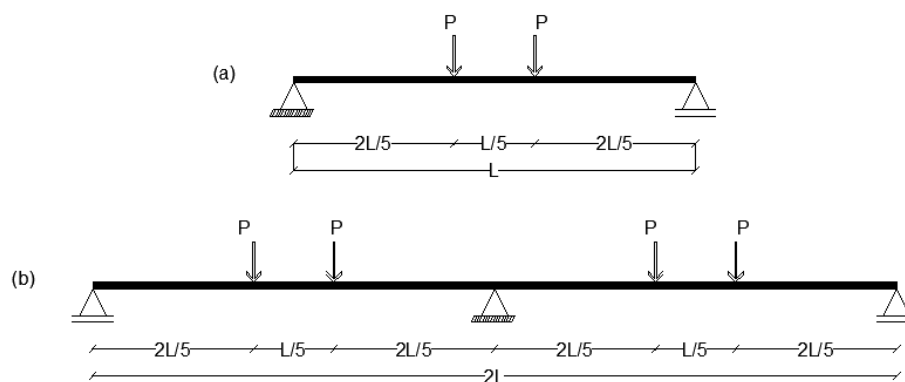


Figura 4.1 – Estrutura utilizada nos cálculos teóricos para afastamento de carga de $L/5$: (a) um tramo e (b) dois tramos.

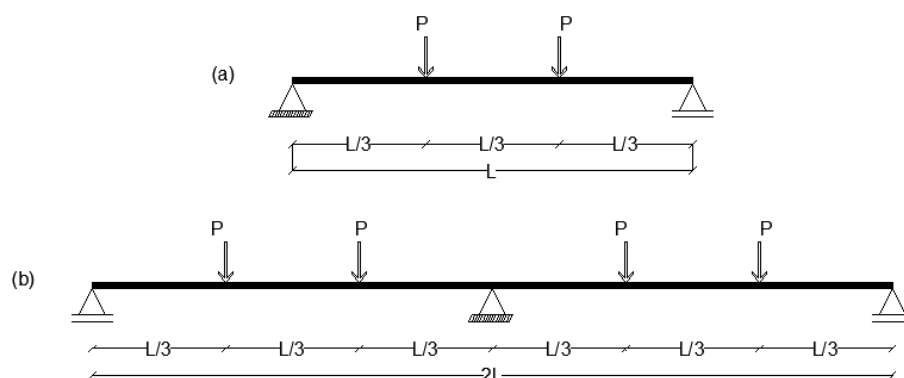


Figura 4.2 - Estrutura utilizada nos cálculos teóricos para afastamento de carga de $L/3$: (a) um tramo e (b) dois tramos.

Para o cálculo da carga máxima pela resistência elástica foi tido em conta os módulos elásticos efetivo, W_{eff} , de cada madre. Como já foi referido anteriormente por questões de confidencialidade não são apresentadas as propriedades brutas e efetivas das madres em estudo, [4]. Segundo a cláusula 6.1.4 do EC3 1-3, quando o módulo elástico efetivo é menor que o módulo elástico bruto, W_{el} , o momento resistente da secção, $M_{c,Rd}$ é calculado pela equação (4.1).

$$M_{c,Rd} = W_{eff} \times f_{yb} / \gamma_{M0} \quad (4.1)$$

Para as madres de um tramo (estrutura isostática), sabendo o valor do momento resistente da secção e o seu diagrama de esforços, determina-se a carga máxima, P , através das equações de equilíbrio da estática. Relativamente às madres de dois tramos (estrutura híperestática), o momento máximo calcula-se recorrendo ao teorema dos três momentos, através da equação resumida (4.2) [22].

$$2M_n(l_n + l_{n+1}) = 6 \left(\frac{A_n a_n}{l_n} + \frac{A_{n+1} + b_{n+1}}{l_{n+1}} \right) \quad (4.2)$$

Sendo que nesta equação o momento máximo sob o apoio intermédio considerado é M_n e as áreas, A_n são determinadas em função da carga máxima P .

A carga máxima P para a deformação elástica é calculada pelo método da integração da linha elástica, [22]. Sabendo que, nas madres de um tramo, o ponto de deformação máxima ocorre a

meio vão ($L/2$), o deslocamento máximo é dado pelas equações (4.3) e (4.4), para as cargas P afastadas $1/5$ e $1/3$, respetivamente. EI é a rigidez à flexão.

$$y = 1.062 \times P/EI \quad (4.3)$$

$$y = 0.958 \times P/EI \quad (4.4)$$

Nas madres de dois tramos a deformação máxima ocorre a 1.3125 m e 1.2857 m de cada uma das extremidades, para as cargas P afastadas $1/5$ e $1/3$, respetivamente. Logo a deformação é dada pelas equações (4.5) e (4.6).

$$y = 0.474 \times P/EI \quad (4.5)$$

$$y = 0.426 \times P/EI \quad (4.6)$$

Conhecendo a equação do deslocamento máximo determina-se a carga P substituindo y por $L/200$. $L/200$ é o valor de deslocamentos verticais máximos, para os estados limites de utilização (SLS), definido no anexo nacional do EC3 1-1. Na Quadro 4.2 são apresentados os resultados das cargas máximas P pela resistência elástica e pela deformação elástica, considerando coeficiente parcial de segurança, $\gamma_{M0} = 1.00$. As células marcadas a cinzento indicam qual a condição a que condiciona o dimensionamento, tendo em conta os cálculos teóricos.

Quadro 4.2 – Resumo do cálculo teórico da resistência elástica e deformação elástica.

Ω	t mm	Modelo 1 Tramo				Modelo para 2 Tramo			
		Carga 1/5		Carga 1/3		Carga 1/5		Carga 1/3	
		Resistência elástica	Deformação elástica	Resistência elástica	Deformação elástica	Resistência elástica	Deformação elástica	Resistência elástica	Deformação elástica
		P kN	P kN	P kN	P kN	P kN	P kN	P kN	P kN
100	1	2.261	1.435	2.714	1.591	2.513	3.250	2.714	3.576
	1.6	4.040	2.447	4.848	2.712	4.489	5.541	4.848	6.097
120	1	2.912	2.201	3.494	2.439	3.236	4.983	3.494	5.483
	1.6	5.235	3.778	6.282	4.187	5.816	8.554	6.282	9.412
160	1	4.461	4.487	5.354	4.973	4.957	10.160	5.354	11.180
	2	10.491	9.910	12.589	10.984	11.656	22.441	12.589	24.692

Da leitura do Quadro 4.2 conclui-se que nos modelos com madres de um tramo o dimensionamento é mais condicionante pelo lado da deformação elástica, tendo em conta que resiste a menor carga P , com exceção da madre $\Omega 160$ com 1 mm de espessura e afastamento de carga $L/5$ que é condicionada pela resistência elástica.

No caso das madres com dois tramos o dimensionamento é mais condicionante pelo lado da resistência elástica, na medida em que resiste a menor carga P .

4.3 Madre $\Omega 100$

Neste ponto serão analisados os resultados dos modelos numéricos da madre $\Omega 100$. Como foi referido anteriormente, são utilizadas duas espessuras (1 e 1.6 mm), duas situações de carga descendente (afastamento de $L/5$ e $L/3$) e análise com um tramo e dois tramos (3 m e 3+3 m), conforme descrito no Quadro 3.2.

4.3.1 Análise dos modelos numéricos M1 e M2

Os modelos M1 e M2 representam a madre $\Omega 100$ de um tramo, com 1 mm de espessura e um afastamento de cargas de $L/5$ e $L/3$, respetivamente. Na Figura 4.3 é apresentada a curva carga-deslocamento.

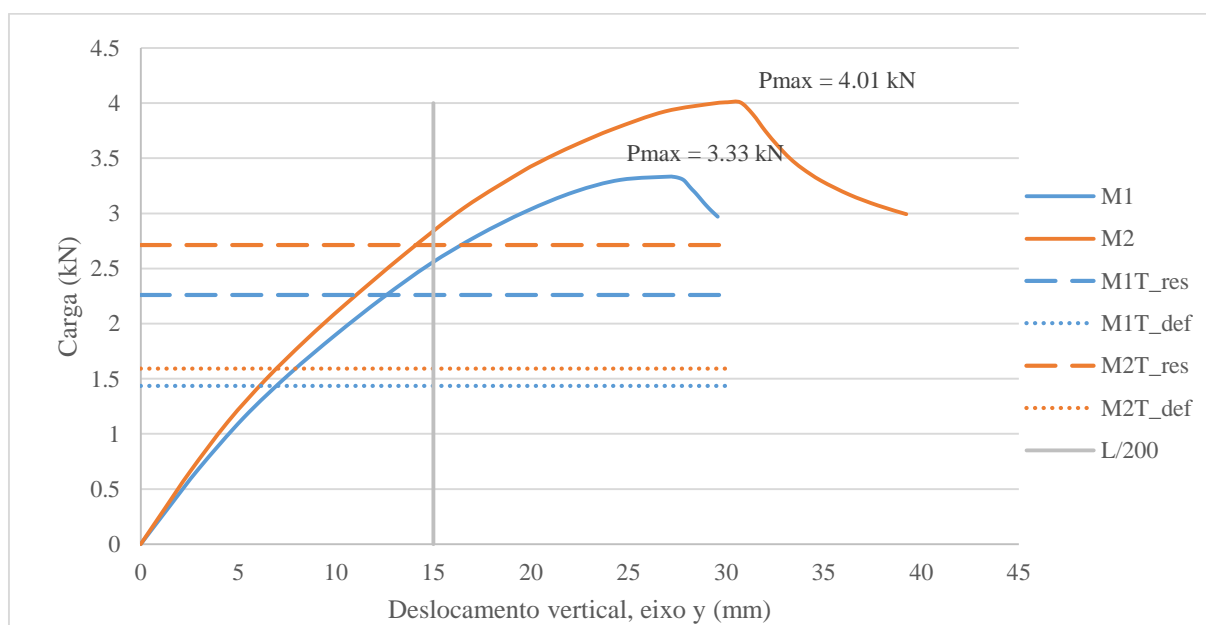


Figura 4.3 – Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M1 e M2.

Da análise da curva carga-deslocamento do modelo M1, verifica-se que a carga de pico é igual 3.33 kN e para M2 é 4.01 kN. Nos modelos M1, o valor teórico de carga máxima para a resistência elástica é 2.26 kN (M1T_res), logo a secção respeita as condições de dimensionamento em Estados Limites Últimos (ULS). Para o Estado Limite de Serviço (SLS), a carga é 2.56 kN (Quadro 4.3) superior à calculada pela deformação elástica 1.44 kN (M1T_def), logo conclui-se que são respeitadas as condições de dimensionamento.

Relativamente ao modelo M2, a carga de pico é 4.01 kN. O valor teórico de carga máxima para a resistência elástica é 2.71 kN (M2T_res), logo a secção respeita as condições de dimensionamento em Estados Limites Últimos (ULS). Para o Estado Limite de Serviço (SLS), a carga é igual a 2.83 kN e superior à calculada pela deformação elástica 1.59 kN (M2T_def), logo conclui-se que também para este modelo os valores calculados analiticamente estão do lado da segurança.

É de evidenciar que a carga máxima ocorre para deslocamento elevados na ordem dos 27.20 mm para o M1 e 30.08 mm para M2. Para relacionar os valores teóricos com os numéricos é calculada a razão entre o valor de carga numérica com a carga teórica, $R_{N/T} = P_{numérico}/P_{teórico}$. No Quadro 4.3 é apresentado o resumo da análise estrutural e a razão.

Quadro 4.3 – Comparação entre cálculo numérico, teórico a razão (M1 e M2)

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M1	2.26 kN	3.33 kN	1.47	1.44 kN	2.56 kN	1.78
M2	2.71 kN	4.01 kN	1.48	1.59 kN	2.83 kN	1.78

Nos dois modelos, M1 e M2, o elemento deixa de suportar mais carga, quando ocorre o fenómeno de instabilidade local, junto da zona de aplicação das cargas a meio vão. As instabilidades são do tipo A, ver Quadro 4.1. O modo de instabilidade local do tipo A caracteriza-se por uma deformação convexa no banzo e côncava na alma considerando o lado exterior da secção. Para analisar a instabilidade recorre-se à curva carga-deslocamento da Figura 4.4, que traduz a evolução da deformação transversal do elemento, eixo x, em função da carga aplicada.

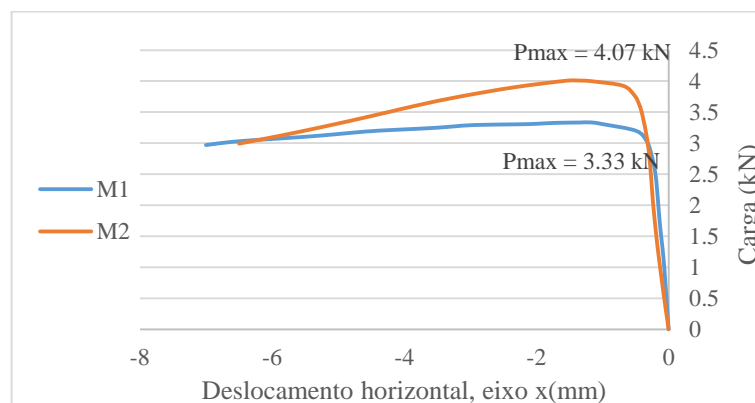


Figura 4.4 – Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade, modelos M1 e M2.

Pela análise da curva Figura 4.4, constata-se que a carga em que começam a existir deslocamentos horizontais relevantes coincide com a carga de pico da Figura 4.3. Ou seja, devido à ocorrência dos modos de instabilidade locais a madre começa a ceder, havendo uma diminuição da carga suportada e um aumento dos deslocamentos verticais.

Na Figura 4.5 e Figura 4.6 são apresentadas as deformadas para os modelos M1 e M2. Em ambos os modelos verifica-se que a tensão de cedência (valores na ordem dos 343.8 MPa,) é atingida junto das zonas onde são aplicadas as cargas e onde ocorrem os modos de instabilidade locais.

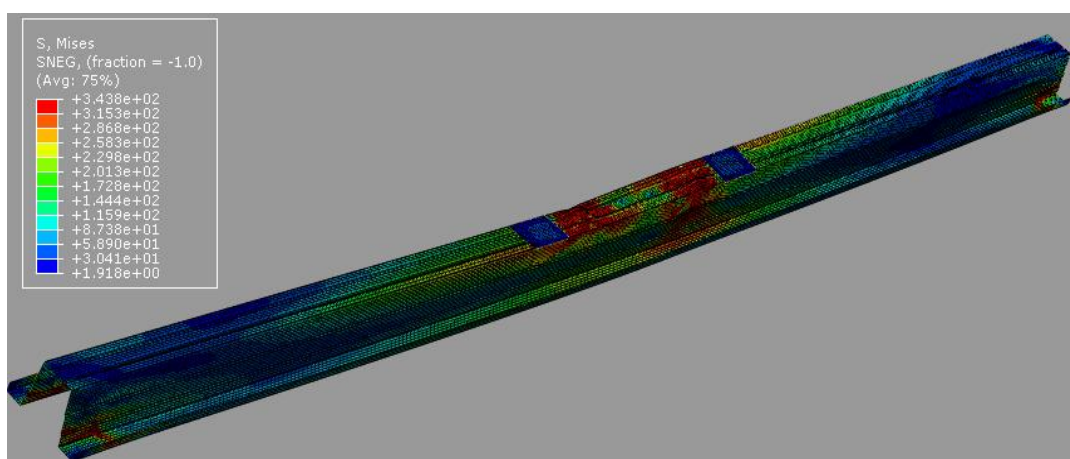


Figura 4.5 – Deformada final do modelo M1.

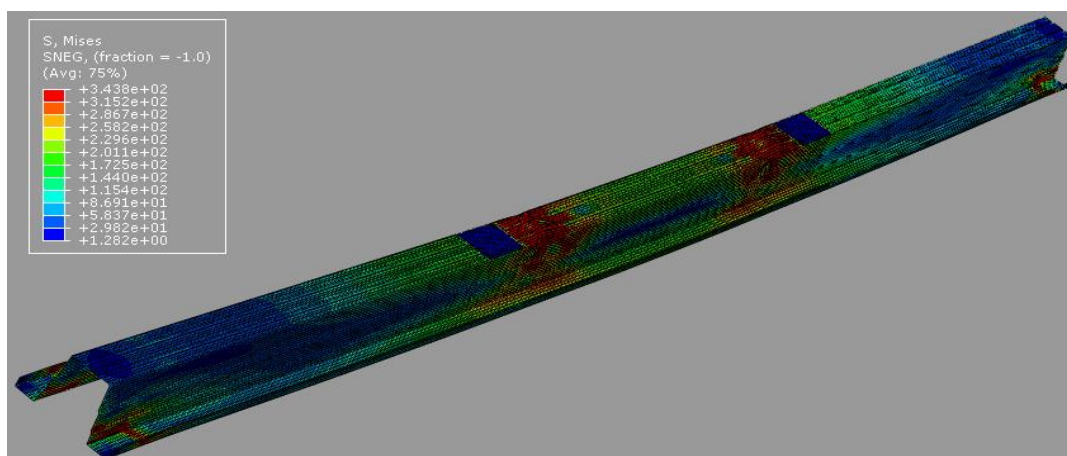


Figura 4.6 – Deformada final do modelo M2.

Na comparação dois modelos, verifica-se que quando menor for o afastamento entre a aplicação das cargas, menor é a carga suportada pela madre. Ou seja, a carga com um afastamento de $L/5$ do comprimento total (M1), é mais condicionante do que a carga com afastamento de $L/3$ (M2). Importa referir que isto é verificado não apenas nos modelos M1 e M2, mas também em todos os outros modelos que irão ser apresentados ao longo deste documento.

Na Figura 4.7 é exposto um corte transversal da secção a meio vão, onde pode ser verificada a evolução da deformada ao longo do cálculo numérico, também é visível a evolução da instabilidade do tipo A. No caso das almas, verifica-se um pequeno deslocamento ao longo do perfil longitudinal, para o lado interior do perfil, como de resto acontecerá em todos os modelos estudados para cargas descendentes.

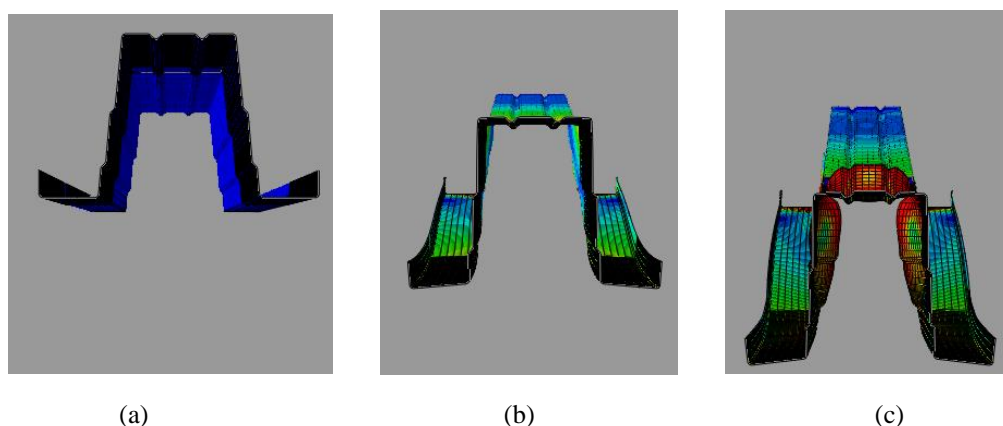


Figura 4.7 – Representação da deformada da secção transversal a meio vão: (a) estado inicial do cálculo, (b) estado a meio do cálculo numérico, (c) estado final do cálculo numérico.

4.3.2 Análise dos modelos numéricos M3 e M4

Os modelos M3 e M4 são iguais aos modelos M1 e M2 havendo apenas uma alteração da espessura, passando de 1 mm para 1.6 mm. Na Figura 4.8 são apresentadas as respetivas a curvas carga-deslocamento.

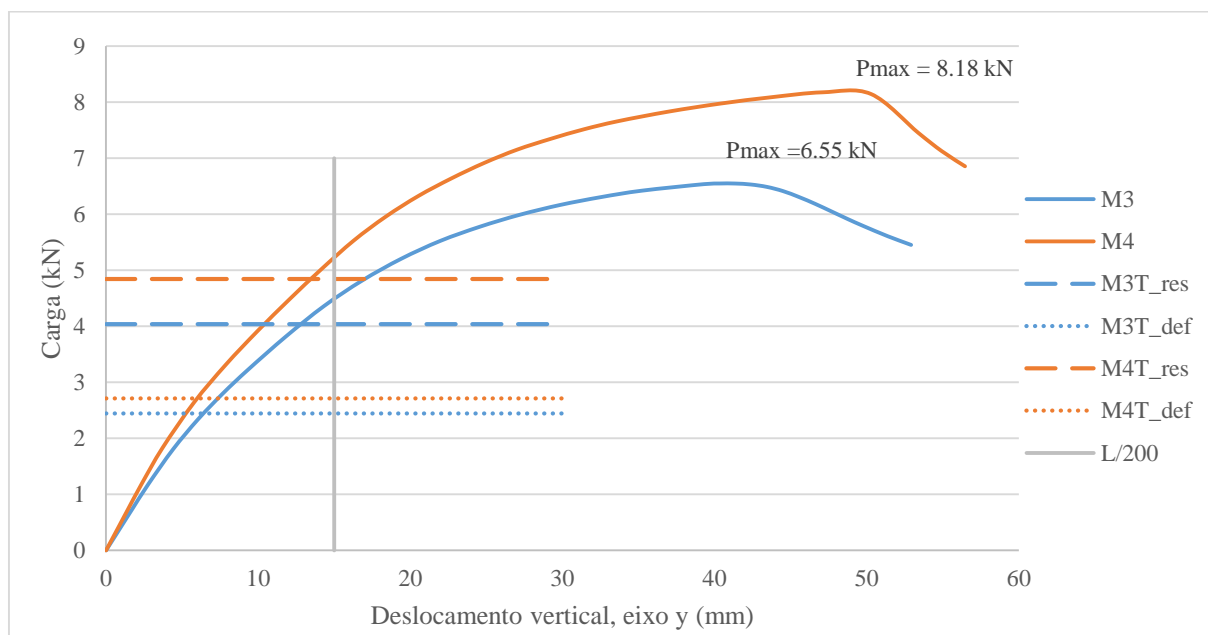


Figura 4.8 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M3 e M4.

No Quadro 4.4 são apresentados os valores de carga máxima teórica, numérica e a razão. Importa referir que a análise apresentada seguiu os pressupostos aplicados dos modelos anteriores.

Quadro 4.4 - Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M3 e M4).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M3	4.04 kN	6.55 kN	1.62	2.45 kN	4.48 kN	1.83
M4	4.85 kN	8.18 kN	1.69	2.71 kN	5.22 kN	1.93

Do presente quadro conclui-se que os modelos M3 e M4 encontram-se em segurança, uma vez que se respeitadam as condições de dimensionamento previstas pelo EC3. A carga máxima da

curva de carga-deslocamento ocorre para deslocamentos relativamente elevados, na ordem dos 40.33 mm para o M3 e 47.09 mm para o M4.

Em ambos os modelos, o elemento deixa de suportar mais carga, quando ocorre o fenómeno de instabilidade local, do tipo A. Para analisar a instabilidade recorre-se à curva carga-deslocamento da Figura 4.9, que traduz a evolução do deslocamento transversal do elemento, eixo x, em função da carga aplicada.

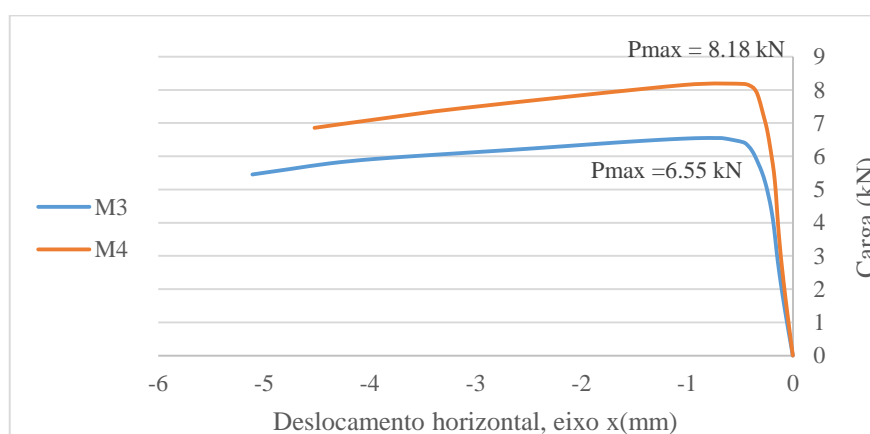


Figura 4.9 - Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade (M3 e M4).

Pela análise da curva da Figura 4.9 constata-se que a carga a partir da qual começam a existir deslocamentos horizontais relevantes, coincide com a carga de pico da Figura 4.8, como também já acontece nos modelos M1 e M2. Desse modo confirma-se a cedência do elemento devido aos modos de instabilidade locais.

A deformada final dos modelos M3 e M4 é em tudo idêntica à observada nos modelos M1 e M2, permitindo concluir que para a madre $\Omega 100$ de um tramo o aumento da espessura não altera o modo de instabilidade local. Adicionalmente também se verifica, que quando menor for o afastamento entre a aplicação das cargas, menor é a carga suportada pela madre. Ou seja, a carga com um afastamento de $L/5$ do comprimento é mais condicionante, como também já se verificava nos modelos M1 e M2.

Finalmente observa-se que com o aumento da espessura de 1 mm para 1.6 mm existe um acréscimo de capacidade de carga a rondar os 96.44% (de M1 para M3) e 104.04% (de M2 para M4).

4.3.3 Análise dos modelos numéricos M5 e M6

Os modelos M5 e M6 representam a madre $\Omega 100$ de dois tramos, com 1 mm de espessura e um afastamento de cargas de $L/5$ e $L/3$, respetivamente. Na Figura 4.10 é representada a curva carga-deslocamento.

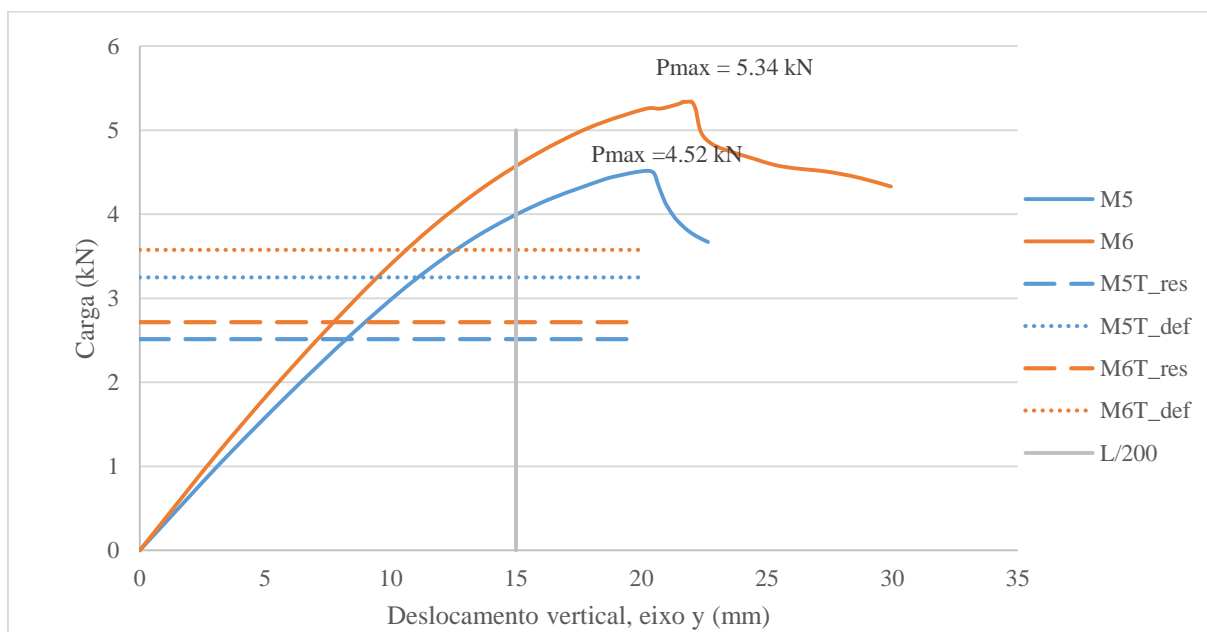


Figura 4.10 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M5 e M6.

No Quadro 4.5 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.5- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M5 e M6).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M5	2.51 kN	4.52 kN	1.80	3.25 kN	3.98 kN	1.23
M6	2.71 kN	5.34 kN	1.97	3.58 kN	4.56 kN	1.28

Da leitura do Quadro 4.5 conclui-se que os modelos M5 e M6 encontram-se em segurança. Os deslocamentos máximos para as cargas máximas são 20.22 mm para o M5 e 21.95 mm para o M6. Nos dois modelos M5 e M6, ocorre instabilidade do tipo A, após atingir a carga máxima. A análise da instabilidade é feita através da curva carga deslocamento da Figura 4.11.

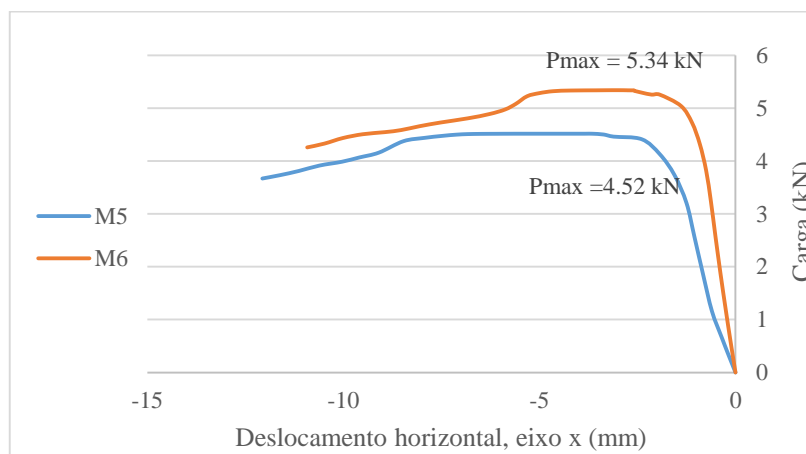


Figura 4.11 - Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade, modelos M5 e M6.

Da figura anterior conclui-se que a carga em que começam a existir deslocamentos horizontais relevantes coincide com a carga de pico da Figura 4.10, confirmando-se a cedência do elemento devido aos modos de instabilidade observada.

A deformada dos modelos M5 e M6 é apresentada nas Figura 4.12 e Figura 4.13. Ao analisar a deformada, consta-se que para o M5 é simétrica em cada um dos tramos, sendo que a tensão de cedência é atingida na zona do apoio central e junto a uma das zonas de aplicação de cargas. Verifica-se também que não ocorre nenhum tipo de instabilidade local na zona do apoio central.

Para modelo M6, a deformada não se apresenta simétrica, no entanto como acontece no modelo M5 a tensão de cedência é atingida junto à zona de aplicação e cargas.

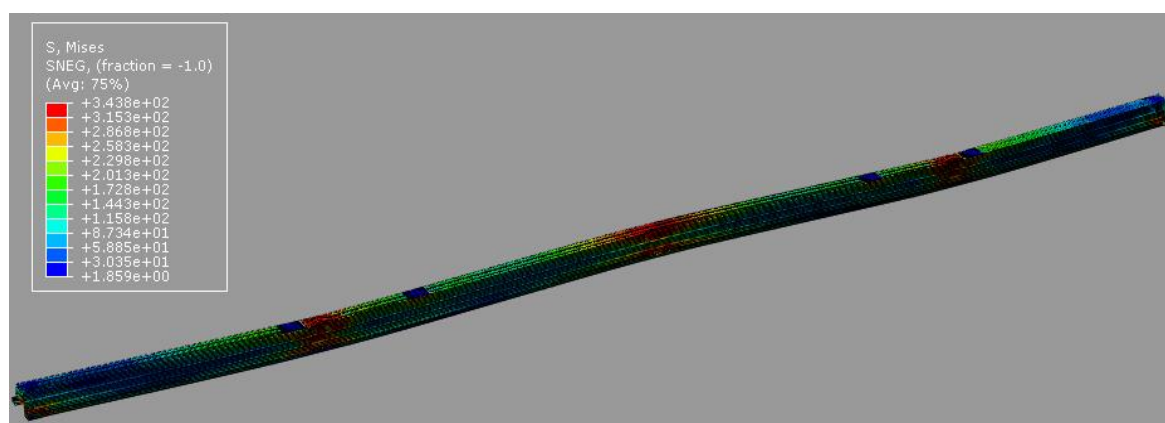


Figura 4.12 - Deformada final do modelo M5.

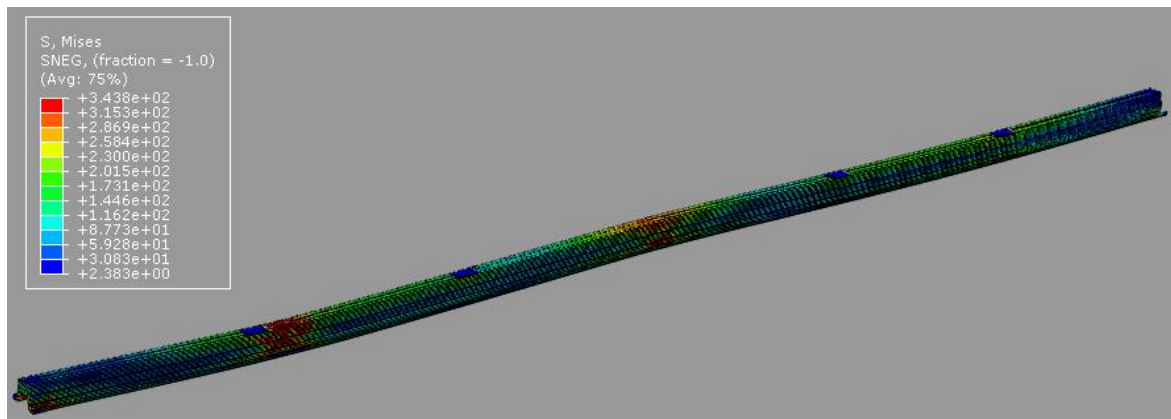


Figura 4.13 - Deformada final do modelo M6.

4.3.4 Análise dos modelos numéricos M7 e M8

Os modelos M7 e M8 são iguais aos modelos M5 e M6 havendo apenas uma alteração da espessura, passando de 1 mm para 1.6 mm, sendo mostradas na Figura 4.14 as respectivas curva carga-deslocamento, no ponto a meio vão.

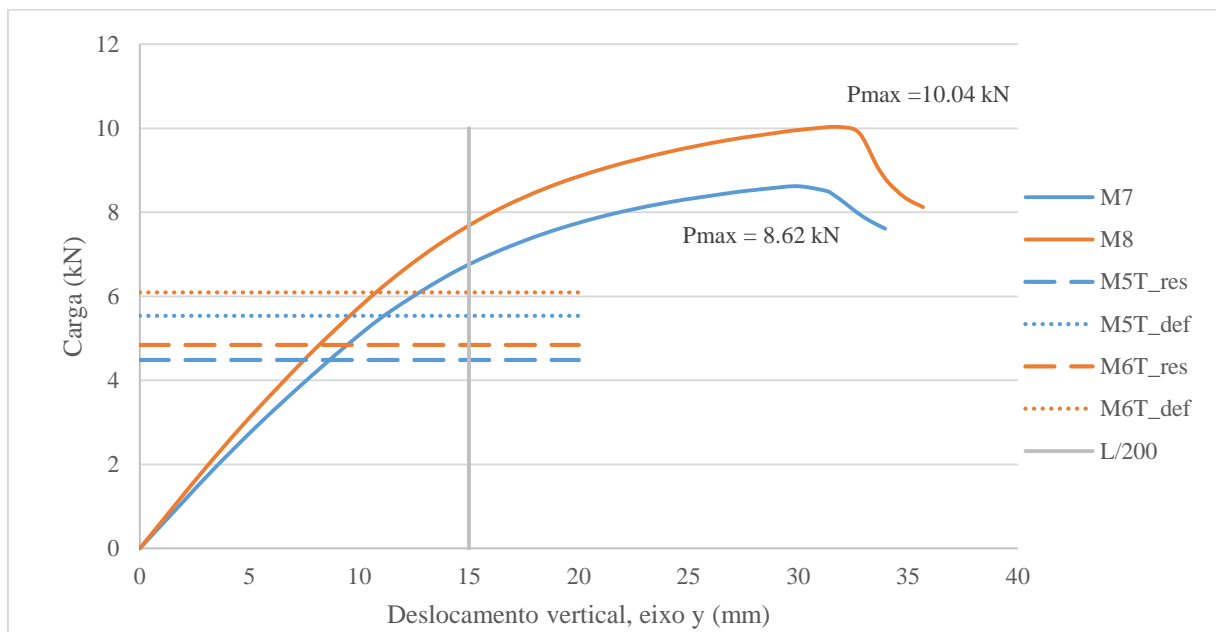


Figura 4.14 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M7 e M8.

No Quadro 4.6 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.6- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M7 e M8).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M7	4.49 kN	8.62 kN	1.92	5.54 kN	6.74 kN	1.22
M8	4.85 kN	10.04 kN	2.07	6.10 kN	7.66 kN	1.26

Conclui-se, do quadro anterior, que os modelos M7 e M8 encontram-se em segurança. Os deslocamentos máximos para as cargas máximas são 30 mm para o M7 e 31.7 mm para o M8. Ocorre instabilidade do tipo A nos dois modelos, sendo, a análise da instabilidade feita através da curva carga deslocamento da Figura 4.15.

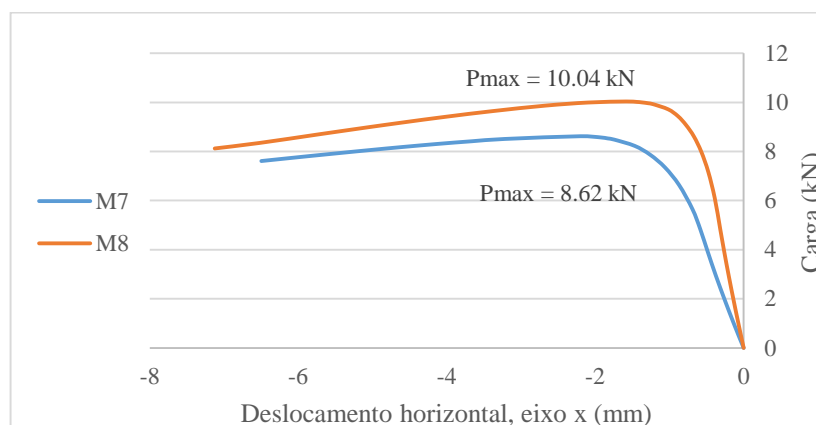


Figura 4.15 - Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade (M7 e M8).

É possível concluir que a carga em que começam a existir deslocamentos horizontais relevantes coincide com a carga de pico da Figura 4.14. Desse modo confirma-se a cedência da secção devido aos modos de instabilidade local observado.

A deformada final dos modelos M7 e M8 é em tudo idêntica à observada nos modelos M5 e M6. Pode-se então concluir que para a madre $\Omega 100$ de dois tramos, o aumento da espessura não altera o modo de instabilidade local. No entanto o aumento da espessura de 1 mm para 1.6 mm conduz a um acréscimo de capacidade de carga a rondar os 90.86% (de M5 para M7) e 88.01% (de M6 para M8).

4.4 Madre $\Omega 120$

Neste ponto são analisados os resultados dos modelos numéricos da madre $\Omega 120$. Tal como feito com as madres $\Omega 100$ serão utilizadas duas espessuras (1 e 1.6 mm), duas situações de carga descendente (afastamento de $L/5$ e $L/3$) e análise com um tramo e dois tramos (3 m e 3+3 m), conforme descrito no Quadro 3.2.

4.4.1 Análise dos modelos numéricos M9 e M10

Os modelos M9 e M10 representam a madre $\Omega 120$ de um tramo, com 1 mm de espessura e um afastamento de cargas de $L/5$ e $L/3$, respetivamente. Na Figura 4.16 é apresentada a curva carga-deslocamento.

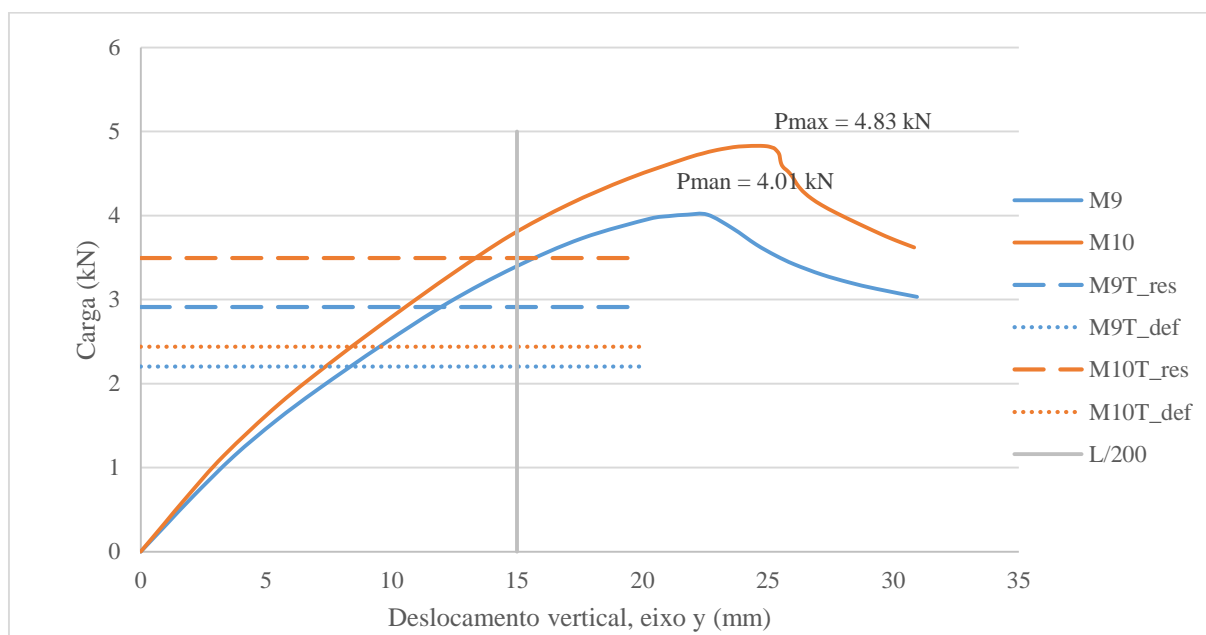


Figura 4.16 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M9 e M10.

Para avaliar o desempenho estrutural dos modelos M9 e M10, recorre-se a curva carga-deslocamento. No Quadro 4.7 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica. Importa referir que a análise apresentada seguiu os pressupostos aplicados dos modelos anteriores.

Quadro 4.7 - Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M9 e M10).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	R _{N/T}	Teórico	Numérico	R _{N/T}
M9	2.91 kN	4.01 kN	1.38	2.20 kN	3.40 kN	1.54
M10	3.49 kN	4.83 kN	1.38	2.44 kN	3.80 kN	1.56

Do presente quadro conclui-se que os modelos M9 e M10 encontram-se em segurança, uma vez que se verificam respeitadas as condições de dimensionamento previstas pelo EC3. O ponto de carga máxima da curva de carga-deslocamento ocorre para deslocamentos na ordem dos 21.79 mm para o M9 e 24.73 mm para o M10.

Tanto no modelo M9 e M10 a madre deixa de suportar mais carga, quando ocorre o modo de instabilidade local, instabilidade do tipo A para o M9 e do tipo B para M10. A instabilidade local do tipo B caracteriza-se por uma deformação côncava no banzo e convexa na alma, considerando o lado exterior da secção. Analisa-se a instabilidade recorrendo-se à curva carga-deslocamento da Figura 4.17.

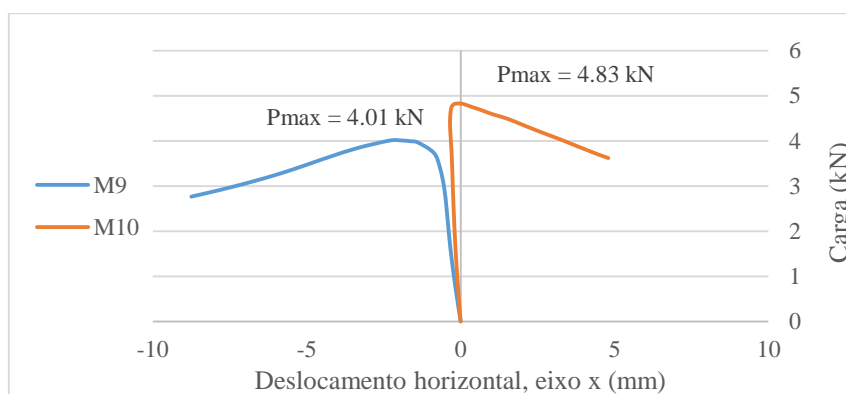


Figura 4.17 - Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade, modelos M9 e M10.

Da curva Figura 4.17 conclui-se que a carga em que começam a haver deslocamentos horizontais relevantes coincide com a carga de pico da Figura 4.16, como acontece em todos os modelos. Aqui é importante salientar que, ao contrário do que acontecia com os modelos anteriores, na madre de $\Omega 120$ a alteração do posicionamento da aplicação das cargas influencia a deformada da instabilidade local.

A deformada final do modelo M9, é em tudo idêntica à verificada nos modelos anteriores. Relativamente à do M10 é apresentada na Figura 4.18, verifica-se que a tensão de cedência é atingida onde ocorrem os modos de instabilidade locais.

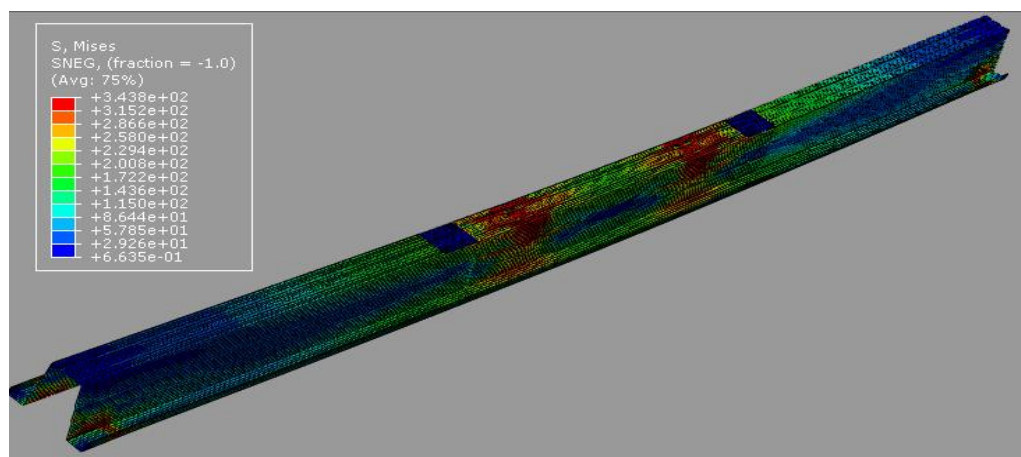


Figura 4.18 – Deformada final do modelo M10.

Na Figura 4.19 é exposto um corte transversal da secção a meio vão, onde pode ser verificada a evolução da deformada ao longo do cálculo numérico do modelo M10 e a instabilidade do tipo B. No caso das almas, verifica-se um pequeno deslocamento ao longo do perfil longitudinal, para o lado interior do perfil, como acontece em todos os modelos.

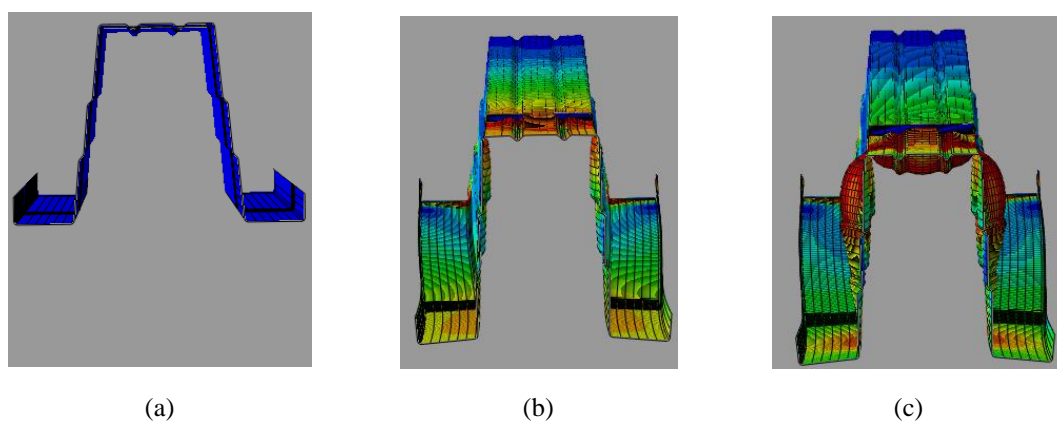


Figura 4.19 – Representação da deformada da secção transversal a meio vão: (a) estado inicial do cálculo, (b) estado a meio do cálculo numérico, (c) estado final do cálculo numérico.

4.4.2 Análise dos modelos numéricos M11 e M12

Os modelos M11 e M12 são iguais aos modelos M9 e M10 havendo apenas uma alteração da espessura, passando de 1 mm para 1.6 mm.. Na Figura 4.20 é apresentada a curva carga-deslocamento.

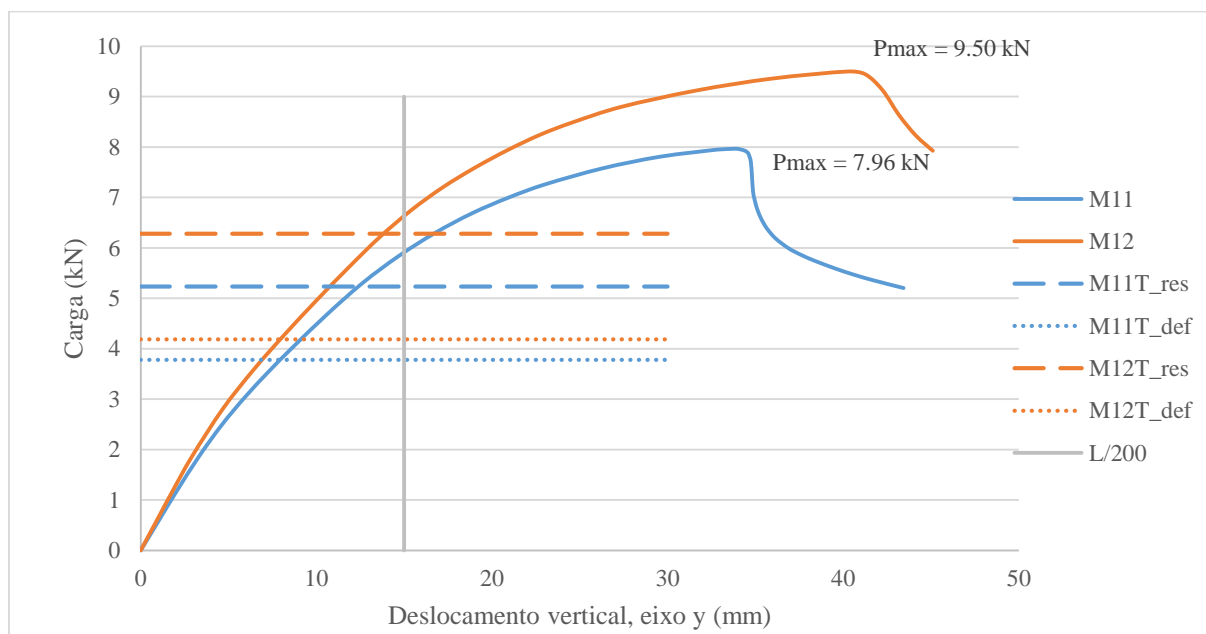


Figura 4.20 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M11 e M12.

No Quadro 4.8 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.8- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M11 e M12).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M11	5.24 kN	7.96 kN	1.52	3.78 kN	5.91 kN	1.56
M12	6.28 kN	9.50 kN	1.51	4.19 kN	6.63 kN	1.58

Do Quadro 4.8 conclui-se que os modelos M11 e M12 encontram-se em segurança, de acordo com o EC3. Os deslocamentos máximos para as cargas máximas são 34.01 mm para o M11 e 40.23 mm para o M12. Nos dois modelos ocorre instabilidade do tipo A, após atingir a carga máxima. A análise da instabilidade é feita através da curva carga deslocamento da Figura 4.21.

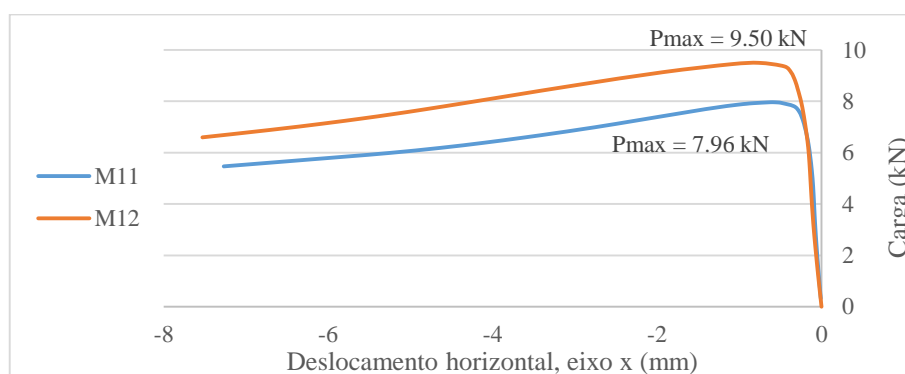


Figura 4.21 - Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade, modelos M11 e M12.

Da Figura 4.21 conclui-se que a carga em que começam a existir deslocamentos horizontais relevantes coincide com a carga de pico da Figura 4.20. Portanto confirma-se a cedência do elemento devido aos modos de instabilidade.

A deformada final dos modelos M11 é em tudo idêntica à verificada em M9. No modelo M12 verifica-se que a deformada final é diferente da observada em M10, no entanto é próxima da verificada em M9. Aqui pode-se afirmar que o aumento da espessura de 1 para 1.6 mm no modelo M12 alterou também o modo de instabilidade. Ao confrontar as análises numéricas, tendo em conta a espessura de cada madre, averigua-se que com o aumento da espessura de 1 mm para 1.6 mm existe um acréscimo de capacidade de carga a rondar os 98.58% (de M9 para M11) e 96.68% (de M10 para M12).

4.4.3 Análise dos modelos numéricos M13 e M14

Os modelos M13 e M14 representam a madre $\Omega 120$ de dois tramos, com 1 mm de espessura e um afastamento de cargas de $L/5$ e $L/3$, respetivamente. Na Figura 4.22 é apresentada a curva carga-deslocamento.

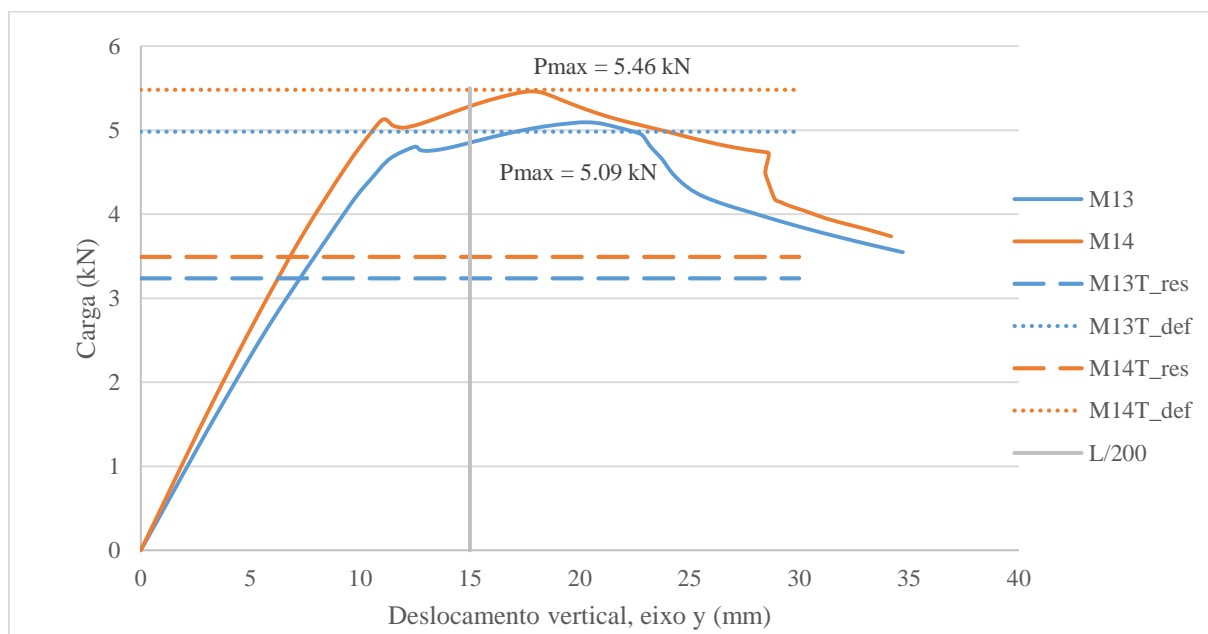


Figura 4.22 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M13 e M14.

Na análise da curva carga-deslocamento, verifica-se existem duas cargas de pico relevantes para os dois modelos. A primeira (4.80 kN para M13 e 5.13 kN para M14) ocorre quando a secção no apoio central atinge a cedência e a segunda (5.09 kN para M13 e 5.46 kN para M14) quando se dá a cedência a meio vão. No Quadro 4.9 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.9- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M13 e M14).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M13	3.24 kN	5.09 kN	1.57	4.98 kN	4.85 kN	0.97
M14	3.49 kN	5.46 kN	1.56	5.48 kN	5.28 kN	0.96

Da análise do Quadro 4.9 e da Figura 4.22 verifica-se que o elemento é condicionado pela resistência elástica da secção, tal como já tinha sido verificado analiticamente, mas ainda assim, os resultados encontram-se do lado da segurança. No que se refere aos SLS, o valor de carga do modelo numérico não atinge a determinada pelo EC1, uma vez que esta aparece depois da cedência da secção no apoio central. Ou seja, atinge o deslocamento de 15 mm após a fase linear, não podendo ser garantida a segurança pelos SLS.

A carga máxima ocorre para deslocamento na ordem dos 20.38 mm para o M13 e 17.77 mm para M14. A cedência no apoio central ocorre devido ao fenómeno de instabilidade do tipo C, nos dois modelos, M13 e M14. A instabilidade local do tipo C caracteriza-se por uma deformação convexa na alma segundo o eixo longitudinal do elemento, considerando o lado exterior da secção. A meio vão a cedência acontece devido ao fenómeno de instabilidade do tipo A para o modelo M13 e do tipo D para o M14. A instabilidade local do tipo D caracteriza-se por uma deformação côncava seguida de uma convexa no banzo superior. Numa alma ocorre deformação côncava e na outra alma convexa, considerando o lado exterior da secção. A análise das instabilidades locais é feita através das curvas carga deslocamento da Figura 4.23. Nota-se também que no modelo M14 existe um abaixamento da alma o que provoca uma rotação na secção transversal ao longo do elemento, Figura 4.24, (b).

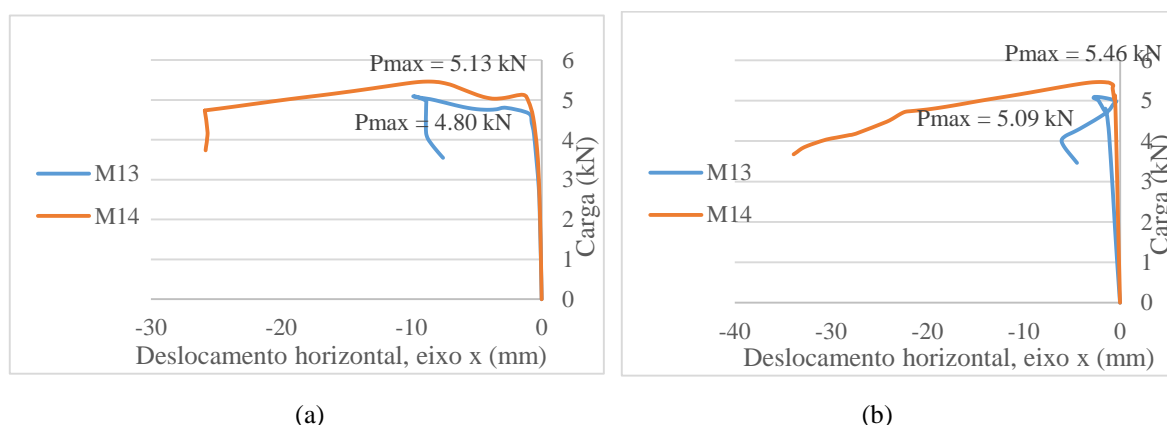


Figura 4.23 - Curva carga-deslocamento nos modos de instabilidade, para os modelos M13 e M14: (a) no apoio intermédio e (b) a meio vão.

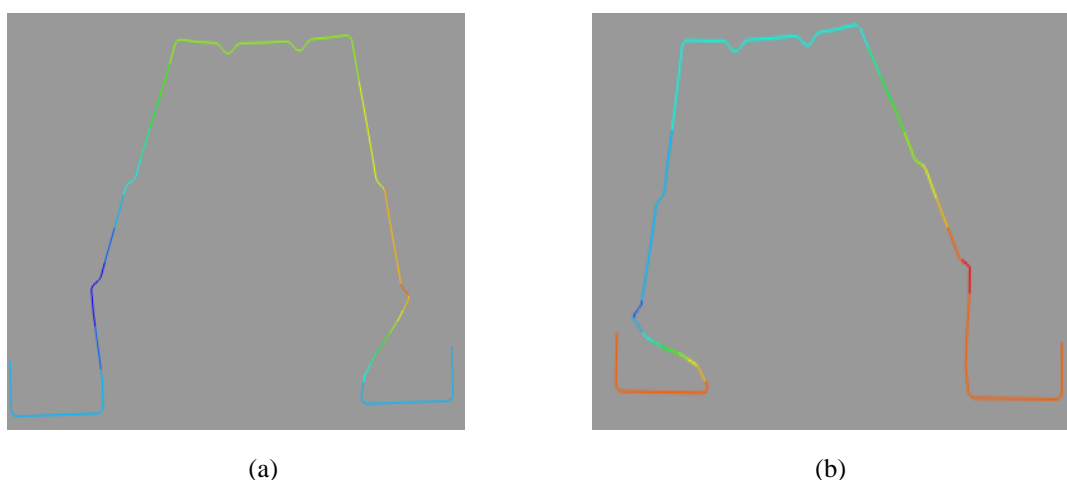


Figura 4.24 - Deformada do modo de instabilidade do tipo C: (a) modelo M13 e (b) modelo M14.

As deformadas dos modelos M13 e M14 são apresentadas nas Figura 4.25 e Figura 4.26. Constatase que para o M13 apresenta uma deformada simétrica em cada um dos tramos, sendo que a tensão de cedência é atingida na zona do apoio central e junto a uma das zonas de aplicação de cargas. Verifica-se que em primeiro lugar ocorre a cedência da secção na zona do apoio central e só posteriormente a meio vão.

No modelo M14, a deformada não se apresenta simétrica, no entanto como acontece no modelo M13 a tensão de cedência é atingida junto à zona de aplicação e cargas e no apoio central.

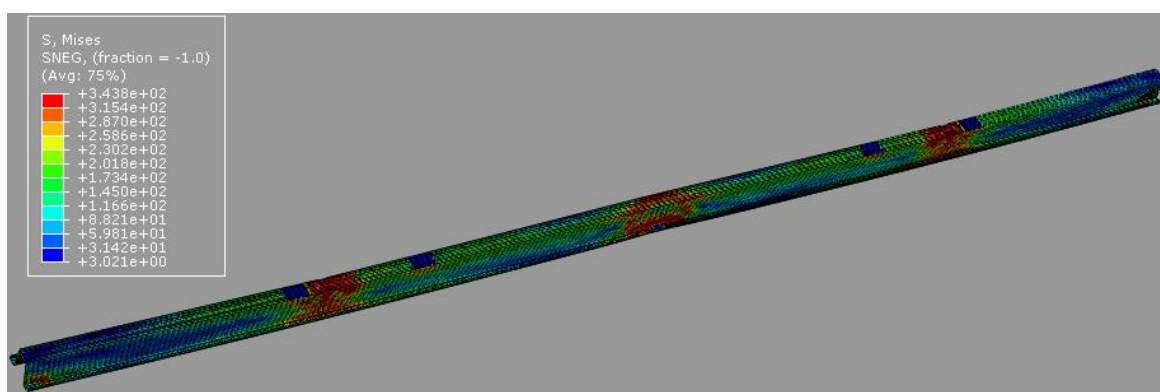


Figura 4.25 - Deformada final do modelo M13.

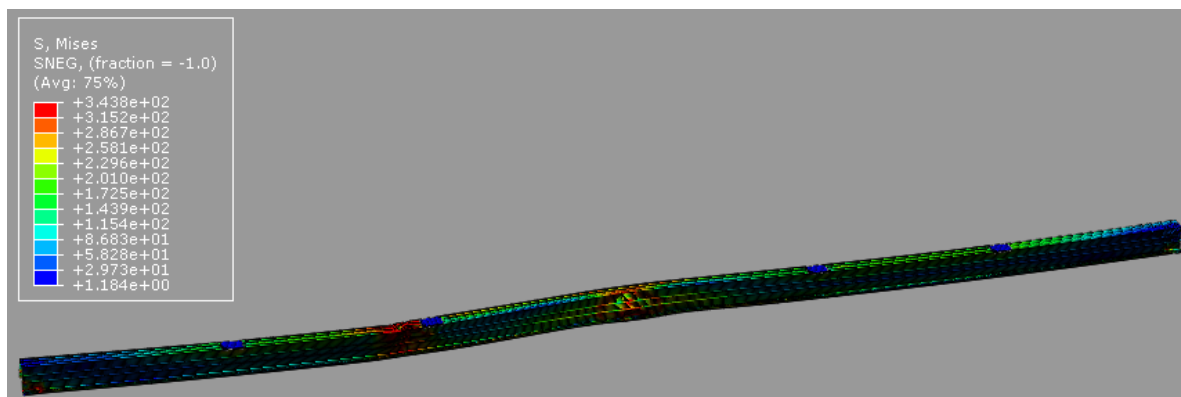


Figura 4.26 - Deformada final do modelo M14.

4.4.4 Análise dos modelos numéricos M15 e M16

Os modelos M15 e M16 são iguais aos modelos M13 e M14 havendo apenas uma alteração da espessura (passando de 1 mm para 1.6 mm). Na Figura 4.27 é apresentada a curva carga-deslocamento, no ponto a meio vão.

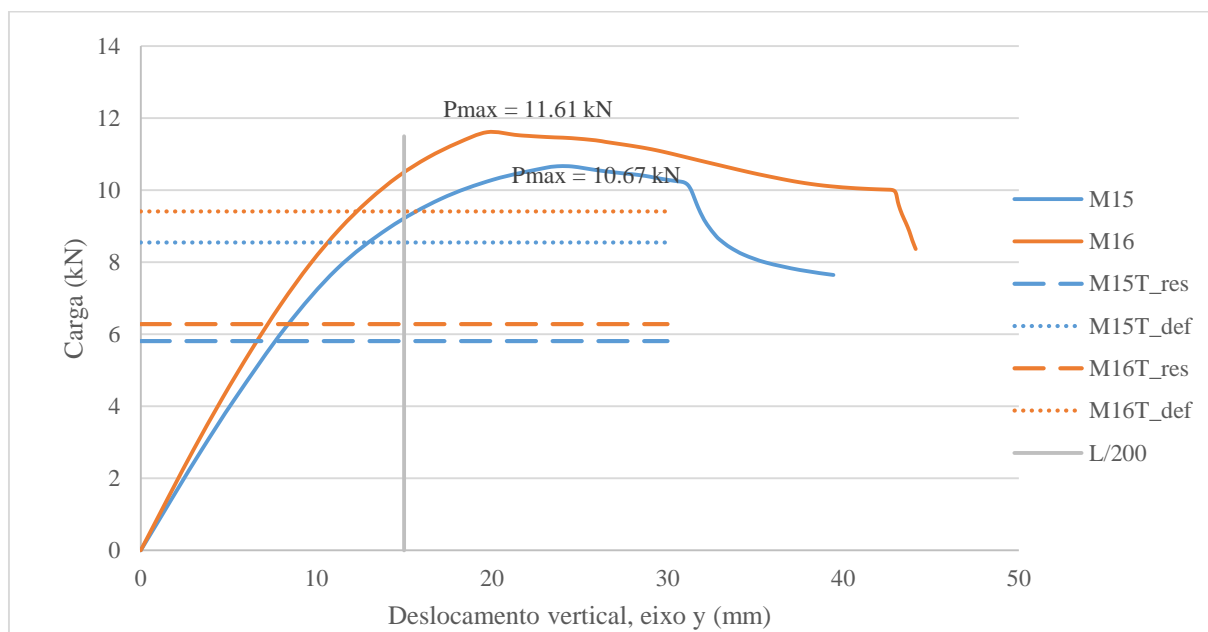


Figura 4.27 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M15 e M16.

O primeiro pico de carga ocorre a 10.67 kN (M15) e 11.61 kN (M16), o segundo pico de carga ocorre a 10.21 kN (M15) e 10 kN (M16). No Quadro 4.10 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.10- Comparação entre cálculo numérico, teórico e fator de segurança (M15 e M16).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M15	5.82 kN	10.67 kN	1.83	8.55 kN	9.19 kN	1.07
M16	6.28 kN	11.61 kN	1.85	9.41 kN	10.49 kN	1.11

O Quadro 4.10, mostra que os modelos M15 e M16 encontram-se em segurança. Os deslocamentos para as cargas máximas são 23.84 mm para o M15 e 19.73 mm para o M16. O primeiro pico de carga ocorre devido ao modo de instabilidade do tipo C no apoio central, comum nos modelos M15 e M16, o segundo pico de carga acontece devido à instabilidade do tipo A meio vão, na zona de aplicação das cargas. Na instabilidade do tipo C no modelo M15, provoca um maior abaixamento de uma das almas, que leva a uma rotação da secção transversal.

Para analisar as instabilidades recorre-se à curva carga-deslocamento do apoio central e da instabilidade a meio vão para deslocamentos horizontais, ver a Figura 4.28.

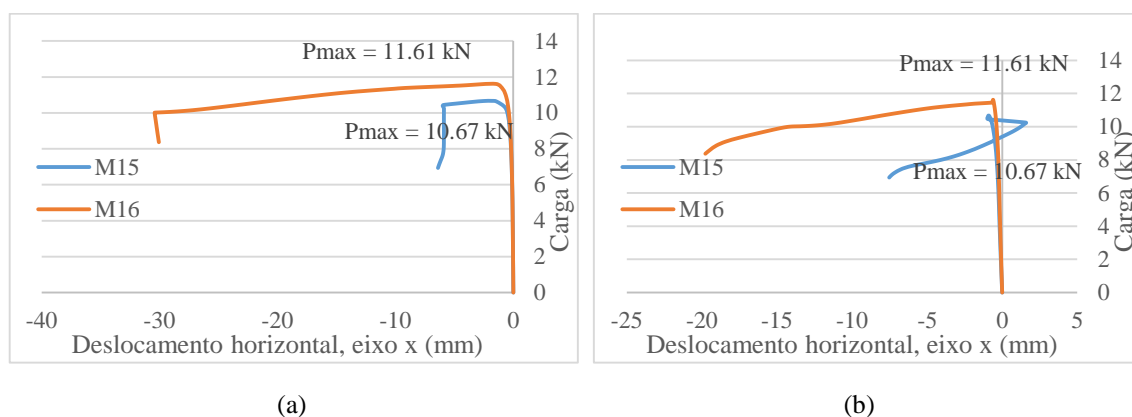


Figura 4.28 - Curva carga-deslocamento nos modos de instabilidade, para os modelos M15 e M16: (a) no apoio intermédio e (b) a meio vão.

Nos dois modelos o elemento deixa de suportar mais carga após ser atingida a segunda carga de pico, quando ocorre o modo de instabilidade local a meio vão, tal como já acontecia nos modelos M13 e M14.

A deformada dos modelos M15 e M16 não é simétrica, a tensão de cedência é atingida na zona do apoio central e junto a uma das zonas de aplicação de cargas. Verifica-se que em primeiro lugar ocorre a cedência da secção na zona do apoio central e só posteriormente a meio vão. Na comparação das duas análises numéricas, verifica-se que quando menor for o afastamento entre a aplicação das cargas, menor é a carga suportada pela madre. Ou seja, a carga com um afastamento de $L/5$ do comprimento é mais condicionante.

Ao confrontar as análises numéricas das madres $\Omega 120$, averigua-se que com o aumento da espessura de 1 mm para 1.6 mm existe um acréscimo de capacidade de carga a rondar os 109.43% (de M13 para M15) e 112.61% (de M14 para M16).

4.5 Madre $\Omega 160$

Neste ponto são analisados os resultados dos modelos numéricos da madre $\Omega 160$. Igualmente com o que acontece com as madres $\Omega 120$ e $\Omega 100$ serão utilizadas duas espessuras (1 e 1.6 mm), duas situações de carga descendente (afastamento de $L/5$ e $L/3$) e análise com um tramo e dois tramos (3 m e 3+3 m), ver Quadro 3.2.

4.5.1 Análise dos modelos numéricos M17 e M18

Os modelos M17 e M18 representam a madre $\Omega 160$ de um tramo, com 1 mm de espessura e um afastamento de cargas de $L/5$ e $L/3$, respetivamente. Na Figura 4.29 é apresentada a curva carga-deslocamento.

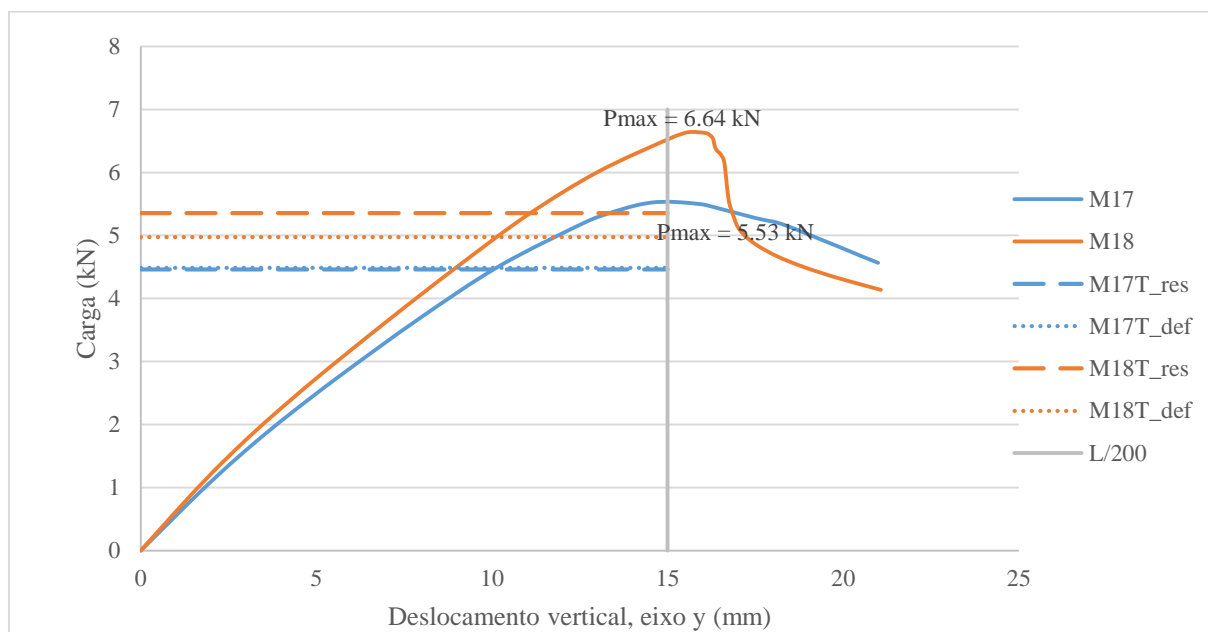


Figura 4.29 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M17 e M18.

Para avaliar o desempenho estrutural dos modelos M17 e M18, recorre-se a curva carga-deslocamento. No Quadro 4.11 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica, assim como a razão entre eles ($R_{N/T}$). Importa referir que a análise apresentada seguiu os pressupostos aplicados dos modelos anteriores.

Quadro 4.11 - Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M17 e M18).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M17	4.46 kN	5.53 kN	1.24	4.49 kN	5.53 kN	1.23
M18	5.35 kN	6.64 kN	1.24	4.97 kN	6.52 kN	1.31

Do Quadro 4.11 conclui-se que os modelos M17 e M18 encontram-se em segurança, uma vez que se verificam respeitadas as condições de dimensionamento previstas pelo EC3. O ponto de carga máxima da curva de carga-deslocamento ocorre para deslocamentos relativamente elevados, na ordem dos 14.97 mm para o M17 e 15.58 mm para o M18.

Tanto no modelo M17 e M18 a madre deixa de suportar mais carga, quando ocorre o modo de instabilidade local do tipo B. Sendo que no modelo M18 existe dois pontos onde ocorrem a instabilidade local, a meio vão, Figura 4.32. Para analisar a instabilidade recorre à curva carga-deslocamento da Figura 4.30.

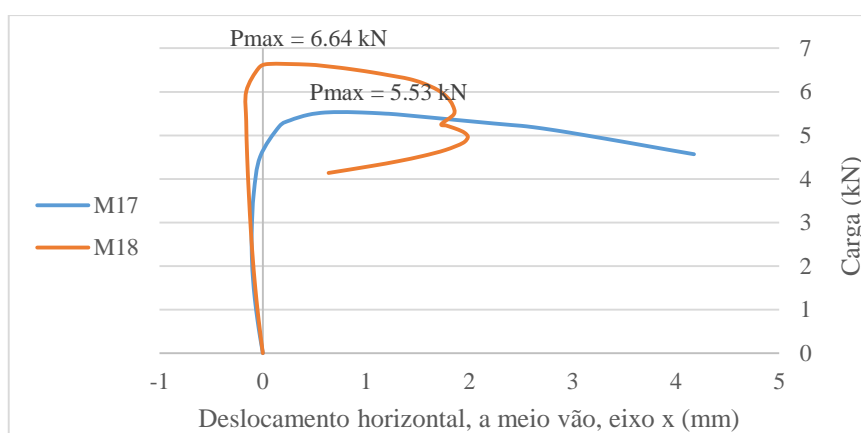


Figura 4.30 - Curva carga-deslocamento do modo de instabilidade, modelos M17 e M18.

Pela análise da curva constata-se que a carga em que começam a existir deslocamentos horizontais relevantes coincide com a carga de pico da Figura 4.29. Ou seja, devido à ocorrência dos modos de instabilidade locais a madre começa a ceder, havendo uma diminuição da carga suportada e um aumento dos deslocamentos verticais.

Na Figura 4.31 e Figura 4.32 são apresentadas a deformada final para os modelos M17 e M18. Importa referir que nas zonas das instabilidades locais é atingida a tensão de cedência do material. Verifica-se que é atingida a tensão de cedência na zona onde ocorrem as instabilidades

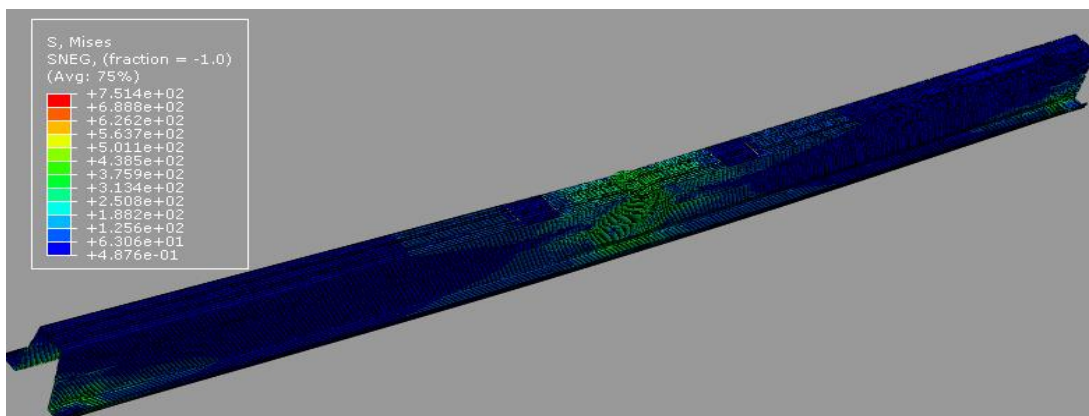


Figura 4.31 – Deformada final do modelo M17.

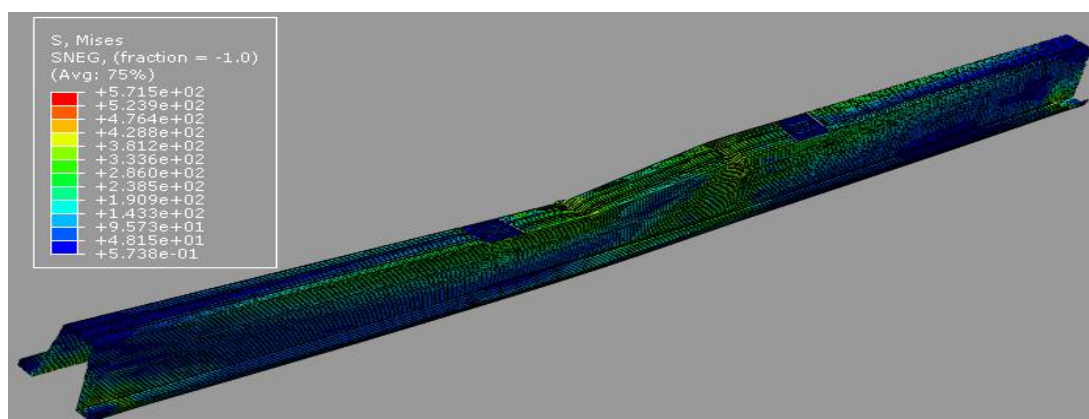


Figura 4.32 – Deformada final do modelo M18.

4.5.2 Análise dos modelos numéricos M19 e M20

Os modelos M19 e M20 são iguais aos modelos M17 e M18 havendo apenas uma alteração da espessura, passando de 1 mm para 2 mm.. Na Figura 4.33 é apresentada a curva carga-deslocamento.

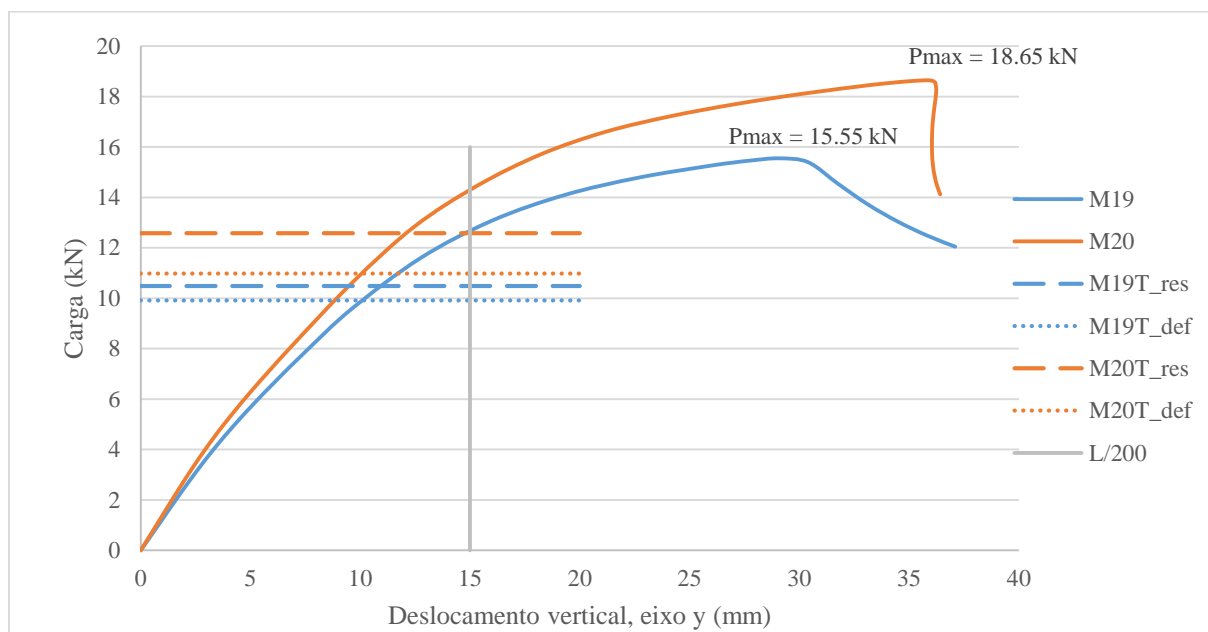


Figura 4.33 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M19 e M20.

No Quadro 4.12 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.12 - Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M19 e M20).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M19	10.49 kN	15.55 kN	1.48	9.91 kN	12.62 kN	1.27
M20	12.59 kN	18.65 kN	1.48	10.98 kN	14.28 kN	1.30

Do presente quadro conclui-se que os modelos M19 e M20 encontram-se em segurança, uma vez que se verificam respeitadas as condições de dimensionamento previstas pelo EC3. O ponto de carga máxima da curva de carga-deslocamento ocorre para deslocamentos relativamente elevados, na ordem dos 29.09 mm para o M19 e 35.88 mm para o M20.

Tanto no modelo M19 como no modelo M20, o elemento deixa de suportar mais carga, quando ocorre ao fenómeno de instabilidade local do tipo A. Para analisar a instabilidade recorre-se à curva carga-deslocamento da Figura 4.34.

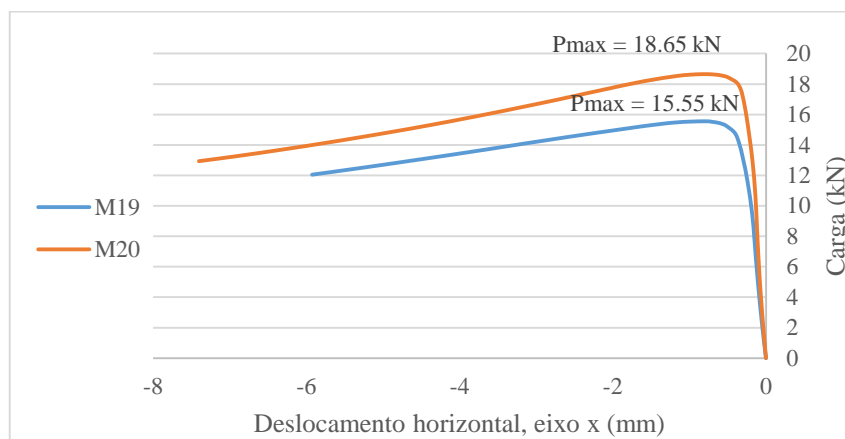


Figura 4.34 - Curva carga-deslocamento, medido no ponto onde ocorre o modo de instabilidade (M19 e M20).

Pela análise da curva consta-se que a carga em que começam a existir deslocamentos horizontais relevantes, coincide com a carga de pico da Figura 4.33. Ou seja, devido à ocorrência dos modos de instabilidade locais a madre começa a ceder, havendo uma diminuição da carga suportada e um aumento dos deslocamentos verticais. Desse modo confirma-se a cedência do elemento devido aos modos de instabilidade locais.

A deformada final dos modelos M19 e M20 são em tudo idêntica à verificada nos modelos M11 e M12. Ao confrontar as análises numéricas, tendo em conta a espessura de cada madre, averigua-se que com o aumento da espessura de 1 mm para 2 mm existe um acréscimo de capacidade de carga a rondar os 181.05% (de M17 para M19) e 180.93% (de M18 para M20).

4.5.3 Análise dos modelos numéricos M21 e M22

Os modelos M21 e M22 representam a madre $\Omega 160$ de dois tramos, com 1 mm de espessura e um afastamento de cargas de $L/5$ e $L/3$, respetivamente. Na Figura 4.35 é apresentada a curva carga-deslocamento.

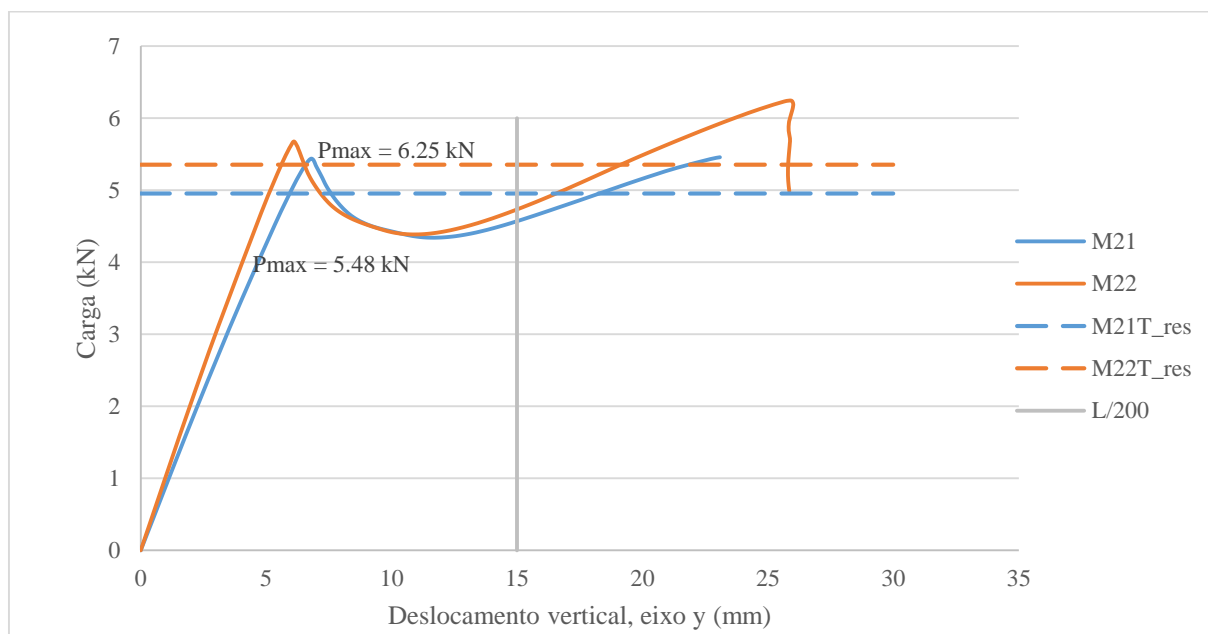


Figura 4.35 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M21 e M22.

Da análise da curva carga-deslocamento, verifica-se existem duas cargas de pico relevantes para os dois modelos. A primeira (5.44 kN para M21 e 5.68 kN para M22) ocorre quando a secção no apoio central atinge a cedência e a segunda (5.48 kN para M21 e 6.25 kN para M22) quando se dá a cedência a meio vão. Importa referir que no gráfico não aparece os valores da carga máxima para a deformação elástica, porque estes valores são muito superiores aos numéricos, logo a resistência é condicionante para o dimensionamento. Não Quadro 4.13 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.13- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M21 e M22).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M21	4.96 kN	5.48 kN	1.10	10.16 kN	4.57 kN	0.45
M22	5.35 kN	6.25 kN	1.17	11.18 kN	4.73 kN	0.42

Da análise do Quadro 4.13 e da Figura 4.35/ Figura 4.22 conclui-se que para os SLS, o valor de carga do modelo numérico não atinge a determinada pelo EC3, uma vez que esta aparece depois da cedência da secção no apoio central. Ou seja, atinge o deslocamento de 15 mm após a fase linear, não podendo ser garantida a segurança pelos SLS. Deste modo comprova-se o

dimensionamento está condicionado pela resistência elástica, como de resto se tinha verificado nos cálculos teóricos. Em suma, os modelos M21 e M22 encontram-se em segurança.

A carga máxima ocorre para deslocamento na ordem dos 23.57 mm para o M21 e 25.93 mm para M22. A cedência no apoio central ocorre devido ao fenómeno de instabilidade do tipo C, nos dois modelos, M21 e M22. A meio vão a cedência acontece devido ao fenómeno de instabilidade do tipo B para os dois modelos. A análise das instabilidades locais é feita através das curvas carga deslocamento da Figura 4.36.

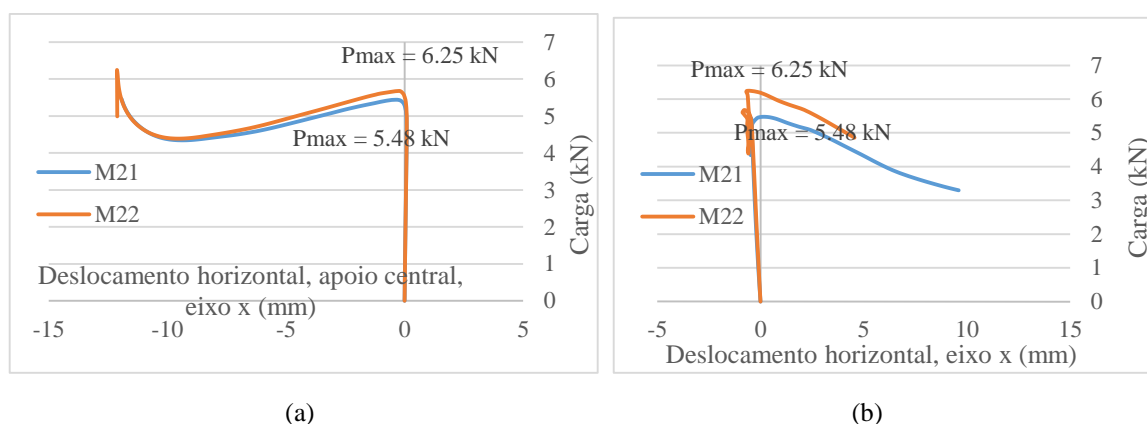


Figura 4.36 - Curva carga-deslocamento nos modos de instabilidade, para os modelos M21 e M22: (a) no apoio intermédio e (b) a meio vão.

A deformada dos modelos M21 e M22 são apresentas nas Figura 4.37 e Figura 4.38. Na análise dos dois modelos verifica-se que a deformada não é simétrica e que a tensão de cedência é atingida junto à zona de aplicação e cargas e no apoio central.

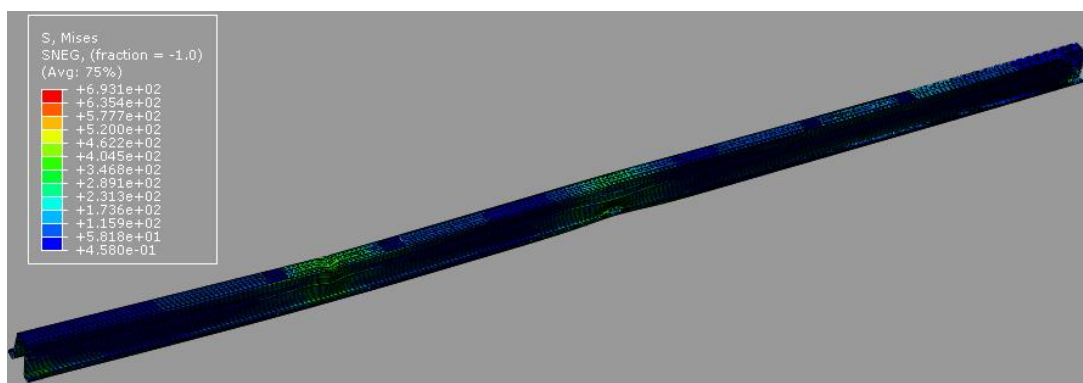


Figura 4.37 - Deformada final do modelo M21.

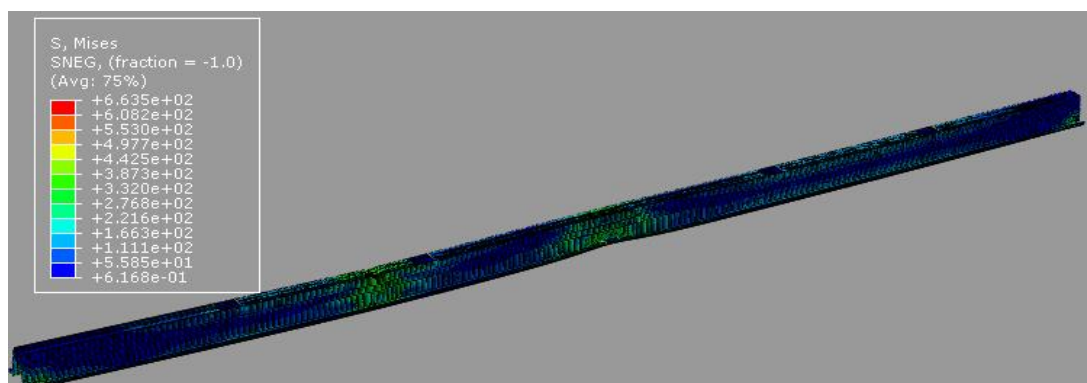


Figura 4.38 - Deformada final do modelo M22.

4.5.4 Análise dos modelos numéricos M23 e M24

Os modelos M23 e M24 são iguais aos modelos M21 e M22 havendo apenas uma alteração da espessura, passando de 1 mm para 2 mm. Na Figura 4.39 é apresentada a curva carga-deslocamento, no ponto a meio vão.

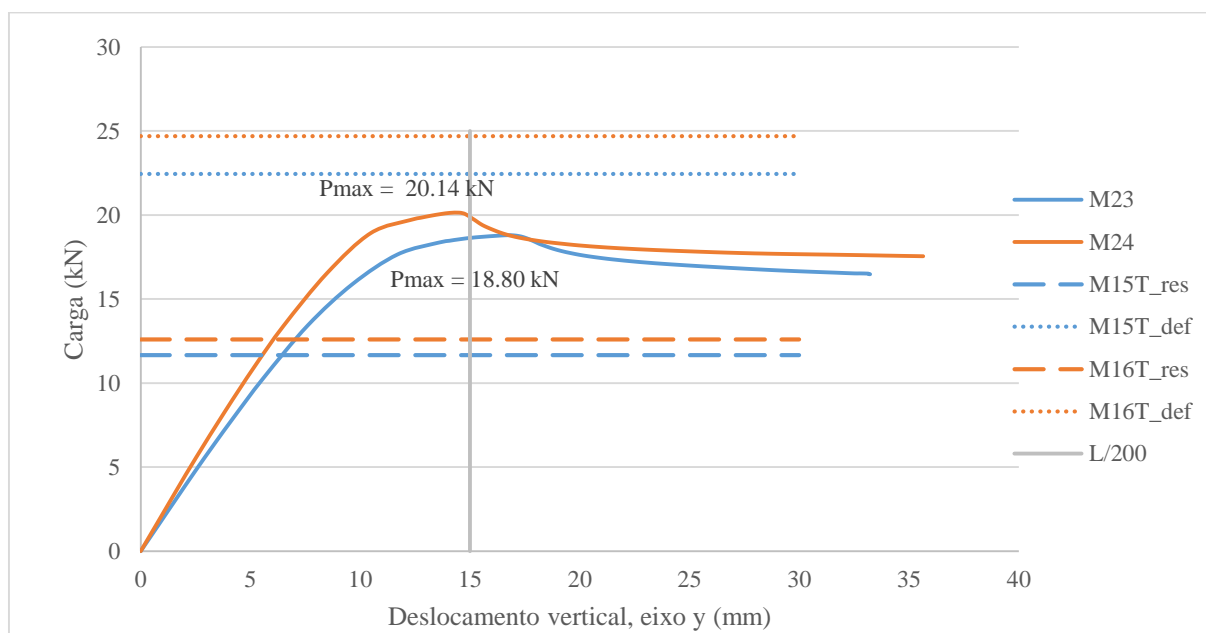


Figura 4.39 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M23 e M24.

O primeiro pico de carga ocorre a 18.80 kN (M23) e 20.14 kN (M24). No Quadro 4.14 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica.

Quadro 4.14- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M23 e M24).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	R _{N/T}	Teórico	Numérico	R _{N/T}
M23	11.66 kN	18.80 kN	1.61	22.44 kN	18.63 kN	0.83
M24	12.59 kN	20.14 kN	1.60	24.69 kN	19.88 kN	0.81

Oo Quadro 4.14, que os modelos M23 e M24 encontram-se em segurança, sendo o dimensionamento condicionado pela resistência. Os deslocamentos para as cargas máximas são 16.82 mm para o M23 e 14.50 mm para o M24. O primeiro pico de carga ocorre devido ao modo de instabilidade do tipo C no apoio central, comum nos modelos M23 e M24, o segundo pico de carga acontece devido à instabilidade do tipo D no modelo M23 e do tipo B no M24. Para analisar as instabilidades recorre-se à curva carga-deslocamento do apoio central e da instabilidade a meio vão para deslocamentos horizontais, ver a Figura 4.40.

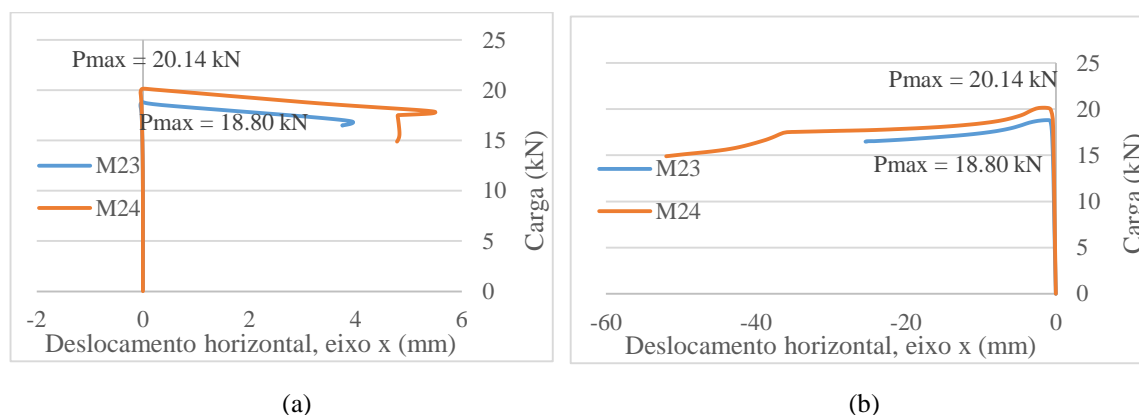


Figura 4.40 - Curva carga-deslocamento nos modos de instabilidade, para os modelos M23 e M24: (a) no apoio intermédio e (b) a meio vão.

Nos dois modelos o elemento deixa de suportar mais carga após ser atingida a segunda carga de pico, quando ocorre o modo de instabilidade local a meio vão, como de resto já acontecia nos modelos anteriores.

A deformada dos modelos M23 e M24 não é simétrica, a tensão de cedência é atingida na zona do apoio central e junto a uma das zonas de aplicação de cargas e é em tudo idêntica à verifica nos modelos M21 e M22. Verifica-se que em primeiro lugar ocorre a cedência da secção na zona do apoio central e só posteriormente a meio vão.

Ao confrontar as análises numéricas das madres $\Omega 160$, verifica-se que com o aumento da espessura de 1 mm para 2 mm existe um acréscimo de capacidade de carga a rondar os 243.36% (de M21 para M23) e 286.57% (de M22 para M24).

4.6 Madre $\Omega 100$ com carga ascendente

Neste ponto será analisado a madre Ω para uma situação de carga ascendente, considerando uma afastamento de cargas de $L/5$ do comprimento total do elemento. Como acontece nos outros modelos será tido em conta duas espessuras (1 e 1.6 mm) e a variante de um e dois tramos (3 e 3+3 m), ver Quadro 3.2.

Como é referido no ponto 3.4 do capítulo 3 desta dissertação, as condições de apoio foram modeladas considerando a existência de parafusos e anilhas. De modo a analisar a influência da alteração das condições de apoio no desempenho estrutural, modelou-se, a título de exemplo, uma madre $\Omega 100$ de 1 mm de espessura e com carga ascendente, considerando as condições de fronteira iguais aos modelos estudados anteriormente.

Na Figura 4.41 é apresentada a curva carga-deslocamento da madre, que serve de comparação das condições de fronteira. Nestas condições a carga máxima de suportada é 2.41 kN.

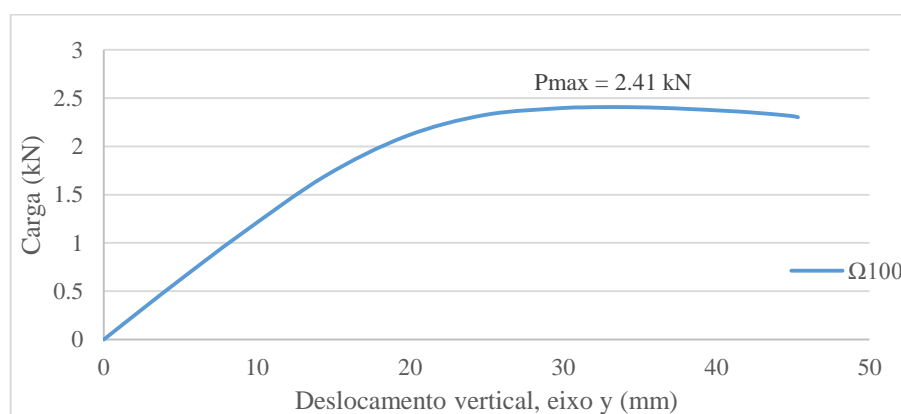


Figura 4.41 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, para madre $\Omega 100$.

4.6.1 Análise dos modelos numéricos M25 e M26

Os modelos M25 e M25 representam a madre $\Omega 100$ de um tramo, com 1 mm e 1.6 mm de espessura, respetivamente, e um afastamento de cargas ascendente de $L/5$. Na Figura 4.42 é apresentada a curva carga-deslocamento.

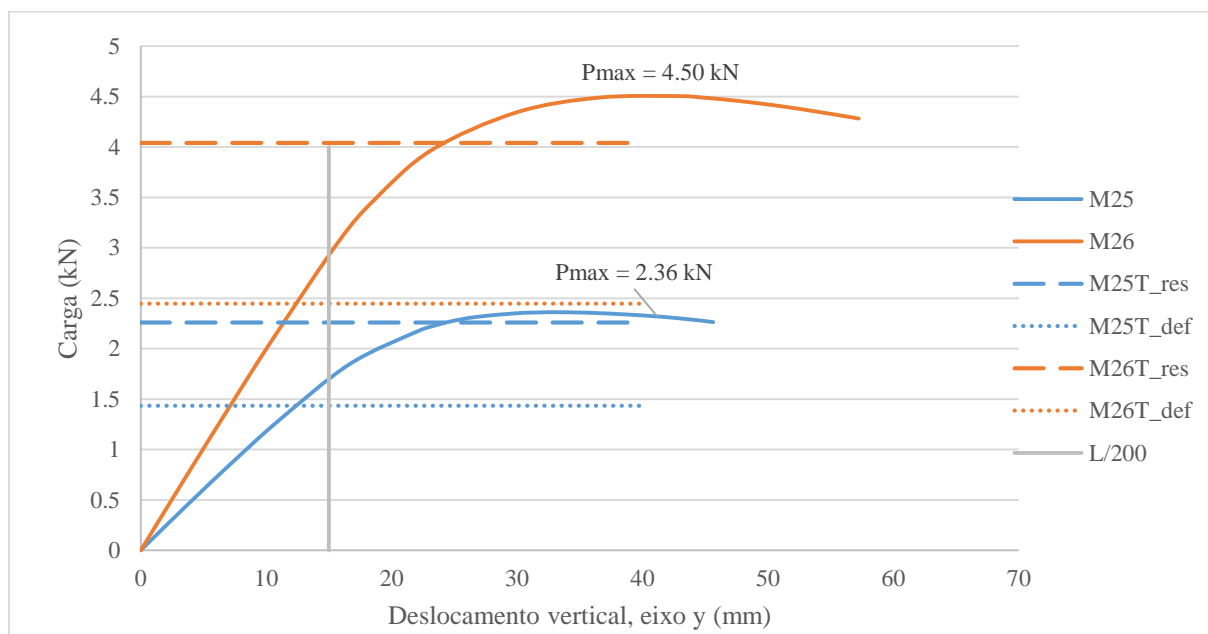


Figura 4.42 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M25 e M26.

Para avaliar o desempenho estrutural dos modelos M25 e M26, recorre-se a curva carga-deslocamento. No Quadro 4.15 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica. Importa referir que a análise apresentada seguiu os pressupostos aplicados dos modelos anteriores.

Quadro 4.15 - Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M25 e M26).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M25	2.26 kN	2.36 kN	1.04	1.44 kN	1.68 kN	1.17
M26	4.04 kN	4.50 kN	1.12	2.45 kN	2.92 kN	1.19

Do presente quadro conclui-se que os modelos M25 e M26 encontram-se em segurança, uma vez que se verificam respeitadas as condições de dimensionamento previstas pelo EC3. O ponto de carga máxima da curva de carga-deslocamento ocorre para deslocamentos relativamente elevados, na ordem dos 33.83 mm para o M25 e 43.16 mm para o M26. Ao compararmos o modelo M25 com o modelo de madre $\Omega 100$ (modelo exemplo), verifica-se que as alterações das condições de apoio, anteriormente referidas, influenciam a capacidade de carga do elemento. Existe decréscimo de capacidade de carga de 2.07% (de 2.41 para 2.36 kN).

Considerando o aumento da espessura de 1 para 1.6 mm, existe um acréscimo da capacidade de carga na ordem dos 90%.

Ao contrário do que aconteceu nas análises feitas para carga descendente, para os modelos M25 e M26 não ocorreram fenômenos de instabilidade local, daí não existir uma queda brusca quando atinge a carga de pico, ver Figura 4.42. No entanto ocorre instabilidade a nível global, com a abertura das almas ao longo do cálculo numérico, ver Figura 4.44, como acontece para todos os modelos de carga ascendente. A deformada final é idêntica nos dois modelos e é apresentada na Figura 4.43. Verifica-se que a tensão de cedência é atingida a meio vão e nas zonas dos apoios.

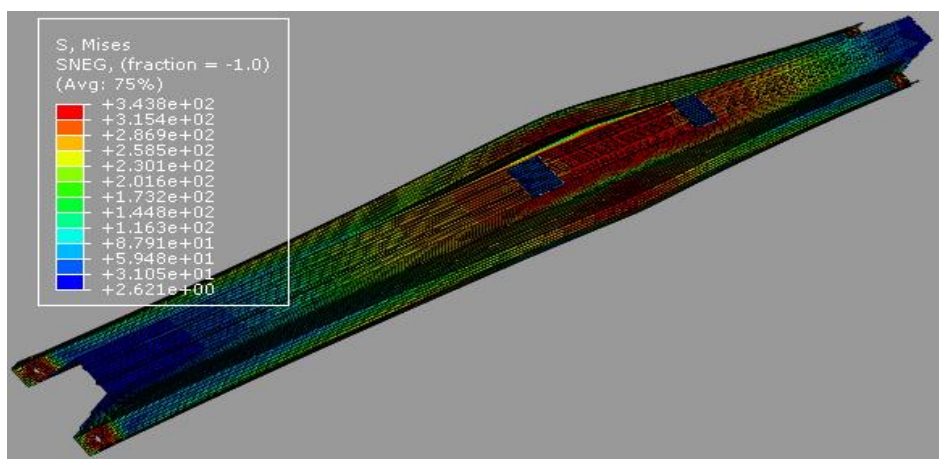


Figura 4.43 – Deformada final do modelo M25 e M26.

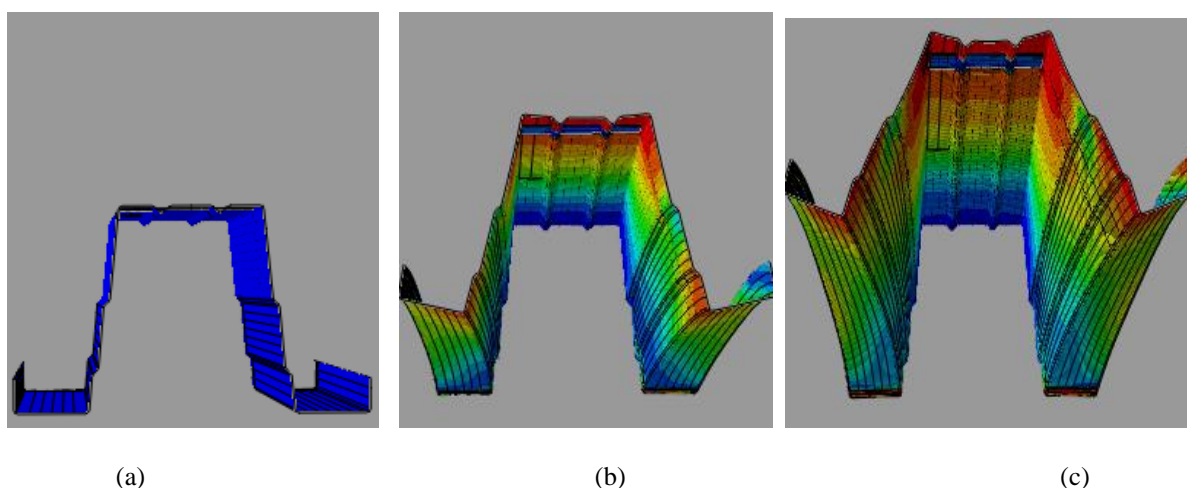


Figura 4.44 – Representação da deformada da secção transversal a meio vão: (a) estado inicial do cálculo, (b) estado a meio do cálculo numérico, (c) estado final do cálculo numérico.

4.6.2 Análise dos modelos numéricos M27 e M28

Os modelos M27 e M28 representam a madre $\Omega 100$ de dois tramos, com 1 e 1.6 mm de espessura, carga ascendente e um afastamento de cargas de $L/5$ respetivamente. Na Figura 4.45 é apresentada a curva carga-deslocamento.

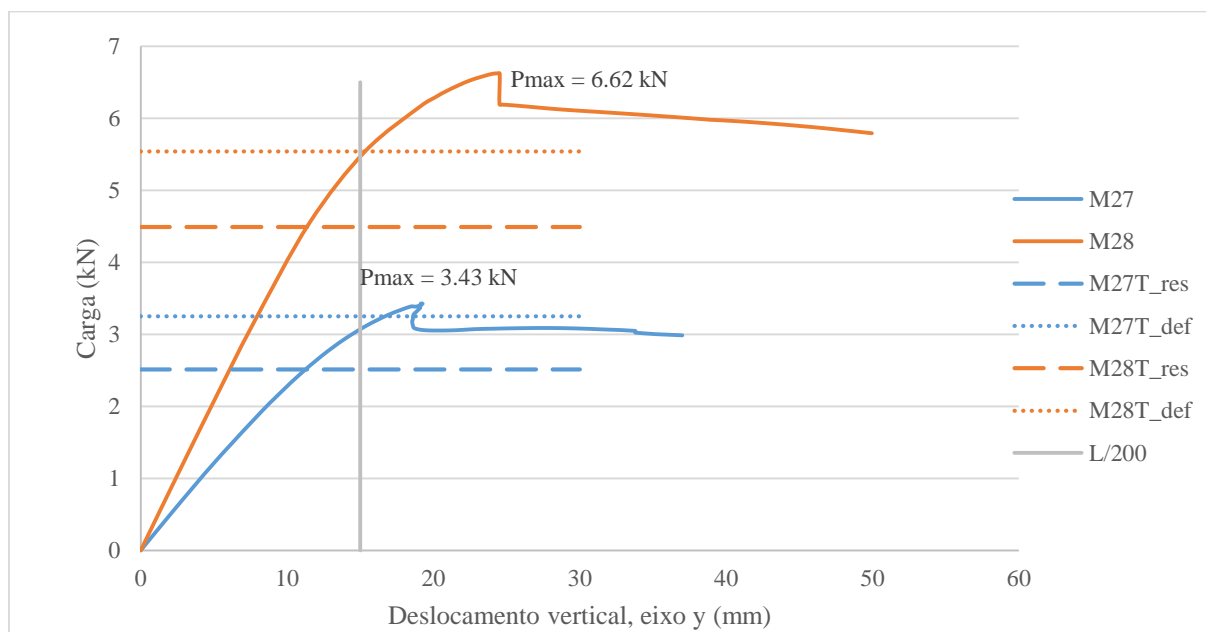


Figura 4.45 - Curva carga-deslocamento, medido a meio vão, modelos M27 e M28.

Na análise da curva carga-deslocamento, verifica-se existirem uma carga de pico relevante para os dois modelos. Após atingida a carga máxima ocorre o modo de instabilidade do tipo E, ver Quadro 4.1, na zona do apoio central que provoca uma queda abrupta da capacidade de carga. O modo instabilidade local do tipo D, caracteriza-se por uma deformação côncava no banzo superior e uma deformação convexa nas almas, considerando o lado exterior da secção. Seguidamente uma redução linear da capacidade de carga, uma vez que não ocorrem instabilidade a meio vão. No Quadro 4.16 são apresentados os valores de carga máxima teórica e numérica. Importa referir que a análise apresentada seguiu os pressupostos aplicados dos modelos anteriores.

Quadro 4.16- Comparação entre cálculo numérico, teórico e a razão (M27 e M28).

Modelo	ULS			SLS		
	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$	Teórico	Numérico	$R_{N/T}$
M27	2.51 kN	3.43 kN	1.36	3.25 kN	3.07 kN	0.94
M28	4.49 kN	6.62 kN	1.48	5.54 kN	5.45 kN	0.98

Da análise do presente quadro e da curva carga deslocamento conclui-se que para os SLS, o valor de carga do modelo numérico não atinge a determinada pelo EC1, uma vez que esta aparece depois da cedência da secção no apoio central. Deste modo comprova-se o dimensionamento está condicionado pela resistência elástica, como de resto se tinha verificado nos cálculos teóricos. Em suma, os modelos M27 e M28 encontram-se em segurança.

A carga máxima ocorre para deslocamento na ordem dos 19.27 mm para o M27 e 24.40 mm para M28. A cedência no apoio central ocorre devido ao fenómeno de instabilidade do tipo E, nos dois modelos. A análise da instabilidade local é feita através da curva carga deslocamento da Figura 4.46.

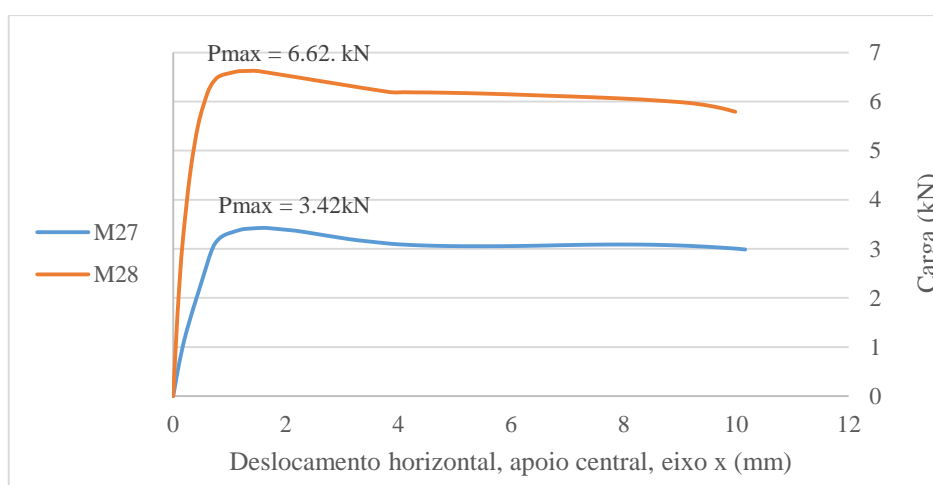


Figura 4.46 - Curva carga-deslocamento nos modos de instabilidade, para os modelos M27 e M28.

A deformada dos modelos M27 e M28 é idêntica nos dois modelos, ver Figura 4.47. Ao analisar a deformada, consta-se que para os dois modelos, não é simétrica, sendo que a tensão de cedência é atingida na zona do apoio central e junto a uma das zonas de aplicação de cargas. Verifica-se que em primeiro lugar ocorre a cedência da secção na zona do apoio central e só posteriormente a meio vão.

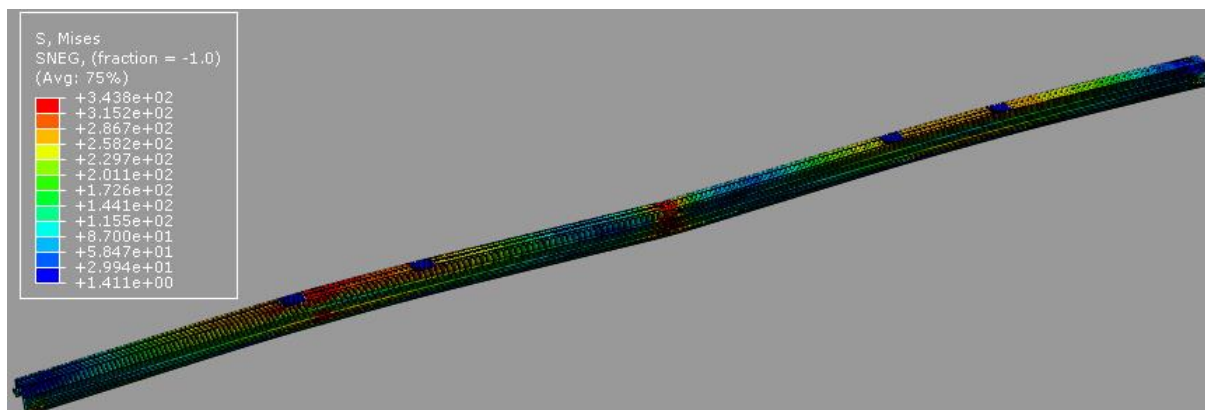


Figura 4.47 - Deformada final dos modelos M27 e M28.

5 CONCLUSÃO

5.1 Conclusões finais

O projeto teve como objetivo avaliar o desempenho estrutural dos perfis $\Omega 100$, $\Omega 120$ e $\Omega 160$ de aço enformado a frio sujeitas a esforços de flexão. Neste ponto serão sintetizadas as ideias principais relativas ao seu comportamento.

- Em todos os modelos a carga máxima e a carga correspondente à deformação $L/200$ foram superiores às estimadas analiticamente através da formula do EC3-1-3, baseado nas propriedades efetivas da secção.
- Relativamente às variações paramétricas feitas para cada perfil, conclui-se que o afastamento entre cargas de $L/5$ é mais condicionante do que o de $L/3$, uma vez que diminui a carga máxima suportada pelo elemento. Isto facto verifica-se em todos os modelos.
- Ainda nas variações paramétricas verifica-se que em média o aumento da espessura das madres aumenta a capacidade de carga em 94.84% para $\Omega 100$, 104.33% para $\Omega 120$ e 197.98% para $\Omega 160$.
- Nas madres de um tramo a cedência do elemento deve-se à instabilidade do tipo A (modelos de M1 a M4, M9, M11, M12, M19 e M20) e tipo B (M10, M17 e M18).
- Nas madres de dois tramos a cedência no apoio central ocorre devido ao modo de instabilidade do tipo C para todos os modelos de carga descendente e do tipo E para os modelos de carga ascendente. A meio vão a cedência ocorre devido ao modo de instabilidade do tipo A (de M5 a M8, M13, M15, M16, M19 e M20), do tipo B (M21, M22 e M24) e do tipo D (M14 e M23).
- Através dos cálculos teóricos, verifica-se que o dimensionamento das madres de um tramo é condicionado pela deformação elástica, com exceção do modelo M17 que é condicionado pela resistência elástica. Relativamente às madres de dois tramos, o dimensionamento é condicionado pela resistência elástica.

5.2 Desenvolvimentos futuros

Relativamente à análise numérica, tendo em conta que neste projeto são analisadas as madres $\Omega 100$, $\Omega 120$ e $\Omega 160$, para desenvolvimentos futuros revela-se importante analisar a madre

$\Omega 140$. Na medida em que nesta dissertação analisou-se o comportamento estrutural das madres sujeitas a esforços de flexão, será interessante a consideração de esforços à compressão. A consideração de cargas ascendentes é outra variação importante, uma vez que no trabalho levado a cabo apenas foi considerado para a madre $\Omega 100$.

Para comprovar e aferir a modelação numérica é imperativo realizar ensaios experimentais à flexão, como de resto era o objetivo inicial deste projeto. Ensaiar experimentalmente as madres $\Omega 100$, $\Omega 120$, $\Omega 140$ e $\Omega 160$, de modo a comparar com os resultados dos modelos numéricos realizados nesta dissertação.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Simões, R. (2014). *Manual de dimensionamento de estruturas metálicas - Eurocódigo 3: Projecto de Estruturas de Aço, Parte 1-1: regras gerais e regras para edifícios, s.l.:* CMM -Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista.
- [2] Sites.google@ <https://www.sites.google.com/site/acoufmg/home/historico>
- [3] Micro Geração de Energia@ (2013). <http://www.microgeracaodeenergia.com>
- [4] Ferraz, G. (2014). *Otimização da Secção Transversal de Chapas Perfiladas e Madres Ómega de Aço Enformado a Frio*. Dissertação de Mestrado: Universidade de Coimbra.
- [5] Silvestre, N., Pires, J., Santos, A. (2013). *Manual de Conceção de Estruturas e Edifícios em LSF Light Steel Framing*. CMM -Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista.
- [6] WIKIPÉDIA@ (2015) https://pt.wikipedia.org/wiki/Light_Steel_Framing
Chaves, P. (2014). *Madres enformados a frio com chapas de revestimento*. Dissertação de Mestrado: Universidade de Aveiro.
- [7] Dubina, D., Ungureanu, V. & Landolfo, R. (2012). *Design of Cold-Formed Steel Structures*. 1st Edition ed. s.l.:ECCS.
- [8] Silvestre, N. & Camotim, D. (2006). *Análise E Dimensionamento De Estruturas De Aço Enformadas A Frio*. Apontamentos de apoio à Disciplina de Análise e Dimensionamento de Elementos Estruturais de Aço Enformadas a Frio, Aço-Inox e Alumínio: Instituto Superior Técnico, Lisboa.
- [9] Veríssimo, H. (2008). *Dimensionamento De Elementos Estruturais De Aço Enformados A Frio De Acordo Com O Eurocódigo 3*. Dissertação de Mestrado: Instituto Superior Técnico, Lisboa.
- [10] EN 1993-1-3 (2006). *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-3: General rules, Supplementary rules for cold-formed members and sheeting, s.l.:* European Committee for Standardisation, Brussels.
- [11] Sites.google@ <https://sites.google.com/site/epdprocessos/laminacao>
- [12] Multiacos@ <http://www.multiacos.org/frio.html>

- [13] Costa & Rego@ <http://costaerego.localis.net/corte-e-quinagem-de-chapa/>
- [14] EN 1993-1-1 (2005). *Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-1: General rules and rules for buildings, s.l.*: European Committee for Standardisation, Brussels.
- [15] Gonçalves, J. (2014). *Análise do comportamento de perfis metálicos enformados a frio com secção transversal em C e em Z: consideração de aberturas na alma e tipo de esforço atuante*. Dissertação de Mestrado: Universidade do Minho
- [16] Camotim, D., Silvestre, N., Dinis, P. (2006). *Análise numérica de elementos estruturais de aço enformados a frio: desenvolvimentos recentes e perspectivas futuras*. Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural, Passo Fundo, v. 3, n. 1, p. 55-100, jan./abr.
- [17] Baptista, A. (2014). *Verificação de Segurança de Perfis de Aço Enformado a Frio com Secção em C*. Dissertação de Mestrado: Faculdade de Ciências e Tecnologia – Universidade Nova de Lisboa, Lisboa.
- [18] Laím, L. & Rodrigues, J. *Análise Numérica Do Comportamento Estrutural De Vigas Em Sço Enformado A Frio*. VIII Congresso de Construção Metálica e Mista
- [19] ABAQUS/CAE Standard User's Manual, version 6.12-1, Simulia Corp., USA, 2012.
- [20] Martins, V. (2012). *Análise do comportamento de perfis metálicos enformados a frio com secção transversal em C e aberturas na alma*. Dissertação de Mestrado: Universidade do Minho
- [21] Schafer, B., Li Z., Moen, C. (2010). *Computational modeling of cold-formed steel*. Thin-Walled Structures, 48, 752–762.
- [22] Dias da Silva, V. (2004). *Mecânica E Resistência dos Materiais*, Coimbra