

Cedrico de Resende Oliveira

ESTUDO DO COMPORTAMENTO DE UMA
LIGAÇÃO VIGA-PILAR

Tese de Mestrado

Mestrado em Engenharia Mecânica e Gestão Industrial

Engenheiro Adelino Mendes Cabral da Trindade



Aos meus pais, ao meu irmão e a
minha namorada que me apoiaram e
incentivaram ao longo deste
percurso.

Resumo

Este trabalho tem como objectivo o estudo de uma ligação viga-pilar a partir de modelos teóricos, experimentais e numéricos. O modelo teórico será baseado no Eurocódigo 3 parte 1-8, a partir do qual será realizado o dimensionamento da ligação. Os modelos experimentais e numéricos servirão para se compreender como se distribuem os esforços e verificar se a forma como Eurocódigo 3 os contempla é a mais correcta.

O Eurocódigo 3 define que as ligações podem ser de três tipos diferentes, ou seja, estas podem ser rígidas, articuladas ou semi-rígidas, tendo em conta que os dois primeiros tipos de ligações são casos extremos. Neste trabalho será apresentado um estudo de uma ligação classificada como semi-rígida, isto porque estas são as ligações mais comuns e as que têm o comportamento mais difícil de modelar. Para a realização deste estudo vai-se recorrer a um ensaio experimental, onde se tentará usar um novo método de medição para a rotação da ligação, e ao método dos elementos finitos.

Por fim serão comparados os resultados experimentais com os numéricos e os teóricos por forma a compreender-se quais as diferenças entre estes três modelos. Aqui serão feitas comparações das tensões em regiões críticas da ligação, da rotação da ligação. A partir do modelo numérico serão apresentadas imagens com a distribuição das tensões nas várias regiões alvo de estudo pelo Eurocódigo 3, bem como a evolução das mesmas com o carregamento.

Palavras chave:

Ligações semi-rígidas; Ligação viga-pilar; Estruturas metálicas; Método dos elementos finitos; Eurocódigo 3.

Abstract

This work aims to study a beam-to-column connection based on theoretical, experimental and numerical models. The theoretical model is based on Eurocode 3 part 1-8, from which will be held the design of the connection. The experimental and numerical models will be used to understand how stresses distribute themselves and check the Eurocode 3, to see if it contemplates stresses distribution properly.

The Eurocode 3 defines that connections can be of three different types, i.e., they can be rigid, pinned or semi-rigid, taking into account that the first two types of connections are extreme cases. On this work will be presented a study of a connection classified as semi-rigid, because these are the most common connections and they have the most difficult behavior to be modeled. For conducting this study it will be recurred to an experimental model, where it is going to try a new method to measure the rotation on the connection, and will be used the finite element method.

Finally experimental results will be compared to numerical and theoretical results in order to understand the differences between these three models. Here it will be made the evaluations of the stresses in critical regions, and the rotation of the connection. From the numerical model will be presented images of the distribution of stresses in the regions targeted by Eurocode 3, as well as their evolution with the load.

Keywords:

Semi-rigid connections, Beam-to-column connection; Steel structures; Finite element method.

Agradecimentos

Aos meus pais e a minha namorada que me apoiaram incondicionalmente ao longo deste percurso. Ao meu irmão por todo o apoio que me deu e que sem ele parte deste trabalho não poderia ter sido realizado.

Ao Eng. Henrique por todo o tempo que disponibilizou em prol deste trabalho.

E em especial ao meu orientador, Eng. Adelino Trindade por todo o conhecimento transmitido e por toda a ajuda dada para a realização deste trabalho.

Índice

Resumo.....	II
Abstract.....	III
Agradecimentos.....	IV
Lista de figuras.....	VIII
Lista de símbolos.....	XI
1 Introdução.....	1
2 Tipos de ligações viga-pilar.....	2
2.1 Considerações iniciais.....	2
2.1.1 Classificação das ligações.....	3
2.1.2 Tipos de ligações viga-pilar e esforços actuantes.....	4
2.1.3 Comportamento das ligações.....	6
2.1.4 Elementos constituintes das ligações.....	7
2.2 Estado de Arte.....	8
3 Procedimento proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 para o dimensionamento e verificação de uma ligação.....	10
3.1 Método das componentes.....	14
3.1.1 Momento resistente.....	15
3.1.2 Rigidez inicial.....	15
3.2 Procedimento proposto pelo Eurocódigo 3 para o dimensionamento das componentes de uma ligação.....	18
3.2.1 Parafuso traccionado.....	18
3.2.2 Banzo do pilar à flexão.....	19
3.2.3 Placa de topo à flexão.....	27
3.2.4 Encurvadura da alma do pilar (alma do pilar à compressão transversal).....	29
3.2.5 Alma do pilar à tracção.....	34
3.2.6 Alma do pilar ao corte.....	35
3.2.7 Compressão na alma e banzo da viga.....	36
3.2.8 Alma da viga à tracção.....	37
3.2.9 Parafuso ao corte.....	37
3.2.10 Soldaduras de cordão de ângulo.....	38
3.2.11 Comentários gerais sobre o Eurocódigo 3 parte 1-8.....	41
4 Projecto de uma ligação viga-pilar com placa de topo.....	42
4.1 Caracterização da Geometria e Esforços.....	42

4.2	Dimensionamento e verificação da ligação pelo Eurocódigo 3.....	43
4.3	Momento resistente da ligação em estudo.....	44
4.4	Rigidez equivalente e rigidez rotacional.....	44
4.4.1	Associação das componentes da ligação viga-pilar.....	44
4.4.2	Cálculo da rigidez rotacional.....	45
4.5	Classificação da ligação quanto à rigidez.....	46
5	Componentes de apoio ao modelo experimental.....	47
6	Modelo numérico.....	51
6.1	Discretização do modelo.....	51
6.2	Definição dos contactos entre superfícies.....	53
6.3	Propriedades dos materiais.....	54
7	Apresentação e discussão dos resultados.....	56
7.1	Apresentação e comparação dos resultados experimentais com os numéricos e teóricos.....	56
7.2	Análise da distribuição de tensões da simulação numérica.....	64
7.2.1	Distribuição das tensões na viga-placa de topo e pilar.....	64
7.2.2	Estado de tensão na placa de topo.....	69
7.2.3	Tensões e deformações nos parafusos.....	71
7.2.4	Tendência do modo de rotura.....	74
8	Conclusões.....	77
9	Perspectivas futuras.....	79
10	Bibliografia.....	80
Anexo A – Dimensionamento de uma ligação viga-pilar.....		A-1
A.1	Verificação e cálculo da rigidez das componentes.....	A-2
A.1.1	Caracterização da ligação e dos perfis.....	A-2
A.1.1	Cálculo da resistência e coeficiente de rigidez dos componentes traccionados.....	A-2
A.1.2	Cálculo da resistência e coeficiente de rigidez dos componentes ao corte.....	A-10
A.1.3	Cálculo da resistência e coeficiente de rigidez dos componentes à compressão.....	A-11
A.1.4	Dimensionamento do cordão de soldadura.....	A-13
A.2	Associação das componentes em série.....	A-14
A.2.1	Para a primeira linha de parafusos.....	A-14
A.2.2	Para a segunda linha de parafusos.....	A-15
A.2.3	Associação em paralelo de todas as linhas de parafusos à tracção.....	A-15
A.2.4	Cálculo da rigidez rotacional inicial.....	A-15

Anexo B – Dados relevantes da simulação numérica.....B-1

Lista de figuras

Figura 1 - Classificação das ligações consoante a sua rigidez [22].	3
Figura 2- Pórtico com nós rígidos [11].	4
Figura 3 - Pórtico com nós articulados [11].	4
Figura 4- Ligações típicas viga-pilar de eixo forte [26].	5
Figura 5 - Ligação de um pórtico de galpões com vigas inclinadas.	6
Figura 6 - Curvas momento-rotação para duas ligações típicas [26].	6
Figura 7 - Curvas momento rotação idealizadas para as ligações apresentadas na figura 6 [26].	7
Figura 8 - Relação momento-rotação característica de uma junta [10].	10
Figura 9 - Rigidez de rotação a utilizar na análise global elástica [10].	11
Figura 10 - Classificação das ligações segundo a rigidez inicial [10].	12
Figura 11 - Relação momento-rotação de cálculo bilinear simplificada [10].	13
Figura 12 - Modelo mecânico de uma ligação viga-pilar com placa de topo [15].	13
Figura 13 - Sequência de procedimento para associação de resistências [15].	14
Figura 14 - Componentes de uma ligação viga-pilar com placa de topo.	14
Figura 15 - Linhas de parafusos numa ligação.	15
Figura 16 - Modelo "T-Stub" equivalente [26].	19
Figura 17 - Etapas para a verificação da capacidade resistente nas linhas de parafusos segundo o Eurocódigo [11].	19
Figura 18 – Modos de Rotura de um "T-Stub" aparafusado [26].	20
Figura 19 - Dimensões do banzo de uma peça em "T-Stub".	22
Figura 20 - Definições de e , e_{min} , rc e m .	23
Figura 21 - Modelos de linhas de rotura para grupos de linhas de parafusos [15].	23
Figura 22 - Modelação de um banzo do pilar reforçado sob a forma de "T-Stub".	26
Figura 23 - Valores de α para banzos reforçados de pilares e para placas de topo (secção 6.2.6.5 do Eurocódigo 3 parte 1-8).	26
Figura 24 - Modelação de uma chapa de extremidade saliente sob a forma de "T-Stub"(Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 6.2.6.5).	27
Figura 25 - Tensões normais e de corte na alma do pilar [15; 1].	29
Figura 26 - indicação do sentido positivo dos esforços, correspondente à convenção utilizada pelo Eurocódigo 3 parte 1-8.	31
Figura 27 - Esforços actuantes no painel de alma ao nível das ligações.	32

Figura 28 - Modelação da junta.....	32
Figura 29 - Compressão transversal num pilar não reforçado.	33
Figura 30 - Espessura de um cordão de soldadura com elevada penetração.....	38
Figura 31 - Tensões no plano que define um cordão de soldadura.	39
Figura 32 - Esquema da ligação viga pilar em estudo.....	42
Figura 33 - Dimensões finais de todas as componentes da ligação viga-pilar.	43
Figura 34 - Identificação das forças resultantes e respectivos braços.....	44
Figura 35 - Modelo mecânico com as componentes e respectiva simplificação por associação das componentes.	45
Figura 36 - Esquema do pórtico.	47
Figura 37 - Esquemas com a localização dos extensómetros na estrutura e no parafuso. ..	48
Figura 38 - Mecanismo de translacção do sistema de visão artificial.	49
Figura 39 - Imagem dos equipamentos utilizados para o sistema de visão artificial. a) câmara e barra de LED's; b) Mecanismo de translação com a câmara; c) Computador de comando e de aquisição de imagem.	49
Figura 40 - Contrastes usados no perfil. a) Fotografia com os contrastes; b) imagem recolhida pela câmara sem tratamento.	50
Figura 41 - Elementos usados na discretização do modelo.....	51
Figura 42 - Modelo antes de discretizado.	52
Figura 43 - Pilar depois de discretizado.	52
Figura 44 - Viga e placa de topo depois de discretizadas.	53
Figura 45 – Parafuso-porca depois de discretizado.....	53
Figura 46 - Na figura pode-se observar algumas das regiões definidas para contacto entre elementos com uma cor alaranjada.	54
Figura 47 - Modelo elásto-plástico com encruamento linear (modelo mecânico e curva de comportamento).	54
Figura 48 - Deslocamento vertical da viga.....	56
Figura 49 - Afastamento da placa da base em relação ao suporte (região sujeita à tracção).....	57
Figura 50 - Momento versus rotação da ligação em estudo.....	57
Figura 51 - Imagens obtidas pelo sistema de visão artificial.	58
Figura 52 – Evolução da tensão no local H1.....	59
Figura 53 - Evolução da tensão no local I1.....	60
Figura 54 - Tensões de Von Mises no ponto H2.....	61

Figura 55 - Roseta colocada no cordão de soldadura.....	62
Figura 56 - Tensões medidas no extensómetro do cordão de soldadura.....	62
Figura 57 - Deformação efectiva da placa de topo em relação ao banzo do pilar.	63
Figura 58 - Deformação plástica do modelo experimental depois de descarregado. a) Pormenor da deformação na região ligada; b) Deformação de todos os membros da ligação.	63
Figura 59 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 5 KN.m.....	64
Figura 60 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 10 KN.m.....	65
Figura 61 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 15,71 KN.m.....	65
Figura 62 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 21 KN.m.....	66
Figura 63 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 5 KN.m.....	67
Figura 64 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 10 KN.m.....	68
Figura 65 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 15,71 KN.m.....	68
Figura 66 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 21 KN.m.....	69
Figura 67 - Distribuição das tensões σ_{yy} em meia superfície da placa de topo (em MPa).	70
Figura 68 - Distribuição das tensões σ_{xx} em meia superfície da placa de topo (em MPa).70	
Figura 69 - Tensões σ_{xx} (valores em MPa).	72
Figura 70 - Deformações nos parafusos e extensões tendo por base o critério de Von Mises.	73
Figura 71 - Deformações na primeira linha de parafuso e respectivo plano de corte em evidência.....	73
Figura 72 - Regiões em deformação plástica quando se atinge o momento resistente.	74
Figura 73 - Detalhe das deformações plásticas nos parafusos quando se atinge o momento resistente.....	75
Figura 74 - Comparação entre o modo de rotura teórico com o obtido por MEF.....	76
Figura A-1 - Esquema da ligação viga pilar em estudo.	2
Figura A-2 - Dados geométricos da placa de topo.....	A-3
Figura A-3 - Dados geométricos da placa de topo.....	A-6
Figura A-4 - Definição das constantes.....	A-7
Figura A-5-Procedimento para o cálculo do momento de inércia do cordão de soldadura.....	A-13

Lista de símbolos

$\Sigma F_{t,Rd}$ - Valor total de $F_{t,Rd}$ para todos os parafusos da peça em “*T-Stub*”.

$\Sigma l_{eff,1}$ - Valor de l_{eff} para o modo de rotura 1.

$\Sigma l_{eff,2}$ - Valor de l_{eff} para o modo de rotura 2.

$\bar{\lambda}_p$ - Esbelteza da chapa.

h_r - Distância entre a fiada de parafusos r e o centro de compressão.¹

h_r - Distância entre a linha r e o centro de compressão.

A_s - Área da secção do parafuso.

A_{vc} - Área de corte no pilar.

A_w - Área efectiva do cordão de soldadura.

$F_{T,Rd}$ - Valor de cálculo da resistência à tracção de um banzo de uma peça em “*T-Stub*”.

$F_{t,Ed}$ - Valor da força de corte aplicada.

$F_{t,Rd}$ - Valor de cálculo da resistência à tracção de um parafuso.

$F_{tr,Rd}$ - Valor de cálculo da resistência à tracção efectiva da fiada de parafusos r .

$F_{v,Ed}$ - Valor da força de corte aplicada.

$F_{v,Rd}$ - Valor de cálculo da resistência ao corte de um parafuso.

$F_{w,Ed}$ - Valor de cálculo do esforço actuante na soldadura por unidade de comprimento.

$F_{w,Rd}$ - Valor de cálculo da resistência da soldadura por unidade de comprimento.

I_b - Momento de inércia da secção de uma viga.

I_c - Momento de inércia da secção de um pilar.

K_b - Valor médio de I_b/L_b para todas as vigas do nível acima desse andar.

K_c - Valor médio de I_c/L_c para todos os pilares desse andar.

L_b - Vão de uma viga (entre eixos dos pilares).

L_c - Altura de piso de um pilar.

$M_{c,Rd}$ - Valor de cálculo do momento resistente da secção transversal da viga, reduzido se necessário para ter em conta o esforço de corte.

¹ - Para o caso de ligações aparafusadas com placas de topo, admite-se que o centro de compressão encontra-se alinhado com o banzo comprimido do elemento ligado.

$M_{i,Ed}$ - Momento aplicado em i .
 $M_{i,Rd}$ - Momento resistente de i .
 $M_{j,b1,Ed}$ - Momento na intersecção aplicado pela viga do lado esquerdo.
 $M_{j,b2,Ed}$ - Momento na intersecção aplicado pela viga do lado esquerdo.
 $S_{j,ini}$ - Rigidez rotacional inicial.
 S_j - Rigidez rotacional.
 $b_{eff,c,wc}$ - Largura efectiva da alma comprimida da coluna.
 $b_{eff,c,wc}$ - Largura efectiva da alma comprimida do pilar.
 d_{M16} - Diâmetro nominal de um parafuso M16.
 d_c - Altura livre da alma do pilar.
 d_w - Diâmetro da anilha, ou diâmetro dos círculos circunscritos na cabeça do parafuso ou na porca, conforme o caso.
 f_{ub} - Tensão última do parafuso.
 $f_{y,i}$ - Tensão de cedência de i .
 $k_{eff,r}$ - Coeficiente de rigidez efectiva da linha r tendo em conta os coeficientes de rigidez k_i dos componentes básicos.
 $k_{i,r}$ - Coeficiente de rigidez que representa o componente i relativo a linha r .
 k_i - Coeficiente de rigidez de componente básico i , da junta.
 $l_{eff,c}$ - Comprimento efectivo do cordão de soldadura.
 l_{eff} - Menor dos comprimentos efectivos (isoladamente ou como parte de um grupo de parafusos) para cada linha de parafusos.
 n_b - Número de linhas de parafusos.
 t_{bp} - Espessura das contrachapas;
 t_f - Espessura do banzo.
 t_{fb} - Espessura do banzo da viga.
 t_p - Espessura da placa de topo.
 t_{tb} - Espessura do banzo da viga.
 t_w - Espessura da alma.
 t_{wb} - Espessura da alma da viga.
 t_{wc} - Espessura da alma da coluna.
 z_{eq} - Braço do binário equivalente.
 γ_{Mi} - Coeficiente parcial de segurança.

ϕ_{cd} - Capacidade de rotação.

h - Altura do perfil.

A - Área da secção transversal.

E - Módulo de elasticidade do material.

a - Espessura do cordão de soldadura.

b - Largura total.

r - Número da linha de parafusos.²

r - Raio de concordância.

z - Braço do binário;

β - Parâmetro de transformação.

ε - Coeficiente relativo à tensão de cedência dos materiais, podendo ser determinado por:

$$\sqrt{\frac{235}{f_y \left[\frac{N}{mm^2} \right]}}$$

μ - Relação de rigidez $S_{j.ini}/S_j$.

ρ - Coeficiente de redução para o enfunamento da chapa.

ω - Coeficiente de redução para ter em conta os eventuais efeitos de interacção do esforço de corte no painel da alma do pilar.

² - Numa junta aparafusada com mais do que uma linha de parafusos, estas são numeradas a partir da linha mais afastada do centro de compressão.

1 Introdução

Com este trabalho pretende-se estudar o comportamento de uma ligação viga-pilar. Este tipo de ligações são muito frequentes nas estruturas actuais e, embora existam inúmeros trabalhos realizados nesta área, existem ainda temas que podem ser melhorados por forma a aumentar a segurança e também reduzir-se custos de construção. Portanto, ainda existe a necessidade de continuar-se com a exploração deste tema.

Para a realização deste estudo recorreu-se a um modelo teórico, tendo por base o Eurocódigo 3 parte 1-8 [10], a um modelo experimental e a um modelo numérico. Existe, então, a necessidade de dividir o presente estudo em três partes. Isto é, numa primeira parte é apresentado o modo de dimensionamento proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 [10], numa segunda parte é apresentado o modelo experimental e o modelo numérico e por fim a terceira parte que contém a comparação dos resultados dos três modelos estudados.

Por forma a tentar-se apresentar uma nova forma de medir a rotação da ligação no ensaio experimental, sem o recurso a LVDT's, pois assim, em futuros ensaios, poder-se-ia medir directamente a rotação da ligação e também os deslocamentos com um só equipamento, optou-se por um sistema de visão artificial cedido pela empresa Radar D'Ideias. Além do sistema de visão artificial, foi também cedida uma licença do *software* Halcon para o tratamento e obtenção de resultados das imagens.

A partir deste trabalho vai ser possível verificar-se o comportamento da ligação viga-pilar, onde será apresentada a distribuição de tensões na ligação, o deslocamento da mesma a partir de ensaios experimentais e numéricos. Também serão apresentadas comparações entre os resultados obtidos pelos três modelos por forma a compreender-se quais as diferenças entre eles e também perceber-se até que ponto o dimensionamento proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 [10] se aproxima da realidade.

2 Tipos de ligações viga-pilar

2.1 Considerações iniciais

Nesta parte do trabalho são apresentados vários tipos de configurações de ligações viga-pilar e características que as classificam de uma forma breve e resumida. Existem inúmeros tipos de ligações e cada uma com características que lhes são inerentes. Este trabalho tem como objectivo melhorar a compreensão do comportamento das ligações consoante as suas características, pois, a compreensão do seu funcionamento poderá contribuir para aumentar a segurança e diminuir os custos relacionados com o fabrico de estruturas metálicas, segundo Silva, L. S. [26] as ligações representam uma fatia muito importante do seu custo.

Como as ligações têm uma influência muito significativa nos custos finais das estruturas, é necessário compreender melhor o comportamento delas para que se evite o sobredimensionamento das ligações e assim reduzir os custos associados às mesmas.

Prolorentzou [21] afirma que as ligações viga-pilar dão origem a descontinuidades geométricas e mecânicas que devem ser estudadas com muito rigor. Portanto, quando se está perante o dimensionamento das ligações é necessário ter-se em conta os esforços que vão condicionar o comportamento das mesmas, ou seja, é necessário ter-se em conta os seguintes factores:

- Os esforços actuantes devem estar sempre em equilíbrio com os resistentes;
- Cada componente da ligação tem que ter a capacidade de suportar os esforços actuantes na mesma;
- As deformações causadas pela distribuição dos esforços têm que se situar dentro da capacidade resistente das componentes da ligação;
- As deformações admitidas para qualquer modelo de cálculo, baseado na existência de rótulas plásticas, correspondem a rotações de corpos rígidos que sejam fisicamente possíveis.

Para que se compreenda melhor como se deve efectuar o dimensionamento de uma ligação é necessário ter-se em consideração conceitos, que serão apresentados nos pontos seguintes.

2.1.1 Classificação das ligações

As ligações podem ser classificadas segundo a rigidez e a sua resistência. Quando se trata de as classificar segundo a rigidez, estas podem ser distinguidas como ligações rígidas, articuladas ou semi-rígidas, como apresentado na Figura 1.

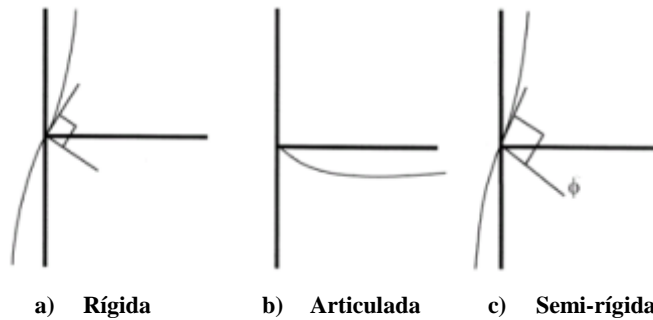


Figura 1 - Classificação das ligações consoante a sua rigidez [22].

Uma ligação é considerada rígida quando é garantida a continuidade da estrutura e as rotações relativas entre os membros ligados são restringidas ao máximo, logo, pode-se admitir que o ângulo entre os membros ligados permanece constante durante o carregamento (figura 1 (a)).

No caso de uma ligação articulada (figura 1 (b)), as rotações relativas entre os membros ligados não são restringidas, logo, a ligação só vai estar sujeita a esforços de corte. No caso de uma ligação rígida os esforços no pilar são maiores que no caso de uma ligação articulada, onde os esforços são mais distribuídos entre os dois membros ligados, ou seja, estão mais distribuídos entre a viga e o pilar, como se pode observar nas figuras 2 e 3.

Da análise de vários estudos realizados conclui-se que é muito difícil ter-se uma ligação perfeitamente rígida ou perfeitamente articulada. Usualmente as ligações estão compreendidas entre esses dois casos extremos, ou seja, são ligações semi-rígidas. Se as ligações forem tratadas como rígidas ou articuladas, poderá haver a necessidade de se sobredimensionar os elementos ligados. Daí a necessidade de se estudar melhor o comportamento das ligações para que estas possam ser tratadas de uma forma mais próxima da realidade.

Considera-se que uma ligação é tratada como semi-rígida quando a rotação entre os membros é restringida entre 20% a 90% [18], quando comparada à rotação que ocorreria no caso de uma ligação perfeitamente rígida. Portanto o momento que será transmitido pela ligação vai ser maior que no caso de uma ligação articulada, mas será menor que no caso de uma ligação rígida.

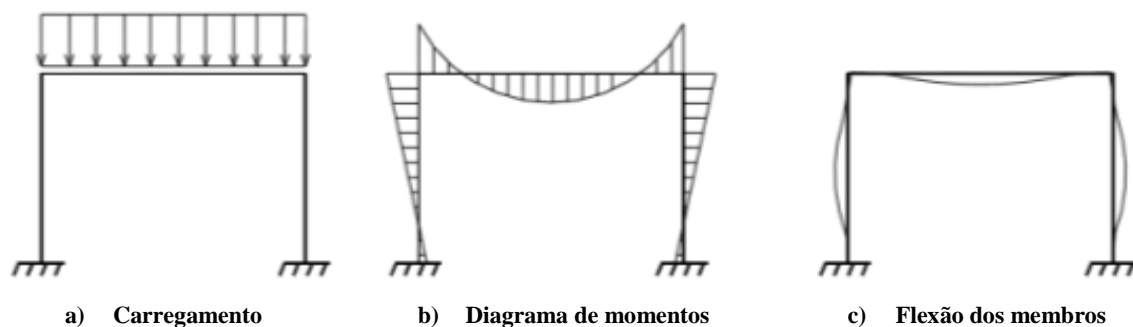


Figura 2- Pórtico com nós rígidos [11].

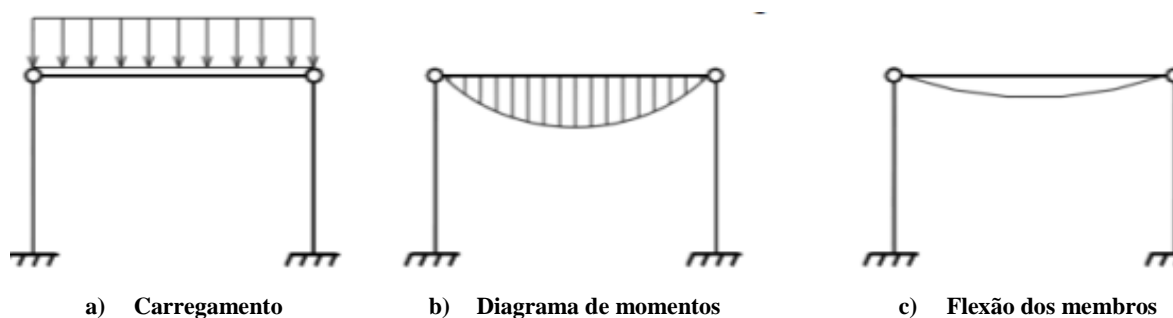


Figura 3 - Pórtico com nós articulados [11].

Quando se trata da classificação das ligações segundo a sua resistência estas podem ser distinguidas como: articuladas, de resistência total ou de resistência parcial.

Quando a ligação é articulada (segundo a resistência), esta não deve transmitir momentos significativos que possam afectar desfavoravelmente os restantes elementos da estrutura. Para uma ligação de resistência total, o valor da resistência da ligação deve ser igual ou superior aos membros por ela ligados. Se a capacidade de rotação da ligação for limitada, devem-se ter em conta os efeitos de concentração de tensões inerentes a essa limitação. Enquanto, quando se está perante uma ligação com resistência parcial, a ligação pode ter uma resistência inferior aos membros por ela ligados mas tem de ser superior ao esforço que terá de suportar. No entanto a capacidade de rotação deste tipo de ligações, caso coincida com uma rótula plástica, deve ser suficiente para que se formem todas as rótulas plásticas necessárias.

Em traços gerais, as ligações só são classificadas consoante a sua rigidez, pois para efeitos de cálculo é a classificação mais usual.

2.1.2 Tipos de ligações viga-pilar e esforços actuantes

Existem inúmeras opções para ligações entre as vigas e os pilares, como se pode observar na figura 4. Consoante as suas posições relativas, tipo de ligação e a localização dos esforços actuantes, sendo os mais comuns o momento flector e a força de corte, o Eurocódigo 3 parte 1-8 [10] tem procedimentos para verificar os componentes existentes na ligação. Embora este não

considere os esforços axiais, pois, é imposta uma restrição empírica onde os esforços axiais não podem ultrapassar 5% da resistência plástica da viga.

Classe	Nó externo	Nó interno
Simples		
Moderada		
Complexa		

Figura 4- Ligações típicas viga-pilar de eixo forte [26].

Como se pode pressupor, existem várias situações onde os esforços axiais são significativos e este tipo de esforços não podem ser desprezados. Embora o Eurocódigo 3 [10] imponha um limite de 5% da resistência plástica da viga, não existe nenhum tipo de justificação teórica para este valor, a não ser pela tendência de estar sempre do lado da segurança. É certo que se está perante um valor que vai levar a um sobredimensionamento da estrutura.

Como já se referiu, existem situações em que os esforços axiais são bastante representativos para que possam ser desprezados. Alguns desses casos localizam-se:

- Em pórticos de estruturas que estão sujeitos a carregamentos horizontais (ex: sismos ou vento), mais evidente quando estes não são contraventados;
- Em pórticos irregulares;
- Em pórticos de galpões de vigas inclinadas, onde a inclinação apresentada pelas vigas vai provocar forças axiais significativas (figura 5).



Figura 5 - Ligação de um pórtico de galpões com vigas inclinadas.

2.1.3 Comportamento das ligações

Pelo que já foi mencionado anteriormente, conclui-se que existem inúmeros factores que se devem considerar no dimensionamento de uma ligação metálica. Os estudos nesta área existem porque o comportamento das ligações é complexo, ou seja, as ligações não apresentam um comportamento linear ou multilinear. Silva [26] apresenta o comportamento de dois tipos de ligações viga-pilar, onde se pode observar como estas se comportam com o carregamento. Na figura 6 apresenta-se o comportamento de duas ligações típicas em estruturas metálicas ao carregamento a partir das curvas momento-rotação correspondentes.

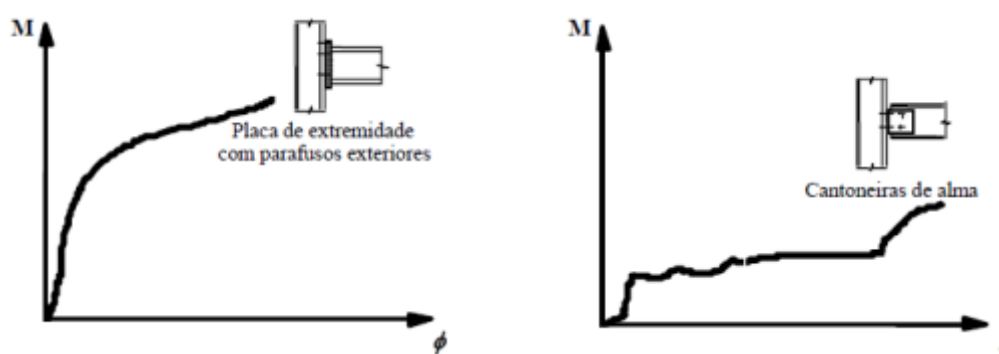


Figura 6 - Curvas momento-rotação para duas ligações típicas [26].

Como se pode observar na figura 6, o comportamento das curvas momento-rotação das ligações está longe de ser linear e assim o dimensionamento de ligações com recurso a curvas momento-rotação reais, não é muito prático. Devido à não linearidade destas curvas, usualmente estas são aproximadas a modelos bilineares ou multi-lineares como os apresentados na figura 7.

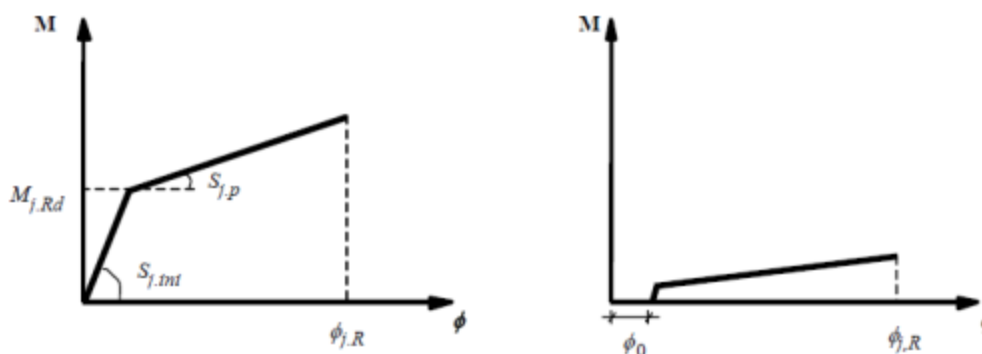


Figura 7 - Curvas momento rotação idealizadas para as ligações apresentadas na figura 6 [26].

Esta aproximação serve para que se possam efectuar análises ao comportamento das ligações metálicas sem grande perda de rigor. Mas quando se está perante o dimensionamento de uma ligação metálica, para que se possa estar do lado da segurança, estas aproximações podem levar a um sobredimensionamento da ligação.

2.1.4 Elementos constituintes das ligações

Os elementos usuais na construção de ligações viga-pilar são os seguintes:

- Parafusos;
- Cordões de soldadura;
- Placas de topo e de reforço.

Destes elementos verifica-se que o Eurocódigo 3 [10] tem métodos eficientes de dimensionamento para dois deles: para os cordões de soldadura e para a placa de topo e reforço. Mas, para os parafusos, não contempla as duas formas como podem ser aplicados. Os parafusos podem ser aplicados de duas formas distintas, ou seja, pré-tensionados ou com aperto simples.

Quando os parafusos são aplicados com aperto simples, durante todo o carregamento acabam por se encontrar sujeitos a esforços de tracção e a esforços de corte o que pode obrigar ao seu sobredimensionamento. Quando são pré-tensionados, há optimização da ligação, pois os parafusos deixam de estar ao corte durante o carregamento até que a forças de corte ultrapassem a força de atrito. Os parafusos pré-tensionados exercem uma força de compressão entre as chapas que são unidas por estes, essa força dará lugar a uma elevada resistência por atrito entre as chapas, que vai permitir a transmissão de carga entre as peças unidas.

O dimensionamento dos parafusos, proposto pelo Eurocódigo 3, só contempla a situação onde são aplicados por aperto simples, embora apresente um método de cálculo para se obter o momento a aplicar de forma a ter-se um bom pré-tensionamento. Esta técnica de construção trás

vantagens para a resistência da ligação que não são contempladas pelo Eurocódigo e que poderiam reduzir custos de construção. Isto porque, o uso de parafusos pré-tensionados trás vantagens, tais como:

- Maior rigidez da ligação;
- Maior capacidade de resistir a esforços alternativos periódicos. O comportamento sob solicitação à fadiga é melhor do que nas ligações onde não se usam parafusos pré-tensionados.

2.2 Estado de Arte

Em 1991 Prelourentzou [21] apresentou estudos de ligações viga-pilar sob carregamento, por forma a compreender o seu comportamento. Para tal, estudou dois tipos de ligações: ligações viga-pilar com placa de topo e ligações com cantoneira de alma (como a apresentada na figura 6). Apresentou modelos teóricos para o cálculo, dimensionamento e verificação da rigidez das ligações e realizou ensaios para cada tipo de ligação estudada para avaliar a sua rigidez.

Posteriormente muitos trabalhos foram realizados tendo por base o Eurocódigo 3 parte 1-8 [10] para estudar o comportamento das ligações viga-pilar. Em 1999 Butterworth [6] estudou o comportamento de uma ligação viga-pilar com placa de topo recorrendo ao método dos elementos finitos (MEF), caracterizando os materiais como não lineares e usou elementos tridimensionais para discretizar a geometria. Maggi (2000) [17] apresentou um estudo do comportamento de ligações viga-pilar com placa de topo a partir de modelos numéricos (método dos elementos finitos) e também analisou dois métodos tradicionais de dimensionamento de ligações, sendo um deles o Eurocódigo 3 parte 1-8 [10]. Ainda no mesmo trabalho comparou os resultados obtidos pelo método dos elementos finitos com ensaios experimentais onde estudou o comportamento das ligações. Para tal, variou a espessura da placa de topo e o diâmetro dos parafusos por forma a verificar a influência destes parâmetros na rigidez da ligação. Outros trabalhos foram realizados para comparar modelos numéricos com os experimentais. É de se referir o trabalho realizado por Gomes (2007) [13] que avaliou o comportamento de uma ligação viga-pilar com placa de topo pelo método dos elementos finitos usando elementos placa e recorrendo a resultados obtidos experimentalmente para a sua validação. Em 2005, Coelho *et al* apresentaram resultados experimentais sobre o comportamento de ligações viga-pilar com placa de topo até à rotura, variando a espessura das placas de topo e a classe do aço, com o intuito de analisar a influência destes dois factores no modo de rotura.

Em 2003, Lima [15] apresenta estudos sobre o comportamento de ligações viga-pilar com placa de topo carregadas com momentos flectores e forças axiais, tendo como objectivo estudar a limitação imposta pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 [10]. Realizou ensaios com placa de topo ajustada e placa de topo estendida. Em 2004, Lima *et al* [16] continuam o estudo apresentado em 2003 por Lima [15] onde realizam ensaios tendo como objectivo o estudo dos resultados experimentais, para adaptarem o método das componentes usado pelo Eurocódigo a carregamentos com esforços axiais. Em 2007, Santiago *et al* [25] apresentaram um estudo, recorrendo ao método dos elementos finitos, sobre ligações viga-pilar sujeitas a cargas axiais e momentos flectores.

Para o dimensionamento e/ou verificação de uma ligação, é de se referir os trabalhos de Silva (2005) [26] que descreve as componentes a serem analisadas quando se estuda uma ligação viga-pilar, apresentando um exemplo do dimensionamento de uma ligação viga-pilar com placa de topo. Figueiredo (2007) [12] faz a apresentação de vários parâmetros que influenciam o comportamento de uma ligação viga-pilar e apresentou um estudo sobre a interferência da vigalaje na ligação. Pereira (2008) [20] demonstra um estudo sobre o método das componentes e apresenta um exemplo de uma ligação viga-pilar e de uma ligação base-pilar.

3 Procedimento proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 para o dimensionamento e verificação de uma ligação.

Neste capítulo será exposto o método proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 [10] para o dimensionamento e verificação de uma ligação metálica e a forma de classificação das ligações quanto à rigidez.

Quando se analisa uma ligação, que pode ser representada por uma mola rotacional, a capacidade de rotação da ligação está directamente relacionada com a rigidez da ligação. Quando se está perante o dimensionamento de uma ligação é necessária a consideração de três factores (ver figura 8), que são os seguintes:

- Momento resistente ($M_{j,Rd}$);
- Rigidez inicial rotacional ($S_{j,ini}$);
- Capacidade de rotação (ϕ_{Cd}).

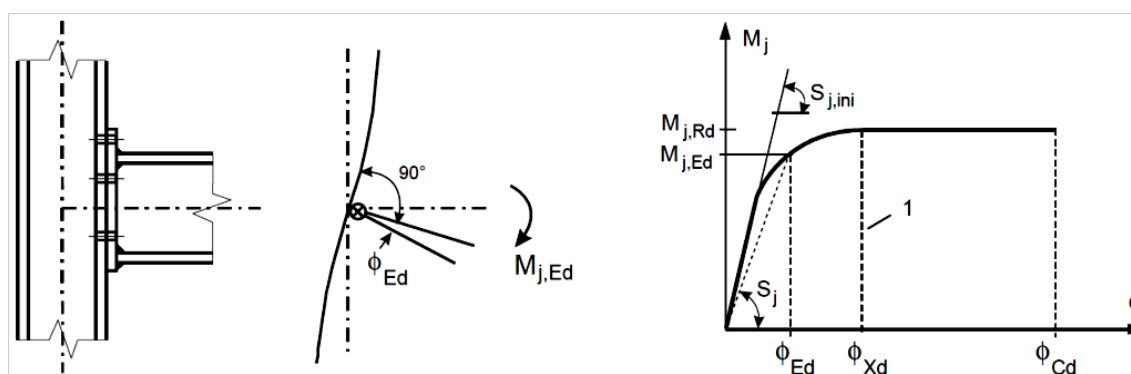


Figura 8 - Relação momento-rotação característica de uma junta [10].

Existem vários tipos de análise quando se trata do dimensionamento de estruturas, entre os quais pode-se mencionar os seguintes:

- Análise global rígido-plástica;
- Análise global elásto-plástica;
- Análise global elástica.

Para se determinar o tipo de modelo da junta apropriado para cada caso, recorre-se ao quadro 5.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8 [10] (ver tabela 1).

Tabela 1 - Tipos de modelos de junta [10]

Método de análise global	Classificação da junta		
Elástica	Nominalmente articulada	Rígida	Semi-rígida
Rígido-plástica	Nominalmente articulada	Resistência total	Resistência parcial
Elasto-plástica	Nominalmente articulada	Rígida e resistência total	Semi-rígida e resistência parcial Semi-rígida e resistência total Rígida e resistência parcial
Tipo de modelo da junta	Articulada	Contínua	Semicontínua

Quando se está perante uma análise global elástica, as ligações devem ser classificadas tendo em conta a sua rigidez de rotação. No caso de uma ligação semi-rígida, deve utilizar-se a rigidez de rotação (S_j) que corresponde ao momento flector aplicado ($M_{j,Ed}$), desde que o momento flector $M_{j,Ed}$ não seja superior a $2/3$ do momento resistente $M_{j,Rd}$, senão usa-se a rigidez de rotação inicial ($S_{j,ini}$), ver figura 9 (a).

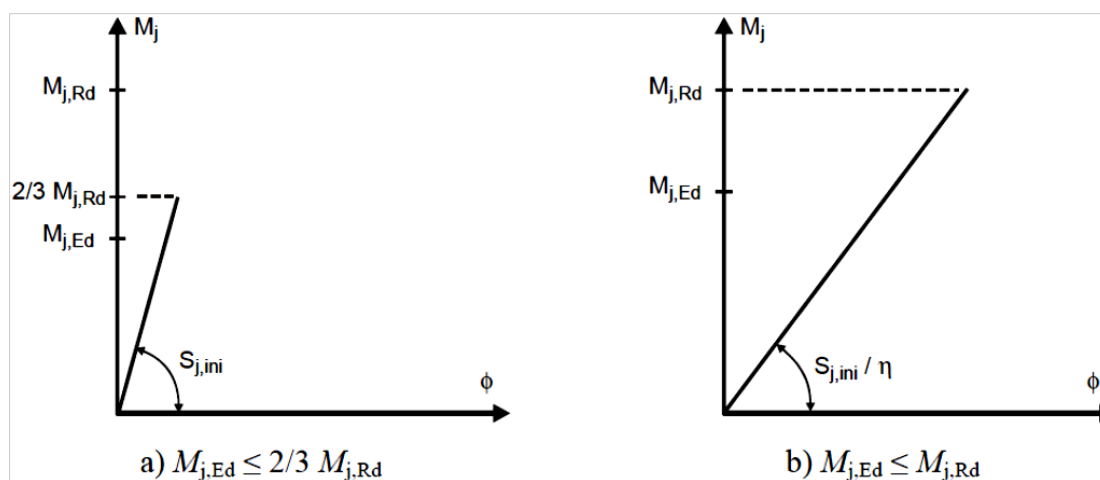


Figura 9 - Rigidez de rotação a utilizar na análise global elástica [10].

De forma a poder simplificar-se os cálculos descritos no parágrafo anterior, pode-se usar a relação $S_{j,ini}/\eta$, para todos os valores de $M_{j,Ed}$, como pode observar-se na figura 9 (b). Os valores do coeficiente η podem ser consultados na tabela 2.

Tabela 2 - Coeficiente de modificação de rigidez η (quadro 5.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8 [10]).

Tipo de ligação	Juntas viga-pilar	Outros tipos de ligações
Soldada	2	3
Chapas de extremidade aparafusadas	2	3
Cantoneiras de apoio de banzo aparafusadas	2	3,5
Chapas de base	-	3

Nas ligações deve-se usar os limites de classificação, consoante a rigidez inicial, apresentados na secção 5.2.2.5 do Eurocódigo 3 parte 1-8 [10], ver figura 10.

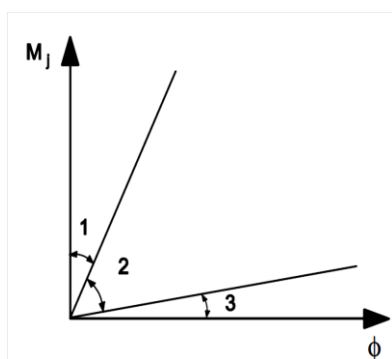


Figura 10 - Classificação das ligações segundo a rigidez inicial [10].

Zona 1: rígida, se $S_{j,ini} \geq K_b \cdot E \cdot I_b / L_b$ em que:

- $K_b=8$ para pórticos em que o sistema de contraventamento reduz o deslocamento horizontal em pelo menos 80%;
- $K_b=25$ para outros pórticos, desde que em todos os pisos $K_b/K_c \geq 0,1$.³

Zona 2: semi-rígida

- Todas as juntas na zona 2 deverão ser classificadas como semi-rígidas. As juntas nas zonas 1 ou 3 poderão, também, facultativamente, ser tratadas como semi-rígidas.

Zona 3: nominalmente articulada, se $S_{j,ini} \leq 0,5E \cdot I_b / L_b$

Numa análise global rígido-plástica, as juntas deverão ser classificadas tendo em conta a sua resistência ao momento flector a que estão sujeitas. Para a análise global elasto-plástica as ligações devem ser classificadas em função da sua rigidez e da sua resistência, onde o cálculo do momento-rotação pode adoptar a relação de cálculo bilinear, como a apresentada na figura 11, onde o coeficiente de modificação usado é o apresentado na tabela 2.

³ Para pórticos em que $K_b/K_c < 0,1$, as juntas deverão ser classificadas como semi-rígidas.

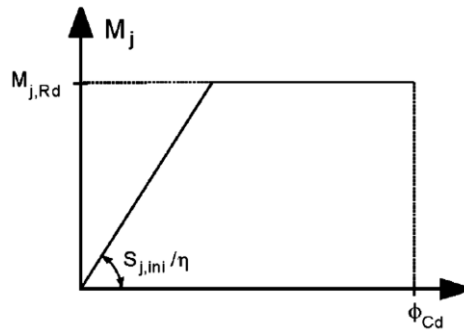


Figura 11 - Relação momento-rotação de cálculo bilinear simplificada [10].

O Eurocódigo 3 parte 1-8 [10] recorre a modelos mecânicos para o dimensionamento e verificação das ligações, mais conhecido por método das componentes. As curvas momento-rotação são obtidas a partir deste método, sendo necessário seguir-se o seguinte procedimento:

1. Identificação das componentes activas da ligação viga-pilar em causa (figura 12);
2. Obtenção das curvas da força em função do deslocamento para cada uma das componentes (figura 12);
3. Associação das componentes em série e em paralelo para a obtenção da curva momento-rotação da ligação, cujo procedimento mecânico é esquematizado na figura 13.

Da análise do Eurocódigo 3 parte 1-8 verifica-se que são desenvolvidos três tipos de ligações: ligações soldadas, ligações com placa de topo e ligações com cantoneira de topo e de apoio. Mas o método das componentes é suficientemente genérico, permitindo decompor as ligações em várias componentes que sejam relevantes para o seu dimensionamento.

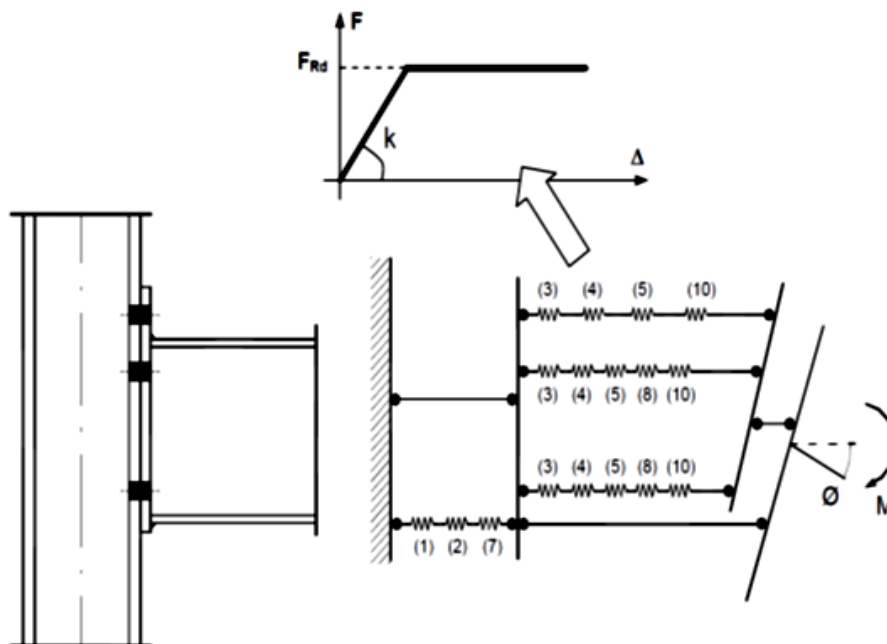


Figura 12 - Modelo mecânico de uma ligação viga-pilar com placa de topo [15].

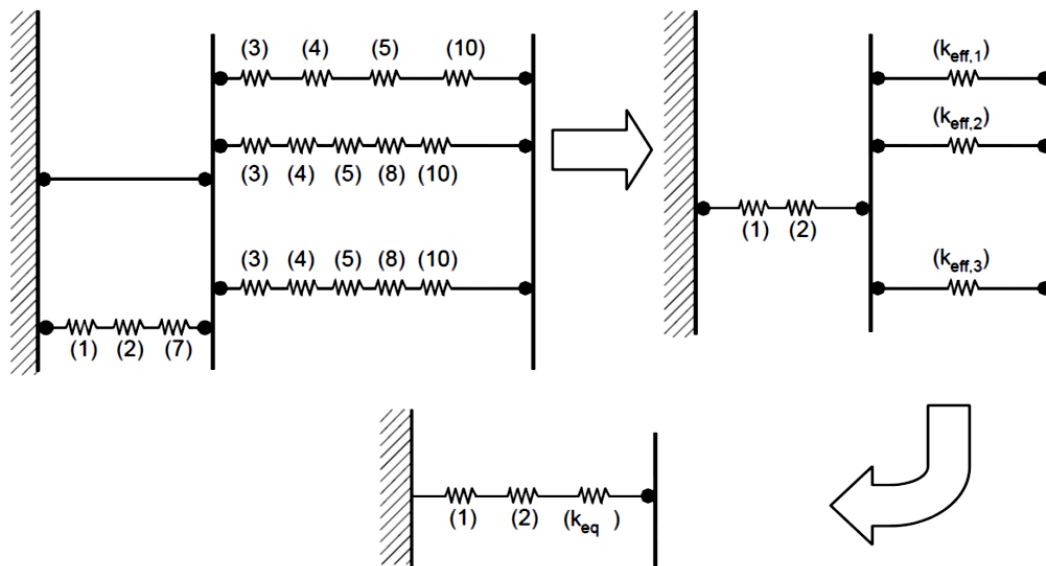


Figura 13 - Sequência de procedimento para associação de resistências [15].

3.1 Método das componentes

O método proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 para o dimensionamento e verificação das ligações é baseado no método das componentes e cujo princípio básico está representado nas figuras 12 e 13. A partir daí pode-se obter a rigidez rotacional da ligação que resulta da combinação das componentes.

De seguida é apresentado um exemplo de uma ligação viga-pilar com placa de topo (ver figura 14) demonstrando-se os locais que, nesse tipo de ligações, são alvo de estudo devido às deformações que ocorrem com o carregamento e que podem ser críticas para a estabilidade da estrutura.

Zona	Referência	Componente
Tração	10	Parafuso traccionado
	4	Banzo do pilar em flexão
	5	Placa de topo flectida
	3	Tracção na alma do pilar
	8	Tracção na alma da viga
	19	Soldadura do banzo à placa de topo
	19	Soldadura da alma à placa de topo
Corte horizontal	1	Corte na alma do pilar
Compressão	2	Encurvadura da alma do pilar
	7	Compressão na alma e banzo da viga
	19	Soldadura no banzo da viga
Corte vertical	11	Parafuso ao corte
	19	Soldadura da alma à placa de topo

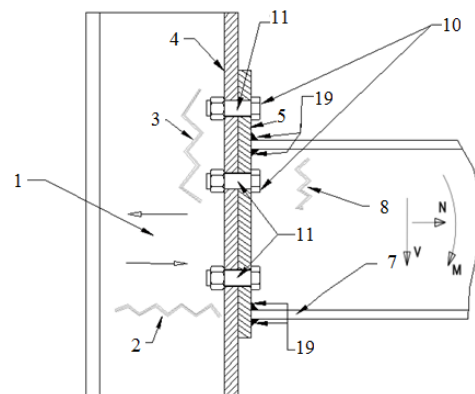


Figura 14 - Componentes de uma ligação viga-pilar com placa de topo.

Os parâmetros que são necessários para o método das componentes, são apresentados nas secções seguintes.

3.1.1 Momento resistente

Para o cálculo do momento resistente ($M_{j,Rd}$) de uma ligação viga-pilar recorre-se à equação 3-1 que é transcrita da secção 6.2.7.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8.

Equação 3-1

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r \cdot F_{tr,Rd}$$

$F_{tr,Rd}$ - valor de cálculo da resistência à tracção efectiva da fiada de parafusos r ;

h_r - distância entre a fiada de parafusos r e o centro de compressão;⁴

r - número da linha de parafusos (ver figura 15).⁵

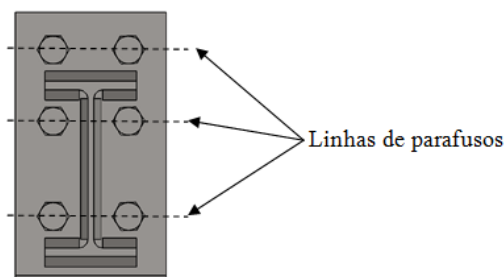


Figura 15 - Linhas de parafusos numa ligação.

3.1.2 Rigidez inicial

Para ligações com placa de topo que tenham duas ou mais linhas de parafusos traccionados, pode-se recorrer ao método geral (secção 6.3.3.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8), onde todos os componentes básicos relativos à ligação deverão ser representados por um único coeficiente de rigidez equivalente (k_{eq}), equação 3-2, como se pode observar na figura 13.

Equação 3-2

$$k_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r}{z_{eq}}$$

⁴ - Para o caso de ligações aparafusadas com placas de topo, admite-se que o centro de compressão encontra-se alinhado com o banzo comprimido do elemento ligado.

⁵ - Numa junta aparafusada com mais do que uma linha de parafusos, estas são numeradas a partir da linha mais afastada do centro de compressão.

onde,

Equação 3-3

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,r}}}$$

e,

Equação 3-4

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r}$$

Por fim para se obter a rigidez inicial rotacional $S_{j,ini}$ recorre-se à equação 3-5 (secção 6.3.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

Equação 3-5

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}}$$

Por forma a não existirem dúvidas sobre o valor do braço do binário (z), o Eurocódigo apresenta todas as considerações a realizar para a obtenção desse valor (ver tabela 3).

Tabela 3- Centro de compressão, braço do binário e distribuição dos esforços (secção 6.2.7.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8)

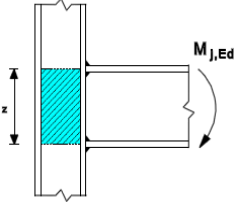
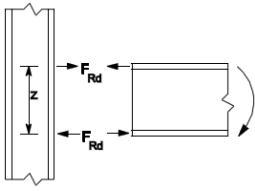
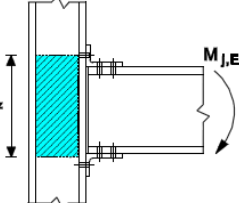
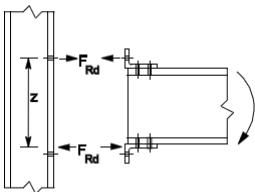
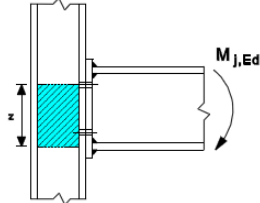
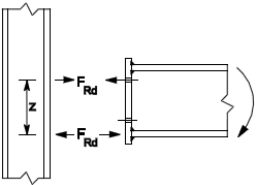
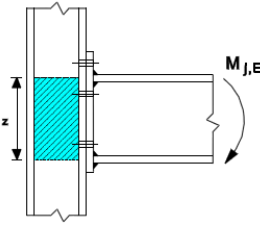
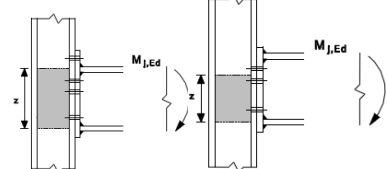
Tipo de ligação	Centro de compressão	Braço do binário	Distribuição dos esforços
a) Ligação Soldada. 	Alinhado com o meio da espessura do banzo comprimido.	$z = h - t_{tb}$ h - Altura da viga ligada. t_{tb} - Espessura do banzo da viga.	
b) Ligação aparafusada com cantoneiras de ligação dos banzos. 	Alinhado com o plano situado a meio da espessura da aba da cantoneira que liga o banzo comprimido.	Distância entre o centro de compressão e a linha de parafusos traccionados.	

Tabela 3 (continuação) - Centro de compressão, braço do binário e distribuição dos esforços (secção 6.2.7.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8)

<p>c) Ligação com chapa de extremidade aparafusada apenas com uma fiada activa de parafusos traccionados.</p> 	<p>Alinhado com o plano situado a meio da espessura do banzo comprimido.</p>	<p>Distância entre o centro de compressão e a linha de parafusos traccionados.</p>	
<p>d) Ligação com chapa de extremidade saliente aparafusada apenas com duas fiadas activas de parafusos traccionados.</p> 	<p>Alinhado com o plano situado a meio da espessura do banzo comprimido.</p>	<p>De modo conservativo, z poderá ser considerado igual à distância entre o centro de compressão e um plano situado a meia distância entre essas duas linhas de parafusos.</p>	
<p>e) Outras ligações com chapa de extremidade aparafusadas com duas ou mais linhas de parafusos traccionados.</p> 	<p>Alinhado com o plano situado a meio da espessura do banzo comprimido.</p>	<p>Poderá obter-se um valor aproximado adoptando-se a distância entre o centro de compressão e um plano situado a meia distância entre as duas fiadas mais afastadas de parafusos traccionados.</p>	<p>Poderá determinar-se um valor mais preciso considerando-se o braço do binário z igual a z_{eq}, obtido com o recurso ao método apresentado na secção 6.3.3.1 do Eurocódigo 3 parte 1-3.</p>

Para a obtenção dos valores correspondentes à relação de rigidez, deve-se usar o método apresentado na secção 6.3.1(6) do Eurocódigo 3 parte 1-8:

- Se $M_{j,Ed} \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd}$, μ toma o valor 1.
- Se $\frac{2}{3} M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd}$, o valor de μ é obtido a partir da equação 3-6:

Equação 3-6

$$\mu = \left(\frac{1,5 \cdot M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \right)^\Psi$$

Onde o coeficiente Ψ pode ser obtido a partir da tabela 4.

Tabela 4 - Valores para o coeficiente Ψ (Eurocódigo 3 parte 1-8, secção 6.3.1(6)).

Tipo de ligação	Ψ
Soldada	2.7
Chapa de topo aparafusada	2.7
Cantoneiras de ligação dos banzos aparafusadas	3.1
Chapas de base de pilares	2.7

Os componentes básicos (k_i) apresentados nos quadros nos quadros 6.9 e 6.10 do Eurocódigo 3 parte 1-8, serão apresentados nos subcapítulos seguintes.

3.2 Procedimento proposto pelo Eurocódigo 3 para o dimensionamento das componentes de uma ligação

O dimensionamento das componentes que vai ser apresentado só é aplicável caso os esforços axiais não excedam 5% da resistência plástica dos componentes da ligação.

3.2.1 Parafuso traccionado

Para se obter o valor da resistência dos parafusos traccionados ($F_{t,Rd}$) pode-se recorrer às expressões no Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 3.6.1 (ver equação 3-7).

Equação 3-7

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$$

Onde k_2 assume o valor de 0,63 para parafusos com cabeça de embeber e 0,9 para os restantes.

O valor do coeficiente de rigidez do parafuso (k_{10}), quer seja pré-tensionado ou não, pode ser obtido a partir da equação 3-8, retirada da secção 6.3.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8.

Equação 3-8

$$k_{10} = \frac{1,6 \cdot A_s}{L_b}$$

Onde L_b é o comprimento dos parafusos sujeito a alongamento, considerado igual à espessura total das chapas e das anilhas mais metade da soma da altura da cabeça do parafuso e da porca.

3.2.2 Banzo do pilar à flexão

Esta componente é dimensionada a partir de um modelo simplificado, ou seja, “*T-Stub*” equivalente (ver figura 16), que avalia a componente a partir da quantificação da carga que leva ao colapso plástico de uma placa.

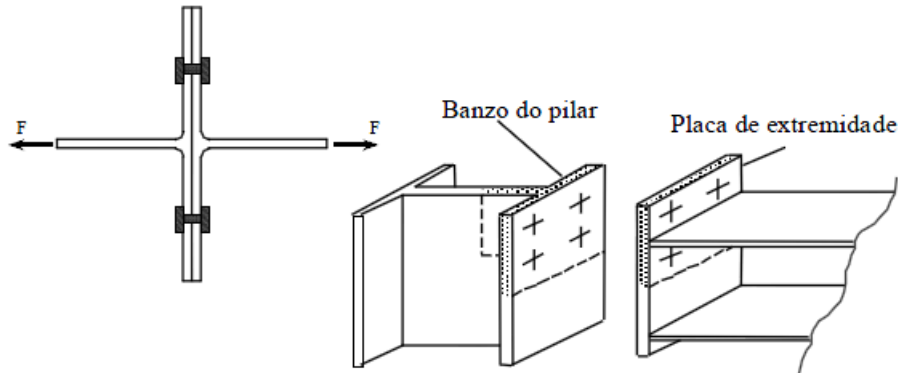


Figura 16 - Modelo “*T-Stub*” equivalente [26].

Para se realizar a análise a partir do modelo “*T-Stub*” deve-se ter em conta que esta é feita para cada linha isolada de parafusos e para cada linha de parafusos isolada combinada com as linhas anteriormente analisadas, como se pode observar na figura 17.

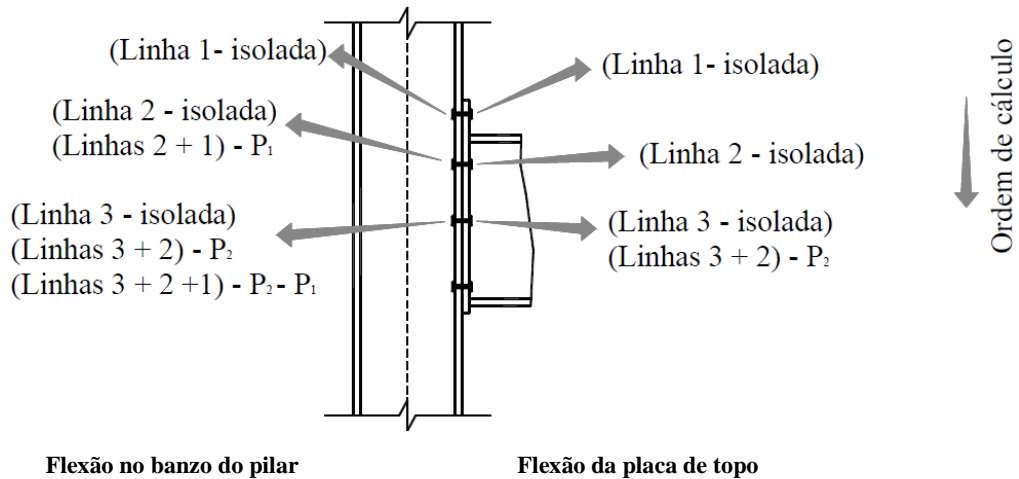


Figura 17 - Etapas para a verificação da capacidade resistente nas linhas de parafusos segundo o Eurocódigo [11].

A resistência de cada linha de parafusos será dada pelo valor mais desfavorável, obtido a partir das linhas de parafusos analisadas individualmente e em grupo.

Numa ligação aparafusada é necessário considerar-se que existem três tipos de rotura, estes são apresentados na figura seguinte:

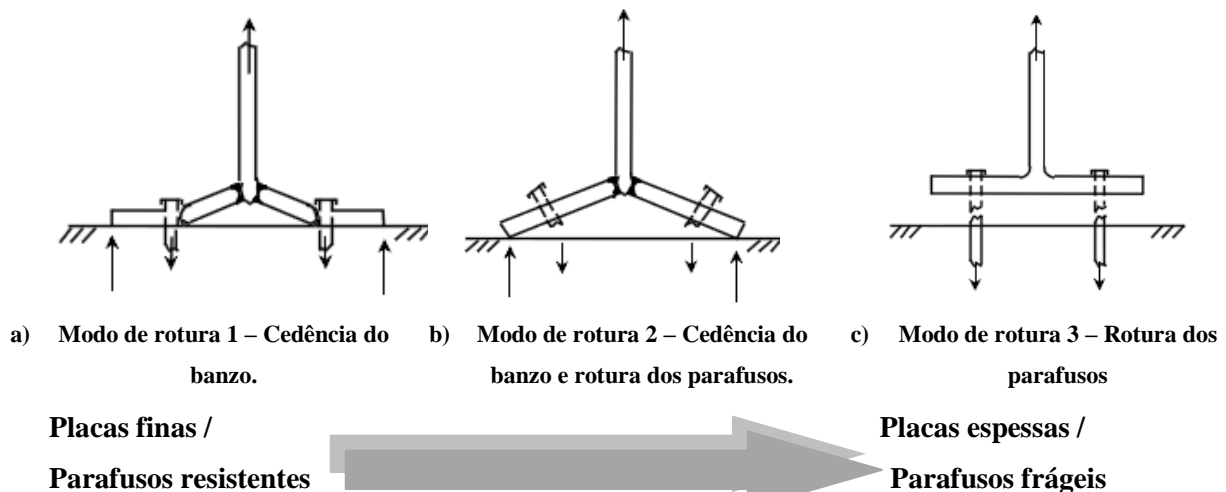


Figura 18 – Modos de Rotura de um “*T-Stub*” aparafusado [26].

- Modo de rotura 1: devido à reduzida espessura do banzo, ocorre o completo escoamento do mesmo sem que os parafusos entrem em rotura. Para este modo de rotura pode-se observar na figura 18 (a) que, ao se aplicar uma carga, vão-se formar quatro rótulas plásticas, duas junto às linhas de parafusos, resultantes do momento flector provocado pelas forças de alavanca, e duas junto ao raio de concordância do perfil, na ligação entre a alma e o banzo do “*T-Stub*”.
- Modo de rotura 2 (figura 18 (b)): o colapso ocorre aquando da ocorrência de duas rótulas plásticas, junto à ligação entre a alma e o banzo do “*T-Stub*”, e da rotura dos parafusos. Para este caso, as forças de alavanca podem levar à rotura dos parafusos antes que ocorra escoamento total do material nas secções do banzo junto às linhas de parafusos.
- Modo de rotura 3 (figura 18 (c)): o colapso dos parafusos ocorre antes que o banzo se deforme suficientemente para que haja ocorrência de rótulas plásticas. Neste modo de rotura, as forças de alavanca são inexistentes ou desprezáveis.

3.2.2.1 Procedimento de cálculo da resistência do banzo do pilar à flexão

As expressões usadas para o cálculo da resistência à flexão do banzo do pilar, são apresentadas na tabela seguinte. Os efeitos de alavanca estão implicitamente considerados quando se determina o valor de cálculo da resistência à tracção apresentado na tabela 5.

Tabela 5 – Modo de cálculo da resistência do “T-Stub” [secção 6.2.4.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8].

	Possibilidade de ocorrerem forças de alavanca, ou seja $L_b \leq L_b^*$		Sem forças de alavanca
Modo 1	Método 1	Método 2 (método alternativo)	Equação 3-9 $F_{T,1-2} = \frac{2 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m}$
Sem contra-chapas	Equação 3-10 $F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m}$	Equação 3-11 $F_{T,1,Rd} = \frac{(8 \cdot n - 2 \cdot e_w) \cdot M_{pl,1,Rd}}{2 \cdot m \cdot n - e_w \cdot (m + n)}$	
Com contra-chapas	Equação 3-12 $F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd} + 2 \cdot M_{bp,Rd}}{m}$	Equação 3-13 $F_{T,1,Rd} = \frac{(8 \cdot n - 2 \cdot e_w) \cdot M_{pl,1,Rd} + 4 \cdot n \cdot M_{bp,Rd}}{2 \cdot m \cdot n - e_w \cdot (m + n)}$	
Modo 2	Equação 3-14 $F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n}$		
Modo 3	Equação 3-15 $F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd}$		

L_b – Comprimento do parafuso sujeito a alongamento, considerado igual ao comprimento de aperto, adicionado à metade da soma da altura da cabeça do parafuso com a altura da porca.

Equação 3-16

$$L_b^* = \frac{8,8 \cdot m^3 \cdot A_s \cdot n_b}{\sum l_{eff,1} \cdot t_f^3}$$

$$n = e_{min} \text{ mas } n \leq 1,25 \cdot m$$

Equação 3-17

$$e_w = \frac{d_w}{4}$$

Equação 3-18

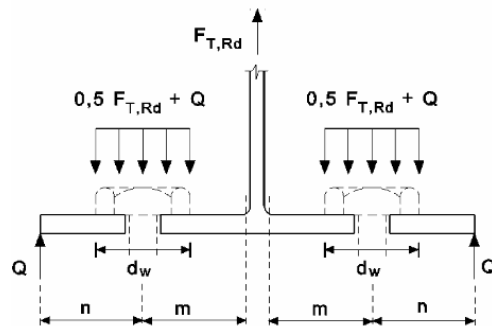
$$M_{pl,1,Rd} = 0,25 \cdot \frac{\sum l_{eff,1} \cdot t_f^2 \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$$

Equação 3-19

$$M_{pl,2,Rd} = 0,25 \cdot \frac{\sum l_{eff,2} \cdot t_f^2 \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$$

Equação 3-20

$$M_{bp,Rd} = 0,25 \cdot \frac{\sum l_{eff,1} \cdot t_{bp}^2 \cdot f_{y,bp}}{\gamma_{M0}}$$



Os valores considerados para o e_{min} , m , t_f , e , Σl_{eff} correspondem aos exemplificados na figura 19.

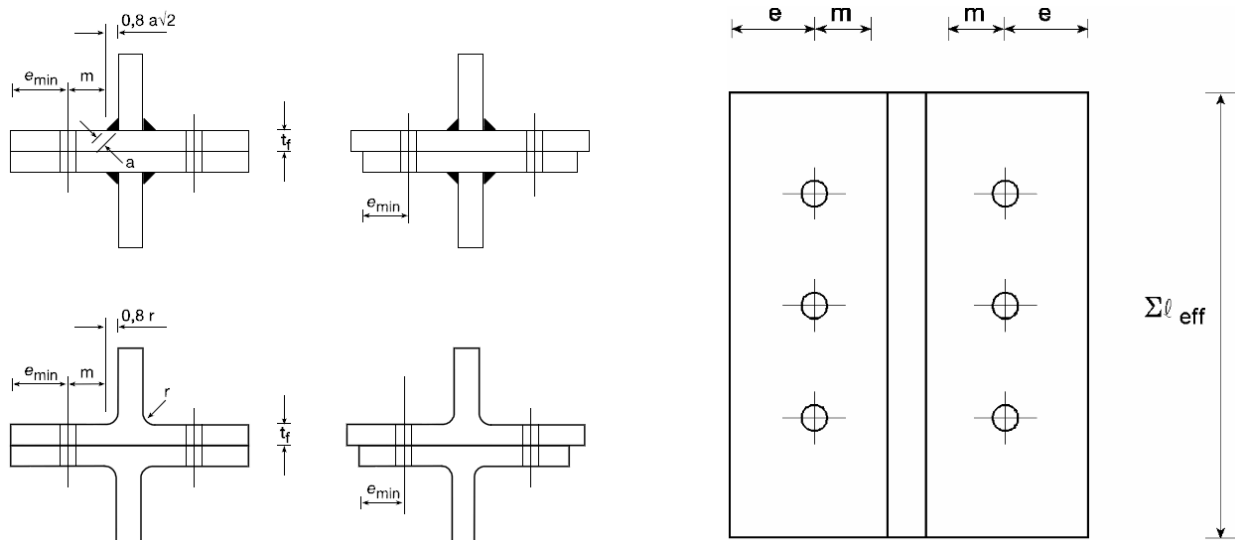


Figura 19 - Dimensões do banzo de uma peça em "T-Stub".

Para o segundo método, admite-se que a força aplicada por um parafuso no banzo do "T-Stub" encontra-se uniformemente distribuída, em vez de se considerar uma carga concentrada no eixo do parafuso. Este método leva a que o valor da $F_{T,1,Rd}$ seja superior mas os restantes permanecem inalterados.

3.2.2.2 Procedimento de cálculo do coeficiente de rigidez do banzo do pilar à flexão

O valor do coeficiente de rigidez do banzo do pilar à flexão (k_4), pode ser obtido a partir da equação 3-21 (secção 6.3.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8). O qual é válido para uma única linha de parafusos.

Equação 3-21

$$k_4 = \frac{0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_{fc}^3}{m^3}$$

O valor de m pode ser obtido tendo em conta os pormenores da localização, apresentados na figura 20.

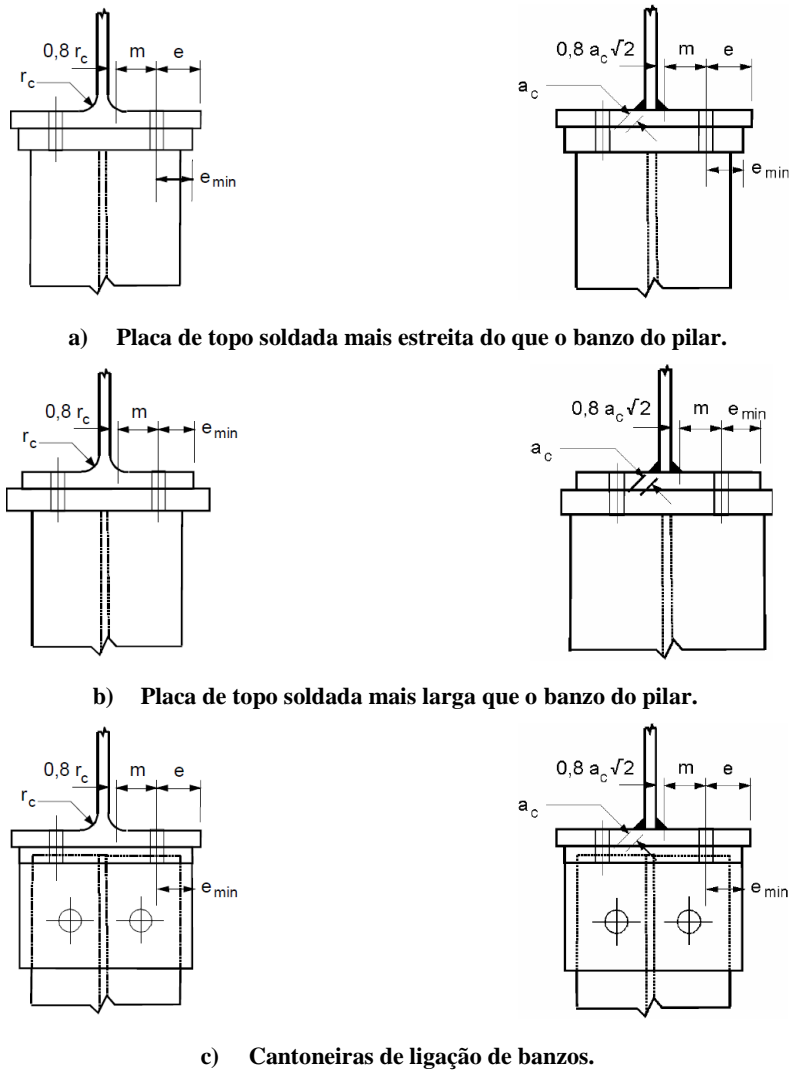


Figura 20 - Definições de e , e_{min} , r_c e m .

O valor do comprimento efectivo (l_{eff}) deve ter em conta a existência, ou não, de reforços no banzo do pilar e/ou na placa de topo. Pois considera-se que a interacção do parafuso/porca com a placa de topo/banzo não é sempre igual e, daí, estudam-se estas componentes para três situações distintas quando existe mais do que uma linha de parafusos, conforme o esquematizado na figura 21.

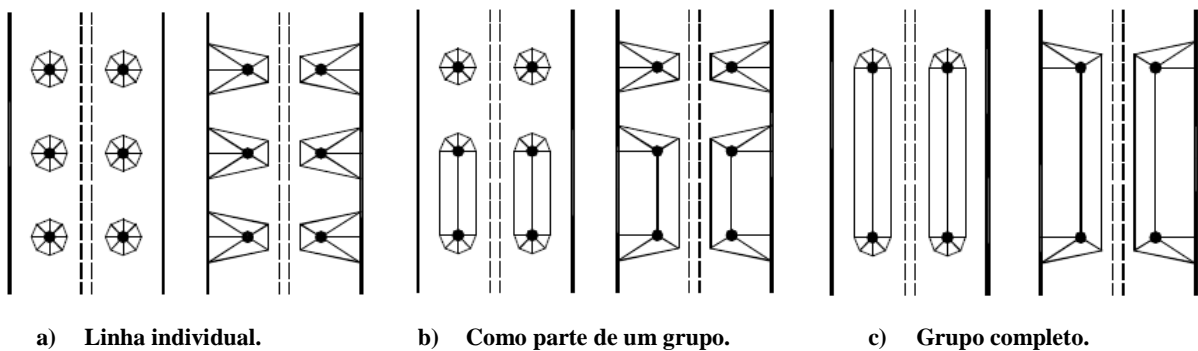


Figura 21 - Modelos de linhas de rotura para grupos de linhas de parafusos [15].

Para a primeira situação (figura 21 (a)) observa-se que as linhas de rotura formam-se individualmente em cada linha de parafusos. Na segunda situação (figura 21 (b)) só há algumas linhas de rotura em grupo enquanto as restantes formam-se individualmente. Na terceira situação (figura 21 (c)) todas as linhas de rotura formam-se em grupo. Mas é necessário ter-se em conta que, para cada linha de parafusos, deve-se considerar a sua contribuição individual e em grupo.

Nas tabelas 6 e 7 são apresentadas as expressões para o cálculo do comprimento efectivo (l_{eff}), para os modos de rotura 1 e 2.

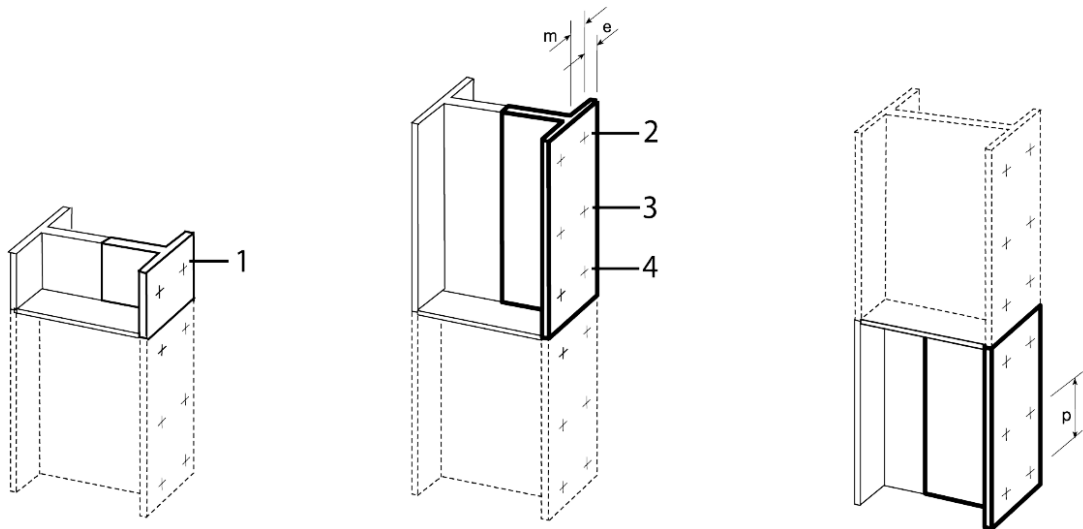
Tabela 6 - Comprimento efectivo para o banzo não reforçado de um pilar (Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 6.2.6.4.1)

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares: $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares: $l_{eff,nc}$	Com troços circulares: $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares: $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos interior	$2 \cdot \pi \cdot m$	$4 \cdot m + 1,25 \cdot e$	$2 \cdot p$	p
Linha de parafusos de extremidade	O menor dos valores: $2 \cdot \pi \cdot m$ $\pi \cdot m + 2 \cdot e_1$	O menor dos valores: $4 \cdot m + 1,25 \cdot e$ $2 \cdot m + 0,625 \cdot e + e_1$	O menor dos valores: $\pi \cdot m + p$ $2 \cdot e_1 + p$	O menor dos valores: $2 \cdot m + 0,625 \cdot e + 0,5 \cdot p$ $e_1 + 0,5 \cdot p$
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

Tabela 7 – Comprimentos efectivos para o banzo reforçado de um pilar (Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 6.2.6.4.1)

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos adjacente a um reforço	$2 \cdot \pi \cdot m$	$\alpha \cdot m$	$\pi \cdot m + p$	$0,5 \cdot p + \alpha \cdot m - (2 \cdot m + 0,625 \cdot e)$
Outra linha de parafusos interior	$2 \cdot \pi \cdot m$	$4 \cdot m + 1,25 \cdot e$	$2 \cdot p$	p
Outra linha de parafusos, de extremidade	O menor dos valores: $2 \cdot \pi \cdot m$ $\pi \cdot m + 2 \cdot e_1$	O menor dos valores: $4 \cdot m + 1,25 \cdot e$ $2 \cdot m + 0,625 \cdot e + e_1$	O menor dos valores: $\pi \cdot m + p$ $2 \cdot e_1 + p$	O menor dos valores: $2 \cdot m + 0,625 \cdot e + 0,5 \cdot p$ $e_1 + 0,5 \cdot p$
Linha de parafusos de extremidade adjacente a um reforço	O menor dos valores: $2 \cdot \pi \cdot m$ $\pi \cdot m + 2 \cdot e_1$	$e_1 + \alpha \cdot m - (2 \cdot m + 0,625 \cdot e)$	Não aplicável	Não aplicável
Para o modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Para o modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

O valor de e_1 usado na tabela 6 é a distância entre os centros dos parafusos da última linha e a extremidade adjacente livre do banzo do pilar que será medida na direcção do eixo do pilar (ver figura 22, linhas 1 e 2). O valor de e_1 usado na tabela 7 será a distância entre os centros dos parafusos da última linha e o reforço adjacente do banzo do pilar, que deverá ser medido da direcção do eixo do pilar (ver figura 22, linhas 1 e 4).



1. Linha de parafusos de extremidade adjacente a um reforço; 3. Linha de parafusos interior;
 2. Linha de parafusos de extremidade; 4. Linha de parafusos adjacente a um reforço.

Figura 22 - Modelação de um banzo do pilar reforçado sob a forma de "T-Stub"

O valor de α usado na tabela 7, deverá ser obtido a partir do gráfico apresentado na fig. 23.

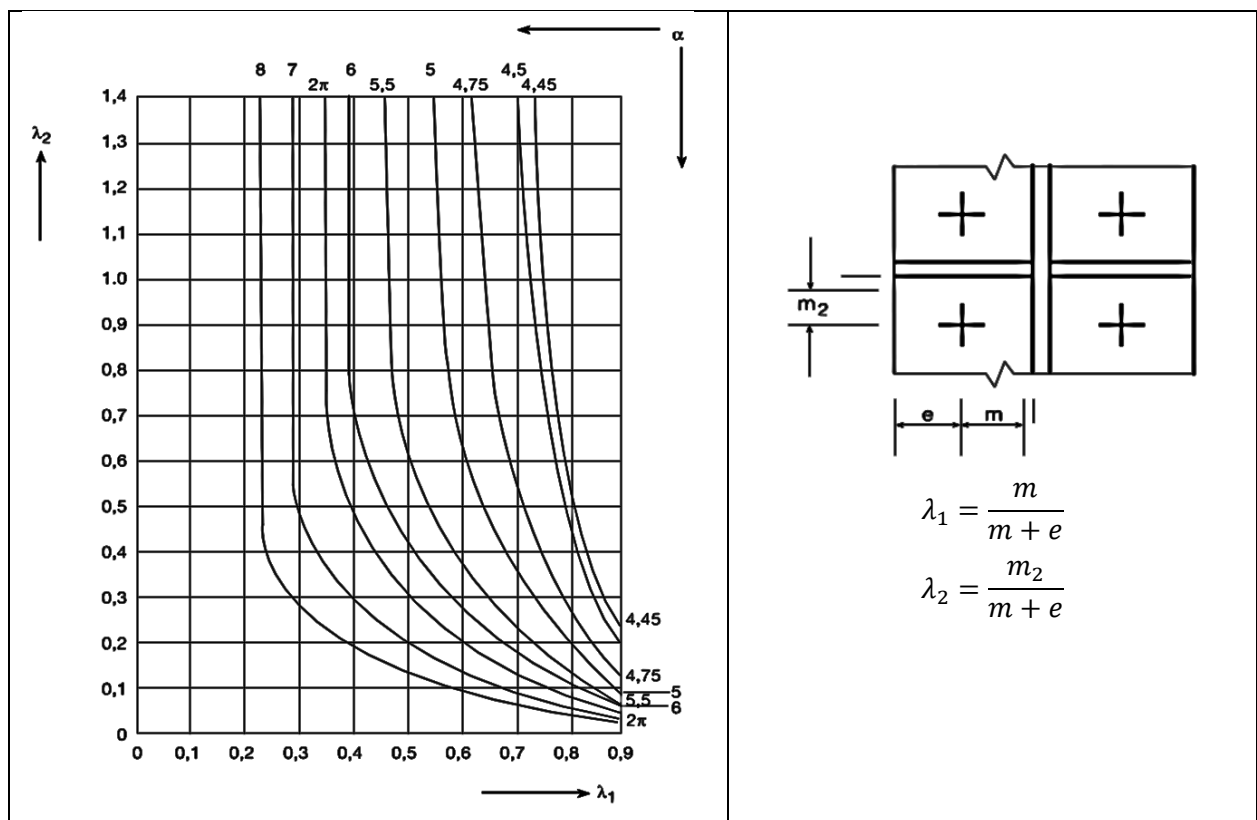
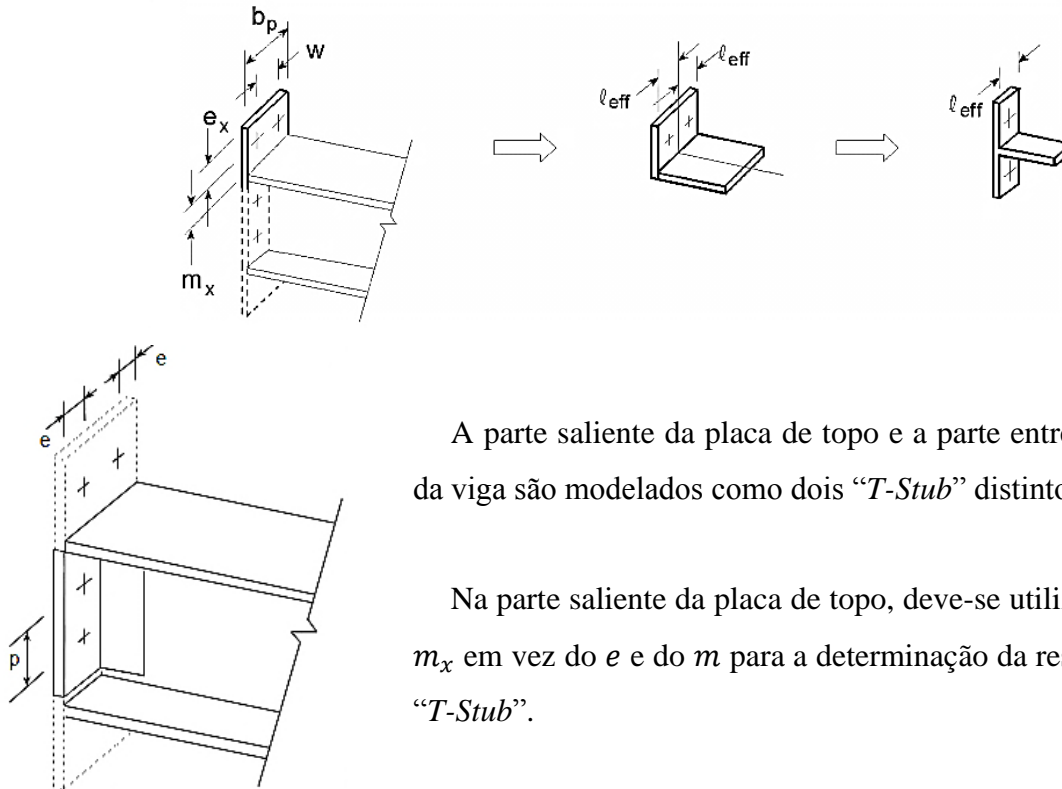


Figura 23 - Valores de α para banzos reforçados de pilares e para placas de topo (secção 6.2.6.5 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

3.2.3 Placa de topo à flexão

A avaliação da placa de topo à flexão também é avaliada a partir do modelo “*T-Stub*”, logo, o seu modo de dimensionamento é análogo ao da secção anterior (3.2.2), com algumas diferenças nas definições geométricas, ou seja, as referências a usar para o dimensionamento desta componente são as apresentadas na figura 24.



A parte saliente da placa de topo e a parte entre os banzos da viga são modelados como dois “*T-Stub*” distintos.

Na parte saliente da placa de topo, deve-se utilizar o e_x e o m_x em vez do e e do m para a determinação da resistência do “*T-Stub*”.

Figura 24 - Modelação de uma chapa de extremidade saliente sob a forma de “*T-Stub*”(Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 6.2.6.5).

Também os comprimentos efectivos (l_{eff}) são calculados de forma diferente, como é apresentado na tabela 8.

Tabela 8 - Comprimentos efectivos de uma placa de topo.

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente		Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos na parte saliente do banzo traccionado da viga	O menor dos valores: $2. \pi. m_x$ $\pi. m_x + w$ $\pi. m_x + 2. e$	O menor dos valores: $4. m_x + 1,25. e_x$ $e + 2. m_x + 0,625. e_x$ $0,5. b_p$ $0,5. w + 2. m_x + 0,625. e_x$		
Primeira linha de parafusos sob o banzo traccionado da viga	$2. \pi. m$	$\alpha. m$	$\pi. m + p$	$0,5. p + \alpha. m - (2. m + 0,625. e)$
Outra linha de parafusos interior	$2. \pi. m$	$4. m + 1,25. e$	$2. p$	p
Outra linha de parafusos, de extremidade	$2. \pi. m$	$4. m + 1,25. e$	$\pi. m + p$	$2. m + 0,625. e + 0,5. p$
Modo 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ mas $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$		$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,nc}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq \sum l_{eff,cp}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

O valor de α e m deve ser retirado da figura 23. O valor do coeficiente de rigidez (k_5) é calculado da mesma forma que para o banzo do pilar solicitado à flexão.

Equação 3-22

$$k_5 = \frac{0,9. l_{eff}. t_p^3}{m^3}$$

Onde t_p é a espessura da placa de topo.

3.2.4 Encurvadura da alma do pilar (alma do pilar à compressão transversal)

A alma do pilar está sujeita a forças concentradas que são transmitidas a partir da placa de topo, do banzo do pilar e do banzo comprimido da viga. Daí os esforços originam tensões normais horizontais na alma do pilar, devido aos esforços axiais e dos momentos flectores, como se pode observar na figura 25.

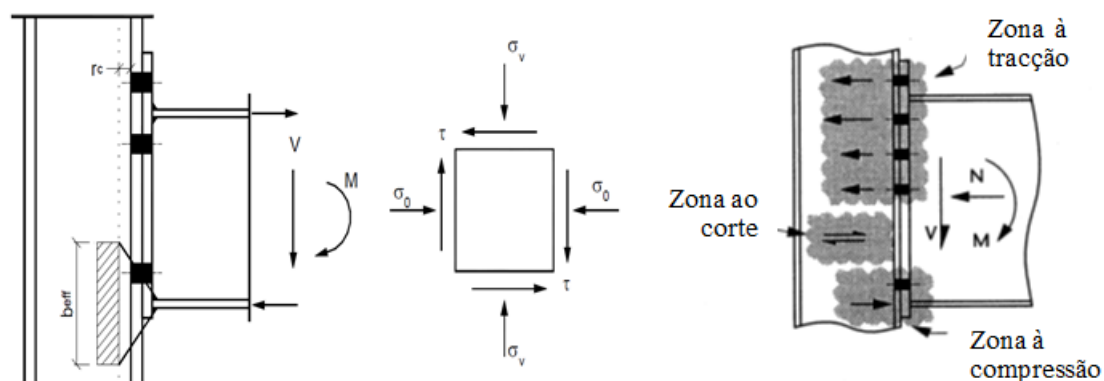


Figura 25 - Tensões normais e de corte na alma do pilar [15; 1]

Como se pode observar na figura anterior, a zona da alma do pilar que se encontra à compressão não se encontra exclusivamente sujeita as tensões originadas pelas cargas distribuídas, também é necessário ter-se em conta a interacção com as tensões de corte na alma do pilar e com as tensões normais verticais. Para se realizar o dimensionamento desta componente deve-se seguir a secção 6.2.6.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8.

3.2.4.1 Procedimento de cálculo da resistência à encurvadura da alma do pilar

A resistência da alma do pilar (não reforçada), quando solicitada à compressão transversal é determinada a partir da equação 3-23. Nesta equação, o coeficiente de redução ω traduz o efeito de interacção mencionado anteriormente. o seu valor pode ser obtido a partir da tabela 9.

Equação 3-23

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega \cdot K_{wc} \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \quad \text{mas} \quad F_{c,wc,Rd} \leq \frac{\omega \cdot K_{wc} \cdot \rho \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M1}}$$

Tabela 9 - Coeficiente de redução ω para a interacção com o esforço de corte (Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 6.2.6.2).

Parâmetro de transformação β	Coeficiente de redução ω
$0 \leq \beta \leq 0,5$	$\omega = 1$
$0,5 < \beta < 1$	$\omega = \omega_1 + 2 \cdot (1 - \beta) \cdot (1 - \omega_1)$
$\beta = 1$	$\omega = \omega_1$
$1 < \beta < 2$	$\omega = \omega_1 + (\beta - 1) \cdot (\omega_2 - \omega_1)$
$\beta = 2$	$\omega = \omega_2$

onde,

$$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3 \cdot \left(\frac{b_{eff,wc} \cdot t_{wc}}{A_{vc}}\right)^2}} \quad \text{e} \quad \omega_2 = \frac{1}{\sqrt{1 + 5,2 \cdot \left(\frac{b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc}}{A_{vc}}\right)^2}}$$

O valor da área de corte da secção do pilar (A_{vc}) pode ser obtido a partir das equações seguintes (Eurocódigo 3 parte 1-1 na secção 6.2.6), onde:

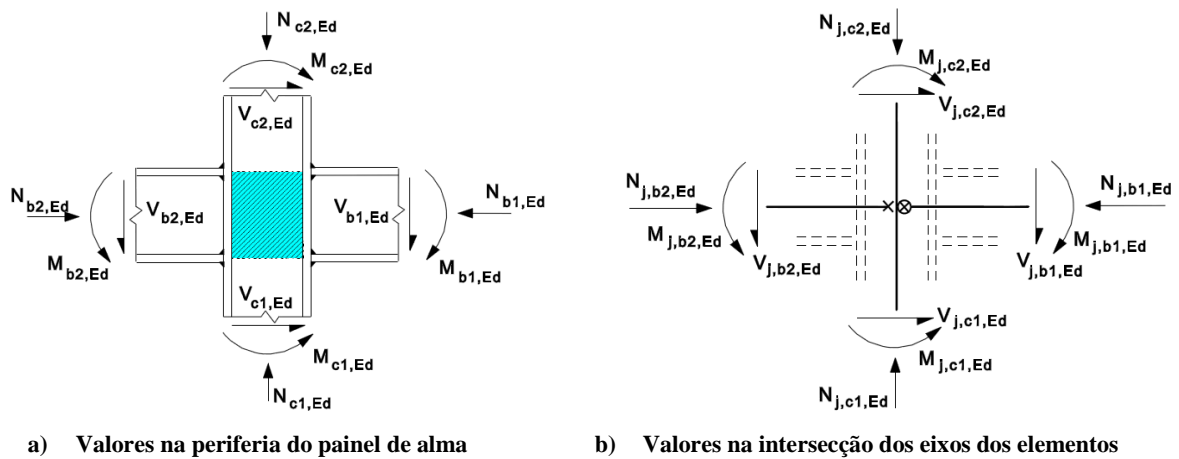
- $A_{vc} = A - 2 \cdot b \cdot t_f + (t_w + 2 \cdot r) \cdot t_f$, para secções laminadas em I e H;⁶
- $A_{vc} = A - 2 \cdot b \cdot t_f + (t_w + r) \cdot t_f$, para secções laminadas em U;
- Para outras secções ver a secção referida anteriormente.

Para se obter o valor do parâmetro de transformação β deve-se considerar que:

- β_1 é o valor do parâmetro de transformação β para a junta direita (figura 28);
- β_2 é o valor do parâmetro de transformação β para a junta esquerda (figura 28).

Sendo os seus valores baseados nos momentos aplicados nas vigas (ver figura 26), pois deve-se ter em conta a convenção usada para a definição do sentido positivo das cargas aplicadas.

⁶ Caso a espessura da alma (t_f) não seja constante, o seu valor deverá ser considerado igual à espessura mínima.



a) Valores na periferia do painel de alma b) Valores na intersecção dos eixos dos elementos

Figura 26 - indicação do sentido positivo dos esforços, correspondente à convenção utilizada pelo Eurocódigo 3 parte 1-8.

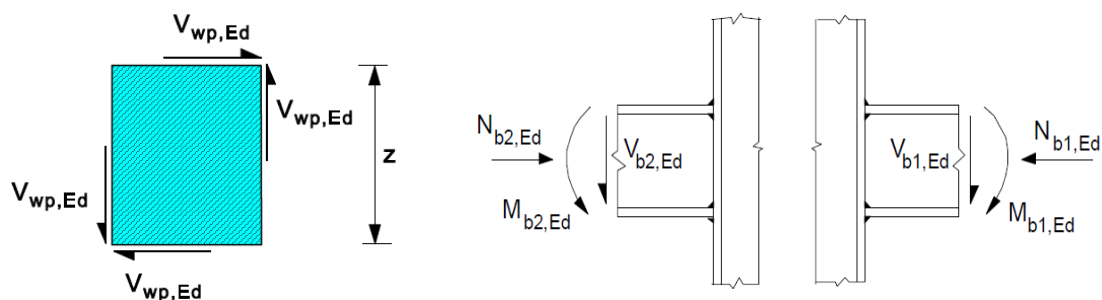
Os valores aproximados de β podem ser obtidos na tabela 10.

Tabela 10 - Valores aproximados para o parâmetro de transformação β (Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 5.3 (10)).

Tipo de configuração da junta		Acção	Valor de β
		$M_{b1,Ed}$	$\beta \approx 1$
		$M_{b1,Ed} = M_{b2,Ed}$	$\beta = 0^7$
		$\frac{M_{b1,Ed}}{M_{b2,Ed}} > 0$	$\beta \approx 1$
		$\frac{M_{b1,Ed}}{M_{b2,Ed}} < 0$	$\beta \approx 2$
		$M_{b1,Ed} + M_{b2,Ed} = 0$	$\beta \approx 2$

A tabela 10 apresenta valores aproximados. Para o caso de se querer obter valores mais precisos para o parâmetro de transformação β , é necessário ter-se em consideração os esforços actuantes no painel de alma e também o método aproximado de modelação da junta (ver figura 26 e 27).

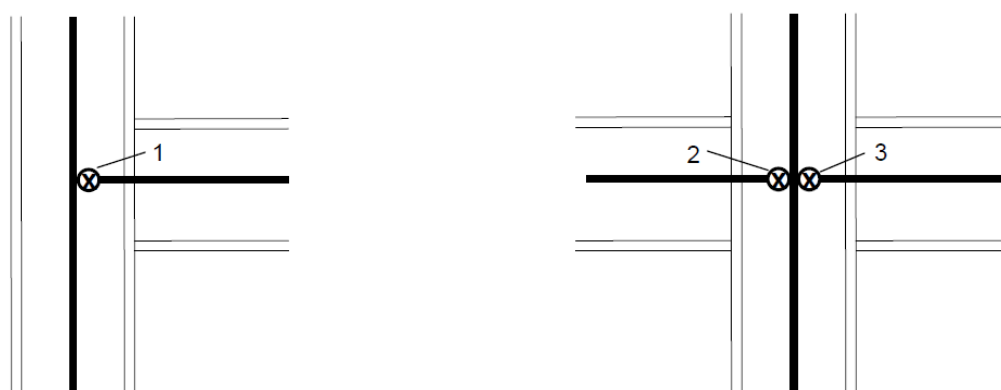
⁷ Para este caso o valor de β é o valor exacto e não um valor aproximado.



a) Esforços transversos na alma do pilar.

b) Ligação, com os esforços nas vigas.

Figura 27 - Esforços actuantes no painel de alma ao nível das ligações.



a) Configuração de uma junta com viga só de um lado.

b) Configuração de uma junta com viga dos dois lados.

1 - Junta.

2 - Junta 2: Lado esquerdo.

3 - Junta 1: Lado direito.

Figura 28 - Modelação da junta.

A obtenção de valores para β_1 e β_2 mais precisos pode ser efectuada a partir de equações apresentadas no Eurocódigo 3 parte 1-8 na secção 5.3, que são baseadas nos valores dos momentos nas vigas ($M_{j,b1,Ed}$ e $M_{j,b2,Ed}$), que serão determinados com base no modelo apresentado na figura 27 (b)).

O cálculo da largura efectiva ($b_{eff,c,wc}$) deve ser realizado a partir das equações seguintes. Para o caso de uma ligação soldada a largura efectiva é determinada pela equação 3-24, para o caso de uma ligação com placa de topo usa-se a equação 3-25 e para o caso de uma ligação aparafusada com cantoneiras a largura efectiva é determinada pela equação 3-26.

Equação 3-24

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_b + 5 \cdot (t_{fc} + s) - \text{Para ligações soldadas.}$$

Equação 3-25

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_p + 5 \cdot (t_{fc} + s) + s_p - \text{Para ligações com placa de topo.}$$

Equação 3-26

$$b_{eff,c,wc} = 2 \cdot t_a + 0,6 \cdot r_a + 5 \cdot (t_{fc} + s) - \text{Para ligações aparafusadas com cantoneiras.}$$

Os parâmetros usados nas equações anteriores são apresentados na figura 29.

	Ligação soldada	Ligação com placa de topo	Ligação com cantoneiras de apoio de banzo
Alçado			
Pilar em perfil laminado			
Pilar de secção soldada			

Figura 29 - Compressão transversal num pilar não reforçado.

A componente s presente nas equações 3-24 a 3-26, corresponde ao boleado do perfil e pode ser determinada por:

- $s = r_c$ para perfis laminados em I ou H;
- $s = \sqrt{2} \cdot a_c$ para pilares com secção em I ou em H.

O s_p é o comprimento obtido por difusão a 45° através da placa de topo que no mínimo é igual a t_p e no máximo igual a $2t_p$.

O coeficiente ρ , da equação 3-23, ou coeficiente de redução para o enfunamento (encurvadura da alma do pilar), pode ser calculado a partir do coeficiente de esbelteza ($\bar{\lambda}_p$) nas seguintes condições:

- Se $\bar{\lambda}_p \leq 0,72$: $\rho = 1,0$;
- Se $\bar{\lambda}_p > 0,72$: $\rho = \frac{\bar{\lambda}_p^{-0,2}}{\bar{\lambda}_p^2}$;

onde $\bar{\lambda}_p$ pode ser determinado a partir da expressão 3-27.

Equação 3-27

$$\bar{\lambda}_p = 0,932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} \cdot d_{wc} \cdot f_{y,wc}}{E \cdot t_{wc}^2}};$$

onde o valor da altura da alma da coluna (d_{wc}) é determinado a partir de uma das seguintes condições:

- $d_{wc} = h_c - 2 \cdot (t_{fc} + r_c)$ para pilares em perfil laminado em I ou H
- $d_{wc} = h_c - 2 \cdot (t_{fc} + \sqrt{2} \cdot a_c)$ para pilares com secção soldada em I ou H:

O coeficiente k_{wc} , presente na equação 3-23, assume o valor um sem que se tenha de efectuar qualquer cálculo preliminar relativamente à tensão longitudinal. Mas quando se sabe o valor da tensão longitudinal ($\sigma_{com,Ed}$), pode ser facilmente obtido, recorrendo-se às condições seguintes:

- Quando $\sigma_{com,Ed} \leq 0,7 \cdot f_{y,wc}$: $k_{wc} = 1$;
- Quando $\sigma_{com,Ed} > 0,7 \cdot f_{y,wc}$: $k_{wc} = 1,7 - \frac{\sigma_{com,Ed}}{f_{y,wc}}$.

Onde $f_{y,wc}$ é a tensão de cedência da alma do pilar.

3.2.4.2 Procedimento de cálculo da rigidez à encurvadura da alma do pilar

O coeficiente de rigidez da alma do pilar à compressão (k_2) pode ser obtido a partir da equação 3-28.

Equação 3-28

$$k_2 = \frac{0,7 \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc}}{d_c}$$

Caso a alma do pilar seja devidamente reforçada, $k_2 = \infty$.

3.2.5 Alma do pilar à tracção

Ao iniciar a apresentação do método de dimensionamento da alma do pilar à tracção, só se considera a região afectada pela mesma, visto que a distribuição dos esforços de tracção vai afectar uma região muito maior que a distribuição dos restantes esforços na alma do pilar, como se pode observar na figura 25. Este factor deve-se em parte à carga aplicada, mas mais significativa é a localização dos parafusos, os quais irão suportar a maioria dos esforços de tracção. Logo, pode-se verificar que a região onde os esforços de corte na alma do pilar são mais significativos, está compreendida entre as linhas de parafusos que se encontram à tracção.

O cálculo do valor da resistência da alma do pilar à tracção pode ser efectuado pela equação 3-29 (secção 6.2.6.3 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

Equação 3-29

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0}}$$

Em que os coeficientes são os mesmos da secção anterior (secção 3.2.4).⁸

Para o caso da alma do pilar se encontrar devidamente reforçada, devem-se verificar as condições apresentadas nas secções 6.2.6.3 (6), (7), (8) e (9) do Eurocódigo 3 parte 1-8.

O coeficiente de rigidez da alma do pilar à tracção (k_3), caso esta seja reforçada ou não, pode ser obtido a partir da equação 3-30.

Equação 3-30

$$k_3 = \frac{0,7 \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc}}{d_c}$$

Onde t_{wc} e d_c são a espessura e a altura livre da alma da coluna.

3.2.6 Alma do pilar ao corte

Antes de se apresentar o método de dimensionamento para a alma do pilar ao corte, serão apresentadas as condições para que esse mesmo método seja válido, ou seja, é necessário verificar se a esbelteza da alma do pilar respeita a condição seguinte (equação 3-31).

Equação 3-31

$$\frac{d_c}{t_w} \leq 69 \cdot \varepsilon$$

Se esta condição é verificada pode-se passar ao dimensionamento da mesma, caso contrário, ou se altera o perfil usado ou então não se pode usar o método de dimensionamento a seguir descrito.

A verificação da resistência ao corte da alma do pilar ($V_{wp,Rd}$) não reforçada, com viga de um ou dos dois lados, pode ser verificado a partir da equação 3-32.⁹

⁸ O cálculo do valor da largura efectiva da alma traccionada ($b_{eff,t,wc}$) é igual ao utilizado para se calcular a largura efectiva da alma à compressão ($b_{eff,c,wc}$).

⁹ Para o caso do pilar ter vigas ligadas a si dos dois lados, a equação 3-34 só é válida no caso das vigas serem semelhantes.

Equação 3-32

$$V_{wp,Rd} = \frac{0,9 \cdot f_{y,wc} \cdot A_{vc}}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}$$

Onde o cálculo da área de corte do pilar (A_{vc}) deve de ser efectuado do mesmo modo como o descrito na secção 3.2.4 deste trabalho.

Para o caso de se usar uma placa de reforço na alma do pilar, o cálculo do valor da resistência da alma do pilar ao corte é descrito na secção 6.2.6.1(4) a (13) do Eurocódigo 3 parte 1-8.

O coeficiente de rigidez da alma do pilar ao corte não reforçada (k_1) para uma ligação com viga de um ou de dois lados, obtém-se da equação 3-33.

Equação 3-33

$$k_1 = \frac{0,38 \cdot A_{vc}}{\beta \cdot z}$$

Onde o valor de β pode ser obtido da tabela 10 e o valor do braço do binário (z) deve ser calculado a partir das condições expostas na tabela 3 da secção 3.1.1 deste trabalho.

3.2.7 Compressão na alma e banzo da viga

A resistência à compressão da alma e do banzo da viga ($F_{c,fb,Rd}$) é calculada a partir do momento resistente da secção transversal da viga, este é apresentado na secção 6.2.6.7 do Eurocódigo 3 parte 1-8, de onde é retirada a equação seguinte.

Equação 3-34

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{c,Rd}}{(h - t_{fb})}$$

Onde h e t_{fb} são a altura e espessura da viga.

Se a viga for reforçada com esquadros, a equação anterior já não é válida, deve-se seguir o procedimento apresentado na secção 6.2.6.7(1) a (3) do Eurocódigo 3 parte 1-8.

O cálculo do coeficiente de rigidez para a alma e banzo da viga à compressão não é realizado, pois é considerado que esta componente assume um comportamento rígido-plástico. O Eurocódigo assume que para todas as componentes que apresentem esse tipo de comportamento, o coeficiente de rigidez é igual a infinito.

3.2.8 Alma da viga à tracção

O cálculo da resistência à tracção da alma da viga é realizado a partir da equação 3-35 (Eurocódigo 3 parte 1-8, secção 6.2.6.8).

Equação 3-35

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} \cdot t_{wb} \cdot f_{y,wb}}{\gamma_{M0}}$$

Onde $f_{y,wb}$ é a tensão de cedência da alma da viga e t_{wb} é a espessura da alma da viga. Tal como na componente anterior o cálculo do coeficiente de rigidez não é realizado.

3.2.9 Parafuso ao corte

O valor da resistência dos parafusos ao corte ($F_{v,Rd}$) é obtido a partir da equação seguinte (secção 3.6.1 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

Equação 3-36

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A}{\gamma_{M2}}$$

Onde A é a área da secção transversal bruta do parafuso.

Para parafusos onde o plano de corte atravessa a parte roscada do parafuso:

- $\alpha_v = 0,6$ para as classes 4.4, 5.6 e 8.8.
- $\alpha_v = 0,5$ para as classes 4.8, 5.8, 6.8 e 10.9.

e no caso do plano de corte atravessar a parte não roscada do parafuso: $\alpha_v = 0,6$.

Para o caso do parafuso estar solicitado ao corte e à tracção, deve-se verificar a condição seguinte, para resistência do parafuso, onde são combinados os esforços de corte com os de tracção.

Equação 3-37

$$\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Ed}}{1,4 \cdot F_{t,Rd}} \leq 1,0$$

O valor do coeficiente de rigidez para o parafuso ao corte¹⁰ (k_{11}) é determinado a partir da equação seguinte (secção 6.3.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

Equação 3-38

$$k_{11} = \frac{16 \cdot n_b \cdot d^2 \cdot f_{ub}}{E \cdot d_{M16}}$$

Onde d_{M16} é o diâmetro nominal de um parafuso M16 e n_b é o número de linhas de parafusos solicitados ao corte.

3.2.10 Soldaduras de cordão de ângulo

Antes de se apresentar o modo de dimensionamento de um cordão de soldadura é necessário perceber-se alguns conceitos básicos para se entender melhor os cálculos realizados no dimensionamento. Em primeiro lugar o conceito de área efectiva¹¹ (A_w), que é a área considerada como resistente do cordão de soldadura, o cálculo da área efectiva deve de ser efectuado de acordo com a equação 3-39.

Equação 3-39

$$A_w = \sum a \cdot l_{eff,c}$$

O comprimento efectivo do cordão de soldadura ($l_{eff,c}$) deve ser considerado igual ao comprimento que o cordão tem na sua secção completa. A espessura do cordão de soldadura (a) é a sua menor espessura, ou seja, a distância entre a raiz do cordão de soldadura e o lado externo do triângulo, como o representado na figura 30.

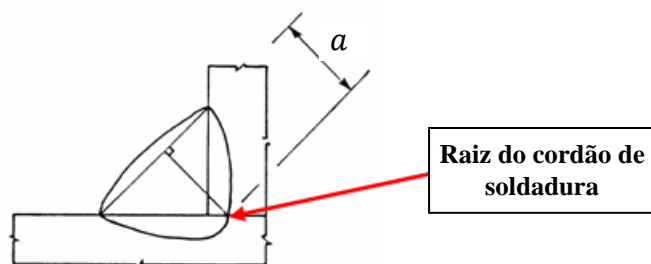


Figura 30 - Espessura de um cordão de soldadura com elevada penetração.

¹⁰ Para o caso de os parafusos serem pré-tensionados o coeficiente de rigidez $k_{11} = \infty$.

¹¹ Deve-se admitir que a área efectiva do cordão está concentrada na sua raiz.

3.2.10.1 Dimensionamento do cordão de soldadura pelo método tradicional

O método de dimensionamento tradicional baseia-se na decomposição dos esforços transmitidos através da junta de soldadura sob as componentes paralelas e transversais do cordão de soldadura, segundo as direcções perpendiculares e transversais do plano que inclui a espessura do cordão. Assim, é necessário ter-se em consideração as tensões actuantes naquelas direcções: as tensões normais e de corte (representadas na figura 31) apresentam as seguintes designações:

- σ_{\perp} - Tensão normal perpendicular à espessura;
- σ_{\parallel} - Tensão normal paralela ao eixo da soldadura;
- τ_{\perp} - Tensão de corte (no plano da espessura) perpendicular ao eixo da soldadura;
- τ_{\parallel} - Tensão de corte (no plano da espessura) paralela ao eixo da soldadura.

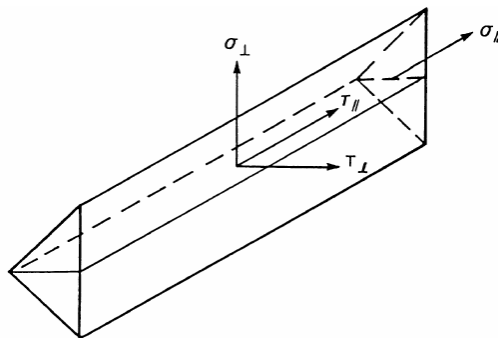


Figura 31 - Tensões no plano que define um cordão de soldadura.

O dimensionamento do cordão de soldadura pelo método tradicional é efectuado a partir da expressão 3-40 (secção 4.5.3.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

Equação 3-40

$$\sqrt{[\sigma_{\perp}^2 + 3 \cdot (\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \text{ e } \sigma_{\perp} \leq 0,9 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}}$$

Onde o valor da tensão última (f_u) é relativo à peça ligada mais fraca e o valor de β_w é retirado da tabela 11.

Tabela 11 - Factor de correlação β_w para soldaduras de ângulo (secção 4.5.3.2 do Eurocódigo 3 parte 1-8).

Norma e classe do aço			Factor de correlação β_w
EN 10025	EN 10210	EN 10219	
S 235 S 235 W	S 235 H	S 235 H	0,8
S 275 S 275 N/NL S 275 M/ML	S 275 NH/NLH	S 275 H S 275 NH/NLH S 275 MH/MLH	0,85
S 355 S 355 N/NL S 355 M/ML S 355 W	S 355 H S 355 NH/NLH	S 355 H S 355 NH/NLH S 355 MH/MLH	0,9
S 420 N/NL S 420 M/ML		S 450 MH/MLH	1
S 460 N/NL S 460 M/ML S 460 Q/QL/QL1	S 460 NH/NLH	S 460 NH/NLH S 460 MH/MLH	1

3.2.10.2 Método simplificado para o cálculo da resistência de um cordão de ângulo

Uma alternativa ao anteriormente apresentado, pode ser o método simplificado, que se baseia na condição exposta na equação 3-41 (Eurocódigo 3 parte 1-8 secção 4.5.3.3).

Equação 3-41

$$F_{w,Ed} \leq F_{w,Rd}$$

A resistência do cordão por unidade de comprimento ($F_{w,Rd}$) deverá ser determinada pela equação 3-42.

Equação 3-42

$$F_{w,Rd} = f_{vw.d} \cdot a$$

Onde o valor de a é retirado da mesma forma que para o método tradicional e o valor da resistência ao corte da soldadura ($f_{vw.d}$) é obtido a partir da equação 3-43.

Equação 3-43

$$f_{vw.d} = \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}}$$

Em que os valores de β_w e de f_u são obtidos do mesmo modo que para o método tradicional.

Por fim, o valor do coeficiente de rigidez destas componentes deve ser considerado igual a infinito, logo, não entra para o cálculo da rigidez de rotação.

3.2.11 Comentários gerais sobre o Eurocódigo 3 parte 1-8

O Eurocódigo, embora possa ser uma ferramenta muito útil para a verificação das ligações, tem vários aspectos que podiam ser mais expeditos ou até contemplados.

Um aspecto que deveria ser colocado no Eurocódigo, ou melhor, nas verificações que se realizam, seria o pré-tensionamento dos parafusos, pois este vai ser um factor que com uma influência significativa na resposta da ligação quando sujeita a um carregamento. Também o método não é muito claro na forma como aborda situações onde existam momentos não balanceados num pilar. Este método também é pouco claro quanto aos enrijecedores de alma e é necessário ter-se em conta que esta é uma das formas de se poder minimizar a rotação sem que seja necessário uma mudança significativa dos componentes da ligação.

Por fim, o método proposto pelo Eurocódigo 3 parte 1-8 para o dimensionamento de ligações, embora seja detalhado em alguns parâmetros, que o torna de difícil uso, também descora alguns parâmetros que têm grande influência na ligação.

4 Projecto de uma ligação viga-pilar com placa de topo

Neste capítulo apresenta-se o projecto da ligação que se irá estudar, a partir de um ensaio experimental e simulações numéricas. Os cálculos efectuados são apresentados no anexo A. O cálculo da rigidez equivalente é apresentado no mesmo anexo, embora neste capítulo seja apresentado de forma esquemática o seu desenvolvimento e resultado final.

De seguida são apresentados os esquemas correspondentes à ligação em estudo bem como as propriedades dos materiais e classes dos mesmos.

4.1 Caracterização da Geometria e Esforços

A ligação construída para a análise experimental, envolve, uma viga em perfil I com placa de topo soldada e um pilar em perfil H. A união entre o pilar e a viga é efectuada com 6 parafusos dispostos em 3 linhas e 2 colunas, como o apresentado na figura 32.

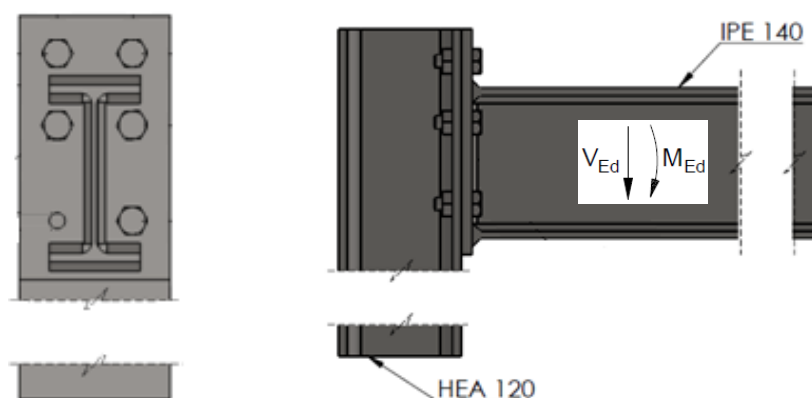


Figura 32 - Esquema da ligação viga pilar em estudo.

Todos os elementos constituintes da ligação são construídos em aço da classe S 235 (EN 10025), à excepção dos parafusos que são da classe 8.8. As características geométricas dos perfis são apresentadas na tabela 12.

Tabela 12 - Características dos perfis.

Perfis	A cm^2	h mm	b mm	t_w mm	t_f mm	r mm	I_y cm^4	
IPE 140	16,4	140	73	4,7	6,9	7	541	
HEA 120	25,3	114	120	5	8	12	606	

4.2 Dimensionamento e verificação da ligação pelo Eurocódigo 3

De seguida será apresentada uma tabela com os resultados¹² obtidos a partir dos cálculos realizados para o dimensionamento da ligação (tabela 13) e uma figura com as dimensões finais de todas as componentes da ligação (figura 33). Serão apresentados os valores da resistência e do coeficiente de rigidez de cada componente.

Tabela 13 - Valores da resistência e rigidez de cada uma das componentes.

Zona	Componente	Resistência [kN]	Coefficiente de rigidez [mm]
Tração	Parafuso traccionado	48,56	7,49
	Banzo do pilar à flexão	98,32	9,39
	Placa de topo flectida: Primeira linha de parafusos	74,55	8,46
		Segunda linha de parafusos	86,96
	Tracção na alma do pilar	95,94	4,64
	Tracção na alma da viga	160,79	∞
Corte horizontal	Corte na alma do pilar	102,82	2,4
Compressão	Encurvadura da alma do pilar	132,48	10,94
	Compressão na alma e banzo da viga	169,65	∞
Corte vertical	Parafuso ao corte	32,371	1,65

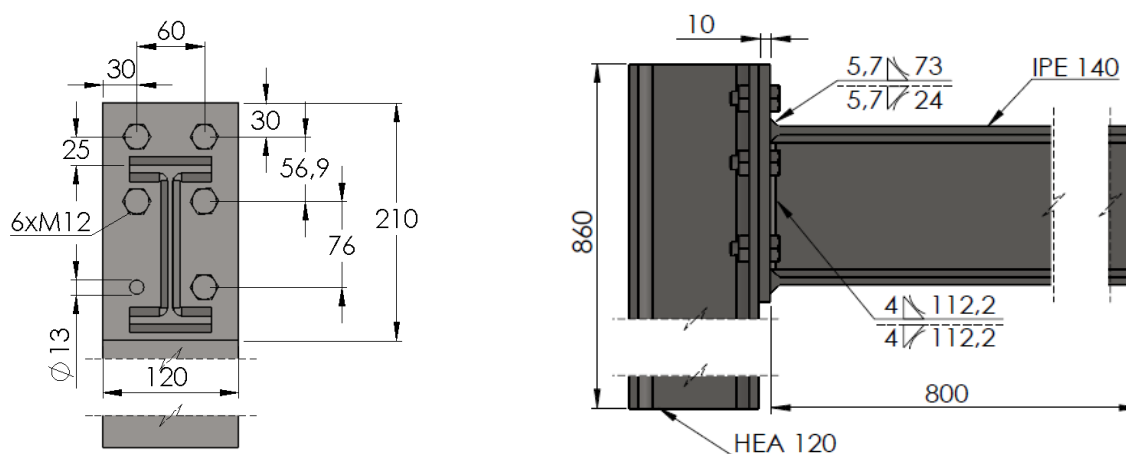


Figura 33 - Dimensões finais de todas as componentes da ligação viga-pilar.

A partir dos resultados apresentados na tabela 13, verifica-se que o modo de rotura previsto pelo Eurocódigo é: o modo de rotura 2 (ver figura 18), ou seja, cedência da placa de topo e rotura dos parafusos.

¹² Os valores obtidos pelo dimensionamento do cordão de soldadura são apresentados na figura 33.

4.3 Momento resistente da ligação em estudo

A partir dos valores apresentados na tabela 13 pode-se determinar qual o momento resistente da ligação. Tendo em conta esses valores, determinam-se as forças resultantes que terão influência para o cálculo do momento resistente (figura 34).

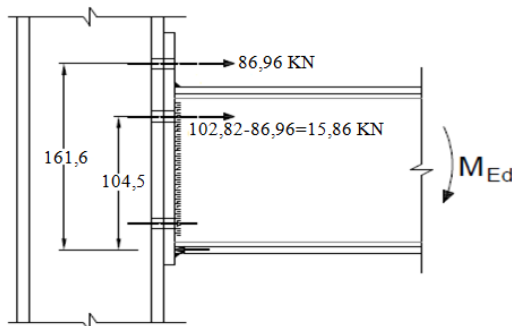


Figura 34 - Identificação das forças resultantes e respectivos braços.

A partir da figura anterior é mais evidente a determinação dos valores necessários para o cálculo do momento resistente, usando a equação 3-1 obtém-se:

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r \times F_{tr,Rd} = 86,96 \times 161,6 \times 10^{-3} + 15,86 \times 104,5 \times 10^{-3} = 15,71 \text{ kN.m}$$

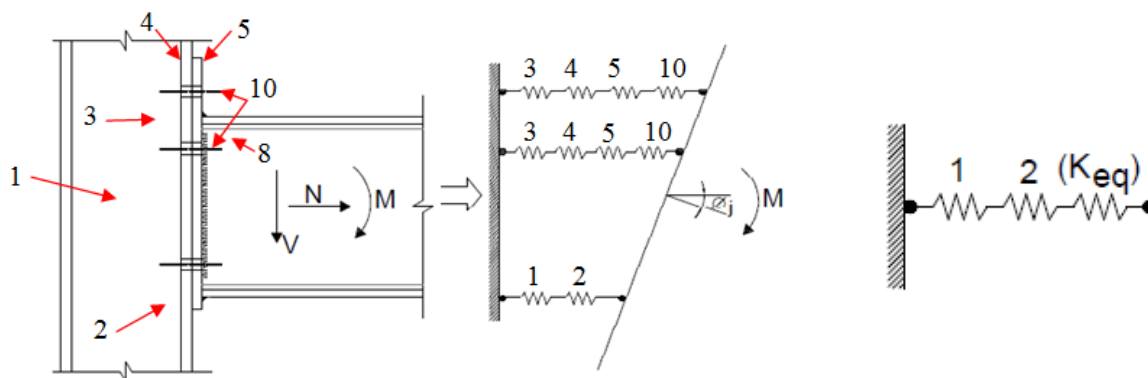
Ou seja, pelo Eurocódigo, esta ligação pode suportar carregamentos até aos 15,71 kN.m com segurança.

4.4 Rigidez equivalente e rigidez rotacional

O cálculo da rigidez equivalente vai servir para se obter a capacidade de rotação da ligação, resultados que são muito importantes quando se pretende ter uma previsão do comportamento da ligação quando carregada para uma carga pré-determinada. Nesta secção serão apresentados os passos mais importantes na determinação da rigidez rotacional, o procedimento completo pode ser consultado no anexo A.

4.4.1 Associação das componentes da ligação viga-pilar

As componentes activas na ligação (componentes que têm influência directa na capacidade de rotação da ligação), são apresentadas na figura 35, que inclui o modelo mecânico simplificado, proveniente da associação das componentes.



a) Ligação viga pilar e correspondente modelo mecânico

b) Modelo mecânico depois de se associar as componentes.

Figura 35 - Modelo mecânico com as componentes e respectiva simplificação por associação das componentes.¹³

A partir deste modelo e depois de se determinar o braço de alavanca (z_{eq}), procede-se ao cálculo da rigidez equivalente (ver anexo A). No final obtém-se valores de $K_1 = 2,4 \text{ mm}$, $K_2 = 10,9 \text{ mm}$ e $K_{eq} = 3,4 \text{ mm}$.

4.4.2 Cálculo da rigidez rotacional

Após determinadas as componentes apresentadas na figura 35, pode-se calcular a rigidez rotacional inicial. Usando a equação 3-5, obtém-se:

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z_{eq}^2}{\mu \cdot \left(\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2} + \frac{1}{K_{eq}} \right)} = \frac{210 \times 10^6 \times (138.56 \times 10^{-3})^2}{1 \times \left(\frac{1}{2,4 \times 10^{-3}} + \frac{1}{10,9 \times 10^{-3}} + \frac{1}{3,4 \times 10^{-3}} \right)} =$$

$$= 5025,94 \text{ kN.m}$$

Com isto e com o momento resistente, finalmente obtém-se o valor da rigidez rotacional (S_j) a partir da relação $S_{j,ini}/\eta$ (ver figura 9 e tabela 2), logo, esta será igual a $2512,97 \text{ kN.m}$.

¹³ A numeração apresentada na figura corresponde ao número das componentes, como o apresentado na figura 13.

4.5 Classificação da ligação quanto à rigidez

Para a classificação da ligação quanto à rigidez, tendo por base a figura 10, vão-se determinar os parâmetros mecânicos das barras da ligação.

- Viga IPE 140: $L_b = 800 \text{ mm}$; $I_b = 541 \text{ cm}^4$

$$k_b = \frac{I_b}{L_b} = \frac{541 \times 10^4}{800} = 6762,5 \text{ mm}^3$$

- Pilar HEA 120: $L_c = 860 \text{ mm}$; $I_c = 606 \text{ cm}^4$

$$k_c = \frac{I_c}{L_c} = \frac{606 \times 10^4}{860} = 7046,51 \text{ mm}^3$$

Caso $\frac{k_b}{k_c} \geq 0,1$, então $k_b = 25$, logo:

$$\frac{k_b}{k_c} = 0,95 \geq 0,1, \text{ ou seja, } k_b \text{ vai tomar o valor } 25.$$

Para a ligação ser classificada como rígida, terá de obedecer à seguinte condição:

$$\begin{aligned} S_{j,ini} &\geq \frac{k_b \times E \times I_b}{L_b} \Leftrightarrow 5025,94 \geq \frac{25 \times 210 \times 10^6 \times 541 \times 10^{-8}}{0,8} \Leftrightarrow \\ &\Leftrightarrow 5025,94 \text{ KN.m} \geq 35503,125 \text{ kN.m} \end{aligned}$$

Como a condição anterior não é satisfeita, a ligação não é rígida.

A ligação é considerada nominalmente articulada, caso a condição a seguir apresentada se verifique:

$$\begin{aligned} S_{j,ini} &\leq \frac{0,5 \times E \times I_b}{L_b} \Leftrightarrow 5025,94 \leq \frac{0,5 \times 210 \times 10^6 \times 541 \times 10^{-8}}{0,8} \Leftrightarrow \\ &\Leftrightarrow 5025,94 \text{ KN.m} \leq 710,063 \text{ kN.m} \end{aligned}$$

Como não foi satisfeita nenhuma das condições anteriores, conclui-se que se está perante uma ligação semi-rígida.

5 Componentes de apoio ao modelo experimental

Com o intuito de ter-se uma boa base de comparação e aferição dos resultados obtidos nas simulações numéricas, optou-se por fazer, também, uma análise experimental. Para tal construiu-se um protótipo com as dimensões apresentadas na figura 33. O modelo experimental foi montado num pórtico com as dimensões especificadas na figura 36, sendo este projectado cuidadosamente para não haver influência nos resultados.

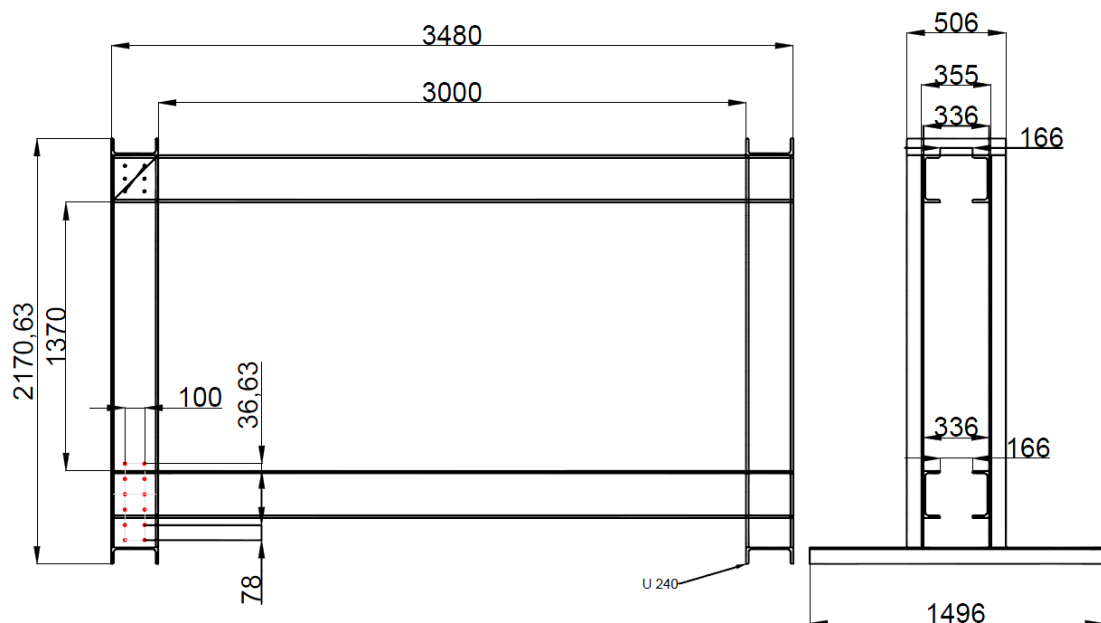


Figura 36 - Esquema do pórtico.

Também como apoio ao ensaio experimental foi realizada a monitorização dos esforços e deslocamentos nas regiões alvo de estudos, usando-se os seguintes equipamentos:

- Extensómetros lineares e de roseta;
- 1 LVDT de 50 mm;
- 1 comparador (LVDT) digital;
- Sistema de visão artificial;
- 1 esquadro laser.

A localização dos extensómetros, do LVDT e do comparador digital, estão representados na figura seguinte.

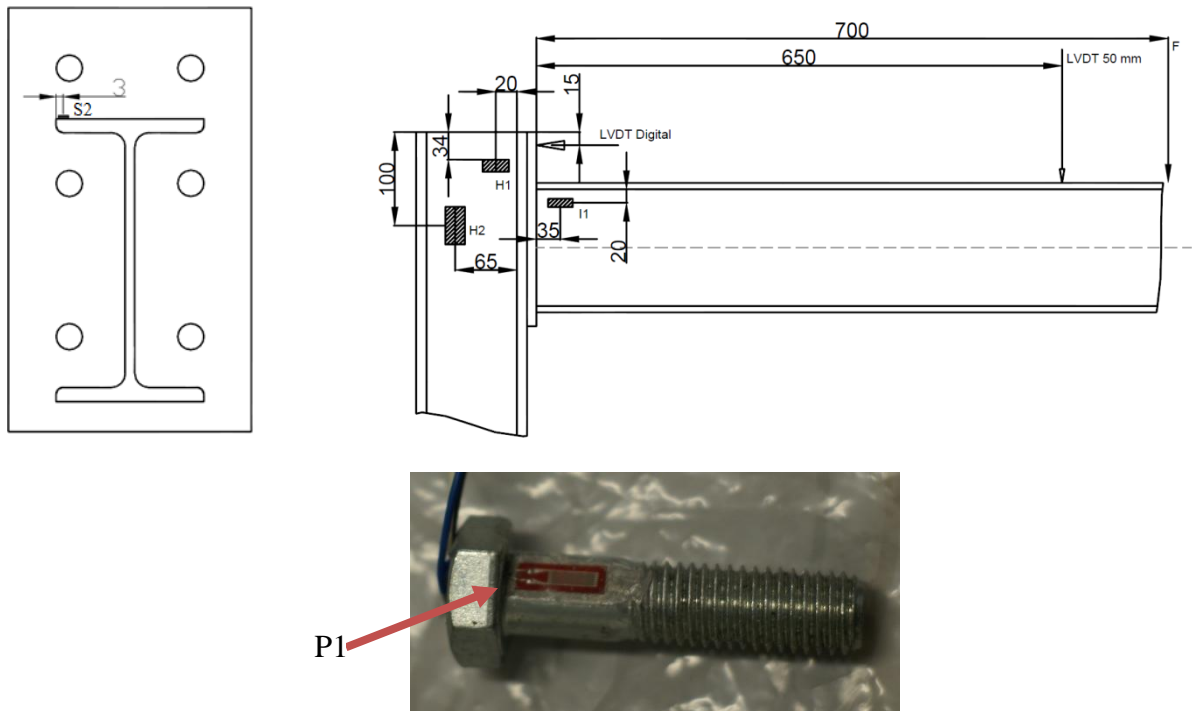


Figura 37 - Esquemas com a localização dos extensómetros na estrutura e no parafuso.

Os extensómetros lineares H1 e I1 têm como objectivo a monitorização das tensões de tracção na alma da coluna e na alma da viga respectivamente. Os extensómetros do tipo roseta H2 e S2 têm a finalidade da monitorização das tensões na alma da coluna à tracção e no cordão de soldadura respectivamente. O LVDT de 50 mm e o LVDT digital¹⁴ têm como objectivo a monitorização dos deslocamentos da viga e da placa de topo. Num parafuso da primeira linha colocou-se um extensómetro linear (P1), com a finalidade de monitorização da evolução das tensões na alma do parafuso.

Com o objectivo de medir a rotação da viga com o carregamento em relação ao pilar foi tentada uma nova metodologia que recorre à visão artificial. O sistema de visão é constituído por uma câmara linear, adaptada a uma estrutura independente, para se movimentar segundo o eixo vertical (figuras 38 e 39). O princípio de funcionamento deste sistema é idêntico ao de um scanner, onde a câmara se movimenta para captar uma imagem para valores de carga pré-definidos (como será visto mais à frente).

¹⁴ O LVDT digital encontra-se próximo da extremidade da placa de topo para diminuir a interferência causada pela deformação da mesma.

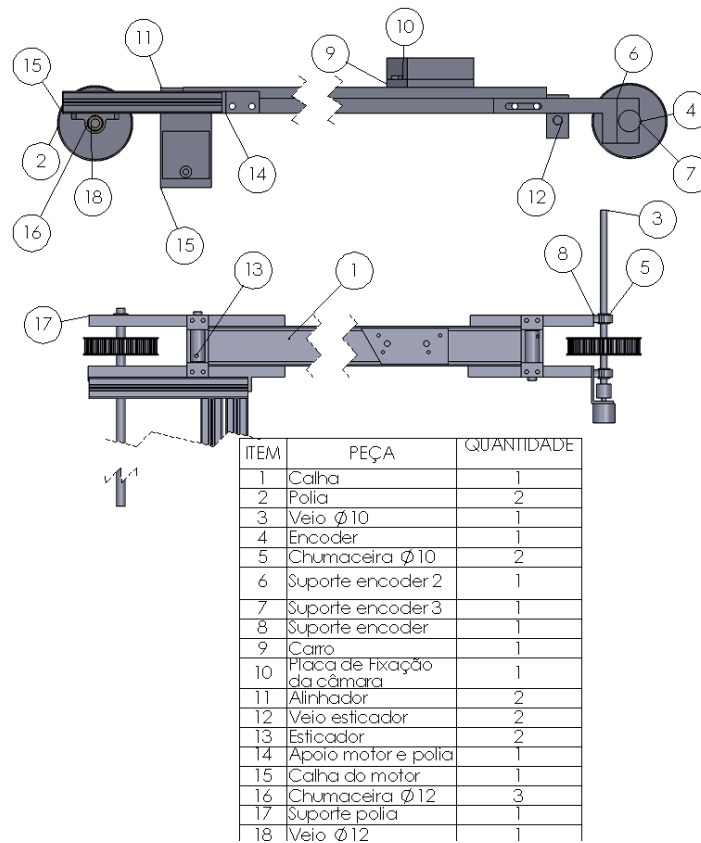


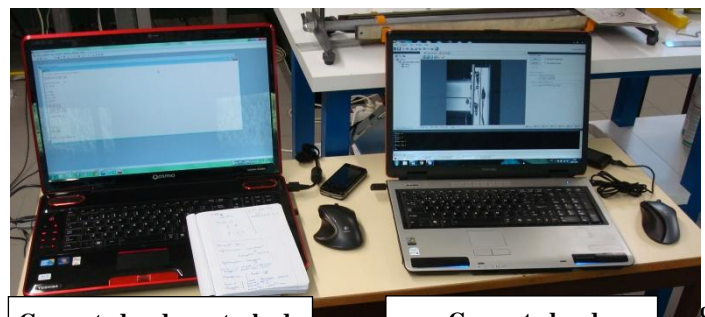
Figura 38 - Mecanismo de translação do sistema de visão artificial.



a)



b)



Computador de controlo do movimento da câmara

Computador de aquisição de imagem

c)

Figura 39 - Imagem dos equipamentos utilizados para o sistema de visão artificial. a) câmara e barra de LED's; b) Mecanismo de translação com a câmara; c) Computador de comando e de aquisição de imagem.

Uma vez que a câmara captura uma imagem a cada ciclo e, assim, não permitindo uma monitorização contínua. Portanto foram capturadas imagens correspondentes aos seguintes carregamentos:

- $M_{Ed,0} = 0 \text{ kN.m}$;
- $M_{Ed,1} = 3,731 \text{ kN.m}$;
- $M_{Ed,2} = 7,14 \text{ kN.m}$;
- $M_{Ed,3} = 10,57 \text{ kN.m}$;
- $M_{Ed,4} = 14,7 \text{ kN.m}$;
- $M_{Ed,5} = 17,5 \text{ kN.m}$.

De modo a obter-se bons contrastes na aquisição de imagens, para que se possam efectuar as medições, os perfis foram pintados de branco e traçadas linhas de cor cinza para delimitar as regiões de interesse, como mostra a figura 40. O reajustamento posterior das imagens à sua verdadeira grandeza é baseado num calibre de imagem, sendo aqui utilizado uma simples moeda.

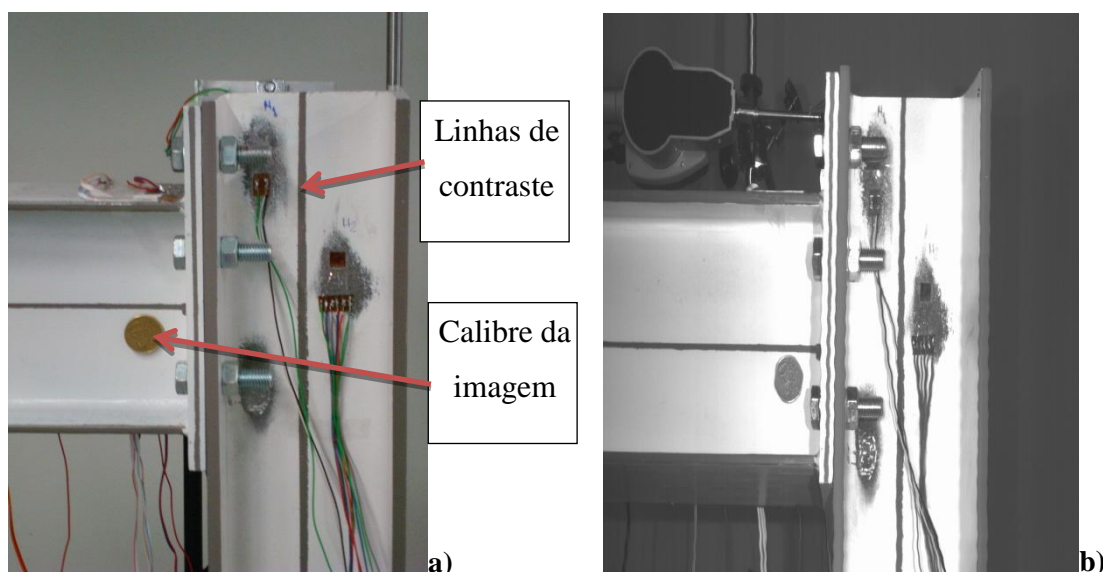


Figura 40 - Contrastes usados no perfil. a) Fotografia com os contrastes; b) imagem recolhida pela câmara sem tratamento.

O tratamento de imagem e posterior medição do ângulo de rotação foi efectuada com recurso ao *software* comercial Halcon (*software* industrial de tratamento e recolha de dados a partir de imagens).

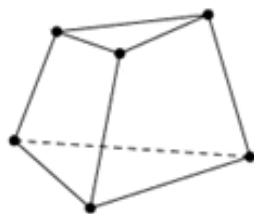
6 Modelo numérico

No pré e pós-processamento foi usado o *software* comercial Femap e na realização das simulações numéricas recorreu-se ao *software* comercial Nastran.

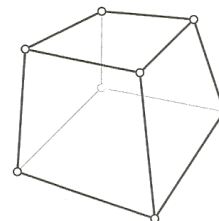
O Femap é um *software* que permite a criação de modelos em elementos finitos para posterior análise e também permite o pós-processamento dos resultados obtidos da análise dos modelos criados. O Nastran é um *software* CAE (computer-aided engineering – engenharia assistida por computador) que permite a análise de modelos em elementos finitos, que tem a capacidade de calcular tensões/extensões, vibrações, durabilidade/falha de estruturas, transferência de calor, ruído/acústica e aeroelasticidade.

6.1 Discretização do modelo

O modelo foi discretizado em hexaedros e pentaedros de primeira ordem (figura 41). A razão do uso destes tipos de elementos na discretização do modelo deve-se à boa aproximação dos resultados à realidade, quando sujeito a cargas e a condições de fronteira complexas. A discretização com hexaedros foi usada devido aos bons resultados apresentados por estes elementos, quando sujeitos a grandes deformações, embora para a discretização do modelo se percam alguns detalhes geométricos. Os tetraedros facilitariam a discretização dos detalhes, mas seria necessário um elevado refinamento do modelo que levaria a simulações muito morosas para se obterem resultados mais fiáveis. Daí a escolha ter recaído sobre os hexaedros, embora também sejam usados pentaedros para a discretização de algumas partes do modelo como será apresentado mais à frente.



a) Pentaedro de primeira ordem.



b) Hexaedro de primeira ordem.

Figura 41 - Elementos usados na discretização do modelo.

Os elementos pentaedricos foram usados para colmatar algumas dificuldades geométricas que não se conseguiam discretizar com os hexaedros, como por exemplo, parte dos parafusos foram discretizados com este tipo de elementos, onde a região interior do parafuso está discretizada com pentaedros.

De forma a poupar-se tempo de simulação, tendo em conta a simetria na geometria da ligação, nos esforços aplicados e consequentemente nas tensões resultantes, optou-se por se modelar apenas metade do modelo em estudo (ver figura 42).

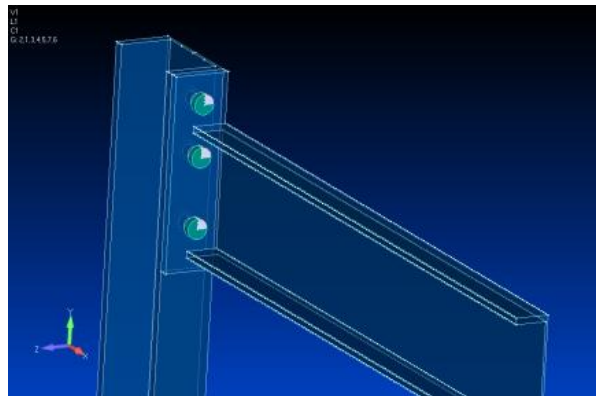


Figura 42 - Modelo antes de discretizado.

Também, para diminuir o número de contactos e, consequentemente, o tempo de cálculo optou-se pela simplificação do parafuso e da porca numa só peça, partindo do princípio que não existe qualquer tipo de escorregamento no contacto entre a rosca do parafuso e da porca. Ainda, nestes elementos, admitiu-se que tinham sempre uma forma cilíndrica, tanto na cabeça do parafuso como na porca. Para tal, simplificaram-se as formas, usando-se o diâmetro da região da cabeça do parafuso e da porca que realmente está em contacto. Também, nas soldaduras admitiu-se a ocorrência de penetração total e que as propriedades do metal de adição são as mesmas que do material de base, como se houvesse continuidade do material entre a viga e a placa de topo.

De seguida serão apresentadas todas as componentes do modelo a estudar depois de discretizadas.

Na discretização do modelo foram usados 20952 elementos que se distribuem pelos componentes do modelo da seguinte forma.

- Pilar foi discretizado em 12552 elementos (fig. 43);

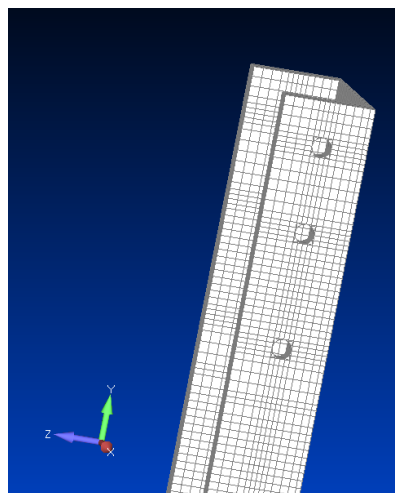


Figura 43 - Pilar depois de discretizado.

- A viga e a placa de topo foram discretizadas em 7608 elementos (fig. 44);

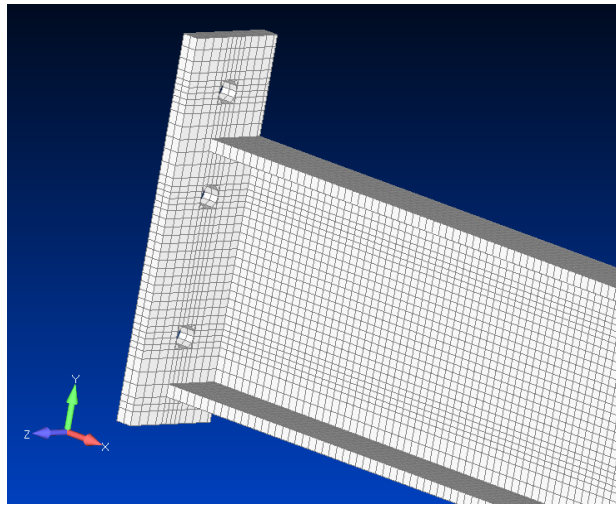


Figura 44 - Viga e placa de topo depois de discretizadas.

- Cada um dos parafusos-porca foram discretizados em 264 elementos (fig. 45).

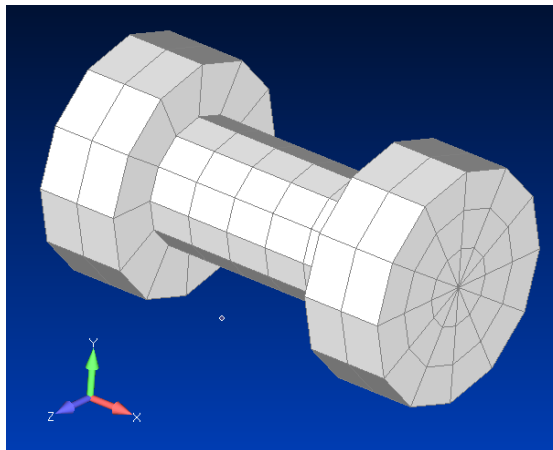


Figura 45 – Parafuso-porca depois de discretizado.

6.2 Definição dos contactos entre superfícies

Para estabelecer os contactos recorreu-se aos parâmetros disponibilizados pelo Nastran. Este dispõe de dois tipos de contactos distintos, do tipo:

- “*Glued*” (colado / soldado): não permite o deslocamento dos elementos em relação aos elementos que são unidos por esta restrição. Usou-se este tipo de contacto para definir as ligações entre a cabeça do parafuso e a placa de topo, e, para a união das porcas e o pilar, pois admitiu-se que não existe escorregamento entre estas superfícies e que também nunca existe separação entre as mesmas.
- “*Contact*” (contacto): para o caso de haver a possibilidade de deslocamento dos elementos restringidos por esta condição, mas dependente dos parâmetros

definidos. Este tipo de contacto foi usado para definir o contacto entre as restantes superfícies.

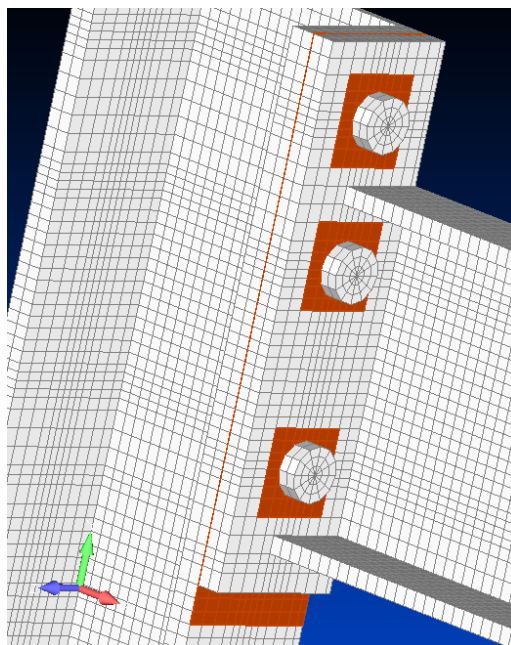


Figura 46 - Na figura pode-se observar algumas das regiões definidas para contacto entre elementos com uma cor alaranjada.

6.3 Propriedades dos materiais

A definição dos materiais na simulação, no programa de elementos finitos usado, é efectuada pela introdução das suas propriedades mecânicas que são necessárias para definir o estado de tensão-deformação do nível de carregamento imposto. Assim, e uma vez que se entra no domínio plástico dos materiais, será necessário definir-se o comportamento do material para além do regime elástico. Portanto nesta simulação vai-se admitir que o material tem um comportamento elásto-plástico, ou seja, admite-se que o encruamento do aço na região plástica tem um comportamento linear (ver figura 47).

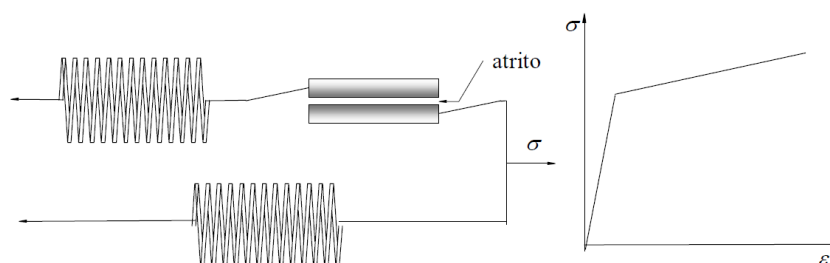


Figura 47 - Modelo elásto-plástico com encruamento linear (modelo mecânico e curva de comportamento).

Para a caracterização do material usaram-se as seguintes propriedades:

- Módulo de Elasticidade: $E = 210 \text{ GPa}$;

- Coeficiente de Poisson em regime elástico: $\nu = 0,3$;
- Tensão de cedência (aço S235): $f_y = 235 \text{ MPa}$;
- Tensão de rotura (aço S235): $f_{ul} = 360 \text{ MPa}$;
- Módulo de plasticidade (aço S235): $H = 3000,98 \text{ GPa}$;
- Tensão de cedência (parafuso classe 8.8): $f_y = 640 \text{ MPa}$;
- Tensão de rotura (parafuso classe 8.8): $f_{ul} = 800 \text{ MPa}$;
- Módulo de plasticidade (parafuso classe 8.8): $H = 28379 \text{ GPa}$.

Embora seja necessário definir a tensão de rotura dos materiais para que o *software* possa definir todas as propriedades correctamente, as simulações não irão contemplar a rotura do material. Ou seja, como se definiu que o material apresenta um comportamento elásto-plástico, para efeito de cálculo, o material deforma-se até que exista uma distorção muito elevada num ou mais elementos e, conseqüentemente, a simulação terminará relatando um erro relativo à deformação excessiva.

7 Apresentação e discussão dos resultados

Este capítulo será dividido em duas partes. Isto é, numa primeira parte serão comparados os resultados experimentais com os numéricos e com os teóricos, e, numa segunda parte serão apresentados outros resultados obtidos a partir do método dos elementos finitos (MEF).

7.1 Apresentação e comparação dos resultados experimentais com os numéricos e teóricos

Os resultados do comportamento da viga no ponto medido pelo LVDT de 50 mm (ver figura 37) são apresentados na figura 48. Comparando-se com os resultados numéricos, verifica-se que, à medida que a carga vai aumentando, há um afastamento do comportamento obtido pelo método numérico relativamente ao experimental, chegando a uma diferença máxima de cerca de 15mm, como se pode observar na figura 48. Embora também haja rotação da viga na ligação com a coluna, este desfasamento deve-se ao encastramento da base do estudo experimental, que durante o ensaio foi visível a rotação da base, enquanto os resultados da simulação numérica não contemplam essa rotação pois a base encontra-se perfeitamente encastrada. Na figura 49 observa-se que, mesmo depois do descarregamento da estrutura, esta permaneceu com uma certa deformação plástica na placa de base (encontrando-se afastada do suporte). É que, enquanto no ensaio experimental a ligação necessitava de uma fixação ao pórtico, na simulação numérica a base do pilar comportou-se como o encastramento que foi definido, não havendo qualquer rotação.

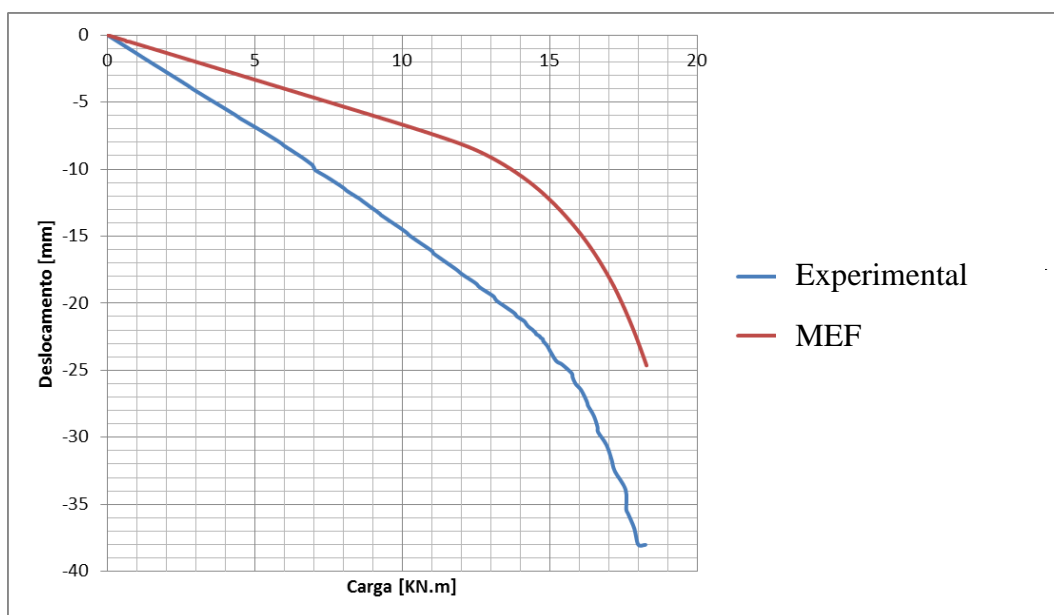


Figura 48 - Deslocamento vertical da viga.

Também se pode verificar que, para os resultados experimentais do deslocamento da viga, existe um comportamento praticamente linear até cargas próximas do momento resistente teórico. Também os valores, que se obtêm a partir do modelo numérico, apresentam um comportamento linear que termina um pouco antes de se atingir o momento resistente. O fim deste comportamento linear está directamente relacionado com o comportamento do pilar e da viga, ou seja, o fim do comportamento linear do deslocamento está directamente relacionado com a entrada no patamar de cedência de algumas regiões destes membros da ligação.



Figura 49 - Afastamento da placa da base em relação ao suporte (região sujeita à tracção).

A comparação de resultados das curvas momento versus rotação é apresentada na figura 50. A rotação teórica (obtida pelo Eurocódigo 3) serve de comparação com os resultados obtidos pelo MEF (método dos elementos finitos) e com os obtidos experimentalmente, quer a partir dos valores medidos pelo LVDT e comparador quer os obtidos a partir do sistema de visão artificial.

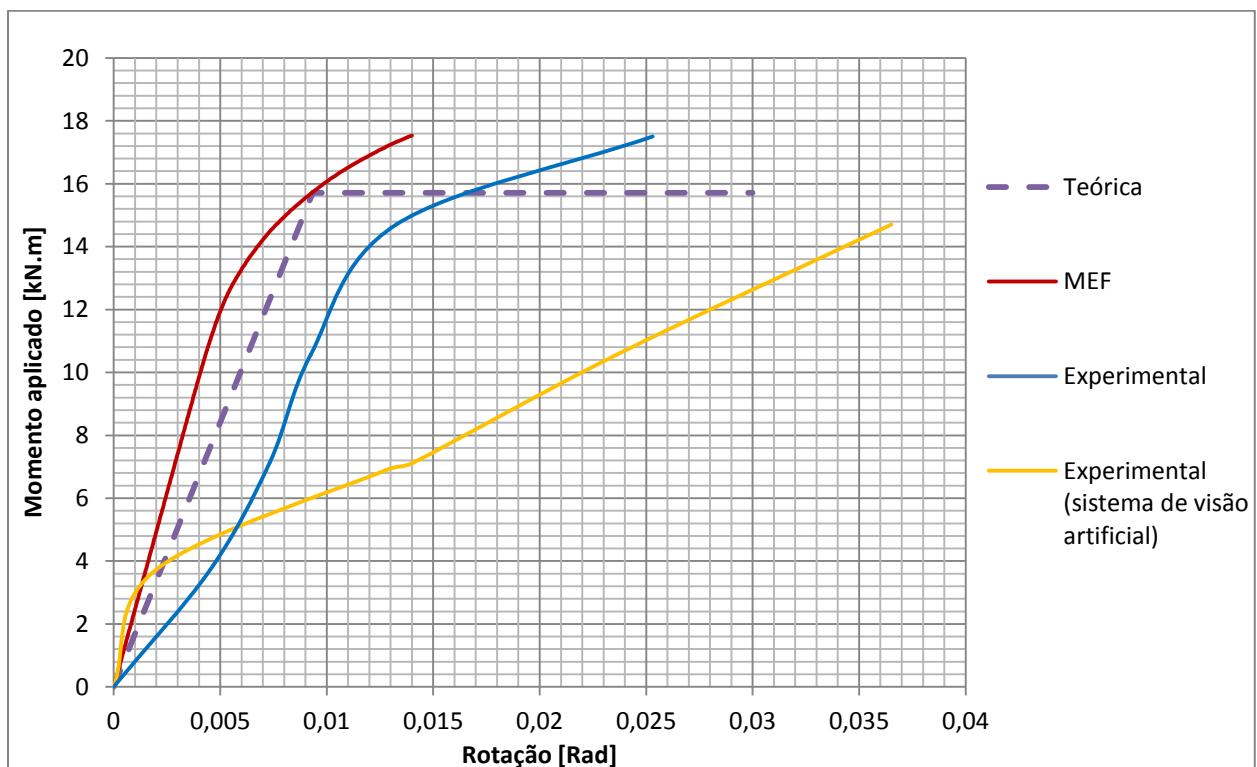
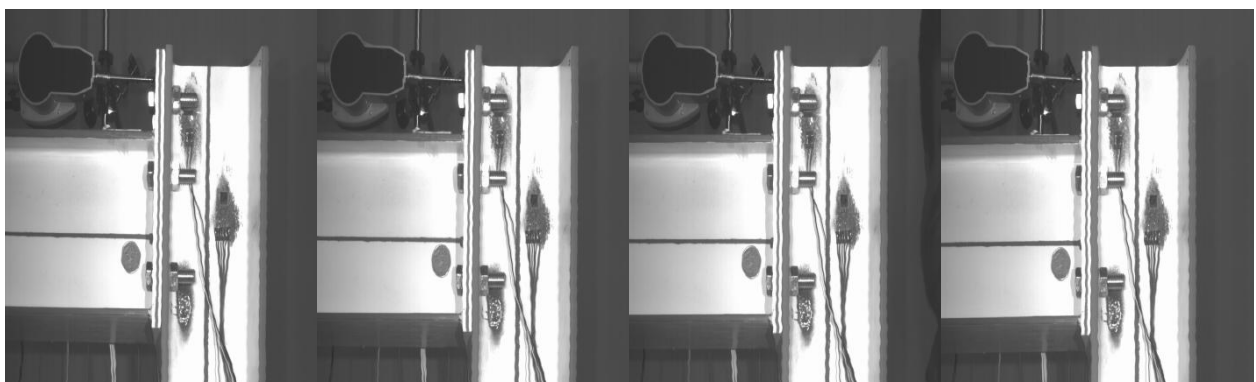


Figura 50 - Momento versus rotação da ligação em estudo.

Tal como foi mencionado para o deslocamento da viga, a rotação apresenta um comportamento semelhante. Quando se analisa a rotação obtida pelo MEF apercebe-se que esta apresenta um comportamento linear até as regiões da ligação sujeitas à tracção entrarem em cedência, excepto nos parafusos. Na comparação da figura 48 com a 50, observa-se que o comportamento linear da curva momento rotação obtida pelo MEF termina sensivelmente para o mesmo carregamento que na curva do deslocamento, isto é, aproximadamente para os 12 KN.m.

A comparação da curva teórica com a curva obtida pelo MEF para o momento em função da rotação permite verificar que estão praticamente sobrepostas até à cedência referida anteriormente. A partir daí, inicia-se o afastamento em que a rotação, para a mesma carga, vai aumentado mais na curva obtida pelo MEF, acabando por se intersectar quando se atinge o momento resistente, devido ao comportamento bilinear da curva teórica (figura 50). Da comparação de resultados numéricos com os experimentais verifica-se que ambos apresentam um comportamento linear até próximo do limite teórico (definido a partir do Eurocódigo 3). Ao se examinar a curva experimental momento-rotação verifica-se que esta assume um comportamento linear a partir dos 7 kN.m até aos 12 kN.m. No entanto, no início o seu comportamento não é linear, devido à base não se encontrar encastrada da forma mais eficaz, o que levou a que esta sofresse alguma rotação durante o início do carregamento. No entanto, excluindo esse início, pode-se admitir que esta apresenta um comportamento linear até que ocorra a cedência nas zonas traccionadas, tal como ocorreu para o deslocamento vertical da viga.

Ao analisar-se o comportamento da curva momento-rotação experimental obtida pelo sistema de visão artificial (figura 50), verifica-se um desvio muito grande em relação às anteriormente descritas. Isto deve-se, em grande parte, ao mecanismo de translação da câmara, pois este induz vibrações que provocam muita distorção nas imagens (ver figura 51).



a) Sem carregamento

b) Carregamento de 3,731 kN.m

c) Carregamento de 7,14 kN.m

d) Carregamento de 10,57 kN.m

Figura 51 - Imagens obtidas pelo sistema de visão artificial.

Embora esta distorção na imagem não pareça elevada, ela é a suficiente para causar erros de medição. Basta observar-se cuidadosamente o padrão (moeda) que serviu de calibre do

sistema, para se verificar que aparece um pouco esticado e que também apresenta alguma distorção.

Existem dois factores a ter-se em conta para na análise desta situação. O primeiro é a vibração da estrutura que suporta a câmara. Visto que esta trabalha da mesma forma que um scanner, se a estrutura vibra como consequência vão aparecer linhas deslocadas. O segundo factor para que este método de medição não tenha tido um resultado coerente é a taxa de aquisição de imagens. Como a taxa de aquisição está directamente ligada à velocidade de translação da câmara na guia, esta teve que ser reduzida para se tentar controlar as vibrações, e, consequentemente a taxa de aquisição de imagens também teve de ser reduzida para o mínimo. No entanto, como a câmara utilizada foi projectada para sistemas rápidos e foi necessário diminuir a velocidade de translação da mesma, ou seja, está-se perante um sistema demasiado lento para a taxa de aquisição da câmara, daí o grande desvio nos valores medidos. Conclui-se então que os dados obtidos por este modo de medição não são fidedignos.

Além dos resultados relacionados com o deslocamento e a rotação da ligação, também é apresentado o comportamento das tensões nas regiões medidas (ver figura 37). Para facilitar a análise dos resultados, nos gráficos das figuras seguintes, é colocada uma linha de delimitação (a verde) pelo valor do momento resistente.

Para as tensões medidas no local H1, que são de tracção, observa-se na figura 52 que as tensões medidas experimentalmente têm um comportamento aproximadamente linear até aos 15 kN.m, e que a partir daí, aumentam significativamente após um pequeno patamar antes do momento resistente. Embora este valor seja ligeiramente inferior à tensão de cedência do aço, as deformações já são relativamente elevadas e, como se pode observar, o material começa a transitar para o regime plástico a partir dos 15 kN.m.

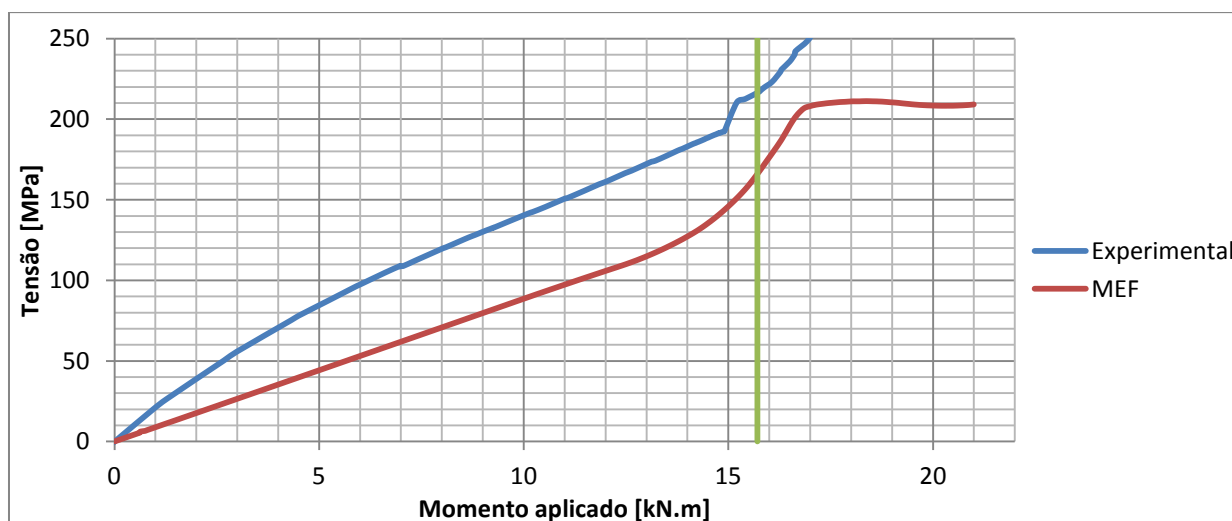


Figura 52 – Evolução da tensão no local H1.

Dos resultados obtidos pelo método dos elementos finitos, pode-se observar um comportamento aproximadamente linear até cerca dos 13 kN.m, e que, comparado com o medido experimentalmente, a deformação plástica aparece um pouco mais cedo. A partir dos 13 kN.m, como já foi referido, o material entra em deformação plástica mas, ao invés do que se verifica para os valores medidos experimentalmente, as tensões obtidas pelo MEF tendem a estabilizar a partir dos 17 kN.m.

No local I1 as tensões não são tão altas como em H1, ou seja, neste local, correspondente à alma da viga à tracção, pelo MEF, verifica-se que só entra em cedência sensivelmente aos 17 kN.m (ver figura 53), o que é um valor superior ao momento resistente. Embora a análise dos resultados medidos experimentalmente preveja que o material entra em cedência por volta dos 15 kN.m, não se trata de um valor muito fiável, pois a partir de certo ponto verificou-se que o extensómetro que media as deformações nesse local começou a dar problemas nas medições. Tendo em conta esta ocorrência, a parte final destes resultados não é considerada.

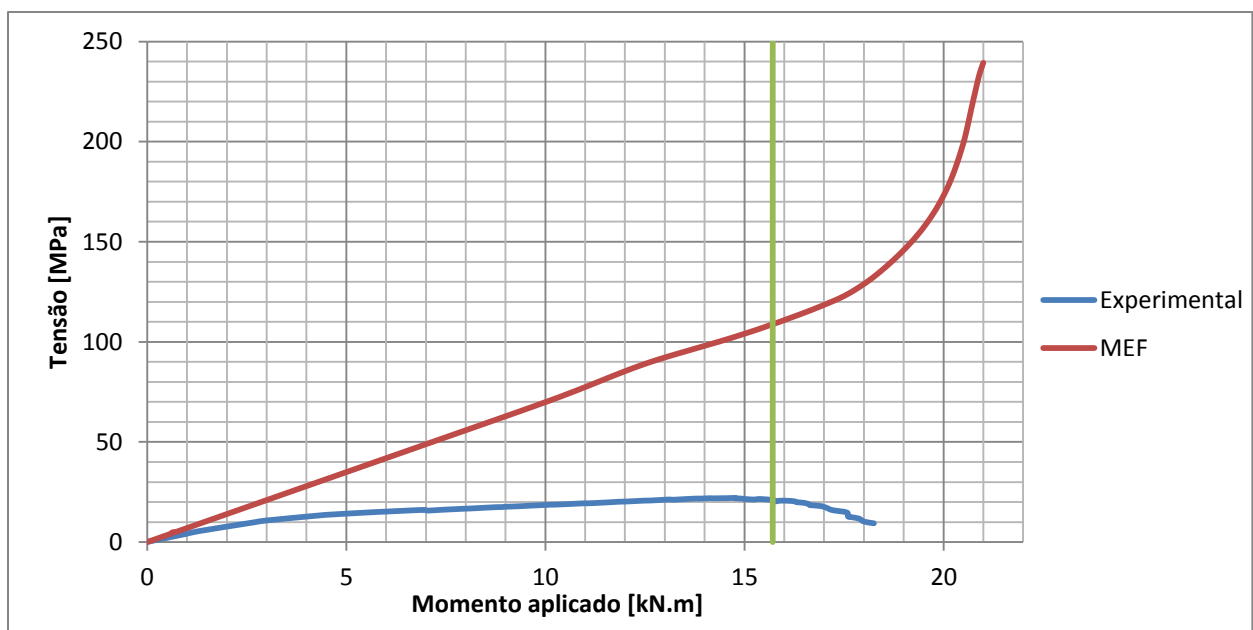


Figura 53 - Evolução da tensão no local I1.

Analisando-se os resultados numéricos (MEF) verifica-se que o material possui um comportamento aproximadamente linear até aos 17 kN.m, e que, a partir daí, entra em deformação plástica. Mas ao invés do local H1, onde as tensões estabilizam pouco depois de se ultrapassar o momento resistente, aqui as tensões aumentam. A justificação do fim da linearidade da curva MEF, deve-se à influência do comportamento da vizinhança desta região, a qual já ultrapassou o limite de cedência. Da análise da figura 53, verifica-se que quando a região da alma da viga sujeita à tracção, entra em regime plástico, esta componente da tensão vai aumentar drasticamente (pelo menos até aos 20 kN.m), que leva a que se verifique que os vectores das

tensões principais vão-se alterando com a predominância do estado de tensão, o que implica que um vector, inicialmente pouco significativo, a partir de certa altura se torne mais influente naquele local.

No local H2, onde estava posicionada uma roseta de extensómetros, que tinha como principal objectivo medir as deformações que permitem obter as tensões de Von Mises e que são comparadas com as obtidas pelo MEF (figura 54). Na região elástica denota-se um comportamento aproximadamente linear até aos 15 kN.m, tal como seria de esperar tendo em conta que o material ainda não entrou em deformação plástica. Mas, na região de carregamento entre os 15 kN.m e o valor do momento resistente (15,71 kN.m) verifica-se que existe um aumento significativo das tensões de Von Mises. A partir daí, o extensómetro deixa de dar valores confiáveis devido a haver grandes deformações quando o material começa a plastificar. A única coisa que se pode concluir é que a região da alma do pilar sujeita ao corte transversal começa a plastificar para carregamentos próximos dos 15 kN.m.

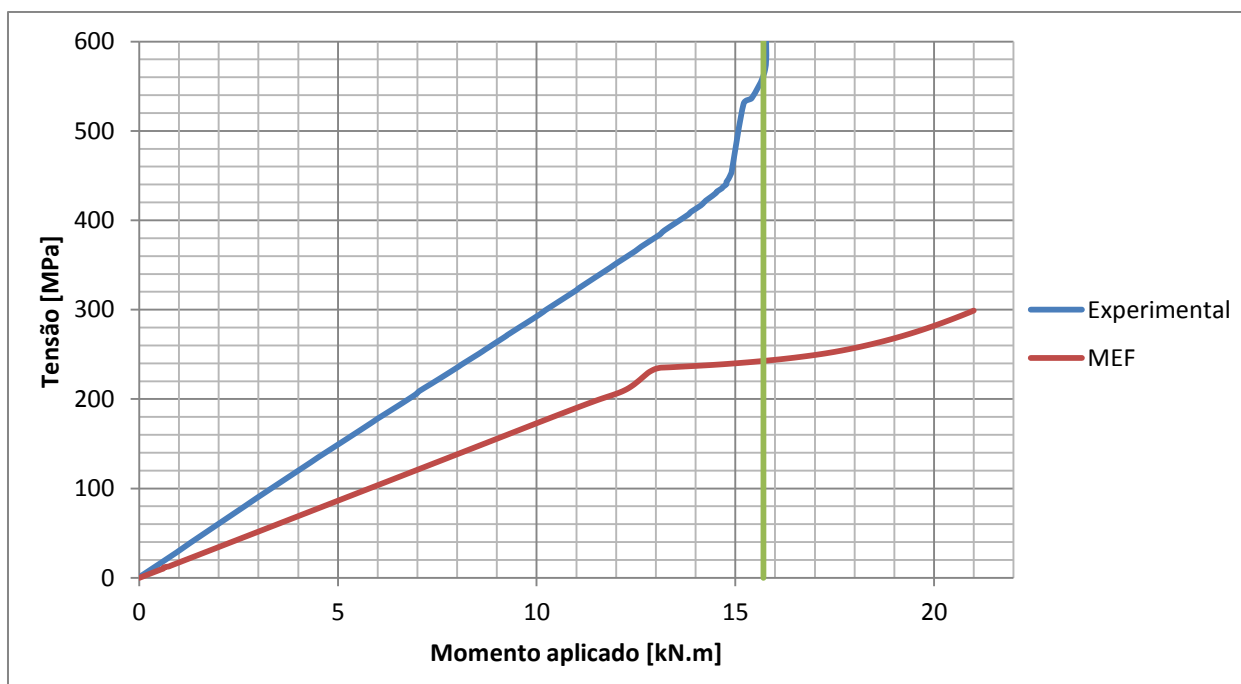


Figura 54 - Tensões de Von Mises no ponto H2

No mesmo local a análise das tensões de Von Mises obtidas pelo MEF, permite verificar que é por volta dos 12,5 kN.m que o material tem tendência a plastificar. Tal como no local H1, as tensões obtidas por este método são sempre inferiores às obtidas experimentalmente. Pode-se considerar que, apesar disto, o método é eficaz, considerando que este prevê, de forma conservativa, a entrada na região plástica.

De seguida vão ser apresentados resultados obtidos numa roseta colocada no cordão de soldadura (figura 55), para analisar a evolução das tensões nesse local. Não são comparadas com

valores do MEF, uma vez que os cordões não foram modelados e, como tal, admitiu-se que havia continuidade do material da viga para a placa de topo, pois os cordões de soldadura são de penetração total e apresentam propriedades de resistência superiores às do material de base.

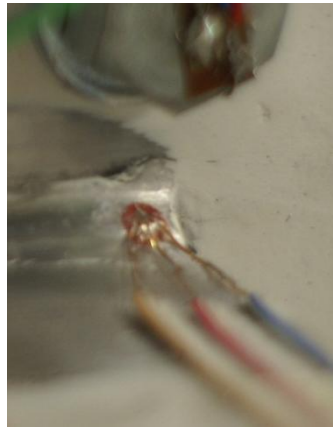


Figura 55 - Roseta colocada no cordão de soldadura.

No estudo das tensões no cordão de soldadura (figura 55) são analisadas as tensões normais perpendiculares à espessura (σ_{\perp} da figura 31) e as tensões tangenciais paralelas ao eixo de soldadura (τ_{\parallel} da figura 31).

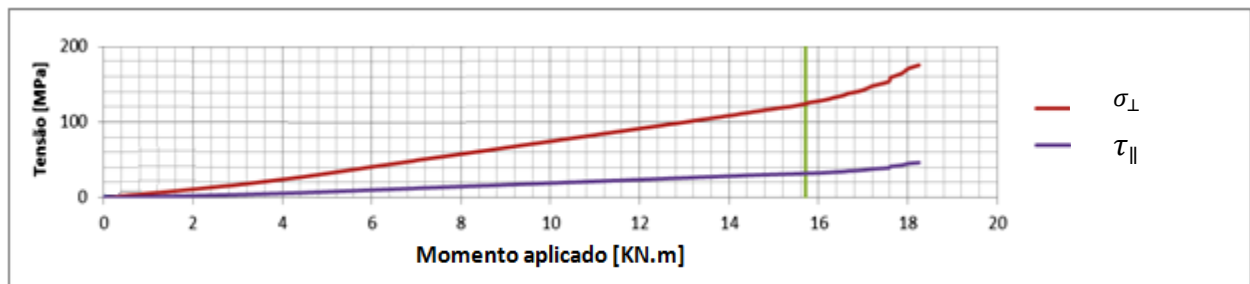


Figura 56 - Tensões medidas no extensómetro do cordão de soldadura.

O cordão de soldadura tem uma resistência superior à do material de base e, daí, poder atingir tensões mais elevadas desde que não se estendam para o material de base. O cordão foi dimensionado para uma carga superior aos carregamentos efectuados no ensaio experimental para prevenir a não rotura do cordão (ver dimensionamento no anexo A). Para se obter as tensões naquele local, a partir da roseta, recorre-se a três tensões medidas naquele ponto, mas só a tensão normal ao plano do cordão (σ_{\perp}) e a tensão longitudinal (τ_{\parallel}), devido ao esforço cortante, têm interesse para a compreensão do comportamento do cordão de soldadura, embora o dimensionamento pelo Eurocódigo considere os valores máximos, que podem não se situar no local medido.

Da análise da figura 56, referente ao extensómetro colocado no cordão de soldadura, verifica-se que a tensão normal ao plano e a tensão longitudinal não atingem o valor da tensão de

rotura do material de base durante toda a fase de carregamento. Mas, analisa-se que a região medida do cordão de soldadura começa a plastificar a partir dos 16 kN.m.

Tendo em conta que o ensaio realizado não foi destrutivo, não se pode verificar a previsão realizada pelo Eurocódigo 3. Mas tendo em conta a análise visual que foi realizada durante o carregamento verificou-se que haveria tendência para a rotura do modo 2 (rotura por cedência do banzo e dos parafusos). Na figura 57 apresenta-se a deformação plástica da ligação depois de descarregada, onde se pode observar o afastamento da placa de topo em relação ao banzo do pilar, da forma prevista pelo Eurocódigo.

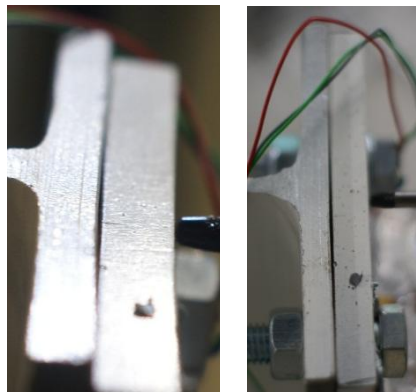


Figura 57 - Deformação efectiva da placa de topo em relação ao banzo do pilar.

Também a partir da inspecção visual verificou-se que a maior deformação ocorre na região da ligação (placa de topo-viga), que é significativamente maior do que no encastramento da base, como se pode observar na figura 58.



Figura 58 - Deformação plástica do modelo experimental depois de descarregado. a) Pormenor da deformação na região ligada; b) Deformação de todos os membros da ligação.

Por fim, verificou-se que o pilar apresentava uma pequena deformação lateral a partir de cerca de metade da sua altura, o que é previsto pelo Eurocódigo 3 para ligações encastradas, ou seja, segundo o Eurocódigo admite-se que só metade do comprimento do elemento encastrado é que está sujeito à encurvadura. Para a viga observa-se que esta, mesmo depois de descarregada,

apresentava uma deformação efectiva relativamente ao pilar (figura 58 (b)) devido à deformação ocorrida na região da ligação e também à flexão sofrida.

Nesta secção não são apresentados quaisquer resultados em relação aos esforços no parafuso. Isto deve-se ao facto das tensões obtidas não serem justificáveis.

7.2 Análise da distribuição de tensões da simulação numérica

Neste capítulo são apresentadas as distribuições das tensões na região da ligação, obtidas da simulação numérica (MEF).

A evolução da distribuição das tensões na região da ligação em estudo é apresentada em grupos de 4 imagens, igualmente distribuídas em termos de carregamento, para cada vector ou plano de tensão apresentado

7.2.1 Distribuição das tensões na viga-placa de topo e pilar

De seguida são apresentadas as imagens relativas à distribuição da tensão segundo xx.

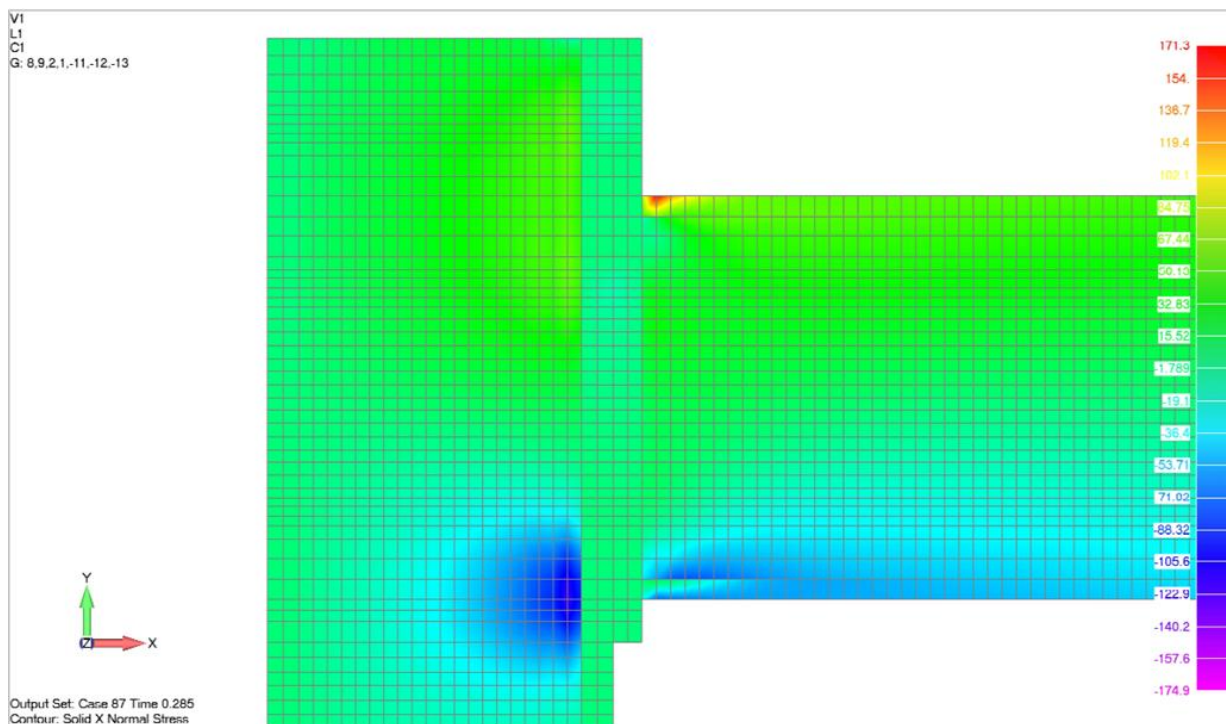


Figura 59 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 5 kN.m.

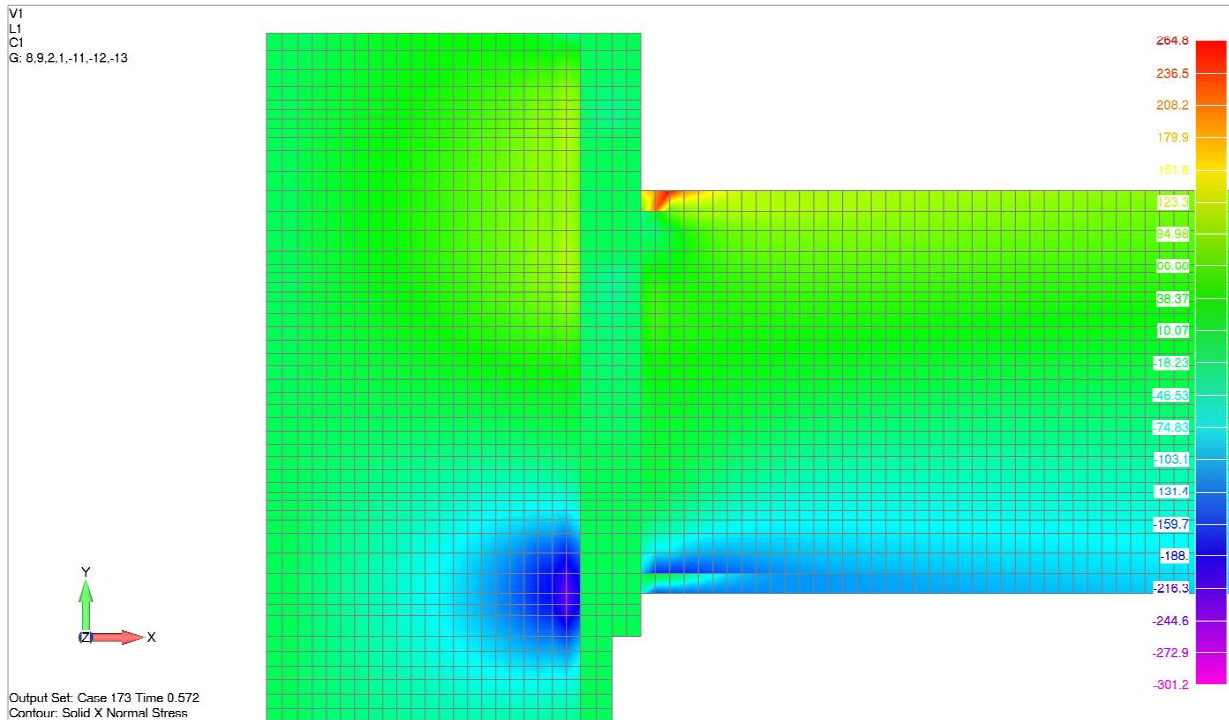


Figura 60 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 10 kN.m.

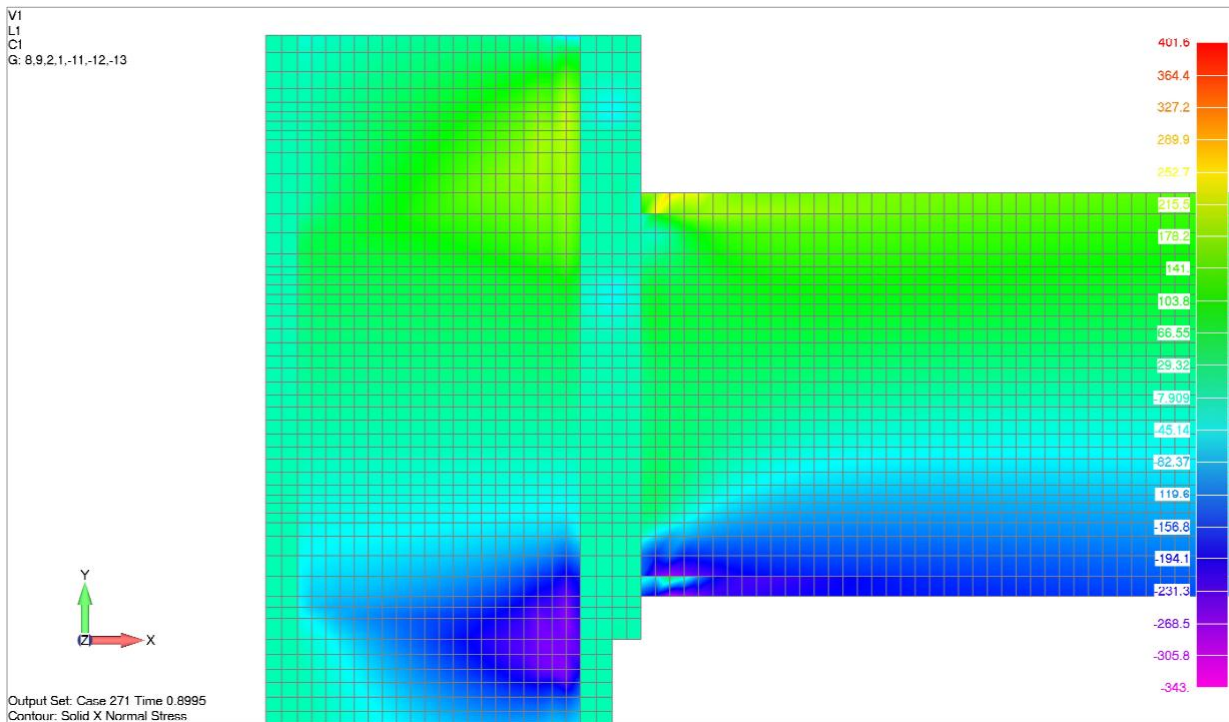


Figura 61 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 15,71 kN.m.

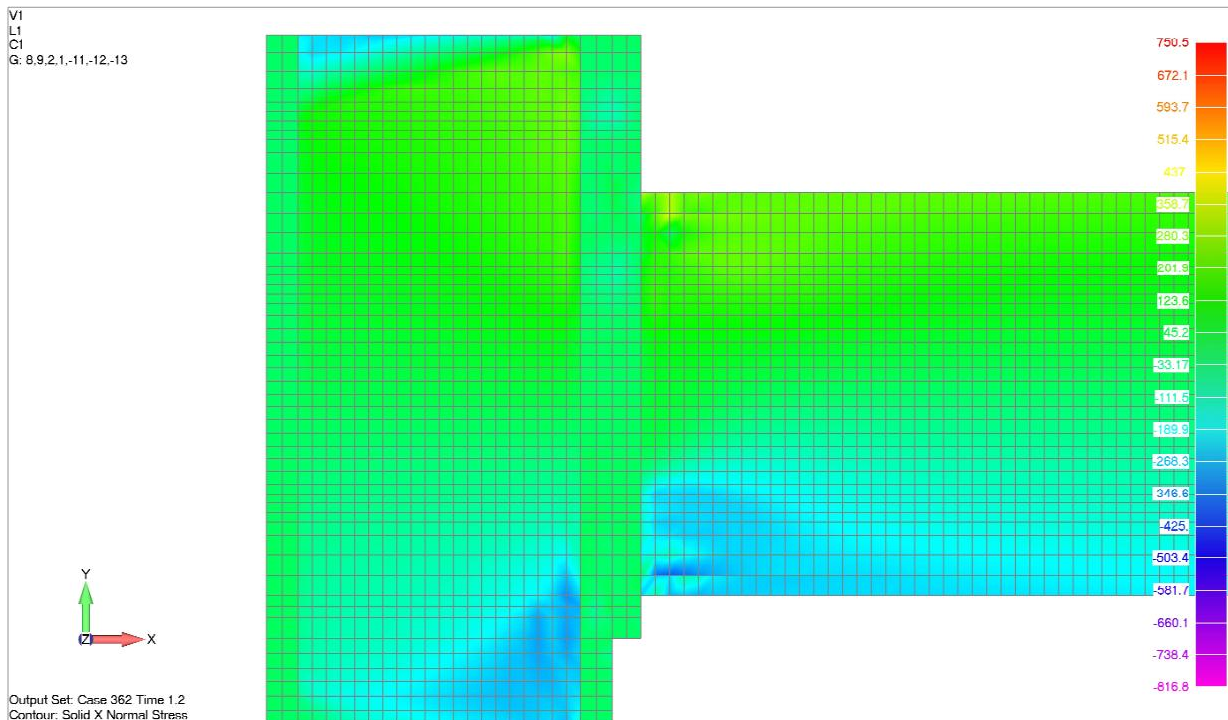


Figura 62 - Tensões σ_{xx} (em MPa) para uma carga de 21 kN.m.

A análise da evolução da distribuição de tensões normais apresenta inicialmente um comportamento mais ou menos previsível. A distribuição de cores, que apresenta um efeito visual da distribuição de tensões, muda drasticamente na figura 62, isto deve-se à concentração de tensões na região comprimida do banzo da viga, do pilar e a tensões residuais em regiões solicitadas à tracção.

Da análise das figuras anteriores, verifica-se que a distribuição das tensões normais (segundo a direcção xx), são em termos genéricos, coerentes com as que seriam de se esperar do conhecimento da resistência dos materiais e dos pontos considerados críticos pelo Eurocódigo 3. A placa de topo permite uma maior distribuição das tensões e, assim, atenua um pouco as zonas críticas. Por exemplo, a região mais sujeita à compressão encontra-se ligeiramente abaixo da prevista no Eurocódigo 3 [10], que afirma que a região do pilar que está mais a compressão encontra-se alinhada com o banzo comprimido da viga enquanto, pelas figuras anteriores, verifica-se que essa região se vai deslocando com o aumento da carga. No início (figura 59), as tensões de compressão mais elevadas situam-se numa região alinhada com o banzo comprimido da viga e, à medida que a carga vai aumentando, esta região vai-se deslocando, com tendência a se alinhar com a extremidade da placa de topo que se encontra à compressão.

Fazendo-se uma análise semelhante para o comportamento da região sujeita à tracção verifica-se que, inicialmente, esta é maior no banzo da viga traccionado e que, à medida que a carga vai aumentando, esta vai-se uniformizando entre este banzo e a parte adjacente da alma do

pilar. Verifica-se que no pilar, as regiões mais traccionadas, situam-se junto às duas primeiras linhas de parafusos, enquanto a terceira já se encontra numa região de transição entre a tracção e a compressão e a sua contribuição, para a resistência da ligação a esforços de tracção, é muito inferior à das outras duas linhas de parafusos.

Em comparação, as tensões de compressão são mais significativas que as de tracção, e, daí, é nas regiões mais comprimidas onde se inicia a deformação. Como os esforços na região comprimida são muito significativos e, no dimensionamento, existem mais preocupações com as regiões traccionadas, descorando por vezes as comprimidas, que pode comprometer a estabilidade da ligação e ajudar a que o comportamento linear do momento-rotação termine antes de se atingir o momento resistente.

A apresentação da evolução das tensões de corte no plano XY resultantes dos esforços cortantes na alma do pilar devido à flexão simples imposta na viga, é apresentada, nas figuras seguintes.

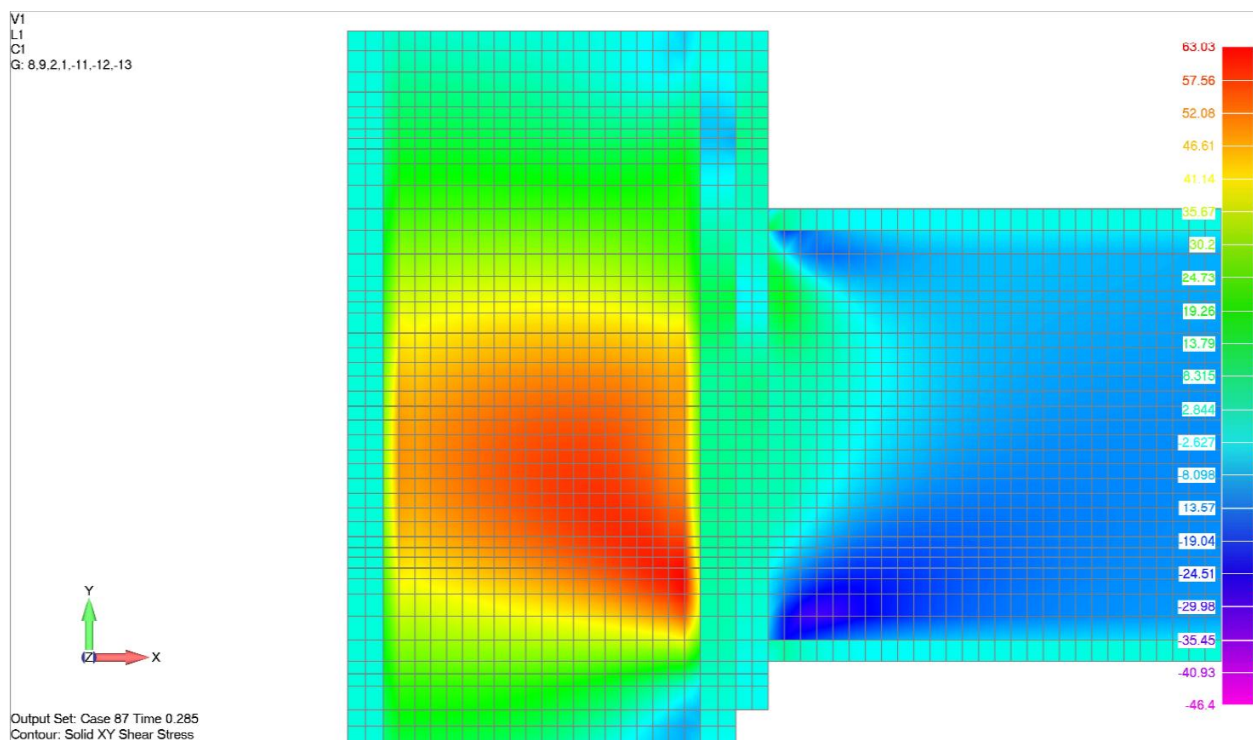


Figura 63 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 5 kN.m.

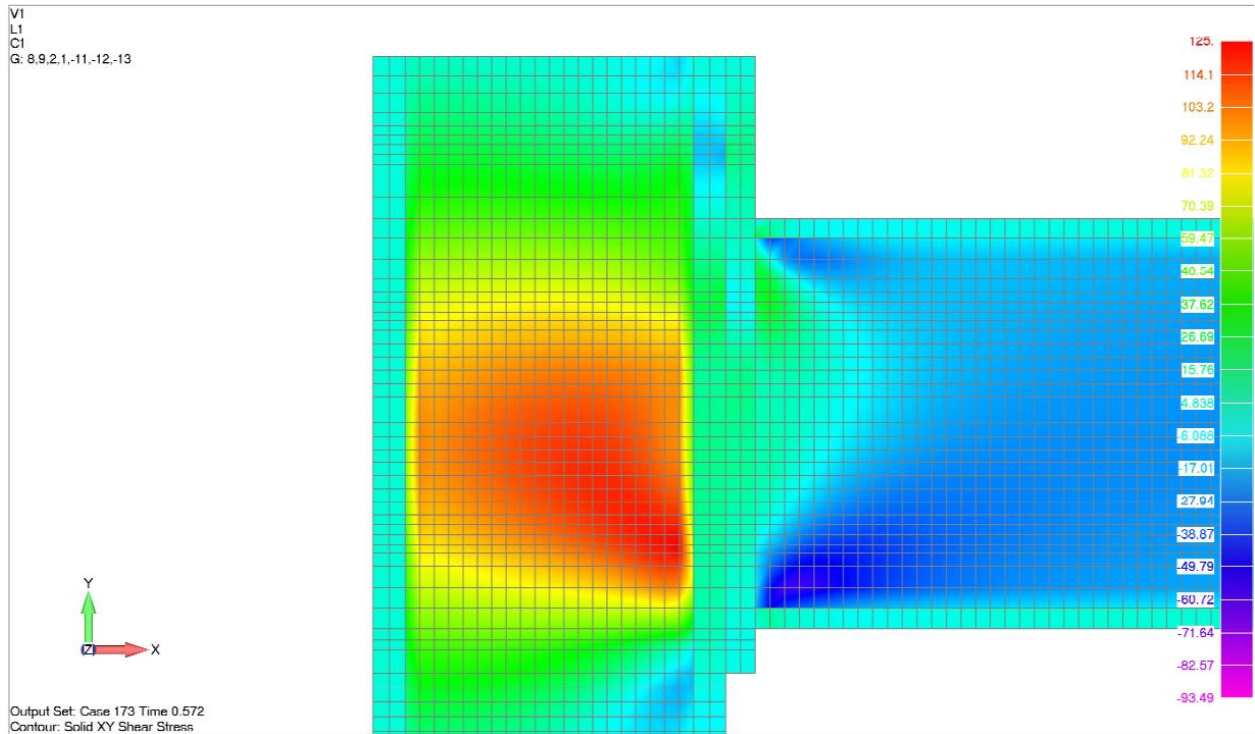


Figura 64 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 10 kN.m.

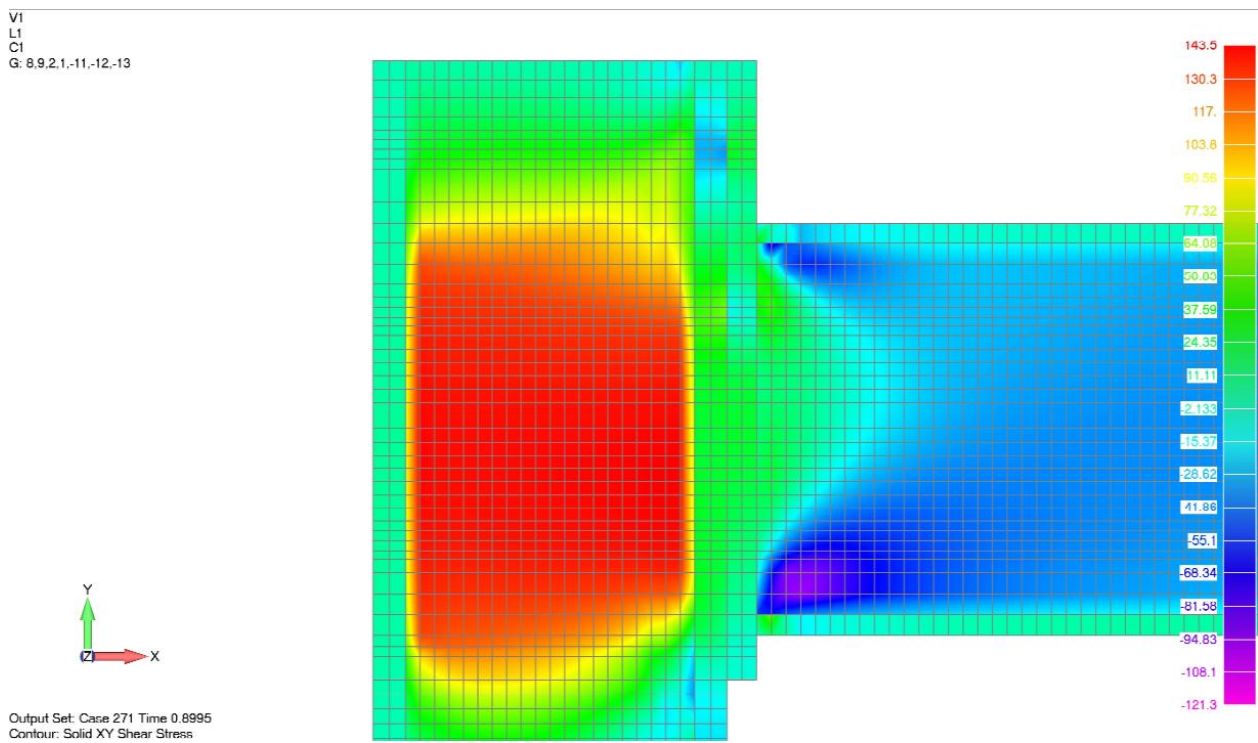


Figura 65 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 15,71 kN.m.

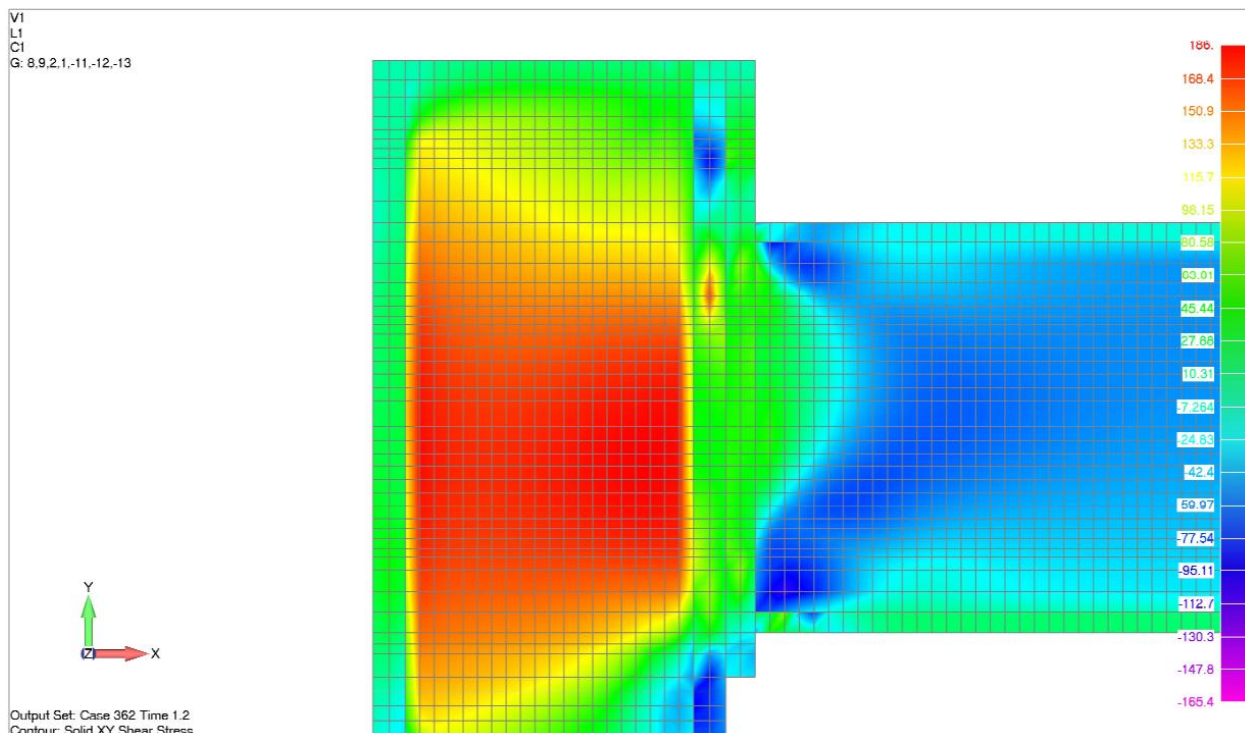


Figura 66 - Tensões σ_{XY} (em MPa) para uma carga de 21 kN.m.

Da análise das imagens anteriores, verifica-se que até se atingir o momento resistente, as tensões de corte na alma do pilar são mais elevadas numa região relativamente delimitada, que tem origem nos esforços cortantes originados pela flexão simples. Genericamente, está de acordo com os conceitos da resistência dos materiais, em que o valor máximo da tensão de corte situa-se numa região situada junto à alma da viga, mais precisamente entre a segunda e a terceira linha de parafusos.

Inicialmente, como se pode observar nas figuras 63 e 64, os esforços de corte são mais elevados no nó da ligação e na região mais próxima da terceira linha de parafusos e, à medida que o carregamento progride até ao momento resistente, as tensões de corte mais elevadas vão-se distribuindo mais uniformemente pelas regiões mencionadas anteriormente. Quando se ultrapassa o momento resistente, as tensões de corte mais elevadas extravasam a região anteriormente mencionada. Como se pode verificar na figura 66, a tensão de corte máxima ultrapassa 168 MPa no banzo do pilar.

7.2.2 Estado de tensão na placa de topo

O estudo da evolução do estado de tensão na placa de topo, tem por objectivo compreender os efeitos da ligação soldada na placa de topo. Para tal, vão ser apresentadas as distribuições das tensões de corte com ênfase especial na vizinhança do cordão de soldadura. As tensões de corte, a que os cordões de soldadura vão estar sujeitos, correspondem as tensões σ_{xx} e σ_{yy} .

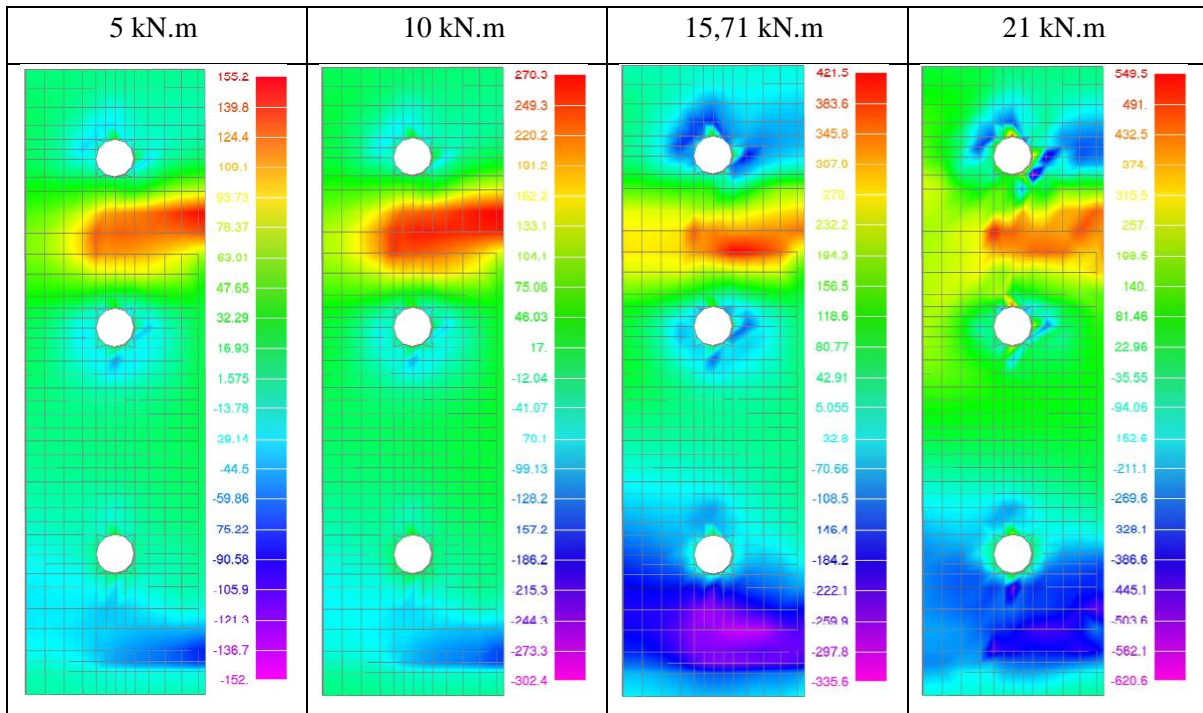


Figura 67 - Distribuição das tensões σ_{yy} em meia superfície da placa de topo (em MPa).

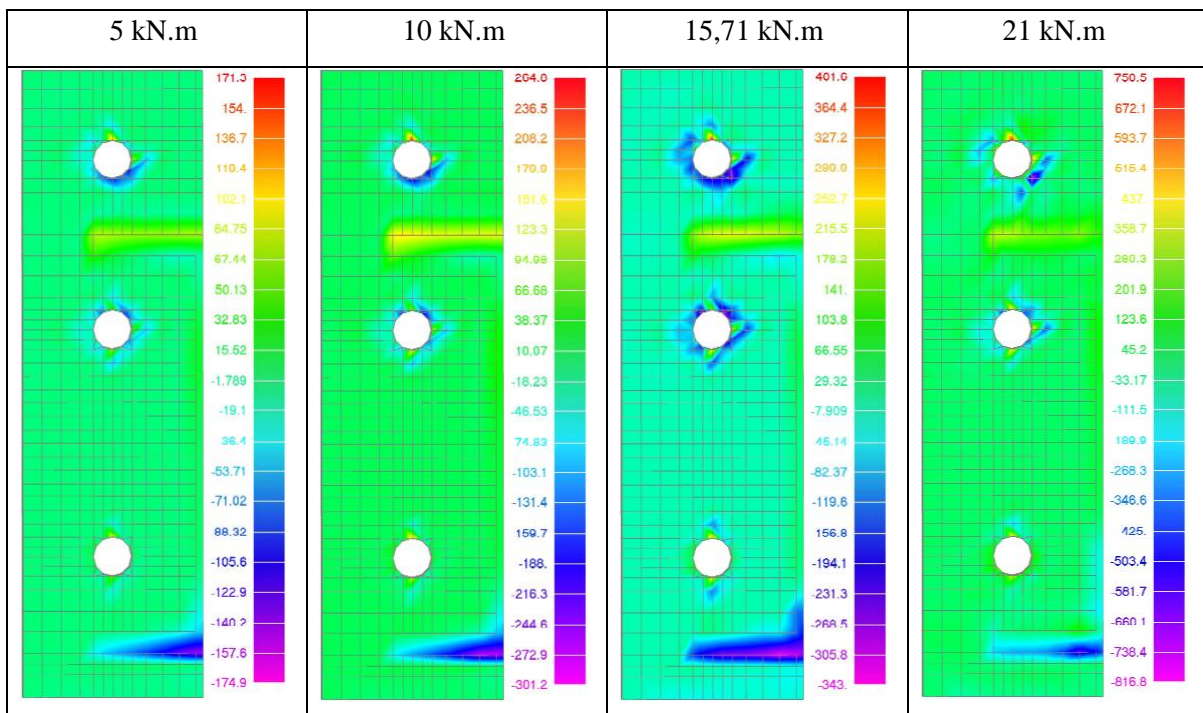


Figura 68 - Distribuição das tensões σ_{xx} em meia superfície da placa de topo (em MPa).

Ao analisarem-se as figuras 67 e 68, verifica-se que as regiões mais solicitadas encontram-se junto às ligações soldadas da placa de topo e a viga. No caso da figura 67, é visível que os estados de tensão mais significativos encontram-se na região comprimida, pois com o aumento da carga é a região ligada ao banzo comprimido da viga a mais solicitada. Enquanto a distribuição das tensões, na região ligada ao banzo traccionado da viga, se mantém mais ou

menos constante com a evolução do carregamento, embora as tensões aumentem nessa região, verifica-se que não existe propagação das tensões mais elevadas ao longo do carregamento.

Na figura 68, onde são apresentadas as tensões σ_{xx} , pode-se ver que, genericamente, se localizam como as anteriores, mas são mais elevadas e mais concentradas. Localizam-se junto às ligações soldadas e aparafusadas. No final já haveria rotura localizada junto ao cordão de soldadura do banzo superior da viga, enquanto, junto às ligações de baixo (em compressão) haveria uma grande deformação plástica. O cordão de soldadura mais solicitado é o superior, como era de esperar. Como o material de adição é mais resistente do que o material de base, o principal cuidado deverá incidir no acto de soldadura e na prevenção da zona termicamente afectada. Embora, para cargas iguais ou inferiores ao momento resistente, alguns locais adjacentes aos furos apresentem tensões muito superiores às de rotura, estas são residuais, resultantes do tipo de contacto definido para aquela região.

Tendo em conta o que foi mencionado anteriormente, pode-se concluir que as regiões comprimidas também são problemáticas, pois apresentam as tensões críticas mais elevadas (em módulo) e com evolução na sua localização.

Ainda em relação às soldaduras, no dimensionamento dos cordões considera-se que o eixo, onde as tensões de tracção são nulas devido à flexão simples, passa pelo centro geométrico, no entanto, pela análise das figuras anteriores verifica-se que está mais para baixo.

7.2.3 Tensões e deformações nos parafusos

Os resultados do estudo da simulação numérica, sobre o comportamento dos parafusos na ligação aparafusada da placa de topo ao pilar, vão ser apresentados nos parágrafos seguintes. A priori, é esperado que na linha mais acima, a espiga dos parafusos seja fortemente traccionada, mais que na linha seguinte e esta mais que a última.

A evolução do estado de tensão nos parafusos é apresentada na figura 69. Nesta, são apresentadas as distribuições das tensões de tracção e respectiva evolução com o carregamento nas três linhas de parafusos, considerando que estas distribuições são da região mais solicitada nos parafusos.

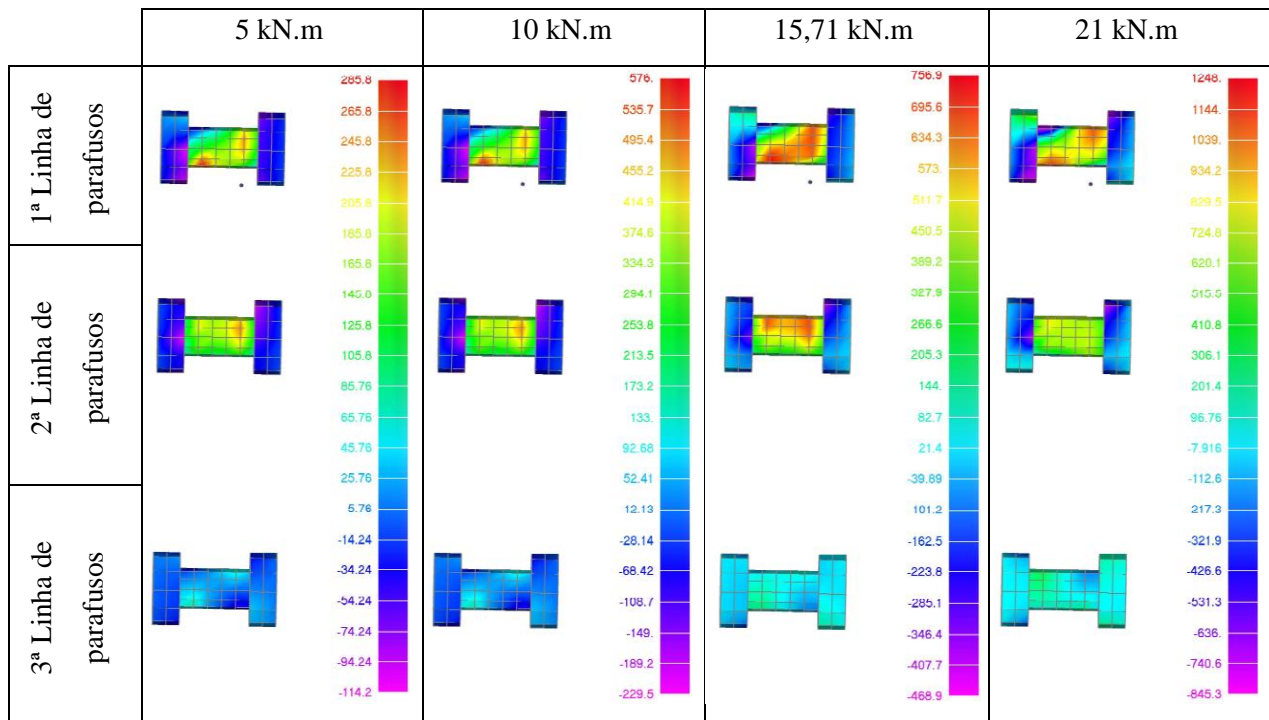


Figura 69 - Tensões σ_{xx} (valores em MPa).

Da análise da figura 69 verifica-se, como se previa, que a terceira linha de parafusos é a menos solicitada. Na observação da primeira linha de parafusos, verifica-se que na evolução da distribuição de tensões, elas são máximas na região mais próximas do meio do parafuso. Também, quando se ultrapassa o momento resistente (15,71 kN.m), as tensões máximas são superiores à de cedência do material e atinge mesmo a tensão de rotura em duas zonas da alma do parafuso, que estão sujeitas ao efeito de alavanca, como pode ser visto na figura 69.

Quando se analisa a segunda linha de parafusos verifica-se que a distribuição das tensões tem um comportamento mais atenuado e que está praticamente à tracção e, quando se ultrapassa o momento resistente, verifica-se que as tensões máximas pouco aumentam nas regiões que já eram mais solicitadas, enquanto nas restantes regiões as tensões têm tendência a aumentar e a redistribuir as tensões de forma mais uniforme.

A análise da evolução das extensões é acompanhada com a deformação dos parafusos, para melhor compreensão do seu comportamento durante o carregamento, é feita nos parágrafos seguintes.

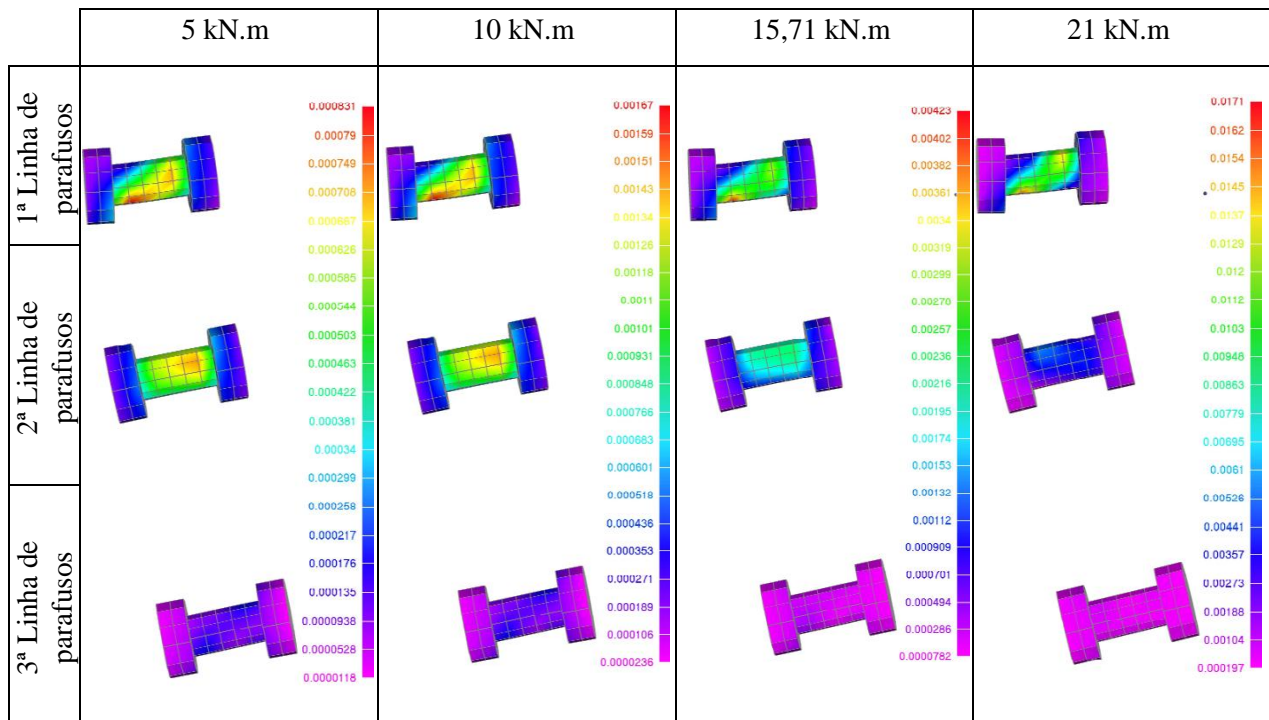


Figura 70 - Deformações nos parafusos e extensões tendo por base o critério de Von Mises.

Na primeira linha de parafusos (figura 70) consegue-se ver bem a formação de um plano de corte (ver figura 71)

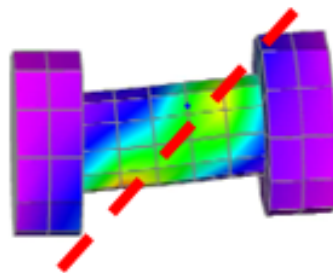


Figura 71 - Deformações na primeira linha de parafuso e respectivo plano de corte em evidência.

Para a segunda e terceira fila de parafusos, o comportamento das extensões é equivalente ao obtido para as tensões, uma vez que estas estão directamente relacionadas ($\sigma = f(\epsilon)$).

Em conclusão, a linha de parafusos mais crítica é a primeira, pois aí atinge-se tensões muito elevadas quando o carregamento é elevado. Estas zonas são muito críticas, pois os materiais dos parafusos são mais resistentes e menos dúcteis que os restantes elementos da ligação.

Embora não exista nenhuma comparação com os resultados experimentais, se se efectuar uma analogia com outros resultados obtidos neste trabalho, verifica-se que as tensões obtidas pelo MEF apresentaram sempre tensões inferiores às experimentais. Daí, poder-se concluir que na realidade as tensões sejam ainda mais elevadas nos parafusos quando comparadas com as apresentadas anteriormente.

7.2.4 Tendência do modo de rotura

De seguida, para que se possa entender melhor o comportamento da ligação, são apresentadas as regiões das componentes presentes na ligação que entram no regime plástico para um carregamento igual ao momento resistente. As figuras seguintes têm o propósito de mostrar quais as regiões que entraram e aquelas que estarão mais próximas de entrar no regime plástico, quando se atinge o momento resistente da ligação.

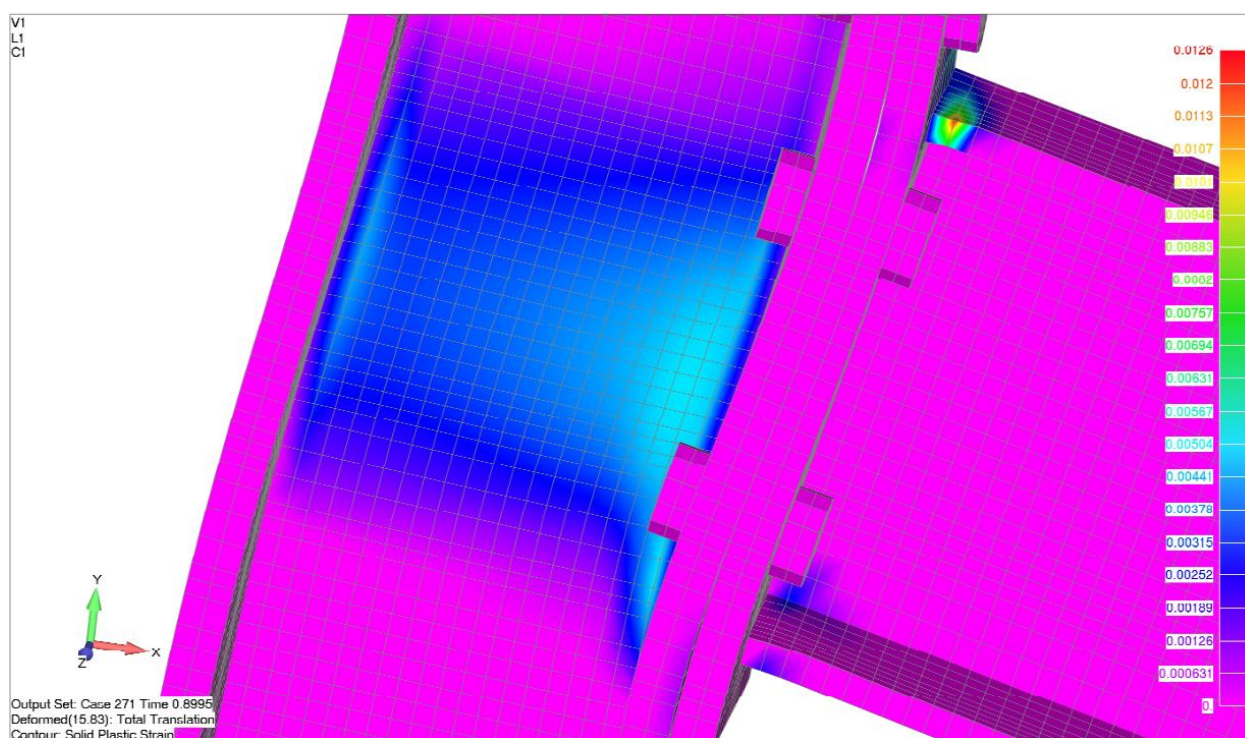


Figura 72 - Regiões em deformação plástica quando se atinge o momento resistente.

Comparando-se estes resultados com os obtidos aquando da apresentação da distribuição de tensões nos diferentes planos (figuras 59 a 69), verifica-se que as regiões que atingem o regime plástico, são também aquelas que desde o início do carregamento apresentam tensões mais elevadas. Embora o caso mais preocupante seja o banzo da viga que se encontra à tracção, pois, é aqui que se apresentam os maiores valores de deformação plástica. Ou seja, da análise da figura 72 verifica-se que as regiões mais solicitadas nesta ligação são a alma do pilar (que está sujeita ao corte), o banzo e alma da viga sujeitos à compressão e o banzo da viga que está sujeito à tracção. Este último é, o caso mais crítico seguido dos parafusos localizados na primeira linha, como se pode ver na figura seguinte, onde existem regiões desses parafusos que entram em deformação plástica, embora também já comece a ocorrer alguma deformação plástica nos parafusos da segunda linha.

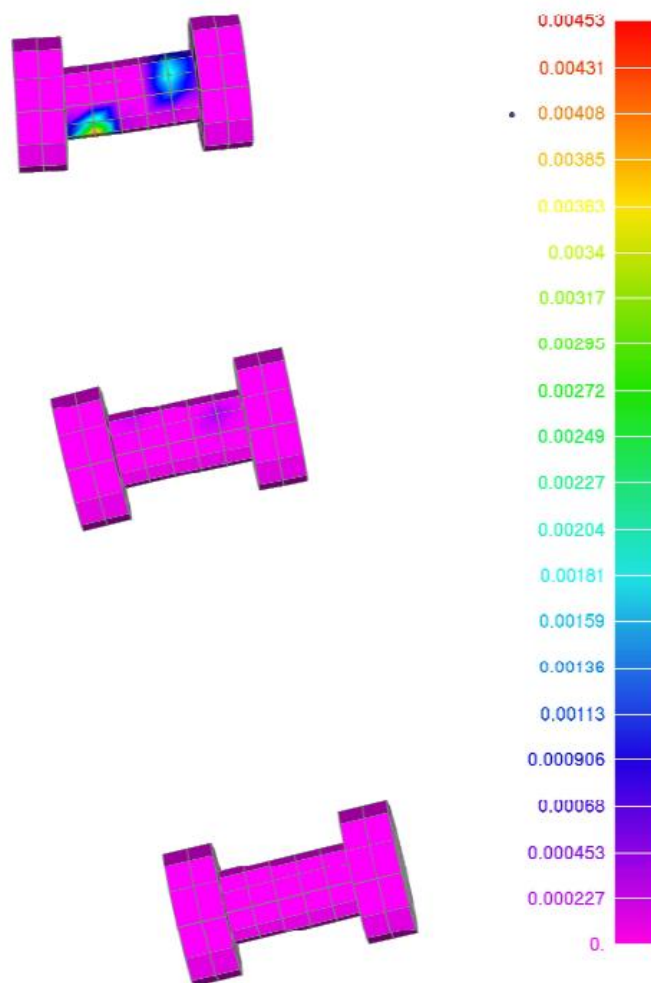


Figura 73 - Detalhe das deformações plásticas nos parafusos quando se atinge o momento resistente.

O comportamento do banzo do pilar e da placa de topo à flexão, permitem verificar a estimativa efectuada a partir do Eurocódigo, do modo de rotura da ligação. O estado de tensão da ligação e a conseqüente deformação dos elementos envolvidos que se pode ver nas figuras anteriores, permitem antever a tendência de rotura

A comparação da deformação obtida pelo MEF, com os modelos teóricos, permite demonstrar que a tendência do modo de rotura está de acordo com o previsto. Na figura 74 é comparado o modo de rotura teórico previsto com a malha deformada da simulação numérica.

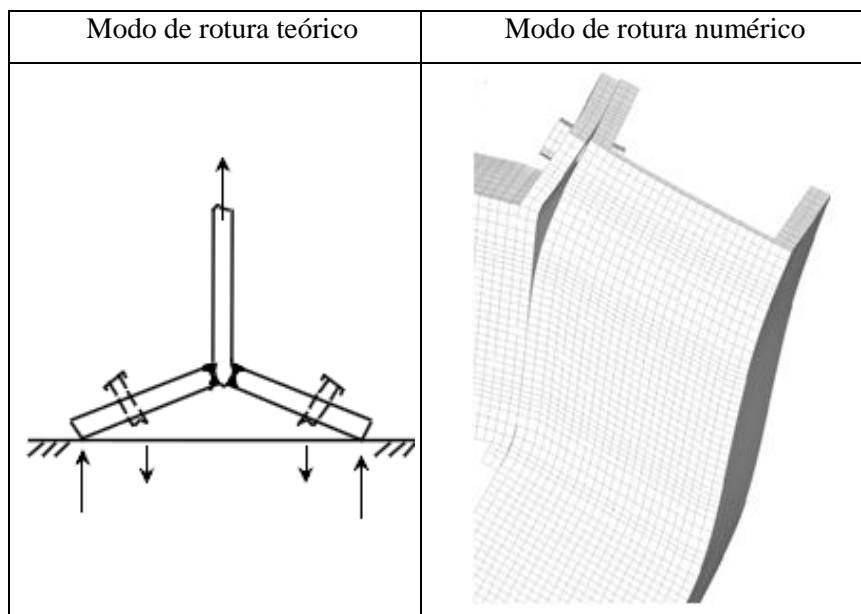


Figura 74 - Comparação entre o modo de rotura teórico com o obtido por MEF.

Uma vez que a tendência dos modos de rotura obtidos pelo MEF e teórico são equivalentes, verifica-se que é o segundo modo de rotura, que corresponde à rotura por cedência do banzo (neste caso placa de topo) e dos parafusos. Como se pode observar na figura 74, é evidente que a placa de topo sofre uma grande deformação na ligação com o banzo traccionado da viga, embora a deformação dos parafusos não seja muito visível. Os resultados obtidos pelo MEF estão de acordo com os obtidos a partir dos modelos teóricos do Eurocódigo 3. Conclui-se pela análise dos resultados anteriores, que os parafusos são dos elementos mais solicitados e dos primeiros a entrarem em deformação plástica.

8 Conclusões

Este trabalho permite estudar o comportamento de uma ligação viga-pilar e fazer a comparação dos resultados obtidos a partir de modelos teóricos, experimentais e numéricos. A partir destas comparações foi possível verificar que o modo de rotura corresponde ao previsto pelo modelo teórico (do Eurocódigo), embora o ensaio experimental não chegasse à rotura da ligação, pode-se visualizar que a tendência levaria à rotura por cedência da placa de topo e dos parafusos. É necessário perceber-se também que no modelo numérico utilizado não era possível atingir-se a rotura, pois definiu-se o material como tendo um comportamento bilinear, o *software* utilizado não vai contemplar uma situação de rotura, pois neste, o material nunca atinge o ponto de rotura.

A modelação numérica apresentou sempre resultados mais favoráveis (ao nível das tensões) do que os experimentais. Na comparação de resultados experimentais com os do MEF (apresentados no capítulo 7.1), verifica-se que o modelo numérico é o mais conservativo em relação à entrada no patamar de cedência dos componentes da ligação.

Um ponto que influenciou o aparecimento tensões residuais em pontos próximos das ligações entre a porca e o banzo do pilar e entre a cabeça do parafuso e a placa de topo, foi o tipo de contacto definido. De forma a identificar-se o tipo de contacto entre as regiões mencionadas anteriormente, admitiu-se que estas não sofriam qualquer tipo de deslocamento em relação ao seu par, logo, definiu-se o tipo de contacto como sendo do tipo “*Glued*”, o que levou ao aparecimento de tensões nessas regiões que não são muito coerentes com a realidade.

Pela análise dos resultados expostos, verificou-se que existem várias regiões que entram em regime plástico para as cargas onde que as curvas momento rotação deixavam de ter um comportamento linear (para a curva obtida experimentalmente não se contempla a não linearidade inicial provocada pela rotação da base).

A aposta no sistema de visão artificial não foi bem sucedida. Na medição da rotação por este processo, verificou-se que as marcações usadas foram facilmente reconhecidas pelo *software*, embora os resultados não tenham sido os melhores devido ao excesso de vibrações do sistema mecânico responsável pelo movimento da câmara. Apesar de tudo, este método com alguns ajustamentos, poderá produzir bons resultados.

Dentro dos resultados obtidos a partir da simulação numérica foi possível reforçar conceitos sobre a distribuição das tensões. De onde se percebeu, que, comparando a distribuição

das tensões com as recomendações do Eurocódigo 3, este tem as regiões mais críticas bem delimitadas, embora deixe algumas dúvidas relativamente à vizinhança.

Pelo método numérico foi possível examinar de que forma evolui o estado de tensão em diferentes locais referidos no Eurocódigo, embora a evolução das tensões nos parafusos seja uma dúvida, pois, como já foi referido neste trabalho, não existe nenhuma comparação fiável com os resultados experimentais.

Além disso, também foi possível analisar a distribuição das tensões na região de contacto entre a viga e a placa de topo, verificando-se que as tensões são mais elevadas nas regiões mais próximas dos banzos da viga e que o eixo neutro evoluiu, pois esse eixo acaba por estar a aproximar-se da terceira linha de parafusos, e, assim, justificar o porquê da terceira linha de parafusos ser tão pouco solicitada.

Em conclusão, é no banzo superior da viga e na primeira linha de parafusos, onde se encontram os maiores valores de tensão e deformação, atingindo-se aí primeiro o regime plástico, verificando-se, assim, os conceitos do Eurocódigo, que as define como regiões críticas.

Por fim e embora nem todos os objectivos tenham sido atingidos (nem todos os resultados que se pretendia obter na parte experimental foram obtidos), mas o principal de todos foi alcançado: o de apreender os conceitos para usar o MEF, que permite abrir novos "horizontes" em trabalhos futuros.

9 Perspectivas futuras

Como foi referido anteriormente existiram vários locais de onde não foi possível retirar todos os resultados pretendidos, e daí, as propostas a seguir apresentadas para outros estudos complementares.

Poderiam ser melhorados os resultados experimentais, melhorando em termos da extensometria e utilizando mais LVDT's, medindo em mais pontos o deslocamento dos perfis e assim tirar-se de uma forma mais rigorosa os valores para a curva momento rotação. Mas o uso de um sistema de visão artificial para a medição rigorosa da rotação é um grande objectivo a desenvolver. Embora seja necessário aperfeiçoar-se os mecanismos envolvidos nesta forma de medição, eliminando-se as vibrações ou então mudando-se para câmaras do tipo matricial, e, assim, não haveria a necessidade do movimento da câmara para a captação de imagens.

Melhorar a robustez do encastramento da base no modelo experimental de forma a evitar-se interferências nas medições da rotação como as presentes neste trabalho. Colocar-se restrições nas duas extremidades do pilar e a aplicação de carregamentos que levem o modelo à rotura, permitiria melhorar os resultados e a sedimentar melhor os conceitos neste domínio.

No modelo numérico seria interessante efectuar-se simulações ainda mais realistas, melhorando-se os contactos entre superfícies e as definições dos materiais. Também para futuros estudos a partir deste modelo, poder-se-iam realizar simulações de forma a compreender-se de que forma a espessura da placa de topo e a forma como os parafusos são aplicados (com aperto simples ou pré-tensionados) vão influenciar a rigidez da ligação.

Por último, também seria interessante modelar-se os cordões de soldadura de forma a tentar-se obter resultados mais realistas.

10 Bibliografia

- [1]. *JOINTS IN STEEL CONSTRUCTION - MOMENT CONNECTIONS*. (1995). Ascot: The Steel Construction Institute.
- [2]. Bessa, W. O., & Gonçalves, R. M. (s.d.). *ANÁLISE NUMÉRICA, TEÓRICA E EXPERIMENTAL DE LIGAÇÕES VIGA MISTA-PILAR*. Cadernos de Engenharia de Estruturas.
- [3]. Bjorhovde, R., Colson, A., & Zandonini, R. (1996). *CONNECTIONS IN STEEL STRUCTURES III - BEHAVIOUR, STRENGTH & DESIGN*. Oxford: Pergamon.
- [4]. Brito, A. (1985). *ANÁLISE POR ELEMENTOS FINITOS DE ESTRUTURAS TIPO CASCA*. Porto: Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- [5]. Brockenbrough, R., & Merritt, F. (1999). *STRUCTURAL STEEL DESIGNER'S HANDBOOK*. United States of America: McGRAW-HILL.
- [6]. Butterworth, J. (1999). *FINITE ELEMENT ANALYSIS OF STRUCTURAL STEELWORK BEAM TO COLUMN BOLTED CONNECTIONS*. Teesside: School of Science & Technology, University of Teesside.
- [7]. Cabral, J., & Freitas, A. (2006). *ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE LIGAÇÕES MISTAS EM PERFIS FORMADOS A FRIO, VOL. 59*. REM - Revista Escolas de Minas.
- [8]. Coelho, A. M., Bijlaard, F., & Silva, L. S. (2005). *ANÁLISE EXPERIMENTAL DA DUCTILIDADE DE LIGAÇÕES METÁLICAS VIGA-PILAR COM PLACA DE EXTREMIDADE*. Lisboa: V Congresso de Construção Metálica Mista.
- [9]. Dias, F., Cruz, J., Valente, R., & Sousa, R. (2007). *MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS - TÉCNICAS DE SIMULAÇÃO NUMÉRICA EM ENGENHARIA*. Lisboa: ETEP.
- [10]. EN 1993-1-8: EUROCODE 3: *Design of Steel Structures, Part 1-8: Design of Joints*. (s.d.). Brussels, Belgium: CEN Central Secretariat.
- [11]. Figueiredo, L. M. (2004). *LIGAÇÕES MISTAS VIGA-PILAR – ANÁLISE TEÓRICA E EXPERIMENTAL*. São Carlos: Universidade de São Paulo.
- [12]. Figueiredo, L. M., & Gonçalves, R. M. (2007). *COMPORTAMENTO DE LIGAÇÕES MISTAS VIGA-PILAR*. Cadernos de Engenharia de Estruturas.
- [13]. Gomes, J. (2007). *ESTUDO ANALÍTICO E EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO DE UMA LIGAÇÃO ESTRUTURAL RÍGIDA VIGA-PILAR*. Aveiro: Universidade de Aveiro - Departamento de Engenharia Mecânica.

- [14]. Jaspert, J. P., Renkin, S., & Guillaume, M. L. (2003). *EUROPEAN RECOMMENDATIONS FOR THE DESIGN OF SIMPLE JOINTS IN STEEL STRUCTURES*. Liège: Université de Liège.
- [15]. Lima, L. (2003). *COMPORTAMENTO DE LIGAÇÕES COM PLACA DE EXTREMIDADE EM ESTRUTURAS DE AÇO SUBMETIDAS A MOMENTO FLECTOR E FORÇA AXIAL*. Rio de Janeiro: Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.
- [16]. Lima, L., Silva, L., Vellasco, P., & Andrade, S. (2004). *EXPERIMENTAL EVALUATION OF EXTENDED ENDPLATE BEAM-TO-COLUMN JOINTS SUBJECTED TO BENDING AND AXIAL FORCE, VOL. 26*. Science Direct.
- [17]. Maggi, Y. I. (2000). *ANÁLISE NUMÉRICA, VIA M.E.F, DO COMPORTAMENTO DE LIGAÇÕES PARAFUSADAS VIGA-COLUNA COM CHAPA DE TOPO*. São Carlos: Universidade de São Paulo.
- [18]. Martins, J. G. (2011). *ESTRUTURAS METÁLICAS - EC3 (versão 1993)*. Série ESTRUTURAS.
- [19]. Morris, G., & Packer, J. (1987). *BEAM-TO-COLUMN CONNECTIONS IN STEEL FRAMES*. Canadian Journal of Civil Engineering.
- [20]. Pereira, A. L. (2008). *LIGAÇÕES DE ESTRUTURAS METÁLICAS CORRENTES*. Porto: Universidade Fernando Pessoa.
- [21]. Prelourentzou, P. A. (1991). *UM ESTUDO SOBRE LIGAÇÕES VIGA-COLUNA EM ESTRUTURAS DE AÇO*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.
- [22]. Rodrigues, M. C. (2007). *AVALIAÇÃO ESTRUTURAL DE "T-STUBS" EM LIGAÇÕES VIGA-COLUNA EM ESTRUTURAS DE AÇO*. Rio de Janeiro: Universidade do Estado do Rio de Janeiro.
- [23]. Sabuwala, T. (2001). *FINITE ELEMENT ANALYSIS OF STEEL BEAM TO COLUMN CONNECTIONS SUBJECTED TO BLAST LOADS*. The Pennsylvania State University.
- [24]. Salmon, C. G., Johnson, J. E., & Malhas, F. A. (2009). *STEEL STRUCTURES - DESIGN AND BEHAVIOR*. United States of America: Prentice Hall.
- [25]. Santiago, A., Lima, L. R., Silva, L. S., & Jordão, S. (2007). *ANÁLISE NUMÉRICA DE LIGAÇÕES VIGA-PILAR SUBMETIDAS A MOMENTO FLECTOR AXIAL*. Porto: CMNE/CILAMCE.
- [26]. Silva, L. S. (2005). *LIGAÇÕES METÁLICAS: MÉTODOS AVANÇADOS DE ANÁLISE E DIMENSIONAMENTO*. Coimbra: Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Coimbra.

- [27]. Tamboli, A. R. (1999). *HANDBOOK OF STRUCTURAL STEEL CONNECTIONS DESIGN AND DETAILS*. United States of America: McGRAW-HILL.
- [28]. Zienkiewicz, O., Taylor, R., & Zhu, J. (2005). *THE FINITE ELEMENT METHOD: IT'S BASIS AND FUNDAMENTALS*. Oxford: ELSEVIER.
- [29]. Ramires, F., Borges, L., Lima, L., Vellasco, P., Silva, L. S., Andrade, S., Silva, J. G. (2003). *COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE LIGAÇÕES VIGA-PILAR COM PLACA DE EXTREMIDADE DE ALTURA PARCIAL*. Lisboa: IV Congresso de Construção Metálica e Mista.

Anexo A – Dimensionamento de uma ligação viga-pilar

A.1 Verificação e cálculo da rigidez das componentes

A.1.1 Caracterização da ligação e dos perfis

De seguida serão apresentados os mesmos dados que no ponto 4.1e 4.2, por forma a facilitar o acompanhamento dos cálculos apresentados.

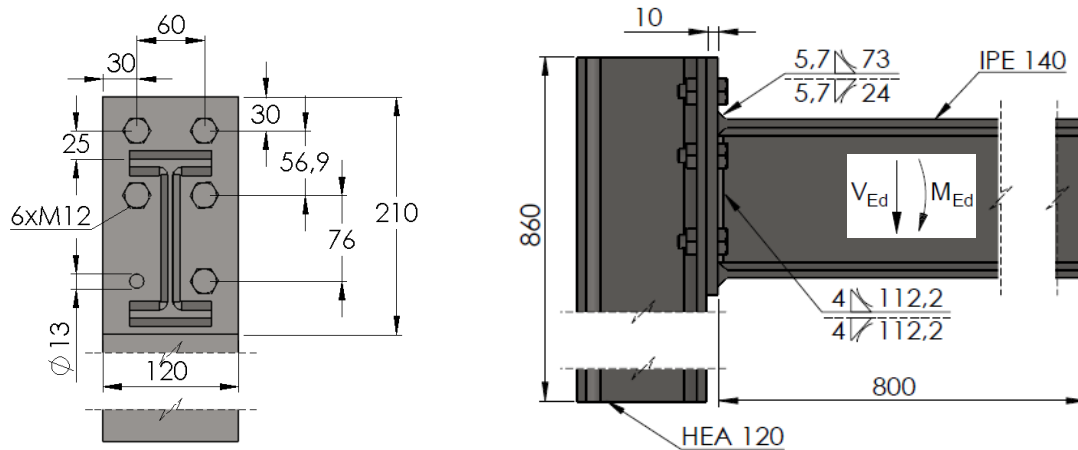


Figura A-1 - Esquema da ligação viga pilar em estudo.

Os elementos constituintes da ligação são construídos em aço da classe S 235 (EN 10025), à excepção dos parafusos que são da classe 8.8.

Tabela A-1 - Características dos perfis.

Perfis	A cm^2	h mm	b mm	t_w mm	t_f mm	r mm	I_y cm^4	
IPE 140	16,4	140	73	4,7	6,9	7	541	
HEA 120	25,3	114	120	5	8	12	606	

A.1.1 Cálculo da resistência e coeficiente de rigidez dos componentes traccionados

A.1.1.1 Parafuso à tracção

Tal como referido no capítulo 3.2.1, apresenta-se de seguida o método de estudo do comportamento dos parafusos à tracção.

A.1.1.1.1 Cálculo da rigidez do parafuso à tracção

$$k_2 = 0,9$$

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,9 \times 800 \times 10^3 \times 84,56 \times 10^{-6}}{1,25} = 48,56 \text{ kN}$$

A.1.1.1.2 Cálculo do coeficiente de rigidez

Tal como referido no capítulo 3.2.1.2, o valor do coeficiente de rigidez dos parafusos traccionados por ser obtido da seguinte forma:

$$K_{10} = \frac{1,6 \cdot A_s}{L_b} = \frac{1,6 \times 84,3}{18} = 7,49 \text{ mm}$$

A.1.1.2 Banzo do pilar à flexão

Para o cálculo da resistência e determinação do modo de rotura do banzo do pilar não reforçado, o banzo do pilar é considerado como um banzo “*T-Stub*” estando os parafusos dispostos em linha ou em grupo de linhas (ver capítulo 3.2.2). Para os referidos cálculos segue-se o seguinte procedimento.

A.1.1.2.1 Definição dos dados geométricos do banzo do pilar

$$n = e_{min} = 30 \text{ mm}$$

$$P = 56,9 \text{ mm}$$

$$m = \frac{h}{2} - 0,8 \times r_c - \frac{t_{fc}}{2} - n = \frac{120}{2} - 0,8 \times 12 - \frac{5}{2} - 30 = 17,9 \text{ mm}$$

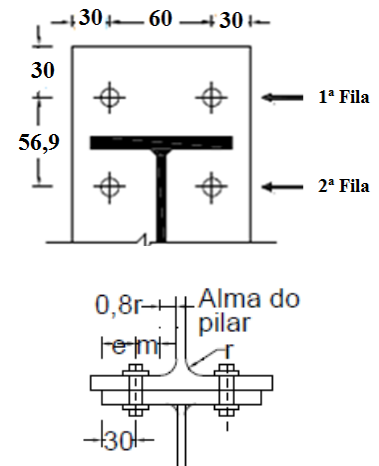


Figura A-2 - Dados geométricos da placa de topo.

Neste cálculo apenas se consideram as duas primeiras linhas de parafusos, visto que se admite que apenas estas se encontram sujeitas tracção.

A.1.1.2.2. Determinação do comprimento efectivo tendo por base a tabela 6

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente	
	Com troços circulares: $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares: $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos de extremidade	O menor dos valores: $2 \cdot \pi \cdot m = 2 \cdot \pi \times 17,9 =$ $= 112,46 \text{ mm}$ $\pi \cdot m + 2 \cdot e_1 =$ $= \pi \times 17,9 + 2 \times 30 =$ $= 210 \text{ mm}$	O menor dos valores: $4 \cdot m + 1,25 \cdot e = 4 \times 17,9 + 1,25 \times 30 + 30$ $= 139,1 \text{ mm}$ $2 \cdot m + 0,625 \cdot e + e_1 =$ $= 2 \times 17,9 + 0,625 \times 30 + 30$ $= 84,55 \text{ mm}$
Modo 1	$l_{eff,1} = 84,55 \text{ mm}$ mas $l_{eff,1} \leq 112,46 \text{ mm}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = 84,55 \text{ mm}$	
Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada como parte de um grupo de linhas	
	Com troços circulares: $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares: $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos de extremidade	O menor dos valores: $2 \cdot \pi \cdot m = 2 \cdot \pi \times 17,9 =$ $= 112,46 \text{ mm}$ $\pi \cdot m + 2 \cdot e_1 =$ $\pi \times 17,9 + 2 \times 30 =$ $= 210 \text{ mm}$	O menor dos valores: $2 \cdot m + 0,625 \cdot e + 0,5 \cdot p =$ $= 2 \times 17,9 + 0,625 \times 30 + 0,5 \times 56,9$ $= 83 \text{ mm}$ $e_1 + 0,5 \cdot p = 30 + 0,5 \times 56,9 =$ $= 58,45 \text{ mm}$
Modo 1	$\sum l_{eff,1} = 58,45 + 58,45 = 116,9 \text{ mm}$ mas $\sum l_{eff,1} \leq 113,13 + 113,13 = 226,26 \text{ mm}$	
Modo 2	$\sum l_{eff,2} = 116,9 \text{ mm}$	

Tendo por base os valores obtidos para o l_{eff} , o valor mais desfavorável é:

$$\sum l_{eff,1} = \sum l_{eff,2} = 58,45 + 58,45 = 116,9 \text{ mm}$$

A.1.1.2.3 Cálculo do momento plástico resistente do banzo do pilar

$$M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} = \frac{0,25 \cdot \sum l_{eff} \cdot t_f^2 \cdot f_{y,c}}{\gamma_{M0}} =$$

$$= \frac{0,25 \times 116,9 \times 10^{-3} \times (8 \times 10^{-3})^2 \times 235 \times 10^3}{1,0} = 0,440 \text{ kN.m}$$

A.1.1.2.4 Cálculo da resistência do banzo do “*T-Stub*” tendo por base a tabela 5

Modo 1: $F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m} = \frac{4 \times 0,44}{17,9 \times 10^{-3}} = 98,32 \text{ kN}$

Modo 2: $F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} =$

$$= \frac{2 \times 0,44 + 30 \times 10^{-3} \times (48,56 \times 4)}{(17,9 + 30) \times 10^{-3}} = 140,03 \text{ kN}$$

$F_{T,Rd} = 98,32 \text{ kN}$

Modo 3: $F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 4 \times 48,56 = 194,24 \text{ kN}$

A.1.1.2.5 Cálculo do coeficiente de rigidez

Tal como referido no capítulo 3.2.2.2, o valor do coeficiente de rigidez do banzo do pilar à flexão pode ser obtido da seguinte forma:

$$K_4 = \frac{0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_{fc}^3}{m^3} = \frac{0,9 \times 116,9 \times 8^3}{17,9^3} = 9,39 \text{ mm}$$

A.1.1.3 Placa de topo à flexão

O cálculo da resistência e determinação do modo de cedência da placa de topo à flexão devem ser calculados de forma semelhante à do componente anterior (banzo do pilar à flexão). Isto é, através da formulação “*T-Stub*”, tendo em conta a disposição dos parafusos em linhas individuais ou em grupo de linhas de parafusos (ver capítulo 3.2.3).

A.1.1.3.1 Determinação da resistência da linha de parafusos acima do banzo da viga

A.1.1.3.1.1 Definição dos dados geométricos

$$b_p = 120 \text{ mm}$$

$$w = 60 \text{ mm}$$

$$e_x = 30 \text{ mm}$$

$$e = 30 \text{ mm}$$

$$m_x = 25 - 0,8 \times 5,7 \times \sqrt{2} = 18,55 \text{ mm}$$

$$p = 76 \text{ mm}$$

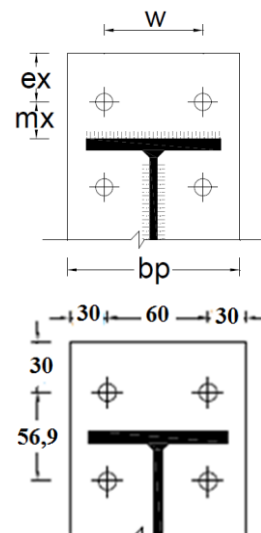


Figura A-3 - Dados geométricos da placa de topo.

A.1.1.3.1.2 Cálculo do comprimento efectivo por parafuso tendo por base a tabela 8

Localização da linha de parafusos	Linha de parafusos considerada isoladamente	
	Com troços circulares $l_{eff,cp}$	Sem troços circulares $l_{eff,nc}$
Linha de parafusos na parte saliente do banzo traccionado da viga	<p>O menor dos valores:</p> $2 \cdot \pi \cdot m_x =$ $= 2 \times \pi \times 18,55 =$ $116,55 \text{ mm}$ $\pi \cdot m_x + w =$ $= \pi \times 18,55 + 60 =$ $= 118,27 \text{ mm}$ $\pi \cdot m_x + 2 \cdot e =$ $= \pi \times 18,55 + 2 \times 30 =$ $= 118,27 \text{ mm}$	<p>O menor dos valores:</p> $4 \cdot m_x + 1,25 \cdot e_x =$ $= 4 \times 18,55 + 1,25 \times 30 =$ $= 117,7 \text{ mm}$ $e + 2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e_x =$ $= 30 + 2 \times 18,55 + 0,625 \times 30 =$ $= 85,85 \text{ mm}$ $0,5 \cdot b_p = 0,5 \times 120 = 60 \text{ mm}$ $0,5 \cdot w + 2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e_x =$ $= 0,5 \times 60 + 2 \times 18,55 + 0,625 \times 30 =$ $= 85,85 \text{ mm}$
Modo 1	$l_{eff,1} = 60 \text{ mm}$ mas $l_{eff,1} \leq 116,55 \text{ mm}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = 60 \text{ mm}$	

Tendo por base os valores obtidos para o l_{eff} , o valor mais desfavorável é:

$$l_{eff,1} = l_{eff,2} = 60 \text{ mm}$$

A.1.1.3.1.3 Cálculo do momento plástico resistente do banzo do pilar

$$M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} = \frac{0,25 \cdot \sum l_{eff} \cdot t_f^2 \cdot f_{y,c}}{\gamma_{M0}} =$$

$$= \frac{0,25 \times 60 \times 10^{-3} \times (10 \times 10^{-3})^2 \times 235 \times 10^3}{1,0} = 0,353 \text{ kN.m}$$

A.1.1.3.1.4 Cálculo da resistência da placa de topo do “T-Stub” tendo por base a tabela 5

Modo 1: $F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m} = \frac{4 \times 0,353}{18,55 \times 10^{-3}} = 76,12 \text{ kN}$

Modo 2: $F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} =$

$$= \frac{2 \times 0,353 + 30 \times 10^{-3} \times (48,56 \times 2)}{(18,55 + 30) \times 10^{-3}} = 74,55 \text{ kN}$$

$F_{T,Rd} = 74,55 \text{ kN}$

Modo 3: $F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \times 48,56 = 97,12 \text{ kN}$

A.1.1.3.2 Determinação da resistência da linha de parafusos abaixo do banzo da viga

A.1.1.3.2.1 Definição dos dados geométricos

$$m_z = 25 - 0,8 \times 5,7 \times \sqrt{2} = 18,55 \text{ mm}$$

$$m = 27,7 - 0,8 \times 4 \times \sqrt{2} = 23,17 \text{ mm}$$

$$\lambda_1 = \frac{m}{m + e} = \frac{23,17}{23,17 + 30} = 0,44$$

$$\lambda_2 = \frac{m_x}{m + e} = \frac{18,55}{23,17 + 30} = 0,35$$

$$\alpha = 2 \cdot \pi$$

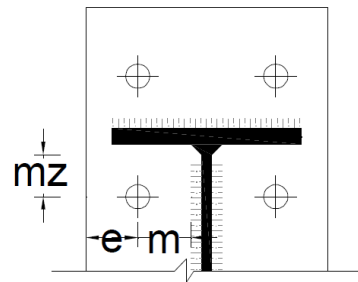


Figura A-4 - Definição das constantes

A.1.1.3.2.2 Cálculo do comprimento efectivo por parafuso tendo por base a tabela 8

Primeira linha de parafusos sob o banzo traccionado da viga	$2 \cdot \pi \times m =$ $= 2 \times \pi \times 23,17$ $= 145,58 \text{ mm}$	$\alpha \cdot m =$ $= 2 \times \pi \times 23,17$ $= 145,58 \text{ mm}$
Modo 1	$l_{eff,1} = 145,58 \text{ mm}$ mas $l_{eff,1} \leq 145,58 \text{ mm}$	
Modo 2	$l_{eff,2} = 145,58 \text{ mm}$	

Tendo por base os valores obtidos para o l_{eff} , o valor mais desfavorável é:

$$l_{eff,1} = l_{eff,2} = 145,58 \text{ mm}$$

A.1.1.3.2.3 Cálculo do momento plástico resistente do banzo do pilar

$$\begin{aligned} M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} &= \frac{0,25 \cdot \sum l_{eff} \cdot t_f^2 \cdot f_{y,c}}{\gamma_{M0}} = \\ &= \frac{0,25 \times 145,58 \times 10^{-3} \times (10 \times 10^{-3})^2 \times 235 \times 10^3}{1,0} = 0,855 \text{ kN.m} \end{aligned}$$

A.1.1.3.2.4 Cálculo da resistência da placa de topo do “T-Stub” tendo por base os diferentes modos de cálculo sugeridos na tabela 5

$$\text{Modo 1: } F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m} = \frac{4 \times 0,855}{23,17 \times 10^{-3}} = 147,60 \text{ kN}$$

$$\begin{aligned} \text{Modo 2: } F_{T,2,Rd} &= \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = & F_{T,Rd} = \mathbf{86,96 \text{ kN}} \\ &= \frac{2 \times 0,855 + 30 \times 10^{-3} \times (48,56 \times 2)}{(23,17 + 30) \times 10^{-3}} = 86,96 \text{ kN} \end{aligned}$$

$$\text{Modo 3: } F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \times 48,56 = 97,12 \text{ kN}$$

A.1.1.3.3 Cálculo do coeficiente de rigidez

Tendo em conta o capítulo 3.23, apresenta-se de seguida a fórmula de cálculo do coeficiente de rigidez.

A.1.1.3.3.1 Da primeira linha de parafusos

$$K_{5,1} = \frac{0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_p^3}{m^3} = \frac{0,9 \times 60 \times 10^3}{18,55^3} = 8,46 \text{ mm}$$

A.1.1.3.3.2 Da segunda linha de parafusos

$$K_{5,2} = \frac{0,9 \cdot l_{eff} \cdot t_p^3}{m^3} = \frac{0,9 \times 145,58 \times 10^3}{23,17^3} = 10,53 \text{ mm}$$

A.1.1.4 Alma do pilar à tracção transversal

O método de estudo está apresentado no capítulo 3.2.5

A.1.1.4.1 Cálculo do comprimento efectivo da alma do pilar

Tendo em conta as características do perfil:

$$t_{fb} = 6,9 \text{ mm}$$

$$a_b = 5,7 \text{ mm}$$

$$t_{fc} = 8 \text{ mm}$$

$$s = r_c = 7 \text{ mm}$$

O comprimento efectivo determina-se da seguinte forma:

$$\begin{aligned} b_{eff,t,wc} &= t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_b + 5 \cdot (t_{fc} + s) = \\ &= 6,9 + 2 \times \sqrt{2} \times 5,7 + 5 \times (8 + 7) = 98,02 \text{ mm} \end{aligned}$$

A.1.1.4.2 Cálculo da área de corte efectiva

Tendo em conta as características do perfil:

$$A = 25,3 \times 10^2 \text{ mm}^2$$

$$b = 120 \text{ mm}$$

$$t_{wc} = 5 \text{ mm}$$

$$\begin{aligned} A_{vc} &= A - 2 \cdot b \cdot t_{fc} + (t_{wc} + 2 \cdot r_c) \cdot t_{fc} = \\ &= 25,3 \times 10^2 - 2 \times 120 \times 8 + (5 + 2 \times 12) \times 8 = 842 \text{ mm}^2 \end{aligned}$$

A.1.1.4.3 Cálculo da resistência da alma do pilar

$$\beta \simeq 1$$

$$\omega = \omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3 \cdot \left(\frac{b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc}}{A_{vc}}\right)^2}} = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3 \times \left(\frac{98,02 \times 5}{842}\right)^2}} = 0,833$$

$$\begin{aligned} F_{t,wc,Rd} &= \frac{\omega \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} = \\ &= \frac{0,833 \times 98,02 \times 10^{-3} \times 5 \times 10^{-3} \times 235 \times 10^3}{1,0} = \mathbf{95,94 \text{ kN}} \end{aligned}$$

A.1.1.4.4 Cálculo do coeficiente de rigidez

$$K_3 = \frac{0,7 \cdot b_{eff,t,wc} \cdot t_{wc}}{d_c} = \frac{0,7 \times 98,02 \times 5}{74} = 4,64 \text{ mm}$$

A.1.1.5 Alma da viga à tracção

A resistência de cálculo da alma à tracção é determinada através do seguinte procedimento:

A.1.1.5.1 Cálculo da resistência da alma da viga à tracção

O valor do comprimento efectivo é igual ao calculado na secção A.1.1.3.2.2, logo:

$$b_{eff,t,wb} = 145,58 \text{ mm}$$

$$t_{wb} = 4,7 \text{ mm}$$

$$\begin{aligned} F_{t,wb,Rd} &= \frac{b_{eff,t,wb} \cdot t_{wb} \cdot f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} = \\ &= \frac{145,58 \times 10^{-3} \times 4,7 \times 10^{-3} \times 235 \times 10^3}{1,0} = \mathbf{160,79 \text{ kN}} \end{aligned}$$

A.1.1.5.2 Cálculo do coeficiente de rigidez

$$K_8 = \infty$$

A.1.2 Cálculo da resistência e coeficiente de rigidez dos componentes ao corte

A.1.2.1 Corte na alma do pilar

A.1.2.1.1 Cálculo da resistência da alma do pilar ao corte

$$\frac{d_c}{t_w} = \frac{h - 2 \cdot t_{fc} - 2 \times r_c}{t_w} \leq 69 \cdot \varepsilon \Leftrightarrow \frac{114 - 2 \times 8 - 2 \times 12}{5} \leq 69 \times 1 \Leftrightarrow$$

$$\Leftrightarrow 14,8 \leq 69$$

$$V_{wp,Rd} = \frac{0,9 \cdot f_{y,wc} \cdot A_{vc}}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} = \frac{0,9 \times 235 \times 10^3 \times 842 \times 10^{-6}}{\sqrt{3} \times 1,0} = \mathbf{102,82 \text{ kN}}$$

A.1.2.1.2 Cálculo do coeficiente de rigidez

$$\beta \approx 1$$

$$z = 133,1 \text{ mm}$$

$$K_1 = \frac{0,38 \cdot A_{vc}}{\beta \cdot z} = \frac{0,38 \times 842}{1 \times 133,1} = 2,4 \text{ mm}$$

A.1.2.2 Parafuso ao corte

A.1.2.2.1 Cálculo da resistência do parafuso ao corte

$$\alpha_v = 0,6$$

$$f_{ub} = 800 \text{ MPa}$$

$$A_s = 84,3 \text{ mm}$$

$$\gamma_{M2} = 1,25$$

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,6 \times 800 \times 10^3 \times 84,3 \times 10^{-6}}{1,25} = 32,371 \text{ kN}$$

A.1.2.2.2 Cálculo do coeficiente de rigidez

$$K_{11} = \frac{16 \cdot n_b \cdot d^2 \cdot f_{ub}}{E \cdot d_{M16}} = \frac{16 \times 3 \times 12^2 \times 800}{210000 \times 16} = 1,65 \text{ mm}$$

A.1.3 Cálculo da resistência e coeficiente de rigidez dos componentes à compressão

A.1.3.1 Alma do pilar à compressão transversal

A.1.3.1.1 Definição dos dados geométricos

Tendo em conta as características do perfil:

$$t_{fb} = 6,9 \text{ mm}$$

$$a_p = 5,7 \text{ mm}$$

$$t_{fc} = 8 \text{ mm}$$

$$s = r_c = 12 \text{ mm}$$

$$S_p = 2 \cdot t_p = 2 \times 10 = 20 \text{ mm}$$

$$t_{wc} = 5 \text{ mm}$$

$$A_{vc} = 842 \text{ mm}^2$$

O comprimento efectivo determina-se da seguinte forma:

$$\begin{aligned} b_{eff,c,wc} &= t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_p + 5 \cdot (t_{fc} + s) + S_p = \\ &= 6,9 + 2 \times \sqrt{2} \times 5,7 + 5 \times (8 + 12) + 20 = 231,24 \text{ mm} \end{aligned}$$

A.1.3.1.2 Cálculo da resistência da alma do pilar à compressão

$$K_{wc} \approx 1$$

$$\beta \approx 1$$

$$\begin{aligned} \omega = \omega_1 &= \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3 \cdot \left(\frac{b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc}}{A_{vc}}\right)^2}} = \\ &= \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3 \cdot \left(\frac{231,24 \times 5}{842}\right)^2}} = 0,53 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\lambda}_p &= 0,932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} \cdot d_{wc} \cdot f_{y,wc}}{E \cdot t_{wc}^2}} = \\ &= 0,932 \sqrt{\frac{231,24 \times (114 - 2 \times (8 + 12)) \times 235 \times 10^6}{210 \times 10^9 \times 5^2}} = 0,82 \end{aligned}$$

$$\rho = \frac{\bar{\lambda}_p - 0,2}{\bar{\lambda}_p^2} = \frac{0,82 - 0,2}{0,82^2} = 0,92$$

$$\begin{aligned} F_{c,wc,Rd} &= \frac{\omega \cdot K_{wc} \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \leq \frac{\omega \cdot K_{wc} \cdot \rho \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} \Leftrightarrow \\ &\Leftrightarrow \frac{0,53 \times 1 \times 231,24 \times 10^{-3} \times 5 \times 10^{-3} \times 235 \times 10^3}{1,0} \\ &\leq \frac{0,53 \times 1 \times 0,92 \times 231,24 \times 10^{-3} \times 5 \times 10^{-3} \times 235 \times 10^3}{1,0} \Leftrightarrow \\ &\Leftrightarrow 144 \text{ KN} \leq \mathbf{132,48 \text{ kN}} \end{aligned}$$

A.1.3.1.3 Cálculo do coeficiente de rigidez

$$K_2 = \frac{0,7 \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc}}{d_c} = \frac{0,7 \times 231,24 \times 5}{74} = 10,94 \text{ mm}$$

A.1.3.2 Banzo e alma da viga à compressão

O método de determinação da resistência do banzo e da viga à compressão, tal como explicado no capítulo 3.2.7, segue o seguinte procedimento:

A.1.3.2.1 Cálculo da resistência da alma da viga à compressão

$$h = 114 \text{ mm}$$

$$t_{fb} = 6,9 \text{ mm}$$

Como se está perante um perfil que pertence à classe 1, logo:

$$M_{c,Rd} = \frac{w_{pl} \cdot f_{y,b}}{\gamma_{M0}} = \frac{77,3 \times 10^{-6} \times 235 \times 10^3}{1,0} = 18,17 \text{ kN.m}$$

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{18,17}{(144 - 6,9) \times 10^{-3}} = \mathbf{169,65 \text{ kN}}$$

A.1.3.2.2 Cálculo do coeficiente de rigidez

$$K_7 = \infty$$

A.1.4 Dimensionamento do cordão de soldadura

O cordão de soldadura será dimensionado para um momento de 22,5 kN.m. Este momento é superior ao momento resistente para que não exista rotura do cordão de soldadura, tendo em conta que é um dos elementos alvo de estudo.

Para o cálculo dos cordões de soldadura, definiu-se que o cordão que liga a alma do banzo teria uma espessura inferior, para tal usou-se a seguinte relação.

$$b = \frac{t_w}{t_f} \times a = \frac{4,7}{6,9} \times a \approx 0,7 \times a$$

Em primeiro lugar será calculado o momento de inércia (I_j) do cordão.

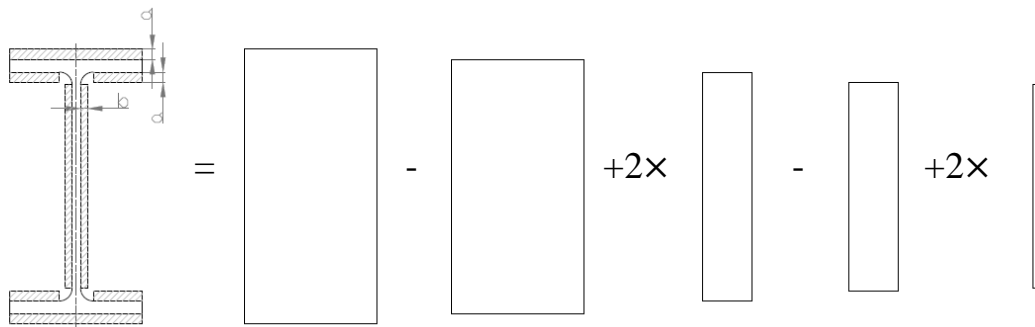


Figura A-5-Procedimento para o cálculo do momento de inércia do cordão de soldadura.

$$I_j = \frac{73 \times (140 + 2 \times a)^3}{12} - \frac{73 \times 140^3}{12} + 2 \times \left(\frac{24 \times (126 - 2 \times a)^3}{12} \right) + 2 \times \frac{0,7 \times a \times 112,2^3}{12} \text{ [mm}^4\text{]}$$

De seguida prossegue-se ao cálculo das tensões normais, tangenciais e longitudinais.

$$M_{Ed} = 22,5 \text{ kN.m}; F = 28,125 \text{ kN}$$

$$l = 800 \text{ m}$$

A.1.4.1 Cálculo da tensão normal (σ_p).

$$\sigma_p = \frac{F \times l \times (70 + a)}{I_j}$$

A.1.4.2 Cálculo da tensão de corte perpendicular (τ_p).

$$\tau_p = \frac{F}{2 \times a \times 73 + 4 \times a \times 24}$$

A.1.4.3 Cálculo da tensão tangencial paralela ao eixo da espessura (τ_{\parallel}).

$$\tau_{\parallel} = \frac{F}{2 \times 0,7 \times a \times 112,2}$$

A.1.4.4 Cálculo da tensão normal perpendicular à espessura (σ_{\perp}).

$$\sigma_{\perp} = \tau_p \times \cos 45 - \sigma_p \times \cos 45$$

A.1.4.5 Cálculo da tensão tangencial perpendicular ao eixo da soldadura (τ_{\perp}).

$$\sigma_{\perp} = \tau_p \times \cos 45 + \sigma_p \times \cos 45$$

A.1.4.6 Cálculo da espessura do cordão (a e b).

$$\sqrt{[\sigma_{\perp}^2 + 3 \cdot (\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)]} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \text{ e } \sigma_{\perp} \leq 0,9 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}}$$

Substituindo as componentes pelas expressões correspondentes, tem-se:

$$a = 5,5 \text{ mm}$$

Tendo em conta a relação entre espessuras imposta anteriormente, $a = 5,7 \text{ mm}$ e $b = 0,7 \times 5,5 \approx 4 \text{ mm}$.

E como, $\sigma_{\perp} \leq 0,9 \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \Leftrightarrow 154,81 \leq 259,2 \rightarrow$ Logo todas as condições de segurança são verificadas.

A.2 Associação das componentes em série

A.2.1 Para a primeira linha de parafusos

$$K_{eff,1} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{K_{i,r}}} = \frac{1}{\frac{1}{4,64} + \frac{1}{9,39} + \frac{1}{8,46} + \frac{1}{7,49}} = 1,74 \text{ mm}$$

A.2.2 Para a segunda linha de parafusos

$$K_{eff,2} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{K_{i,r}}} = \frac{1}{\frac{1}{4,64} + \frac{1}{9,39} + \frac{1}{10,53} + \frac{1}{7,49}} = 1,82 \text{ mm}$$

A.2.3 Associação em paralelo de todas as linhas de parafusos à tracção

A.2.3.1 Braço de alavanca

$$h_1 = 161,6 \text{ mm}$$

$$h_2 = 104,5 \text{ mm}$$

$$z_{eq} = \frac{\sum_r K_{eff,r} \cdot h_r^2}{\sum_r K_{eff,r} \cdot h_r} = \frac{1,74 \times 161,6^2 + 1,82 \times 104,5^2}{1,74 \times 161,6 + 1,82 \times 104,5} = 138,56 \text{ mm}$$

A.2.3.2 Rigidez equivalente

$$K_{eq} = \frac{\sum_r K_{eff,r} \cdot h_r}{z_{eq}} = \frac{1,74 \times 161,6 + 1,82 \times 104,5}{138,56} = 3,40 \text{ mm}$$

A.2.4 Cálculo da rigidez rotacional inicial

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z_{eq}^2}{\mu \cdot \left(\frac{1}{K_1} + \frac{1}{K_2} + \frac{1}{K_{eq}} \right)} = \frac{210 \times 10^6 \times (138,56 \times 10^{-3})^2}{1 \times \left(\frac{1}{2,4 \times 10^{-3}} + \frac{1}{10,9 \times 10^{-3}} + \frac{1}{3,4 \times 10^{-3}} \right)} =$$
$$= 5025,94 \text{ kN.m}$$

Anexo B – Dados relevantes da simulação numérica

Recursos do computador:

```
Current resource limits:
Physical memory:           8180 MB
Physical memory available: 6493 MB
Paging file size:         16359 MB
Paging file size available: 13133 MB
Virtual memory:           8388607 MB
Virtual memory available: 8388539 MB
-----
System configuration:
Hostname:                  Cedric-TOSH
Architecture:              em64tnt
Platform:                  Intel64 Family 6 Model 30 Stepping 5 Windows 7
Model:                     Intel(R) Core(TM) i7 CPU Q 720 @ 1.60GHz
Clock freq.:               1596 MHz
Number of CPUs:            8
Executable:                standard
Raw model ID:              8664
Config number:             8664
Physical memory:           8180 MB
Virtual memory:            16359 MB
Numeric format:            32-bit little-endian IEEE.
Bytes per word:            4
Disk block size:           512 bytes (128 words)
```

Para a obtenção dos resultados pretendidos, e tendo em conta que se está perante uma simulação não linear, foi definido o seguinte:

- Número de *Step*'s: 400;
- Intervalo de tempo entre cada *Step*: 0.003;

Tendo em conta os parâmetros anteriores foram obtidos os seguintes tempos de processamento:

- Real: 7929.303 seconds (2:12:09.303)
- User: 8.876 seconds (0:00:08.876)
- Sys: 17.986 seconds (0:00:17.986)