

ESTUDO DO COMPORTAMENTO DE LIGAÇÕES METÁLICAS ENTRE PERFIS TUBULARES E CHAPAS DE *GOUSSET*

ALBERTO MANUEL CAMÕES ARAÚJO

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM ESTRUTURAS

Orientador: Professor Doutor José Miguel de Freitas Castro

SETEMBRO DE 2012

MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2011/2012

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446

✉ miec@fe.up.pt

Editado por

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440

✉ feup@fe.up.pt

🌐 <http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2011/2012- Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2012.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

Aos meus pais

“Live as if you were to die tomorrow, learn as if you were to live forever.”

Mohandas Karamchand Gandhi

AGRADECIMENTOS

Aqui fica a minha palavra de apreço a todos os que, de uma maneira ou de outra, contribuíram para que este trabalho se concretiza-se.

O meu agradecimento especial ao meu orientador, Professor José Miguel Castro, por toda a atenção e tempo despendidos, pela ajuda e pelo incentivo prestados ao longo deste trabalho.

Uma palavra de agradecimento à empresa Tal Projecto, pelo despoletar do tema, pelo contributo e sugestões, valiosas para a realização deste trabalho.

Um abraço forte e sentido a todos os amigos e colegas que partilharam comigo momentos de perto, e que fizeram com que esses momentos se tornassem em momentos de grande alegria e confraternização, sem dúvida fundamentais para o sucesso que todos tivemos.

Por último, uma palavra muito especial de agradecimento a todos os que tornaram este curso possível, aos meus pais, que apesar de todas as dificuldades nunca deixaram que nada me faltasse, a toda a família, pelo contributo que sempre me prestaram. Fico eternamente agradecido.

RESUMO

A utilização de perfis tubulares é hoje em dia bastante recorrente em estruturas metálicas nas suas mais variadas aplicações. Este facto deve-se a razões não só de índole estrutural mas também de índole estética. Uma das formas mais fáceis e económicas de ligar perfis tubulares é com recurso à chamada chapa de *gousset*.

Nesta dissertação são apresentadas várias tipologias de ligação que recorrem a chapas de *gousset*, entre as quais se destacam a ligação com rasgo no tubo e/ou na chapa e a ligação com chapa de topo. Procedeu-se a uma pesquisa dos diferentes trabalhos de investigação existentes para as diferentes tipologias que permitiram elaborar considerações acerca do comportamento destas. Através de uma pesquisa nos documentos normativos internacionais, foi então possível estabelecer o enquadramento regulamentar destas ligações. São ainda tecidas um conjunto de considerações à cerca do dimensionamento de chapas de *gousset*.

Apresenta-se também um estudo comparativo de dimensionamento para as diferentes tipos de ligação com base nas normas e recomendações de projeto disponíveis. É também proposto um ábaco de dimensionamento.

As soluções são comparadas em termos de espessuras de chapa e de comprimentos de entrega adotados e de comportamento dissipativo expetável em solicitação cíclica.

PALAVRAS-CHAVE: estruturas tubulares, juntas, ligações com rasgo, ligações com chapas de topo, *shear lag*, ábaco de dimensionamento, chapas de *gousset*.

ABSTRACT

Nowadays, hollow structural sections are commonly used in steel structures at many applications by many reasons, not only by structural demands but also by aesthetics. One of the easier and economic ways of connecting hollow structural sections is using a gusset plate.

In this dissertation are presented various types of connections where gusset plates are used, such as: slotted tubes, slotted gusset plates, slotted tube and gusset plate, hidden joint and end-tee connections. It was made a study on several investigations's works about the different types of connections, which allowed to do certain considerations about them. Through a research in international specifications, was possible to establish the statutory outline of these connections. Furthermore, there are some notes about gusset plate's designing.

In addition, it is presented a comparative study between the different types of connections based on design standards and recommendations available. Moreover, it is suggested a design chart. The solutions are compared based on the adopted thickness's plate and length's slot and expected dissipative behaviour.

KEYWORDS: hollow structural sections, joints, slotted connections, end-tee connections, *shear lag*, design chart gusset plate.

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO	III
ABSTRACT	V
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. ENQUADRAMENTO GERAL	1
1.2. OBJETIVOS	4
1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	5
2. LIGAÇÕES METÁLICAS ENTRE PERFIS TUBULARES E CHAPAS DE GOUSSET	7
2.1. INTRODUÇÃO	7
2.2. TIPOS DE SOLICITAÇÃO E DE LIGAÇÃO	7
2.2.1. SOLICITAÇÃO MONOTÓNICA	7
2.2.2. SOLICITAÇÃO CÍCLICA	7
2.2.3. TIPOS DE LIGAÇÃO	8
2.3. LIGAÇÃO COM RASGO NO TUBO	9
2.3.1. DESCRIÇÃO	9
2.3.2. MODOS DE ROTURA	10
2.3.3. ESTUDOS EXPERIMENTAIS	12
2.3.4. ESTUDOS NUMÉRICOS	19
2.3.5. ENQUADRAMENTO REGULAMENTAR	21
2.3.6. CONSIDERAÇÕES ADICIONAIS SOBRE O COMPORTAMENTO	25
2.3.6.1. Detalhe de corte no fim do rasgo	25
2.3.6.2. Reforço da secção	26
2.3.6.3. Resistência e comportamento à fadiga	28
2.3.7. OUTRAS VARIANTES	28
2.3.7.1. Soldaduras transversais de retorno	28
2.3.7.2. Chapa cortada	30
2.3.7.3. Rasgo na chapa e no tubo	31
2.3.7.4. Rasgo duplo no tubo	33
2.3.7.5. Chapa dentro do tubo	34
2.4. LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO	36

2.4.1. ESTUDOS EXPERIMENTAIS	37
2.4.2. ESTUDOS NUMÉRICOS	39
2.4.3. ENQUADRAMENTO REGULAMENTAR	39
2.4.4. CONSIDERAÇÕES ADICIONAIS SOBRE O COMPORTAMENTO.....	40
2.4.5. OUTRAS VARIANTES	41
2.5. CONCLUSÃO E CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	42

3. DIMENSIONAMENTO DE CHAPAS DE *GOUSSET*

43

3.1. INTRODUÇÃO	43
3.2. QUANTIFICAÇÃO DA SOLICITAÇÃO.....	43
3.3. VERIFICAÇÕES DE SEGURANÇA	44
3.3.1. RESISTÊNCIA AXIAL SECCIONAL DA CHAPA DE <i>GOUSSET</i>	45
3.3.2. RESISTÊNCIA À ENCURVADURA POR FLEXÃO DA CHAPA DE <i>GOUSSET</i>	46
3.3.3. RESISTÊNCIA À ENCURVADURA LOCAL DAS ARESTAS LIVRES DA CHAPA DE <i>GOUSSET</i>	48
3.3.4. ARRANQUE POR CORTE EM BLOCO	51
3.4. CONCLUSÃO E CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	53

4. EXEMPLOS DE APLICAÇÃO.....

55

4.1. INTRODUÇÃO	55
4.2. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS	55
4.3. CARACTERIZAÇÃO	55
4.4. DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÃO COM RASGO NO TUBO.....	57
4.4.1. DIMENSIONAMENTO PARA SOLICITAÇÃO ESTÁTICA.....	58
4.4.1.1. Dimensionamento da chapa de <i>gousset</i>	58
4.4.1.2. Dimensionamento de ligações tipo corte no tubo	59
4.4.2. DIMENSIONAMENTO PARA SOLICITAÇÃO SÍSMICA	62
4.5. DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TIPO CHAPA DE TOPO	67
4.6. ANÁLISE COMPARATIVA E CONCLUSÕES	71
4.7. ÁBACOS DE DIMENSIONAMENTO	72
4.7.1. FORMULAÇÃO E FUNDAMENTOS	72
4.7.2. COMENTÁRIOS E RECOMENDAÇÕES DE UTILIZAÇÃO	77

5. CONSIDERAÇÕES FINAIS.....

79

5.1. CONCLUSÕES.....	79
5.2. SUGESTÕES PARA DESENVOLVIMENTOS FUTUROS	79

BIBLIOGRAFIA.....81

ANEXOS85

AN.1. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES COM RASGO NO TUBO PARA A ESTRUTURA DE 5 PISOS85

AN.1.1. Solicitação estática.....85

AN.1.2. Solicitação sísmica.....87

AN.2. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES COM RASGO NO TUBO PARA A ESTRUTURA DE 8 PISOS90

AN.2.1. Solicitação estática.....90

AN.2.2. Solicitação sísmica.....92

AN.3. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES DO TIPO CHAPA DE TOPO PARA A ESTRUTURA DE 5 PISOS95

AN.3.1. Solicitação estática.....95

AN.3.2. Solicitação sísmica.....95

AN.4. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES DO TIPO CHAPA DE TOPO PARA A ESTRUTURA DE 8 PISOS96

AN.4.1. Solicitação estática.....96

AN.4.2. Solicitação sísmica.....97

ÍNDICE FIGURAS

Figura 1.1 – a): Canas de Bambu (Fonte: http://allforfurniture.blogspot.pt); b): Ponte em bambu na Colômbia (Fonte: http://lecympicorelli-bioarquitetura.blogspot.pt)	1
Figura 1.2 – Curvas europeias de encurvadura (Fonte: EC3 1-1).....	2
Figura 1.3 – Comparação da massa do perfil em relação à carga, sobre carregamento de compressão (Fonte: adaptado de <i>Wardenier et al., 2010b</i>)	3
Figura 1.4 – a): Ligação tubo-gousset (Fonte: www.archdaily.com); b): Ligação tubo-tubo (Fonte: <i>Wardenier et al. (2010b)</i>)	4
Figura 2.2 – a): Ligação em treliças com perfis tubulares. a): direta; b): com gousset; c): com cavilha (Fonte: <i>Gorenc et al., 2005</i>)	8
Figura 2.3 – a): Ligação tubo-gousset em emendas (Fonte: CORUSTUBES, 2006).....	9
Figura 2.4 – Rasgo no tubo. a): antes de assemblagem; b): após assemblagem (Fonte: adaptado de <i>Cheng and Kulak, 2000</i>).....	10
Figura 2.5 – Rasgo no tubo. a): vista frontal; b): vista lateral (Fonte: adaptado de <i>Ling et al., 2007</i>)..	11
Figura 2.6 – Rasgo no tubo: fluxo das tensões (Fonte: adaptado de <i>Saucedo e Packer, 2006</i>)	11
Figura 2.7 – Rasgo no tubo: linha de rotura da rotura circunferencial a): esquemático (Fonte: adaptado de <i>Wardenier et al. (2010)</i>); b): fratura de provete (Fonte: <i>Martinez-Saucedo e Packer (2006)</i>)	12
Figura 2.8 – Rasgo no tubo: linha de rotura do corte em bloco a): esquemático (Fonte: adaptado de <i>Wardenier et al. (2010)</i>); b): fratura de provete (Fonte: <i>Martinez-Saucedo e Packer (2006)</i>).....	12
Figura 2.9 – Rasgo no tubo: secção crítica (Fonte: adaptado de <i>Dowswell e Barber, 2005</i>)	14
Figura 2.10 – Rasgo no tubo: identificação de parâmetros. a): secção quadrada; b): secção circular (Fonte: adaptado de <i>Ling et al., 2007b</i>)	15
Figura 2.11 – Rasgo no tubo. a):vista lateral com indicação de posição de extensómetros; b): variação de extensões ao longo do comprimento de entrega [extensómetros 1, 3, 5 e 10] (Fonte: adaptado de <i>Willibald et al., 2006</i>)	16
Figura 2.12 – Rasgo no tubo: variação de extensões ao longo perímetro [extensómetros 5, 6, 7 e 8] (Fonte: adaptado de <i>Willibald et al., 2006</i>)	17
Figura 2.13 – Corte em bloco: superfícies de rotura em chapa de gousset (Fonte: adaptado de <i>Hardash e Bjorhovde, 1985</i>)	18
Figura 2.14 – Coeficiente <i>shear lag</i> segundo as várias normas.....	24
Figura 2.15 – Detalhe de corte no fim do rasgo no tubo.....	26
Figura 2.16 – Chapa de cobertura	26
Figura 2.17 – Reforço da seção de corte com chapas. a): corte; b): perspectiva (Fonte: adaptado de <i>Shaw et al. (2010)</i>)	27
Figura 2.18 – Ligação com rasgo no tubo e com soldaduras de retorno (Fonte: <i>Willibald et al., 2006</i>)	28
Figura 2.19 – Chapa cortada (Fonte: <i>Willibald et al., 2006</i>)	30
Figura 2.20 – Rasgo simultâneo no tubo e na chapa. a): antes de assemblagem; b): após assemblagem (Fonte: <i>Martinez-Saucedo et al., 2008</i>)	31
Figura 2.21 – Raso simultâneo no tubo e na chapa, pormenor de assemblagem antes de soldadura. (Fonte: http://www.aisc.org/content.aspx?id=19810).....	32
Figura 2.22 – Rasgo duplo no tubo. a):representação esquemática (Fonte: <i>Oliveira et al., 2008</i> ; b): Ottawa International Airport (Fonte: https://www.facebook.com/aess4u)	33
Figura 2.23 – Rasgo duplo no tubo. a): vista frontal; b): vista lateral (Fonte: cortesia da empresa Tal Projecto)	34
Figura 2.24 – Chapa dentro do tubo. a): aplicação real; b): vista lateral (Fonte: <i>Willibald, 2003</i>)	34

Figura 2.25 – Chapa dentro do tubo: detalhe de cordões de soldadura. (Fonte: <i>Willibald, 2003</i>).....	35
Figura 2.26 – Chapa de topo (Fonte: CIDECT).....	36
Figura 2.27 – Chapa de topo: variação de θ	37
Figura 2.28 – Distribuição das tensões na chapa de suporte (Fonte: adaptado de <i>Kitipornchai e Traves, 1989</i>).....	37
Figura 2.29 – Chapa de topo e recomendação do ângulo de dispersão da carga através da chapa de topo (Fonte: adaptado de <i>Stevens e Kitipornchai, 1990</i>)	38
Figura 2.30 – Chapa de topo: parâmetros.....	39
Figura 2.31 – Chapa de topo: dispersão de carga entre parede do tubo e chapa de suporte (Fonte: <i>Woolcock et al., 1999</i>)	40
Figura 2.32 – Arranque lamelar em juntas em T (Fonte: EC3-1-10).....	41
Figura 2.33 – Chapa de topo: chapa de suporte dupla (Fonte: <i>Wardenier et al., 2010a</i>).....	42
Figura 3.1 – Largura efetiva da chapa de <i>gousset</i> . a): ligação aparafusada; b): ligação soldada.....	45
Figura 3.2 – Verificação à encurvadura. a): método de <i>Whitemore</i> ; b): método de <i>Thornton</i>	46
Figura 3.3 – Verificação à encurvadura. a): proposta de <i>Yam e Cheng, 2002</i> ; b): proposta de <i>Roeder et al, 2004</i>	47
Figura 3.4 – Chapas de <i>gousset</i> em contraventamentos. a): de canto; b): de meio vão	48
Figura 3.5 – Encurvadura local ao longo das arestas livres. a): de canto; b): de meio vão	49
Figura 3.7 – Destacamento do bloco. a): planos de rotura; b): planos de rotura considerando excentricidade acidental	51
Figura 3.8 – Ligação chapa de <i>gousset</i> -estrutura. a): <i>gousset</i> soldado; b): <i>gousset</i> soldado e aparafusado.....	52
Figura 3.6 – Folga chapa-diagonal em aplicações sísmicas.....	53
Figura 4.1 – Planta do edifício (Fonte: <i>Lopes, 2011</i>)	56
Figura 4.2 – Alçado dos pórticos contraventados do edifício. a): estrutura de 5 pisos; b): estrutura de 8 pisos (Fonte: <i>Lopes, 2011</i>).....	56
Figura 4.3 – Dispersão de carga ao longo da chapa de topo	68
Figura 4.4 – Dispersão de carga entre a parede do tubo e a chapa de suporte.....	70
Figura 4.5 – Representação esquemática das várias fases de cálculo	74
Figura 4.6 – Fluxograma para o cálculo do comprimento de entrega.....	74
Figura 4.7 – Ábaco de dimensionamento de ligações com rasgo no tubo, para aço S275.....	76

ÍNDICE TABELAS

Tabela 1 – Seleção da curva de encurvadura para secções circulares (Fonte: EC3 1-1)	3
Tabela 2 – Quadro síntese de disposições para <i>shear lag</i> em secções circulares (Fonte: adaptado de Willibald et al, 2004)	23
Tabela 3 – Quadro síntese de disposições para o corte em bloco em secções circulares (Fonte: adaptado de Willibald et al., 2006)	25
Tabela 4 – Quadro síntese das verificações a efetuar em chapas de gousset consoante a natureza do esforço	45
Tabela 5 – Valores de $K\sigma$ para diferentes condições de carregamento e de apoio (bordos transversais simplesmente apoiados) (Fonte: Reis e Camotim (2001))	50
Tabela 6 – Resumo das soluções propostas para os pórticos contraventados de 5 e 8 pisos (Fonte: Lopes, 2011)	57
Tabela 7 – Resumo das diferentes soluções propostas para a ligação tubo-chapa de gousset para o 5º piso da estrutura de 5 pisos	62
Tabela 8 – Solicitações para os pórticos contraventados de 5 e 8 pisos	63
Tabela 9 – Resumo das soluções propostas para o 5º piso da estrutura de 5 pisos considerando requisitos sísmicos	67
Tabela 10 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos	69
Tabela 11 – Geometria da chapa de gousset	85
Tabela 12 – Características geométricas	85
Tabela 13 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1	86
Tabela 14 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01	86
Tabela 15 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10	86
Tabela 16 – Geometria da chapa de gousset	87
Tabela 17 – Características geométricas	87
Tabela 18 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1	88
Tabela 19 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01	88
Tabela 20 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10	89
Tabela 21 – Geometria da chapa de gousset	90
Tabela 22 – Características geométricas	90
Tabela 23 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1	91
Tabela 24 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01	91
Tabela 25 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10	92
Tabela 26 – Geometria da chapa de gousset	92
Tabela 27 – Características geométricas	93
Tabela 28 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1	93
Tabela 29 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01	94
Tabela 30 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10	94
Tabela 31 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S275	95
Tabela 32 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S355	95
Tabela 33 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos	95
Tabela 34 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 8 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S275	96

Tabela 35 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 8 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S355	96
Tabela 36 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 8 pisos considerando requisitos estáticos	97

SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

DEC - Departamento de Engenharia Civil

FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

A_g - Área bruta da secção

AISC - *American Institute of Steel Construction*

A_n - Área útil da secção

A_{ne} - Área útil efetiva da secção

A_{ng} - Área útil sujeita a corte

A_{nt} - Área útil sujeita a tração

BS - British Standard

CF - Circunferencial failure (rotura circunferencial)

CHS - *Circular Hollow Sections* (perfis circulares ocos)

CIDECT - *Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire*

CSA - Canadian Standards Association

DG 1 - *Design Guide 1*

E - Módulo de Young

EC3 1-1 - Eurocódigo 3 Parte 1-1

EC3 1-1 - Eurocódigo 3 Parte 1-8

f_u - Tensão nominal última

f_y - Tensão nominal de cedência

HAZ - *Heat Affected Zone* (zona termicamente afetada)

L_a - Comprimento da aresta livre

MHG - *Modified Hidden Gap*

RHS - *Rectangular Hollow Sections* (perfis retangulares ocos)

SHS - *Square Hollow Sections* (perfis quadrados ocos)

t_{ch} - Espessura da chapa de gousset ou espessura da chapa de topo

TO - *Tear out* (corte em bloco)

t_{sup} - Espessura da chapa de suporte

t_{tb} - Espessura da parede do tubo

U - Coeficiente *shear lag*

1

INTRODUÇÃO

1.1. ENQUADRAMENTO GERAL

A forma tubular é conhecida pelo homem desde o início dos tempos. Com uma simples observação do meio circundante, facilmente se constata a predominância da forma tubular, estando esta presente em toda a flora dos habitats terrestres. Esta forma confere baixa resistência às ações externas, por exemplo: vento e chuva, o que explica em grande parte a sua durabilidade e prevalência. Aliando o facto da grande predominância na natureza de elementos com esta forma e escassez de outros materiais, ao bom desempenho mecânico dos mesmos, a utilização destes materiais nas construções erguidas pelo homem tornou-se assim inevitável.

O uso de materiais disponíveis na natureza, como o bambu (Figura 1.1 a)), nas construções antigas, e mesmo em construções mais atuais (Figura 1.1 b)), revelou as excelentes potencialidades desta forma, conjugando um bom desempenho estrutural, conferido pelo arranjo longitudinal das suas fibras, ao baixo peso resultante do seu interior oco. No entanto, a configuração das suas fibras levantava problemas ao nível da resistência na direção transversal a estas. (*Firno, 2000*)

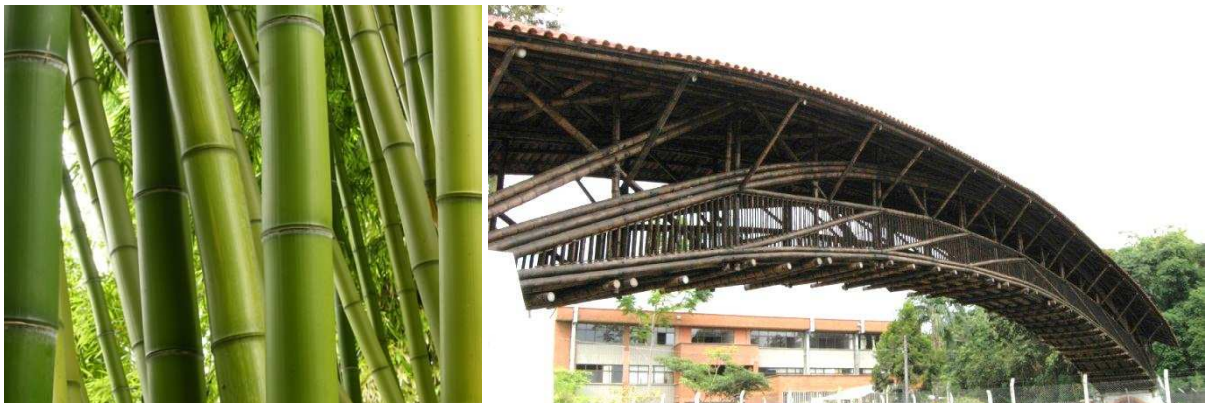


Figura 1.1 – a): Canas de Bambu (Fonte: <http://allforfurniture.blogspot.pt>); b): Ponte em bambu na Colômbia (Fonte: <http://lecycpicorelli-bioarquitetura.blogspot.pt>)

Com o desenvolvimento da indústria do ferro, surgiu um novo tipo de perfil, que tomou como inspiração o bambu, os perfis de secção oca.

A utilização de perfis tubulares é recorrente na construção metálica destes dias. A este facto está associado essencialmente o melhor comportamento mecânico e também uma melhor integração estética relativamente a perfis de secção aberta. Estes perfis podem ser enformados a frio ou laminados

a quente. Podem ser obtidas várias secções transversais, a saber, perfis do tipo CHS (perfis circulares ocos – *Circular Hollow Sections*), do tipo RHS (perfis retangulares ocos – *Rectangular Hollow Sections*) e do tipo SHS (perfis quadrados ocos – *Square Hollow Sections*).

A escolha de um determinado tipo de perfil a usar numa estrutura está dependente de vários fatores, como por exemplo: otimização do peso da estrutura e razões arquitetónicas. A otimização do peso da estrutura leva a ter em conta as vantagens em termos de propriedades mecânicas, a comparação de quantidades de material e custos unitários de fabrico, montagem e manutenção.

Comparando os diferentes tipos de perfis disponíveis, quanto à resistência à tração, tanto em perfis de secção aberta como de secção fechada, esta é diretamente proporcional à área transversal da secção do perfil. É quanto à resistência à compressão e à torção, que os perfis de secção oca apresentam maiores vantagens.

A resistência à torção é máxima para secções circulares devido à configuração da secção transversal, em que todo o material desta se encontra distribuído uniformemente em relação ao eixo polar da secção.

A resistência à compressão depende da esbelteza dos perfis (λ), Equação 1, que por sua vez é função do comprimento de encurvadura (l_b) e do raio de giração da secção (i). É no raio de giração que reside a grande vantagem destas secções, pois resultante da forma geométrica do perfil, os elementos tubulares têm um elevado raio de giração, pelo que a esbelteza dos perfis será, para iguais comprimentos de encurvadura, menor em perfis tubulares ocos.

$$\lambda = \frac{l_b}{i} \quad (1)$$

Outro fator que influencia a resistência à compressão dos elementos é o nível de imperfeições. As imperfeições num elemento podem ser de vária ordem, desde as geométricas (falta de linearidade e de verticalidade, excentricidade das cargas, entre outras) até às do material (tensões residuais, entre outras). Estas imperfeições são traduzidas nas curvas europeias de encurvadura propostas pelo Parte 1-1 do Eurocódigo 3 (IPQ, 2010a) (Figura 1.2), que refletem o comportamento de um elemento à compressão com uma “configuração deformada inicial equivalente”. (Simões, 2007)

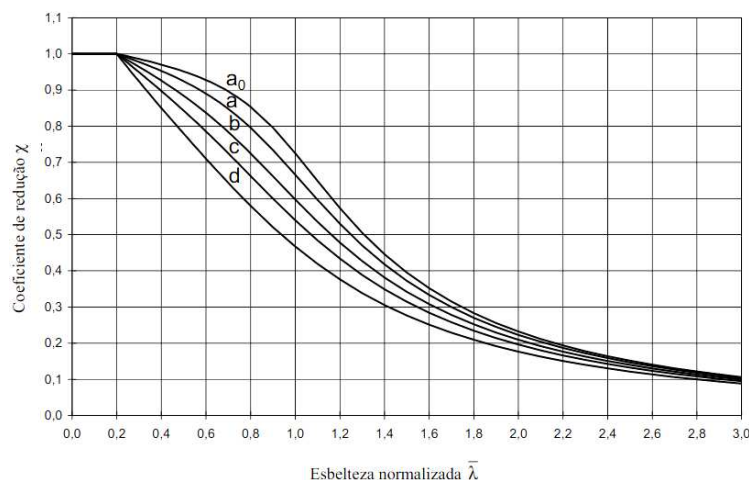



Figura 1.2 – Curvas europeias de encurvadura (Fonte: EC3 1-1)

Estas curvas dependem da geometria da secção transversal, da classe do aço, do processo de fabrico e do plano de encurvadura (Tabela 1). Resultado do maior controlo de qualidade existente em secções tubulares relativamente a secções abertas, as curvas de encurvadura são menos penalizadoras para os perfis tubulares quando comparadas com perfis abertos.

Tabela 1 – Seleção da curva de encurvadura para secções circulares (Fonte: EC3 1-1)

Secção	Geometria	Eixo de flexão	Curva de encurvadura	
			S235 a S420	S460
Tubulares 	laminadas a quente	qualquer	a	a ₀
	enformadas a frio	qualquer	c	c

Sendo menos penalizadora a curva de encurvadura, mais próximo da unidade será o valor do coeficiente de redução (χ), para iguais esbeltezas. Deste facto resulta uma maior resistência à encurvadura relativamente a outro tipo de secções.

Na Figura 1.3 é ilustrada a comparação entre a massa necessária para uma dada carga, para os vários tipos de perfil, num elemento com 3 m de comprimento sujeito a compressão axial. Daqui pode-se perceber que quando a carga aplicada é baixa, levando a uma secção relativamente esbelta, os perfis tubulares são bastante mais vantajosos, conduzindo a um gasto menor de material. Para cargas mais elevadas esta diferença não é tão pronunciada. (Wardenier et al., 2010b)

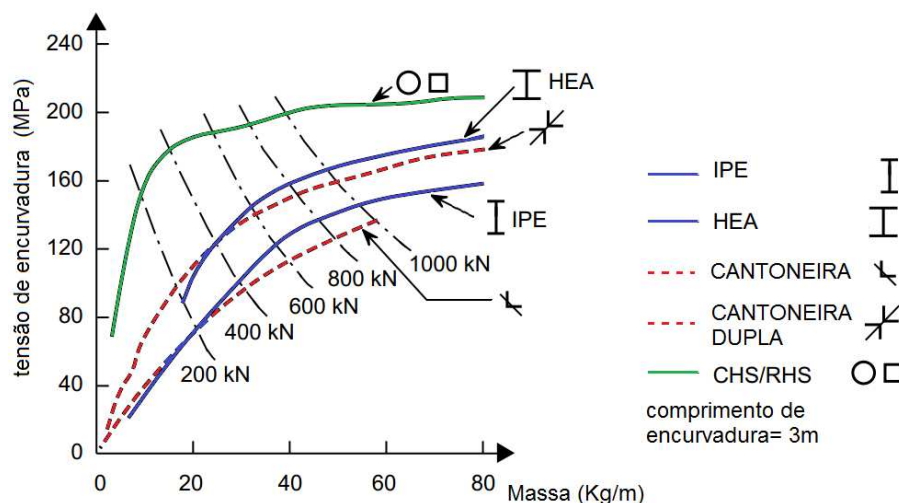


Figura 1.3 – Comparação da massa do perfil em relação à carga, sobre carregamento de compressão (Fonte: adaptado de Wardenier et al., 2010b)¹

Para além das vantagens a nível de comportamento mecânico que estas secções apresentam, existem também outros fatores que podem favorecer a escolha de perfis tubulares. É possível destacar as vantagens do ponto de vista da durabilidade, tanto pelo facto de ter uma secção fechada - por isso uma

¹ Sendo a tensão de encurvadura (f_{Rd}): $f_{Rd} = \chi * f_{yd}$

menor superfície exposta - como pelo facto de as suas arestas terem um maior raio, o que leva à não existência de pontos angulosos. Estas especificidades tornam também a proteção contra a corrosão também mais económica. Com a utilização de perfis tubulares cria-se também a possibilidade de uso do espaço interior do tubo, tanto para fins estruturais (preenchimento com betão) ou não estruturais (por exemplo: preenchimento com líquido, aumentando a resistência ao fogo). Destaca-se ainda o coeficiente aerodinâmico muito inferior aos perfis de secção aberta. Por fim destaca-se uma melhor integração estética, que apesar de ter um carácter mais subjetivo também é objetivo, pois estes perfis permitem, em regra, perfis mais esbeltos, com a possibilidade de secções variáveis.

Para um completo aproveitamento das vantagens dos perfis tubulares relativamente aos de secção aberta, é fundamental que a ligação destes perfis à estrutura seja tida em conta com especial relevância. A ocorrência de colapso de estruturas causados por ligações inadequadas, é elevada, nomeadamente em fenómenos extremos (Gorenc *et al.*, 2005). Por isso, a tecnologia de ligação desempenha um papel preponderante no comportamento de estruturas, nomeadamente nas estruturas com perfis tubulares, sendo determinante para tirar o máximo proveito das suas propriedades.

A utilização de toda a capacidade resistente de um perfil, idealmente o desejável, pode assim não ser possível ou vantajosa de materializar. Pode não ser possível, devido a restrições de ordem espacial que dificultem a adoção de certas soluções na construção; ou pode não ser vantajosa, caso implique um maior gasto de material. A ligação entre perfis de secção tubular oca numa estrutura pode fazer-se de diferentes formas. É possível destacar dois grandes tipos, aqueles que usam uma chapa intermédia (Figura 1.4 a) e os que os que se ligam diretamente sem chapas intermédias (Figura 1.4 b)).



Figura 1.4 – a): Ligação tubo-gousset (Fonte: www.archdaily.com); b): Ligação tubo-tubo (Fonte: *Wardenier et al.* (2010b))

1.2. OBJETIVOS

Este trabalho tem como principal objetivo estudar o comportamento e o dimensionamento de ligações metálicas entre perfis tubulares e chapas de *gousset*, tendo sido despoletado pela empresa Tal Projecto.

Identificadas as várias formas de materializar estas ligações, procura-se compreender o comportamento mecânico destas e quais os parâmetros que mais influenciam o seu desempenho, em primeiro lugar através de uma revisão bibliográfica, seguida de uma revisão das principais normas internacionais de dimensionamento. Pretende-se avaliar de que forma as várias normas e documentos auxiliares de projeto têm em conta os diferentes parâmetros. Nesta fase, é dado especial enfoque à proposta de *Martinez-Saucedo e Packer (2009)*, a qual consiste numa nova abordagem ao dimensionamento de ligações em que a chapa de *gousset* é inserida num rasgo.

1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

A presente dissertação é composta por quatro capítulos, destacando-se duas partes principais. Inicialmente são apresentadas as bases para o dimensionamento de ligações em estruturas metálicas entre perfis circulares e chapas de *gousset*. Na segunda parte serão realizados exemplos de aplicação para os diferentes tipos de ligação e será proposto um ábaco de dimensionamento.

No primeiro capítulo é apresentado o enquadramento desta dissertação, onde são apresentadas as principais razões que conduzem à utilização de perfis de secção tubular nas estruturas, ressaltando-se também o papel que as ligações assumem nestas. São apresentados ainda os objetivos da presente dissertação bem como a sua estrutura.

No segundo capítulo são apresentadas os diferentes tipos de ligações entre perfis de secção tubular e chapas de *gousset*, bem como as suas aplicações. É apresentada a evolução dos estudos feitos especificamente para cada tipo de ligação e para cada variante. Agrupam-se os detalhes de ligação em dois grandes tipos: aqueles em que a ligação mobiliza toda a secção transversal do tubo e aqueles onde apenas uma parte da secção transversal é solicitada. É dada especial atenção à consideração dos fenómenos que influenciam a capacidade resistente das ligações, como por exemplo o efeito *shear lag* ou o ângulo de dispersão da carga. São também apresentados documentos normativos e recomendações fornecidas por guias de dimensionamento disponíveis para os vários detalhes de ligação em estudo.

No terceiro capítulo são apresentadas as regras de dimensionamento de *gousset* em todas as suas vertentes, desde o dimensionamento das forças nas interfaces de ligação até aos problemas relativos à encurvadura das chapas de *gousset*. São ainda apresentadas recomendações para um bom desempenho sísmico destes elementos.

O capítulo quatro apresenta a aplicação dos diferentes tipos de ligação em vários casos. É também proposto um ábaco de dimensionamento para ligações com rasgo no tubo.

No último capítulo enunciam-se as principais conclusões retiradas deste trabalho. Apresentam-se também algumas recomendações para desenvolvimentos futuros. Seguem-se as referências bibliográficas e os anexos.

2

LIGAÇÕES METÁLICAS ENTRE PERFIS TUBULARES E CHAPAS DE GOUSSET

2.1. INTRODUÇÃO

No âmbito desta dissertação, apenas serão estudadas as ligações que fazem uso da chapa intermédia, vulgarmente chamada de chapa *gousset*. Esta forma de materializar as juntas de um elemento representa geralmente uma das formas menos complexas e menos dispendiosa de as fabricar.

Neste capítulo apresentam-se e discutem-se os tipos de ligações mais correntes entre perfis tubulares e chapas de *gousset* que podem ser agrupadas em dois grandes grupos: as ligações com rasgo no tubo e as ligações com chapa de topo. A revisão que aqui se apresenta é exclusivamente virada para o caso de carregamento axial dos elementos, tanto em situação monotónica como em situação cíclica.

Neste capítulo apresentam-se numa primeira fase as diferentes aplicações de ligações entre perfis tubulares e chapas de *gousset* em construção metálica. De seguida, apresentam-se as várias formas de materializar este tipo de ligações, sendo estas agrupadas em dois grandes grupos, as ligações com corte no tubo e as ligações com chapa de topo.

2.2. TIPOS DE SOLICITAÇÃO E DE LIGAÇÃO

Aliando um bom comportamento estrutural à compressão e à torção, a uma forma visualmente mais atrativa que os perfis tradicionais de secção aberta, a utilização de perfis de secção tubular oca nas estruturas tornou-se recorrente. A ligação destes à estrutura é assim determinante para tirar o máximo proveito das suas propriedades.

2.2.1. SOLICITAÇÃO MONOTÓNICA

A utilização de perfis tubulares em estruturas treliçadas está normalmente associada a um tipo de solicitações em que o carregamento é axial e monotónico, ou seja, carregamento de tração ou de compressão e nos quais não se espera que haja inversão do tipo de esforços instalados. Esta situação está associada a... Em que os esforços atuantes na ligação são obtidos através da análise estrutural.

2.2.2. SOLICITAÇÃO CÍCLICA

A utilização de perfis tubulares ligados a chapas em estruturas suscetíveis de sofrer ações cíclicas pode levantar alguns problemas, particularmente quando estes perfis são utilizados no sistema de

contraventamento. Estes perfis são tipicamente ligados à estrutura através de uma chapa de *gousset* entre a extremidade da diagonal e a interseção viga/pilar.

Os sistemas de contraventamento são responsáveis por resistir às ações laterais a atuar numa estrutura, como por exemplo um sismo. Por isso, o comportamento da restante estrutura depende do desempenho dos contraventamentos.

Uma regra básica para uma boa resposta da estrutura a um sismo será assegurar a ductilidade de todos os seus componentes dissipativos, ou seja, assegurar que estes componentes têm capacidade de deformação suficiente que conduza à não ocorrência de rotura brusca de elementos sem aviso. Garantindo este princípio, com a capacidade de deformação que é garantida, assegura-se que haja maior dissipação de energia, e assim que a estrutura sofra menos dano devido ao sismo.

A ductilidade do sistema de contraventamento, portanto a sua capacidade de dissipar energia, depende em grande medida da ligação do contraventamento à estrutura. Assim, assegurar um comportamento dúctil, implica assegurar que o sistema não vai colapsar pela ligação deste à estrutura, ou seja, que a ligação por si só tem mais resistência que o contraventamento, permitindo que o contraventamento plastifique em tração e encurve à compressão.

2.2.3. TIPOS DE LIGAÇÃO

A ligação entre os diferentes elementos de uma estrutura treliçada pode ser feita de vários modos, desde a ligação direta entre perfis à ligação através de *gousset's* (Figura 2.1). A ligação direta entre perfis ocorre quando os diferentes membros são soldados diretamente um no outro, sem o recurso de elementos intermédios. Esta é uma solução bastante usada em perfis tubulares. As ligações por intermédio de uma chapa de *gousset* foram usadas inicialmente em ligações feitas com rebites, sendo atualmente usadas em ligações aparafusadas, soldadas em fábrica ou em obra e em ligações com cavilhas. As suas principais vantagens são a facilidade construtiva e a possibilidade de fazer convergir vários membros num só ponto, eliminando excentricidades nos nós, situação que nem sempre é possível em ligações diretas. A grande desvantagem é o facto de a força ser transmitida de forma indireta, levantando problemas com a concentração excessiva de tensões. As ligações por meio de cavilhas, normalmente também recorrem a chapas de *gousset*, e são normalmente adotadas por requisitos estéticos ou quando em juntas que se queiram articuladas. (Gorenc et al., 2005)

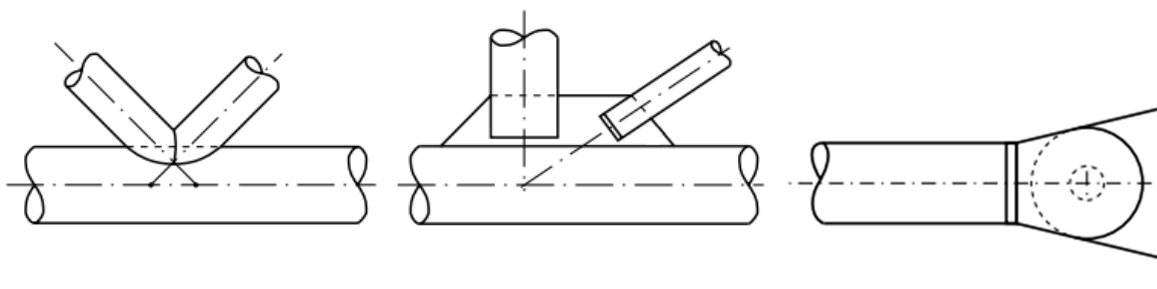


Figura 2.1 – a): Ligação em treliças com perfis tubulares. a): direta; b): com *gousset* soldado c): com cavilha
(Fonte: Gorenc et al., 2005)

Outra das aplicações das ligações com chapa de *gousset* é na emenda de elementos, por exemplo quando é necessário vencer vãos cujos comprimentos são superiores às dimensões disponíveis para os perfis comerciais (Figura 2.2). Nestes casos é necessário que a ligação chapa-perfil tubular seja capaz

de conseguir transmitir todo o tipo de esforços a que o membro está sujeito até esse ponto, pelo que os elementos de ligação - chapa de *gousset*, cordões de soldadura e/ou parafusos - deverão ser dimensionados para tal.



Figura 2.2 – a): Ligação tubo-gousset em emendas (Fonte: CORUSTUBES, 2006)

A ligação de perfis tubulares através de chapas de *gousset* apresenta várias variantes. Estas variantes traduzem-se, naturalmente, em distintos detalhes construtivos, mas sobretudo em diferentes formas de transmissão de esforços entre elementos a ligar.

A escolha do detalhe adequado varia com as dimensões do tubo e com o nível de esforços a atuar. Dentro deste tipo de ligação existem varias formas de ligar o tubo à chapa de *gousset*, passando por um rasgo no tubo, na chapa ou em ambos, ou então através de uma chapa de topo. É assim possível identificar quatro tipos de detalhes que, com maior ou menor frequência, são usados na construção:

- Rasgo no tubo (*slotted*);
 - Rasgo no tubo com soldaduras transversais (*slotted with weld return*);
 - Rasgo na chapa (*slotted plate*);
 - Rasgo no tubo e na chapa (*modified hidden gap*);
 - Rasgo duplo no tubo;
- Chapa de topo no tubo (*end tee*).

O rasgo no tubo é frequentemente utilizado para tubos com diâmetros superiores a 100 mm, não inviabilizando a sua utilização para diâmetros menores. A utilização de uma chapa de topo surge como alternativa, normalmente mais económica e de mais fácil execução. No entanto, a sua aplicabilidade em elementos fortemente carregados levanta alguns problemas (*Woolcock et al., 1999*).

2.3. LIGAÇÃO COM RASGO NO TUBO

2.3.1. DESCRIÇÃO

A ligação de um perfil tubular a uma estrutura pode ser conseguida através de uma chapa de *gousset*. Conforme se pode ver na Figura 2.3, o tubo é rasgado longitudinalmente em cada uma das suas extremidades, sendo depois este rasgo preenchido com uma chapa de *gousset* que preenche o espaço deixado pelo rasgo. Em seguida o tubo e a chapa são soldados ao longo das arestas do rasgo por intermédio de quatro cordões de soldadura de ângulo. Este é um dos métodos mais simples, eficaz e

económico de materializar a ligação de perfis tubulares (Martinez-Saucedo e Packer, 2006) e (Cheng e Kulak, 2000).

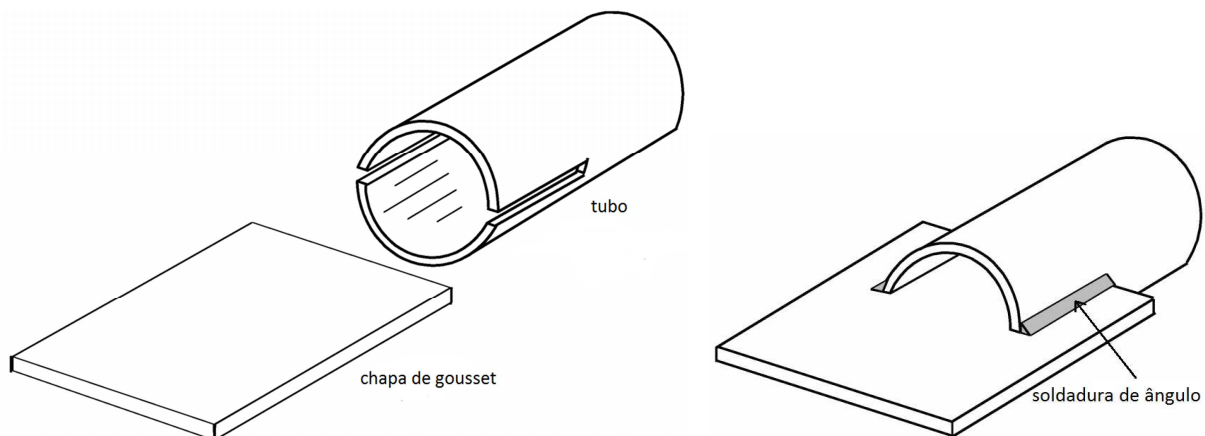


Figura 2.3 – Rasgo no tubo. a): antes de montagem; b): após montagem (Fonte: adaptado de Cheng and Kulak, 2000)

Para além dos quatro cordões de soldadura longitudinais ao longo do desenvolvimento da ligação, podem também existir cordões de soldadura transversais no fim do rasgo. Este pormenor construtivo, leva a que a redução da secção do tubo provocada pelo rasgo possa deixar de ser considerada. No entanto, o benefício da inclusão de um material de adição nesta zona, já por si zona de grande concentração de tensões, é alvo de discussão, pelo que este tema será tratado com mais detalhe nas secções seguintes.

Caso não existam as soldaduras transversais, é comum existir um espaço livre, resultante da folga entre o fim do rasgo no tubo e o início da chapa e das soldaduras, conforme se pode verificar na Figura 2.4 b). A sua existência justifica-se por razões de ordem estrutural, limitando-se assim a concentração de tensões no tubo nesta zona, libertando-se também espaço para eventuais ajustamentos da posição da chapa, facilitando assim a operação de montagem.

Não obstante as vantagens deste tipo de ligação, é importante reconhecer que o escasso conhecimento do seu comportamento em aplicações reais, pode resultar num sobredimensionamento das soluções em projeto ou em certos casos a num subdimensionamento que pode levar à rotura da ligação, pondo em causa a integridade da estrutura. Assim, e dada a ausência de regras específicas para este tipo de ligação nas normas, na última década, alguns autores dedicaram-se ao estudo deste tipo de ligação, levando a que hoje o conhecimento do comportamento desta ligação esteja bastante mais desenvolvido.

2.3.2. MODOS DE ROTURA

Os parâmetros que mais afetam o comportamento desta ligação são (Figura 2.4):

- a espessura da chapa de gousset (t_{ch});
- o comprimento de entrega da chapa no tubo, igual ao comprimento dos cordões de soldadura (L_w);
- a espessura da parede do tubo (t_{tb});
- o diâmetro do tubo (D);
- uso de soldaduras transversais no fim do rasgo;

- o espaço livre entre o fim do corte e o fim da chapa.

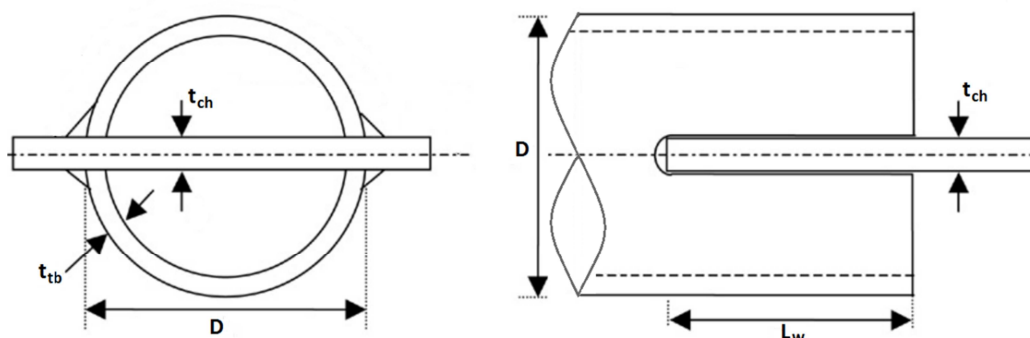


Figura 2.4 – Rasgo no tubo. a): vista frontal; b): vista lateral (Fonte: adaptado de *Ling et al., 2007*)

O facto de uma carga a atuar no tubo ser transferida para a chapa ao longo de cordões de soldadura longitudinais, leva a que nesta zona haja uma distribuição de tensões não uniforme no perímetro do tubo, ao contrário do que acontece numa secção do tubo fora desta zona, onde as tensões são constantes ao longo do perímetro, conforme se pode observar na Figura 2.5. A este fenómeno de não uniformidade de tensões dá-se o nome de *shear lag*.

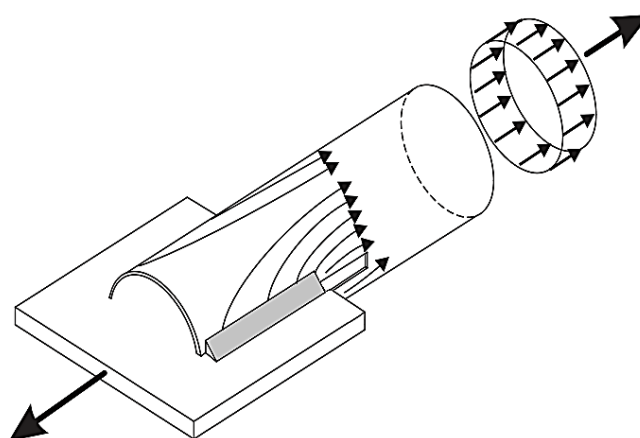


Figura 2.5 – Rasgo no tubo: fluxo das tensões (Fonte: adaptado de *Saucedo e Packer, 2006*)

O termo *shear lag* descreve o processo de transferência de tensões de uma força concentrada, neste caso os cordões de soldadura, para a secção transversal do elemento a ligar (*Kirkham e Miller, 2000*)

Assim, o efeito *shear lag*, “reduz a resistência de projeto de um elemento, porque nem toda a secção transversal é efetiva na zona da secção crítica” (*Easterling e Giroux, 1993*), tornando-se num possível modo de rotura da ligação.

A rotura associada a este fenómeno resulta da excessiva concentração de tensões na zona do tubo a montante da chapa de *gousset*. Nesta zona verificam-se simultaneamente duas condições, a redução de secção transversal do tubo devido ao rasgo e a perda de eficiência da secção transversal devido ao efeito *shear lag*, pelo que quando é excedida a tensão última, o tubo fratura (Figura 2.6). Esta rotura, que acontece na zona vizinha ao início dos cordões de soldadura, propaga-se depois ao longo da secção transversal do tubo, levando à denominada rotura circunferencial (Figura 2.6 a) e b)).

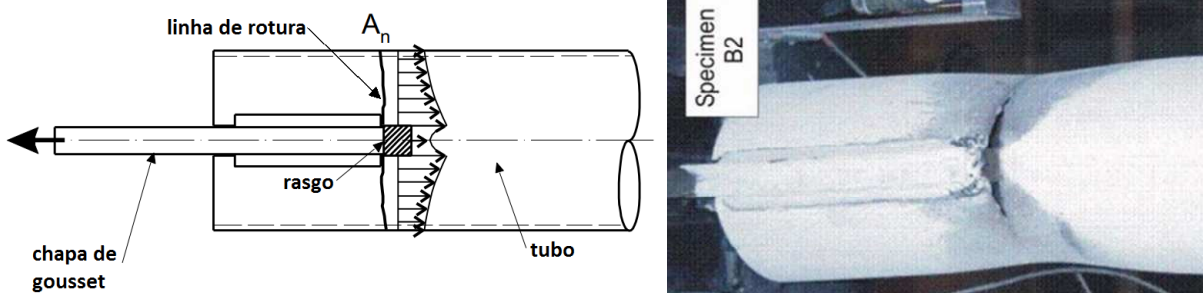


Figura 2.6 – Rasgo no tubo: linha de rotura da rotura circunferencial a): esquemático (Fonte: adaptado de Wardenier et al. (2010)); b): fratura de provete (Fonte: Martinez-Saucedo e Packer (2006))

Outro importante mecanismo a ter em conta neste tipo de ligação é o arranque por corte em bloco. O corte em bloco caracteriza-se por um destacamento de um bloco de material de um membro, sendo uma combinação de rotura à tração e de rotura por corte ao longo de planos perpendiculares entre si.

Este é um comportamento que se observou ser condicionante em ligações aparafusadas, devido a redução de área provocada pelos parafusos. No entanto, certas configurações de ligações soldadas são também suscetíveis de romper por este mecanismo. A rotura do bloco de material, é definida pelo perímetro adjacente à extremidade dos cordões de soldadura. (Oosterhof e Driver, 2011)

A rotura dá-se ao longo das soldaduras, pelo que neste caso pode acontecer ao longo da chapa de gousset ou ao longo das paredes do tubo, sendo no entanto mais comum esta última sobretudo pelas diferenças de espessura entre a chapa e a parede do tubo (Figura 2.7 a) e b)).

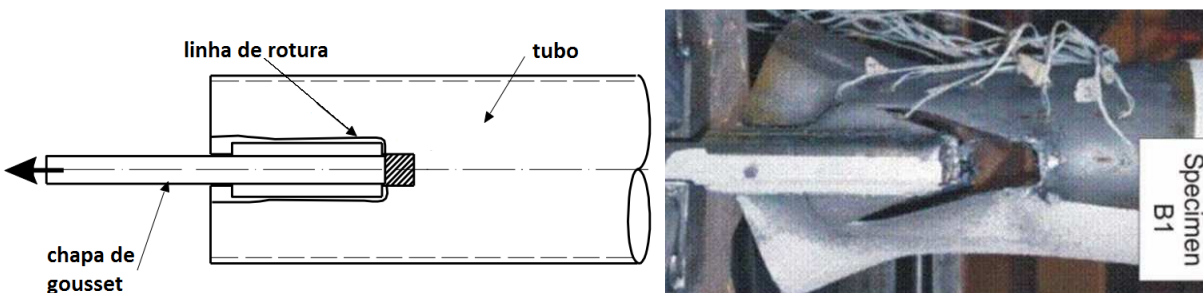


Figura 2.7 – Rasgo no tubo: linha de rotura do corte em bloco a): esquemático (Fonte: adaptado de Wardenier et al. (2010)); b): fratura de provete (Fonte: Martinez-Saucedo e Packer (2006))

Nas secções seguintes apresentam-se os trabalhos, tanto experimentais como numéricos, desenvolvidos nas últimas décadas e que serviram de base ao trabalho mais recente elaborado por Martinez-Saucedo e Packer (2009), em que foi proposto um novo modelo de análise do comportamento destas ligações. De seguida são apresentadas as disposições regulamentares existentes, sendo também apresentadas as diferentes variantes do ponto de vista construtivo à solução base.

2.3.3. ESTUDOS EXPERIMENTAIS

A compreensão do comportamento da ligação com rasgo no tubo, facilmente poderá resultar de uma análise com base empírica, que permite à partida descortinar os principais mecanismos de rotura associados. No entanto, uma correta compreensão do fenómeno de transmissão de carga entre o tubo e a chapa, só é possível através de uma análise experimental cuidada.

A grande maioria dos estudos feitos com este tipo de ligações, tem como principal objetivo o estudo do efeito *shear lag*, uma vez que a informação sobre este tema é escassa. Já no que diz respeito ao corte em bloco, por ser um tema mais consensual, a pesquisa dirigida exclusivamente sobre ele é menor.

Apesar de alguns dos trabalhos experimentais destinados a estudar o efeito *shear lag*, tenham vindo a revelar mais tarde a ocorrência de corte em bloco, no texto que se segue, optou por se fazer uma distinção entre os estudos direcionados para cada um dos modos de rotura.

i. “*Shear lag*”

Os primeiros trabalhos com o objetivo de estudar a influência do efeito de *shear lag* reportam à década de 30 do século passado, no âmbito de pesquisas militares feitas para o estudo de aeronaves de alta performance.

No entanto, o primeiro modelo para ter em conta este efeito, foi proposto por *Chesson e Munse (1963)*, para peças sujeitas a carregamento axial de tração e ligadas por rebites ou parafusos. Os autores tinham como objetivo quantificar a eficiência da secção transversal, através de um coeficiente redutor da resistência dos membros a ligar ($P_u = A_e * f_u$). Baseados num extenso programa experimental, os autores desenvolveram expressões empíricas para ter em conta os vários fatores que influenciavam a eficiência seccional. Os fatores mais importantes eram a área útil e o efeito *shear lag*. O coeficiente referente ao *shear lag* (U) era dado por:

$$U = 1 - \frac{\bar{x}}{L} \quad (2)$$

sendo:

$\bar{x} \rightarrow$ excentricidade da ligação

$L \rightarrow$ comprimento da ligação

Este modelo foi mais tarde adotado pelas normas americanas AISC Specifications, e alargado também a ligações soldadas. A norma americana, no entanto, passou apenas a considerar apenas os dois fatores dominantes, a área útil e o *shear lag*. Assim, a redução de eficiência da secção na zona crítica da ligação é dada pela área útil efetiva (A_e):

$$A_e = U * A_n \quad (3)$$

sendo:

$A_n \rightarrow$ área útil

A área útil é mínima na secção crítica da ligação, isto é, fim do rasgo do tubo, secção 1-1 da Figura 2.8, e é igual à área bruta transversal do tubo menos a área retirada pelos rasgos.

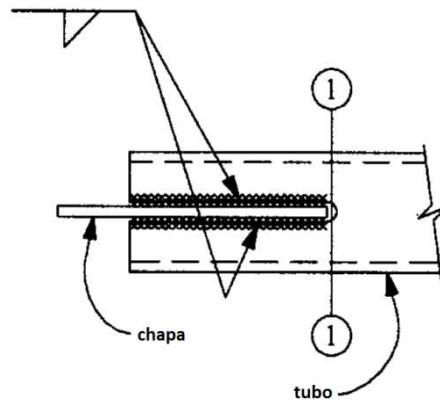


Figura 2.8 – Rasgo no tubo: secção crítica (Fonte: adaptado de Dowswell e Barber, 2005)

O trabalho elaborado por *Easterling e Giroux (1993)* pretendeu atestar a adequabilidade do modelo proposto por *Chesson e Munse (1963)* e adotado pelas normas americanas, a ligações soldadas. Foi realizado um estudo experimental com perfis de secção aberta (chapas, cantoneiras e perfis em “U”) para validar as regras até então vigentes. Os autores sugeriram que o valor máximo de U , fosse 0.9, para ter em conta as excentricidades e as imperfeições nas operações de soldadura (Equação 4). Alertaram também para a necessidade de maior estudo nesta área.

$$U = 1 - \frac{\bar{x}}{L} \leq 0.9 \quad (4)$$

Kirkham e Miller (2000) fizeram uma revisão das disposições disponíveis para a consideração do efeito *shear lag*, bem como uma coletânea de todos os trabalhos experimentais feitos até à data. As principais conclusões deste trabalho indicaram que as disposições normativas disponíveis não representavam adequadamente o comportamento das ligações, sendo conservativas. Foi assim recomendado maior pesquisa para os vários tipos de secções, nomeadamente em perfis de secção oca, onde a pesquisa existente até aí era bastante limitada.

Apesar da pesquisa feita em ligações entre perfis de secção aberta ser já bastante extensa, como se demonstra pela literatura acima enunciada, a pesquisa em elementos de secção tubular é relativamente recente, o que não impede que hoje já haja um conhecimento aprofundado.

O primeiro trabalho experimental em que foram testados perfis de secção oca, tanto retangulares, como quadrados e circulares, ligados a uma chapa através de um rasgo no perfil, foi realizado pela *BritishSteel (1992)*, observando-se que alguns dos provetes atingiram a rotura devido à presença do *shear lag*. (*Martinez-Saucedo e Packer, 2009*)

Korol et al. (1994), testaram secções ocas retangulares e quadradas, variando o comprimento das soldaduras, as dimensões dos perfis e a relação largura/altura. Dos 18 provetes testados, 7 deles apresentaram rotura por *shear lag*, e destes, os autores concluíram que 6 tinham um rácio L_w/w próximo de 1, em que w é a distância entre soldaduras medida ao longo do perímetro (para seções circulares Equação $w = 0.5 * \pi * D - t_{ch}$ (5)5). Concluíram também, que para rácios $L_w/w < 0.6$, a rotura se dava por corte do metal base do tubo, enquanto que quando $L_w/w > 1.2$ o efeito *shear lag* deixava de ter influência na rotura da ligação.

$$w = 0.5 * \pi * D - t_{ch} \quad (5)$$

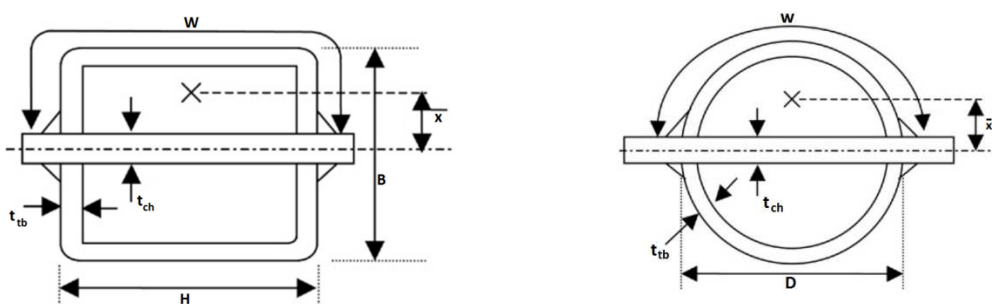


Figura 2.9 – Rasgo no tubo: identificação de parâmetros. a): secção quadrada; b): secção circular (Fonte: adaptado de *Ling et al., 2007b*)

No seguimento deste trabalho, *Korol (1996)* propôs um novo modelo para o cálculo da área efetiva útil, menos conservativo que o anterior baseado em *Chesson e Munse (1963)*, atrás apresentado. Em vez do uso de fatores de eficiência, são usados dois fatores, um que tem em conta o modo de rotura e outro que tem em conta a excentricidade da ligação. O coeficiente que tem em conta o modo de rotura depende do quociente L_w/w , é dado por:

$$\alpha = 1.0 \quad \text{para } \frac{L_w}{w} \geq 1.2 \quad (6)$$

$$\alpha = 0.4 + 0.5 * \frac{L_w}{w} \quad \text{para } 1.2 > \frac{L_w}{w} \geq 0.6 \quad (7)$$

$$\text{não aplicável} \quad \text{para } \frac{L_w}{w} < 0.6 \quad (8)$$

Segundo o autor, para valores de $L_w/w < 0.6$, ocorre rotura no metal base ao longo das soldaduras, verificando-se corte em bloco. Para valores em que $1.2 > L_w/w \geq 0.6$, a rotura era influenciada pela efeito *shear lag*. Acima desses valores (Equação 6), a rotura acontecia ao longo da secção transversal do tubo.

O fator que tem em conta a excentricidade é dado por:

$$U = 1 - 0.4 * \frac{\bar{x}}{L_w} \quad (9)$$

sendo a área útil efetiva, dada por:

$$A_e = U * \alpha * A_n \quad (10)$$

O primeiro estudo feito exclusivamente em secções tubulares com rasgo no tubo para a chapa de gousset foram conduzidos por *Cheng et al. (1998)* e *Cheng e Kulak (2000)*, no qual os autores efetuaram as revisões das normas canadiana e americana, respectivamente.

Segundo os estudos feitos por *Cheng e Kulak (2000)*, a não uniformidade de tensões, ou seja, o efeito *shear lag*, deixa de se verificar em ligações com comprimentos de entrega (L_w) elevados. Assim, quando este é 1.3 vezes superior ao diâmetro do tubo, a eficiência da secção transversal do tubo é total.

Estes autores também verificaram que para ligações com estes comprimentos de entrega, a rotura dos provetes deixava de ocorrer na zona da ligação, passando a ocorrer a meio comprimento do tubo, sendo a rotura antecedida por afunilamento do tubo, situação típica de uma rotura por cedência do material sujeito a tração. Segundo estes, a explicação para a mudança da zona de rotura do tubo deve-se ao facto de, deixando o *shear lag* de ser crítico para estes comprimentos, a chapa de gousset passar a ter um efeito benéfico para o tubo, proporcionando um confinamento da secção transversal nesta zona. Como fora da zona de ligação não existe este confinamento, fica então esta zona a ser a de menor resistência.

Wilkinson et al. (2002), testaram experimentalmente secções retangulares enformadas a frio, fazendo variar a espessura das paredes da secção e o comprimento da solduras longitudinais. Os autores observaram que em alguns casos a carga de rotura do provete era superior à carga prevista por aplicação das disposições regulamentares para o *shear lag*, o que sugere que estas disposições eram, à altura, ainda conservativas na sua abordagem.

Como os resultados obtidos experimentalmente para secções retangulares e quadradas podem não ser totalmente aplicáveis a secções circulares, mais recentemente, *Willibald et al. (2006)* realizaram um extenso trabalho experimental em secções ocas circulares e elípticas, com o objectivo de estudar a rotura das ligações provocada por *shear lag*, tanto em carregamento de tração como de compressão. Nesse estudo demonstrou-se que o efeito de *shear lag* pode realmente tornar-se crítico em ligações chapa-rasgo no tubo.

Os resultados permitiram perceber a forma como variam as tensões (σ) na zona da ligação, através dos registos dos extensómetros (ϵ) colocados ao longo do desenvolvimento da ligação. Como se pode verificar na Figura 2.10, as tensões são máximas no início das soldaduras, variando depois gradualmente até ao final destas. No tubo, a seguir ao fim da chapa, as tensões também tendem a decrescer rapidamente, à medida que aumenta a distância ao início do rasgo.

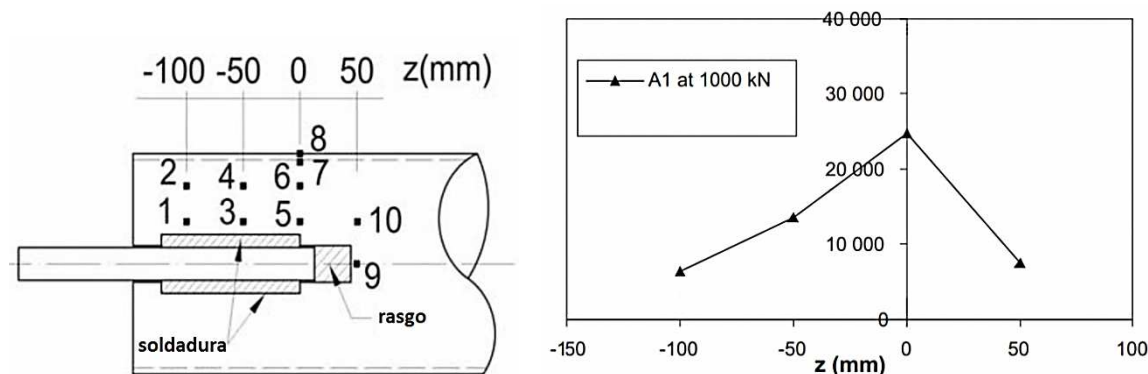


Figura 2.10 – Rasgo no tubo. a):vista lateral com indicação de posição de extensómetros; b): variação de extensões ao longo do comprimento de entrega [extensómetros 1, 3, 5 e 10] (Fonte: adaptado de *Willibald et al., 2006*)

A colocação de extensômetros ao longo do perímetro, no fim do comprimento de entrega, permitiu verificar uma variação acentuada de tensões da zona próxima das soldaduras para a zona mais distante destas, Figura 2.11.

Os autores concluíram ainda que o comprimento de entrega do tubo era o parâmetro que mais influenciava a resistência da ligação.

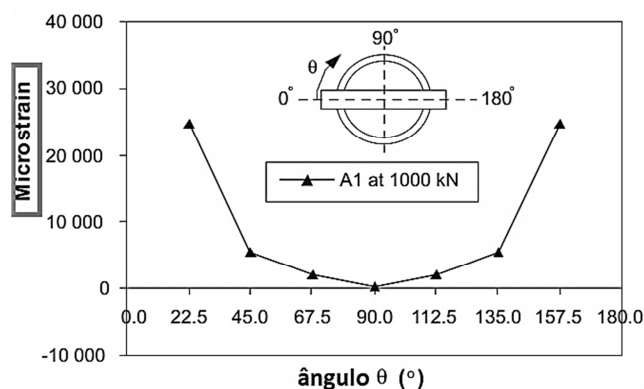


Figura 2.11 – Rasgo no tubo: variação de extensões ao longo perímetro [extensômetros 5, 6, 7 e 8] (Fonte: adaptado de Willibald et al., 2006)

Foram também realizados recentemente estudos em perfis tubulares de muito alta resistência ($f_y = 1350 \text{ MPa}$ e $f_u = 1350 \text{ MPa}$) por Ling et al. (2007b). Materiais com esta gama de resistência são normalmente utilizados em aplicações mecânicas, com bastante incidência na indústria automóvel mas também em estruturas *offshore*, por exemplo.

Da revisão das normas existentes para o efeito de *shear lag* feita pelos autores, ficou mais uma vez demonstrado que estas não permitem prever adequadamente a resistência da ligação, tanto em ligações com aços de alta resistência como com os de resistência normal. Segundo os mesmos, o efeito *shear lag*, deixa de ser crítico para ligações onde $L_w/w > 1.4$.

Os estudos mais recentes nesta área foram elaborados por Zhao et al. (2008), no entanto foram realizados com provetes de secção retangular e quadrada. Das conclusões obtidas destaca-se, mais uma vez, a constatação de que as normas são bastante conservativas no tratamento do *shear lag*, que a influência da espessura da chapa de *gousset* e do espaço livre no fundo do rasgo são diminutas na eficiência da secção útil, e por isso na sua resistência.

ii. Corte em bloco

A maioria das pesquisas realizadas com o objetivo de estudar a rotura por corte em bloco, foi realizada em ligações aparafusadas, usando cantoneiras ou chapas de *gousset*.

O primeiro modelo foi proposto por Birkemoe e Gilmour (1978) e sugeria que para o cálculo da resistência ao corte em bloco se adicionasse a contribuição das áreas sujeitas a corte e sujeitas a tração. Este modelo foi então adotado pela norma americana AISC Specification (1978).

Vários outros trabalhos experimentais foram sendo realizados, ao longo da década de 80 e 90 do século passado, alargando o espectro de estudo para ligações com cantoneiras e com chapas de *gousset*. A Figura 2.12, ilustra o modelo sugerido por Hardash e Bjorhovde (1985) para o corte em

bloco em chapas de *gousset*. O modelo proposto por estes autores adiciona a resistência de tração da secção útil a uma componente da resistência de corte que depende do comprimento da ligação

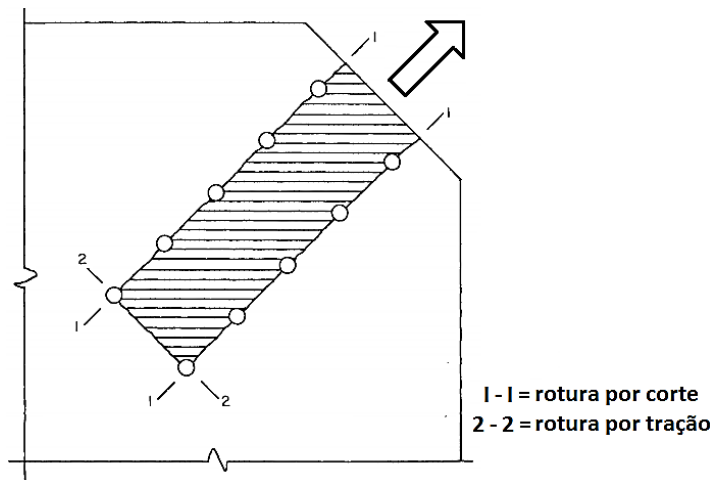


Figura 2.12 – Corte em bloco: superfícies de ruptura em chapa de *gousset* (Fonte: adaptado de *Hardash e Bjorhovde, 1985*)

Foram também realizados trabalhos experimentais por *Zhao e Hancock (1995)* e por *Zhao et al. (1999)*, em perfis de secção retangular e quadrada, enformados a frio, com o objetivo de estudar a influência das soldaduras em tubos de reduzida espessura de parede. As regras de dimensionamento propostas pelos autores são inconsistentes, pois como os próprios reconheceram, eram baseadas no pressuposto da ruptura se dar pelas soldaduras, contrariamente ao verificado experimentalmente, onde a ruptura ocorreu no metal base ao longo das soldaduras, ou seja, ocorrendo corte em bloco.

Kulak e Grondin (2001) realizaram uma revisão dos ensaios experimentais existentes até à data, concluindo que uma previsão da resistência última de uma chapa de *gousset* condizente com a carga atingida experimentalmente, poderia ser conseguida através da soma da resistência última da área útil à tração com a resistência de cedência da área bruta ao corte. Os mesmos autores verificaram também que as normas disponíveis eram conservativas, e que em muitos casos não refletiam o modo de ruptura observado nos ensaios laboratoriais.

O trabalho realizado por *Willibald et al. (2006)* em ligações com rasgo no tubo, no qual alguns dos provetes romperam por corte em bloco, permitiu concluir que tanto a norma americana como a canadiana eram adequadas, embora um pouco conservativas. No entanto, a validade desta conclusão é limitada devido ao baixo número de provetes que apresentaram este modo de ruptura.

Driver et al. (2006) efetuaram uma extensa compilação de dados existentes resultantes de trabalhos experimentais, da qual resultou uma equação única para os diferentes tipos de ligação. Esta equação reflete o modo de ruptura na grande maioria dos ensaios, em que primeiro se verifica a cedência dos planos sujeitos ao corte, seguido da ruptura no plano à tração, e por fim ruptura nos planos de corte. Os resultados experimentais indicavam também que a tensão de corte atingida era significativamente superior à tensão de cedência. Segundo os autores, a capacidade resistente da ligação pode ser calculada através da seguinte expressão:

$$P_u = \left[R_t * A_{nt} * f_u + R_v * A_{gv} * \left(\frac{f_y + f_u}{2} \right) * \frac{1}{\sqrt{3}} \right] \quad (11)$$

sendo A_{nt} a área útil sujeita a tração, A_{gv} a área bruta sujeita a corte, f_u a tensão última nominal e f_y a tensão de cedência nominal; R_t é o fator de correção da área à tração e R_v é o fator de correção da área de corte, que têm em conta a não uniformidade de tensões para os diferentes tipos de ligação. Para ligações com chapas de *gousset*, estes fatores devem ser unitários.

O primeiro estudo experimental feito exclusivamente com o objetivo de estudar o corte em bloco em ligações com rasgo no tubo, foi elaborado por *Ling et al. (2007a)* no seguimento do trabalho realizado por *Ling et al. (2007b)*, atrás apresentado. Após a verificação de que as normas existentes não eram adequadas, os autores propuseram uma alteração, que passava pela consideração da tensão mínima, de cedência e última, entre metal base e metal de adição. Todos os provetes ensaiados pelos autores atingiram a rotura por corte em bloco, tendo esta rotura se iniciado nas soldaduras no fim do comprimento de entrega da chapa, na denominada zona termicamente afetada (HAZ), propagando-se depois ao longo das soldaduras.

2.3.4. ESTUDOS NUMÉRICOS

Associados muitas vezes aos trabalhos experimentais apresentados na secção anterior, surgiram também estudos numéricos nesta área, que permitiram aumentar o espectro de pesquisa, alargando a base de resultados disponíveis. Com o modelo devidamente validado a partir dos dados experimentais realizados, foi assim possível tirar partido das múltiplas possibilidades de modelação disponíveis, conseguindo-se assim estudar o problema de uma forma mais aprofundada e clara.

Girard et al. (1995) propuseram um modelo elaborado com base numa análise de elementos finitos para o estudo de seções retangulares. No entanto, este revelou não ser adequado para a previsão da resistência das ligações, quando comparado com os resultados experimentais existentes na altura.

Os trabalhos de *Cheng et al. (1998)* e *Cheng e Kulak (2000)*, bem como de *Zhao et al. (1999)*, atrás apresentados, tiraram também partido de estudos numéricos.

O trabalho realizado por *Martinez-Saucedo et al. (2006)* mostrou existir uma transição gradual entre os modos de rotura da ligação com rasgo no tubo, o corte em bloco e a rotura circunferencial, ao contrário do que as normas preveem. O ponto de transição entre modos de rotura depende de fatores tais como: o comprimento da soldadura, a relação diâmetro-espessura do tubo (D/t_{tb}), a excentricidade da ligação e o tipo de detalhe da ligação. Os autores verificaram também existir um aumento contínuo da capacidade resistente da ligação com o aumento do comprimento da soldadura.

Foi observado pelos mesmos autores que a rotura neste tipo de ligações se iniciava maioritariamente com o aparecimento de uma fissura no tubo, na zona do fim das soldaduras. O modo de rotura que se verificava, era determinado pelo comprimento da soldadura, pelo que quando este era baixo as fissuras propagavam-se ao longo das soldaduras, situação típica de corte em bloco, e quando este era elevado as fissuras seguiam ao longo da secção transversal, levando à rotura circunferencial. Na maioria dos casos estudados, a posição da fissura era imediatamente a seguir ao fim das soldaduras. No entanto, quando o comprimento das soldaduras era tal que permitia o estabelecimento da resistência total do tubo, a posição da fissura revelou ser dependente da espessura do tubo. Assim, para tubos com D/t_{tb} baixos, a fissura no tubo iniciava-se junto ao fim do rasgo, verificando-se depois uma transição gradual deste ponto para as imediações do fim da soldadura, à medida que D/t_{tb} aumentava. Por fim, os autores consideraram ser necessário a elaboração de um único modelo, que tratasse simultaneamente os modos de rotura, permitindo prever a resistência da ligação.

No seguimento deste estudo e do apresentado na secção anterior realizado por *Willibald et al. (2006)*, e com o objetivo de dar resposta à necessidade de um novo modelo para este tipo de ligação, foram

elaboradas recomendações de projeto por *Martinez-Saucedo e Packer (2009)*. Reunindo como informação de base os estudos levados a cabo por este grupo de trabalho e os reportados por outros autores, e comparando com as disposições fornecidas pelas normas vigentes (AISC, CSA e EC3), os autores propuseram um modelo numérico que reproduz de forma mais fiel o comportamento das ligações com rasgo no tubo.

Para este tipo de tipo de ligação, apenas com cordões de soldadura longitudinais, os referidos autores verificaram que a transição entre modos de rotura se dava próximo da relação $L_w/w = 0.75$. Abaixo deste valor o modo de rotura verificado era o corte em bloco, acima a rotura circunferencial.

Quanto à eficiência da secção transversal do tubo, verificaram que o limite $L_w/D \geq 1.3$ proposto por *Cheng e Kulak (2000)* é adequado para que esta seja total, ou seja, para que o coeficiente *shear lag* seja máximo, isto é $U = 1$. Foi então proposto pelos autores um novo coeficiente para ter em conta o efeito *shear lag* (U) que reflete o crescimento gradual da eficiência da ligação com o aumento do comprimento da ligação (L_w), válido para $L_w/w > 0.7$ (Equação 12). Note-se que este limite de validade difere ligeiramente do quociente para o qual se verificou a transição entre modos de rotura para este detalhe, devendo-se ao facto deste coeficiente (U) ser válido também para outros detalhes, que serão apresentados nas secções seguintes deste trabalho, pelo que estes autores adotaram um limite de validade que servisse todos os detalhes.

$$U = \left(1 - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{L_w}{w} \right)^{2.4} \right]^{5.7}} \right) \quad (12)$$

Além da influência do comprimento da ligação, os autores também verificaram o efeito do quociente D/t_{tb} na eficiência da ligação, pelo que para L_w/w iguais, ligações com D/t_{tb} baixo se relevaram mais eficientes, ou seja, para tubos com igual diâmetro e iguais condições de carregamento, maior eficiência é conseguida se a parede do tubo for mais espessa. Estudando os autores a possibilidade de adicionar um coeficiente para ter em conta este parâmetro, a sua importância revelou ser diminuta, pelo que aconselharam à não inclusão no modelo proposto.

Para ligações em que $L_w/w < 0.7$, onde o corte em bloco revelou ser crítico, os autores propuseram a Equação 13 baseada no modelo proposto por *Driver et al. (2006)* atrás apresentado. A escolha deste modelo deve-se à não uniformidade de tensões verificadas ao longo dos planos de corte, que resulta da concentração de tensões na zona de término das soldaduras.

$$P_u = \phi * \left[R_t * A_{nt} * f_u + R_v * A_{gv} * \left(\frac{f_y + f_u}{2} \right) * \frac{1}{\sqrt{3}} \right] \quad (13)$$

Onde:

$R_t = 1$ e $R_v = 1$ para ligações com rasgo no tubo;

$A_{nt} = \begin{cases} 2 * t_{tb} * t_{ch} & \text{(área útil sujeita a tração para ligações com soldaduras de retorno)} \end{cases} (14)$

$\begin{cases} 0 & \text{(área útil sujeita a tração para ligações sem soldaduras de retorno)} \end{cases} (15)$

$A_{gv} = 4 * L_w * t_{tb}$ (área bruta sujeita a corte) (16)

Este modelo vem acrescido de um fator de resistência/segurança (ϕ) igual a 0.9.

Mais recentemente, *Oosterhof e Driver (2011)* discutiram a aplicação da equação 11 a ligações com rasgo no tubo, comparando os dados experimentais de outros autores com a proposta de *Martinez-Saucedo e Packer (2009)*. Aqui os autores propuseram que os valores de $R_t = 1.25$ e $R_v = 1$ fossem adotados e que o fator de resistência, ϕ , fosse igual a 0.75. A relevância desta proposta é entendida num contexto regulamentar de perspectiva de proposta de alteração ao regulamento.

A grande maioria dos estudos realizados em ligações com rasgo no tubo centra-se no comportamento da ligação quando sujeita a carregamento axial de tração, pois é com este tipo de carregamento que se atinge a máxima eficiência. No entanto, estas ligações também podem ser solicitadas por carregamentos de compressão.

O comportamento à compressão deste tipo de ligação foi estudado por *Willibald et al. (2006)* e por *Martinez-Saucedo et al. (2006)*, revelando que a resistência era consideravelmente menor que a atingida pelo provete com rasgo no tubo. A carga máxima foi atingida quando se atingiu a encurvadura local do tubo na zona do fim do rasgo.

A eficiência atingida pela ligação depende de vários fatores dos quais se destacam o quociente D/t_{tb} , a concentração de tensões no início das soldaduras, dependente do efeito de *shear lag*, e o comprimento livre entre o fim do *gousset* e o início do rasgo (l_{sl}). Os estudos numéricos demonstraram que o efeito *shear lag* deixava de se fazer notar para $L_w/w < 0.92$, passando a depender apenas dos outros dois fatores. Para estas ligações, a sua eficiência diminuía à medida que l_{sl} aumentava, o que se explica com o aumento do comprimento livre que conduz a uma maior probabilidade de instabilização.

2.3.5. ENQUADRAMENTO REGULAMENTAR

As disposições presentes nas normas refletem quase sempre a informação científica disponível, pelo que o aumento do conhecimento do comportamento dos fenómenos físicos observados acaba por se refletir mais cedo ou mais tarde nas normas que regem a prática de projeto, tal como foi constatado por *Geschwindner (2004)*, a propósito da evolução da norma americana no que ao *shear lag* e ao corte em bloco diz respeito. Por isso a evolução das normas torna-se quase inevitável, tornando-se a constatação tomada por este autor extensível a outras normas, uma vez que têm como objetivo fornecer métodos simples e fáceis de aplicar, mas ao mesmo tempo capazes de conduzir a estruturas seguras e económicas.

Para ligações sujeitas a carregamentos de tração, a regulamentação europeia (Parte 1-8 do Eurocódigo 3) não fornece nenhuma indicação específica para ter em conta o efeito *shear lag* em ligações soldadas, apenas tendo em conta a não uniformidade de tensões para ligações aparafusadas. Este efeito apenas é tido em conta em cantoneiras tracionadas ligadas por uma aba e em outros elementos tracionados ligados assimetricamente (Cláusula 3.10.3).

A norma americana, AISC 360-10 (*AISC, 2010*), em vigor para estruturas em aço, tem em conta a redução da eficiência do tubo através de um coeficiente U (Cláusula D3.). Este coeficiente, tem no entanto sofrido algumas alterações nas diferentes versões da norma, mas o modelo de base continua a ser o proposto por *Chesson e Munse (1963)*, apresentado na Secção 2.3.3, em que a eficiência depende da excentricidade da ligação (\bar{x}) e do seu comprimento (L_w), dada pela Equação 1. Esta norma propõe também, que para ligações em que $L_w \geq 1.3D$, o valor de U seja unitário, tal como sugerido por *Cheng e Kulak (2000)*.

Segundo *Willibald et al. (2006)*, a utilização da excentricidade reduzida (\bar{x}'), que tem em conta a espessura da chapa de *gousset*, leva a uma melhor previsão da resistência esperada à resistência atingida experimentalmente, em provetes sujeitos a tração.

Semelhante abordagem é seguida pela norma brasileira de aços NBR8800 (*ABNT, 2008*) na cláusula 5.2.3 através do coeficiente de redução da área útil. Quanto ao coeficiente *shear lag*, é de notar, a inclusão de um limite inferior igual a 0.6, não sendo permitido o uso de ligações com valores inferiores, e de um limite superior igual a 0.9.

A norma canadiana, CSA S16-01 (*CSA, 2001*), na cláusula 12.3.3.3, fornece regras para o cálculo da área útil efetiva quando são utilizados como elementos de ligação cordões de soldadura paralelos à direção da carga, como são o caso das ligações com rasgo no tubo. O coeficiente de eficiência, U , depende da relação entre o comprimento da ligação (L_w) e a distância entre soldaduras medida ao longo do perímetro da secção transversal (w). De acordo com a referida norma, a eficiência total da ligação só é conseguida quando $L_w/w \geq 2$.

Abordagem semelhante à norma canadiana tinha sido seguida no guia de projeto para secções ocas elaborado por *Packer e Henderson (1997)*, definindo vários escalões de eficiência consoante o quociente L_w/w .

Recentemente, o guia de projeto para secções circulares ocas, elaborado pelo DG1 do CIDECT (*Wardenier et al., 2010a*), entidade internacionalmente reconhecida na área das estruturas tubulares em aço, sugere que o dimensionamento de ligações com rasgo no tubo deve ser efetuado de acordo com o modelo proposto por *Martinez-Saucedo e Packer (2009)*, apresentado na secção anterior.

Importa também referir, que a norma japonesa (*AIJ, 2002*) que regula o projeto de estruturas tubulares, exclui o efeito de *shear lag* prescrevendo um comprimento mínimo para estas ligações de $L_w \geq 1.2D$. No entanto, é acrescentado um fator redutor da eficiência da área, igual a 0.9, para ter em conta os defeitos de montagem. (*Willibald et al., 2004*)

Para o cálculo da área útil efetiva, as diferentes normas são unânimes em considerar o produto do coeficiente *shear lag* pela área útil da secção transversal, conforme indicado na Equação 2 atrás apresentada.

Na Tabela 2 apresenta-se um resumo das disposições para a consideração do efeito de *shear lag* nas principais normas internacionais.

Tabela 2 – Quadro síntese de disposições para *shear lag* em seções circulares (Fonte: adaptado de Willibald et al, 2004)

Documento	Coefficiente <i>shear lag</i> , U	Intervalo de aplicação
EC3 1-8 (2010)	-	-
AISC 360-10 (2010)	$U = 1 - \frac{\bar{x}}{L_w}$ para $1.3D > L_w \geq D$ $U = 1$ para $L_w \geq 1.3D$	$L_w \geq D$
CSA S16-01 (2001)	$U = 0.5 + 0.25 \frac{L_w}{w}$ para $2.0 > \frac{L_w}{w} \geq 1.0$ $U = 0.75 \frac{L_w}{w}$ para $\frac{L_w}{w} < 1.0$	Sem restrições
NBR8800 (2008)	$U = 1 - \frac{\bar{x}}{L_w}$ para $1.3D > L_w \geq D$ $U = 1$ para $L_w \geq 1.3D$	$0.9 > U > 0.6$ e $L_w \geq D$
AIJ (2002)	$U = 0.9$	$L_w \geq 1.2D$
Packer e Henderson (1997)	$U = 1$ para $\frac{L_w}{w} \geq 2.0$ $U = 0.87$ para $2.0 > \frac{L_w}{w} \geq 1.5$ $U = 0.75$ para $1.5 > \frac{L_w}{w} \geq 1.0$ $U = 0.62$ para $1.0 > \frac{L_w}{w} \geq 0.6$	<i>shear lag</i> não é crítico para $\frac{L_w}{w} < 0.6$
CIDECT DG1 (2010)	$U = \left(1 - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{L_w}{w} \right)^{2.4} \right]^{5.7}} \right)$	$\frac{L_w}{w} \geq 0.7$

Para melhor percepção da variação do coeficiente redutor da área devido ao *shear lag* nos diferentes documentos normativos representam-se graficamente na Figura 2.13. Neste gráfico optou-se por não representar a proposta da norma brasileira, pois é idêntica à americana, nem a da norma japonesa.

A análise do gráfico, permite verificar que apesar de todas as disposições disponíveis indicarem uma eficiência crescente, apenas a norma canadiana em vigor e o CIDECT DG1, adotam um coeficiente que traduz o aumento gradual da eficiência da ligação com o aumento do comprimento da ligação, enquanto as outras propõem um aumento de eficiência escalonado com o aumento do comprimento da ligação, situação que parece não ter justificação física aparente e indo contra as evidências constatadas nos estudos descritos nas seções anteriores.

Verifica-se tanto na proposta do CIDECT DG1 como na proposta da AISC - cujos valores do coeficiente são superiores aos anteriormente prescritos - que a redução de eficiência devida ao efeito *shear lag* não é tão pronunciada como inicialmente se pensava ser para comprimentos de entrega mais

elevados ($L_w/w \geq 1$). No entanto, a proposta da norma americana, continua a sobrestimar o efeito *shear lag* para ligações com $L_w < 1.3D$. Acima deste quociente, a proposta do CIDECT DG1 é um pouco mais conservativa, adotando um coeficiente ligeiramente superior ao da AISC.

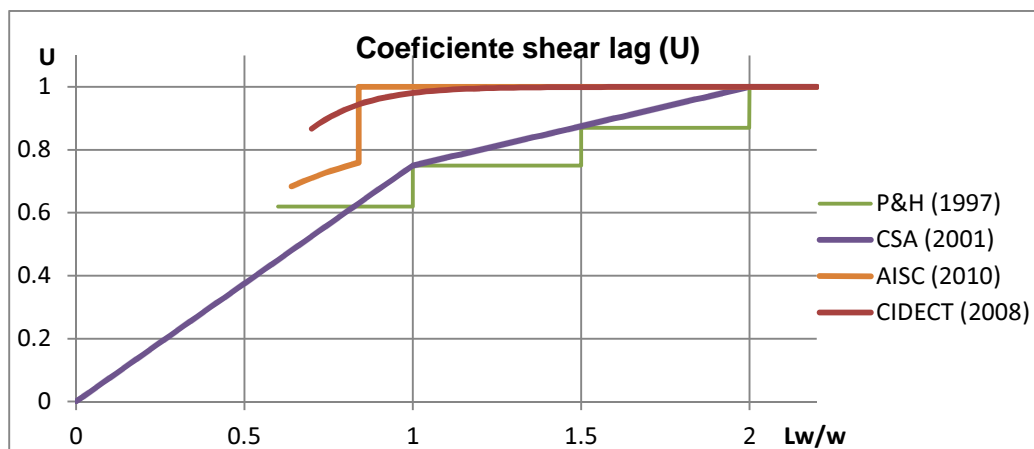


Figura 2.13 – Coeficiente *shear lag* segundo as várias normas

Quanto ao corte em bloco, todas as normas sugerem que a resistência seja calculada combinando a resistência de tração do tubo ao longo da espessura da chapa de *gousset* e a resistência de corte do tubo ao longo das soldaduras. As principais diferenças entre as normas surgem na quantificação das áreas de corte e de tração, nos fatores de segurança (γ_M) ou resistência (ϕ) adotados (consoante a norma) e nos patamares de tensão (f_y , f_u ou combinação dos dois) considerados na rotura. Na Tabela 3 apresentam-se as disposições para o corte em bloco presentes nas principais normas internacionais.

Neste tipo de ligações, por serem soldadas, a área bruta em corte (A_{gv}) é sempre igual à área útil em corte (A_{nv}), independentemente da utilização de soldaduras transversais. Assim, na norma americana, como $A_{gv} * f_y$ será sempre menor que $A_{nv} * f_u$, a expressão de dimensionamento pode ser simplificada apenas ao ramo esquerdo.

Nenhuma das disposições apresentadas pelas normas, fornece um intervalo de aplicação das equações para o corte em bloco. Este facto conduz a que a verificação tenha de ser feita em todos os casos juntamente com a verificação da rotura circunferencial. Esta limitação deixa de acontecer no método proposto pelo CIDECT DG1, no qual a transição entre modos de rotura e consequentemente entre verificações, é definida por um quociente dependente do comprimento da ligação, $L_w/w = 0.7$. No entanto, a aplicação das equações propostas não fica cingida a este quociente, podendo ser usada para valores abaixo ou acima deste, pois estas foram desenvolvidas para traduzir a tendência do comportamento da ligação mesmo fora dos limites de validade sugeridos.

Para o cálculo do comprimento de entrega do perfil tubular na chapa de *gousset* necessário para a transmissão de carga, o regulamento britânico de estruturas de aço (BS 5950 Cl. 6.7.2.4) sugere que quando usado apenas cordões de soldadura longitudinais à aplicação da carga, em membros tracionadas, esse comprimento seja pelo menos igual à dimensão transversal do elemento a ligar, o que neste caso equivale a dizer, ao diâmetro do tubo.

Tabela 3 – Quadro síntese de disposições para o corte em bloco em secções circulares (Fonte: adaptado de Willibald et al., 2006)

Documento	Resistência ao corte em bloco
EC3 1-8 (2010) (Cl. 3.10.2)	$V_{eff,Rd} = \frac{1}{\gamma_{M2}} * A_{nt} * f_u + \frac{1}{\gamma_{M2}} * \frac{1}{\sqrt{3}} * A_{nv} * f_y$ <p>com $\gamma_{M0} = 1.0$ e $\gamma_{M2} = 1.25$</p>
AISC 360-10 (2010) (Cl. J4.3)	$R_n = \phi [U_{bs} * A_{nt} * f_u + 0.6 * A_{gv} * f_y] \leq \phi [U_{bs} * A_{nt} * f_u + 0.6 * A_{nv} * f_u]$ <p>com $U_{bs} = 1$ e $\phi = 0.75$</p>
CSA S16-01 (2001) (Cl. 13.11)	$T_n + V_n = \phi [A_{nt} * f_u + 0.6 * A_{gv} * f_y]$ <p>com $\phi = 0.9$</p>
NBR8800 (2008) (Cl. 6.5.6)	$F_{r,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a2}} [C_{ts} * A_{nt} * f_u + 0.6 * A_{nv} * f_u] \leq \frac{1}{\gamma_{a2}} [C_{ts} * A_{nt} * f_u + 0.6 * A_{gv} * f_y]$ <p>com $C_{ts} = 1$; $\gamma_{a1} = 1.10$ e $\gamma_{a2} = 1.35$</p>
CIDECT DG1 (2010)	$N_{Rd} = \phi \left(A_{nt} * f_u + 0.58 * A_{gv} * \left(\frac{f_y + f_u}{2} \right) \right)$ <p>com $\phi = 0.9$</p> <p>válido para $\frac{L_w}{w} < 0.7$</p>

2.3.6. CONSIDERAÇÕES ADICIONAIS SOBRE O COMPORTAMENTO

2.3.6.1. Detalhe de corte no fim do rasgo

O detalhe do fim do rasgo no tubo é um parâmetro que embora não tenha sido extensivamente estudado, pode ter uma influência considerável no comportamento da ligação. Existem duas possibilidades de fazer o corte no término do rasgo, ou se opta pelo corte quadrado ou pelo corte arredondado, conforme se pode ver na Figura 2.14.

O comportamento do corte quadrado não revelou ser o mais adequado, pois segundo o relato de Liu et al. (2006) a rotura iniciava-se no final do rasgo no tubo a partir dos seus cantos prolongando-se depois com o aumento da carga atuante.

Como alternativa surge o corte arredondado, tendo este diâmetro igual à espessura do rasgo. Assim, deixam de existir pontos angulosos, pelo que a concentração de tensões vem diminuída, resultando num menor risco de rotura por fadiga do material.

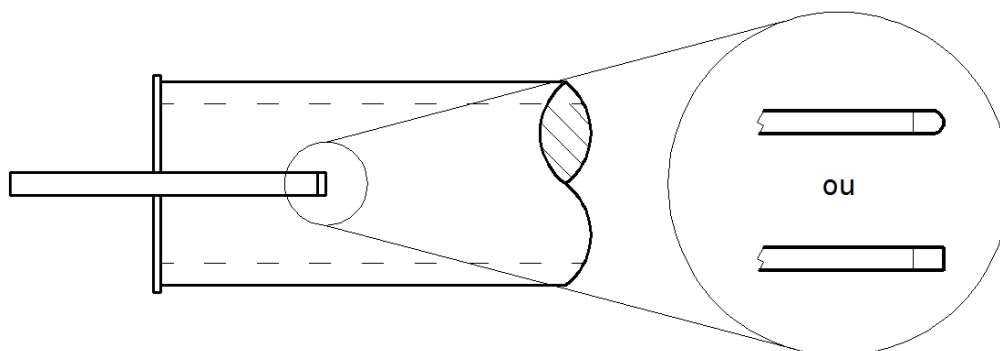


Figura 2.14 – Detalhe de corte no fim do rasgo no tubo.

Por razões construtivas, passa a existir um buraco entre o fim da chapa e o fim do tubo. A existência deste buraco não é no entanto possível devido à necessidade de proteção contra a corrosão do interior do tubo. Por esta ser uma zona crítica na ligação, o seu detalhe é importante para o seu comportamento. O preenchimento deste espaço pode ser feito com metal de soldadura, com uma chapa de pequenas dimensões ou com outro material.

O uso de metal de soldadura como preenchimento, é discutido na secção 2.3.7, onde é considerado como soldadura transversal. As outras possibilidades são, à partida, menos intrusivas para o metal de base. A utilização de uma chapa de pequenas dimensões como capa para o buraco não induzirá no tubo tensões adicionais consideráveis, uma vez que serão utilizadas reduzidas soldaduras, Figura 2.15.

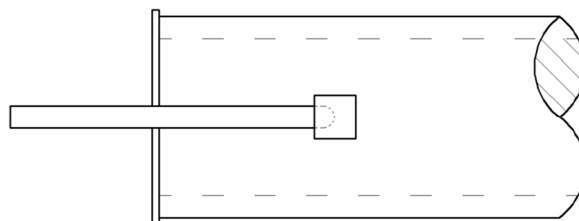


Figura 2.15 – Chapa de cobertura

Outra possibilidade é o preenchimento do furo com outro material. Esse material e a sua aplicação não devem induzir ao metal base tensões residuais, pelo que devem ser colocados a frio. Para além disso, deve ser um material com um acabamento semelhante ao metal de base, por isso que se possa pintar, deve ser impermeável e ter grande durabilidade. A consulta de catálogos comerciais revela potencial de utilização de espuma de poliuretano como material de enchimento (HENKEL, 2008). No entanto, o real impacto deste material no material de base carece de análise experimental para este tipo de ligações com este detalhe.

2.3.6.2. Reforço da secção

As ligações com rasgo no tubo e chapa de *gousset* são usadas em várias circunstâncias em que são sujeitas a várias ações, por exemplo, quando sujeitas a ações reversíveis e cíclicas, em sistemas de contraventamento. Em ligações sujeitas a carregamentos estáticos, como por exemplo as treliças, o efeito de *shear lag* induzido à ligação é normalmente bem acomodado, desde que a carga atuante não se aproxime da capacidade máxima do tubo. No entanto, quando sujeitas a carregamentos cíclicos, tanto a observação dos danos em sismos passados como a investigação experimental, têm revelado

tendência para romper prematuramente. Esta rotura, causada pela excessiva concentração de tensões nas paredes do tubo, no fim do comprimento de entrega da chapa, pode pôr em causa a integridade estrutural de uma estrutura. Por esta razão, várias normas (por exemplo: AISC 341-10 e CSA S16-01) sugerem que haja um reforço da secção do tubo na zona do fim da chapa.

Este requisito resulta da necessidade de garantir que as ligações tenham capacidade de deformação plástica, situação que também é prescrita no EC8 (*IPQ, 2010d*). Este requisito tem de ser verificado na zona crítica da ligação. Como na zona crítica da ligação, ocorre simultaneamente redução de área, devido ao rasgo no tubo, e redução de eficiência, devida ao efeito de *shear lag*, o seu cumprimento poderá estar em causa (Equação 17).

$$N_{pl,Rd} \leq N_{u,Rd} \Leftrightarrow A_g * f_y \leq 0.9 * U * A_n * f_u \quad (17)$$

Caso haja necessidade de proceder ao reforço da secção, a solução passará por fazer aumentar a área de corte disponível, ou através da consideração de soldaduras transversais ou através da colocação de placas de reforço (Figura 2.16). Outra possibilidade para contornar o reforço a secção é a utilização de corte no tubo e na chapa simultaneamente, situação que é apresentada na secção 2.3.7.3.

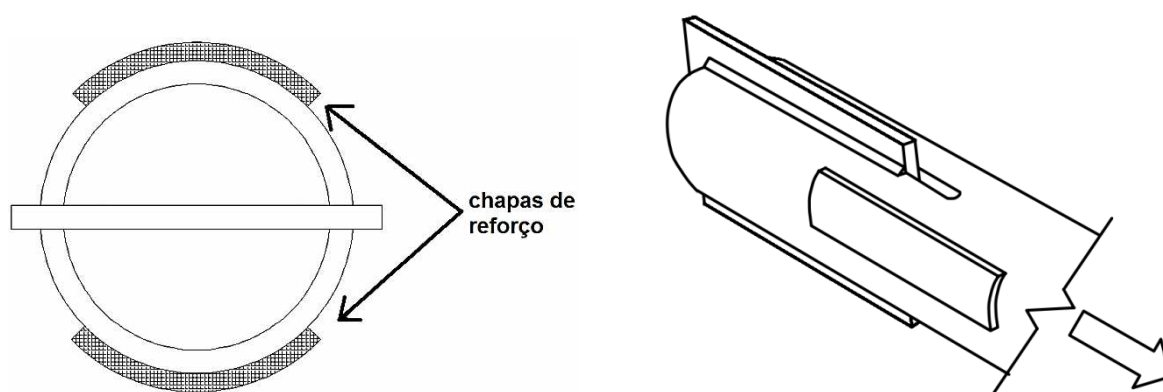


Figura 2.16 – Reforço da seção de corte com chapas. a): corte; b): perspectiva (Fonte: adaptado de *Shaw et al. (2010)*)

A dificuldade em fazer o reforço numa superfície curva conduziu a que a indústria dê-se preferência ao uso de perfis de secções de superfície plana, como os de secção oca quadrada e retangular, em diagonais de contraventamento. No entanto estes perfis têm um pior comportamento dissipativo em caso de sismo, devido às características dos seus materiais e da sua geometria, que leva a que exista uma concentração de tensões nos cantos do tubo. (*Oliveira et al., 2008*)

Shaw et al. (2010), ao avaliarem a possibilidade de rotura pela secção útil dos perfis tubulares em sismos, concluíram que o reforço da secção pode não ser necessário para atingir a capacidade de deformação adequada, caso se opte pela utilização de soldaduras transversais, ou então caso se garanta que a resistência da secção útil é maior que a da secção bruta.

2.3.6.3. Resistência e comportamento à fadiga

O comportamento de ligações com rasgo no tubo sujeitas à fadiga é de especial relevância em zonas onde as estrutura podem estar sujeitas a um grande variação no histórico de carregamento. A esta situação estão sujeitos os sistemas de contraventamento. Os sistemas de contraventamento através de diagonais apresentam como principal desvantagem a baixa redundância estrutural, pelo que apresentam maior risco de rotura à fadiga. Assim, é importante que as diagonais de contraventamento tenham um melhor comportamento à fadiga, ou seja, suportem mais ciclos de carga e descarga.

Liu et al. (2006) concluíram que a utilização de chapas de gousset de elevada espessura, assim como perfis com paredes de baixa espessura, levava a uma diminuição da resistência à fadiga. Verificaram também que a existência de espaço livre no rasgo após o fim da chapa de gousset, tinha baixa importância no desempenho dos provetes.

Ham et al. (2007) realizaram um trabalho experimental em que submeteram os provetes a carregamento cíclico de tração e de compressão. Foram analisados provetes com diferentes espessuras de parede de tubo e com ou sem reforço de secção. Observaram que os provetes em que existia reforço de secção, o número de ciclos de carga/descarga atingido era maior, uma vez que a rotura frágil na ligação era evitada. Verificaram também que a utilização de provetes com menor espessura conduzia a um menor número de ciclos, tal como tinha sido verificado por *Liu et al. (2006)*.

2.3.7. OUTRAS VARIANTES

A execução de ligações tubo a chapas de *gousset*, não se encontra limitada apenas à solução base, atrás apresentada, existindo outros detalhes construtivos na prática. Assim como alternativa à solução composta apenas por quatro cordões de soldadura de canto longitudinais, existe também a opção de usar soldas de retorno, a chapa cortada, a chapa dentro do tubo ou a chapa e o tubo cortados.

2.3.7.1. Soldaduras transversais de retorno

O uso de soldaduras de retorno é uma opção muitas vezes usada como detalhe de ligações com rasgo no tubo. Caracteriza-se pelo uso de soldaduras transversais ao desenvolvimento do tubo, nas extremidades da chapa, a seguir ao fim das soldaduras longitudinais (Figura 2.17). Por darem continuidade à soldadura, tomam a designação de soldaduras de retorno.

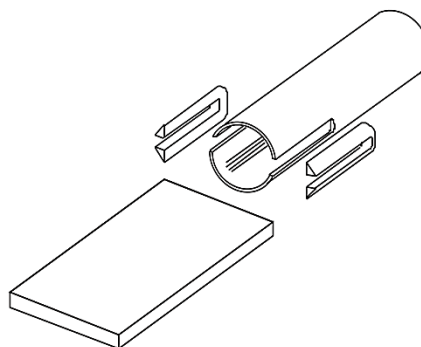


Figura 2.17 – Ligação com rasgo no tubo e com soldaduras de retorno (Fonte: *Willibald et al., 2006*)

A rotura destas ligações inicia-se na zona adjacente aos cordões de soldadura, na chamada zona termicamente afetada, prolongando-se depois ao longo das soldaduras longitudinais ou ao longo da secção transversal, consoante o comprimento da ligação. (Martinez-Saucedo et al., 2006)

Segundo Zhao e Hancock (1995), na sequência da avaliação do efeito das soldaduras em ligações com rasgo no tubo, o uso de soldaduras de retorno é sugerido em algumas normas (como por exemplo no Eurocódigo 3 1-8, Cl. 4.3.2.1(4) e na BS 5950-1, Cl.6.7.2.2), em que, quando são utilizadas soldaduras de ângulo se sugere que estas não terminem em cantos, devendo ser prolongadas à volta do canto, com comprimento pelo menos igual à espessura do cordão de soldadura. Este procedimento aumenta a capacidade de carregamento da estrutura, através de maior capacidade de movimento plástico, antes da rotura da ligação. A carga máxima atingida nos ensaios experimentais também revelou ser maior quando usadas soldaduras de retorno, revelando estas maior importância quanto mais finas as paredes do tubo. Os autores sugerem mesmo que estas devam ser consideradas como requisito obrigatório no dimensionamento.

Segundo Cheng e Kulak (2000), a ausência de soldaduras de retorno pode conduzir a um aumento da concentração de tensões a qual pode resultar na rotura da secção do tubo no final da chapa, associado a uma redução da ductilidade. Sugerem assim que estas sejam usadas devido ao ganho de ductilidade que proporcionam, mesmo tendo em conta o custo adicional que possam representar.

A investigação levada a cabo por Martinez-Saucedo et al. (2006) estudou também o comportamento deste detalhe quando solicitado a carregamentos estáticos de tração, indicando que o seu uso elimina a possibilidade de rotura na zona útil, levando a que a cedência da secção ocorra fora da zona da ligação. Mesmo evitando a possibilidade de rotura ao longo da área útil, a ocorrência de rotura circunferencial e de corte em bloco continuam a ser possíveis.

Os mesmos autores chamam, no entanto, a atenção para o facto do uso de soldaduras de retorno poder afetar consideravelmente o comportamento da região imediatamente a seguir ao fim da chapa, diminuindo a capacidade desta de resistir a extensões consideráveis, ou seja, reduzindo a sua capacidade de deformação, colocando assim em causa a ductilidade da ligação. Assim, é sugerido evitar detalhes construtivos que impliquem preenchimento do rasgo, para que seja conseguido um melhor comportamento, pois levam a um aumento da temperatura que induz tensões residuais nesta zona.

Esta conclusão é contrária às propostas por Cheng e Kulak (2000) e de Zhao e Hancock (1995), onde era sugerido a existência de um aumento de ductilidade com o uso de soldas de retorno. Zhao et al. (2008) num estudo realizado com provetes de secção retangular e quadrada observaram também ganhos de ductilidade significativa na ligação se forem usadas soldaduras de retorno.

Recentemente, Shaw et al. (2010), sugeriram que a capacidade de deformação atingida em provetes com soldaduras de retorno, quando sujeitos a carregamento cíclico, era adequada relativamente às exigências regulamentares, apresentando maior ductilidade do que os provetes sem soldaduras de retorno, rebatendo as conclusões de Cheng e Kulak (2000). Quanto à concentração de tensões no tubo, imediatamente a montante das soldaduras de retorno, problema levantado por Martinez-Saucedo et al. (2006), os autores referem que a presença destas não deverá comprometer a ductilidade da ligação.

Com o uso de soldaduras de retorno, é comum assumir-se que toda a secção do tubo está disponível para transmitir carga, não se descontando a área correspondente aos rasgos, o que leva a que a área útil seja igual à área bruta ($A_n = A_{ng}$). (Cheng et al., 1998). No entanto, tanto a norma americana (AISC 360-10, Cl. B4.3b) como a canadiana (CSA S16-01, Cl. 12.3.5), não permitem a consideração do

metal de adição no cálculo da área útil de corte, quando são usadas soldaduras transversais, pelo que se deve descontar sempre a área dos rasgos.

Oosterhof e Driver (2011), ao estudarem o corte em bloco em ligações com rasgo no tubo, recomendaram que no cálculo da resistência não seja considerada a área à tração correspondente ao rasgo ($A_{nt} = 2 * t_{tb} * t_{ch}$), tanto em detalhes com ou sem soldaduras de retorno.

A utilização de soldaduras de retorno apesar de possível é no entanto desaconselhada num comentário à norma Americana, onde se refere que este detalhe deva ser evitado para que assim seja prevenida a rotura local do metal junto ao final das soldaduras.

Até à data, não foram ainda reportados estudos em ligações usando soldaduras de retorno sujeitas exclusivamente a carregamento axial de compressão.

2.3.7.2. Chapa cortada

Um dos métodos alternativos de ligar uma chapa de *gousset* a um perfil tubular passa pelo corte da chapa em vez do rasgo no tubo, conforme se pode visualizar na Figura 2.18. A ligação destes dois elementos é feita por intermédio de cordões de soldadura longitudinais. Com este detalhe, deixa de ocorrer a redução de a área do tubo devido ao rasgo, pelo que a área bruta do tubo está disponível na zona de tensões máximas, no início dos cordões de soldadura.

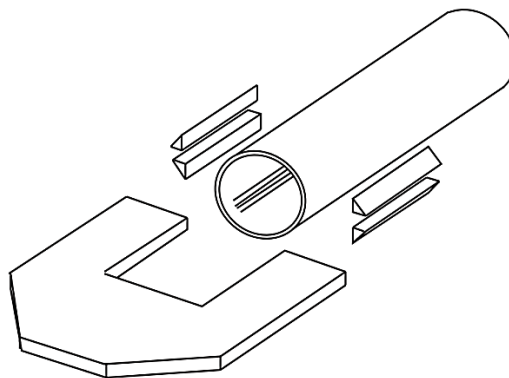


Figura 2.18 – Chapa cortada (Fonte: *Willibald et al., 2006*)

Este detalhe foi estudado por *Willibald et al. (2006)* e por *Martinez-Saucedo et al. (2006)*. *Martinez-Saucedo e Packer (2009)* propuseram um novo método de dimensionamento para ligações entre chapa-tubo, apresentado atrás, aplicável também a este detalhe.

Os referidos autores verificaram que, uma vez atingida toda a capacidade plástica na ligação, a chapa de *gousset* começava a expandir lateralmente, conduzindo a uma distorção da forma do tubo. Verificaram que em ligações onde $L_w/w > 1$, sujeitas a tração, existia um afunilamento do provete a meio vão do tubo, sinal da ocorrência de plastificação nessa zona.

O método de dimensionamento proposto (Equações 18 e 19) para este detalhe quando sujeito a tração, difere apenas do proposto para ligações com rasgo no tubo, na introdução de fatores para ter em conta a não uniformidade de tensões ao longo dos planos de rotura do corte em bloco ($R_t = 0.7$ e $R_v = 1.65$). Importa referir que neste caso a área útil de corte é igual à área bruta de corte do tubo ($A_n = A_g$).

$$N_{Rd} = 0.9 * A_n * f_u \left(1 - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{L_w}{w} \right)^{2.4} \right]^{5.7}} \right), \quad se \frac{L_w}{w} \geq 0.7 \quad (18)$$

$$N_{Rd} = 0.9 * \left(R_t * A_{nt} * f_u + R_v * 0.58 * A_{gv} * \left(\frac{f_y + f_u}{2} \right) \right) \quad (19)$$

Quanto ao comportamento à compressão, este detalhe apresentou uma resistência consideravelmente menor que a atingida pelo provete com rasgo no tubo, dando-se a rotura ao longo da área bruta da secção transversal, a seguir ao fim da chapa. A chapa de *gousset* apresentava também grande deformabilidade agravando a encurvadura do tubo. Por esta razão os autores defenderam que este tipo de detalhe deva ser evitado em elementos que possam estar sujeitos a compressão. No entanto, os autores notaram que um aumento da eficiência do tubo podia ser conseguido através do uso de chapas de *gousset* de maior espessura, ou seja, com um maior momento de inércia.

2.3.7.3. Rasgo na chapa e no tubo

Recentemente *Martinez-Saucedo et al. (2008)* estudaram a hipótese de materializar a ligação através de um rasgo em simultâneo no tubo e na chapa - *Modified Hidden Gap (MHG)*, Figura 2.19. A principal motivação deste estudo foi evitar a imposição da norma americana, de reforço da secção transversal, apresentado na secção 2.3.6.2, usando as potencialidades verificadas experimentalmente em anteriores estudos.

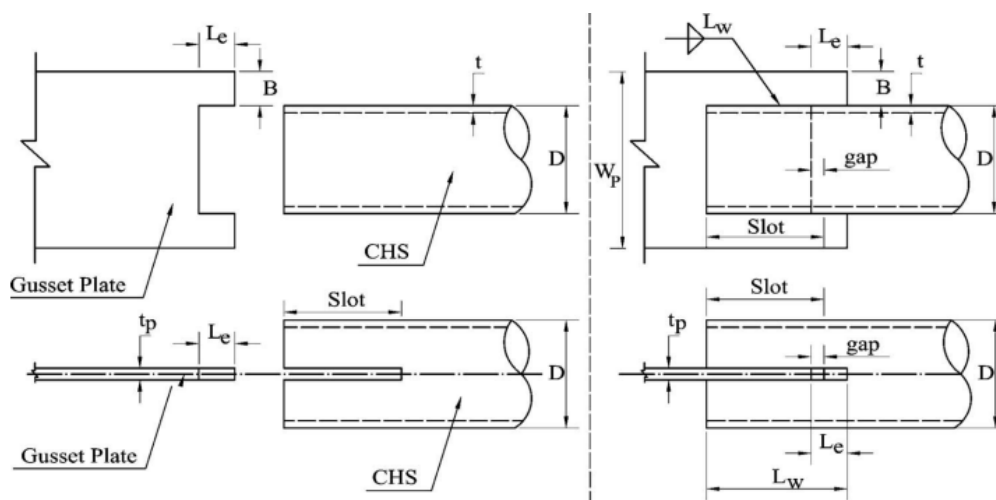


Figura 2.19 – Rasgo simultâneo no tubo e na chapa. a): antes de montagem; b): após montagem (Fonte: *Martinez-Saucedo et al., 2008*)

Numa ligação apenas com rasgo no tubo, a zona de tensões máximas - início do comprimento de entrega - coincide com a zona onde a secção transversal do tubo se encontra mais fragilizada, pois é onde a secção efetiva do tubo é menor. Este facto deve-se não só à redução da área bruta do tubo devido ao rasgo no tubo, mas também à presença do efeito de *shear lag*, que reduz a eficiência da secção transversal. Como visto anteriormente na Secção 2.3.6.2, deste facto pode resultar a necessidade de reforço da secção transversal, no qual resultará um comportamento dúctil da ligação.

Como alternativa ao reforço da secção, os autores aproveitaram então as potencialidades demonstradas em anteriores pesquisas para a atenuação do efeito de *shear lag*. Segundo estes, para ligações com rasgo no tubo, usando rácios $L_w/w > 1$, a eficiência da secção é total, pois o efeito de *shear lag* deixa de ter relevo. Além disso, quando testada a solução de chapa cortadada com $L_w/w > 1$, observaram a ocorrência de afunilamento do tubo a meio vão, o que indica que a cedência do tubo acontece nessa zona, pelo que a zona da ligação deixa de ser crítica.

Conjugando os efeitos benéficos dos dois detalhes, surgiu assim o chamado *Modified Hidden Gap* (MHG). O facto de o espaço vazio entre o fim da chapa e o fim do rasgo ficar desviado da zona de tensões máximas, leva a que secção onde há redução de área devido ao corte e secção de tensões máximas não coincidam, ficando o espaço invisível na zona por baixo da soldadura (Figura 2.20).

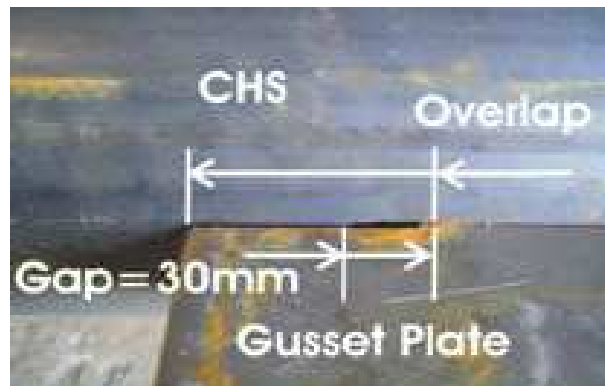


Figura 2.20 – Raso simultâneo no tubo e na chapa, pormenor de assemblagem antes de soldadura. (Fonte: (AISC, 2012))

No trabalho experimental realizado pelos autores foi também possível verificar que a tensão máxima atingida no final das soldaduras com este detalhe era consideravelmente inferior à atingida com a utilização apenas de rasgo no tubo.

Este detalhe construtivo como resulta da composição de outros dois já existentes e bastante documentados, o rasgo no tubo e a chapa cortada, tem associados ao seu comportamento os mesmos modos de rotura que esses, o arrancamento por corte em bloco tanto do tubo como da chapa e a rotura circunferencial do tubo. Contudo, o cálculo do comprimento de entrega encerra algumas questões.

Não foram indicadas pelos autores indicações específicas de como proceder ao cálculo dos comprimentos dos rasgos do tubo e da chapa de gousset. No entanto, para este detalhe é necessário fazer as verificações do corte em bloco e da rotura circunferencial. O cálculo do comprimento dos cordões de soldadura longitudinais é feito com base no esforço a transmitir e terá que ser pelo menos igual a w (distância entre cordões de soldadura medida ao longo do perímetro).

Tanto no trabalho experiemntal como no estudo numérico realizado pelos autores foram utilizadas chapas de gousset com uma espessura considerável ($t_{ch} = 32 \text{ mm}$) em relação ao diâmetro do tubo ($D = 168.3 \text{ mm}$), apesar dos autores não tecerem nenhum comentário relativamente à escolha da espessura da chapa, tal deverá ficar-se a dever ao facto de, conforme referido na Secção anterior, os autores terem verificado que um aumento da espessura da chapa de gousset conduzia a um aumento da eficiência da área do tubo, quando uma chapa de gousset cortada era sujeita a compressão.

2.3.7.4. Rasgo duplo no tubo

O rasgo duplo no tubo surge como alternativa ao rasgo único no tubo, e é usado normalmente em ligações com cavilhas (Figura 2.21). Neste caso, a transferência de carga do tubo para a restante estrutura é feita através de duas chapas inseridas no tubo, que são posteriormente soldadas com cordões de soldadura de ângulo ao tubo.

Segundo *Oliveira et al. (2008)* este detalhe apresenta melhor desempenho estético relativamente ao rasgo único no tubo, representado também um acréscimo de complexidade em termos de fabrico e montagem, acarretando, por inerência, um maior custo.

Um dos entraves à utilização deste tipo de detalhe é a dificuldade associada à sua montagem, uma vez que levanta problemas quer na garantia de que as duas placas são exatamente paralelas entre si quer na garantia que os furos das duas chapas ficam perfeitamente alinhados. Além das baixas tolerâncias permitidas pelos regulamentos, qualquer falta de linearidade ou desalinhamento poderá conduzir a dificuldades acrescidas na montagem em obra. (*Oliveira et al., 2008*)



Figura 2.21 – Rasgo duplo no tubo: Ottawa International Airport (Fonte: <https://www.facebook.com/aess4u>)

Outra das questões que poderá levantar problemas é a distância entre as chapas, função da espessura da chapa a ligar posteriormente. A distância entre rasgos será assim igual à espessura da chapa central mais a folga necessária os dispositivos auxiliares à cavilha (por exemplo: anilhas de neoprene). Dada a relativa proximidade entre chapas é necessário tomar especial atenção à possibilidade de arrancamento por corte em bloco ao longo do perímetro exterior às chapas no tubo.

Um exemplo das variantes que podem surgir para este detalhe por forma a contornar problemas que possam ser levantados, é apresentado na Figura 2.22, em que adicionalmente surgem duas chapas transversais às chapas inseridas no tubo. Neste caso as chapas inseridas no tubo servem de suporte às que farão ligação com a cavilha, deixando então de ser condicionadas pela espessura da chapa a ligar a jusante, minimizando então o risco de corte em bloco em torno das duas chapas.

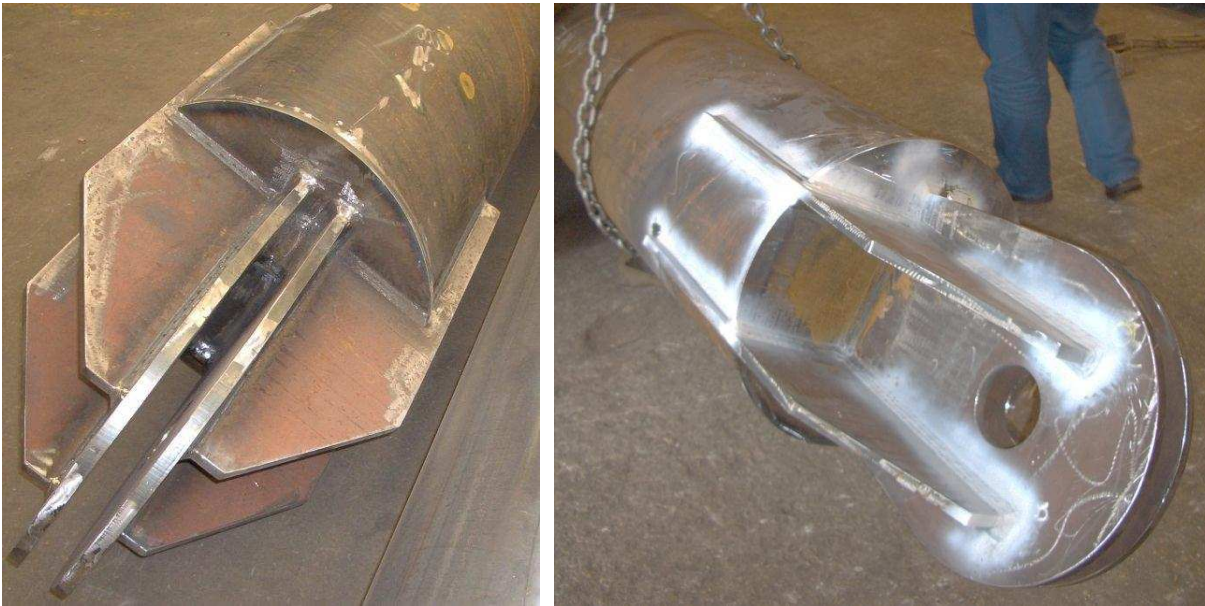


Figura 2.22 – Rasgo duplo no tubo. a): vista frontal; b): vista lateral (Fonte: cortesia da empresa Tal Projecto)

2.3.7.5. Chapa dentro do tubo

A utilização de perfis de secção tubular é muito vulgar em estruturas expostas, devido a elegância que transmitem. Para isto contribui também a integração estética das juntas. As variantes construtivas apresentadas nas secções anteriores envolvem sempre a soldadura de uma chapa com maior largura que o perfil que estão a ligar, ficando sempre visível. Estes detalhes podem então tender a ser desvalorizados, na medida em que a sua integração estética, pode ser colocada em causa. Uma das alternativas passa por inserir uma chapa no interior do tubo, fixando-a através de cordões de soldadura longitudinais. Esta opção é utilizada em emendas de perfis ou em ligações de treliças. As chapas são colocadas numa posição ligeiramente excêntrica em relação aos seus eixos. A chapa de *gousset* pode depois ser coberta através de capas com a forma do perfil, que não têm funções estruturais, tornando-a invisível (Figura 2.23).

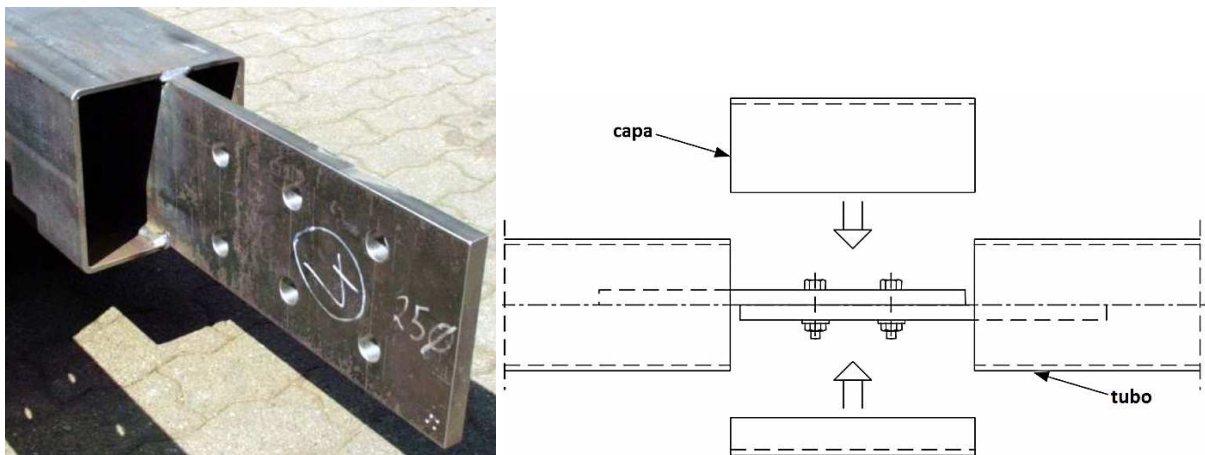


Figura 2.23 – Chapa dentro do tubo. a): aplicação real; b): vista lateral (Fonte: Willibald, 2003)

Os modos de rotura potenciais para este tipo de ligação não diferem dos anteriormente apresentados para os outros detalhes, no entanto, aquele que requer mais atenção é a influência do efeito de *shear lag* na rotura da secção transversal do tubo, pois foi ainda objeto de pouco estudo. Este detalhe foi estudado por Willibald (2003) através da realização de ensaios experimentais e de simulações numéricas, sobre carregamento axial de tração. Apesar do referido estudo ter sido realizado com perfis retangulares de secção oca, é aqui apresentado dada a semelhança de comportamento que é expectável com perfis tubulares.

Uma das principais questões que se levanta neste tipo de detalhe, e que pode colocar em causa a sua utilização, é o comprimento de entrega da chapa no tubo (Figura 2.24). Este facto ganha especial relevância uma vez que as soldaduras são executadas dentro do tubo, pelo que o espaço e as condições disponíveis para execução destas - metade da secção transversal - são limitados. Esta parece ser a justificação para que este detalhe seja utilizado com maior frequência em perfis retangulares, pois o espaço interior disponível é maior. WILLIBALD (2003) sugere que o comprimento de entrega seja limitado a 1.2 vezes a altura do perfil, por questões de facilidade construtiva. Importa referir que este limite é baseado em ligações com perfis retangulares, pelo que tenderá a ser menor em ligações que adotem perfis circulares.



Figura 2.24 – Chapa dentro do tubo: detalhe de cordões de soldadura. (Fonte: Willibald, 2003)

O trabalho realizado pelo referido autor permitiu verificar que o efeito de *shear lag* só era condicionante quando em ligações em que $0.67 < L_w/w \leq 1.2$, sendo que para ligações com menor comprimento de entrega (logo menor L_w/w) a rotura se dava por corte em bloco ao longo das soldaduras. Para ligações com maior comprimento de entrega a rotura dava-se ao longo da área bruta do tubo, na zona da ligação.

Este trabalho confirmou que as diferenças entre a influência do efeito de *shear lag* nestas ligações e nas realizadas com rasgo no tubo são mínimas, pelo que o autor do estudo sugere que podem ser adotadas as regras de dimensionamento deste. No entanto, foi desenvolvida uma equação semiempírica para o cálculo do coeficiente redutor da área devido ao *shear lag*.

O dimensionamento destas ligações poderá assim ser feito com base no modelo proposto por Martinez-Saucedo e Packer (2009), Equações 18 e 19, mas com a consideração de que a transição entre modos de rotura se faz para o valor $L_w/w = 0.67$.

2.4. LIGAÇÕES COM CHAPA DE TOPO

A chapa de topo no tubo surge como alternativa aos detalhes acima apresentados, no qual se solda uma chapa à extremidade do tubo, conjuntamente com uma chapa alinhada com o tubo, designada como chapa de suporte, formando um “T”, conforme se pode ver abaixo na Figura 2.25. Este detalhe apresenta-se como mais simples de produzir pois dispensa a operação de rasgo do tubo, tornando-se potencialmente numa solução mais económica. (*Kitipornchai e Traves, 1989*)

A grande diferença das ligações com chapa de topo relativamente às ligações com rasgo no tubo prende-se com a secção transversal de tubo mobilizada para a ligação. Com esta configuração da ligação, toda a secção transversal do tubo está em contacto com a chapa de topo, sendo potencialmente mobilizada toda a secção transversal do tubo. Neste caso, também não há lugar a redução da área bruta do tubo.

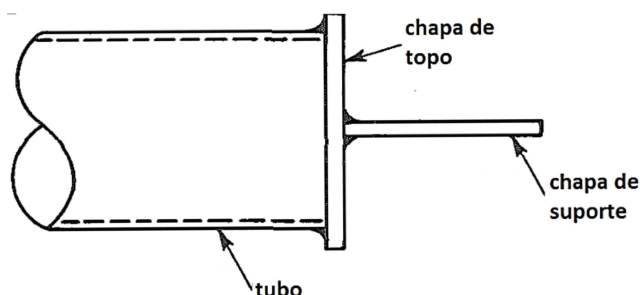


Figura 2.25 – Chapa de topo (Fonte: CIDECT)

A principal preocupação a ter com este tipo de ligação detalhe prende-se com a necessidade da chapa de topo ser suficientemente espessa para distribuir efetivamente a carga por toda a secção transversal do tubo na zona da ligação (*Packer e Henderson, 1997*).

Apesar da existência de alguns trabalhos de pesquisa realizados por diferentes autores, a ausência de recomendações de projeto tem levado à adoção de soluções menos económicas (*Saidani, 2008*), ou no limite, à não utilização deste detalhe em sede de projeto. Os parâmetros que mais afetam o comportamento desta ligação são a espessura do tubo (t_{tb}), a espessura da chapa de topo (t_{ch}), a espessura da chapa de suporte (t_{sup}), e a espessura e qualidade da soldadura. Segundo *Saidani (2008)* os modos de cedência e de rotura associados a este detalhe são:

- Cedência do tubo;
- Rotura localizada do tubo na zona adjacente à soldadura;
- Rotura das soldaduras;
- Cedência da chapa de topo;
- Rotura por corte da chapa de topo;
- Cedência da chapa de suporte;
- Arranque lamelar;
- Combinação dos vários modos.

Importa referir também a importância da verificação dos modos de rotura associadas à chapa de suporte, nomeadamente à encurvadura da chapa e à ligação desta à estrutura (seja ela soldada, aparafusada ou com cavilhas), que não serão alvo de mais considerações neste trabalho.

2.4.1. ESTUDOS EXPERIMENTAIS

A primeira grande investigação foi realizada por *Kitipornchai e Traves (1989)*, e baseava-se em estudos preliminares feitos pelos autores. Neste trabalho, os autores pretenderam estudar o comportamento da ligação, nomeadamente quanto ao ângulo de transmissão de carga da chapa de topo para as paredes do tubo e encontrar distribuições teóricas resultantes da distribuição elástica de tensões, que permitissem prever o nível de tensão nos vários elementos da ligação.

As principais observações decorrentes do estudo experimental elaborado permitiram tirar algumas conclusões que a seguir se apresentam:

- i. Quanto à concentração de tensões nas paredes do tubo, verifica-se que estas são muito maiores na zona por baixo da placa de suporte e que tendem a diminuir quanto maior a distância ao longo do perímetro das paredes à chapa de suporte (quanto maior θ). Observaram ainda que esta variação era maior para chapas de topo menos espessas;

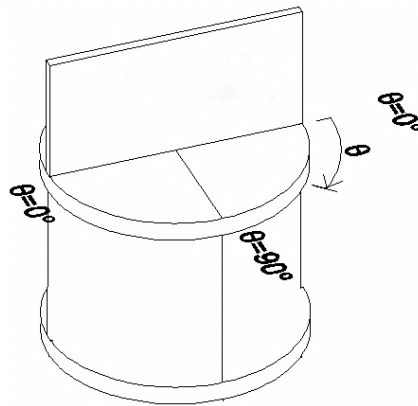


Figura 2.26 – Chapa de topo: variação de θ

- ii. Quanto a variação de tensões na chapa de suporte ao longo do seu desenvolvimento, observaram que para chapas de topo menos espessas, havia uma tendência de concentração de tensões nas extremidades da chapa, conforme se pode verificar na figura abaixo.

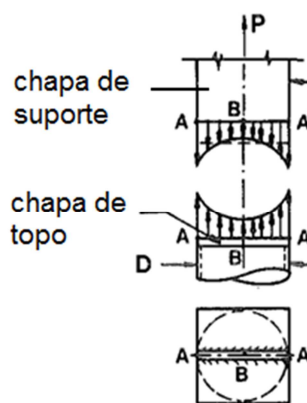


Figura 2.27 – Distribuição das tensões na chapa de suporte
(Fonte: adaptado de *Kitipornchai e Traves, 1989*)

- iii. Quanto ao ângulo de dispersão da carga pela chapa de topo, os autores concluíram que um ângulo de 60° representava adequadamente esta dispersão.

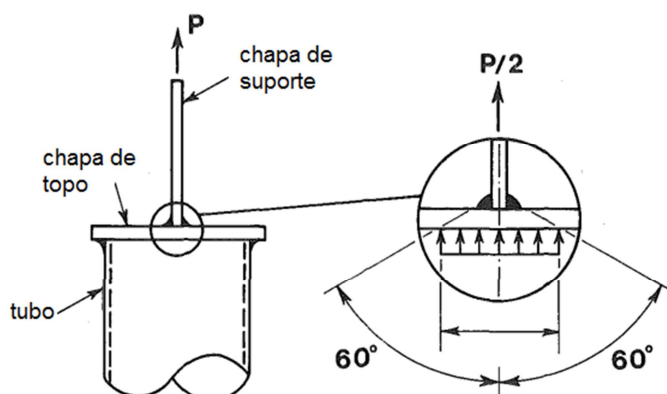


Figura 2.28 – Chapa de topo e recomendação do ângulo de dispersão da carga através da chapa de topo (Fonte: adaptado de *Stevens e Kitipornchai, 1990*)

O trabalho experimental realizado por *Saidani (2008)* com o objetivo de estudar o comportamento das ligações em tubos feitas através de chapas de topo e de o comparar com as previsões teóricas resultantes da teoria das linhas de cedência elaborada por *Kitipornchai e Traves (1989)*, permitiu verificar algumas tendências que importa ressaltar. Os ensaios foram realizados em perfis retangulares, o que pode pôr em causa a adoção dos valores apresentados para perfis circulares, no entanto, este facto não exclui uma leitura cuidada das suas conclusões, dadas as semelhanças de comportamento que são esperadas.

O referido autor observou que o mecanismo de cedência que condicionava a rotura era a cedência das paredes do tubo. No entanto, para os casos analisados onde eram utilizadas chapas de topo finas (com espessura menor ou igual a 15 mm) o valor previsto pelo mecanismo ficava acima do valor obtido experimentalmente, conduzindo a valores do lado da insegurança. Observou ainda que, para tubos de menor diâmetro, a previsão estava do lado da segurança.

O autor refere então a tendência de que tubos com menor diâmetro, mas onde seja usada uma placa de topo mais espessa (até 25 mm), apresentarem melhor comportamento quando sujeitos a um esforço de tração. A influência da dimensão do tubo deve-se à não uniformidade de tensões, que segundo *Abi-Saad e Bauer (2006)* se torna tanto mais importante quanto maiores as dimensões do tubo e, por conseguinte, maior a quebra na resistência da secção disponível. Quanto à influência da espessura da chapa de topo no ganho de resistência, pode-se dever à maior quantidade de material disponível para a transferência de carga da chapa de suporte para as paredes do tubo. Assim, a uma maior espessura da chapa de topo corresponderá uma maior dispersão de carga o que leva a uma maior mobilização das paredes do tubo, ou seja, há um aumento do perímetro efectivo do tubo levando a que a resistência efectiva do tubo na zona da ligação seja maior.

No entanto, em ligações onde a chapa usada era bastante espessa (acima de 25 mm), a capacidade da junta deixava de aumentar como até então, sugerindo que chapas de topo espessas não conduzem obrigatoriamente a ligação mais resistente. Segundo o autor, a explicação para este facto estará na zona termicamente afetada (HAZ) envolvente às soldaduras, da qual resulta um “amaciamento” do aço que leva a uma perda de resistência localizada.

Além dos modos de rotura acima referidos, devido à especificidade desta ligação, podem ser levantados problemas associados às soldaduras, nomeadamente quanto ao controlo da qualidade da soldadura e quanto à possibilidade de ocorrência de arranque lamelar. Este assunto é tratado com mais detalhe na Secção 2.4.4.

O trabalho realizado por *Mashiri et al. (2007)* com o objetivo de estudar a influência do tamanho dos diversos componentes, demonstrou que neste tipo de ligações quando sujeitas a um carregamento cíclico, a resistência à fadiga é maior quanto maior a espessura da parede do tubo.

2.4.2. ESTUDOS NUMÉRICOS

Os estudos numéricos existentes nesta área resumem-se ao trabalho de *Karadelis e Omair (2001)* no qual foi estudado o comportamento desta ligação, mas onde foram utilizados perfis de secção retangular oca. Segundo os autores, o modelo de elementos finitos usado permitiu representar de forma satisfatória o comportamento observado nos ensaios experimentais realizados anteriormente, tanto ao nível das extensões como da localização de deformações. Contudo, foi reconhecido pelos autores que era necessário mais trabalho para modelar adequadamente os interfaces da soldadura, para que depois fosse possível o seu uso em estudos paramétricos e de sensibilidade da ligação.

2.4.3. ENQUADRAMENTO REGULAMENTAR

A norma americana, AISC 360-10 na cláusula K1.2, prescreve um modelo para o dimensionamento de ligações de tubos com chapas de topo. Este modelo, foi proposto por *Packer e Henderson (1997)* tendo sido baseado no trabalho de *Kitipornchai e Traves (1989)*, apresentado anteriormente.

Neste modelo, assume-se que a transmissão de carga ao longo da chapa de topo se dispersa com uma inclinação de 1:2.5, mobilizando assim uma largura efetiva das paredes do tubo (b_{eff}).

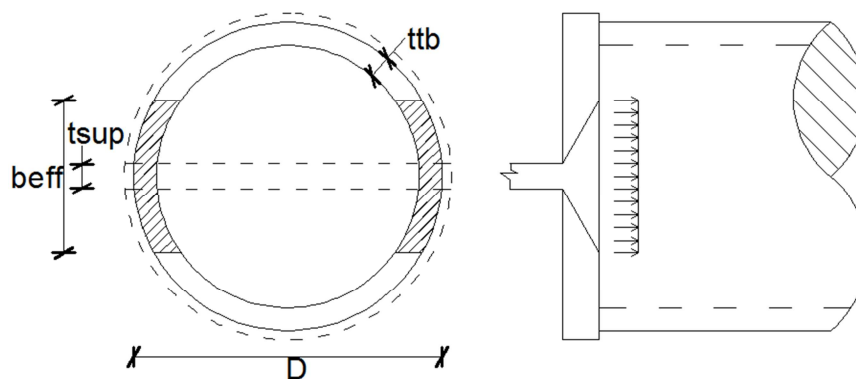


Figura 2.29 – Chapa de topo: parâmetros

A resistência do perfil tubular (N_1) pode ser determinada considerando a parcela da secção transversal mobilizada pela largura efetiva, sendo determinada, de forma aproximada, pela Equação 20:

$$N_1 = 2 * t_{tb} * f_y * b_{eff} = 2 * t_{tb} * f_y * (t_{sup} + 5 * t_{ch}) \leq A_g * f_y \quad (20)$$

sendo:

t_{tb} → espessura da parede do tubo

t_{sup} → espessura da chapa de suporte

t_{ch} → espessura da chapa de topo

Segundo o comentário à norma americana (AISC 360-10), se a largura efetiva exceder o diâmetro do tubo, toda a secção transversal do tubo é mobilizada, pelo que a resistência máxima da ligação é atingida, o que equivale a dizer que no limite a largura efetiva poderá ser igual ao diâmetro. Na Figura 2.30 apresenta-se a dispersão da carga da parede do tubo para a chapa de suporte. A capacidade da chapa de suporte (Equação 22) é calculada assumindo também uma dispersão de 1:2.5, sendo que a largura efetiva de chapa de suporte mobilizada pela parede do tubo, através da aba e da chapa no interior do tubo, vem limitada pelo comprimento da aba (s). (Equação 21).

$$b_{eff,2} = \min(2.5 * t_{ch}; s) \quad (21)$$

$$N_2 = 2 * t_{sup} * f_y * (t_{tb} + 2.5 * t_{ch} + b_{eff,2}) \quad (22)$$

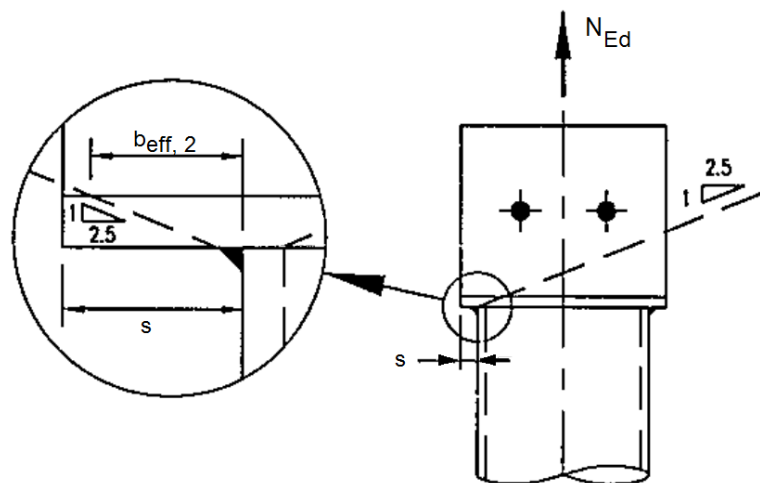


Figura 2.30 – Chapa de topo: dispersão de carga entre parede do tubo e chapa de suporte
(Fonte: Woolcock et al., 1999)

2.4.4. CONSIDERAÇÕES ADICIONAIS SOBRE O COMPORTAMENTO

i. Arranque lamelar

No caso de ligações com chapas de topo, a ocorrência de arranque lamelar é provável. Segundo a Parte 1-10 do Eurocódigo3 (IPQ, 2010c), “se a deformação na ligação se der segundo a espessura da chapa de topo (o que acontece se a face de fusão da soldadura for aproximadamente paralela à superfície do material) e se a deformação induzida pela retração ocorrer perpendicularmente à direção de laminagem do material, estão reunidas as condições para a ocorrência de arranque lamelar” (Figura 2.31). O risco principal ocorre em juntas cruciformes, em T e de canto, e em soldaduras de penetração total.

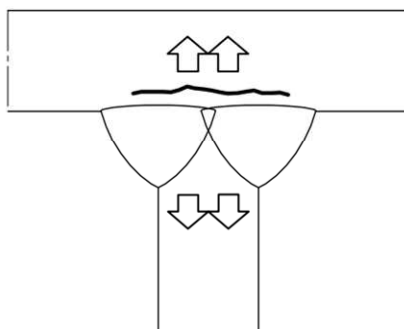


Figura 2.31 – Arranque lamelar em juntas em T (Fonte: EC3-1-10)

A probabilidade deste fenómeno aumenta com a espessura da soldadura e com o aumento da espessura da chapa de topo. O aumento da espessura dos cordões de soldadura leva a que as forças de retração, perpendiculares à espessura da chapa de topo, a que as soldaduras estão sujeitas sejam maiores.

O aumento da espessura da chapa de topo (acima de 20 mm), conduz a uma diminuição da resistência à tração na direção perpendicular à laminagem da chapa, resultado do processo de fabrico das chapas e que dificulta a garantia das propriedades do material ao longo da espessura. Contudo, com as técnicas modernas de fabrico de aços o risco de arranque lamelar é menor, já que há maior garantia das propriedades dos aços.

A deteção de arranque lamelar é geralmente conseguida através de um ensaio de ultra-sónicos qual as discontinuidades no material são detetadas através da reflexão das ondas sonoras emitidas. Apesar da sua realização acarretar encargos adicionais, devem ser solicitados pelo projetista em ligações que envolvam chapas de topo superior a 30 mm. (Gorenc et al., 2005)

Segundo a Parte 1-10 do EC3, o arranque lamelar pode ser desprezado se for escolhido um aço com propriedades melhoradas segundo a espessura, ou seja, se for utilizado um aço com uma classe de qualidade especificada (Z_{Rd}).

$$Z_{Ed} \leq Z_{Rd} \quad (23)$$

Este regulamento fornece regras que permitem determinar a qualidade de aço necessário (Z_{Ed}) em função da espessura da soldadura, da forma e posição das soldaduras, da espessura da chapa de topo, da forma da junta e da influência das condições em que se realizam as soldaduras. As classes de qualidade e suas propriedades são definidas na norma europeia EN 10164 (CEN, 2004a).

A probabilidade de ocorrência deste fenómeno pode ser diminuída se forem seguidos durante a realização das juntas os procedimentos prescritos no anexo F da EN 1011-2 (CEN, 2001).

2.4.5. OUTRAS VARIANTES

A utilização de variantes à chapa de topo poderá ser necessária no caso de ligações com cavilhas ou em que os momentos provocados pelas excentricidades não sejam desprezáveis. Nesta situação uma das soluções passa por utilizar duas chapas de suporte (Figura 2.32) em vez de apenas uma chapa, estas chapas são ligadas à chapa de topo por intermédio de cordões de soldadura de ângulo ou de

penetração parcial. Este detalhe poderá ser favorável em termos de dispersão de carga pela chapa de topo, uma vez que será necessária uma menor espessura de chapas de topo para mobilizar a mesma área transversal de tubo, se comparado com a solução com apenas uma chapa de suporte. A desvantagem deste tipo de detalhe diz respeito à execução das soldaduras das chapas de suporte e garantia do alinhamento entre chapas.

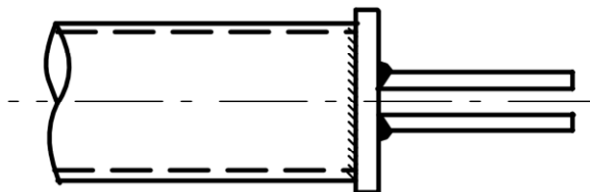


Figura 2.32 –Chapa de topo: chapa de suporte dupla (Fonte: *Wardenier et al., 2010a*)

2.5. CONCLUSÃO E CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo focou-se na apresentação dos diferentes tipos de ligações em estruturas tubulares que recorrem a chapas de gousset para situações de carregamento axial.

Inicialmente enunciaram-se as diferentes solicitações a que podem estar sujeitas estas ligações.

De seguida apresenta-se para os dois grandes tipos de ligação, com rasgo no tubo e com chapa de topo, os principais trabalhos experimentais e numéricos que permitem compreender o seu comportamento, bem como os documentos normativos que os regem. São ainda enunciados as diferentes variantes.

Embora não tenha sido dada especial relevância neste capítulo, importa, por fim, referir a importância das soldaduras neste tipo de ligações. A sua utilização é comum a todos os detalhes apresentados, sendo por isso necessário dedicar especial atenção para que não sejam fonte de problemas futuros que coloquem em risco a estrutura, o processo de soldadura se revela muito importante. Assim, deverão ser tidos em conta os processos de inspeção e controlo de qualidade, bem como o tratamento das superfícies e a sua manutenção.

No próximo capítulo será detalhado o dimensionamento de chapas de gousset.

3

DIMENSIONAMENTO DE CHAPAS DE GOUSSET

3.1. INTRODUÇÃO

Uma das formas mais fáceis e eficientes de ligar elementos tubulares a uma estrutura é através de chapas de *gousset*. A importância das chapas de *gousset* está também associada à influência que o seu comportamento poderá ter numa estrutura.

O comportamento observado em sismos passados, essencialmente no sismo ocorrido na Cidade do México (1985), em Northridge (1994) e em Kobe (1995), revelaram que uma das causas de dano em estruturas metálicas era resultante da rotura das chapas de *gousset* utilizadas em contraventamentos. Entre os modos de rotura relatados, encontravam-se roturas pelas soldaduras, encurvaduras da chapa de *gousset* e roturas pela área útil da chapa ou da diagonal (*Astaneh-Asl, 1998*). Por esta razão, é fundamental em projeto que todos os modos de rotura sejam devidamente considerados.

Nas seções seguintes são apresentadas as diferentes verificações que são necessárias realizar no dimensionamento de chapas de *gousset* para as diferentes solicitações a que estas podem estar sujeitas.

3.2. QUANTIFICAÇÃO DA SOLICITAÇÃO

O nível de carga a que a ligação *gousset*-perfil tubular está sujeita e para o qual terá de ser dimensionada depende da sua aplicação.

A resistência da ligação, que deverá ser superior à força máxima que a pode solicitar, vem definida pela resistência dos elementos que materializam a ligação, neste caso os cordões de soldadura. Os cordões de soldadura deverão ser dimensionadas tendo em conta a carga máxima que pode atuar no tubo.

Com vista a assegurar a capacidade plástica de deformação na zona da ligação, deverá ser garantido que a capacidade plástica da ligação supera a capacidade última (EC3 Cl.6.2.3(3)), ou seja que não ocorre de rotura frágil da secção na zona da ligação. Assim a resistência à rotura circunferencial, que é crítica na zona do tubo imediatamente a seguir ao final do comprimento de entrega da chapa no tubo e influenciada pelo efeito *shear lag*, deve ser superior à resistência plástica da secção (Equação 24).

$$N_{pl,Rd} \leq N_{u,Rd} \Leftrightarrow A_g * f_y \leq 0.9 * U * A_n * f_u \quad (24)$$

O dimensionamento da interface entre chapa de gousset e o perfil tubular deverá ter em conta o tipo de ligação que será usada. A utilização de ligações em que a chapa está ligada apenas a uma parte da secção transversal do tubo, como são o caso das ligações com rasgo, deverá ter em conta a contribuição do efeito shear lag na eficiência da ligação, conforme demonstrado na Secção 2.3.

Neste sentido, e no que diz respeito ao cálculo do comprimento de entrega em ligações com rasgo, para que todo ele seja efetivo, ou seja, para que todo o comprimento do cordão de soldadura seja efetivo, é fundamental que se garanta que a espessura do cordão seja constante, ao longo de todo o seu comprimento e especialmente nas suas extremidades. Se tal não for garantido há que ter em conta que ao comprimento de entrega calculado seja adicionado um comprimento igual ao dobro da espessura útil do cordão. (EC3 1-8, Cl. 4.5.1)

Quando se optar pela utilização de ligações através de uma chapa de topo, a eficiência da secção transversal do tubo não vem afetada pelo efeito shear lag, no entanto de verá ser tida em conta a espessura da chapa necessária para mobilizar a o esforço atuante nas paredes o tubo. Deverá ser tido também em conta a possibilidade de ocorrência de arranque lamelar, tal como apresentado na Secção 2.4.

Em estruturas sujeitas à ação sísmica, como é o caso dos sistemas de contraventamento, as ligações podem ser ou não consideradas zonas dissipativas. Caso sejam consideradas, devem possuir uma sobrerresistência suficiente para permitir a plastificação cíclica das ligações (EC8, Cl. 6.5.2(4)); caso contrário, deve-se garantir que a sua resistência supera a resistência plástica do elemento dissipativo (EC8, Cl. 6.5.5(3)).

$$R_d \geq 1.1 * \gamma_{ov} * R_{fy} \quad (25)$$

Em que:

R_d representa a resistência da ligação;

R_{fy} representa a resistência plástica do elemento dissipativo ligado, neste caso a diagonal;

1.1 e γ_{ov} são fatores de majoração que levam em conta o facto de a tensão média do aço ser superior à tensão nominal e de estar sujeito ao efeito de endurecimento (*hardening*), sendo $\gamma_{ov} = 1.25$.

3.3. VERIFICAÇÕES DE SEGURANÇA

Para um adequado dimensionamento das chapas de gousset é necessário efetuar um conjunto de verificações em relação aos possíveis modos de rotura. Estas verificações podem ser agrupadas quanto à natureza dos esforços. Assim, para cada tipo de esforço deverão ser efetuadas as verificações indicadas na Tabela 4.

Tabela 4 – Quadro síntese das verificações a efetuar em chapas de gousset consoante a natureza do esforço

Esforços	Verificação a efetuar
Compressão e tração	<ul style="list-style-type: none"> Resistência axial seccional da chapa de gousset
Compressão	<ul style="list-style-type: none"> Resistência à encurvadura por flexão da chapa de gousset Resistência à encurvadura local das arestas livres da chapa de gousset
Tração	<ul style="list-style-type: none"> Arranque por corte em bloco da chapa de gousset

Nas secções seguintes são apresentados em detalhe os modos de rotura e as correspondentes verificações.

3.3.1. RESISTÊNCIA AXIAL SECCIONAL DA CHAPA DE GOUSSET

A resistência axial seccional da chapa de gousset pode ser verificada ao longo da largura efetiva do gousset. O conceito de largura efetiva do *gousset* foi introduzido por *Whitmore (1952)* através do trabalho experimental realizado em treliças de pontes, usando chapas de *gousset* de alumínio como elemento de ligação entre cordas e diagonais, solicitadas tanto à compressão como à tração. Os provetes foram instrumentados com extensómetros que permitiram perceber a grandeza das tensões desenvolvidas na chapa bem como a trajetória das tensões nesta. Foi possível verificar que as tensões máximas de tração ou de compressão se localizavam no final do comprimento de entrega das diagonais.

O autor propôs então que que o cálculo das tensões máximas na chapa, de tração ou de compressão, fosse efetuado ao longo da largura efetiva da chapa de *gousset* (b_w), definida no último alinhamento de parafusos e considerando uma dispersão da carga com uma abertura de 30° a partir do primeiro alinhamento de parafusos, conforme se pode observar na Figura 3.1a). Este cálculo é feito considerando uma distribuição uniforme de tensões ao longo da largura efetiva.

Em 1982, *Astaneh-Asl* confirmou a validade da proposta acima apresentada para chapas de *gousset* sujeitas a carregamentos cíclicos, bem como o uso do conceito de largura efetiva para ligações feitas por soldaduras (Figura 3.1 b)). (*Astaneh-Asl, 1998*)

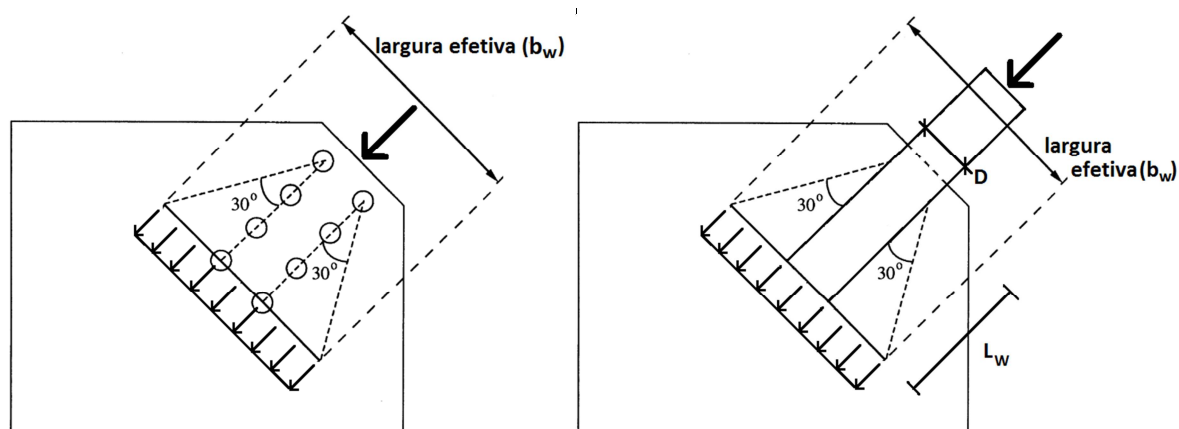


Figura 3.1 – Largura efetiva da chapa de gousset. a): ligação aparafusada; b): ligação soldada

É hoje consensual que a garantia de não ocorrência de plastificação e de rotura no *gousset*, sujeito à tração, deve ser feita ao longo da secção efetiva, conforme definida anteriormente. A secção efetiva do *gousset* ($A_{e,G}$) é função do comprimento de entrega (l_w) do perfil na chapa e da própria espessura da chapa (t_{ch}), sendo definida como:

$$A_{e,G} = b_w * t_{ch} \quad (26)$$

Sendo que:

$$b_w = 2 * L_w * \tan 30 + D \quad (27)$$

Pelo que a resistência plástica e última do *gousset*, vêm definidas pelas Equações 28 e 29 respetivamente (EC3 1-1 Cl. 6.2.3(2)):

$$N_{pl,Rd,G} = \frac{f_y * A_{e,G}}{\gamma_{M0}} \quad (28)$$

$$N_{u,Rd,G} = \frac{0.9 * f_u * A_{e,G}}{\gamma_{M2}} \quad (29)$$

3.3.2. RESISTÊNCIA À ENCURVADURA POR FLEXÃO DA CHAPA DE GOUSSET

A encurvadura da chapa do *gousset*, quando sujeita a carregamentos de compressão não era prevista pelo método apresentado na secção anterior, em que apenas se verificava a tensão máxima de compressão (Figura 3.2 a)). Assim, Thornton (1984), reconhecendo a possibilidade da chapa de *gousset* sofrer instabilização por encurvadura local da chapa, propôs uma alteração a este método. O método de Thornton considera que a resistência da chapa à encurvadura pode ser estimada através da resistência à compressão de bandas imaginárias, em analogia ao comportamento à encurvadura de colunas. As bandas imaginárias L_1 , L_2 , L_3 , são definidas a partir da largura efetiva até intersectarem uma das arestas da chapa (Figura 3.2 b)). (Yam e Cheng, 2002) O comprimento sujeito a encurvadura (L_G) deve ser considerado como a média das três bandas (Equação 30) (Roeder et al., 2004).

$$L_G = \text{media}(L_1, L_2, L_3) \quad (30)$$

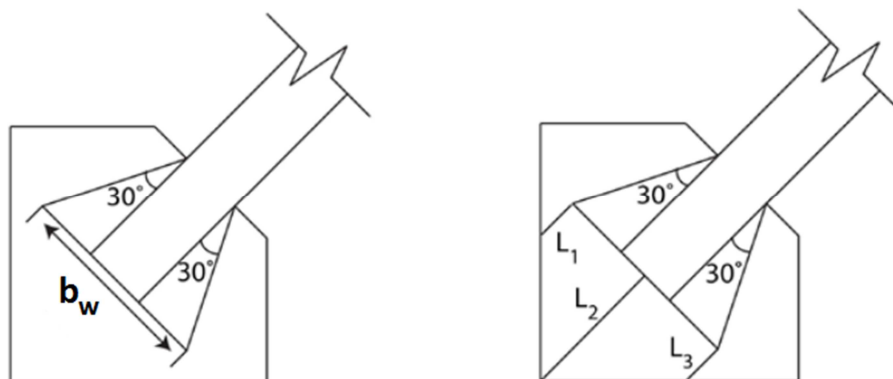


Figura 3.2 – Verificação à encurvadura. a): método de Whitmore; b): método de Thornton

Contudo, a determinação do comprimento de encurvadura do *gousset* é alvo de diferentes abordagens por vários autores, tanto no que concerne ao comprimento da banda sujeito a encurvadura (L_G), como na consideração do coeficiente de redução do comprimento de encurvadura (K). Estas divergências resultam da analogia do comportamento da chapa ao comportamento de uma coluna, do qual resultam dificuldades na avaliação das restrições de fronteira bem como do comprimento suscetível a encurvar.

Yam e Cheng (2002), estudando o comportamento de chapas de *gousset* à compressão, consideraram o comprimento sujeito a encurvadura igual ao máximo de L_1, L_2, L_3 , (Equação 31) e um coeficiente de redução de encurvadura igual a 0.65. Uma avaliação do método de Thornton, permitiu concluir que este era conservativo na previsão da carga de encurvadura, uma vez que não considerava a redistribuição de tensões na chapa, verificada após a cedência desta. Os autores propuseram então o *método de Thornton modificado*, na qual determinação do comprimento sujeito a encurvadura é assumido um ângulo de dispersão de 45° em vez dos 30° inicialmente sugeridos (Figura 3.3 a)).

$$L_G = \max(L_1, L_2, L_3) \quad (31)$$

Roeder et al. (2004) usaram também o valor que 0.65 como coeficiente de redução de encurvadura adotado por outros autores. A adoção de um valor igual a 0.65 prende-se com a incerteza do grau de restrição das extremidades do *gousset*. Assim, é adotado um coeficiente intermédio entre a condição de encastrado-simplesmente apoiado e encastrado-encastrado. Os autores verificaram que a alteração proposta pelo *método de Thornton modificado*, apesar de melhor estimar a carga de encurvadura, continua ainda a ser conservativa. Por isso propuseram que o comprimento sujeito a encurvadura fosse tomado como o comprimento médio, definido pela Equação 32 (Figura 3.3 b)). Esta consideração prende-se com o uso do comprimento máximo ser demasiado penalizador, desprezando a contribuição positiva da chapa, subestimando assim a resistência à encurvadura.

$$L_G = \text{media}(L_1, L_2, L_3) \quad (32)$$

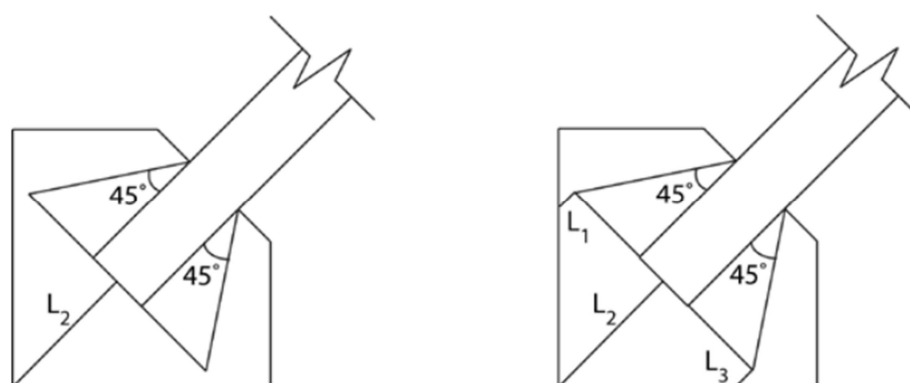


Figura 3.3 – Verificação à encurvadura. a): proposta de *Yam e Cheng, 2002*; b): proposta de *Roeder et al, 2004*

Por fim, *Roeder et al. (2011)* sugerem que o valor de 0.65 para o coeficiente K deve apenas ser usado *gousset's* de canto. Para os *gousset's* de meio vão os autores recomendam valores de K entre 1.2 e 1.4.

Este valor foi sugerido por *Brown (1988)* tendo em conta a possibilidade da chapa encurvar para fora do seu plano, situação que é mais provável em *gousset's* de meio vão, onde o grau de restrição é menor (Figura 3.4)

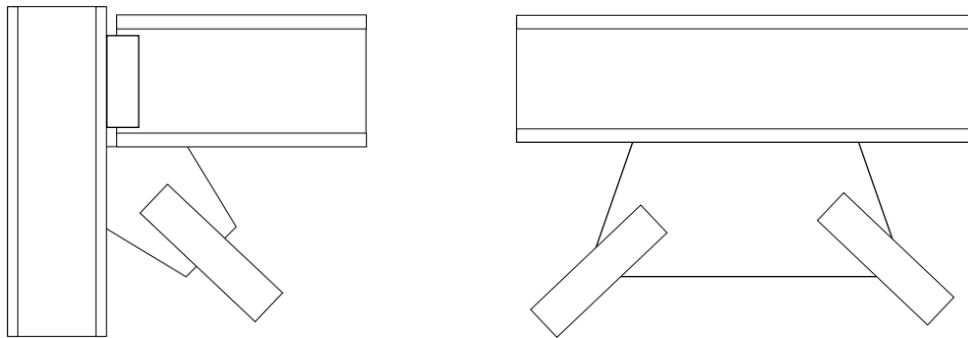


Figura 3.4 – Chapas de *gousset* em contraventamentos. a): de canto; b): de meio vão

A determinação da carga de encurvadura segundo a cláusula 6.3.1 da Parte 1-1 do Eurocódigo 3 (*IPQ, 2010a*) pode ser expressa pela Equação 33.

$$N_{b,Rd,G} = \frac{\chi_G \cdot A_{e,G} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} \quad (33)$$

Onde:

$$\chi_G = \frac{1}{\phi_G + \sqrt{\phi_G^2 - \lambda_G^2}} \quad (34)$$

Em que χ_G corresponde ao coeficiente de redução para o modo de encurvadura relevante, $\bar{\lambda}_G$ corresponde à esbelteza normalizada do *gousset* dependente do comprimento efetivo de encurvadura ($L_{cr,G}$, Equação 35), e que ϕ_G depende da esbelteza normalizada e da curva de encurvadura, conforme definidos no EC3.

$$L_{cr,G} = L_G \cdot K \quad (35)$$

Importa referir que a área efetiva do *gousset* ($A_{e,G}$) definida na Equação 25, passa agora a ser definida por um ângulo de dispersão de carga de 45°.

3.3.3. RESISTÊNCIA À ENCURVADURA LOCAL DAS ARESTAS LIVRES DA CHAPA DE *GOUSSET*

A encurvadura local de placas é um fenómeno a que estão sujeitos elementos com elevada esbelteza, sujeitos a carregamento de compressão, como podem ser o caso das chapas de *gousset*, como se pode visualizar na Figura 3.5. A ocorrência de encurvadura local ao longo das arestas livres do *gousset* foi verificada experimentalmente por *Brown (1988)*, num trabalho que tinha por objetivo avaliar a estabilidade de ligações com chapas de *gousset*.

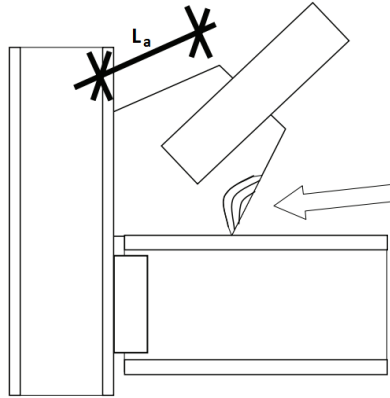


Figura 3.5 – Encurvadura local ao longo das arestas livres. a): de canto; b): de meio vão

A determinação da carga de instabilização elástica de uma placa é efetuada a partir da carga crítica de Euler para painéis:

$$\sigma_{cr} = K_{\sigma} \frac{\pi^2 * E}{12 * (1 - \nu^2)} * \left(\frac{t_{ch}}{L_a} \right)^2 \quad (36)$$

Considerando que $\nu = 0.3$ e $E = 210 \text{ GPa}$, e que a carga crítica é atingida com a plastificação do material (f_y), vem que:

$$\frac{L_a}{t_{ch}} \leq 28.4 * \sqrt{K_{\sigma}} * \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (37)$$

Sendo que K_{σ} designa o coeficiente de encurvadura, o qual depende das condições de apoio e da relação das dimensões da placa metálica. A determinação das condições de apoio existentes para a chapa de gousset é a principal dificuldade para a resolução deste problema. Na literatura existente, vários autores propuseram diferentes valores para o coeficiente K_{σ} . No entanto, estes valores são apresentados para geometrias, condições de fronteira e de carregamento bem conhecidas, geralmente para placas de forma retangular sujeitas a compressão uniforme ao longo de duas das arestas, e com condições de apoio do tipo encastrada, articulada ou livre. Exemplo disso são os valores propostos por *Reis e Camotim (2001)* apresentados na Tabela 5. As condições de apoio e de carregamento ilustradas nesta tabela não são, contudo, de fácil aplicação para chapas de gousset, dada a singularidade geométrica que cada chapa poderá tomar.

Tabela 5 – Valores de K_σ para diferentes condições de carregamento e de apoio (bordos transversais simplesmente apoiados) (Fonte: Reis e Camotim (2001))

Diagrama de tensões	Condições de apoio (bordos longitudinais)							
σ	4,00	6,97	5,41	5,41	1,28	1,28	0,426	0,426
σ	7,81	13,54	11,73	9,54	5,91	1,608	1,702	0,567
σ	23,90	39,52	39,52	23,94	—	2,134	—	0,851

No caso das chapas de gousset a encurvadura das arestas da placa está diretamente ligada às suas condições de apoio que, por inerência estão dependentes da geometria da placa. As múltiplas possibilidades de geometria da chapa de gousset tornam, então o tratamento deste problema num problema de difícil resolução.

A encurvadura das arestas livres do *gousset* foi estudada por *Brown (1988)* que desenvolveu um modelo analítico baseado na equação de Euler, tendo em conta o comportamento de placas à encurvadura. A equação proposta é dada pela Equação 38, apresentada na forma de limite de quociente entre o comprimento da aresta livre (L_a) e a espessura da chapa (t_{ch}) (*Sheng et al., 2002*). Para melhor percepção, a Equação 38 é reescrita da forma apresentada no Eurocódigo 3.

$$\frac{L_a}{t_{ch}} \leq 0.83 * \sqrt{\frac{E}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{L_a}{t_{ch}} \leq 24.795 * \sqrt{\frac{235}{f_y}} \tag{38}$$

Da mesma forma *Astaneh-Asl (1998)* propôs um limite para a relação L_a/t_{ch} , no entanto, menos condicionante:

$$\frac{L_a}{t_{ch}} \leq 0.75 * \sqrt{\frac{E}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{L_a}{t_{ch}} \leq 22.405 * \sqrt{\frac{235}{f_y}} \tag{39}$$

Mais recentemente, *Sheng et al. (2002)* verificaram através de estudos numéricos a ocorrência de encurvadura local ao longo das arestas da chapa quando o comprimento da aresta excedia $945/\sqrt{f_y}$ a espessura do *gousset* (valor sugerido pela norma canadiana de pontes ferroviárias (*CAN-CSA-S6-88*)), o que escrito na forma atrás apresentada, vem que:

$$\frac{L_a}{t_{ch}} \leq \frac{945}{\sqrt{f_y}} \Leftrightarrow \frac{L_a}{t_{ch}} \leq 2.062 * \sqrt{\frac{E}{f_y}} \Leftrightarrow \frac{L_a}{t_{ch}} \leq 61.6 * \sqrt{\frac{235}{f_y}} \tag{40}$$

A validade dos limites acima apresentados é no entanto posta em causa pela diversidade de geometrias que uma chapa de gousset pode apresentar. Assim, estes limites que são apontados como de aplicação universal deixam de fazer sentido num sentido mais abrangente.

Para todos os autores atrás apresentados, o não cumprimento dos limites apresentados implica a necessidade de colocação de uma placa transversal de reforço. Segundo o comentário à norma americana, AISC 341-10, os benefícios da colocação de uma placa de reforço nas arestas livres do *gousset* não estão totalmente comprovados, pelo que não é imposto nenhum limite à esbelteza das arestas do *gousset*.

A encurvadura das arestas livres do *gousset* pode ser verificada de acordo com as disposições prescritas na Parte 1-5 do Eurocódigo 3 (CEN, 2004b). Segundo este documento a chapa não estará sujeita a encurvadura local se cumprir o limite:

$$\frac{L_a}{t_{ch}} \leq \lambda_3 * \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (41)$$

onde λ_3 é o limite de esbelteza para a classe 3 (definido pela Cl.5.5.2 EC3 1-1), ou seja, para que toda a área seja considerada efetiva, garantindo que antes de encurvar a secção entra em cedência. Os valores de λ_3 são indicados no Quadro 5.2 do Eurocódigo3 Parte1-1 (anexo 5 do presente trabalho).

3.3.4. ARRANQUE POR CORTE EM BLOCO

A ocorrência de corte em bloco na chapa de gousset é um modo de rotura possível quando o membro a ela ligado está sujeito a tração. O arrancamento do bloco de material é uma combinação de rotura por tração (A_{nt}) e de plastificação por corte (A_{nt}) ao longo de vários planos assinalados na Figura 3.6. Numa situação normal (Figura 3.6 a)), se a rotura da ligação ocorrer por destacamento em bloco, existirão duas superfícies paralelas ao tubo que romperão por corte e uma superfície, imediatamente a seguir ao comprimento de entrega do tubo na chapa, que romperá por tração. Todavia, é prudente considerar a existência de excentricidades acidentais na ligação, provocada por imperfeições na montagem ou nos perfis, o que levará a considerar a situação ilustrada na Figura 3.6 b). Neste caso a superfície suscetível de romper por tração, é considerada até à aresta da chapa, rompendo assim apenas uma superfície por corte.

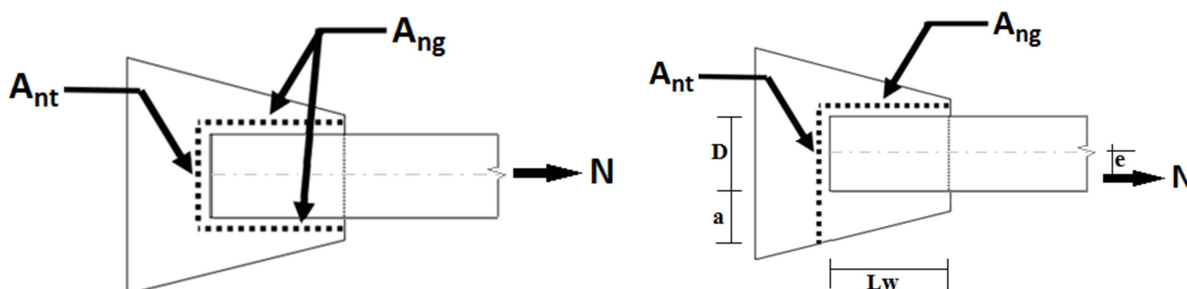


Figura 3.6 – Destacamento do bloco. a): planos de rotura; b): planos de rotura considerando excentricidade acidental

A resistência ao corte em bloco poderá assim ser calculada de acordo com a Equação 42 proposta na cláusula 3.10.2 da Parte 1-8 do Eurocódigo 3.

$$V_{eff,Rd} = \frac{1}{\gamma_{M2}} * A_{nt} * f_u + \frac{1}{\gamma_{M2}} * \frac{1}{\sqrt{3}} * A_{nv} * f_y \quad (42)$$

em que:

$$A_{nt} = D * t_{ch} \quad (\text{área útil sujeita a tração}); \quad (43)$$

$$A_{nt} = D * t_{ch} + a \quad (\text{área útil sujeita a tração considerando excentricidade adicional}); \quad (44)$$

$$A_{gv} = 2 * L_w * t_{ch} \quad (\text{área bruta sujeita a corte}). \quad (45)$$

Em diversas situações de projeto não é possível a materialização da ligação apenas com uma chapa de gousset. Este impedimento prende-se com dificuldades/impossibilidade de execução em obra de soldaduras, ou por impossibilidade de transporte da fábrica para a obra. Neste caso, é forçosa a existência de elementos intermédios de ligação. A forma mais comum de contornar este problema é através da utilização de chapas de gousset previamente soldadas, em fábrica, à restante estrutura, e que servirão para receber a chapa de gousset ligada ao tubo. Estas chapas, tendo sido previamente furadas, são depois aparafusadas uma à outra (Figura 3.7 a)).

Esta solução poderá no entanto induzir à estrutura momentos adicionais devidos à excentricidade criada pela chapa. Este acréscimo de momentos poderá ser desprezado se não for significativo, o que acontece quando a carga a transmitir pelas chapas é reduzida, caso contrário terão de ser considerados na análise estrutural. Uma forma de eliminar a excentricidade é através da colocação de duas chapas de receção, ou então, mantendo apenas uma chapa de receção, colocar duas chapas intermédias (como capas) que fazem a ligação entre as duas chapas de gousset, eliminando assim as excentricidades devidas às chapas.

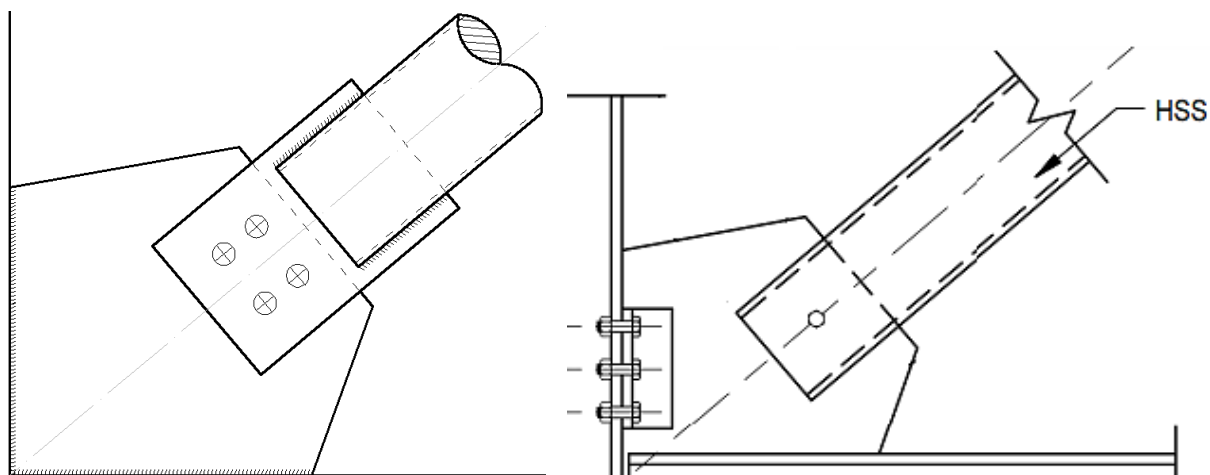


Figura 3.7 – Ligação chapa de gousset-estrutura. a): gousset soldado; b): gousset soldado e aparafusado

A consideração destas soluções implica a verificação da ocorrência de corte em bloco ao longo das várias linhas de parafusos. Neste cálculo, na consideração das áreas sujeitas a corte e a tração, deverá ser descontada a área dos furos. Deverá ser tida em conta também a possibilidade de ocorrência de esmagamento das chapas bem como de corte dos parafusos.

Outra das formas de ligar um sistema de contraventamento a uma estrutura passa por soldar em fábrica apenas o gousset à viga, sendo que a ligação ao pilar se faz por meio de cantoneiras aparafusadas (Figura 3.7 b)).

3.4. CONCLUSÃO E CONSIDERAÇÕES FINAIS

Quando a diagonal de contraventamento é usada numa estrutura localizada numa zona sísmica, a possibilidade da diagonal sofrer encurvadura no plano ou fora dele é uma realidade, pelo que o bom comportamento da chapa de gousset terá de ser garantido. Nestes casos, consegue-se garantir um bom comportamento da chapa se não forem impedidas as rotações plásticas a que esta estará sujeita devidas à encurvadura da diagonal. Ora, a formação de rótulas plásticas na chapa de gousset pressupõe a existência de espaço livre suficiente na chapa, entre o final do comprimento de entrega da diagonal e a linha de restrição da chapa, mas que seja pequeno o suficiente para que não ocorra encurvadura da chapa. Esta folga deverá ser igual a $2 * t_{ch}$, conforme se pode visualizar na Figura 3.8 (Elghazouli, 2009). É prática corrente de projeto esta folga ser de pelo menos 20 mm, em ligações sujeitas ou não a solicitações sísmicas.

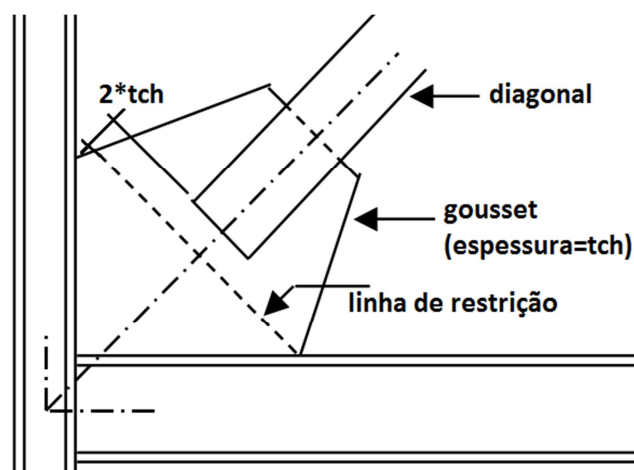


Figura 3.8 – Folga chapa-diagonal em aplicações sísmicas

Neste capítulo procedeu-se à apresentação as várias verificações a efetuar no dimensionamento de chapas de gousset quando ligadas a perfis tubulares. Estas verificações dependem da natureza do esforço instalado no gousset.

No próximo capítulo será apresentado um caso de estudo em que se procederá à aplicação dos tipos de ligação apresentados no Capítulo 2 tal como as verificações apresentadas neste capítulo.

4

EXEMPLOS DE APLICAÇÃO

4.1. INTRODUÇÃO

Neste capítulo é feito o dimensionamento de ligações tubo-chapa de *gousset*, segundo as regras apresentadas nos capítulos anteriores, para a estrutura de um edifício de habitação na zona de Lisboa.

Esta estrutura faz uso de pórticos metálicos simples e contraventados. O dimensionamento destes foi efetuado por *Lopes (2011)* no âmbito da dissertação “*Estudo Comparativo sobre Dimensionamento de Pórticos Metálicos Simples e Contraventados*”. As soluções de contraventamento mais otimizadas resultaram da aplicação do *Improved Force-Based Method (IFBD)*, proposto por *Castro et al. (2009)*.

O trabalho que a seguir se apresenta centra-se no dimensionamento das ligações do sistema de contraventamento à estrutura. O sistema de contraventamento desta estrutura é materializado através de perfis tubulares como diagonais e com chapas de *gousset* como interfaces de ligação. Por fim é proposto um ábaco de dimensionamento para ligações com rasgo no tubo.

4.2. CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS

No dimensionamento da estrutura foi usado aço da classe S275, laminado a quente, com valores nominais de tensão de cedência (f_y) e de tensão última (f_u), de 275 MPa e 430 MPa, respetivamente.

A escolha de perfis a usar teve por base os catálogos comerciais da marca Arcelor-Mittal, para os pilares e vigas, onde foram usados perfis das gamas HEB e IPE, respetivamente. Os perfis usados nas diagonais de contraventamento -perfis de secção circular oca-, foram escolhidos com base no catálogo da empresa CORUS TUBES.

No dimensionamento dos elementos de ligação das diagonais de contraventamento, foram utilizadas chapas com igual classe de aço dos restantes elementos da estrutura, S275. Para o dimensionamento das soldaduras, considera-se a utilização de um metal de adição com valores de tensão de cedência, de tensão de rotura, de extensão na rotura, equivalentes ao metal de base, S275 (Cl. 4.2(2) do EC3-1-8).

4.3. CARACTERIZAÇÃO

O edifício em estudo é constituído por dois tipos de pórtico para resistir à ação sísmica. São usados pórticos simples (MRF) na direção longitudinal (X) com três vãos de 6 m, e pórticos contraventados (CBF) na direção transversal (Y) com dois vãos de 6m, conforme se pode observar na Figura 4.1. (*Lopes, 2011*).

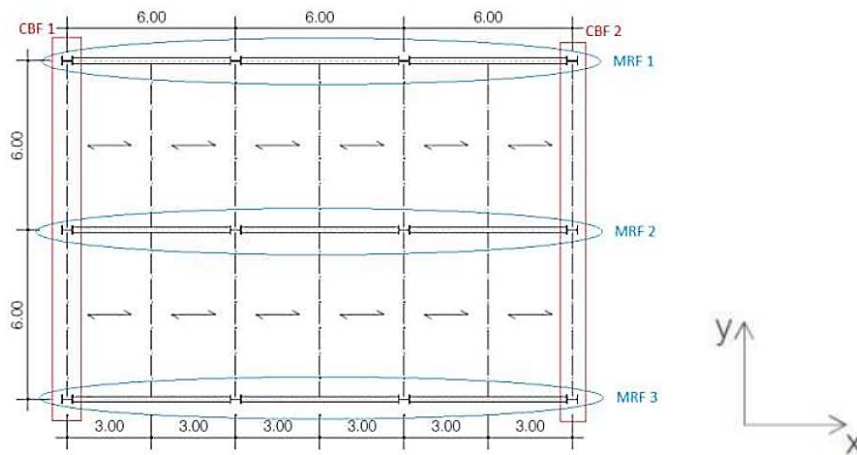


Figura 4.1 – Planta do edifício (Fonte: Lopes, 2011)

Este edifício foi estudado com duas possibilidades de altura, a primeira com 5 pisos e a segunda com 8 pisos. Em todos os casos foi utilizada uma altura de 4,5m no primeiro andar e 3,5m nos restantes, resultando no primeiro caso num edifício com 18,5m e no segundo com 29m de altura total. Nas Figura 4.2 a) e b) apresentam-se os alçados dos pórticos contraventados em estudo.

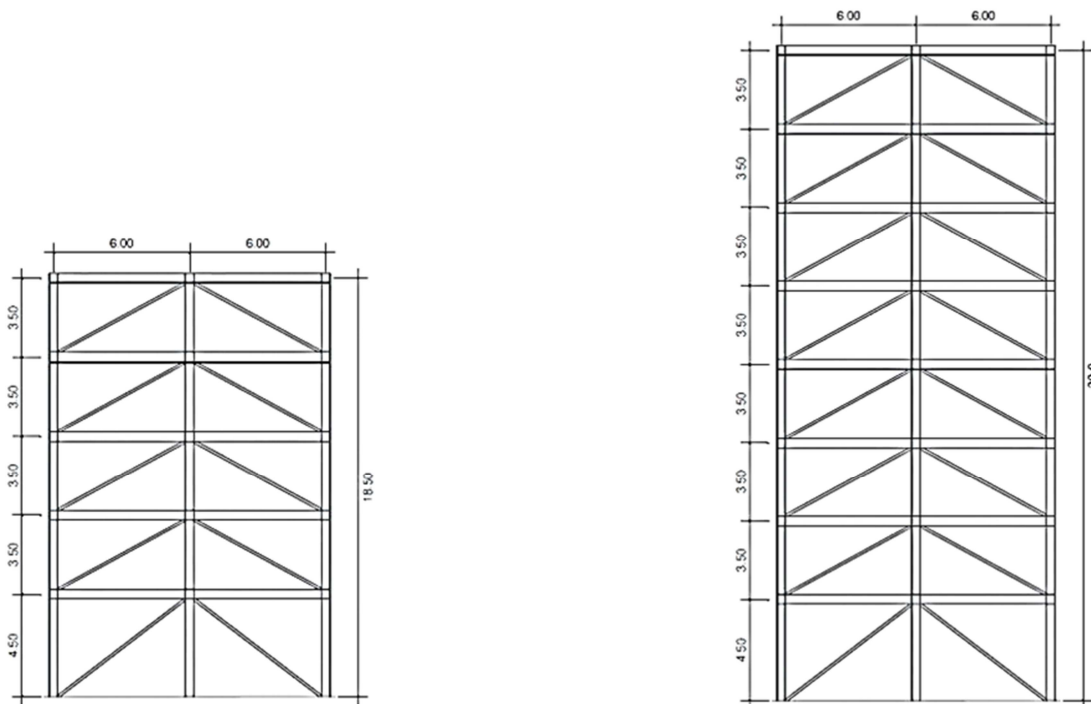


Figura 4.2 – Alçado dos pórticos contraventados do edifício. a): estrutura de 5 pisos; b): estrutura de 8 pisos (Fonte: Lopes, 2011)

As soluções obtidas no dimensionamento efetuado por Lopes (2011) apresentam-se na Tabela 6.

Tabela 6 – Resumo das soluções propostas para os pórticos contraventados de 5 e 8 pisos (Fonte: Lopes, 2011)

Estrutura	Piso	Pilares	Vigas	Diagonais	N _{Ed} (KN)
5 pisos	5	HE 320 B	IPE 270	CHS 114.3x3	237.21
	4	HE 320 B	IPE 270	CHS 139.7x4	470.22
	3	HE 360 B	IPE 270	CHS 139.7x6	674.25
	2	HE 360 B	IPE 270	CHS 168.3x6	789.85
	1	HE 360 B	IPE 270	CHS 193.7x6	958.46
8 pisos	8	HE 340 B	IPE 330	CHS 114.3x3	233.39
	7	HE 340 B	IPE 330	CHS 139.7x5	507.12
	6	HE 400 B	IPE 330	CHS 139.7x6.3	726
	5	HE 400 B	IPE 330	CHS 168.3x8	947.84
	4	HE 400 B	IPE 330	CHS 168.3x8	1082.79
	3	HE 450 B	IPE 330	CHS 168.3x10	1228.94
	2	HE 450 B	IPE 330	CHS 168.3x10	1279.72
	1	HE 450 B	IPE 330	CHS 168.3x12	1477.86

Os dimensionamentos que se seguem nas Secções seguintes são elaborados em duas fases distintas. Numa primeira fase considera-se uma análise elástica com base nos esforços resultantes da ação base sismo (N_{Ed} da Tabela 6), situação que se considera ser compatível com a ação base vento. Numa segunda fase considera-se que a ligação está sujeita ao esforço máximo expectável em situação sísmica.

Note-se que de acordo com o Eurocódigo 8 o dimensionamento efetuado na primeira fase não respeita as condições de projeto previstas para ligações não dissipativas. No entanto, numa perspectiva puramente académica, optou-se por dimensionar para as duas fases, por corresponderem a dois níveis de esforço distintos.

4.4. DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÃO COM RASGO NO TUBO

O dimensionamento das chapas de gousset implica a verificação dos estados limites apresentados no Capítulo 3, a saber, cedência e rotura ao longo da largura efetiva, encurvadura do gousset e das arestas livres e o arranque por corte em bloco. A verificação destes mecanismos de rotura depende da geometria adotada para a chapa de gousset, que por sua vez depende, para além de outros parâmetros, do comprimento de entrega do tubo na chapa de gousset. Contudo, a determinação do comprimento de entrega, efetuada através dos mecanismos de rotura da ligação chapa-tubo, rotura circunferencial e arrancamento por corte em bloco, é também dependente da espessura da chapa, ou seja, da geometria da chapa. Esta situação obriga a um dimensionamento iterativo, pelo que se procederá primeiro a um pré-dimensionamento de alguns parâmetros, que posteriormente serão validados.

Nesta secção, em que se procede ao dimensionamento das ligações das diagonais de contraventamento à estrutura, mostram-se apenas a aplicação para o 5º piso da estrutura de 5 pisos. Os resultados para os restantes pisos e estrutura são apresentados no anexo 1 e 2.

4.4.1. DIMENSIONAMENTO PARA SOLICITAÇÃO ESTÁTICA

Numa primeira fase o dimensionamento da ligação da diagonal à estrutura apenas tem em conta o esforço de cálculo resultante da análise estrutural (N_{Ed}). Considera-se que apenas atuam cargas de tração ou de compressão na ligação, desprezando-se facto de ser um elemento resistente à ação sísmica com caráter dissipativo.

As dimensões do elemento diagonal (CHS 114.3x3) são as seguintes de acordo com o catálogo da *CORUS TUBES*:

$$D = 114.3 \text{ mm}$$

$$t_{tb} = 3.2 \text{ mm}$$

$$L = 6.95 \text{ m}$$

$$N_{sd} = 237.21 \text{ KN}$$

4.4.1.1. Dimensionamento da chapa de gousset

Começa-se por dimensionar o comprimento de cada um dos quatro cordões de soldadura (L_w) para que transmitam a carga, através do método simplificado EC3. A espessura do cordão (a) é considerada igual à mínima espessura a ligar, que se considera ser condicionada pela espessura das paredes do tubo, neste caso 3.5 mm.

$$L_w = \frac{N_{sd} * b_w * \sqrt{3} * \gamma_{M2}}{f_u * 4 * a} = \frac{237.21 * 0.9 * \sqrt{3} * 1.25}{430 * 10^3 * 4 * 3.5 * 10^{-3}} = 0.077 \text{ m}$$

A largura efetiva será então:

$$b_w = 2 * L_w * \tan 30 + D = 2 * 77 * \tan 30 + 114.3 = 203 \text{ mm}$$

Podemos assim calcular a espessura necessária para que a chapa verifique a cedência e a rotura ao longo da área efetiva, pelas Equações 28 e 29, respetivamente. A espessura necessária para impedir o corte em bloco na chapa é dada pela Equação 42.

$$t_{ch} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M0}}{f_y * b_w} = \frac{237.21 * 1.00}{275 * 10^3 * 0.203} = 4.25 \text{ mm}$$

$$t_{ch} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M2}}{0.9 * f_u * b_w} = \frac{237.21 * 1.25}{0.9 * 430 * 10^3 * 0.203} = 3.78 \text{ mm}$$

$$t_{ch} = \frac{N_{sd}}{\left(\frac{f_u * D}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y * 2 * L_w}{\sqrt{3} * \gamma_{M0}}\right)} = \frac{237.21}{\left(\frac{430 * 10^3 * 0.1143}{1.25} + \frac{275 * 10^3 * 2 * 0.077}{\sqrt{3} * 1.00}\right)} = 3.72 \text{ m}$$

Daqui temos que, em fase de pré-dimensionamento, a espessura da chapa de gousset será considerada igual a 5 mm, pelo que a área útil do perfil passa a ser:

$$A_n = A_g - 2 * t_{tb} * t_{ch} = 11.2 - 2 * 0.32 * 0.5 = 10.85 \text{ cm}^2$$

4.4.1.2. Dimensionamento de ligações tipo corte no tubo

Procede-se de seguida à verificação da ligação entre a chapa e a diagonal, verificando-se em primeiro lugar se com o comprimento dos cordões de soldadura do pré-dimensionamento é suficiente para mobilizar a resistência do tubo necessária, considerando-se a redução de eficiência devida ao efeito *shear lag* e a possibilidade de ocorrência de corte em bloco. As expressões abaixo usadas foram antes apresentadas na Secção 2.3.

i. CIDECT DG1

$$w = 0.5 * \pi * D - t_{ch} = 0.5 * \pi * 114.3 - 5 = 174.5 \text{ mm}$$

$$\frac{L_w}{w} = \frac{0.077}{0.1745} = 0.44 < 0.7$$

Como $L_w/w < 0.7$, o corte em bloco é condicionante. Considerando que não são utilizadas soldaduras de retorno, por isso só são contabilizados os cordões longitudinais, vem que a resistência da ligação:

$$N_{Rd} = 0.9 * \left(A_{nt} * f_u + 0.58 * A_{gv} * \left(\frac{f_y + f_u}{2} \right) \right) = 0.9 * \left(1 * 0 * 430 * 10^3 + 1 * 0.58 * 4 * 0.077 * 0.0032 * \left(\frac{275 * 10^3 + 430 * 10^3}{2} \right) \right) = 180.8 \text{ KN} < N_{Ed}$$

sendo A_{nt} e A_{gv} definidas pelas Equações 15 e 16, respetivamente.

Como o comprimento dos cordões de soldadura não é suficiente para evitar a ocorrência de corte em bloco ao longo do tubo ao longo do braço, é necessário aumentar o comprimento de entrega.

$$L_w = \frac{N_{sd}/0.9 - A_{nt} * f_u}{0.58 * 4 * t_{tb} * \left(\frac{f_y + f_u}{2}\right)} = \frac{237.21/0.9 - 0 * 430 * 10^3}{0.58 * 4 * 0.0032 * \left(\frac{275 * 10^3 + 430 * 10^3}{2}\right)} = 0.101 \text{ m}$$

Tendo em conta o comprimento de entrega necessário para evitar o corte em bloco, é necessário verificar se este modo de rotura continua a ser condicionante mesmo com o aumento de comprimento, ou seja, se se continua a verificar que $L_w/w < 0.7$.

$$\frac{L_w}{w} = \frac{0.101}{0.1745} = 0.577 < 0.7$$

Pelo que o corte em bloco continua a ser o modo que condiciona o dimensionamento ligação, sendo necessário um comprimento de entrega igual a 101 mm .

ii. CSA S16-01

São agora usadas as disposições existentes na norma canadiana para a verificação da ligação entre a chapa e o tubo. Segundo esta, é necessário proceder-se à verificação tanto do destacamento em bloco como da rotura circunferencial.

A resistência ao corte em bloco considerando $L_w = 0.077 \text{ m}$ é determinada por:

$$\begin{aligned} T_n + V_n &= \phi [A_{nt} * f_u + 0.6 * A_{gv} * f_y] \\ &= 0.9 * [0 * 430 * 10^3 + 0.6 * 4 * 0.077 * 0.0032 * 275 * 10^3] = \\ &146.36 \text{ KN} < N_{Ed} \end{aligned}$$

$$L_w = \frac{N_{sd}/0.9 - A_{nt} * f_u}{0.6 * 4 * t_{tb} * f_y} = \frac{237.21/0.9 - 0 * 430 * 10^3}{0.6 * 4 * 0.0032 * 275 * 10^3} = 0.1248 \text{ m}$$

Rotura circunferencial:

$$\frac{L_w}{w} = \frac{0.077}{0.1745} = 0.44 < 1$$

O que leva a que o coeficiente redutor da eficiência da área (U) venha igual a 0.75. A resistência da ligação à tração é então igual a (CSA S16-01, Cl 13.2):

$$N_{Rd} = \min(0.9 * A_g * f_y, 0.85 * 0.9 * A_n * f_u, 0.85 * 0.9 * U * A_n * f_u)$$

Que vem condicionada pela última condição:

$$N_{Rd} = 0.85 * 0.9 * U * A_n * f_u = .85 * 0.9 * 0.75 * 10.85 * 10^{-4} * 430 * 10^3 = 267.7 \text{ KN} > N_{Ed}$$

Pelo que o comprimento necessário para transmitir a carga ao longo do rasgo no tubo é 125 mm.

iii. AISC 360-10

A verificação dos estados limites da ligação segundo a norma americana é elaborada de forma similar à norma canadiana, considerando um comprimento de entrega igual a 67 mm.

Corte em bloco:

$$R_n = 0.75 * [1 * 0 * 430 * 10^3 + 0.6 * 4 * 0.077 * 0.0032 * 275 * 10^3] = 121.97 \text{ KN} < N_{Ed}$$

$$L_w = \frac{N_{sd}/0.75 - A_{nt} * f_u}{0.58 * 4 * t_{tb} * f_y} = \frac{237.21/0.75 - 0 * 430 * 10^3}{0.58 * 4 * 0.0032 * 275 * 10^3} = 0.155 \text{ m}$$

Quanto à rotura ao longo do perímetro do tubo, esta norma limita inferiormente o comprimento da ligação, $L_w/D > 1$, prescrevendo um mínimo para o coeficiente *shear lag* (U).

$$\bar{x} = \frac{D}{\pi} = \frac{114.3}{\pi} = 36.383 \text{ mm}$$

$$U = 1 - \frac{\bar{x}}{L_w} = 1 - \frac{36.383}{114.3} = 0.6817$$

$$N_{Rd} = 0.75 * U * A_n * f_u = 0.75 * 0.6817 * 10.85 * 10^{-4} * 430 * 10^3 = 238.5 \text{ KN} > N_{Ed}$$

Assim, da aplicação da norma americana resulta que o comprimento (L_w) necessário é igual a 155 mm, ou seja, o maior dos comprimentos para os dois modos de rotura.

Analogamente, procedeu-se ao cálculo do comprimento de entrega necessário com a consideração de soldaduras de retorno envolvendo o final da chapa de gousset.

Apresenta-se na Tabela 7 as soluções obtidas com as diferentes normas, para o comprimento de entrega da chapa no tubo, considerando ou não a existência de soldaduras transversais de retorno. Verifica-se que a consideração ou não de soldaduras de retorno não implica uma redução significativa do comprimento de entrega da chapa no tubo. Esta situação deve-se ao facto de a área mobilizada adicionalmente no cálculo das soldaduras de retorno ter uma baixa importância quando comparada com a área sujeita ao corte. Os resultados do dimensionamento das restantes diagonais são apresentados no Anexo 1.1 e 2.1.

Tabela 7 – Resumo das diferentes soluções propostas para a ligação tubo-chapa de gousset para o 5º piso da estrutura de 5 pisos

Regulamento		Comprimento de entrega (L_w) [mm]		
		Sem soldaduras de retorno		Com soldaduras de retorno
CIDECT DG1		101		96
AISC	Rotura circunferencial	114.3	155	114.3
	Corte em bloco	155		148.2
CSA	Rotura circunferencial	77	125	77
	Corte em bloco	125		118.3

4.4.2. DIMENSIONAMENTO PARA SOLICITAÇÃO SÍSMICA

Nesta fase, por o edifício se encontrar em zona sísmica e porque a análise estrutural teve isso em conta, considera-se que os contraventamentos poderão estar sujeitos à força máxima expectável em situação de sismo. A máxima força de cálculo a atuar na ligação, é dada pelo EC8, conforme apresentado na Secção 3.2, e é igual a:

$$N_{y,max} = 1.1 * \gamma_{ov} * R_{fy} = 1.1 * \gamma_{ov} * A_g * f_y \quad (46)$$

Deverá ser também garantida a capacidade plástica de deformação na zona da ligação, ou seja, que a resistência plástica exceda a resistência última da ligação.

Tabela 8 – Solicitações para os pórticos contraventados de 5 e 8 pisos

Estrutura	Piso	Diagonais	$N_{Ed,ligação}$ (KN)	$N_{pl,Rd}$ (KN)
5 pisos	5	CHS 114.3x3	422.3	307.1
	4	CHS 139.7x4	644.8	468.9
	3	CHS 139.7x6	998.3	726.1
	2	CHS 168.3x6	1212.4	881.7
	1	CHS 193.7x6	1402.5	1020.0
8 pisos	8	CHS 114.3x3	422.3	307.1
	7	CHS 139.7x5	800.1	581.9
	6	CHS 139.7x6.3	998.3	726.1
	5	CHS 168.3x8	1523.4	1107.9
	4	CHS 168.3x8	1523.4	1107.9
	3	CHS 168.3x10	1880.5	1367.6
	2	CHS 168.3x10	1880.5	1367.6
	1	CHS 168.3x12	2313.5	1682.5

Para a diagonal do último andar da estrutura de 5 pisos, as dimensões do elemento diagonais (CHS 114.3x3) são as seguintes de acordo com o catálogo da *CORUS TUBES*:

$$D = 114.3 \text{ mm}$$

$$t_{tb} = 3.2 \text{ mm}$$

$$L = 6.95 \text{ m}$$

$$N_{Ed,ligação} = 1.1 * 1.25 * 11.17 * 10^{-4} * 355 * 10^3 = 422.3 \text{ KN}$$

$$N_{pl,Rd} = 11.17 * 10^{-4} * 275 * 10^3 = 307.1 \text{ KN}$$

Começa-se por pré-dimensionar o comprimento dos cordões de soldadura (L_w) para que os quatro cordões transmitam a carga, através do método simplificado do EC3. A espessura do cordão (a) é considerada igual à mínima espessura a ligar, que se considera ser condicionada pela espessura das paredes do tubo, sendo neste caso 3.5 mm .

$$L_w = \frac{N_{sd} * b_w * \sqrt{3} * \gamma_{M2}}{F_u * 4 * a} = \frac{422.3 * 0.9 * \sqrt{3} * 1.25}{430 * 10^3 * 4 * 3.5 * 10^{-3}} = 0.137 \text{ m}$$

A largura efetiva será então:

$$b_w = 2 * L_w * \tan 30 + D = 2 * 137 * \tan 30 + 114.3 = 272 \text{ mm}$$

Podemos então calcular a espessura necessária para que a chapa verifique a cedência e a rotura ao longo da área efetiva, pelas Equações 28 e 29, respetivamente. A espessura necessária para impedir o corte em bloco na chapa é dada pela Equação 42.

$$t_{ch} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M0}}{f_y * b_w} = \frac{422.3 * 1.00}{275 * 10^3 * 0.272} = 5.64 \text{ mm}$$

$$t_{ch} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M2}}{0.9 * f_u * b_w} = \frac{422.3 * 1.25}{0.9 * 430 * 10^3 * 0.272} = 5.01 \text{ mm}$$

$$t_{ch} = \frac{N_{sd}}{\left(\frac{f_u * D}{\gamma_{M2}} + \frac{f_y * L_w}{\sqrt{3} * \gamma_{M0}} \right)} = \frac{422.3}{\left(\frac{430 * 10^3 * 0.1143}{1.25} + \frac{275 * 10^3 * 0.137}{\sqrt{3} * 1.00} \right)} = 5.11 \text{ mm}$$

Daqui temos que, numa fase de pré-dimensionamento, a espessura da chapa de gousset será considerada igual a 6 mm, pelo que a área útil do perfil passa a ser:

$$A_n = A_g - 2 * t_{tb} * t_{ch} = 11.17 - 2 * 0.32 * 0.6 = 10.78 \text{ cm}^2$$

Procede-se de seguida à verificação da ligação entre a chapa e a diagonal, verificando-se em primeiro lugar se com o comprimento dos cordões de soldadura do pré-dimensionamento é suficiente para mobilizar a resistência do tubo necessária, considerando redução de eficiência devida ao efeito de *shear lag* e a possibilidade de ocorrência de corte em bloco. As expressões abaixo usadas, foram antes apresentadas na Secção 3.2.

i. CIDECT DG1

$$w = 0.5 * \pi * D - t_{ch} = 0.5 * \pi * 114.3 - 5.11 = 173.5 \text{ mm}$$

$$\frac{L_w}{w} = \frac{0.137}{0.1735} = 0.79 > 0.7$$

Como $L_w/w > 0.7$, a rotura circunferencial é condicionante. Considerando que não são utilizadas soldaduras de retorno, por isso só são contabilizados os cordões longitudinais, vêem que a resistência da ligação:

$$\begin{aligned}
 N_{Rd} &= 0.9 * A_n * f_u * \left(1 - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{L_w}{w} \right)^{2.4} \right]^{5.7}} \right) \\
 &= 0.9 * 10.78 * 10^{-4} * 430 * 10^3 \left(1 - \frac{1}{[1 + 0.79^{2.4}]^{5.7}} \right) = 284.8 \text{ KN} > N_{pl,Rd} \\
 &= 307.15 \text{ KN}
 \end{aligned}$$

Pelo que, com L_w igual a 137 mm se garante que a ligação tem capacidade de deformação suficiente.

ii. AISC 360-10

São agora usadas as disposições existentes na norma americana para a verificação da ligação entre a chapa e o tubo. Segundo esta norma, é necessário proceder-se à verificação tanto da rotura em bloco como da rotura circunferencial.

A resistência ao corte em bloco considerando $L_w = 137 \text{ mm}$ não é suficiente, pelo que o comprimento necessário é $L_w = 201 \text{ mm}$.

Quanto à rotura ao longo do perímetro do tubo, considerando $L_w = 137 \text{ mm}$, vem que:

$$\frac{L_w}{D} = \frac{137}{114.3} = 1.2 < 1.3 \Rightarrow U = 1 - \frac{\bar{x}}{L_w} = 1 - \frac{36.383}{137} = .7338$$

Pelo que:

$$N_{u,Rd} = 0.75 * U * A_n * f_u = 0.75 * .7338 * 10.78 * 10^{-4} * 430 * 10^3 = 255.2 \text{ KN} < N_{Sd}$$

Assim o comprimento de entrega necessário será:

$$L_w = \frac{\bar{x}}{1 - \frac{N_{pl,Rd}}{0.75 * A_n * f_u}} = 311.2 \text{ mm}$$

$$\frac{L_w}{D} = \frac{311.2}{114.3} = 2.72 > 1.3 \rightarrow KO$$

Pelo que não é possível a utilização de um comprimento de entrega igual a 311.2 mm. A solução para contornar este problema, passaria por aumentar o comprimento L_w , com o objetivo de diminuir a influência do efeito shear lag, no entanto, para este comprimento já está atingida a máxima eficiência da secção ($U = 1$), pelo que um aumento do comprimento não se traduziria num aumento da capacidade última da secção. Então, esta limitação da ductilidade do tubo na zona da ligação deve-se à área retirada pelo rasgo, pelo que a resolução do problema passa por fazer aumentar a área útil da secção transversal do tubo. O aumento da área útil pode ser conseguido através da consideração de soldaduras transversais ou da adoção de chapas de reforço.

Contudo, como se apresentou no Capítulo 2 a utilização de soldaduras de retorno pode colocar problemas de ocorrência de rotura localizada na zona da extremidade da chapa de gousset, o seu uso de soldaduras transversais é posto em causa. Então, teria de se passar para uma solução de reforço da secção transversal do tubo através de chapas, em que a área destas fosse suficiente para o estabelecimento da condição de ductilidade.

iii. CSA S16-01

A verificação dos estados limites da ligação segundo a norma americana é elaborada de forma similar à norma americana, considerando um comprimento de entrega igual a 137 mm. Verificou-se que este valor não era suficiente para evitar o arrancamento em bloco, sendo necessário um comprimento igual a 162 mm.

Relativamente à rotura circunferencial ao longo do perímetro do tubo, considerando $L_w = 137$ mm, vem que:

$$\frac{L_w}{w} = \frac{0.137}{0.1745} = 0.79 < 1 \rightarrow U = 0.75$$

A resistência da ligação à tração é então igual a:

$$N_{Rd} = 0.85 * 0.9 * U * A_n * f_u = .85 * 0.9 * 0.79 * 10.85 * 10^{-4} * 430 * 10^3 = 266.1 \text{ KN} < N_{pl,Rd}$$

Assim o comprimento necessário para verificar a rotura circunferencial, admitindo L_w/w irá estar no intervalo entre 1 e 2, é:

$$L_w = \frac{w}{0.25} * \left(\frac{N_{pl,Rd}}{0.85 * 0.9 * A_n * f_u} - 0.5 \right) = 254 \text{ mm}$$

$$\frac{L_w}{w} = \frac{254}{173.5} = 1.46 \rightarrow OK$$

Pelo que o comprimento necessário para transmitir a carga ao longo do rasgo no tubo é 254 mm.

A observação dos resultados do dimensionamento (Tabela 9) permite verificar que a consideração de soldaduras de retorno conduz a uma menor comprimento de entrega da chapa no tubo. Esta tendência não se verifica com a aplicação do CIDECT DG1, uma vez que o comprimento de entrega está a ser condicionado pelos cordões de soldadura.

Os resultados do dimensionamento das restantes diagonais são apresentados no Anexo 1.2 e 2.2.

Tabela 9 – Resumo das soluções propostas para o 5º piso da estrutura de 5 pisos considerando requisitos sísmicos

Regulamento		Comprimento de entrega (L_w) [mm]	
		Sem soldaduras de retorno	Com soldaduras de retorno
CIDECT DG1		137	137
AISC	Rotura circunferencial	-	247
	Corte em bloco	201	193
CSA	Rotura circunferencial	254	234
	Corte em bloco	162	154

4.5. DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TIPO CHAPA DE TOPO

Nesta secção procede-se ao dimensionamento das ligações das diagonais à estrutura através de ligações tipo chapa de topo, apresentadas na Secção 2.4, para os seus vários componentes, isto é, chapa de topo e chapa de suporte.

i. Solicitação estática

Para a estrutura de 5 pisos no 5º piso, considerando apenas a carga estática a atuar, as dimensões do elemento diagonal (CHS 114.3x3) são as seguintes de acordo com o catálogo da *CORUS TUBES*:

$$D = 114.3 \text{ mm}$$

$$t_{tb} = 3.2 \text{ mm}$$

$$L = 6.95 \text{ m}$$

$$N_{sd} = 237.21 \text{ KN}$$

O dimensionamento da chapa de suporte tem em conta a possibilidade de ocorrência de plastificação na largura efetiva da chapa bem como a possibilidade de arrancamento por corte em bloco. A dispersão da carga está limitada pela forma da chapa que tem regra geral uma geometria retangular, com largura determinada pelo diâmetro do tubo.

A largura efetiva do gousset é igual a 135 mm, largura da chapa admitida. Assim, a espessura necessária para que a chapa verifique a cedência e a rotura ao longo da área efetiva, deve ser pelas Equações 28 e 29, respetivamente.

$$t_{sup} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M0}}{f_y * b_w} = \frac{237.21 * 1.00}{275 * 10^3 * 0.135} = 6.39 \text{ mm}$$

$$t_{sup} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M2}}{0.9 * f_u * b_w} = \frac{237.21 * 1.25}{0.9 * 430 * 10^3 * 0.135} = 5.688 \text{ mm}$$

Pelo que se considera uma espessura de 7 mm para a chapa de suporte. A capacidade das paredes do tubo pode ser calculada assumindo uma dispersão de carga de 1:2.5 através da chapa de topo. Se se desprezar a contribuição das soldaduras, vêm que:

$$b_{eff} = t_{sup} + 5 * t_{ch} \leq D$$

$$N_1 = 2 * t_{tb} * f_{y,tubo} * b_{eff} = 2 * 3.2 * 275 * 10^3 * (7 + 5 * t_{ch}) \Rightarrow t_{ch} = 25.6 \text{ mm}$$

$$b_{eff} = 7 + 5 * 25.6 = 134.8 > 114.3 \text{ mm} \rightarrow KO$$

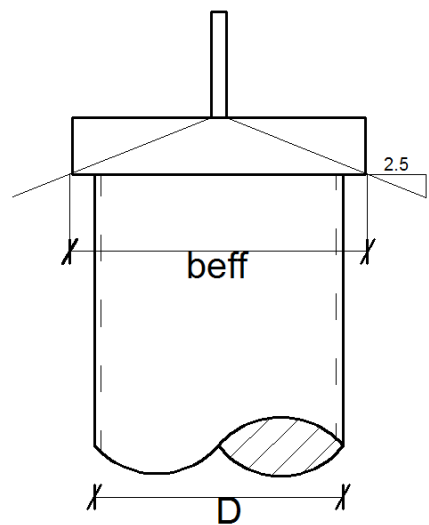


Figura 4.3 – Dispersão de carga ao longo da chapa de topo

Neste caso, como a largura de dispersão é superior ao diâmetro do tubo, esta solução não pode ser adotada, pois a área de secção transversal que era necessário mobilizar para que se conseguisse instalar o esforço de cálculo é superior à área do tubo. Esta situação podia, por exemplo, ser solucionada se fosse equacionada a possibilidade de usar uma classe de aço superior nas diagonais de contraventamento.

Os resultados do dimensionamento para as restantes diagonais da estrutura de 5 pisos são apresentados na Tabela 10. Conforme se pode constatar em todos os casos a largura de dispersão é superior ao diâmetro do tubo, o que inviabiliza esta solução. Esta situação deve-se à baixa espessura das paredes do tubo relativamente ao seu diâmetro, bem como a classe de aço usada.

Tabela 10 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{Ed} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo	
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)
5	114.3	3.2	237.2	135	7	26	134.78
4	139.7	4	470.2	160	11	41	213.74
3	139.7	6.3	674.3	160	16	36	194.59
2	168.3	6.3	789.9	190	16	43	227.95
1	193.7	6.3	958.5	215	17	52	276.61

Como cenário puramente acadêmico, considera-se agora a hipótese de a mesma estrutura de 5 pisos utilizar um aço da classe S355. Pretende-se assim avaliar a influência do material na ligação.

Aplicando à diagonal do 5º piso da estrutura de 5 pisos, vem que:

$$t_{sup} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M0}}{f_y * b_w} = \frac{237.21 * 1.00}{355 * 10^3 * 0.135} = 4.95 \text{ mm}$$

$$t_{sup} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M2}}{0.9 * f_u * b_w} = \frac{237.21 * 1.25}{0.9 * 490 * 10^3 * 0.135} = 4.98 \text{ mm}$$

Pelo que se considera uma espessura de 6 mm para a chapa de suporte. A capacidade das paredes do tubo pode ser calculada assumindo uma dispersão de carga de 1:2.5 através da chapa de topo. Se se desprezar a contribuição das soldaduras, vêm que a espessura de chapa de topo necessária é igual a:

$$N_1 = 2 * t_{tb} * f_{y,tubo} * b_{eff} = 2 * 3.2 * 355 * 10^3 * (6 + 5 * t_{ch}) \Rightarrow t_{ch} = 20 \text{ mm}$$

$$b_{eff} = 6 + 5 * 20 = 106 < 114.3 \text{ mm} \rightarrow OK$$

Neste caso, como a largura de dispersão é inferior ao diâmetro do tubo, esta solução pode ser adotada.

A capacidade da chapa de suporte é calculada assumindo também uma dispersão de 1:2.5, conforme se pode ver na Figura 4.4. A dispersão da carga na aba da chapa é limitada pelo comprimento da aba (s), pelo que será o menor valor entre s e 2.5 * t_{ch}.

$$b_{eff,2} = \min(2.5 * t_{ch}; s) = \min(2.5 * 20; 10.35) = 10.35 \text{ mm}$$

De onde vem que a capacidade resistente da chapa de suporte será igual a :

$$N_2 = 2 * t_{sup} * f_y * (t_{tb} + 2.5 * t_{ch} + b_{eff,2})$$

$$= 2 * .006 * 355 * 10^3 * (3.2 + 2.5 * 20 + 10.35) * 10^{-3} = 270.7 \text{ KN} > N_{Ed}$$

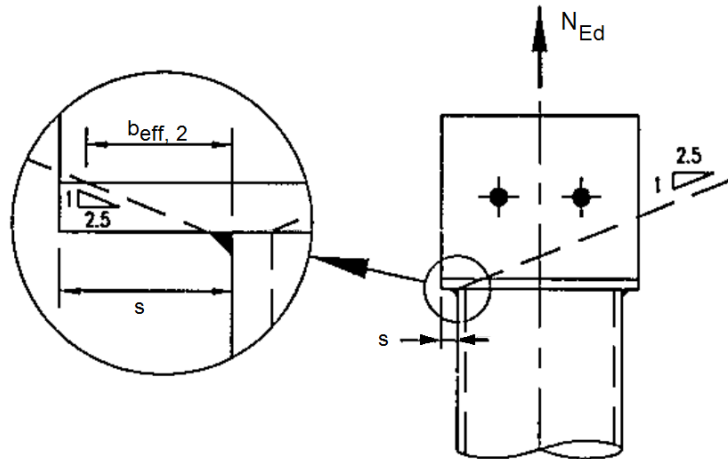


Figura 4.4 – Dispersão de carga entre a parede do tubo e a chapa de suporte

Ou seja, a ligação diagonal-estrutura pode ser materializada através de uma chapa de suporte com 6 mm de espessura e com uma chapa de topo com 20 mm, caso se utilize um aço da classe S355.

Os resultados do dimensionamento das restantes diagonais são apresentados no Anexo 2.

ii. Solicitação sísmica

Agora considera-se a acuação da carga sísmica máxima, pelo que a carga atuante na ligação da diagonal do 5º piso da estrutura de 5 pisos, seria $N_{pl,Rd} = 307.1 \text{ KN}$. A espessura da chapa de suporte vem determinada por:

$$t_{ch} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M0}}{f_y * b_w} = \frac{307.1 * 1.00}{275 * 10^3 * 0.135} = 8.27 \text{ mm}$$

$$t_{ch} = \frac{N_{sd} * \gamma_{M2}}{0.9 * f_u * b_w} = \frac{307.1 * 1.25}{0.9 * 430 * 10^3 * 0.135} = 7.35 \text{ mm}$$

Considerando a chapa de suporte com uma espessura de 10 mm, vem que a espessura de chapa de topo necessária para a dispersão da carga seja igual a 33 mm.

$$t_{ch} = \frac{1}{5} * \left(\frac{N_{pl,Rd}}{2 * t_{tb} * f_y} - t_{sup} \right) = \frac{1}{5} * \left(\frac{307.1}{2 * 0.0032 * 275 * 10^3} - 10 \right) = 33 \text{ mm}$$

Pelo que a largura de dispersão de carga será igual a:

$$b_{eff} = 10 + 5 * 33 = 175 > 114.3 \text{ mm} \rightarrow KO$$

Neste caso, como a largura de dispersão é superior ao diâmetro do tubo, esta solução não pode ser adotada, pois a área de secção transversal que era necessário mobilizar para que se conseguisse instalar o esforço de cálculo é superior à área do tubo.

4.6. ANÁLISE COMPARATIVA E CONCLUSÕES

Nas ligações com rasgo no tubo, a utilização de soldaduras transversais ao longo da espessura do gousset é um aspeto importante de discussão. Por um lado a sua utilização pode levar a que se despreze a redução da área bruta do tubo provocada pelo rasgo, mesmo apesar de algumas normas aconselharem a que este material de soldadura não deva ser considerado como resistente. Por outro lado, do ponto de vista de ductilidade da ligação, é expectável um melhor desempenho com o recurso a soldaduras transversais, conforme demonstraram experimentalmente vários autores. No entanto, o recurso a soldaduras de retorno pode conduzir a uma concentração de tensões na zona de extremidade, provocando também a um aumento das tensões residuais induzidas no tubo.

Assim, dado que o ganho de resistência atingida com recurso a soldaduras transversais não é muito elevada e face aos problemas levantados e atrás apresentados, é preferível que não sejam utilizadas.

Verifica-se que para solicitações predominantemente estáticas, o comprimento de entrega da chapa no tubo varia entre 0.8 a 2.2 vezes a largura do elemento a ligar, neste caso do diâmetro do tubo. Ao passo que para solicitações dinâmicas, este valor varia entre 1.2 e 2.4, aproximadamente, dependendo da norma adotada.

Nas ligações com chapa de topo, verificou-se que nos casos de carregamento apresentados, a largura efetiva do tubo mobilizada pela dispersão de carga da chapa de topo era superior ao seu diâmetro, pelo que não era possível transferir o esforço atuante através de uma chapa de topo. Foi ainda averiguada a hipótese de um aumento da classe de aço dos elementos da estrutura. Apesar de esta consideração levar a uma menor largura de dispersão, esta continuou a ser condicionante na grande maioria dos casos. A ordem de grandeza das espessuras de chapa de topo obtidas era bastante grande, situando-se frequentemente na casa dos 3.0 mm (valor para o qual é necessário considerar a possibilidade de arranque lamelar), mesmo para os casos em que a solução revelou não ser possível de aplicar.

Os parâmetros que mais condicionam a verificação da ligação são: o nível de carregamento a que está sujeita, a espessura das paredes do tubo, e a espessura da chapa de suporte. O nível de carregamento e a espessura das paredes do tubo parecem ser os parâmetros que mais condicionaram a adoção deste tipo de ligação.

4.7. ÁBACOS DE DIMENSIONAMENTO

4.7.1. FORMULAÇÃO E FUNDAMENTOS

Com vista a facilitar a fase do projeto de ligações com rasgo no tubo, procedeu-se à construção de um conjunto de ábacos de dimensionamento. Com estes ábacos pretende-se estabelecer uma ferramenta auxiliar que seja intuitiva na organização, e de fácil utilização para o projetista.

Durante a elaboração deste trabalho foi levantada a hipótese de integrar num mesmo ábaco diferentes detalhes da ligação, como são o caso das soldaduras de retorno, do corte na chapa ou do MHG, bem como da introdução de diferentes níveis de resistência da ligação face à resistência da secção do tubo.

O ábaco foi elaborado com base no mais recente método de dimensionamento para ligações com rasgo no tubo fornecido pelo CIDECT e apresentado na Secção 2.3.5 deste trabalho. Este método propõe uma nova abordagem na verificação de segurança desta ligação, uma vez que os limites de validade fornecidos para as equações correspondem à transição entre os modos de rotura característicos deste tipo de ligação, corte em bloco e rotura circunferencial (Equações 47 e 48).

$$N_{Rd} = 0.9 * A_n * f_u \left(1 - \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{L_w}{w} \right)^{2.4} \right]^{5.7}} \right) \quad se \frac{L_w}{w} \geq 0.7 \quad (47)$$

$$N_{Rd} = 0.9 * \left(A_{nt} * f_u + 0.58 * A_{gv} * \left(\frac{f_y + f_u}{2} \right) \right) \quad se \frac{L_w}{w} < 0.7 \quad (48)$$

Sendo que dependem das seguintes variáveis:

$$A_n = A_g - 2 * t_{tb} * t_{ch} = \pi * \left(\frac{D^2}{4} - \frac{(D - 2 * t_{tb})^2}{4} \right) - 2 * t_{tb} * t_{ch} \quad (49)$$

$$w = 0.5 * \pi * D - t_{ch} \quad (50)$$

$$A_{nt} = 2 * t_{tb} * t_{ch} \quad (51)$$

$$A_{gv} = 4 * L_w * t_{tb} \quad (52)$$

Destas variáveis identificam-se os seguintes parâmetros: diâmetro do tubo (D), espessura das paredes do tubo (t_{tb}), espessura da chapa de gousset que entra do tubo (t_{ch}) e comprimento de entrega da chapa de gousset no tubo (L_w). O parâmetro que se pretende obter do ábaco é o comprimento de entrega (L_w) da chapa de gousset no tubo.

À partida, a construção dos ábacos levava a tomar em conta duas formulações possíveis. A primeira e preferencial, implicava a determinação de relações teóricas entre as diversas variáveis em estudo. Ao passo que a segunda, partindo de um conjunto de dados, implicava a realização de regressões que permitissem obter tais relações.

Com a primeira formulação, preferencial por se obter a solução exata, partindo das equações acima apresentadas (Equações 47 e 48), tentou-se, através de manipulação das equações, reescrevê-las de forma a obter relações entre o parâmetro de saída - comprimento de entrega (L_w) - e os restantes parâmetros, que o influenciam. Assim, tendo em mãos um conjunto de expressões que permitiam

calcular o comprimento de entrega através de relações entre os vários parâmetros (por exemplo: D/t_{tb} , t_{tb}/t_{ch}), procedia-se à construção do ábaco, variando esses mesmos parâmetros. Contudo, a execução desta tarefa não permitiu obter os resultados esperados, devido à dificuldade em estabelecer as tais relações entre os diferentes parâmetros.

Deixando de lado a formulação inicial, passou-se para a segunda formulação. Neste caso, partindo de uma base de dados existente - o catálogo comercial da *CORUS TUBES*, de onde se obteve conjuntos de valores para o diâmetro e espessura do tubo - e utilizando um leque alargado de possíveis espessuras de gousset, procedeu-se ao dimensionamento do comprimento de entrega necessário para que se estabelecesse a resistência plástica da peça, através das Equações 47 e 48. Obtidos os resultados, procedeu-se à representação gráfica dos mesmos. Nesta representação optou-se por se fazer variar os parâmetros de entrada e de saída do gráfico, obtendo-se assim diferentes nuvens de pontos para um mesmo conjunto de dados. Tendo em mãos diferentes nuvens de pontos para os diversos casos, tentou-se fazer um levantamento das tendências que eram perceptíveis, sendo que estas tendências, quando possíveis de identificar, correspondiam a parâmetros ou a relações entre eles.

A construção da base de dados que serviu de base à representação gráfica foi alvo de algumas considerações que importa ressaltar, sendo que o principal objetivo era a determinação do mínimo comprimento de entrega que permitisse verificar a segurança da ligação.

A variável de saída, comprimento de entrega (L_w), é ao mesmo tempo incógnita e parte de uma condição; incógnita, por ser a grandeza a determinar; condição, porque o modo de rotura que condiciona o dimensionamento não é à partida conhecido, pois depende do quociente L_w/w , situação que levou a que tivesse de ser considerado um cálculo iterativo para a definição da incógnita.

O cálculo iterativo que conduz à solução final pode ser dividido em três fases. Na *Fase 1*, em que se toma como hipótese que o modo de rotura condicionante é o corte em bloco do tubo (Equação 48), calcula-se L_w e faz-se a verificação de L_w/w . Se este quociente for inferior a 0.7 significa que é válida a hipótese tomada, se não, avança-se para a *Fase 2*.

Na *Fase 2*, toma-se como hipótese que o modo condicionante é a rotura circunferencial (Equação 47). Então, calcula-se L_w e verifica-se a relação L_w/w . Esta hipótese é válida se o quociente L_w/w for superior a 0.7, caso contrário avançasse para a *Fase 3*.

A última fase, a *Fase 3*, é apenas aplicada quando nenhuma das hipóteses anteriores se verifica. Admite-se que, no limite, o dimensionamento será condicionado pela rotura circunferencial, ou seja, é admitido que $L_w/w = 0.7$. Esta fase só é considerada quando simultaneamente se verifica que o comprimento de entrega é superior ao considerado pelo corte em bloco, mas inferior ao considerado pela rotura circunferencial (Figura 4.5).

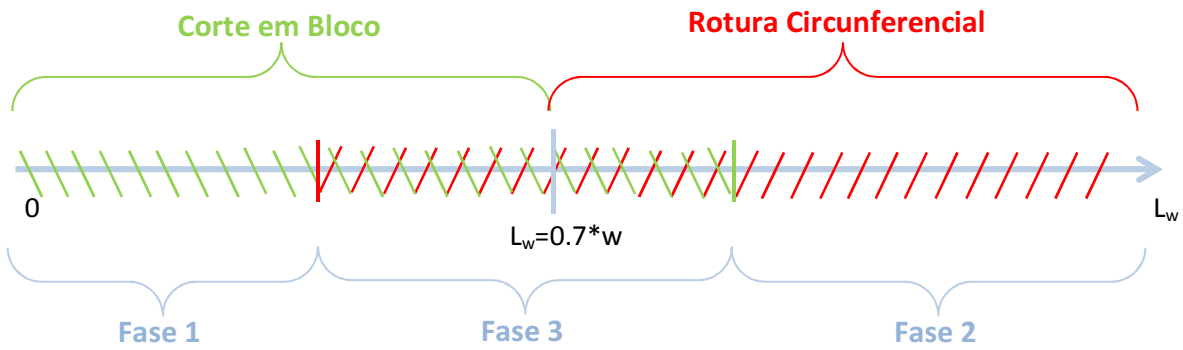


Figura 4.5 – Representação esquemática das várias fases de cálculo

Na Figura 4.6 apresenta-se a marcha de cálculo seguida para a determinação do comprimento de entrega.

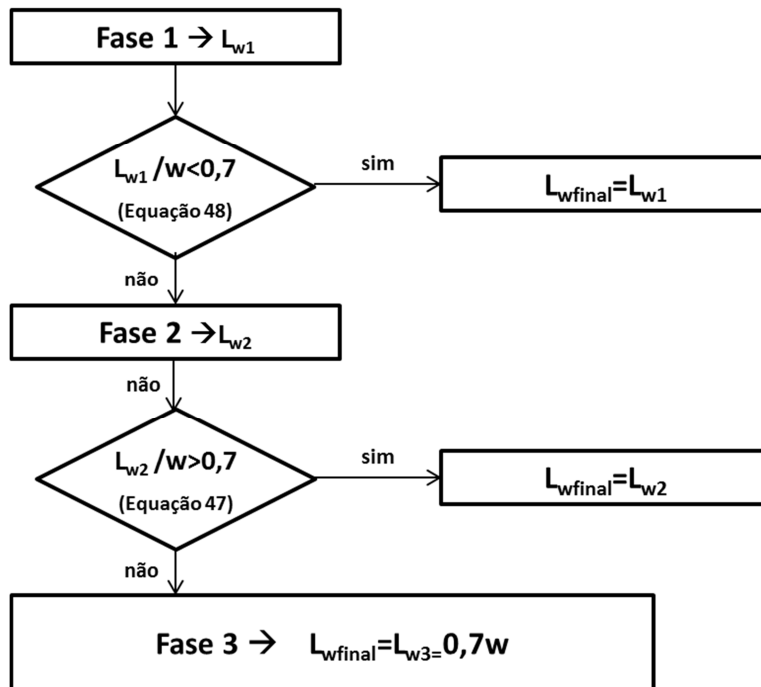


Figura 4.6 – Fluxograma para o cálculo do comprimento de entrega

A construção do ábaco obedeceu aos seguintes pressupostos:

- Na determinação do comprimento de entrega da chapa no tubo considerou-se que o esforço atuante na ligação era igual à resistência plástica do perfil tubular;
- Admitiu-se que a chapa de gousset tinha uma espessura no mínimo igual à espessura inteira seguinte do tubo (por exemplo: $t_{tb} = 2.6 \text{ mm} \rightarrow t_{ch,min} = 3 \text{ mm}$);
- Considerou-se a altura dos cordões de soldadura igual à espessura do tubo ($s = t_{tb}$), o que leva a uma espessura efetiva do cordão (a) igual a $0.7t_{tb}$;
- Considerou-se no cálculo da *Fase 1* que área sujeita a tração para o corte em bloco era igual a quatro vezes a altura do cordão (s) pela espessura da parede do tubo ($A_{nt} = 4 * s * t_{tb}$).

A proposta final de ábaco para o dimensionamento de ligações com rasgo no tubo, sem a utilização de soldaduras transversais, para a classe de aço S275, é apresentada a seguir na Figura 4.7. Este ábaco utiliza como variáveis de entrada os quocientes entre o diâmetro e a espessura do tubo (D/t_{tb}) e entre o diâmetro do tubo e a espessura da chapa de gousset (D/t_{ch}). Como variável de saída é usada a relação comprimento de entrega da chapa sobre o diâmetro do tubo (L_w/D).

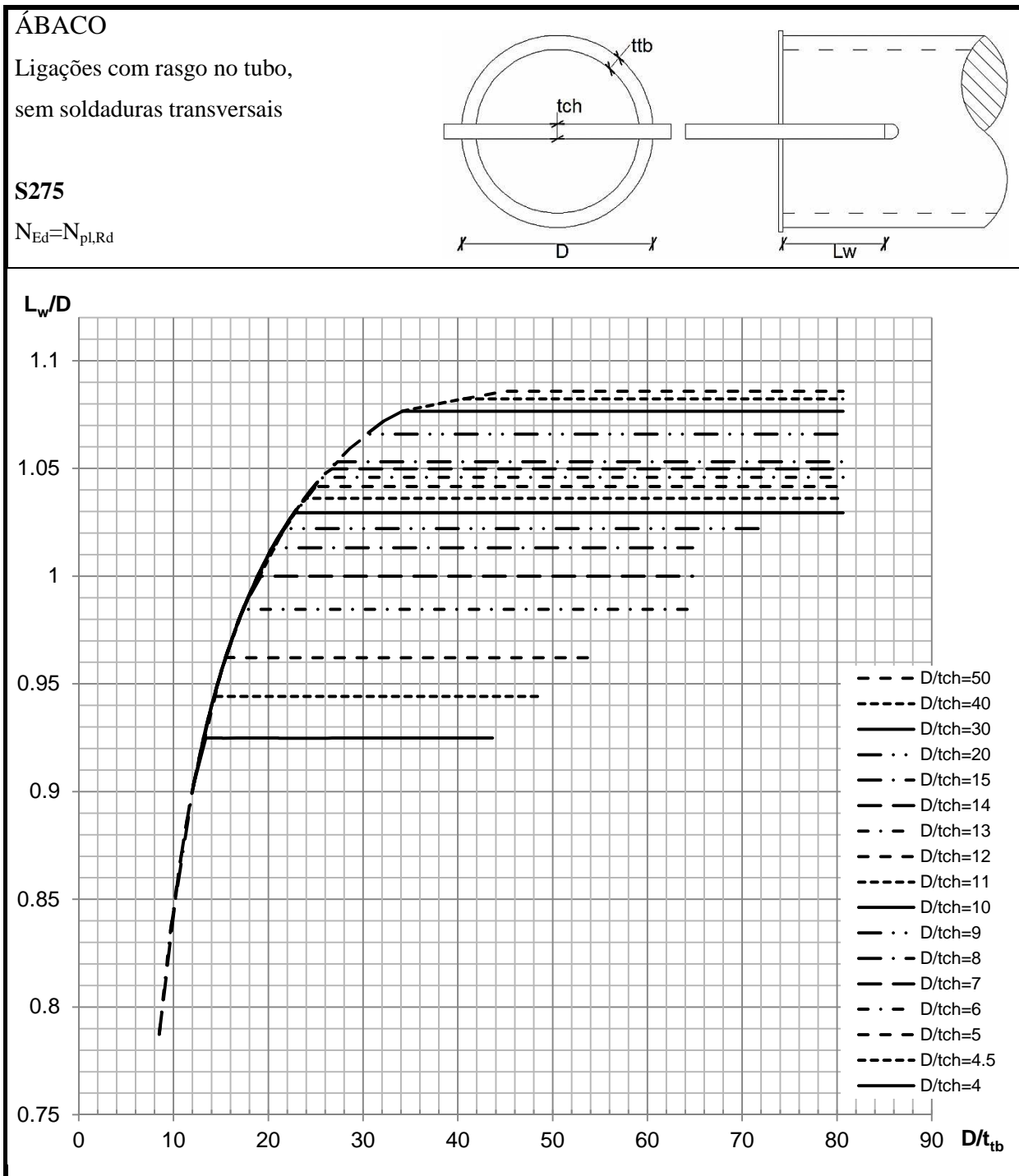


Figura 4.7 – Ábaco de dimensionamento de ligações com rasgo no tubo, para aço S275

4.7.2. COMENTÁRIOS E RECOMENDAÇÕES DE UTILIZAÇÃO

Durante a elaboração deste trabalho foi levantada a hipótese de integrar num mesmo ábaco diferentes detalhes da ligação, como são o caso das soldaduras de retorno, do corte na chapa ou do MHG. Contudo, esta integração revelou-se pouco prática e ou mesmo inviável. Primeiro, porque aos diferentes detalhes de ligação estão associados diferentes expressões, pelo método proposto, e a percepção do ábaco ficava afetada. Por outro lado, o detalhe MHG não está prescrito neste método, não existindo expressões que estimem o seu comportamento.

Foi levantada igualmente a hipótese de introdução de diferentes níveis de resistência da ligação face à resistência da secção do tubo. Apesar da utilidade desta hipótese, uma vez que o nível de carga instalado no tubo raramente corresponde à carga máxima por ele permitida, a sua introdução não era viável devido à solução final obtida para o ábaco. Neste caso, o ábaco diferencia um conjunto de níveis D/t_{ch} que se dispõem horizontalmente, situação que se verificou também acontecer com a introdução de diferentes níveis de carga, pelo que não era viável a representação simultânea.

A utilização de perfis de muito baixo diâmetro, isto é, abaixo de 40 mm, implica a verificação do comprimento mínimo dos cordões de soldadura. Isto porque, para esta gama de valores do diâmetro, o comprimento de entrega calculado a partir do ábaco pode, para valores mais baixos de D/t_{tb} , ser inferior a 30 mm ou 6 vezes a espessura dos cordões². Nestes casos, o comprimento de soldadura não cumprirá o comprimento mínimo para cordões de soldadura de ângulo prescrito no EC3, e aqui apresentado na secção 2.5. Assim, quando acontecerem estes casos o comprimento de entrega deverá ser tomado como 30 mm.

A leitura do ábaco virá sempre com algum grau de incerteza associada, devido à escala usada tanto para valores de entrada como para valores de saída. Com isto, é recomendado que ao resultado obtido a partir do ábaco seja acrescentada uma tolerância de 5 mm.

² Como a espessura de soldadura é considerada igual a 0.7 vezes a parede do tubo ou a 3 mm, o valor mínimo do comprimento de soldadura é sempre condicionado pela primeira condição.

5

CONSIDERAÇÕES FINAIS

5.1. CONCLUSÕES

Este trabalho permitiu identificar a variedade de aplicações que são permitidas com o uso de perfis tubulares em estruturas metálicas, que aliam bom desempenho estrutural a um bom enquadramento estético, o que lhes permitiu ganhar bastante popularidade e recorrente utilização em estruturas especiais, tanto pela dimensão como pela importância.

O estudo centrou-se nas várias tipologias de ligação em perfis tubulares com a utilização de chapas de gousset como elemento de ligação, onde foi possível perceber o comportamento mecânico das ligações, os parâmetros que as afetam e abordagens de dimensionamento propostas nos vários regulamentos internacionais disponíveis para a prática de projeto.

A aplicação das disposições existentes a um caso de estudo permitiu concluir nos casos estudados que, para as ligações com rasgo no tubo, a utilização do modelo proposto pelo CIDECT DG1 conduz a um dimensionamento mais económico. Este ganho reflete a adequação do método face aos vigentes nas normas consultadas.

Foi apresentado ainda um ábaco de dimensionamento para a classe de aço S275 para ligações com rasgo no tubo sem soldaduras de retorno, e onde se considerou como esforço atuante a resistência plástica do tubo.

5.2. SUGESTÕES PARA DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

O trabalho desenvolvido nesta dissertação não alcançou todos os objetivos que eram propostos à partida, na medida em que não foram realizados estudos numéricos que permitissem compreender de uma forma mais aprofundada a influência de detalhes construtivos das ligações, como o detalhe do fim do rasgo ou a espessura da chapa de gousset em ligações do tipo MHG. Neste sentido, a continuação lógica deste trabalho será a realização dos referidos estudos.

Para as ligações com chapa de topo parece ser importante realizar um estudo sobre o ângulo de dispersão de carga entre a chapa de suporte e as paredes do tubo, percebendo a sua influência na mobilização da seção transversal do tubo.

Quanto à resistência à encurvadura local das arestas do gousset sugere-se que seja efetuado um estudo aprofundado do comportamento das arestas do gousset quando sujeito a carregamentos de compressão. Sugere-se também que sejam definidos valores de K_{σ} em função das diferentes formas do gousset.

BIBLIOGRAFIA

- Abi-Saad, G., Bauer, D. (2006). *Analytical approach for shear lag in welded tension members*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 33, n.º 4, pp. 384-394.
- ABNT.(2008). *ABNT NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios*. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro.
- AISC.(2010). *ANSI /AISC 360-10: Specification for Structural Steel Buildings*. American Institute of Steel Construction, Chicago.
- AISC. Disponível em WWW: <<http://www.aisc.org/content.aspx?id=19810>>.
- Astaneh-Asl, A. (1998). *Seismic Behavior and Design of Gusset Plates*. Structural Steel Educational Council.
- Birkemoe, P. C., Gilmour, M. I. (1978). *Behavior of bearing steel tension members subjected to uniaxial loading*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 58, pp. 1103-1120.
- BritishSteel. (1992). *Slotted end plate connections*. SL/HED/TN/22/-92/D. Rotherdam.
- Brown, V. L. S. (1988). *Stability of Gusseted Connections in Steel Structures* Dissertation Abstracts Online, Vol. 49, n.º 8, p. 172.
- BS.(2000). *BS 5950-1: Structural use of steelwork in building. Part 1: Code of practice for design - Rolled and welded sections*. British Standards Institution, London.
- Castro, J. M., Villani, A., Elghazouli, A. Y. (2009). *Nova metodologia de dimensionamento sísmico de pórticos metálicos*.
- CEN.(2001). *EN 10002-1: Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at ambient temperature*. European Committee for Standardization, Bruxelas.
- CEN.(2004a). *EN 10164: Steel products with improved deformation properties perpendicular to the surface of the product - Technical delivery conditions*. European Committee for Standardization, Bruxelas.
- CEN.(2004b). *Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1.5: Plated structural elements*. European Committee for Standardization,
- Cheng, J. J. R., Kulak, G. L. (2000). *Gusset plate connection to round HSS tension members*. Engineering Journal, Vol. 37, n.º 4, pp. 133-139.
- Cheng, J. J. R., Kulak, G. L., Khoo, H. A. (1998). *Strength of slotted tubular tension members*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 25, pp. 982-991.
- Chesson, E. Jr., Munse, W. M. (1963). *Riveted and bolted joints: truss type tensile connections*. Journal of Structural Division, Vol. 89, pp. 67-106.
- Corus Tubes.(2006). *Corus Tubes: Celsius® structural hollow sections*.
- CSA.(2001). *CAN/CSA-S16-01: Limit States Design of Steel Structures*. Canadian Standards Association, Canada.
- Driver, R. G., Grondin, G. Y., Kulak, G. L. (2006). *Unified block shear equation for achieving consistent reliability*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62, n.º 3, pp. 210-222.
- Easterling, W. S., Giroux, L- G. (1993). *Shear lag effects in steel tension members*. Engineering Journal, Vol. 3ª Quarter, pp. 77-89.
- Elghazouli, A. Y. (2009). *Seismic Design of Buildings to Eurocode 8*. A. Y. Elghazouli. Oxon.
- Firno, C. S. (2000). *Arquitetura Com Perfis Tubulares – Uma Nova Linguagem*.
- Geschwindner, L. F. (2004). *Evolution of shear lag and block shear provisions in the AISC specification*. Connections in Steel Structures V: Innovate Steel Connections, Amsterdam, The Netherlands, 21-26, Proceedings of the ECCS/AISC Workshop.
- Girard, C., Picard, A., Fafard, M. (1995). *Finite element modeling of the shear lag effects in an HSS welded to a gusset plate*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 22, n.º 4, pp. 651-659.
- Gorenc, B. E., Tinyou, R., Syam, A. A. . (2005). *Steel Designer's Handbook*. Sydney NSW 2052.
- Ham, S.-W., Kim, W. T., Foutch, D. A. (2007). *Tensile strength equation for H SS bracing members having slotted end connections*. Earthquake Engineering And Structural Dynamics, Vol. 36, pp. 995-1008.
- Hardash, S. G., Bjorhovde, R. (1985). *New design criteria for gusset plates in tension*. Engineering Journal, Vol. 2nd Quarter, pp. 77- 94.

- Henkel.(2008). *Catálogo Geral*.
- IPQ.(2010a). *NP EN 1993-1-1, Eurocódigo 3 -Projecto de estruturas de aço - Part 1-1: Regras Gerais e regras para edifícios*. Instituto Português da Qualidade, Caparica.
- IPQ.(2010b). *NP EN 1993-1-8, Eurocódigo 3 - Projecto de aço. Parte 1-8: Projecto de Ligações* Instituto Português da Qualidade, Caparica.
- IPQ.(2010c). *NP EN 1993-1-10, Eurocódigo 3 - Projecto de aço. Parte 1-10: Tenacidade dos materiais propriedades segundo a espessura*. Instituto Português da Qualidade, Caparica.
- IPQ.(2010d). *NP EN 1998-1, Eurocódigo 8 - Projecto de estruturas para resistência aos sismos. Parte 1: Regras Gerais, acções sísmicas e regras para edifícios*. Instituto Português da Qualidade, Caparica.
- Karadelis, J. N.,Omair, M. (2001). *Elasto-plastic analysis with large deformation effects of a T-end plate connection to square hollow section*. Finite Elements in Analysis and Design, Vol. 38, n.º 1, pp. 65-77.
- Kirkham, W. J.,Miller, T. H. (2000). *Examination of AISC LRFD shear lag design provisions*. Engineering Journal, Vol. 34, pp. 83-98.
- Kitipornchai, S.,Traves, W. H. (1989). *Welded-Tee end Connections for Circular Hollow Tubes*. Journal of Structural Engineering, Vol. 115, n.º 12, pp. 3155-3170.
- Korol, R. M. (1996). *Shear Lag in slotted tension members*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 23, pp. 1350-1354.
- Korol, R. M.,Mirza, F. A.,Mirza, M. Y. (1994). *Investigation of shear lag in slotted HSS tension members*. Poceedings of the 6th international symposium on tubular structures, pp. 473-82.
- Kulak, G. L.,Grondin, G. Y. (2001). *AISC LRFD rules for block shear in bolted connections - A review*. Engineering Journal, Vol. 4th Quarter, pp. 199-203.
- Ling, T. W.,Zhao, X. L.,Al-Mahaidi, R.,Packer, J. A. (2007a). *Investigation of block shear tear-out failure in gusset-plate welded connections in structural steel hollow sections and very high strength tubes*. Engineering Structures, Vol. 29, n.º 4, pp. 469-482.
- Ling, T. W.,Zhao, X. L.,Al-Mahaidi, R.,Packer, J. A. (2007b). *Investigation of shear lag failure in gusset-plate welded structural steel hollow section connections*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 63, n.º 3, pp. 293-304.
- Liu, Y.,Dawe, J. L.,Li, L. (2006). *Experimental study of gusset plate connections for tubular bracing*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62, n.º 1-2, pp. 132-143.
- Lopes, N. da S. *Estudo comparativo sobre o dimensionamento de pórticos metálicos simples e contraventados*. Mestre em Engenharia Civil - Especialização em Estruturas. Universidade do Porto.
- Martinez-Saucedo, G.,Packer, J. A. (2006). *Slotted end connections to hollow sections*. CIDECT Final Report 8G-10/4. Toronto, Canada.
- Martinez-Saucedo, G.,Packer, J. A. (2009). *Static Design Recommendations for Slotted End HSS Connections in Tension*. Journal of Structural Engineering, Vol. 135, n.º 7, pp. 797-805.
- Martinez-Saucedo, G.,Packer, J. A.,Christopoulos, C. (2008). *Gusset plate connections to circular hollow section braces under inelastic cyclic loading*. Journal of Structural Engineering-Asce, Vol. 134, n.º 7, pp. 1252-1258.
- Martinez-Saucedo, G.,Packer, J. A.,Willibald, S. (2006). *Parametric finite element study of slotted end connections to circular hollow sections*. Engineering Structures, Vol. 28, n.º 14, pp. 1956-1971.
- Mashiri, F. R.,Zhao, X. L.,Hirt, M. A.,Nussbaumer, A. (2007). *Size effect of welded thin-walled tubular joints*. International Journal of Structural Stability and Dynamics, Vol. 7, pp. 101-127.
- Oliveira, J.-C. de,Gray, M. G.,Packer, J. A.,Christopoulos, C. (2008). *Standardized cast steel connectors for tubular hollow structural sections*. CSCE 2008 Annual Conference, 10-13 June, Québec,
- Oosterhof, S. A.,Driver, R. G. (2011). *Performance of the Unified Block Shear Equation for Common Types of Welded Steel Connections*. Engineering Journal, Vol. 2nd Quarter, pp. 77-92.
- Packer, J. A.,Henderson, J. E. (1997). *Hollow Structural Sections, Connections and Trusses - A design guide*. Toronto, Canada.

- Reis, A., Camotim, D. (2001). *Estabilidade estrutural*. DECivil Instituto Superior Técnico. Amadora.
- Roeder, C. W., Lehman, D. E., Yoo, J. H. (2004). *Performance-based seismic design of braced-frame connections*. 7th Pacific Structural Steel Conf.,
- Roeder, C. W., Lumpkin, E. J., Lehman, D. E. (2011). *A balanced design procedure for special concentrically braced frame connections*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 67, n.º 11, pp. 1760-1772.
- Saidani, M. (2008). *Behaviour of welded T-end connection to rectangular hollow section (RHS) in axial tension*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, n.º 4, pp. 447-453.
- Shaw, S. M., Kanvinde, A. M., Fell, B. V. (2010). *Earthquake-induced net section fracture in brace connections — experiments and simulations*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 66, n.º 12, pp. 1492-1501.
- Sheng, N., Yam, C.H., Lu, V.P. (2002). *Analytical investigation and the design of the compressive strength of steel gusset plate connections*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 58, pp. 1473-1493.
- Simões, R. A. D. (2007). *Manual de dimensionamento de estruturas metálicas*. CMM - Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista. Coimbra.
- Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J. A., Vegte, G. J. van der, Zhao, X. -L. (2010a). *Design Guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading*.
- Wardenier, J., Packer, J. A., Zhao, X. L., Vegte, G. J. van der. (2010b). *Hollow Sections In Structural Applications*. Zoetermeer, The Netherlands.
- Whitmore, R. E. (1952). *Experimental investigation of stresses in gusset plates*. Vol. Bulletin no. 16,
- Wilkinson, T., Petrovski, T., Bechara, E., Rubal, M. (2002). *Experimental investigation of slot lengths in RHS bracing members*. Proceedings of the 3rd international conference on advances in steel structures, pp. 205-212.
- Willibald, S. *Bolted Connections for Rectangular Hollow Sections under Tensile Loading* PhD. Universität Fridericiana zu Karlsruhe.
- Willibald, S., Packer, J. A., Martinez-Saucedo, G. (2006). *Behaviour of gusset plate connections to ends of round and elliptical hollow structural section members*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 33, n.º 4, pp. 373-383.
- Willibald, S., Packer, J. A., Martinez-Saucedo, G., Puthli, R. S. (2004). *Shear lag in slotted gusset plate connections to tubes*. Connections in Steel Structures V: Innovate Steel Connections, 3-5 June 2004, Amsterdam, Proceedings of the ECCS/AISC Workshop.
- Woolcock, S. T., Kitipornchai, S., Bradford, M. A. (1999). *Design of portal frame buildings* Mount Street.
- Yam, M.C.H., Cheng, J. J. R. (2002). *Behavior and design of gusset plate connections in compression*. Journal of Constructional Steel Research, Vol. 58, pp. 1143-1159.
- Zhao, R. G., Huang, R. F., Khoo, H. A., Cheng, J. J. R. (2008). *Experimental study on slotted rectangular and square hollow structural section (HSS) tension connections*. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 35, n.º 11, pp. 1318-1330.
- Zhao, X., Al-Mahaidi, R., Kiew, K. (1999). *Longitudinal Fillet Welds in Thin-Walled C450 RHS Members*. Journal of Structural Engineering, Vol. 125, n.º 8, pp. 821-828.
- Zhao, X., Hancock, G. (1995). *Longitudinal Fillet Welds in Thin Cold-Formed RHS Members*. Journal of Structural Engineering, Vol. 121, n.º 11, pp. 1683-1690.

ANEXOS

AN.1. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES COM RASGO NO TUBO PARA A ESTRUTURA DE 5 PISOS

AN.1.1. Solicitação estática

AN.1.1.1. Dimensionamento da chapa de *gousset*

Tabela 11 – Geometria da chapa de gousset

Piso	Diagonais CHS (D*t _{tb})	A _g (mm ²)	N _{Ed} (KN)	Cordão de soldadura		Largura efetiva (m)	Espessura da chapa (mm)			
				Espessura (mm)	L _w (m)		Cedência	Rotura	Corte em bloco	adotada
5	114.3x3	1116.9	237.2	3.5	0.077	0.203	4.25	3.78	3.72	5
4	139.7x4	1705.3	470.2	4	0.133	0.293	5.83	5.18	5.20	6
3	139.7x6	2640.3	674.3	6.5	0.118	0.275	8.90	7.91	7.90	9
2	168.3x6	3206.3	789.9	6.5	0.138	0.327	8.78	7.80	7.77	9
1	193.7x6	3709	958.5	6.5	0.167	0.387	9.02	8.01	8.01	10

Tabela 12 – Características geométricas

Piso	A _g (mm ²)	Espessura da chapa (mm)	A _n (mm ²)	w	A _{nt} (mm ²)		A _{gv} (mm ²)
					sem soldaduras transversais	com soldaduras transversais	
5	1116.9	5	1084.9	174.54	0	32	982.7875
4	1705.3	6	1657.3	213.44	0	48	2130.815
3	2640.3	9	2526.9	210.44	0	113.4	2961.371
2	3206.3	9	3092.9	255.37	0	113.4	3469.098
1	3709	10	3583	294.26	0	126	4209.649

AN.1.1.2. Dimensionamento de ligações tipo corte no tubo

i. CIDECT DG1

Tabela 13 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1

Piso	sem soldaduras transversais			com soldaduras transversais		
	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura
5	101	0.88	TO	96	0.84	TO
4	122	0.87	TO	122	0.87	TO
3	146	1.05	TO	136	0.97	TO
2	171	1.02	TO	161	0.96	TO
1	160	0.83	TO	197	1.02	TO

ii. CSA S16-01

Tabela 14 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D
5	124.8	76.8	125	1.09	118.3	76.8	119	1.04
4	197.9	309.5	310	2.22	190.1	309.5	310	2.22
3	180.2	261.9	262	1.88	168.4	227.6	228	1.63
2	211.1	282.3	283	1.68	199.3	264.3	265	1.57
1	256.1	368.6	369	1.91	243.1	319.1	320	1.65

iii. AISC 360-10

Tabela 15 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D
5	154.9	114.3	155	1.36	148.2	114.3	149	1.30
4	245.7	369.9	370	2.65	237.6	306.7	307	2.20
3	223.7	257.6	258	1.85	211.5	213.6	214	1.53
2	262.0	257.4	263	1.56	249.9	226.9	250	1.49
1	317.9	361.5	362	1.87	304.5	310.3	311	1.61

AN.1.2. Solicitação sísmica

AN.1.2.1. Dimensionamento da chapa de gousset

Tabela 16 – Geometria da chapa de gousset

Piso	Diagonais CHS ($D \cdot t_{tb}$)	A_g (mm^2)	$N_{sismico}$ (KN)	$N_{pl,Rd}$ (KN)	Cordão de soldadura		Largura efetiva (m)	Espessura da chapa (mm)			
					Espessura (mm)	L_w (m)		Cedência	Rotura	Corte em bloco	adotada
5	114.3x3	1116.9	422.3	307.1	3.5	0.137	0.272	5.64	5.01	5.11	6
4	139.7x4	1705.3	644.8	468.9	4	0.183	0.351	6.69	5.94	6.08	7
3	139.7x6	2640.3	998.3	726.1	6.5	0.174	0.341	10.66	9.47	9.66	11
2	168.3x6	3206.3	1212.4	881.7	6.5	0.211	0.412	10.69	9.50	9.70	11
1	193.7x6	3709	1402.5	1020.0	6.5	0.244	0.476	10.72	9.52	9.72	11

Tabela 17 – Características geométricas

Piso	A_g (mm^2)	Espessura da chapa (mm)	A_n (mm^2)	w	A_{nt} (mm^2)		A_{gv} (mm^2)
					sem soldaduras transversais	com soldaduras transversais	
5	1116.9	6	1078.5	173.54	0	38.4	1749.75
4	1705.3	7	1649.3	212.44	0	56	2921.93
3	2640.3	11	2501.7	208.44	0	138.6	4384.838
2	3206.3	11	3067.7	253.37	0	138.6	5324.915
1	3709	11	3570.4	293.26	0	138.6	6159.81

AN.1.2.2. Dimensionamento de ligações tipo corte no tubo

i. CIDECT DG1

Tabela 18 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1

Piso	sem soldaduras transversais			com soldaduras transversais		
	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura
5	137	1.20	CF	137	1.20	CF
4	183	1.31	CF	183	1.31	CF
3	175	1.25	CF	175	1.25	CF
2	212	1.26	CF	212	1.26	CF
1	245	1.26	CF	245	1.26	CF

ii. CSA S16-01

Tabela 19 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D
5	161.6	253.9	254	2.22	153.8	233.2	234	2.05
4	197.4	309.6	310	2.22	188.2	285.5	286	2.05
3	194.0	318.8	319	2.28	179.7	280.1	281	2.01
2	235.6	378.8	379	2.25	221.3	340.5	341	2.03
1	272.6	432.2	433	2.24	258.2	394.1	395	2.04

iii. AISC 360-10

Tabela 20 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	L_w TO (mm)	L_w CF (mm)	L_w (mm)	L_w/D	L_w TO (mm)	L_w CF (mm)	L_w (mm)	L_w/D
5	200.6	- ³	- ³	- ³	247.0	- ³	- ³	- ³
4	245.0	182.6	245.0	1.3	182.6	182.6	182.6	183
3	240.9	- ³	- ³	- ³	301.9	- ³	- ³	- ³
2	292.5	- ³	- ³	- ³	363.7	- ³	- ³	- ³
1	338.4	- ³	- ³	- ³	418.6	- ³	- ³	- ³

³ Nestes casos, a garantia de ductilidade na ligação, implica que o comprimento de entrega da ligação seja superior a $1.3D$. Como quando atingido este rácio a máxima eficiência da secção é atingida ($U=1$), não é suficiente aumentar o comprimento de entrega, sendo necessário colocar soldas transversais ou reforçar a secção transversal.

AN.2. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES COM RASGO NO TUBO PARA A ESTRUTURA DE 8 PISOS

AN.2.1. Solicitação estática

AN.2.1.1. Dimensionamento da chapa de gousset

Tabela 21 – Geometria da chapa de gousset

Piso	Diagonais CHS (D^*t_{tb})	A_g (mm ²)	N_{Ed} (KN)	Cordão de soldadura		Largura efetiva (m)	Espessura da chapa (mm)			
				Espessura (mm)	L_w (m)		Cedência	Rotura	Corte em bloco	adotada
8	114.3x3	1116.9	233.4	3.5	0.076	0.202	4.2	3.7	3.7	8
7	139.7x5	2115.9	507.1	5	0.115	0.272	6.8	6.0	6.0	7
6	139.7x6.3	2640.3	726.0	6.5	0.127	0.286	9.2	8.2	8.2	6
5	168.3x8	4028.8	947.8	8	0.134	0.323	10.7	9.5	9.4	5
4	168.3x8	4028.8	1082.8	8	0.153	0.345	11.4	10.1	10.2	4
3	168.3x10	4973.1	1228.9	10	0.139	0.329	13.6	12.1	12.0	3
2	168.3x10	4973.1	1279.7	10	0.145	0.336	13.9	12.3	12.3	2
1	168.3x12	6118.3	1477.9	12.5	0.134	0.323	16.6	14.8	14.7	1

Tabela 22 – Características geométricas

Piso	A_g (mm ²)	Espessura da chapa (mm)	A_n (mm ²)	w	A_{nt} (mm ²)		A_{gv} (mm ²)
					sem soldaduras transversais	com soldaduras transversais	
8	1116.9	5	1084.9	174.54	0	32	966.9608
7	2115.9	7	2045.9	212.44	0	70	2298.029
6	2640.3	10	2514.3	209.44	0	126	3188.662
5	4028.8	11	3852.8	253.37	0	176	4295.164
4	4028.8	12	3836.8	252.37	0	192	4906.694
3	4973.1	14	4693.1	250.37	0	280	5568.976
2	4973.1	14	4693.1	250.37	0	280	5799.087
1	6118.3	17	5693.3	247.37	0	425	6696.964

AN.2.1.2. Dimensionamento de ligações tipo corte no tubo

i. CIDECT DG1

Tabela 23 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1

Piso	sem soldaduras transversais			com soldaduras transversais		
	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura
8	100	0.87	TO	94	0.82	TO
7	138	0.99	TO	131	0.94	TO
6	122	0.87	TO	147	1.05	CF
5	161	0.96	TO	150	0.89	TO
4	144	0.86	TO	172	1.02	TO
3	167	0.99	TO	153	0.91	TO
2	174	1.03	TO	160	0.95	TO
1	161	0.96	TO	143	0.85	TO

ii. CSA S16-01

Tabela 24 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	L_w^{TO} (mm)	L_w^{CF} (mm)	L_w (mm)	L_w/D	L_w^{TO} (mm)	L_w^{CF} (mm)	L_w (mm)	L_w/D
8	122.8	75.5	123	1.08	116.3	152.2	153	1.34
7	170.7	215.4	216	1.55	161.6	213.4	214	1.53
6	194.0	316.5	317	2.27	181.0	245.1	246	1.76
5	199.5	134.2	200	1.19	185.1	252.6	253	1.50
4	227.9	361.3	362	2.15	212.2	288.7	289	1.72
3	206.9	296.5	297	1.76	188.6	265.7	266	1.58
2	215.4	329.4	330	1.96	197.2	276.7	277	1.65
1	199.0	286.1	287	1.71	176.9	260.3	261	1.55

iii. AISC 360-10

Tabela 25 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	L_w^{TO} (mm)	L_w^{CF} (mm)	L_w (mm)	L_w/D	L_w^{TO} (mm)	L_w^{CF} (mm)	L_w (mm)	L_w/D
8	152.4	114.3	153	1.34	145.7	114.3	146	1.28
7	212.0	192.2	212	1.52	202.5	173.1	203	1.45
6	240.8	425.0	425	3.04	227.4	301.7	302	2.16
5	247.6	225.9	248	1.47	232.8	198.1	233	1.38
4	282.9	428.8	429	2.55	266.7	321.5	322	1.91
3	256.8	284.9	285	1.69	238.0	229.2	238	1.41
2	267.4	346.8	347	2.06	248.6	265.1	266	1.58
1	247.1	274.6	275	1.63	224.2	213.4	225	1.34

AN.2.2. Solicitação sísmica

AN.1.2.1. Dimensionamento da chapa de gousset

Tabela 26 – Geometria da chapa de gousset

Piso	Diagonais CHS (D^*t_{tb})	A_g (mm^2)	$N_{sismico}$ (KN)	$N_{pl,Rd}$ (KN)	Cordão de soldadura		Largura efetiva (m)	Espessura da chapa (mm)			
					Espessura (mm)	L_w (m)		Cedência	Rotura	Corte em bloco	adotada
8	114.3x3	1116.9	422.3	307.1	3.5	0.137	0.272	5.6	5.0	5.1	6
7	139.7x5	2115.9	800.1	581.9	5	0.181	0.349	8.3	7.4	7.6	9
6	139.7x6.3	2640.3	998.3	726.1	6.5	0.174	0.341	10.7	9.5	9.7	11
5	168.3x8	4028.8	1523.4	1107.9	8	0.216	0.417	13.3	11.8	12.1	14
4	168.3x8	4028.8	1523.4	1107.9	8	0.216	0.417	13.3	11.8	12.1	14
3	168.3x10	4973.1	1880.5	1367.6	10	0.213	0.414	16.5	14.7	15.0	17
2	168.3x10	4973.1	1880.5	1367.6	10	0.213	0.414	16.5	14.7	15.0	17
1	168.3x12	6118.3	2313.5	1682.5	12.5	0.210	0.410	20.5	18.2	18.6	21

Tabela 27 – Características geométricas

Piso	A_g (mm ²)	Espessura da chapa (mm)	A_n (mm ²)	w	A_{nt} (mm ²)		A_{gv} (mm ²)
					sem soldaduras transversais	com soldaduras transversais	
8	1116.9	6	1078.5	173.54	0	38.4	1749.75
7	2115.9	9	2025.9	210.44	0	90	3625.497
6	2640.3	11	2501.7	208.44	0	138.6	4384.838
5	4028.8	14	3804.8	250.37	0	224	6903.248
4	4028.8	14	3804.8	250.37	0	224	6903.248
3	4973.1	17	4633.1	247.37	0	340	8521.398
2	4973.1	17	4633.1	247.37	0	340	8521.398
1	6118.3	21	5593.3	243.37	0	525	10483.53

AN.2.2.2. Dimensionamento de ligações tipo corte no tubo

i. CIDECT DG1

Tabela 28 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CIDECT DG1

Piso	sem soldaduras transversais			com soldaduras transversais		
	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura	L_w (mm)	L_w/D	Modo de rotura
8	137	1.20	CF	137	1.20	CF
7	182	1.30	CF	182	1.30	CF
6	175	1.25	CF	175	1.25	CF
5	216	1.28	CF	216	1.28	CF
4	216	1.28	CF	216	1.28	CF
3	214	1.27	CF	214	1.27	CF
2	214	1.27	CF	214	1.27	CF
1	210	1.25	CF	210	1.25	CF

ii. CSA S16-01

Tabela 29 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do CSA S16-01

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D
8	161.6	253.9	253.9	2.22	153.8	233.2	233.2	2.04
7	195.9	314.1	314.1	2.25	184.2	282.8	282.8	2.02
6	194.0	318.8	318.8	2.28	179.7	280.1	280.1	2.01
5	233.1	385.8	385.8	2.29	214.9	336.5	336.5	2.00
4	233.1	385.8	385.8	2.29	214.9	336.5	336.5	2.00
3	230.2	393.2	393.2	2.34	208.1	332.5	332.5	1.98
2	230.2	393.2	393.2	2.34	208.1	332.5	332.5	1.98
1	226.6	403.5	403.5	2.40	199.2	327.1	327.1	1.94

iii. AISC 360-10

Tabela 30 – Ligação com rasgo no tubo com aplicação de regras do AISC 360-10

Piso	sem soldaduras transversais				com soldaduras transversais			
	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D	$L_{w TO}$ (mm)	$L_{w CF}$ (mm)	L_w (mm)	L_w/D
8	200.6	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	192.5	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
7	243.2	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	231.1	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
6	240.9	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	226.0	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
5	289.4	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	270.6	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
4	289.4	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	270.6	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
3	285.8	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	262.9	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
2	285.8	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	262.9	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴
1	281.3	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴	253.0	⁻⁴	⁻⁴	⁻⁴

⁴ Nestes casos, a garantia de ductilidade na ligação, implica que o comprimento de entrega da ligação seja superior a 1.3D. . Como quando atingido este rácio a máxima eficiência da secção é atingida (U=1), não é suficiente aumentar o comprimento de entrega, sendo necessário colocar soldas transversais ou reforçar a secção transversal.

AN.3. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES DO TIPO CHAPA DE TOPO PARA A ESTRUTURA DE 5 PISOS

AN.3.1. Solicitação estática

Tabela 31 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S275

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{Ed} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo		b _{eff} <D
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)	
5	114.3	3.2	237.2	135	7	26	134.78	não
4	139.7	4	470.2	160	11	41	213.74	não
3	139.7	6.3	674.3	160	16	36	194.59	não
2	168.3	6.3	789.9	190	16	43	227.95	não
1	193.7	6.3	958.5	215	17	52	276.61	não

Tabela 32 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S355

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{Ed} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo		b _{eff} <D
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)	
5	114.3	3.2	237.2	135	6	20	104.41	sim
4	139.7	4	470.2	160	9	32	165.57	não
3	139.7	6.3	674.3	160	12	28	150.74	não
2	168.3	6.3	789.9	190	12	33	176.58	não
1	193.7	6.3	958.5	215	13	41	214.28	não

AN.3.2. Solicitação sísmica

Tabela 33 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 5 pisos considerando requisitos estáticos

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{pl,Rd} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo		b _{eff} <D
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)	
5	114.3	3.2	307.1	135	10	33	174.52	não
4	139.7	4	468.9	160	11	41	213.16	não
3	139.7	6.3	726.1	160	17	39	209.54	não
2	168.3	6.3	881.7	190	17	48	254.47	não
1	193.7	6.3	1020.0	215	18	56	294.37	não

AN.4. RESUMO DO DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES DO TIPO CHAPA DE TOPO PARA A ESTRUTURA DE 8 PISOS

AN.4.1. Solicitação estática

Tabela 34 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 8 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S275

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{Ed} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo		b _{eff} <D
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)	
8	114.3	3.2	233.4	135	7	26	132.61	não
7	139.7	5	507.1	160	12	35	184.41	não
6	139.7	6.3	726.0	160	17	39	209.52	não
5	168.3	8	947.8	190	19	40	215.42	não
4	168.3	8	1082.8	190	21	46	246.09	não
3	168.3	10	1228.9	190	24	40	223.44	não
2	168.3	10	1279.7	190	25	42	232.68	não
1	168.3	12.5	1477.9	190	29	38	214.96	não

Tabela 35 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 8 pisos considerando requisitos estáticos considerando aço S355

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{Ed} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo		b _{eff} <D
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)	
8	114.3	3.2	233.4	135	5	20	102.72	sim
7	139.7	5	507.1	160	9	27	142.85	não
6	139.7	6.3	726.0	160	13	30	162.31	não
5	168.3	8	947.8	190	15	31	166.87	sim
4	168.3	8	1082.8	190	17	35	190.63	não
3	168.3	10	1228.9	190	19	31	173.09	não
2	168.3	10	1279.7	190	20	33	180.24	não
1	168.3	12.5	1477.9	190	23	29	166.52	sim

AN.4.2. Solicitação sísmica

Tabela 36 – Resumo das soluções propostas para a ligação com chapa de topo a estrutura de 8 pisos considerando requisitos estáticos

Piso	D (mm)	ttb (mm)	N _{Ed} (KN)	Chapa de suporte		Chapa de topo		b _{eff} <D
				Largura (mm)	Espessura (mm)	Espessura (mm)	b _{eff} (mm)	
8	114.3	3.2	307.1	135	9	34	174.52	não
7	139.7	5	581.9	160	14	40	211.59	não
6	139.7	6.3	726.1	160	17	39	209.54	não
5	168.3	8	1107.9	190	22	46	251.80	não
4	168.3	8	1107.9	190	22	46	251.80	não
3	168.3	10	1367.6	190	27	45	248.66	não
2	168.3	10	1367.6	190	27	45	248.66	não
1	168.3	12.5	1682.5	190	33	43	244.73	não

AN.5. EXTRATO DO QUADRO 5.2 DO EC3 1-1

Banzos em consola						
Secções laminadas			Secções soldadas			
Classe	Componente solicitado à compressão	Componente solicitado à flexão e à compressão				
		Extremidade comprimida		Extremidade traccionada		
Distribuição das tensões nos componentes (compressão positiva)						
3	$c/t \leq 14\epsilon$	$c/t \leq 21\epsilon\sqrt{k_\sigma}$ Para k_σ ver a EN 1993-1-5				
$\epsilon = \sqrt{235/f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ϵ	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71