



Celso Pereira Alves

Ligações de perfis tubulares metálicos: projeto e análise



Celso Pereira Alves

Ligações de perfis tubulares metálicos: projeto e análise

Dissertação a apresentada à Universidade de Aveiro para cumprimento dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil, realizado sob a orientação científica do Doutor Nuno Filipe Ferreira Soares Borges Lopes, Professor Auxiliar do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro e coorientação científica do Doutor Paulo Jorge de Melo Matias Faria de Vila Real, Professor Catedrático do Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro.

Dedico este trabalho à minha família

o júri

presidente

Prof. Doutora Ana Luísa Pinheiro Lomelino Velosa
professora associada da Universidade do Aveiro

Prof. Doutor Nuno Filipe Ferreira Soares Borges Lopes
professor auxiliar da Universidade de Aveiro

Prof. Doutor Rui António Duarte Simões
professor auxiliar da Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

agradecimentos

O desenvolvimento desta dissertação não seria possível sem a excelente orientação do Professor Nuno Lopes, sempre disponível com uma palavra de incentivo e otimismo. Pela disponibilidade total para responder às minhas questões com respostas claras e precisas, estou-lhe muito grato por todo o conhecimento transmitido e por todas as experiências partilhadas no último ano.

Ao meu co-orientador Professor Paulo Vila Real, sempre direto e frontal, pelos conselhos, pelo incentivo e pelas valiosas sugestões e ajudas fornecidas durante a preparação desta dissertação.

A todos os professores, em especial ao professor Aníbal Costa pelo conhecimento transmitido ao longo deste percurso.

Ao Departamento de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro na pessoa do Professor Paulo Cachim, presidente do departamento, pelas facilidades proporcionadas durante a preparação deste trabalho.

A todos os meus amigos pelas horas de descontração, amizade, apoio e camaradagem ao longo desta fase da minha vida.

Aos colegas da Universidade de Aveiro pelo companheirismo e apoio essenciais à concretização desta dissertação.

Aos meus pais, por todo o esforço e pela forma como me educaram e acompanharam ao longo de toda a minha vida.

A toda a minha família sempre disponível com apoio e motivação.

Muito obrigado

palavras-chave

perfis tubulares, ligações metálicas soldadas, fadiga, incêndio, eurocódigo 3

resumo

A presente dissertação tem como interesse aumentar o conhecimento do comportamento estrutural de ligações entre perfis tubulares soldados na construção.

Os elementos estruturais metálicos, com secções ocas são cada vez mais utilizados na construção em todo o mundo. Este facto torna necessário o desenvolvimento de soluções de ligações que permitam para além da segurança, facilidade na montagem e estética na construção.

As juntas de perfis tubulares podem estar sujeitas a fenómenos importantes, tais como a fadiga e o fogo, que condicionam a segurança da estrutura, diminuindo a sua resistência.

É elaborada uma análise ao comportamento de uma junta em T sujeita a diferentes tipos de esforços (axial – compressão, tração; momento no plano, fora do plano, e esforço axial de compressão com momento no plano e fora do plano), exposta a diferentes temperaturas.

Assim, no presente estudo é realizada uma análise numérica da resistência à temperatura ambiente e ao fogo da junta em T, através do programa de elementos finitos SAFIR, sendo os resultados comparados com as cargas últimas fornecidas pelas prescrições do Eurocódigo 3.

keywords

hollow sections, hollow sections joints welded, fatigue, fire, eurocode 3

abstract

The purpose of this thesis is to increase the knowledge of the structural behavior of joints welded with hollow sections.

Steel structural elements with hollow profiles are increasingly been used in construction around the world. This fact justifies the need of the development of solutions that ensures the design of safe connections, which are easy to assemble and provide better aesthetics in construction.

The joints of hollow sections may be subjected of important phenomena such as fatigue and fire, which determine the safety of the structure, decreasing their resistance.

It is performed an analysis of the behavior of a T joint subjected to different types of loading (axial - compression, traction, moment in the plane, out the plane, and axial compression with moment in the plane and out of plane), exposed to different temperatures.

Therefore, in the present study made a numerical analysis at normal temperature and in case of fire of structural elements applying the finite element program SAFIR, with the ultimate load capacities being compared with the resistance loads provided by Eurocode 3.

ÍNDICE

Índice de Figuras.....	v
Índice de Tabelas.....	ix
Nomenclatura	xi
Lista de Acrónimos.....	xv
1 Introdução.....	3
1.1 Considerações gerais.....	3
1.2 Exemplos de construções com ligações tubulares	5
1.3 Tipos de juntas	8
1.4 Objetivos do trabalho.....	10
1.5 Estrutura da dissertação	10
2 Fenómenos importantes em juntas de perfis tubulares.....	15
2.1 Considerações gerais.....	15
2.2 Fadiga.....	15
2.3 Fogo	19
2.3.1 Considerações gerais	19
2.3.2 Situação de incêndio em ligações.....	21
2.3.3 Situação de incêndio em ligações tubulares	23
2.3.4 Exemplo de junta em tração/compressão	23
2.3.5 Proteção em situação de incêndio.....	24
2.4 Estudos recentes.....	26
2.4.1 Fadiga	26
2.4.2 Fogo.....	27
3 Projeto de juntas com perfis tubulares	35
3.1 Considerações gerais.....	35

3.2	Dimensionamento de juntas em T	35
3.2.1	Projeto.....	35
3.2.2	Modos de rotura para juntas de perfis tubulares.....	36
3.2.3	Juntas soldadas entre elementos de secção tubular circular CHS	37
3.2.4	Classe das secções em compressão	38
3.2.5	Juntas Planas.....	39
3.2.6	Esforços normais resistentes de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS	39
3.2.7	Resistência a flexão de juntas soldadas entre elementos diagonais e cordas CHS.	40
3.2.8	Resistência a esforço axial mais momentos fletores de juntas soldadas entre elementos diagonais e cordas CHS.....	41
3.3	Exemplo Prático.....	41
3.3.1	Verificação da ligação segundo a classificação.....	42
3.3.2	Verificação da classe dos perfis.....	44
3.3.3	Verificação dos domínios de validade da tabela 3.2	44
3.3.4	Tração/Compressão à temperatura ambiente e em situação de incêndio	45
3.3.5	Momento no plano.....	48
3.3.6	Momento fora do plano	50
4	Análise numérica e discussão de resultados	55
4.1	Considerações gerais.....	55
4.2	Programa SAFIR.....	55
4.3	Modelação.....	58
4.3.1	Considerações gerais	58
4.3.2	Descrição do trabalho desenvolvido para o funcionamento da junta em T... ..	58
4.4	Resultados numéricos e comparação com o EC3	60
4.4.1	Tração	60
4.4.2	Compressão	65

4.4.3 Momento no plano.....	70
4.4.4 Momento fora do plano	75
4.4.5 Esforço axial com momentos	80
5 Considerações finais e desenvolvimentos futuros	85
5.1 Considerações Finais	85
5.2 Desenvolvimentos Futuros	86
6 Referências Bibliográficas.....	89

ÍNDICE DE FIGURAS

Capítulo 1

Figura 1.1 - Orbit tower: a) Vista geral ((Brooks, 2012); b) Pormenor de ligações (Orbittower, 2012).....	6
Figura 1.2 - Estádio da Luz: a) Zona Inferior da cobertura (Martifer, 2012); b) Pormenor de ligações (Martifer, 2012)	6
Figura 1.3 - Viaduto St. Kilian: a) Zona inferior do viaduto; b) Fase de construção; c) Zona de pilares (ECCS, 2012).....	7
Figura 1.4 - Tipos de Juntas: a) Pormenor de junta em apoio (Metálica, 2012); Tipos de juntas numa treliça (adaptado de Mendes, 2008)	8
Figura 1.5 - Tipos de juntas em vigas reticuladas de secção tubular (CEN, 2010a; CYPE, 2012; adaptado de Santos, 2003).....	9

Capítulo 2

Figura 2.1- Distribuição de tensão geométrica numa junta em X CHS axialmente carregada (adaptado de Zhao <i>et al.</i> , 2001).....	16
Figura 2.2- Relação tensões-extensões para o aço carbono a temperaturas elevadas (CEN, 2010c).....	19
Figura 2.3- Massividade ou fator de forma em perfis tubulares circulares e quadrangulares.....	24
Figura 2.4- Comportamento pós - fogo de junta em T a) Modo de rotura no modelo de elementos finitos; b) Modo de rotura do modelo real ((Jin <i>et al.</i> , 2010))	28

Capítulo 3

Figura 3.1- Junta em T: a) Eixos principais do tubo estrutural e localização do diâmetro e espessura; b) Esquema da Junta (Unidades em mm).....	43
Figura 3.2- Junta em T com rotura da face da corda	47
Figura 3.3- Junta em T com rotura por punçoamento	49
Figura 3.4- Junta em T com rotura da face da corda em elementos finitos.....	51

Capítulo 4

Figura 4.1-Divisão de uma junta em T, nos vários elementos finitos	56
Figura 4.2-Elemento finito de casca (Lopes, 2009).....	57
Figura 4.3- Carga no montante distribuída pelos vários nós	59
Figura 4.4- Condições de apoio a três dimensões a partir do software de visualização Diamond	60
Figura 4.5- Junta tracionada – condições de apoio e aplicação da carga	60
Figura 4.6 - Representação gráfica dos resultados: a) deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes; b) Pormenor de zona de interceção corda/montante	61
Figura 4.7 – Junta tracionada – condições de apoio e carga em situação de incêndio ...	62
Figura 4.8 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500° C, deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes.....	62
Figura 4.9 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600° C: a) Deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes; b) Pormenor da interceção entre a corda e o montante.....	63
Figura 4.10 -Evolução da relação força vs deslocamento para três situações a temperaturas diferentes	64
Figura 4.11 -Junta comprimida - condições de apoio e aplicação da carga	65
Figura 4.12 -Representação gráfica dos resultados a) Deformada da junta com esforço de compressão ampliada 5 vezes b) Pormenor de zona de interceção corda/montante ..	66
Figura 4.13 - Junta comprimida - condições de apoio e carga em situação de incêndio	66
Figura 4.14 -Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500° C, deformada da junta com esforço de compressão ampliada 5 vezes..	67
Figura 4.15 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600° C: a) Deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes; b) pormenor da interceção entre a corda e o montante.....	67
Figura 4.16 -Evolução da relação força vs deslocamento para três situações a temperaturas diferentes	68
Figura 4.17 - Exemplo de distribuição de tensões numa junta em T comprimida: a) membrane force N_x ; b) membrane forces N_1 - N_2	70
Figura 4.18 -Junta com momento no plano - condições de apoio e aplicação da momento fletor	70

Figura 4.19 - Representação gráfica dos resultados: a) Deformada da junta com momento fletor no plano ampliada 80 vezes; b) Pormenor da ligação com a deformada...	71
Figura 4.20 - Junta com momento fletor no plano - condições de apoio e carga em situação de incêndio	72
Figura 4.21 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500° C a) Deformada da junta com o momento no plano ampliada 80 vezes b) Pormenor na zona do apoio no montante..	72
Figura 4.22 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600° C: a) Deformada da junta com momento no plano ampliado 80 vezes; b) Pormenor da ligação com a deformação visível na corda...	73
Figura 4.23 - Evolução da relação momento vs rotação para três situações a temperaturas diferentes	74
Figura 4.24 - Junta com momento fora do plano - condições de apoio e aplicação do momento fletor.	75
Figura 4.25 - Representação gráfica dos resultados a) Deformada da junta com momento fletor fora do plano ampliada 80 vezes b) Pormenor da junta na ligação corda/montante..	76
Figura 4.26 - Junta Com momento fletor fora do plano - condições de apoio e momento em situação de incêndio.....	77
Figura 4.27 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500° C: a) Deformada da junta com o momento fora plano ampliada 80 vezes; b) Pormenor da deformação na zona superior do montante	77
Figura 4.28 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600° C a) Deformada da junta com momento fora do plano ampliada 80 vezes b) Pormenor da ligação com uma rotação segundo o eixo da corda.	78
Figura 4.29 - Evolução da relação momento vs rotação para três situações a temperaturas diferentes..	79
Figura 4.30 - Junta com combinação de esforços - condições de apoio e pormenor de carga.....	80
Figura 4.31 - Deformada com combinação de esforços ampliada 80 vezes	82

ÍNDICE DE TABELAS

Capítulo 2

Tabela 2.1 - Factores k_1 para juntas entre elementos CHS com carregamento no plano (CEN, 2010b)	16
Tabela 2.2 - Factores de redução das características devido ao aumento da temperatura	20
Tabela 2.3 - Factores de redução da resistência para parafusos e soldaduras (CEN,2010c)	22
Tabela 2.4 - Verificação da resistência em situação de incêndio para uma junta em T . 23	

Capítulo 3

Tabela 3.1 - Modos de rotura para juntas entre elementos CHS e entre elementos RHS (Cordas e Diagonais) (CEN, 2010a).....	36
Tabela 3.2- Domínio de validade para juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS.....	38
Tabela 3.3- Classe dos elementos de secções tubulares	38
Tabela 3.4- Esforços normais resistentes de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS (CEN,2010a).....	39
Tabela 3.5- Momento resistente no plano e fora do plano de uma junta em T (CEN,2010a).....	40
Tabela 3.6- Propriedades geométricas da diagonal e da corda.....	43
Tabela 3.7- Relações geométricas da junta em T	43
Tabela 3.8- Dados necessários para a verificação da resistência	44
Tabela 3.9- Classes dos perfis que compõem a junta em T.....	44
Tabela 3.10- Verificação do domínio de validade para a junta soldada em T entre elementos diagonais e cordas CHS.....	44

Capítulo 4

Tabela 4.1 - Junta tracionada – análise de resultados.....	64
--	----

Tabela 4.2 – Junta comprimida – análise de resultados	68
Tabela 4.3 – Junta com momento no plano – análise de resultados	74
Tabela 4.4 - Junta com momento fora do plano – análise de resultados	79
Tabela 4.5 - Aplicação da equação para juntas planas no contexto referido anteriormente	82

NOMENCLATURA

Letras maiúsculas latinas

A_i	área da secção transversal do elemento;
A_m	área de superfície de um elemento por unidade de comprimento;
A_p	área apropriada do material de proteção contra incêndio por unidade de comprimento do elemento [m^2/m]
E	módulo de elasticidade;
$F_{MEF, \theta_i, t}$	Força de rotura à tração calculada pelo SAFIR, a uma temperatura θ_i ;
$F_{MEF, \theta_i, c}$	Força de rotura à compressão calculada pelo SAFIR, a uma temperatura θ_i ;
$F_{v,Rd}$	valor de cálculo da resistência ao esforço transversal por parafuso;
$F_{v,t,Rd}$	valor de cálculo da resistência ao fogo dos parafusos sujeitos a corte;
$F_{w,Rd}$	valor de cálculo da resistência da soldadura por unidade de comprimento;
$F_{w,t,Rd}$	valor de cálculo da resistência por unidade de comprimento de uma soldadura de ângulo, por unidade de comprimento em situação de inc
L	comprimento teórico de um elemento;
M	massa linear;
$M_{0,Ed}$	momento fletor atuante na corda;
$M_{ip,i,Ed}$	valor de cálculo do momento fletor no plano do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
$M_{ip,i,Rd}$	valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do momento fletor atuante no plano do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
$M_{ip,i \theta_i, Rd}$	valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do momento fletor atuante no plano do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3), a uma temperatura uniforme θ_i ;
M_{ip,MEF, θ_i}	Momento no plano de rotura calculado pelo SAFIR, a uma temperatura θ_i ;
M_{op,MEF, θ_i}	Momento fora plano de rotura calculado pelo SAFIR, a uma temperatura θ_i ;

$M_{op,i,Rd}$	valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do momento fletor atuante no plano perpendicular ao eixo do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
$M_{op,i,\theta_i,Rd}$	valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do momento fletor atuante no plano perpendicular ao eixo do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3), a uma temperatura uniforme θ_i ;
$M_{op,i,Ed}$	valor de cálculo do momento fletor no plano perpendicular ao eixo do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
$N_{i,Ed}$	valor de cálculo do esforço normal atuante no elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
$N_{i,fi,\theta_i,Rd}$	valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do esforço normal atuante no elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3) a uma temperatura uniforme θ_i ;
$N_{i,Rd}$	valor de cálculo da resistência da junta, expresso em termos do esforço normal atuante no elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
V	volume de um elemento por unidade de comprimento;
$W_{el,i}$	módulo de flexão elástico da secção do elemento i ($i=0,1,2$ ou 3)
$W_{pl,i}$	módulo de flexão plástico da secção do elemento i ($i=0,1,2$ ou 3)

Letras minúsculas latinas

d_i	diâmetro total do elemento de CHS i ($i=0,1,2$ ou 3);
d_p	espessura do material de proteção contra incêndio
f_y	tensão de cedência do elemento;
f_{y0}	tensão de cedência de uma corda;
$f_{y,\theta}$	tensão de cedência efetiva do aço a temperaturas elevadas θ_a ;
i	raio de giração;
k	fator definido no quadro apropriado, com o índice g, m, n ou p ;
k_1	fator de majoração de tensões nominais para ter em conta os momentos flectores secundários nas vigas reticuladas;
$k_{b,\theta}$	fator de redução determinado para a temperatura adequada dos parafusos;
k_f	fator de concentração de tensões;

$k_{y,\theta}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura θ_a atingida no instante t , definido na secção 3 do EC3;
$k_{w,\theta}$	fator de redução de resistência para as soldaduras de ângulo em situação de incêndio;
n_p	relação $(\sigma_{p,Ed}/f_{y0})/\gamma_{M5}$ (Utilizado para cordas CHS);
t_i	espessura de parede do elemento i ($i = 0, 1, 2$ ou 3);

Letras maiúsculas gregas

$\Delta\sigma_{E,2}, \Delta\tau_{E,2}$	intervalo de tensões, de amplitude constante equivalente, relativo a 2 milhões de ciclos;
$\Delta\sigma_C, \Delta\tau_C$	valor de referência da resistência à fadiga a $N_C = 2$ milhões de ciclos;

Letras minúsculas gregas

β	relação entre a largura ou o diâmetro médios dos elementos diagonais e o da corda:
---------	--

-para juntas em T, Y, e X:

$$\frac{d_1}{d_0}; \frac{d_1}{b_0} \text{ ou } \frac{b_1}{b_0}$$

-para juntas em K e N:

$$\frac{d_1+d_2}{2 d_0}; \frac{d_1+d_2}{2 b_0} \text{ ou } \frac{b_1+b_2+h_1+h_2}{4 b_0}$$

-para juntas em KT:

$$\frac{d_1+d_2+d_3}{3 d_0}; \frac{d_1+d_2+d_3}{3 b_0} \text{ ou } \frac{b_1+b_2+b_3+h_1+h_2+h_3}{6 b_0}$$

γ	relação entre a largura ou o diâmetro da corda e o dobro da espessura da sua parede:
----------	--

$$\frac{d_0}{2 t_0}; \frac{b_0}{2 t_0} \text{ ou } \frac{b_0}{2 t_f}$$

γ_{Ff}	coeficiente parcial para o intervalo de tensões de amplitude constante equivalente $\Delta\sigma_E, \Delta\tau_E$;
---------------	---

$\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2}^*$	valor de cálculo do intervalo de tensões calculado com o método simplificado de treliça com ligações articuladas;
γ_{M2}	coeficiente parcial à temperatura normal;
γ_{M5}	Coeficiente parcial de segurança para ligações a aplicar na resistência das juntas entre perfis tubulares em vigas trianguladas;
$\gamma_{M,fi}$	coeficiente parcial em situação de incêndio;
ε	coeficiente de classificação da secção transversal;
θ_i	ângulo (agudo) interno entre o elemento diagonal i e a corda ($i = 0, 1, 2$ ou 3);
μ	fator definido na tabela apropriada;
$\sigma_{0,Ed}$	tensão de compressão máxima a que está sujeita a corda na secção da junta;
$\sigma_{p,Ed}$	valor de $\sigma_{0,Ed}$ subtraído da tensão devida às componentes paralelas ao eixo da corda dos esforços axiais nos elementos diagonais convergentes nessa junta; ver figura 1.4 da EN 1993-1-8, pág. 22;
τ	razão de espessuras: $\frac{t_1}{t_0}$

LISTA DE ACRÓNIMOS

CEN	Comité Européu de Normalização
CHS	Perfil tubular circular
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
EC3	Eurocódigo 3
MEF	Método dos elementos finitos
RHS	Perfil tubular retangular
SAFIR	Safety Fire Resistance. Programa baseado no método dos elementos finitos para análise térmica e estrutural desenvolvido por Franssen.
SCF's	Fatores de Concentração de Tensão
SHS	Perfil tubular quadrado

Capítulo 1

Introdução

1 Introdução

- 1.1 Considerações gerais
- 1.2 Exemplos de construções com ligações tubulares
- 1.3 Tipos de juntas
- 1.4 Objetivos do trabalho
- 1.5 Estrutura da dissertação

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações gerais

O uso de estruturas metálicas na construção tem aumentado significativamente nos últimos anos, não só na Europa, mas em todo o mundo. Com este aumento surge a necessidade de inovar, promovendo soluções mais económicas, o que tem resultado na última década no aumento do uso de secções tubulares aplicado por exemplo em grandes obras da engenharia e arquitetura.

Estas estruturas têm diversas vantagens comparando com outros tipos de estruturas, tais como, com a utilização de perfis tubulares, para além de estruturas resistentes e leves, um maior potencial de rentabilidade é assumido pelo convergente desenho de uma estética mais atrativa e a facilidade de construção dada pelas faces do tubo (Ferpinta, 2013).

Devido à sua leveza, versatilidade e facilidade de manutenção, os tubos são utilizados em grandes obras permitindo vencer grandes vãos, como por exemplo em estádios de futebol, aeroportos, pavilhões desportivos e plataformas petrolíferas (Ferpinta, 2013).

Algumas das principais vantagens obtidas dos "Perfis Ocos" na construção e outras aplicações idênticas, são para além do superior rácio "Resistência/Peso" as excelentes características à compressão e à torção; estruturas com aspeto visual atrativo, moderno e arrojado; Uniformidade das estruturas, como apresentam superfícies lisas não possuem cantos vivos e ângulos, permite uma pintura e manutenção simples, além de uma estética agradável e limpa (Ferpinta, 2013).

Os perfis utilizados neste tipo de construções possuem uma transformação tecnológica fácil, apresentando uma boa resistência/consistência é como hoje em dia a sustentabilidade e preservação do ambiente são fatores condicionantes para a execução de novos projetos, sendo estas estruturas/perfis amigas do ambiente (Ferpinta, 2013).

Os elementos com esta tipologia estrutural, secções tubulares, são fabricados a partir de perfis que podem ser laminados a quente ou a frio. Estão previstos nas normas de produto EN 10210-1 (hot finished) (CEN, 2006a) e EN 10219 -1 (cold formed) (CEN, 2006b) recomendações para o processo de fabrico, propriedades mecânicas, tolerâncias de fabrico e anexos normativos com informação generalizada para as várias classes de aço.

Existem três tipos de perfis tubulares mais utilizados que são os circulares (CHS), retangulares (RHS) e quadrados (SHS), para os unir, recorre-se a ligações que devem ser dimensionadas de acordo com a norma NP EN 1993-1-8. Segundo essa mesma norma uma ligação é o local no qual dois ou mais elementos convergem, para efeitos de cálculo, é o conjunto das componentes básicas necessárias para representar o comportamento da ligação na transmissão dos esforços relevantes (CEN, 2010a). Existe uma outra noção que neste trabalho é necessária ter em conta a definição de junta, que segundo a mesma norma é a zona onde dois ou mais elementos estão interligados. (CEN, 2010a).

As ligações mais utilizadas são as soldadas, estas são comuns em nós de vigas reticuladas e estruturas tridimensionais. As ligações aparafusadas aparecem normalmente associadas a placas de extremidade, soldadas na extremidade dos tubos, que depois são aparafusadas para ligar as várias partes da estrutura, tornando o processo de montagem mais rápido. Existem também ligações rebitadas, rebite a frio na construção tubular.

Exemplos de fenómenos importantes na verificação da segurança das juntas referidas anteriormente são a fadiga e o fogo. Segundo (Nussbaumer *et al.*, 2011) as estruturas submetidas a repetidas cargas cíclicas podem sofrer danos progressivos que se manifestam pela propagação de fissuras, este fenómeno é chamado de fadiga e é representado por uma perda de resistência ao longo do tempo.

Mesmo que a resistência estática da ligação seja superior à dos elementos a ligar, o conjunto de ligação continua a ser o local crítico do ponto de vista da fadiga. (Nussbaumer *et al.*, 2011). Por exemplo em construções com altura elevada o vento pode ser um agente de fadiga (Reis, 2010), em plataformas offshore as cargas de ondas são as maiores fontes causadoras de fadiga (pesquisandopetroleo, 2009).

O fogo é uma ação acidental infelizmente comum, que tem grande impacto em estruturas metálicas e assim obrigatória nas verificações.

Exemplos de proteção passam pelo enchimento das estruturas tubulares com líquidos, água, que funciona como um agente de arrefecimento, “Arrefecimento da água é um método eficaz retardador do fogo. Se a água circular, a temperatura dos perfis ocos, normalmente permanece entre 200 e 250 °C durante toda a duração do incêndio.” (Oyj, 2000).

1.2 Exemplos de Construções com Ligações Tubulares

Neste ponto são apresentadas algumas construções em que foram usados perfis tubulares. Diversas soluções de ligação foram encontradas, como por exemplo: A Orbit Tower (Londres, Inglaterra, 2012), uma torre muito recente construída junto do estádio olímpico de Londres; O Estádio da Luz (Lisboa, Portugal, 2003); e o viaduto St. Kilian (Thuringia, Alemanha, 2006). Existem muito mais obras em que a construção tubular foi utilizada como por exemplo: A torre Vasco da Gama (Lisboa, Portugal, 1997), monumento em que existe uma estrutura metálica com perfis metálicos tubulares (CHS) soldados e aparafusados; O Palácio do Gelo (Viseu, Portugal, 2006) com uma estrutura metálica de fachada em perfis tubulares em que surgem ligações em nós com alguma complexidade; O Estádio Olímpico de Atenas (Atenas, Grécia, 2004), contempla uma estrutura metálica que serve de cobertura com perfis tubulares; e por fim o Swedbank Stadion (Malmö, Suécia, 2009), estádio no norte da Europa, com treliças em aço a enfatizar a expressão gótica da arquitetura moderna com ângulos agudos resulta de uma construção em aço de baixo custo ao lado de uma forte expressão de arquitetura (ECCS, 2012; Martifer, 2012).

Orbit Tower (Londres, Inglaterra, 2012)

O Orbit ArcelorMittal, figura 1.1, é uma torre de observação de 115 metros de altura, localizada no Parque Olímpico, Londres. É a mais alta obra de arte na Grã-Bretanha - que oferece vistas magníficas sobre o Estádio Olímpico, o Parque Olímpico. Projetado pelo internacionalmente aclamado artista Cecil Balmond e Anish Kapoor. A torre tem duas plataformas de observação em dois níveis (Brooks, 2012).

Esta torre é interessante para o estudo que se vai realizar, porque em torno desta funciona uma estrutura metálica tubular tridimensional reticulada muito arrojada, com ligações soldadas e ligações com placa de extremidade aparafusada, esta última solução é usada devido à complexidade que seria se fosse tudo soldado em obra.

Os fenómenos de fadiga e fogo devem ser estudados neste tipo de estrutura, dado que é uma obra alta, o vento potencia fenómenos de fadiga (Reis, 2010), pode também ocorrer algum incêndio afetando a estrutura reticulada e suas ligações.

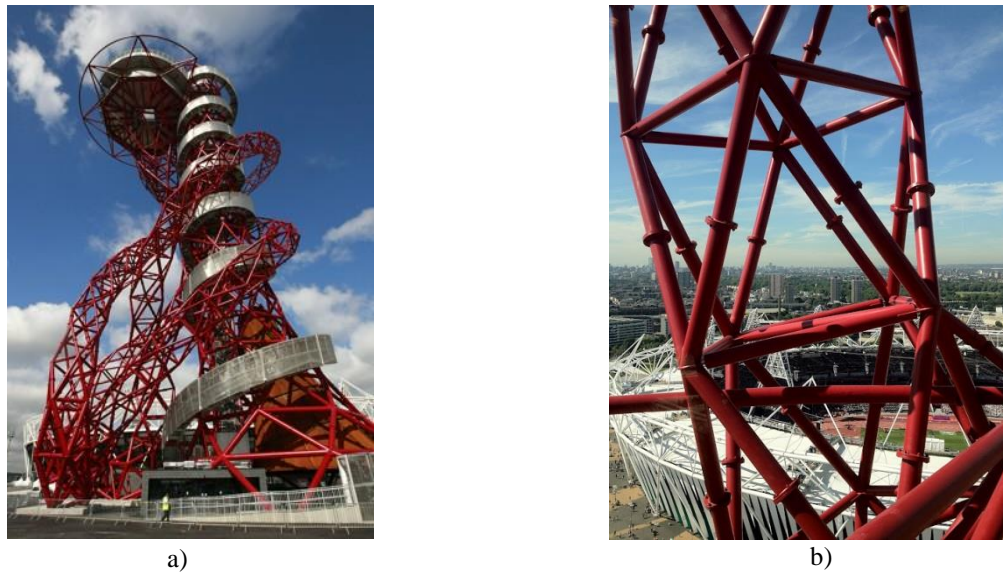


Figura 1.1 - Orbit Tower: a) Vista geral ((Brooks, 2012); b) Pormenor de ligações (Orbittower, 2012).

Estádio da Luz (Lisboa, Portugal, 2003)

Estádio concluído no ano de 2003, com 3000 toneladas de estrutura metálica, 42 000 m² de cobertura, figura 1.2, utilização de perfis tubulares e de um sistema de soldadura inovador, recorrendo a soluções de tecnologia de ponta, pioneiras em Portugal (Martifer, 2012).

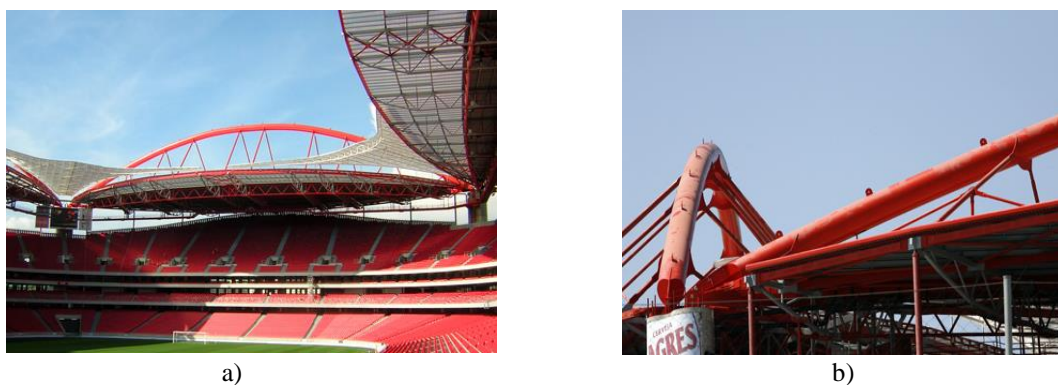


Figura 1.2 - Estádio da Luz: a) Zona inferior da cobertura (Martifer, 2012); b) Pormenor de ligações (Martifer, 2012).

As ligações, neste ambiente a que se destina a obra, podem estar sujeitas a cargas cíclicas, e ações acidentais, fogo também podem causar danos se a estrutura não estiver protegida ou dimensionada para tal. Recentemente um incêndio no Estádio da Luz esteve ativo e provocou graves danos na estrutura da cobertura “O incêndio que deflagrou no Estádio da Luz, na noite do «derby» entre o Benfica e o Sporting, originou vários estragos no topo norte do recinto...” (maisfutebol, 2012).

Viaduto St. Kilian (Thuringia, Alemanha, 2006)

Viaduto do ano 2006, figura 1.3, apresenta uma estrutura mista de aço e betão, em que a estrutura metálica é treliçada com perfis circulares laminados a quente (CHS) soldados, formando juntas KK na zona mista do tabuleiro (ECCS, 2012).



a)



b)



c)

Figura 1.3 - Viaduto St. Kilian: a) Zona inferior do viaduto; b) Fase de construção; c) Zona de pilares (ECCS, 2012).

A estrutura de apoio, estrutura em aço tubular, é constituída por um sistema treliçado de três cordas por baixo de cada faixa de rodagem, com uma corda inferior e diagonais em aço que em combinação com a laje forma uma secção composta (ECCS, 2012).

As articulações nas cordas das treliças utilizam material do tipo GS ° 20Mn5v. A geometria da treliça requereu a produção de 210 nós, agrupados em oito tipos diferentes (ECCS, 2012).

Este viaduto recebeu um prémio ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) de pontes em aço: “A integração graciosa de uma plataforma composta com uma estrutura de treliça tubular combinada com suportes verticais finos é conseguida através de ligações bem executadas, que dão uma aparência leve visual para o viaduto.” (ECCS, 2012).

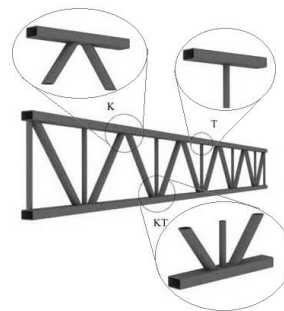
Devido à passagem dos veículos, provocando flutuação de tensões, a fadiga é um fenómeno que deve ser tido em conta e considerado no dimensionamento. Já o fogo não é uma ação a considerar devido a ser um viaduto com elevada altura.

1.3 Tipos de juntas

Existem vários tipos de juntas que podem ser utilizados na união de perfis tubulares metálicos. Tal como foi dito anteriormente estas podem ser aparafusadas, rebitadas soldadas e em alguns casos não podemos unir um perfil ao outro diretamente sendo necessário a criação de peças de ligação tais como chapas de gousset e também na zona de apoios poderá haver condições especiais, figura 1.4 a) e b).



a)



b)

Figura 1.4 - Tipos de juntas: a) Pormenor de junta em apoio (Metálica, 2012); Tipos de juntas numa treliça (adaptado de Mendes, 2008).

A geometria e designação das juntas representadas na figura 1.5 depende dos esforços a que estas vão estar sujeitas, da excentricidade que é necessária, da disposição das diagonais, se trabalha apenas no plano ou é tridimensional, e outras condicionantes que são impostas pela NP EN 1993-1-8. Dentro das várias juntas que se podem encontrar apresenta-se, na figura 1.5, empalmes de chapa frontal aparafusada para unir dois elementos, uma com perfis circulares com reforços e outra com perfis tubulares sem reforços; Juntas K, KT e N com afastamento, podendo também existir com

sobreposição. Junta em T, em X, em Y, em DK, em KK, em X mas com diagonais perpendiculares à corda, em TT em DY e em XX (CEN, 2010a; CYPE, 2012).

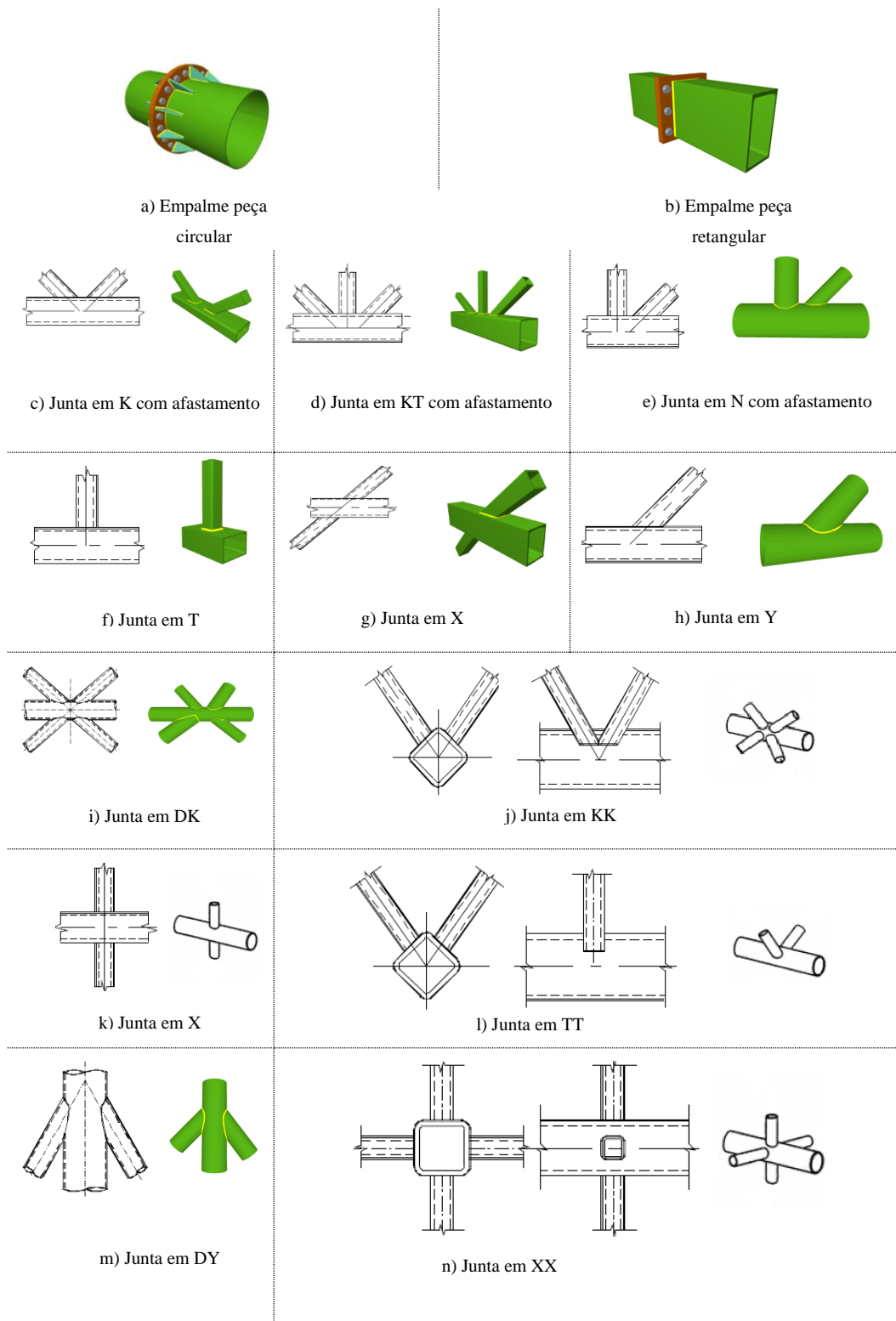


Figura 1.5 - Tipos de juntas em vigas reticuladas de seção tubular (CEN, 2010a; CYPE, 2012; adaptado de Santos, 2003).

1.4 Objetivos do Trabalho

Os objetivos deste trabalho são os seguintes:

- Pesquisa sobre a utilização desta tipologia estrutural nas obras de engenharia civil as suas vantagens e sua exponencial utilização nos últimos anos;
- Revisão bibliográfica de estudos existentes e desenvolvidos sobre ligações tubulares;
- Analisar os métodos de dimensionamento das ligações em perfis tubulares, e respetivos modos de rotura, procurando perceber o funcionamento dos vários tipos existentes, neste trabalho é analisada uma junta tipo T;
- Rever o fenómeno da fadiga nestas ligações, sendo este um fenómeno perigoso, e presente em ligações sujeitas a cargas cíclicas;
- Analisar a influência de altas temperaturas, fogo, que diminuindo a resistência das ligações, compromete a resistência da estrutura;
- Aplicar um modelo de elementos finitos, programa SAFIR, na previsão destes fenómenos, principalmente o fogo, que permitirá observar o comportamento das ligações comparado com as normas de dimensionamento existentes.

1.5 Estrutura da dissertação

Para além deste capítulo introdutório, onde se faz a apresentação do trabalho e se sintetiza todo o seu conteúdo, a dissertação encontra-se organizada em outros quatro capítulos.

No capítulo 2 são apresentados os dois fenómenos que poderão colocar em risco a funcionalidade da junta em T, a fadiga e o fogo. Serão ainda aplicados estes conceitos à junta em estudo, apresentando no caso do fogo como é feita a verificação da resistência. Será também feita uma revisão bibliográfica com estudos recentes sobre estes dois tópicos aplicados essencialmente a uma junta em T.

No capítulo 3 é feita uma abordagem geral a respeito das ligações, do tipo de ligações que existem, como são construídas, apresentado a sua classificação, seus componentes, materiais utilizados, parâmetros geométricos, modos de rotura e um estudo sobre o procedimento dimensionamento proposto por normas de projeto, esse estudo será aplicado a uma junta do tipo T, em que está estará submetida a vários tipos de esforços.

No capítulo 4 é apresentada a modelação numérica da junta em T referida anteriormente, e a comparação dos resultados obtidos com os cálculos teóricos obtidos pelo EC3, nas situações de temperatura ambiente e em situação de incêndio.

Por fim no capítulo 5 apresenta-se as considerações finais deste trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

Fenómenos Importantes em Juntas de Perfis

Tubulares

2 Fenómenos Importantes em Juntas de Perfis Tubulares

2.1 Considerações gerais

2.2 Fadiga

2.3 Fogo

2.3.1 Considerações gerais

2.3.2 Situação de incêndio em ligações

2.3.3 Situação de incêndio em ligações tubulares

2.3.4 Exemplo de junta em tração/compressão

2.3.5 Proteção em situação de incêndio

2.4 Estudos recentes

2.4.1 Fadiga

2.4.2 Fogo

2 FENÓMENOS IMPORTANTES EM JUNTAS DE PERFIS TUBULARES

2.1 Considerações gerais

Quando se dimensiona ou reabilita estruturas metálicas é necessário ter em conta, para além dos esforços a que estão sujeitas, outras ações importantes tais como a fadiga e o fogo. Essas ações principalmente neste tipo de estruturas, juntas de perfis tubulares, são muito perigosas. A fadiga que começa por afetar os elementos de ligação, soldaduras, provocando pequenas fissuras que se vão expandindo. Já o fogo que com o aumento da temperatura reduz a capacidade resistente não só da soldadura mas de todo o material que constituem a junta.

Nos pontos seguintes será descrito pormenorizadamente como é que estes fenómenos importantes são tidos em conta em juntas de perfis tubulares.

2.2 Fadiga

A fadiga, já referido anteriormente, em estruturas metálicas é um processo de iniciação e de propagação de fendas, num elemento estrutural provocado por flutuações de tensão (CEN, 2010b).

É importante analisar este fenómeno em ligações de estruturas metálicas tubulares visto que muitas vezes estas estão associadas a cargas cíclicas e que provocam a flutuação de tensões dando origem à fadiga, que com esta pode originar deformações elevadas na estrutura ou mesmo ao seu colapso.

Segundo o Eurocódigo 3 parte 1-9, no ponto 3, a fadiga deve ser verificada usando um dos dois métodos apresentados, o método do dano controlado e o método do tempo de vida garantido (CEN, 2010b).

A iniciação e propagação de fendas de fadiga ocorrem a partir de pontos de concentração de tensão e defeitos. A tenacidade do material (resistência à propagação de fissuras) é essencial para evitar uma rotura frágil (Reis, 2010).

No caso de ligações em estruturas tubulares o método de avaliação da fadiga é o “hot spot stress range” da tensão geométrica (tensão na zona termicamente afetada: Tensão principal máxima no material base adjacente à concordância do cordão de soldadura, tendo em conta os efeitos de concentração de tensões devido à geometria global de

determinado pormenor construtivo) (CEN, 2010b), que é um método que se aplica a este tipo de ligações e a este tipo de perfis porque existe uma não uniformidade de tensões ao longo da zona de ligação tanto na corda como na diagonal como se observa na figura 2.1.

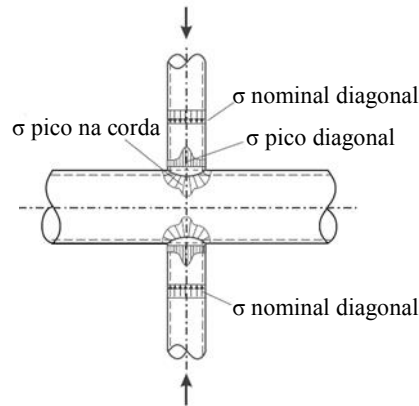


Figura 2.1- Distribuição de tensão geométrica numa junta em X CHS axialmente carregada (adaptado de Zhao *et al.*, 2001).

Associadas à fadiga surgem tensões, segundo o EC3 parte 1-9, ponto 4 (2) existe o caso particular: para vigas reticuladas constituídas por secções tubulares, a modelação poderá basear-se num modelo simplificado de treliça com ligações articuladas. No entanto se tiver em atenção as tensões devidas às ações aplicadas aos elementos entre as ligações, para considerar os momentos secundários resultantes da rigidez das ligações, é necessário multiplicar por um coeficiente k_1 que irá majorar essas ações. Apresenta-se de seguida um exemplo na tabela 2.1, de fatores k_1 , no caso de elementos CHS com carregamento no plano (CEN, 2010b).

Tabela 2.1 - Fatores k_1 para juntas entre elementos CHS com carregamento no plano (CEN, 2010b).

Tipo de ligação		Cordas	Verticais	Diagonais
Ligação com afastamento	Tipo K	1,5	-	1,3
	Tipo N / Tipo KT	1,5	1,8	1,4
Ligação com sobreposição	Tipo K	1,5	-	1,2
	Tipo N / Tipo KT	1,5	1,65	1,25

O cálculo das tensões deve ser feito para estados limite de utilização e no local potencial de iniciação de fenda (CEN, 2010b). Nas ligações tubulares surgem concentrações de tensões, existe mudanças abruptas na geometria dos perfis (furos, redução de secção), e como consequência, a distribuição da tensão não é uniforme em toda a secção transversal (efatigue, 2012).

No ponto 6.4 do EC 3 parte 1-9, é indicado como se calcula o valor de cálculo do intervalo de tensões para ligações soldadas de secções tubulares, que nos é dado pelo valor de cálculo da amplitude da tensão nominal modificada $\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2}$, equação (2.1).

$$\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2} = k_1 (\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2}^*) \quad (2.1)$$

Quando se utiliza métodos de cálculos de tensões baseados em tensões geométricas é necessário usar uma fórmula parecida com a de cima, mas em vez do k_1 tem-se um k_f que é um fator de concentração de tensões, equação (2.2) do ponto 6.5 do EC3 parte 1-9.

$$\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2} = k_f (\gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2}^*) \quad (2.2)$$

A resistência à fadiga para as amplitudes de tensão nominal é representada por várias curvas $(\log \Delta \sigma_R) - (\log N)$ e curvas $(\log \Delta \tau_R) - (\log N)$ (curvas S-N), que correspondem a categorias de pormenores típicos. Cada categoria de pormenores é designada por um número que representa, em N/mm^2 , o valor de referência $\Delta \sigma_C$ e $\Delta \tau_C$ da resistência à fadiga para 2 milhões de ciclos (CEN, 2010b).

Seguidamente existe uma série de funções e gráficos que é necessário ter em conta consoante a situação, nestes gráficos aparece nas ordenadas os intervalos de tensão normal $\Delta \sigma_R$ ou de corte $\Delta \tau_R$, e nas abcissas a duração à fadiga, em número de ciclos.

No anexo B desta norma surge a resistência à fadiga em função da tensão geométrica, (zona termicamente afetada), em que temos quadros de categorias de pormenores de aplicação deste método, para as fendas que se iniciam na base de uma soldadura de topo, na base de acessórios com soldadura de ângulo ou na base de uma soldadura de ângulo nas ligações em cruz (CEN, 2010b).

No ponto 8 é feita a verificação em relação à fadiga segundo o EC 3 parte 1-9.

Os intervalos das tensões, nominal, nominal modificada ou geométrica devido a cargas frequentes, não devem exceder as condições (2.3) e (2.4):

$$\text{Intervalos de tensões normais} \quad \Delta\sigma \leq 1,5 f_y \quad (2.3)$$

$$\text{Intervalos de tensões de corte} \quad \Delta\tau \leq 1,5 f_y / \sqrt{3} \quad (2.4)$$

E verificar-se que com o carregamento de fadiga se verificam as condições (2.5) e (2.6):

$$\frac{\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (2.5)$$

E

$$\frac{\gamma_{Ff} \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (2.6)$$

Ainda associado a este ponto oito da norma aparecem associados quadros de nós de vigas reticuladas com pormenores construtivos de ligações de perfis tubulares, e requisitos para a verificação da fadiga. Alguns requisitos importantes, por exemplo, no caso de uma ligação em K e em N, CHS, com afastamento, são: devem ser feitas avaliações separadas para as cordas e elementos diagonais e são autorizadas soldaduras de ângulo em elementos diagonais com paredes de espessura $t \leq 8$ mm (CEN, 2010b).

CIDECT, guia de dimensionamento número 8, apresenta o método da tensão geométrica “hot spot stress”, assumindo uma distribuição irregular de tensões em torno do perímetro da junta. Este método indica a tensão geométrica máxima ocorrida na junta onde a fissuração é geralmente iniciada. No caso de juntas soldadas, isto geralmente ocorre do cordão de solda (Zhao *et al.*, 2001).

Os procedimentos de dimensionamento apresentados por esta norma, podem ser resumidos nos seguintes passos:

1. Determinar as forças axiais e momentos fletores na corda e nas diagonais utilizando uma análise estrutural;
2. Determinar os intervalos de tensões nominais (S_n ou σ_n);
3. Determinar os fatores de concentração de tensão (SCFs);
4. Determinar os intervalos “hot spot stress” (S_{rhs});
5. Determinar o número admissível de ciclos de carga para um determinado intervalo “hot spot stress” num local específico da junta a partir de uma curva de esforços.

Existe uma tabela na norma, tabela 1.1, que indica os casos a que este método pode ser aplicado.

De seguida são apresentados métodos de reforço de juntas em T CHS:

No caso do dano de fadiga de juntas em T CHS, onde a fissura segue a partir da área de solda na corda, existem três métodos de reforço: utilizando anéis de reforço internos; placas/chapas laterais ou utilizando “castings” substituição de partes da junta, apenas aplicado em casos especiais (Zhao *et al.*, 2001).

2.3 Fogo

2.3.1 Considerações gerais

O fogo é um fenómeno muito importante na análise de estruturas metálicas, este pode causar severos danos numa estrutura, podendo levar mesmo ao seu colapso, reduz significativamente a resistência de um elemento quanto o aumento da temperatura. “À medida que a temperatura do aço aumenta, a sua resistência e propriedades de deformação são modificadas.” (Oyj, 2000).

A figura 2.2 mostra o comportamento do aço carbono a altas temperaturas.

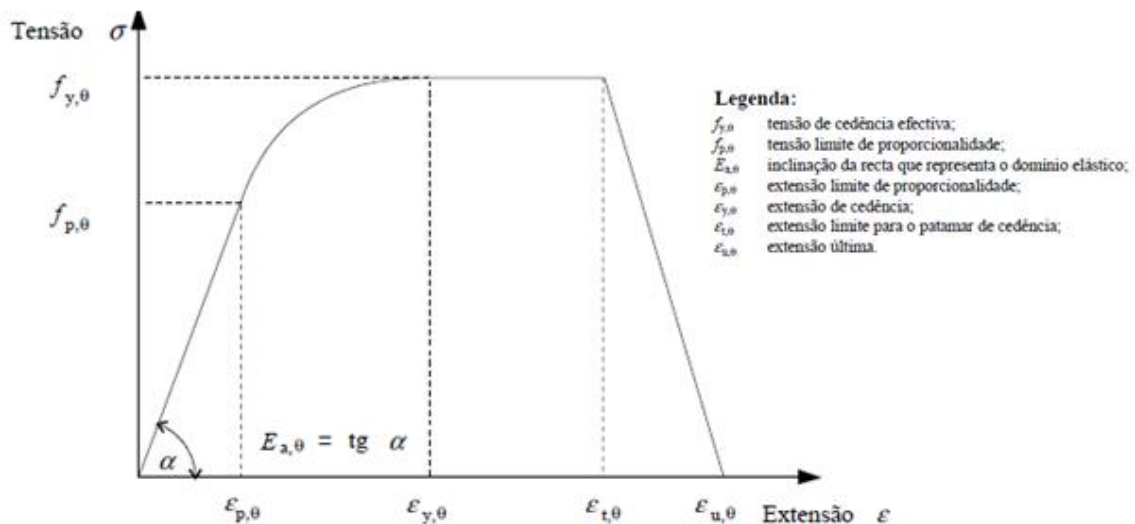


Figura 2.2 - Relação tensões-extensões para o aço carbono a temperaturas elevadas (CEN, 2010c).

Nesta relação de tensão-extensão podem ser distinguidas quatro zonas:

- a primeira é uma zona linear até o limite proporcional. Esta relação pode ser descrita pela Lei de Hooke com o módulo de elasticidade $E_{a,θ}$;

- a segunda é uma fase de transição, que se segue a equação de uma elipse (Rubert e Schaumann, 1985) e termina na tensão de cedência, considerado como a tensão de 2% da extensão total. Esta fase corresponde ao início da plasticidade;
- a terceira representa a cedência, zona plástica, caracterizado por valores de tensões constante e igual ao limite da tensão de cedência;
- por fim, a quarta zona corresponde a um ramo linear decrescente, que foi introduzido para representar o amolecimento do aço e para atingir a ductilidade numérica finita (Lopes, 2009).

Na tabela 2.2 são apresentados os fatores de redução das características devido ao aumento da temperatura, tendo em conta o gráfico anterior a ser aplicados nos cálculos elaborados pelo EC 3 posteriormente.

Tabela 2.2 - Fatores de redução das características devido ao aumento de temperatura (CEN, 2010c).

Temperatura do aço	Fatores de redução à temperatura θ_a referidos ao valor de f_y ou E_a a 20° C			
	θ_a	Fator de redução (referido a f_y) para a tensão de cedência efetiva $k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$	Fator de redução (referido a f_y) para a tensão limite de proporcionalidade $k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$	Fator de redução (referido a E_a) para a inclinação da reta que representa o domínio elástico $k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a$
20 °C		1,000	1,000	1,000
100 °C		1,000	1,000	1,000
200 °C		1,000	0,807	0,900
300 °C		1,000	0,613	0,800
400 °C		1,000	0,420	0,700
500 °C		0,780	0,360	0,600
600 °C		0,470	0,180	0,310
700 °C		0,230	0,075	0,130
800 °C		0,110	0,050	0,090
900 °C		0,060	0,038	0,068
1000 °C		0,040	0,025	0,045
1100 °C		0,020	0,013	0,023
1200 °C		0,000	0,000	0,000

NOTA: Para os valores intermédios da temperatura do aço, poderá efetuar-se uma interpolação linear

2.3.2 Situação de incêndio em ligações

As ligações em pilares SHS, estruturas não preenchidas, de aço protegido ou não, têm normalmente um inferior fator de forma local do que os elementos adjacentes e portanto atingem temperaturas mais baixas do aço. Dado que nem na prática nem durante ensaios de fogo a rotura começou numa estrutura ou num elemento de ensaio do comportamento de ligações, estes podem ser dimensionados usando habituais normas de dimensionamento de temperatura. No entanto, quando as ligações aparafusadas são utilizadas para elementos de aço isolados, deve ser tomado cuidado para assegurar que as cabeças dos parafusos e as porcas estão igualmente protegidos como o suporte. Isto irá normalmente conduzir a um aumento local da espessura de isolamento (Twilt *et al.*, 1994).

Neste subcapítulo será feita uma análise simplificada de como o fogo pode ser prejudicial nas ligações, tanto aparafusadas como soldadas, e de que forma calcular as resistências no caso geral segundo o EC 3 parte 1-2.

Ligações Aparafusadas

Existem quatro categorias de ligações que vão da A à E, A, B e C estão inseridas na resistência de cálculo de parafusos ao corte, enquanto que a D e E estão na resistência de cálculo de parafusos à tração; todas estas categorias têm em comum o fator de redução $k_{b,\theta}$ que vai diminuindo com o aumento da temperatura, para o cálculo da temperatura crítica pode ser obtido por interpolação (CEN, 2010c).

Dando como exemplo o valor de cálculo da resistência ao fogo de parafusos sujeitos a corte (Categoria A) deverá ser determinado a partir da equação (2.7):

$$F_{v,t,Rd} = F_{v,Rd} k_{b,\theta} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M,fi}} \quad (2.7)$$

Ligações Soldadas

No EC3 são abordados dois tipos de soldaduras, de topo e de ângulo. Nas de topo existe uma condição a considerar, que é a seguinte: até 700° C o valor de cálculo da resistência de uma soldadura de topo com penetração total deverá ser considerado igual à resistência do elemento ligado mais fraco adotando os fatores de redução adequados ao

aço de construção; para temperaturas superiores a 700° C utilizam-se os fatores de redução indicados para as soldaduras de ângulo (CEN, 2010c).

O valor de cálculo da resistência por unidade de comprimento de uma soldadura de ângulo em situação de incêndio deve ser determinado pela equação (2.8):

$$F_{w,t,Rd} = F_{w,Rd} k_{w,\theta} \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M,fi}} \quad (2.8)$$

Os valores de $k_{b,\theta}$ e $k_{w,\theta}$ devem ser retirados da tabela 2.3 conforme a temperatura crítica da ligação.

Tabela 2.3 - Fatores de redução da resistência para parafusos e soldaduras (CEN, 2010c).

Temperatura θ_a	Fatores de redução para parafusos, $K_{b,\theta}$ (tração e corte)	Fatores de redução para soldaduras, $K_{w,\theta}$
20	1,000	1,000
100	0,968	1,000
150	0,952	1,000
200	0,935	1,000
300	0,903	1,000
400	0,775	0,876
500	0,550	0,627
600	0,220	0,378
700	0,100	0,130
800	0,067	0,074
900	0,033	0,018
1000	0,000	0,000

Para terminar, a temperatura das ligações em situação de incêndio, poderão ser avaliadas adotando o valor do fator de massividade A/V correspondente a cada uma das

partes que formam essa ligação; Para simplificar poderá ser determinada uma temperatura uniformemente distribuída na ligação, podendo esta ser calculada adotando o valor máximo dos fatores de massividade A/V dos vários elementos ligados (CEN, 2010c).

2.3.3 Situação de incêndio em ligações tubulares

Nas ligações tubulares a situação de incêndio é um fator importante, dado que reduz a resistência da junta. No caso deste trabalho a forma de incluir esta ação na verificação da segurança é aplicando um fator de redução que é apresentado na tabela 2.2, referida anteriormente, consoante a temperatura a que a mesma se encontra sujeita.

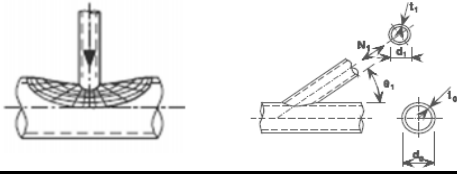
Será dado um exemplo de verificação da segurança de uma junta em situação de incêndio, e perceber como a sua resistência diminui com o aumento da temperatura. Essa junta partirá do princípio que está sujeita a esforço normal de tração/compressão.

2.3.4 Exemplo de junta em tração/compressão

A alteração aqui elaborada passa por trocar a tensão de cedência da corda f_{y0} , pela tensão de cedência efetiva $f_{y\theta}$, equação 2.9, que é resultado da aplicação do fator de redução $k_{y,\theta}$, (referido a f_y) na tabela 2.4 é dado o exemplo de como se verifica a resistência em situação de incêndio para uma junta em T.

$$f_{y,\theta} = k_{y,\theta} * f_y \quad (2.9)$$

Tabela 2.4 - Verificação da resistência em situação de incêndio para uma junta em T.

Rotura da face da corda – Junta em T	
	$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} K_p f_{y,\theta} t_0^2}{\text{sen } \theta_1} (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5} \quad (1)$
Rotura por punção – Junta em T (Quando $d_i \leq d_0 - 2t_0$)	
$N_{1,Rd} = \frac{f_{y,\theta}}{\sqrt{3}} * t_0 * \pi * d_i * \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i^2} / \gamma_{M5}$	

2.3.5 Proteção em situação de incêndio

Existem várias formas de proteger as estruturas tubulares, passando por processos passivos e ativos. Colocar água no interior de perfis tubulares é uma medida de proteção interessante já que consegue manter a temperatura dos perfis durante um determinado tempo relativamente baixa. Seguidamente é apresentado um método para determinar a espessura de proteção em perfis de secção fechada.

Método existente para determinar a espessura de proteção em perfis de secção fechada

Para o caso de perfis fechados, como é o caso dos perfis tubulares, a norma EN 23820 indica que o procedimento para calcular a espessura do material de proteção deve seguir a seguinte metodologia:

1º. Determinar a massividade do perfil.

Massividade ou fator de forma é a razão entre a área a descoberto do perfil e o volume total do mesmo, ver a figura 2.3.

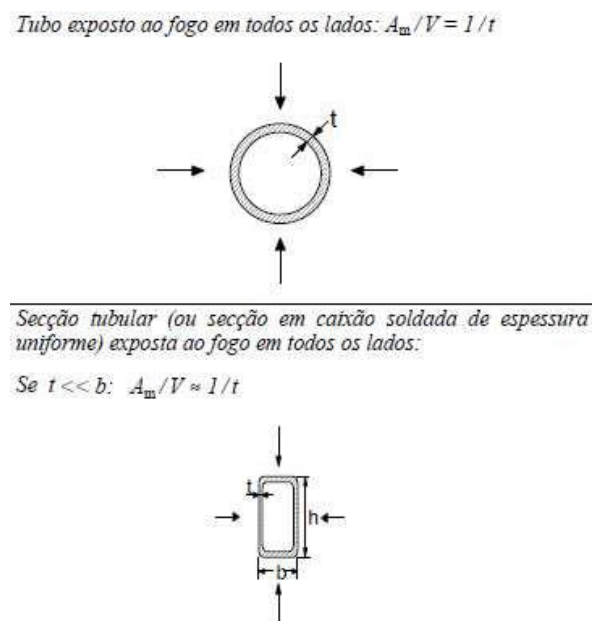


Figura 2.3 - Massividade ou fator de forma em perfis tubulares circulares e quadrangulares.

É descrita pela seguinte fórmula: $\text{massividade} = \frac{A_m}{V} = 1/t$

Quanto maior for a massividade de um perfil, maior será a velocidade a que aumenta a temperatura do mesmo, ou seja, perfis com massividades baixas têm melhor comportamento em situação de incêndio (Vila Real, 2003), (Almeida, 2012).

Da geometria dos perfis utilizados em estruturas metálicas (com secções abertas e secções tubulares) obtém-se que os perfis tubulares possuem fatores de forma inferiores aos dos perfis abertos (por exemplo: I e H), para uma mesma massa, esperando-se assim que apresentem um melhor comportamento em situação de incêndio (ICT, 2010), (Almeida, 2012).

2.º Determinar a espessura de material de proteção correspondente a esse valor de massividade como se o perfil analisado fosse “I” ou “H”. Essa espessura deverá ser determinada em mm e a essa espessura será atribuída a designação d_p .

-Incrementar a espessura da seguinte forma:

a) Para valores até 250 m^{-1}

$$\text{Espessura modificada} = d_p * \left(1 + \frac{A_p}{1000} \right) \quad (2.10)$$

b) Para valores superiores a 250 m^{-1}

$$\text{Espessura modificada} = 1,25 \times d_p \quad (2.11)$$

O autor da dissertação onde foi elaborada esta pesquisa, efetuou ensaios práticos de forma a comparar com o que está descrito acima. Segundo a norma (EN23820, 1997), a espessura máxima de proteção aplicada aos perfis tubulares não deve ser superior ao estabelecido como máximo para perfis do tipo “H” ou “I”. Os parâmetros estabelecidos nesta norma devem ser utilizados tendo em conta que a aplicação dessas espessuras nos perfis tubulares não deve ser usada com novas técnicas de fixação e que estes tipos de perfis não devem afetar o comportamento do sistema de proteção ensaiado (EN23820, 1997), (Almeida, 2012).

Proteção para estruturas metálicas

Em estruturas metálicas como é evidente, a resistência diminui com o aumento da temperatura, criando problemas neste tipo de construção. É portanto necessário aplicar elementos que protejam a estrutura de forma a melhorar essa redução de desempenho em situação de incêndio. Para tal são utilizados, para proteger as estruturas metálicas, materiais com elevado calor específico e materiais com pequena condutividade térmica. Os materiais utilizados nessas proteções não podem originar produtos voláteis inflamáveis, não podem ser combustíveis e não pode ocorrer libertação de gases tóxicos

aquando do contacto com o fogo (ICT, 2010). Os sistemas de proteção das estruturas metálicas poderão ser de envolvimento total, parcial ou enchimento, proteção no contorno, proteção em caixão, proteção com mantas, proteção por resguardos ou ecrãs, ou ainda através de irrigação da estrutura (Pereira s.d.), (Almeida, 2012).

As ligações dos perfis metálicos nomeadamente os perfis ocos, aparafusadas, soldadas, ou rebitadas, devem ser também motivo de preocupação e receberem o mesmo tratamento por parte dos materiais de proteção.

Materiais utilizados

- Tintas intumescentes
- Placas de gesso
- Fibras minerais
- Argila expandida
- Água

(Almeida, 2012)

2.4 Estudos recentes

2.4.1 Fadiga

Neste tópico são apresentadas conclusões de alguns estudos recentes importantes sobre a fadiga aplicados às ligações em perfis tubulares metálicos, foram analisados outros estudos ((Vigh e Dunai, 2004), (Yang, *et al.*, 2006), (Chiew *et al.*, 2006)) que serão tidos em conta mas que não são aprofundados.

(Bian e Lim, 2002), estudaram a resistência à fadiga e fatores de concentração de tensão (SCF's) em juntas em T entre perfis CHS – RHS, este estudo permitiu a partir de uma análise experimental, a medição da fadiga e de fatores de concentração de tensão (SCF's) em oito juntas em T de corda circular e diagonal retangular. Chegando às seguintes conclusões: Os valores dos SCF's medidos para juntas em T CHS – RHS foram sempre abaixo das previsões das equações paramétricas para juntas RHS – RHS e ficaram na gama de valores determinados para juntas de CHS – CHS e RHS – RHS. Com base na medição da tensão “hot spot”, a resistência à fadiga das juntas CHS – RHS

foi razoavelmente boa comparando com as orientações de dimensionamento para juntas tubulares. Por fim, combinação de uma geometria de soldadura simples e uma melhor resistência à fadiga, em comparação com as juntas de secção oca RHS - RHS, as juntas CHS - RHS podem proporcionar uma solução ideal para algumas aplicações estruturais (Bian e Lim, 2002).

Passados dois anos (Mashiri, *et al.*, 2004), desenvolveram um estudo sobre fatores de concentração de tensão (SCF's) e de fadiga de juntas T de paredes finas CHS-SHS, soldadas com momentos no plano. Algumas das conclusões a reter são: Os máximos de SCF's dos cordões de soldadura na corda de um perfil soldado de paredes finas, CHS - SHS comum foram em cerca de 0,38 vezes a equação paramétrica máxima SCF nos cordões de soldadura na corda de uma junta T SHS-SHS (Mashiri, *et al.*, 2004). Outras conclusões foram obtidas relativamente a este tipo de juntas.

Já (Schumacher e Nussbaumer, 2005) realizaram um estudo experimental sobre o comportamento à fadiga de juntas tubulares K (CHS) soldadas para pontes” e algumas das conclusões a que chegaram foram: a proporção de flexão em todas as cordas esforçadas da viga de ensaio foi elevada. A razão entre a extensão nominal e axial nestes elementos é significativamente maior do que o fator de ampliação de 1.3 dadas em normas de dimensionamento. A gama de tensões “Hot Spot” calculada para estas juntas de teste baseadas nas especificações de dimensionamento atuais (usando a tensão nominal dos elementos medida nos testes) foram consideravelmente maiores do que a medida nas gamas de tensões “Hot Spot” (Schumacher e Nussbaumer, 2005).

2.4.2 Fogo

Neste tópico são apresentadas conclusões de alguns estudos recentes sobre o fogo aplicados às ligações em perfis tubulares metálicos e tal como na fadiga foram analisados outros estudos ((El-Hewity, 2012), (Huang, 2010), (Heinisuo *et al.*, 2012) e (López-Colina *et al.*, 2011) que serão tidos em conta mas não aprofundados.

(Jin *et al.*, 2010), desenvolveram um estudo experimental e numérico, Figura 2.4, sobre o comportamento pós – fogo de uma junta T em perfis tubulares, e chegaram às seguintes conclusões: Os dados do ensaio mostram que a pré-carga sobre a corda tem uma influência importante sobre a deformação residual das juntas T após a exposição ao fogo. Quanto maior for o nível da carga axial, maior a deformação residual que permanece na junta. A resistência residual após arrefecimento diminui ligeiramente com

o aumento da proporção de pré-carga sob condição de fogo. Ou seja, o efeito da pré-carga sobre as cordas e a fase de arrefecimento não tem efeitos significativos sobre a capacidade de carga residual das juntas em T. Os resultados das simulações numéricas estão em boa concordância com os resultados experimentais. Isto ilustra que o corrente modelo de elementos finitos é estabelecido de forma correta e é adequado para análise de juntas T tubulares em aço após exposição ao fogo. A análise paramétrica demonstra que a resistência residual da junta T pode ser melhorada de forma significativa com o aumento do diâmetro do montante (relação β) e a espessura da parede da corda (relação γ), ao alterar a espessura da parede da corda tem efeitos limitados (Jin *et al.*, 2010).

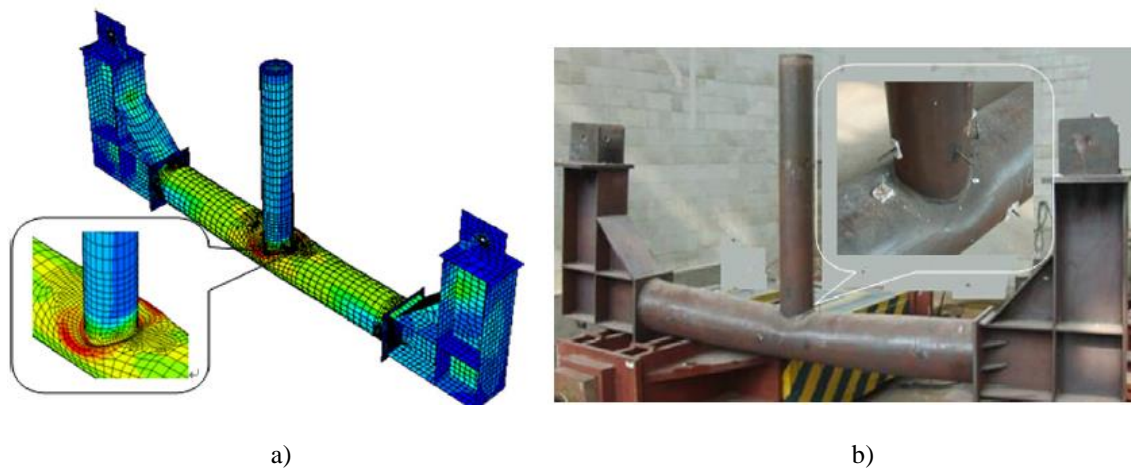


Figura 2.4 - Comportamento pós - fogo de junta em T: a) Modo de rotura no modelo de elementos finitos; b) Modo de rotura do modelo real (Jin *et al.*, 2010).

O dimensionamento de juntas em aço tubular inoxidável enformado a frio, a temperaturas elevadas estudado por (Feng e Young, 2011) apresenta uma análise de elementos finitos e de juntas T, X e X com pré-carga na corda. A não linearidade do material de juntas de aço inoxidável tubular, foi tida em consideração nos modelos de elementos finitos. A temperaturas elevadas os resultados numéricos mostraram que as regras de dimensionamento especificados no CIDECT, EC 3 parte 1.8 e outras normas, são geralmente bastante conservativas para juntas T e X em aço inoxidável tubular, estas colapsaram por rotura da parede lateral da corda e por combinação da rotura da parede lateral da corda e da sua face a temperaturas elevadas. No entanto, são

geralmente não conservativos para juntas T e X de aço inoxidável tubular sujeitas a rotura da face da corda a elevadas temperaturas (Feng e Young, 2011).

(Yu *et al*, 2011), elaboraram mais um estudo experimental, relacionado com o primeiro que aqui foi apresentado, sobre o comportamento mecânico de uma junta em T de aço em situação de incêndio sujeita a impacto e as principais conclusões a retirar são: Apesar de a tensão de cedência e o módulo de elasticidade do aço a temperaturas elevadas, terem sido reduzidos, a junta em T sem qualquer revestimento à prova de fogo manteve seu desempenho mecânico consideravelmente bom a uma temperatura muito elevada. As propriedades do aço são fortalecidas pela carga de impacto. O modo de rotura da junta T a temperaturas elevadas, após o impacto, corresponde à encurvadura local da parede da corda, que é o mesmo que o modo de rotura observado a temperaturas elevadas, sem qualquer efeito de impacto. O ensaio mostrou que a região da junta é fraca em condições de fogo quer a carga de impacto seja aplicada ou não. Devido às propriedades dos materiais, as estruturas de aço, inevitavelmente, exibem um comportamento mecânico complexo quando explosão e incêndio ocorrem em conjunto. Mais análises experimentais e numéricas precisam ser realizadas para investigar o comportamento mecânico de juntas em T de aço tubular em situação de incêndio.

(Ozyurt e Wang, 2013) apresentam os resultados de um breve estudo paramétrico sobre a capacidade última de juntas tubulares soldadas em aço a temperaturas elevadas. Foram validados pela primeira vez Simulações de Elementos Finitos (FE) com carregamentos axiais em juntas em T e K com espaçamento a diferentes temperaturas elevadas contra os resultados dos testes disponíveis. O efeito de diferentes tipos comuns e de condições de carga na capacidade de carga última das juntas tubulares soldadas a temperaturas elevadas, foi realizado para comparar com o fator de redução para a tensão de cedência eficaz de aço com base na EN-1993-1-2 (CEN, 2005a). Verificou-se que para juntas em T CHS sob carga de compressão na diagonal/montante, apenas mudando tensão de cedência do aço a temperatura ambiente para temperatura elevada do aço sobestima a capacidade de carga máxima das juntas de transporte. Mas esta abordagem produziu resultados precisos para os dois tipos de junta com o membro diagonal sob carga de tração axial. Para juntas em T com a diagonal em compressão, o efeito de deformação da corda deve ser considerada. Isto pode ser feito através da introdução de um fator de redução adicional a ter em conta a redução acentuada do módulo de elasticidade do aço,

comparada com a redução da tensão de cedência do aço, a temperaturas elevadas (Ozyurt e Wang, 2013).

(Cheng *et al.*, 2013) apresentam um caso de estudo sobre o comportamento de uma junta em T comprimida com elementos CHS, em situação de incêndio, comparando um ensaio experimental com uma modelação elaborado num software diferente, o ABAQUS, as conclusões a retirar são:

- O modo de rotura geral de juntas em T CHS, para uma diagonal que está sob certa compressão, aquecido localmente em forno de aquecimento elétrico, é a rotura plástica da face da corda em torno da interseção corda/diagonal. O processo de rotura consiste em três fases. Na primeira fase, os deslocamentos de coroa e sela diminuem com o aumento da temperatura devido à expansão do aço. Na segunda fase, os deslocamentos aumentam gradualmente por causa da degradação do aço a uma temperatura elevada. Na fase final, os deslocamentos aumentam significativamente quando a temperatura atinge um determinado valor elevado.
- Os modelos FE construídos pelo software de elementos finitos ABAQUS podem simular o processo de rotura de juntas em T tubulares em situação de incêndio com sucesso. Da comparação das curvas deslocamentos-temperatura a partir dos resultados experimentais e FE, os modelos FE provam ser precisos e confiáveis, e os modelos verificados podem ser usados no estudo paramétrico numérico preliminar.
- Pode-se concluir a partir do estudo paramétrico numérico preliminar de que a razão de carregamento n , e a razão de diâmetro β afeta bastante a resistência de juntas em T CHS ao fogo. Relação diâmetro/espessura, γ , e relação comprimento/diâmetro, α , tem uma influência relativamente fraca na resistência ao fogo dessas mesmas juntas. Com o aumento de β e γ , o desempenho das juntas aumenta também. No entanto, o desempenho diminui com o aumento do n e do α .
- A força de reação causada pela expansão da corda com as restrições fixas não pode ser ignorada, devido ao seu elevado valor. A variação da força de reação com o aumento da temperatura pode-se concluir que três etapas. Na primeira etapa, a força de reação aumenta com o aumento da temperatura e chega ao seu valor máximo antes de a junta chega a 100 ° C. Na segunda etapa, a força de

reação diminui gradualmente devido à degradação de aço a uma temperatura elevada. Na etapa final, a força muda de reação de compressão à tração, e a corda é como uma catenária. Além disso, o valor máximo da força de reação diminui com o aumento da carga aplicada (Cheng *et al.*, 2013).

Capítulo 3

Projeto de Juntas Com Perfis Tubulares

3 Projeto de Juntas com Perfis Tubulares

3.1 Considerações gerais

3.2 Dimensionamento de juntas em T

3.2.1 Projeto

3.2.2 Modos de rotura para juntas de perfis tubulares

3.2.3 Juntas soldadas entre elementos de secção tubular circular CHS

3.2.4 Classe das secções em compressão

3.2.5 Juntas planas

3.2.6 Esforços normais resistentes de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS

3.2.7 Resistência a flexão de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS

3.2.8 Resistência a esforço axial mais momentos fletores de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS

3.3 Exemplo prático

3.3.1 Verificação da ligação segundo a sua classificação

3.3.2 Verificação da classe dos perfis

3.3.3 Verificação dos domínios de validade da tabela 3.2

3.3.4 Tração/Compressão à temperatura ambiente e em situação de incêndio

3.3.5 Momento no plano

3.3.6 Momento fora do plano

3 PROJETO DE JUNTAS COM PERFIS TUBULARES

3.1 Considerações gerais

Este capítulo é dedicado ao dimensionamento de juntas que usualmente são utilizadas na construção com perfis tubulares ocios.

O dimensionamento das ligações/juntas referidas anteriormente entre perfis tubulares está sujeita a vários condicionantes.

Desde o nível de verificação dos perfis metálicos que constituem a ligação, normas de produto (EN 10210-1), de execução (EN1090-1/2-2009), à geometria da mesma.

Será também apresentado um estudo detalhado de uma junta soldada em T, particularidade da junta em Y, em que $\theta_i=90^\circ$, com elementos construtivos, corda e diagonal/montante, de secção tubular circular CHS.

3.2 Dimensionamento de juntas em T

3.2.1 Projeto

Os valores de cálculo, em estado limite último, dos esforços normais, quer nos elementos diagonais quer nas cordas, não devem exceder os valores de cálculo da resistência dos elementos, determinados com base na EN 1993 -1-1 (CEN,2010a).

Os valores de cálculo, em estado limite último, dos esforços normais nos elementos diagonais também não devem exceder os valores de cálculo da resistência das juntas indicados em 7.4, 7.5, 7.6 ou 7.7 do EC 3, conforme apropriado (CEN,2010a).

As tensões $\sigma_{0,Ed}$ ou $\sigma_{p,Ed}$ numa corda, na secção da ligação, deverão ser determinadas a partir das equações 3.1, 3.2 e 3.3:

$$\sigma_{0,Ed} = \frac{N_{0,Ed}}{A_0} + \frac{M_{0,Ed}}{W_{el,0}} \quad (3.1)$$

$$\sigma_{p,Ed} = \frac{N_{p,Ed}}{A_0} + \frac{M_{0,Ed}}{W_{el,0}} \quad (3.2)$$

em que:


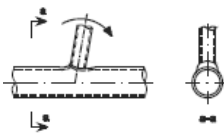
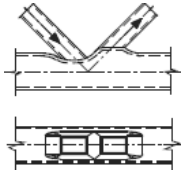
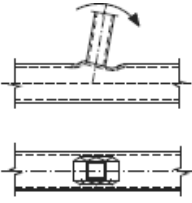
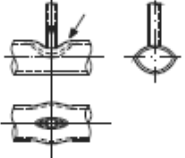
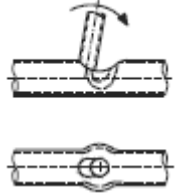
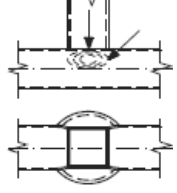
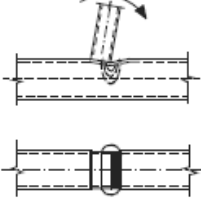
$$N_{p,Ed} = N_{0,Ed} - \sum_{i>0} N_{i,Ed} \cos \theta_i \quad (3.3)$$

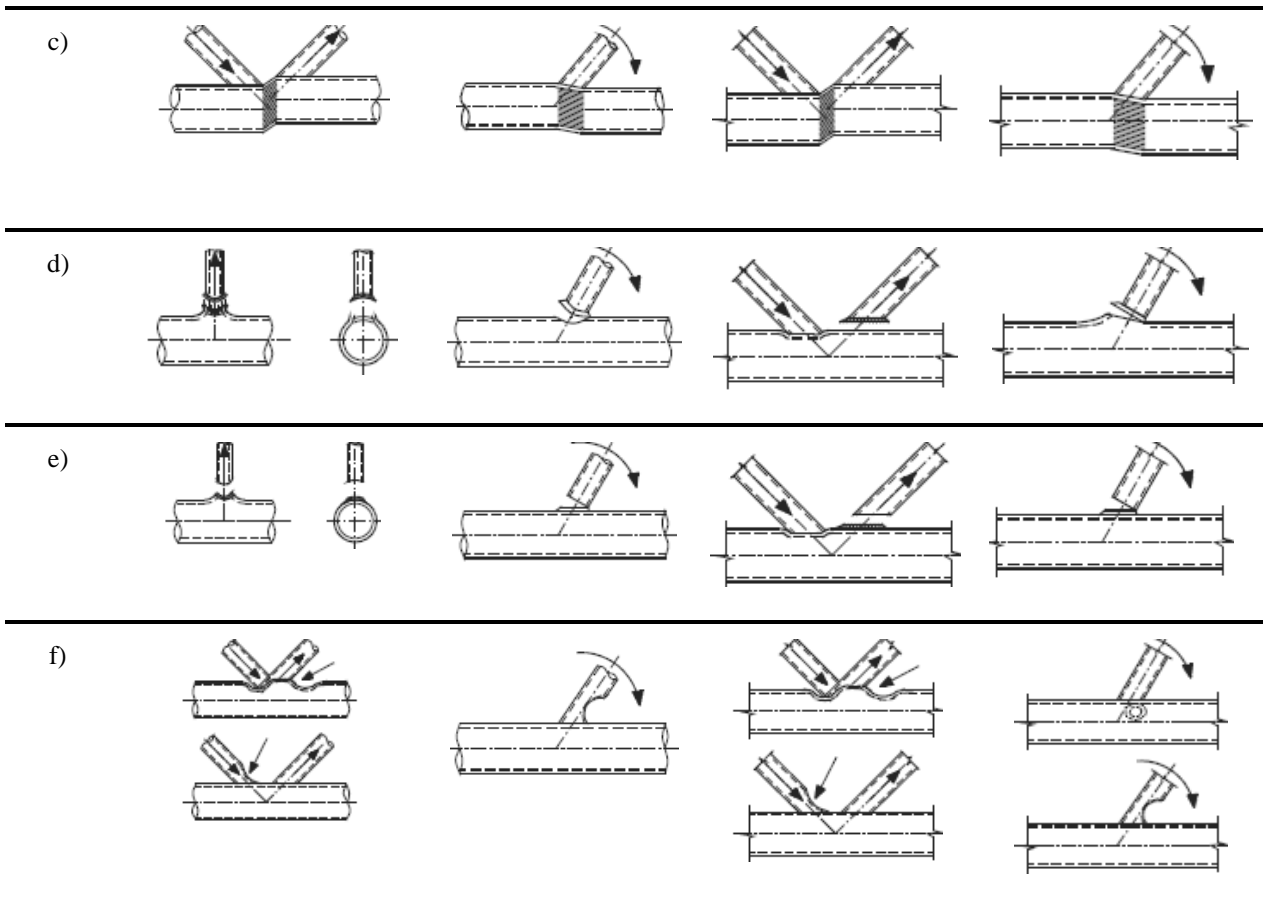
3.2.2 Modos de rotura para juntas de perfis tubulares

Os modos de rotura mais frequentes em juntas de perfis tubulares, ver esquemas tabela 3.1, segundo o EC 3 parte 1-8 são os seguintes (CEN, 2010a):

- a) **Rotura da face da corda** (rotura por plastificação da face da corda) ou plastificação da corda (rotura por plastificação da secção transversal da corda).
- b) **Rotura da parede lateral da corda** (ou **rotura da alma da corda**) por plastificação, esmagamento ou instabilidade (enrugamento ou encurvadura da parede lateral da corda ou da alma da corda) sob o elemento diagonal comprimido.
- c) **Rotura por corte da corda.**
- d) **Rotura por punçoamento** de uma parede da corda de secção tubular (início de fissuração conduzindo à separação entre os elementos diagonais e a corda).
- e) **Rotura do elemento diagonal** com largura efetiva reduzida (fissuração nas soldaduras ou nos elementos diagonais).
- f) **Rotura por encurvadura local** de um elemento diagonal ou de uma corda de secção tubular no local da junta.

Tabela 3.1 - Modos de rotura para juntas entre elementos CHS e entre elementos RHS (Cordas e Diagonais) (CEN, 2010a).

Modo	CHS (Secção oca circular)		RHS (Secção oca retangular/quadrangular)	
	Esforços normais	Momento fletor	Esforços normais	Momento fletor
a)				
b)				



3.2.3 Juntas soldadas entre elementos de secção tubular circular CHS

Neste trabalho apenas serão abordadas em detalhe juntas entre elementos de secção tubular circular CHS, mais propriamente uma junta em T, soldada.

O elemento de solda não será objetivo, apenas a sua geometria, devido à sua impossibilidade de modelação no programa de elementos finitos. Será estudada a resistência da geometria da junta, o dimensionamento do cordão de soldadura ficará para trabalhos posteriores que poderão ser elaborados.

Desde que a geometria das juntas esteja dentro do domínio de validade indicado na tabela 3.2, os valores de cálculo da resistência das juntas soldadas entre elementos de secção circular poderão ser determinados a partir das tabelas 3.4 e 3.5 (CEN, 2010a).

Para juntas que respeitem o domínio de validade indicado na tabela, só é necessário considerar a rotura da face da corda ou a rotura por punçoamento. O valor de cálculo de resistência de uma ligação deverá ser considerado igual ao mínimo dos valores obtidos por estes dois critérios (CEN, 2010a).

Para juntas que não respeitem o domínio de validade indicado na tabela 3.2, deverão ser considerados todos os modos de rotura fornecidos na tabela 3.1. Além disso, deverão ser tidos em conta os momentos fletores secundários nas juntas devido à sua rigidez de torção (CEN, 2010a).

Tabela 3.2- Domínio de validade para juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS.

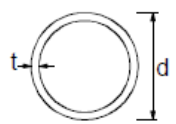
Junta em T		Domínios
Relação entre diâmetros		$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0$
Cordas	tensão	$10 \leq d_0/t_0 \leq 50$
	compressão	Classe 1 ou 2 e $10 \leq d_0/t_0 \leq 50$
Diagonais	tensão	$d_i/t_i \leq 50$
	compressão	Classe 1 ou 2

3.2.4 Classe das secções em compressão

Entre as condições de validade mencionadas anteriormente, existe o cuidado de quando temos elementos em compressão, que é o caso do exemplo que irá ser apresentado mais à frente, verificar a classe dos mesmos.

Na tabela 3.3 é possível determinar a classe dos perfis tubulares e daí partir para um correto dimensionamento.

Tabela 3.3- Classe dos elementos de secções tubulares.

Secções tubulares						
						
Classe	Secção em flexão e/ou compressão					
1	$d / t \leq 50\epsilon^2$					
2	$d / t \leq 70\epsilon^2$					
3	$d / t \leq 90\epsilon^2$					
<i>NOTA: Para $d / t > 90\epsilon^2$ ver a EN 1993-1-6.</i>						
$\epsilon = \sqrt{235 / f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ϵ	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
	ϵ^2	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

3.2.5 Juntas planas

Nas ligações de elementos diagonais solicitadas unicamente por esforços normais, o valor de cálculo do esforço normal, $N_{i,Ed}$, não deve exceder o valor de cálculo do esforço normal resistente da junta soldada, $N_{i,Rd}$, obtido na tabela 3.4 (CEN, 2010a).

As ligações de elementos diagonais solicitados por uma combinação de esforço normal e de momentos flectores deverão satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \left[\frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} \right]^2 + \frac{|M_{op,i,Ed}|}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.4)$$

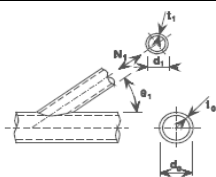
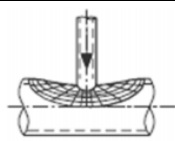
3.2.6 Esforços normais resistentes de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS

Neste subcapítulo será feita uma apresentação dos esforços normais (tração e compressão), de juntas em T, necessários para o cálculo, no exemplo, que será apresentado mais à frente. Existem muitos mais tipos de juntas, tais como foram referidos anteriormente, mas que não serão objeto deste trabalho

Como foi referido anteriormente se a junta se encontrar no domínio de validade da tabela 3.2, apenas é necessário verificar dois tipos de rotura, da face da corda e por punçoamento.

Tabela 3.4 - Esforços normais resistentes de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS (CEN, 2010a).

Rotura da face da corda - Junta em T com esforço axial



$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} K_p f_{y0} t_0^2}{\text{sen } \theta_1} (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5}$$

Rotura por punçoamento – Junta em T com esforço axial (Quando $d_i \leq d_0 - 2t_0$)

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} * t_0 * \pi * d_i * \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i^2} / \gamma_{M5}$$

Coefficiente k_p

Para $n_p > 0$ (compressão): $K_p = 1 - 0,3 n_p (1 + n_p)$ mas $k_p \leq 1,0$

Para $n_p < 0$ (tracção): $K_p = 1$

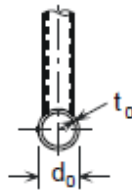
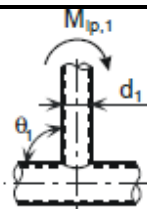
3.2.7 Resistência a flexão de juntas soldadas entre elementos diagonais e cordas CHS

O valor de cálculo do momento fletor, $M_{i,Ed}$, poderá ser considerado igual ao valor ao nível da intersecção do eixo do elemento diagonal com a face da corda.

A tabela 3.5 apresenta os valores de cálculo da resistência à flexão de juntas soldadas entre elementos diagonais e cordas CHS.

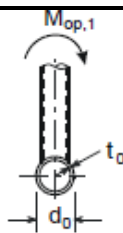
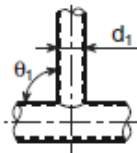
Tabela 3.5 – Momento resistente no plano e fora do plano de uma junta em T (CEN, 2010a).

Rotura da face da corda – Junta em T com momento no plano



$$M_{ip,1,Rd} = 4,85 \frac{f_{y0} * t_0^2 * d_1}{\sin \theta_1} * \sqrt{\gamma} * \beta * k_p / \gamma_{M5}$$

Rotura da face da corda – Junta em T com momento fora do plano



$$M_{op,1,Rd} = \frac{f_{y0} * t_0^2 * d_1}{\sin \theta_1} * \frac{2,7}{1 - 0,81 * \beta} * K_p / \gamma_{M5}$$

Rotura por punçoamento – junta em T

Quando $d_i \leq d_0 - 2t_0$:

$$M_{ip,1,Rd} = \frac{f_{y0} * t_0 * d_1^2}{\sqrt{3}} * \frac{1 + 3 \sin \theta_1}{4 * \sin \theta_1^2} / \gamma_{M5}$$

$$M_{op,1,Rd} = \frac{f_{y0} * t_0 * d_1^2}{\sqrt{3}} * \frac{3 + \sin \theta_1}{4 * \sin \theta_1^2} / \gamma_{M5}$$

Coeficiente k_p

Para $n_p > 0$ (compressão): $K_p = 1 - 0,3 n_p (1 + n_p)$ mas $k_p \leq 1,0$

Para $n_p < 0$ (tração): $K_p = 1$

3.2.8 Resistência a esforço axial mais momentos fletores de juntas soldadas entre elementos diagonais e cordas CHS

A resistência a este tipo de esforços conjugados é apenas apresentada aqui de uma forma teórica, no capítulo 4 é que se pode fazer uma comparação com os modelos de elementos finitos, em que como esforços atuantes são os esforços últimos fornecidos pelo modelo, e os resistentes os que são calculados aqui pelo EC3.

A fórmula a aplicar é a equação 3.5, aplicada para juntas planas sujeita a esforço axial e momentos no plano e fora do plano.

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \left[\frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} \right]^2 + \frac{|M_{op,i,Ed}|}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.5)$$

Futuramente serão comparados os resultados, este estudo merece especial atenção porque na estrutura reticulada é muito provável que estes tipos de esforços possam existir simultaneamente.

3.3 Exemplo prático

Como o modelo em estudo respeita o domínio de validade da tabela 3.2, apenas será necessário considerar dois tipos de rotura: A rotura da face da corda ou caso $d_i \leq d_0 - 2t_0$ que é o caso deste exemplo também será necessário verificar a rotura por punçoamento.

Se não forem verificadas as condições da tabela 3.2 deverão ser considerados todos os modos de rotura indicados no quadro acima apresentado e além disso deverão ser tidos em conta os momentos secundários nas juntas devidos à sua rigidez de rotação (CEN, 2010a).

3.3.1 Verificação da ligação segundo a classificação

Neste tópico são apresentados os esforços resistentes últimos da junta em T a partir do EC3 comparando posteriormente os resultados com o modelo de elementos finitos. Serão analisados esforços normais (tração e compressão), momentos no plano e fora do plano e situações em que representam melhor a realidade, com os esforços todos a atuar em simultâneo. A partir do EC 3 foram calculadas as resistências da junta, sujeita a um esforço axial de tração, foram considerados os dois tipos de roturas possíveis. Foram escolhidos dois perfis de uma tabela de fornecedor e foi feito o cálculo.

Seguidamente é apresentada a fórmula para juntas planas apenas com esforço axial.

Neste caso apenas será verificada a segurança ao esforço normal na junta, representado na equação (3.6).

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.6)$$

Características do modelo:

Junta em T entre perfis CHS com chapas nas extremidades.

Segundo o EC 3.

Tipo de material dos perfis e da junta:

- Tubo estrutural laminado a quente redondo
- Norma dimensional – EN 10210-1
- Material S355 J2 H
- f_y -355 Mpa
- f_u -490 Mpa

A figura 3.1 indica a nomenclatura aplicada ao tubo estrutural, e o esquema da junta.

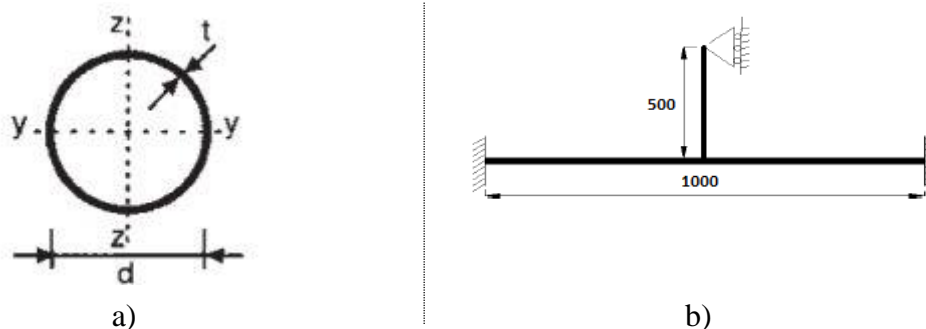


Figura 3.1 – Junta em T: a) Eixos principais do tubo estrutural e localização do diâmetro e espessura; b) Esquema da junta (Unidades em mm).

A tabela 3.6 apresenta as propriedades geométricas dos tubos que compõem a junta.

Tabela 3.6 – Propriedades geométricas da diagonal e da corda.

Nome	d (mm)	t (mm)	M (Kg/m)	A (cm ²)	L (cm)	i (cm)	W _{el} (cm ³)	W _{pl} (cm ³)	I (cm ⁴)
Diagonal	76,1	3,2	5,75	7,33	50	2,58	12,82	17,02	48,78
Corda	88,9	3,2	6,76	8,62	100	3,03	17,82	23,51	79,21

Na tabela 3.7 verifica-se as relações geométricas da junta em T com os perfis acima indicados e na tabela 3.8 os dados necessários para a aplicação das fórmulas que surgem do EC3. Nesta tabela, 3.8, existe um fator denominado k_p , que depende do n_p , fator mencionado acima nas tabelas anteriores que é resultado da relação da tensão de compressão máxima a que está sujeita a corda na secção da junta, $\sigma_{p,Ed}$. O n_p é sempre inferior a zero no caso de juntas em T devido à posição da diagonal/montante, não existem tensões de compressão e o momento fletor produzido induz em tensões negativas que depois divididas pela tensão de cedência do aço, traduz-se num valor de n_p inferior a zero.

Tabela 3.7 – Relações geométricas da junta em T.

β	γ	τ	θ (°)	α (2* l_0/d_0)	d_0/t_0	d_i/t_i
0,86	13,89	1,00	90,00	22,50	27,78	23,78

Tabela 3.8 – Dados necessários para a verificação da resistência.

γ	k_p	f_{y0} (Mpa)	t_0 (mm)	θ_1 (°)	β	γ_{M5}
13,89	1,00	355,00	3,20	90,00	0,86	1,00

3.3.2 Verificação da classe dos perfis

Na tabela 3.9 demonstra-se o processo de cálculo para determinar a classe dos perfis, verificando que são os dois de classe 1, o que permite elaborar os cálculos em segurança sem fazer verificações a situações de instabilidade devido à secção dos perfis.

Tabela 3.9 – Classes dos perfis que compõem a junta em T.

	d (mm)	t (mm)	ε	ε^2	$50 \varepsilon^2$	$\frac{d}{t}$	$\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2$
Corda	88,9	3,2	0,81	0,66	33,1	27,78	Classe 1
Diagonal	76,1	3,2	0,81	0,66	33,1	23,78	Classe 1

3.3.3 Verificação dos domínios de validade da tabela 3.2

Para que a apenas sejam necessários verificar os modos de rotura da face da corda, é necessário que a corda e a diagonal, montante da junta verifique os domínios de validade apresentados na tabela 3.2, na tabela 3.10 são apresentados esses resultados com a verificação final.

Tabela 3.10 – Verificação do domínio de validade para junta soldada em T entre elementos diagonais e cordas CHS.

Junta em T		Domínios	Resultados	Verificação
Relação entre diâmetros		$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0$	0,86	Verifica
Cordas	tensão	$10 \leq d_0/t_0 \leq 50$	27,78	Verifica
	compressão	Classe 1 ou 2 e $10 \leq d_0/t_0 \leq 50$	Classe 1 27,78	Verifica
Diagonais	tensão	$d_i/t_i \leq 50$	23,78	Verifica
	compressão	Classe 1 ou 2	Classe 1	Verifica

3.3.4 Tração/Compressão à temperatura ambiente e em situação de incêndio

Depois das verificações anteriores, classe dos perfis e domínios de validade da junta, é possível calcular a resistência da junta, sabendo que como se encontra dentro dos domínios de validade, apenas é necessário considerar a rotura da face da corda e uma possível rotura por punçoamento.

Temperatura Ambiente

- Rotura da face da corda:

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} K_p f_{y0} t_0^2}{\text{sen } \theta_1} (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5} \quad (3.7)$$

$$N_{1,Rd} = \frac{13,89^{0,2} * 1 * 355 * 3,2^2}{\text{sen } 90} (2,8 + 14,2 * 0,86^2) / 1,00$$

$$N_{1,Rd} = 81249,48 \text{ N} = 81,25 \text{ KN}$$

- Rotura por punçoamento (Quando $d_i \leq d_0 - 2t_0$):

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} * t_0 * \pi * d_i * \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i^2} / \gamma_{M5} \quad (3.8)$$

$$N_{1,Rd} = \frac{355}{\sqrt{3}} * 3,2 * \pi * 76,1 * \frac{1 + \sin 90}{2 \sin 90^2} / 1,00$$

$$N_{1,Rd} = 156802,23 \text{ N} = 156,80 \text{ KN}$$

$$N_{1,Rd} = \min(81,25; 156,80)$$

$$N_{1,Rd} = 81,25 \text{ KN}$$

Neste caso a rotura pela face da corda é a que se prevê acontecer, visto que segundo o EC3, o valor de cálculo da resistência de uma ligação deverá ser considerado igual ao mínimo dos valores obtidos por estes dois critérios, uma situação de punçoamento poderia ocorrer se o montante tivesse um diâmetro e espessura de parede inferior ao apresentado.

Em situação de incêndio, junta tracionada/comprimida.

Será feita a verificação ao fogo da junta a duas temperaturas, $\theta_1=500^\circ \text{ C}$ e $\theta_2=600^\circ \text{ C}$.

Junta em tração/compressão a $\theta_1=500^\circ$ C

- Calculo da tensão de cedência efetiva, $f_{y,\theta}$:

$$f_{y,\theta} = k_{y,\theta} * f_{y0} \quad (3.9)$$

$$f_{y,\theta} = 0,780 * 355$$

$$f_{y,\theta} = 276,9 \text{ Mpa}$$

- Rotura da face da corda:

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} K_p f_{y,\theta} t_0^2}{\text{sen } \theta_1} (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5} \quad (3.10)$$

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = \frac{13,89^{0,2} * 1 * 276,9 * 3,2^2}{\text{sen } 90^\circ} (2,8 + 14,2 * 0,86^2) / 1,00$$

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = 63374,59N = 63,37 \text{ KN}$$

- Rotura por punçoamento (Quando $d_i \leq d_0 - 2t_0$):

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = \frac{f_{y,\theta}}{\sqrt{3}} * t_0 * \pi * d_i * \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i^2} / \gamma_{M5} \quad (3.11)$$

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = \frac{276,9}{\sqrt{3}} * 3,2 * \pi * 76,1 * \frac{1 + \sin 90}{2 \sin 90^2} / 1,00$$

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = 122305,739 \text{ N} = 122,31 \text{ KN}$$

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = \min(63,37; 122,31)$$

$$N_{1,fi,\theta_1,Rd} = 63,37 \text{ KN}$$

Novamente aqui o tipo de rotura é a rotura da face da corda, apresentando um valor mais baixo de resistência em relação ao punçoamento.

Junta em tração/compressão a $\theta_2=600^\circ$ C

- Calculo da tensão de cedência efetiva, $f_{y,\theta}$:

$$f_{y,\theta} = k_{y,\theta} * f_{y0} \quad (3.12)$$

$$f_{y,\theta} = 0,470 * 355$$

$$f_{y,\theta} = 166,85 \text{ Mpa}$$

- Rotura da face da corda:

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = \frac{\gamma^{0,2} K_p f_{y,\theta} t_0^2}{\text{sen } \theta_1} (2,8 + 14,2 \beta^2) / \gamma_{M5} \quad (3.13)$$

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = \frac{13,89^{0,2} * 1 * 166,85 * 3,2^2}{\text{sen } 90^\circ} (2,8 + 14,2 * 0,86^2) / 1,00$$

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = 38187,25N = 38,19 \text{ KN}$$

- Rotura por punção (Quando $d_i \leq d_0 - 2t_0$):

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = \frac{f_{y,\theta}}{\sqrt{3}} * t_0 * \pi * d_i * \frac{1 + \sin \theta_i}{2 \sin \theta_i^2} / \gamma_{M5} \quad (3.14)$$

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = \frac{166,85}{\sqrt{3}} * 3,2 * \pi * 76,1 * \frac{1 + \sin 90}{2 \sin 90^2} / 1,00$$

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = 73697,0479N = 73,70 \text{ KN}$$

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = \min(38,19; 73,70)$$

$$N_{1,fi,\theta_2,Rd} = 38,19 \text{ KN}$$

A partir do EC3, a junta com um aumento da temperatura tem uma significativa redução de resistência, como era de prever devido ao fator de redução que é aplicado à tensão de cedência. Quanto ao comportamento em termos de tipo de rotura, esta é sempre do mesmo género, rotura da face da corda, na figura 3.2 observa-se esse tipo de rotura.

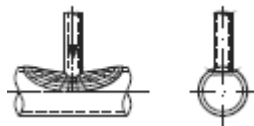


Figura 3.2 – Junta em T com rotura da face da corda.

3.3.5 Momento no plano

Valor de cálculo da resistência à flexão de juntas soldadas entre elementos diagonais CHS e cordas CHS.

Temperatura Ambiente

- Rotura da face da corda:

$$M_{ip,1,Rd} = 4,85 \frac{f_{y0} * t_0^2 * d_1}{\sin \theta_1} * \sqrt{\gamma} * \beta * k_p / \gamma_{M5} \quad (3.15)$$

$$M_{ip,1,Rd} = 4,85 \frac{355 * 3,2^2 * 76,1}{\sin 90^0} * \sqrt{13,89} * 0,86 * 1/1$$

$$M_{ip,1,Rd} = 4,30 * 10^6 \text{ N. mm} = 4,3 \text{ KN. m}$$

- Rotura por punçoamento:

$$M_{ip,1,Rd} = \frac{f_{y0} * t_0 * d_1^2}{\sqrt{3}} * \frac{1+3 \sin \theta_1}{4 * \sin \theta_1^2} / \gamma_{M5} \quad (3.16)$$

$$M_{ip,1,Rd} = \frac{355 * 3,2 * 76,1^2}{\sqrt{3}} * \frac{1 + 3 \sin 90^0}{4 * \sin^2 90^0} / 1$$

$$M_{ip,1,Rd} = 3,80 * 10^6 \text{ N. mm} = 3,8 \text{ KN. m}$$

$$M_{ip,1,Rd} = \min(4,3; 3,8)$$

$$M_{ip,1,Rd} = 3,8 \text{ KN. m}$$

Neste caso, o valor da resistência mais baixo, é o que apresenta a rotura por punçoamento.

Em situação de incêndio, momento no plano

Será feita a verificação ao fogo da junta a duas temperaturas, $\theta_1=500^\circ \text{ C}$ e $\theta_2=600^\circ \text{ C}$, nestes cálculos, opta-se por aplicar o coeficiente de redução multiplicando pela resistência da junta à temperatura ambiente, sendo o resultado idêntico.

Junta com momento no plano a $\theta_1 = 500^\circ \text{ C}$

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = k_{y,\theta} * M_{ip,1,Rd} \quad (3.17)$$

- Face da corda:

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = 0,78 * 4,3$$

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = 3,354 \text{ KN. m}$$

- Punçamento:

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = 0,78 * 3,8$$

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = 2,964 \text{ KN. m}$$

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = \min(3,354; 2,964)$$

$$M_{ip,1,\theta_1,Rd} = 2,964 \text{ KN. m}$$

Junta com momento no plano a $\theta_2 = 600^\circ\text{C}$

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = k_{y,\theta} * M_{ip,1,Rd} \quad (3.18)$$

- Face da corda

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = 0,47 * 4,3$$

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = 2,021 \text{ KN. m}$$

- Punçamento

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = 0,47 * 3,8$$

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = 1,786 \text{ KN. m}$$

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = \min(2,021; 1,786)$$

$$M_{ip,1,\theta_2,Rd} = 1,786 \text{ KN. m}$$

Com o aumento da temperatura, o comportamento da junta com momento no plano, continua a ser mesmo, apresentando em todas as situações a rotura por punçamento, na figura 3.3 pode-se ver como acontece este tipo de rotura.

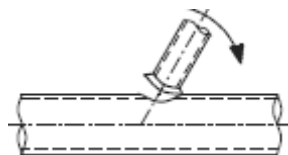


Figura 3.3 – Junta em T com rotura por punçamento

3.3.6 Momento fora do plano

Valor de cálculo da resistência à flexão de juntas soldadas entre elementos diagonais e cordas CHS.

Temperatura Ambiente

- Rotura da face da corda

$$M_{op,1,Rd} = \frac{f_{y0} * t_0^2 * d_1}{\sin \theta_1} * \frac{2,7}{1 - 0,81 * \beta} * K_p / \gamma_{M5} \quad (3.19)$$

$$M_{op,1,Rd} = \frac{355 * 3,2^2 * 76,1}{\sin 90^0} * \frac{2,7}{1 - 0,81 * 0,86} * 1/1$$

$$M_{op,1,Rd} = 2,46 * 10^6 \text{ N. mm} = 2,46 \text{ KN. m}$$

- Rotura por punçoamento

$$M_{op,1,Rd} = \frac{f_{y0} * t_0 * d_1^2}{\sqrt{3}} * \frac{3 + \sin \theta_1}{4 * \sin^2 \theta_1} / \gamma_{M5} \quad (3.20)$$

$$M_{op,1,Rd} = \frac{355 * 3,2 * 76,1^2}{\sqrt{3}} * \frac{3 + \sin 90^0}{4 * \sin^2 90^0} / 1$$

$$M_{op,1,Rd} = 3,80 * 10^6 \text{ N. mm} = 3,8 \text{ KN. m}$$

$$M_{op,1,Rd} = \min(2,46; 3,8)$$

$$M_{op,1,Rd} = 2,46 \text{ KN. m}$$

Neste caso, a rotura é pela face da corda.

Em situação de incêndio, momento fora do plano

Junta com momento fora do plano a $\theta_1 = 500^\circ\text{C}$

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = k_{y,\theta} * M_{op,1,Rd} \quad (3.21)$$

- Face da corda

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = 0,78 * 2,46$$

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = 1,92 \text{ KN. m}$$

- Punçoamento

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = 0,78 * 3,8$$

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = 2,964 \text{ KN. m}$$

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = \min(1,92; 2,964)$$

$$M_{op,1,\theta_1,Rd} = 1,92 \text{ KN. m}$$

Junta com momento fora do plano a $\theta_2 = 600^\circ\text{C}$

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = k_{y,\theta} * M_{op,1,Rd} \quad (3.22)$$

- Face da corda

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = 0,47 * 2,46$$

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = 1,16 \text{ KN. m}$$

- Punçoamento

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = 0,47 * 3,8$$

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = 1,786 \text{ KN. m}$$

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = \min(1,16; 1,786)$$

$$M_{op,1,\theta_2,Rd} = 1,16 \text{ KN. m}$$

Com o aumento da temperatura, o comportamento da junta com momento fora do plano, continua a ser mesmo, apresentando em todas as situações a rotura da face da corda na figura 3.4 pode-se ver como acontece este tipo de rotura.

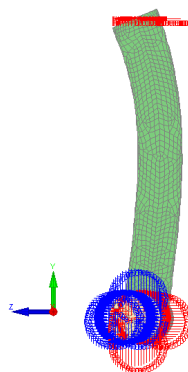


Figura 3.4 – Junta em T com rotura por face da corda

Capítulo 4

Análise Numérica e Discussão de Resultados

4 Análise Numérica e Discussão de resultados

4.1 Considerações gerais

4.2 Programa SAFIR

Considerações gerais

Método dos elementos finitos

Elementos finitos de casca

Descrição geral do programa SAFIR

4.3 Modelação

4.3.1 Considerações gerais

4.3.2 Descrição do trabalho desenvolvido para o funcionamento da junta em T

4.4 Resultados numéricos e comparação com o EC3

4.4.1 Tração

4.4.2 Compressão

4.4.3 Momento do plano

4.4.4 Momento fora do plano

4.4.5 Esforço axial com momentos

4 ANÁLISE NUMÉRICA E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1 Considerações gerais

Este capítulo é dedicado à realização de análises numéricas a ligações sendo descritos programas utilizados, a estruturação de como foi feita a análise e apresentação, comparação e discussão de resultados.

Primeiro é feita uma breve apresentação dos programas utilizados para o desenvolvimento do modelo em estudo, junta em T. O Gid 7.2 é utilizado neste trabalho, serviu de base para o desenho da estrutura em 3 dimensões e para a definição da malha de elementos finitos, utilizam-se elementos de casca com quatro lados.

A explicação do elemento finito utilizado, elemento de casca (Shell) o porquê dessa utilização, a malha definida e os seus elementos, é porque é o método mais preciso quando se estuda o comportamento de elementos estruturais de paredes finas. E o modelo em si, as condições de apoio, espessura, diâmetro dos elementos que constituem a estrutura, a utilização de elementos na zona de apoios e aplicação de carga para que não existisse deformação local dos perfis e a colocação de um apoio no topo do elemento de diagonal para evitar possíveis encurvaduras.

Neste estudo não foram tidas em conta imperfeições nem tensões residuais dos materiais, não sendo objetivo, mas importante para análises que possam ser feitas posteriormente.

4.2 Programa SAFIR

Considerações gerais

O uso de programas de cálculo está cada vez mais presente nas áreas de engenharia, sendo um bem necessário para a competitividade que existe hoje em dia no mercado. Não é exceção, a análise estrutural da resistência em situação de incêndio, pode ser realizada com recurso a programas de cálculo, estes com vários graus de complexidade. Podendo ir desde programas com base em métodos simplificados de cálculo, definidos nas normas, eurocódigos, até aos mais complexos com base nos métodos de elementos finitos, fazendo uma análise não linear, incluídos nos métodos avançados de cálculo, igualmente referidos nos eurocódigos (Arrais, 2012).

Atualmente para permitir reprodução de comportamentos estruturais complexos com materiais e geometria não lineares, existem diversos programas de análise de elementos finitos disponíveis para fins de investigação que podem diminuir as excessivas exigências de recursos e tempo de estudos experimentais (Ranawaka e Mahendran, 2010) (Arrais, 2012).

Para a análise numérica deste trabalho, foram utilizados os programas de elementos finitos SAFIR e GiD 7.2 conforme se descreve nos pontos que se seguem.

Método dos elementos finitos (MEF)

O Método dos Elementos Finitos (MEF) surge aplicado às equações diferenciais de equilíbrio ou equações integrais com as respectivas condições de apoio (Prola, 2001). Este método consiste na divisão do domínio da integração em um número finito de pequenas regiões designadas por “elementos finitos” sendo possível a sua utilização com o programa de elementos finitos SAFIR, por exemplo (Arrais, 2012).

Embora seja um método muito interessante, o projetista tem que ter sempre um controlo elevado, e ser muito crítico nos resultados produzidos, porque podem surgir erros desastrosos de projeto e culminar em prejuízos avultados e mesmo perda de vidas.

Na figura 4.1, pode-se observar a junta em T com os vários elementos que a constituem, os elementos que constituem a malha e o seu refinamento, a soldadura, elemento que une os perfis não foi analisada individualmente, não sendo objeto de estudo.

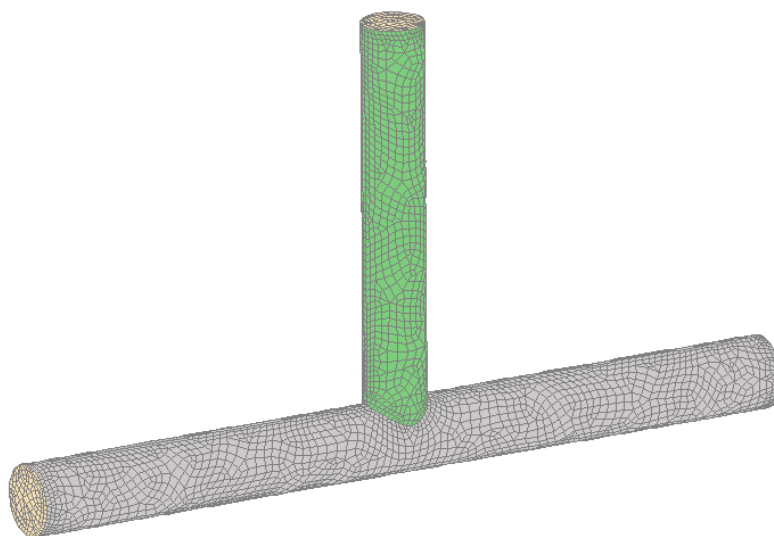


Figura 4.1 – Divisão de uma junta em T, nos vários elementos finitos.

Elemento finito de casca

Para este trabalho foi escolhido o elemento finito de casca, devido a que quando se estuda o comportamento de elementos estruturais de paredes finas, é o método mais preciso. Para modelar os membros de paredes finas, SAFIR, tem-se um elemento de casca baseado na teoria de flexão Kirchhoff (Lopes, 2009).

Elementos Shell são caracterizados pela sua capacidade de combinar um estado de resistência à flexão, e de força axial no meio da superfície (designado como estado de membrana) (Lopes, 2009).

O elemento de casca utilizado pelo programa SAFIR, é constituído por quatro pontos de integração na superfície do elemento, como é visível na figura 4.2. Em cada direção, a integração é feita pelo método de Gauss. O número de camadas, com pontos de integração, na espessura pode ser de um mínimo de dois até um máximo de nove. Tem quatro nós com seis graus de liberdade cada um: três deslocamentos e três rotações (Lopes, 2009).

O elemento de casca do SAFIR está programado para ser utilizada em grandes deslocamentos no estado plano de tensão. Este elemento finito foi primeiro introduzido para análises elásticas de materiais e só depois para análises elástica-plástica em dois materiais, uma para o aço carbono e outra para o betão (Doneux e Franssen, 2003) (Lopes, 2009).

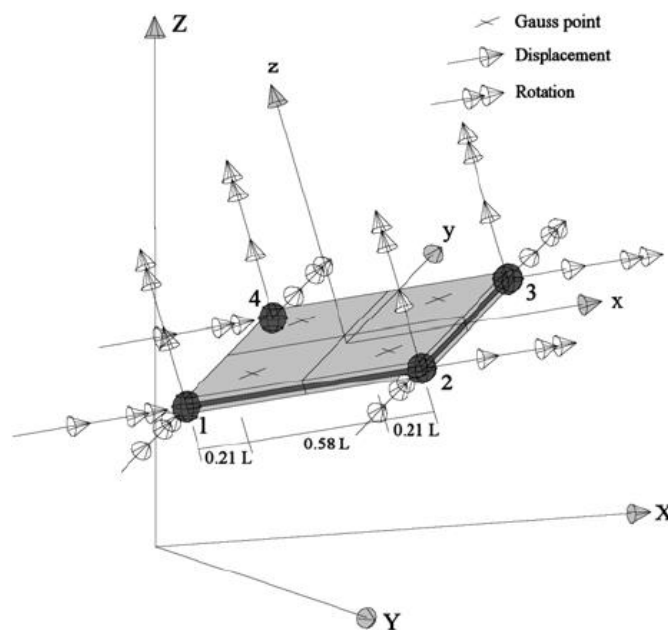


Figura 4.2- Elemento finito de casca (Lopes, 2009).

Descrição geral do programa SAFIR

SAFIR é um programa que pode ser utilizado para uma análise de estruturas à temperatura normal e em cenários de incêndio, baseia-se no método de elementos finitos. Foi desenvolvido na Universidade de Liège, na Bélgica, continuando sempre com novas atualizações, como é um programa de elementos finitos, acomoda vários elementos para diferentes tipos de simulações, procedimentos de cálculo e vários modelos de materiais pré-definidos para incorporar no comportamento (Arrais, 2012).

Este programa realiza internamente uma análise material e geometricamente não-lineares, possuindo dois módulos de cálculo distintos: um para a análise do comportamento térmico e outro para a análise do comportamento mecânico da estrutura. A evolução da temperatura não-uniforme é calculada na secção existente na estrutura (análise térmica). Posteriormente o módulo da mecânica elabora a leitura destas temperaturas e determina o comportamento mecânico da estrutura (análise estrutural) (Arrais, 2012).

Os elementos podem ser elementos 2D, para a análise térmica, elementos sólidos 3D para a análise mecânica, elementos viga, elementos barra e elementos cascas que é o caso deste trabalho.

4.3 Modelação

4.3.1 Considerações gerais

A modelação teve um percurso de melhoramento conforme se foram obtidos resultados, alterando o ficheiro de entrada no SAFIR. Depois de várias tentativas chega-se a um modelo que parece adequado e utiliza-se durante todo o trabalho de modelação.

As propriedades geométricas das secções utilizadas e a resistência das mesmas encontram-se discriminadas nas tabelas 3.6 e 3.8 referidas anteriormente.

4.3.2 Descrição do trabalho desenvolvido para o funcionamento da junta em

T

Através do software GiD 7.2 é desenhada a junta, inserindo os tubos, cilindros ocos, e a interceção entre eles. Estes softwares apenas permitem ligações por contacto, é muito difícil dimensionar aqui uma ligação aparafusada, sendo necessário recorrer a outro tipo de software. GiD e SAFIR são específicos para elementos soldados.

Depois de desenhar a junta, é gerada uma malha refinada para que os resultados sejam dentro do esperado. Essa malha é constituída por elementos de casca Shell de 4 lados, como referido anteriormente.

Gerada esta malha são definidos materiais, associados às três peças existentes e definidas condições de apoio. Seguidamente é exportado um ficheiro.in, ficheiro de entrada no Safir, este ficheiro é redefinido, tendo em conta a definição correta das cargas e de apoios, depois de conseguir explorar o ficheiro.out no visualizador do Safir, o Diamound. No ficheiro.out, visualizável no Diamound é possível observar a evolução das alterações feitas na junta.

No caso particular da junta em estudo, esta é composta por 5969 elementos Shell, unidos por 5939 nós. Para além dos tubos modelados também são modeladas umas placas para colocar nas zonas dos apoios, extremidades dos tubos evitando assim deformações inconvenientes nesses locais, estas chapas numa estrutura poderá representar a ligação a outros elementos.

Para os ensaios de tração/compressão são colocados na extremidade da diagonal montante, as cargas, cargas pontuais em cada nó representado assim melhor a distribuição da força axial.

Carga

Foi colocada uma carga aleatória e observaram-se os resultados. Esta carga foi colocada nos 45 nós, na figura 4.3, observa-se a diagonal apenas com a carga, neste caso em tração.

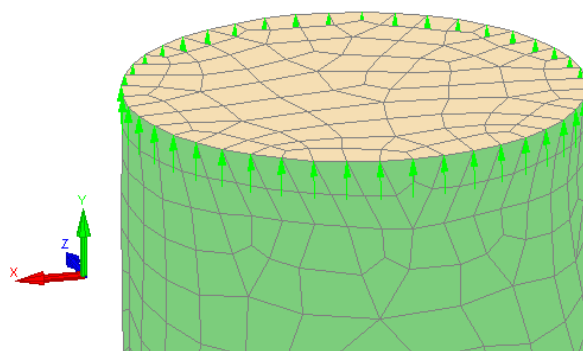


Figura 4.3- Carga no montante distribuída pelos vários nós.

Condições de apoio

São colocados encastramentos na corda de forma a não existirem translações nem rotações em nenhuma direção. Na zona da aplicação das cargas apenas é permitida a translação em y, essas condições são representadas na figura 4.4.

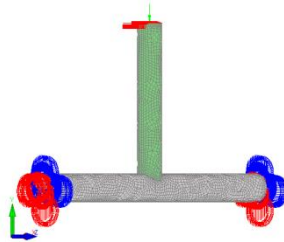


Figura 4.4- Condições de apoio a três dimensões a partir do software de visualização Diamond.

4.4 Resultados numéricos e comparação com o EC3

4.4.1 Tração

O primeiro ensaio modelado é a junta com a diagonal/montante tracionado. Na figura 4.5 observa-se como é colocada a carga e as condições de apoio, e os diferentes elementos que constituem a junta. O elemento de soldadura neste caso poderia ser o mais problemático, tendo esta de ser bem dimensionada e bem executada, mas como foi anunciado anteriormente, não era objetivo avaliar a resistência do cordão e por isso não foi considerado no modelo de elementos finitos.

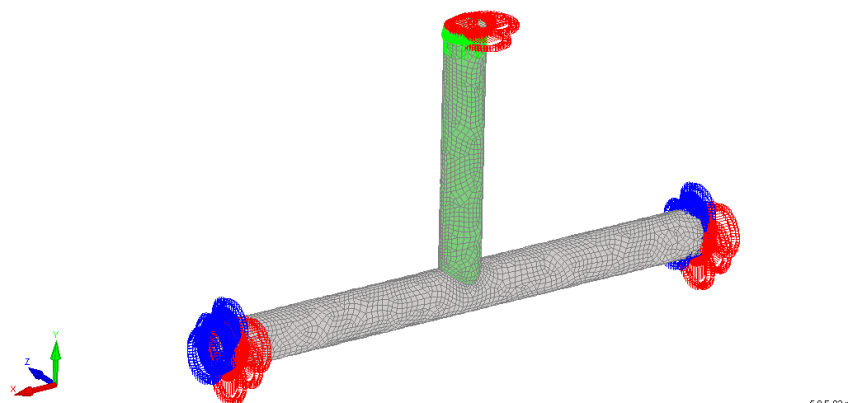


Figura 4.5- Junta tracionada - condições de apoio e aplicação da carga.

Ao processar os elementos finitos, o programa apresenta o tempo que a partir da relação tempo vs deslocamento é representada a força que está a ser aplicada até ao ponto de rotura, limite de plasticidade.

Temperatura Ambiente

A rotura da junta, para um ensaio de tração à temperatura ambiente, resulta no seguinte valor.

$$F_{MEF,20^{\circ}C,t} = 8229579 \text{ N} = 82,30 \text{ KN} \quad (4.1)$$

Para esta carga de rotura a deformada apresentada pelo software de visualização Diamond é visível na figura 4.6, é notável a resistência da mesma e o seu comportamento dúctil. O nó 2350 da junta de onde é retirado este gráfico localiza-se na parte inferior da corda na zona de maior deslocamento, direção do montante, visível também na figura 4.6.

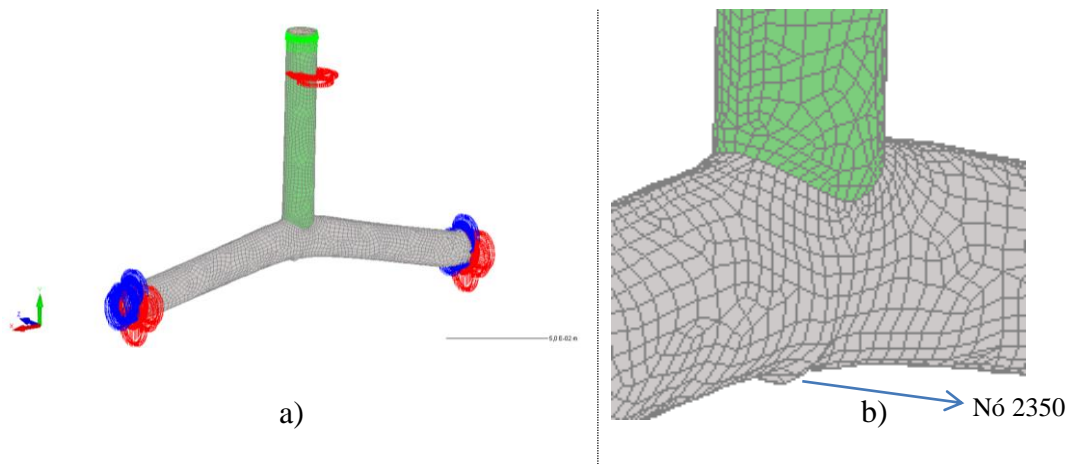


Figura 4.6 - Representação gráfica dos resultados: a) Deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes; b) Pormenor de zona de interceção corda/montante.

Situação de Incêndio

No seguinte ensaio, figura 4.7, colocou-se a junta em carga novamente mas agora com a temperatura a aumentar gradualmente. As condições de apoio e carga mantêm-se as mesmas.

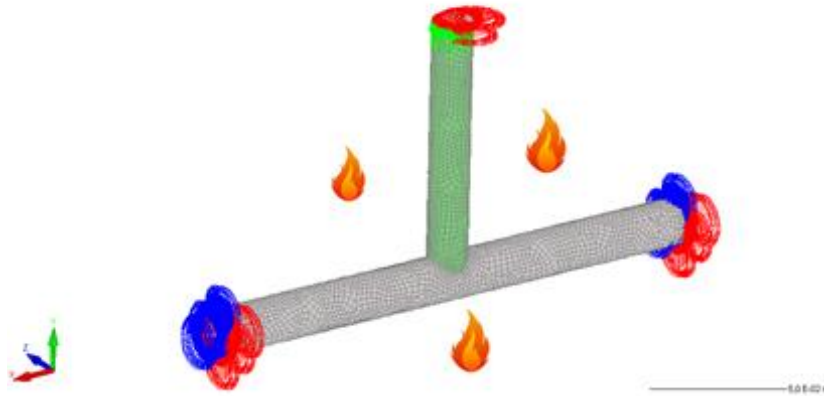


Figura 4.7 - Junta tracionada - condições de apoio e carga em situação de incêndio.

Temperatura $\theta_1 = 500^\circ \text{C}$

A ruptura da junta, para um ensaio de tração à temperatura de incêndio, 500°C , resulta no seguinte valor:

$$F_{MEF\ 500^\circ\text{C},t} = 58966,84 \text{ N} = 58,97 \text{ KN} \quad (4.2)$$

Tal como na situação da temperatura ambiente, na figura 4.8, é apresentada a deformada, neste caso a temperatura sobe aos 500°C . Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura. No que diz respeito ao tipo de rotura, esta é do mesmo tipo que a situação à temperatura ambiente.

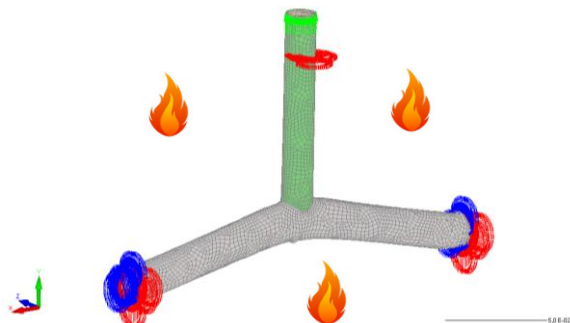


Figura 4.8 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500°C , deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes.

Temperatura $\theta_2 = 600^\circ \text{C}$

A rotura da junta, para um ensaio de tração à temperatura de incêndio, 600°C , resulta no seguinte valor:

$$F_{\text{MEF } 600^\circ \text{C}, t} = 25488 \text{ N} = 32,47 \text{ KN} \quad (4.3)$$

Tal como na situação da situação de incêndio a 500°C , na figura 4.9, é apresentada a deformada e uma outra perspetiva da interceção corda/montante mas neste caso com a temperatura a subir até aos 600°C . Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura.

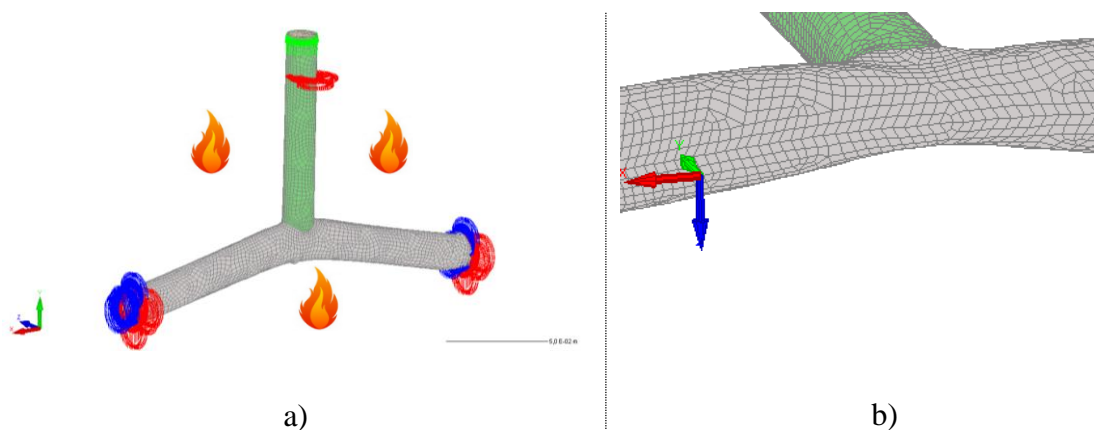


Figura 4.9 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600°C : a) Deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes; b) pormenor da interceção entre a corda e o montante.

Análise e comparação de resultados SAFIR vs EC3

Observando os resultados apresentados anteriormente, verifica-se que com o aumento da temperatura a resistência da junta diminui, isso é notável observando por exemplo os valores da resistência à temperatura ambiente e em situação de incêndio a 600°C , a resistência diminui para mais de metade, na tabela 4.1 e na figura 4.12 apresenta-se o resumo dos resultados para o ensaio de tração e a comparação com os resultados calculados pelo EC3.

Tabela 4.1 – Junta tracionada – análise de resultados.

Tração	NEC3 (min)	N _{rotura} SAFIR
Temperatura	(KN)	(KN)
Ambiente (20 °C)	81,25	82,30
Incêndio (500 °C)	63,38	58,97
Incêndio (600 °C)	38,19	32,47

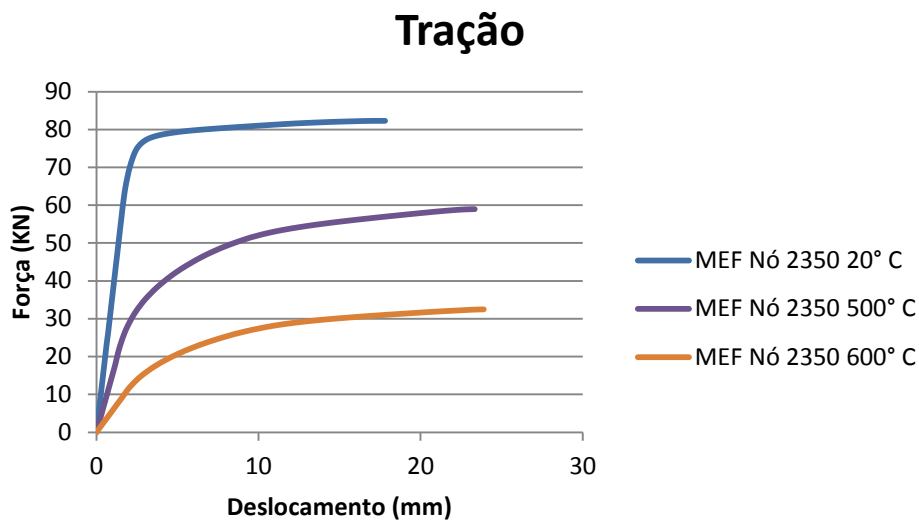


Figura 4.10 – Evolução da relação força vs deslocamento para três situações a temperaturas diferentes.

Observando estes resultados, verifica-se que tanto no EC3 como no SAFIR, existe uma diminuição da resistência com o aumento da temperatura. Outras conclusões importantes a retirar deste ensaio são: à temperatura ambiente, os resultados são bastante satisfatórios ao ponto de a rotura pelo EC3 e pelo SAFIR apresentarem valores muito próximos, o valor do SAFIR é ligeiramente superior o que indica que o EC3 se encontra pelo lado da segurança, apresentando um valor inferior.

Quanto aos ensaios em situação de incêndio, os resultados apresentados também se apresentam bastante próximos, mas nestes casos os valores do EC3 são ligeiramente superiores, preocupando um pouco, porque neste caso o EC3 está inseguro.

Quanto ao tipo de rotura verificado, pelos valores das roturas e pelas visualizações apresentadas anteriormente, é uma rotura evidente da face da corda.

Em estudos futuros uma análise a fenómenos de encurvadura local seria muito interessante, dado que, pelos resultados observados no visualizador do SAFIR, surge encurvaduras ao nível dos apoios e na zona de interceção corda/montante.

4.4.2 Compressão

O ensaio produzido foi a junta com a diagonal, montante comprimido. Na figura 4.11 pode-se observar como foi colocada a carga e as condições de apoio e os diferentes elementos que constituem a junta.

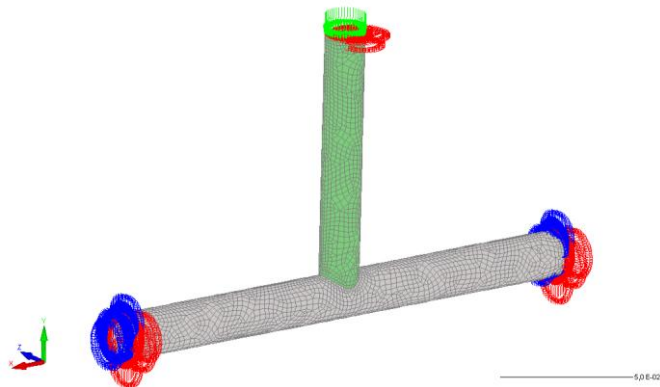


Figura 4.11 - Junta comprimida - condições de apoio e aplicação da carga.

Ao processar os elementos finitos, o programa vai dando o tempo que, a partir da relação tempo vs deslocamento, representando a força que está a ser aplicada até ao ponto de rotura.

Temperatura Ambiente

A rotura da junta, para um ensaio de compressão à temperatura ambiente, resulta no seguinte valor.

$$F_{MEF\ 20^{\circ}\ C,c} = 75704,70\ N = 75,70\ KN \quad (4.4)$$

Para esta carga de rotura a deformada apresentada pelo software de visualização Diamond é visível na figura 4.12, tal como o pormenor da junta em compressão, é notável a resistência da mesma e o seu comportamento dúctil. O nó da junta de onde foi retirado este gráfico localiza-se na parte inferior da corda na zona de maior deslocamento, direção do montante.

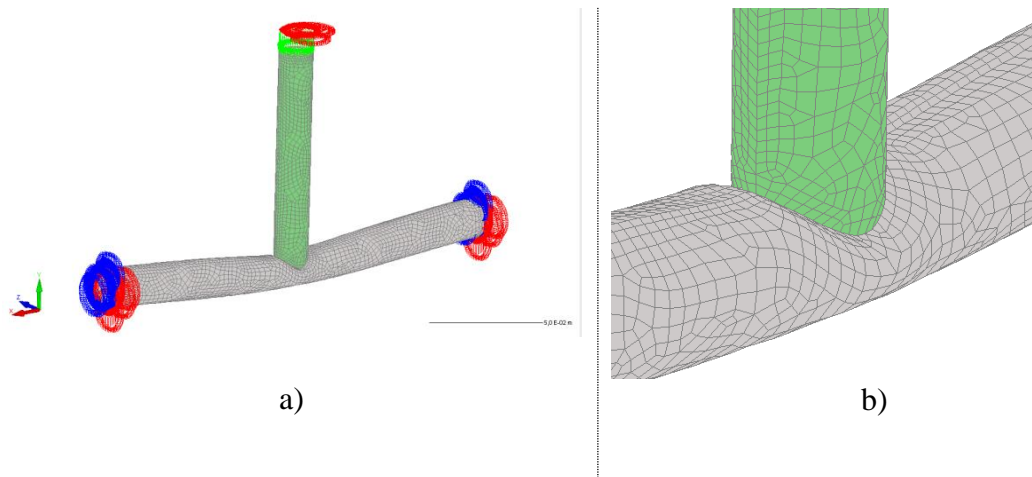


Figura 4.12 - Representação gráfica dos resultados: a) Deformada da junta com esforço de compressão ampliada 5 vezes; b) Pormenor de zona de interceção corda/montante.

Situação de Incêndio

Neste ensaio, figura 4.13 coloca-se a junta em carga novamente mas agora com a temperatura a aumentar. As condições de apoio e carga mantêm-se as mesmas.

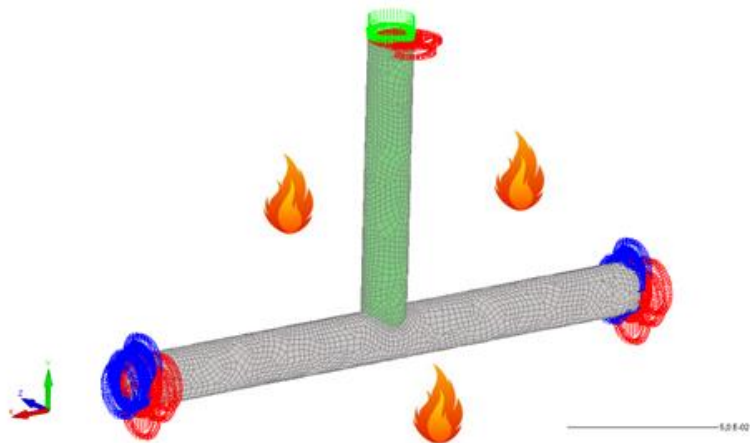


Figura 4.13 - Junta comprimida - condições de apoio e carga em situação de incêndio.

Temperatura $\theta_1 = 500^\circ \text{C}$

A rotura da junta, para um ensaio de tração à temperatura de incêndio, 500°C , resulta no seguinte valor:

$$F_{MEF\ 500^{\circ}\ C,c} = 51694,797\ N = 51,70\ KN \quad (4.5)$$

Tal como na situação da temperatura ambiente, na figura 4.14, é apresentada a deformada, mas neste caso com a temperatura a subir até 500° C. Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura.

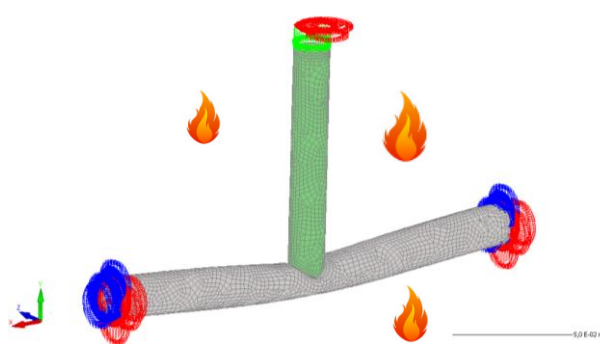


Figura 4.14 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500° C, deformada da junta com esforço de compressão ampliada 5 vezes.

Temperatura $\theta_2 = 600^{\circ}\ C$

A rotura da junta, para um ensaio de compressão à temperatura de incêndio, 600° C, resulta no seguinte valor:

$$F_{MEF\ 600^{\circ}\ C,c} = 22506,39\ N = 22,73KN \quad (4.6)$$

Tal como na situação da situação de incêndio a 500° C, na figura 4.15, é apresentada a deformada e o pormenor da interceção da corda com o montante, mas neste caso com a temperatura a subir aos 600° C.

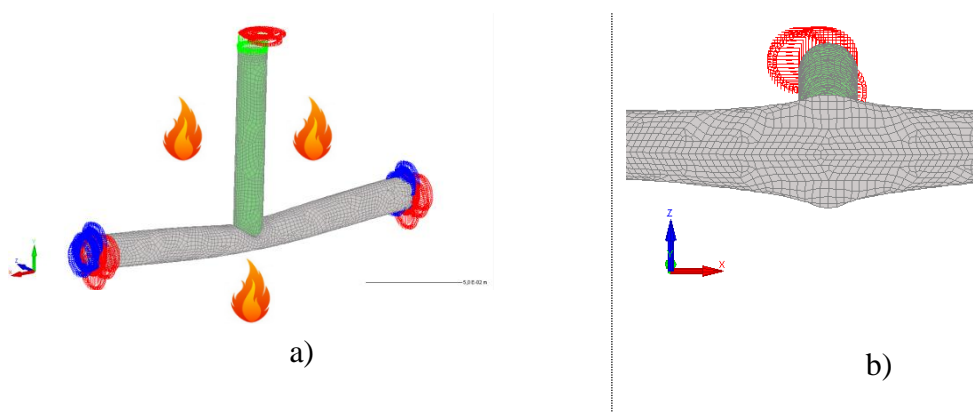


Figura 4.15 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600° C: a) Deformada da junta com esforço de tração ampliada 5 vezes, b) pormenor da interceção entre a corda e o montante.

Análise e comparação de resultados SAFIR vs EC3

Observando os resultados apresentados anteriormente, verifica-se que com o aumento da temperatura a resistência da junta diminui, isso é notável observando por exemplo os valores da resistência à temperatura ambiente e em situação de incêndio a 600° C, a resistência diminui para mais de metade, na tabela 4.2 apresenta-se o resumo dos resultados para o ensaio de compressão e a comparação com os resultados calculados pelo EC3.

Tabela 4.2 – Junta comprimida – análise de resultados.

Compressão	NEC3 (min)	N rotura SAFIR
Temperatura	(KN)	(KN)
Ambiente (20 °C)	81,25	75,70
Incêndio (500 °C)	63,38	51,70
Incêndio (600 °C)	38,19	22,73

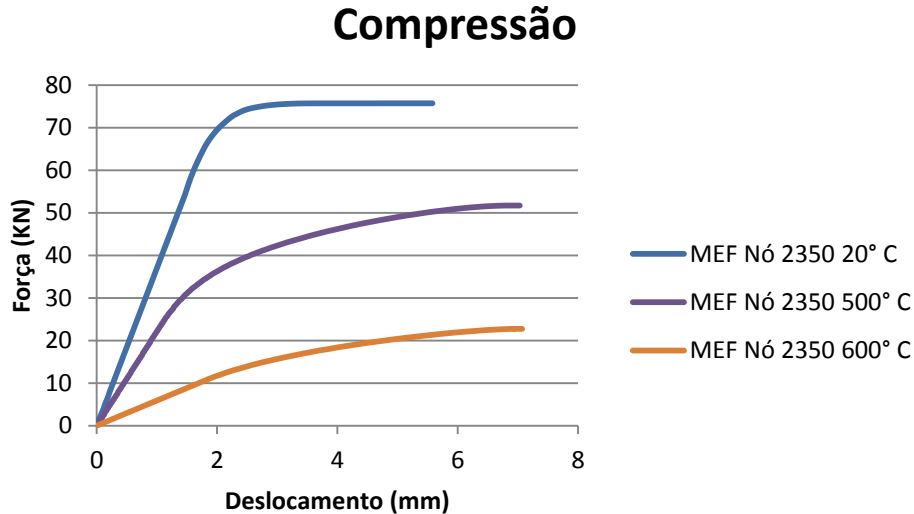


Figura 4.16 – Evolução da Relação força vs deslocamento para três situações a temperaturas diferentes.

Conclusões importantes a retirar deste ensaio são: nas várias situações, a diferentes temperaturas, os ensaios realizados no SAFIR apresentam valores de resistência inferiores ao EC3, o que indicam que neste caso que o EC3 é inseguro.

Na figura 4.16 é visível, na situação à temperatura ambiente, uma zona em que a junta apresenta elasticidade característica do aço carbono, e a zona de plasticidade em que esta se prolonga até atingir a rotura. Em situação de incêndio também é visível a elasticidade mas menos acentuada e com uma suave variação na passagem ao domínio plástico.

Quanto ao tipo de rotura verificado, pelos valores das roturas e pelas visualizações apresentadas anteriormente, é uma rotura um pouco estranha, dando a parecer uma rotura diferente, rotura da parede lateral da corda, visível na figura 4.15 b). Esta conclusão vai um pouco contra o que foi apresentado anteriormente, porque como os requisitos foram confirmados, só devia ter surgido uma rotura ou pela face da corda ou por punçoamento. Poderá ser por alguns dos limites da corda ou da diagonal ser muito próximo e ter surgido uma rotura diferente da prevista.

Comparando estes resultados com o ensaio à tração, a compressão apresenta valores inferiores, devido ao comportamento da junta ser diferente, na tração a zona superior da interceção corda/montante encontra-se tracionada e a zona inferior encontra-se comprimida, enquanto no ensaio à compressão acontece o oposto.

Em estudos futuros uma análise a fenómenos de encurvadura local seria muito interessante, dado que, pelos resultados observados no visualizador do SAFIR, surge encurvaduras ao nível dos apoios e na zona de interceção corda/montante, tal como foi verificado no ensaio à tração.

Na figura 4.17 é possível observar a distribuição das tensões na junta comprimida (na figura 4.17 a) esforços na direção paralela à corda, N_x , e na figura 4.17 b) esforços axiais correspondentes às tensões nas direções principais, N_1 - N_2 . A junta ao estar comprimida irá criar tensões de compressão e tração ao longo da corda, encontra-se fletida, e unicamente compressões no montante. Na corda, devido às condições de apoio e à geometria da junta, existem diferentes tensões. A corda comporta-se neste ensaio como uma viga bi-encastrada em que surgem momentos negativos nos apoios e positivos a meio vão, na zona de interceção corda/montante.

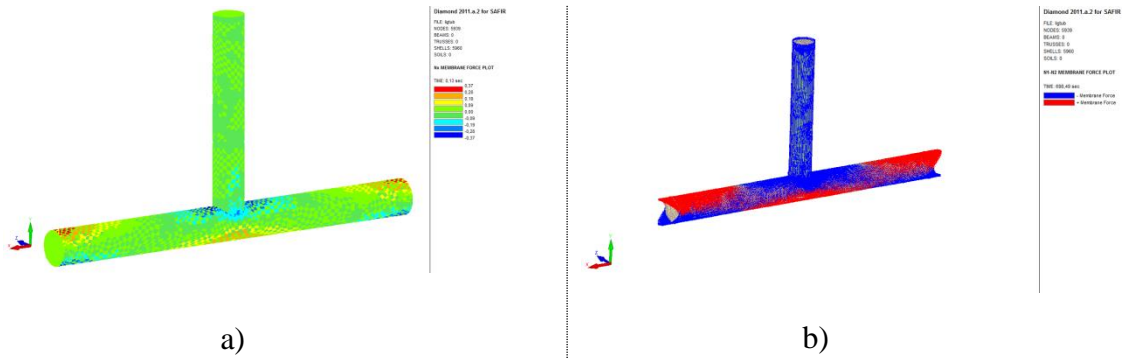


Figura 4.17 - Exemplo de distribuição de tensões numa junta em T comprimida: a) membrane force Nx; b) membrane forces N1-N2.

4.4.3 Momento no plano

O ensaio produzido neste caso é a junta com a diagonal, montante sujeita a um momento fletor. Este momento fletor coloca-se no nó central da chapa de extremidade que se encontra no topo do montante, e esta devido à sua elevada rigidez transmite o esforço à junta criando uma rotação em torno do eixo z. Na figura 4.18 observa-se como foi colocada a carga, as condições de apoio, os diferentes elementos que constituem a junta e um pormenor ampliado da colocação da carga.

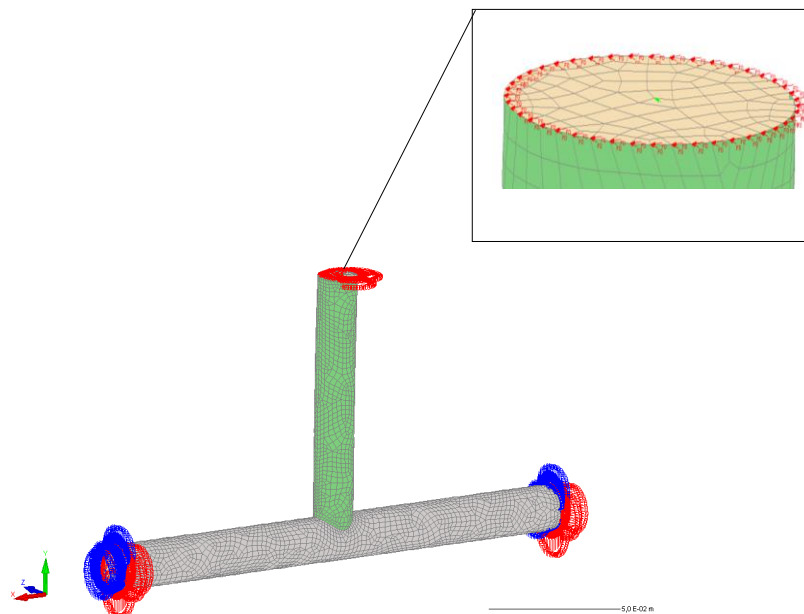


Figura 4.18 - Junta com momento no plano - condições de Apoio e aplicação do momento fletor.

Ao processar os elementos finitos, o programa fornece o tempo que, a partir da relação tempo vs deslocamento, representa o momento que está a ser aplicado até ao ponto de rotura.

Temperatura Ambiente

A rotura da junta, para um ensaio do momento no plano à temperatura ambiente, resulta no seguinte valor.

$$M_{ip,MEF,20^{\circ}C} = 3604,524 \text{ N. m} = 3,604 \text{ KN. m} \quad (4.7)$$

Para momento de rotura a deformada apresentada pelo software de visualização Diamond é visível na figura 4.19, neste ensaio verificou-se um comportamento frágil da junta. O nó da junta de onde foi retirado este gráfico localiza-se na parte lateral da corda na zona da coroa e sela.

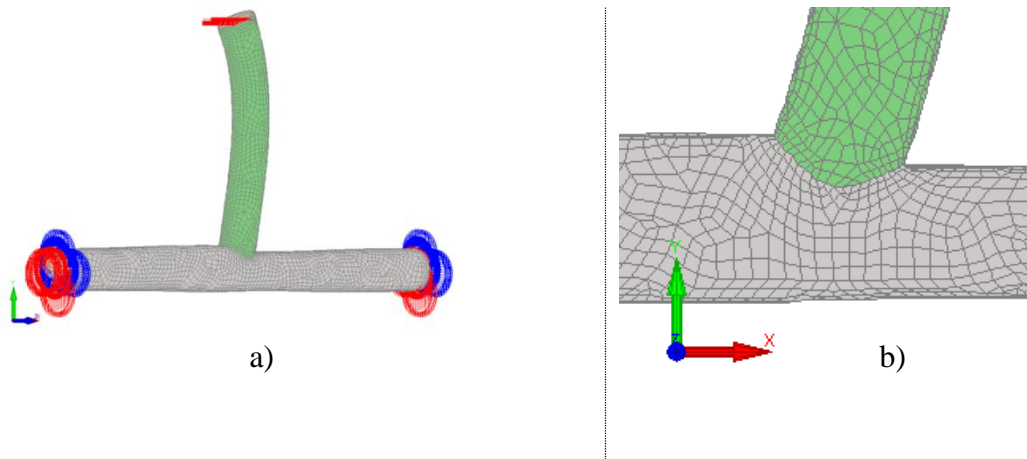


Figura 4.19 - Representação gráfica dos resultados: a) Deformada da junta com momento fletor no plano, ampliada 80 vezes; b) Pormenor da ligação com a deformada.

Situação de Incêndio

Neste ensaio, figura 4.20 coloca-se a junta com o momento novamente mas agora com a temperatura a subir gradualmente. As condições de apoio e carga mantêm-se as mesmas.

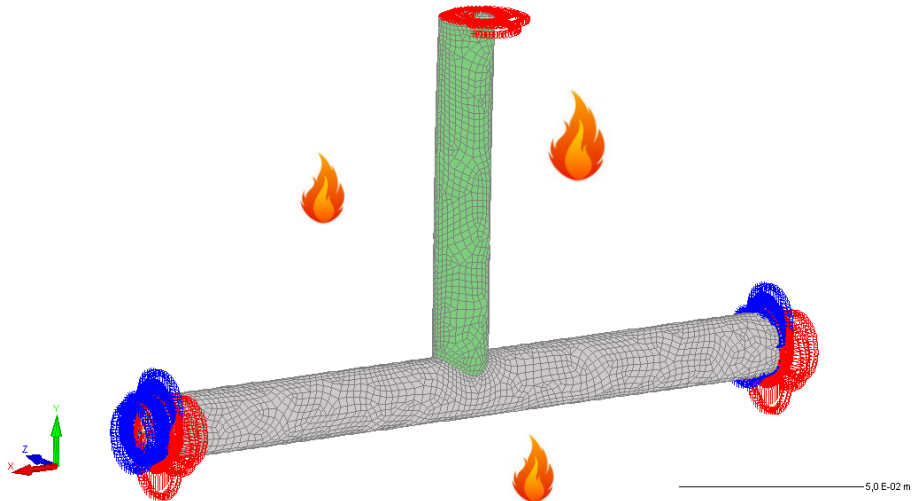


Figura 4.20 - Junta com momento fletor no plano - condições de apoio e momento em situação de incêndio.

Temperatura $\theta_I = 500^\circ \text{C}$

A rotura da junta, para um ensaio com momento fletor no plano à temperatura de incêndio, 500°C , resulta no seguinte valor:

$$M_{ip,MEF,500^\circ\text{C}} = 26,55,345 \text{ N.m} = 2,655\text{KN.m} \quad (4.8)$$

Tal como na situação da temperatura ambiente, na figura 4.21 observa-se a junta em carga, com a deformada e o pormenor na zona de apoio, mas neste caso com a temperatura a subir aos 500°C . Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura.

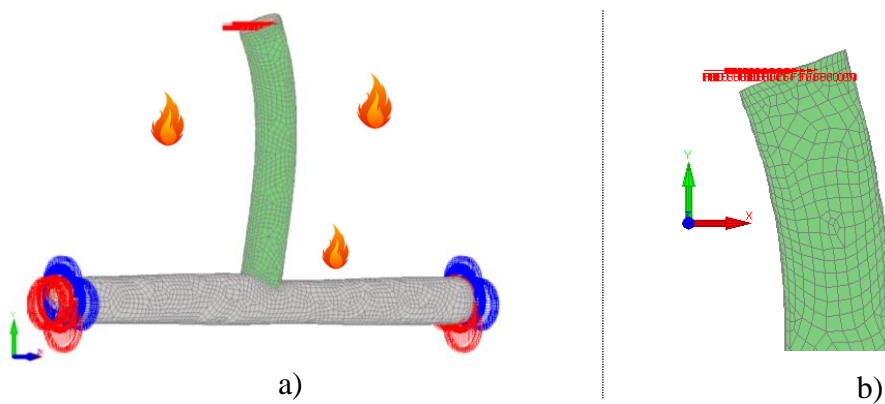


Figura 4.21 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500°C : a) Deformada da junta com o momento no plano, ampliada 80 vezes; b) Pormenor na zona do apoio no montante.

Temperatura $\theta_2 = 600^\circ \text{C}$

A rotura da junta, para um ensaio de compressão à temperatura de incêndio, 600°C , resulta no seguinte valor:

$$M_{ip,MEF,600^\circ\text{C}} = 1580,04 \text{ N. m} = 1,58 \text{ KN. m} \quad (4.9)$$

Tal como na situação da situação de incêndio a 500°C , na figura 4.22, é apresenta a deformada e zona da interceção montante/corda, mas neste caso com a temperatura a subir aos 600°C . Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura.

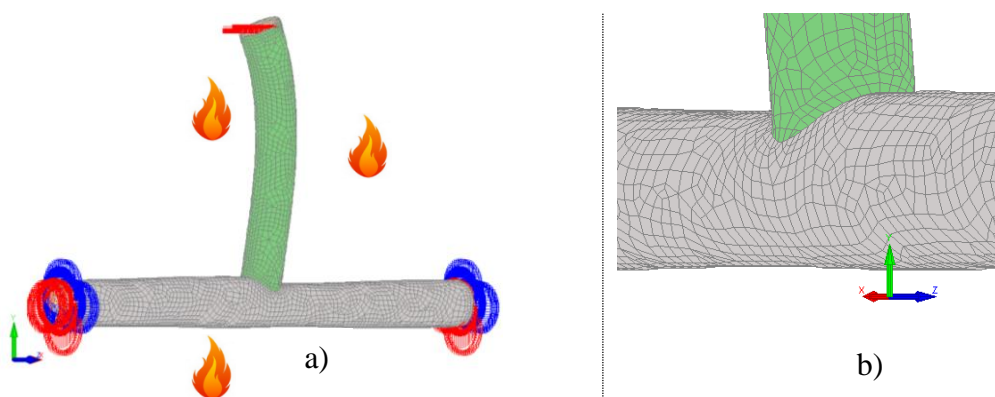


Figura 4.22 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600°C : a) Deformada da junta com momento no plano ampliado 80 vezes; b) Pormenor da ligação com a deformação visível na corda.

Análise e comparação de resultados SAFIR vs EC3

Observando os resultados apresentados anteriormente, verifica-se que com o aumento da temperatura a resistência da junta diminui, isso é notável observando por exemplo os valores da resistência à temperatura ambiente e em situação de incêndio a 600°C , a resistência diminui para mais de metade, na tabela 4.3 apresenta-se o resumo dos resultados para o ensaio do momento no plano e a comparação com os resultados calculados pelo EC3.

Os desvios percentuais nestes ensaios, entre o EC3 e o SAFIR, estão dentro dos limites para este tipo de comparações encontrando-se em gamas de 5 a 13 %, sendo considerados valores aceitáveis.

Tabela 4.3 – Junta com momento no plano – análise de resultados.

Momento no Plano	NEC3 (min)	N _{rotura} SAFIR
Temperatura	(KN.m)	(KN.m)
Ambiente (20 °C)	3,8	3,6
Incêndio (500 °C)	2,96	2,66
Incêndio (600 °C)	1,79	1,58

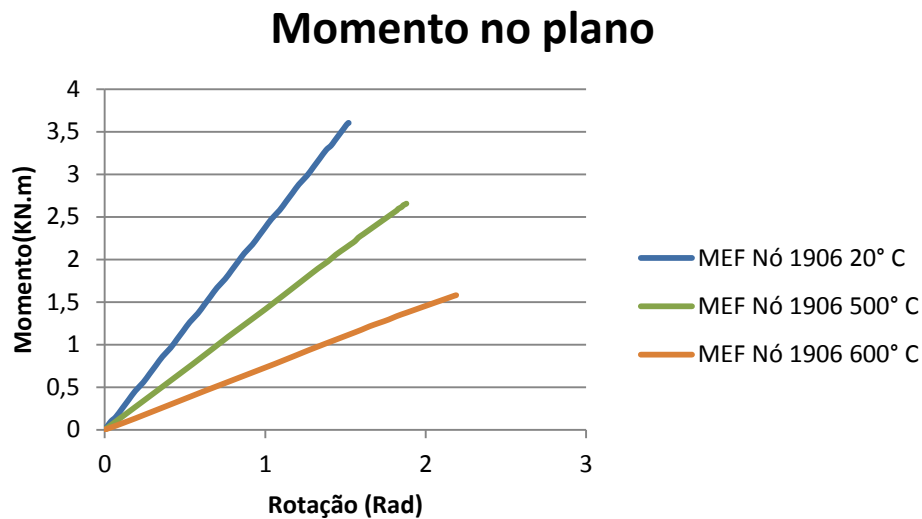


Figura 4.23 – Evolução da relação momento vs rotação para três situações a temperaturas diferentes.

Observando estes resultados, verifica-se que tanto no EC3 como no SAFIR, existe uma diminuição da resistência com o aumento da temperatura. Outras conclusões importantes a retirar deste ensaio são: nas várias situações, a diferentes temperaturas, os ensaios realizados no SAFIR apresentam valores de resistência inferiores ao EC3, o que indicam mais uma vez que o EC3 se encontra inseguro.

Quanto ao tipo de rotura verificado, pelos valores das roturas e pelas visualizações apresentadas anteriormente, é uma rotura por punçoamento.

É de notar que este tipo de rotura acontece devido às relações geométricas dos perfis que constituem a junta, como o diâmetro do montante é inferior ao diâmetro da corda menos duas vezes a espessura da mesma, este tipo de rotura pode surgir.

Em relação à figura 4.23, representado a relação momento aplicado, rotação do ponto da junta que foi observado, esta apresenta um comportamento idêntico no decorrer das 3 situações, em que não é visível qualquer alteração significativa nos gráficos, apresentado uma linearidade desde o início do ensaio até ao ponto de rotura.

4.4.4 Momento fora do plano

O ensaio produzido neste caso é a junta com a diagonal, montante sujeita a um momento fletor. Este momento fletor é colocado no nó central da chapa de extremidade que se encontra no topo do montante, e esta devido à sua elevada rigidez transmite o esforço à junta criando uma rotação em torno do eixo x. Na figura 4.24 pode-se observar como foi colocada a carga e as condições de apoio, e os diferentes elementos que constituem a junta.

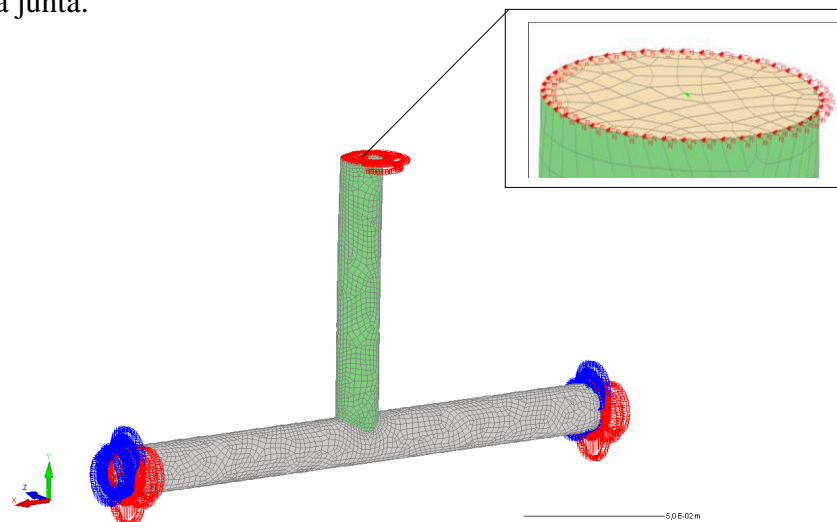


Figura 4.24 - Junta com momento fora do plano - condições de apoio e aplicação do momento fletor.

Ao processar os elementos finitos, o programa vai dando o tempo que, a partir da relação tempo vs deslocamento, rotação, que representa o momento que está a ser aplicado até ao ponto de rotura.

Temperatura Ambiente

A rotura da junta, para um ensaio do momento fora do plano à temperatura ambiente, resulta no seguinte valor.

$$M_{op,MEF,20^{\circ}C} = 3409,48 \text{ N.m} = 3,409 \text{ KN.m} \quad (4.10)$$

Para momento de rotura a deformada apresentada pelo software de visualização Diamond é visível na figura 4.25, neste ensaio verificou-se um comportamento frágil da junta. O nó da junta de onde foi retirado este gráfico localiza-se na parte lateral da corda na zona da coroa e sela.

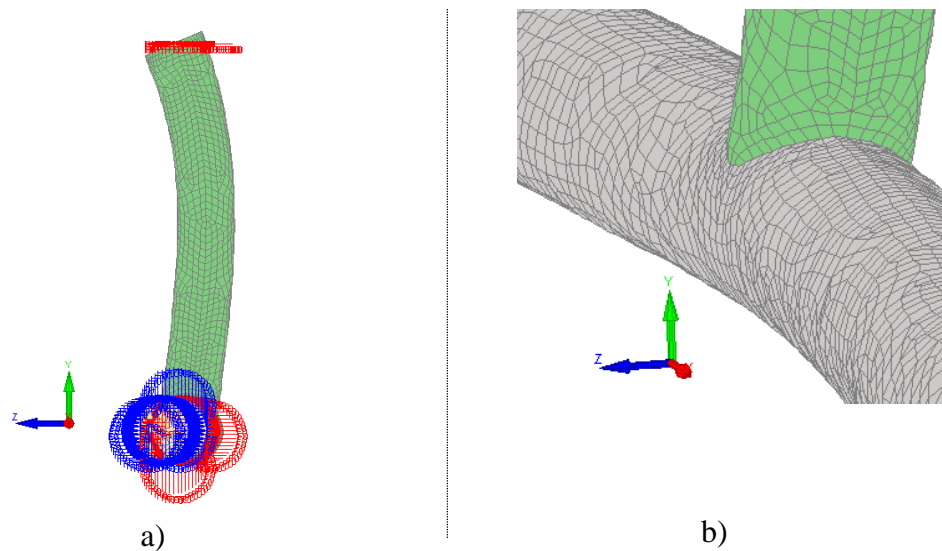


Figura 4.25 - Representação gráfica dos resultados: a) Deformada da junta com momento fletor fora do plano, ampliada 80 vezes; b) Pormenor da junta na ligação corda/montante.

Situação de Incêndio

Neste ensaio, figura 4.26 colocou-se a junta com o momento novamente mas agora com a temperatura a aumentar. As condições de apoio e carga mantêm-se as mesmas.

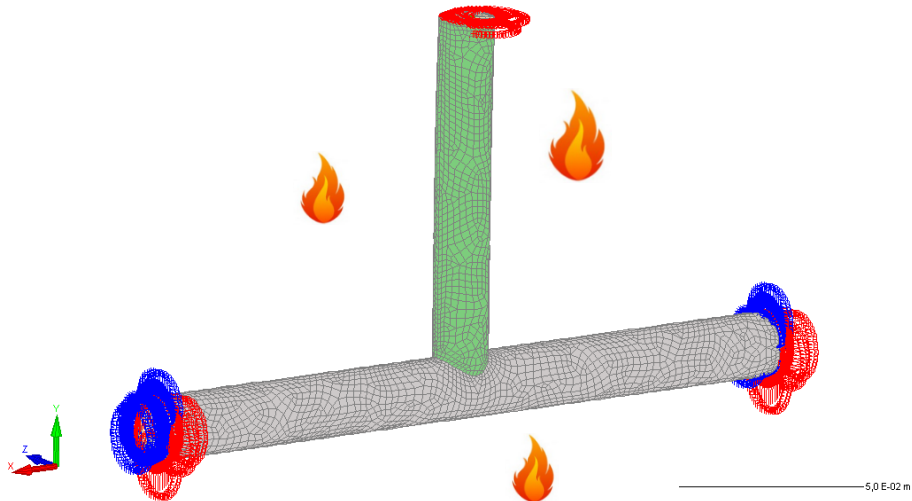


Figura 4.26 - Junta com momento fletor fora do plano - condições de apoio e momento em situação de incêndio.

Temperatura $\theta_1 = 500^\circ \text{C}$

A rotura da junta, para um ensaio com momento fletor fora do plano à temperatura de incêndio, 500°C , resulta no seguinte valor:

$$M_{\text{op,MEF},500^\circ\text{C}} = 2548,7 \text{ N.m} = 2,54 \text{ KN.m} \quad (4.11)$$

Tal como na situação da temperatura ambiente, na figura 4.27, apresenta-se a deformada e, mas neste caso com a temperatura a subir aos 500°C . Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura.

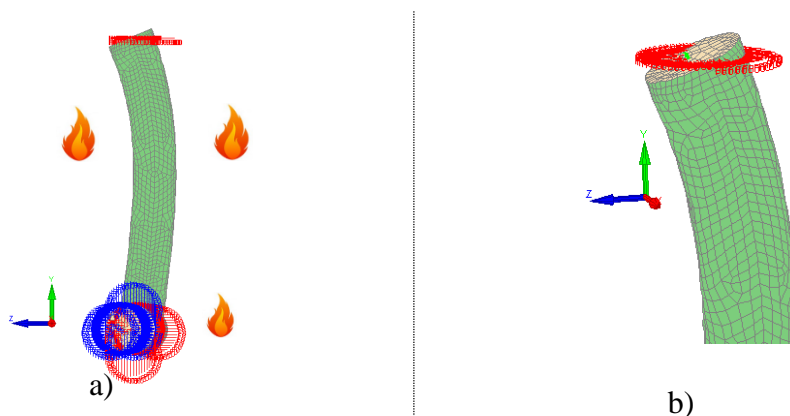


Figura 4.27 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 500°C : a) Deformada da junta com o momento fora plano ampliada 80 vezes; b) Pormenor da deformação na zona superior do montante.

Temperatura $\theta_2 = 600^\circ \text{C}$

A rotura da junta, para um ensaio de compressão à temperatura de incêndio, 600°C , resulta no seguinte valor:

$$M_{\text{op,MEF},600^\circ\text{C}} = 1521,90 \text{ N. m} = 1,52\text{KN. m} \quad (4.13)$$

Tal como na situação da situação de incêndio a 500°C , na figura 4.28, é apresenta a deformada, mas neste caso com a temperatura a subir aos 600°C . Verifica-se como era de esperar a diminuição da resistência com o aumento da temperatura.

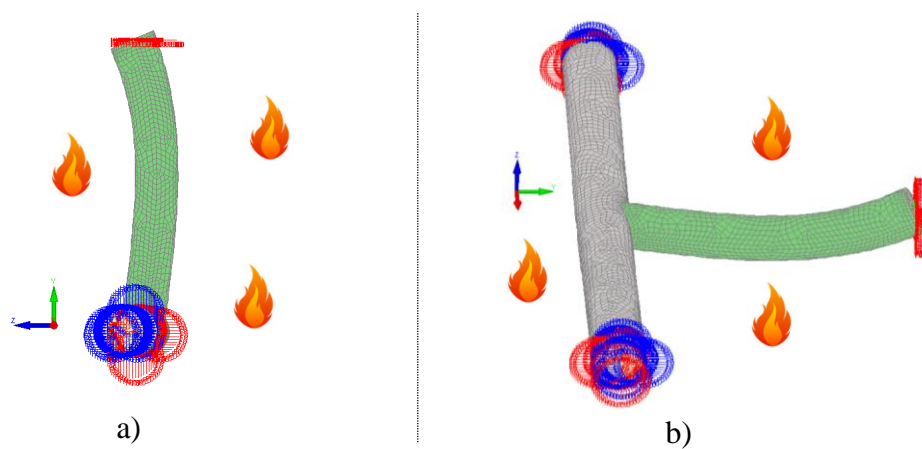


Figura 4.28 - Representação gráfica dos resultados em situação de incêndio 600°C : a) Deformada da junta com momento fora do plano, ampliada 80 vezes; b) Pormenor da ligação com uma rotação segundo o eixo da corda.

Análise e comparação de resultados SAFIR vs EC3

Observando os resultados apresentados anteriormente, verifica-se que com o aumento da temperatura a resistência da junta diminui, isso é notável observando por exemplo os valores da resistência à temperatura ambiente e em situação de incêndio a 600°C , a resistência diminui para mais de metade, na tabela 4.4 apresenta-se o resumo dos resultados para o ensaio de compressão e a comparação com os resultados calculados pelo EC3.

Os desvios percentuais nestes ensaios, entre o EC3 e o SAFIR, são um pouco superiores comparando com o ensaio anterior, encontrando-se em gamas superiores, perto de 30 % no primeiro ensaio e descendo nas situações de incêndio. Este desvio poderá ser justificado por o EC3 se encontrar em demasia segurança neste tipo de ensaios, ou

algum erro de modelação que não tenha sido perceptível, embora os ensaios tenham sido repetidos várias vezes, para chegar a resultados convergentes.

Uma solução para resolver esta incógnita, poderia ser a realização de um ensaio prático em que se usa-se as mesmas condições para poder comparar valores com a modelação numérica é o EC3.

Tabela 4.4 – Junta com momento fora do plano – análise de resultados.

Momento fora do plano	NEC3 (face da corda)	N rotura SAFIR
Temperatura	(KN)	(KN)
Ambiente (20 °C)	2,46	3,41
Incêndio (500 °C)	1,92	2,54
Incêndio (600 °C)	1,16	1,52

Momento fora do plano

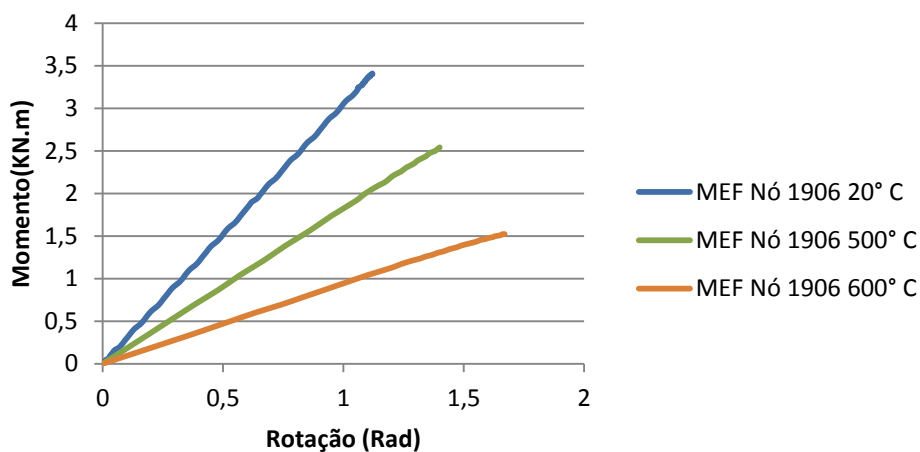


Figura 4.29 – Evolução da relação momento vs rotação para três situações a temperaturas diferentes.

Observando estes resultados, figura 4.29, verifica-se que tanto no EC3 como no SAFIR, existe uma diminuição da resistência com o aumento da temperatura, a linearidade é observada nos três diferentes ensaios, não existindo qualquer outro comportamento significativo a acrescentar devido à introdução da situação de incêndio na estrutura. Outras conclusões importantes a retirar deste ensaio são: nas várias situações, a

diferentes temperaturas, os ensaios realizados no SAFIR apresentam valores de resistência superiores ao EC3, o que indicam que neste caso o EC3 encontra-se do lado da segurança.

Estes ensaios da junta com o momento fora do plano apresentam comportamento frágil.

Quanto ao tipo de rotura verificado, pelos valores das roturas e pelas visualizações apresentadas anteriormente, é uma rotura evidente da face da corda.

4.4.5 Esforço axial com momentos

Neste ensaio considera-se um esforço normal de compressão e dois momentos fletores, um no plano e outro fora do plano.

Na figura 4.30 podemos observar a junta e os carregamentos com o respetivo pormenor.

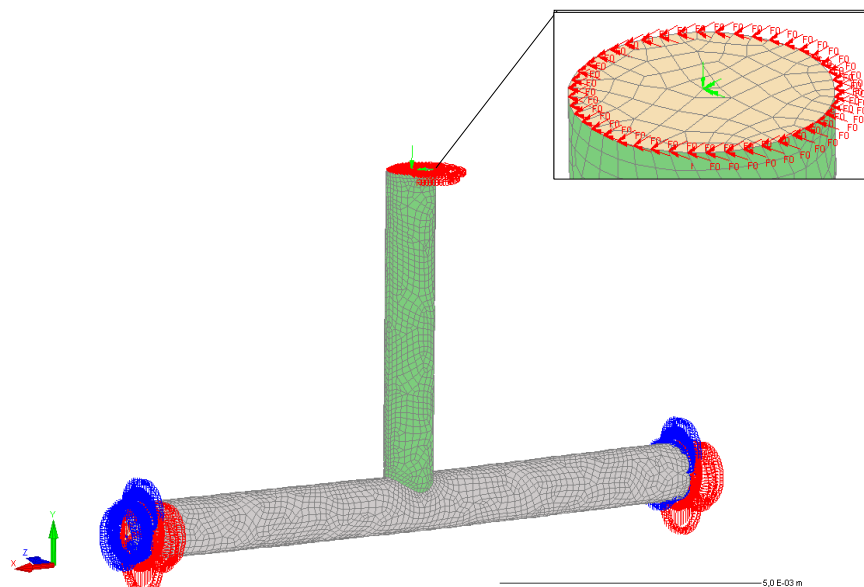


Figura 4.30 - Junta com combinação de esforços - condições de apoio e pormenor de carga.

Ao processar os elementos finitos, o programa fornece o tempo que, a partir da relação tempo vs deslocamento (rotação), que representa a combinação de esforços que está a ser aplicada até atingir a rotura.

Temperatura Ambiente

Elabora-se vários casos de estudo, com variações das forças e momentos introduzidos no programa de modelação para perceber o comportamento da junta, comparando os resultados de rotura calculados pelo EC3, com os resultados de rotura obtidos pelo SAFIR.

Introduz-se os valores de cálculo do EC3 no denominador, sendo estes os resistentes, e no numerador os valores dos resultados da modelação SAFIR, sendo estes os valores atuantes. A equação 4.14 indica um exemplo de como foi analisado.

1º Caso

Força de Compressão

$$N_{1,Rd,EC3} = 81249,48 \text{ N} = 81,25 \text{ KN}$$

$$F_{MEF\ 20^\circ\ C,CE} = 17408,056 \text{ N} = 17,41 \text{ KN}$$

Momento no Plano

$$M_{ip,1,Rd,EC3} = 3,8 \text{ KN.m}$$

$$M_{ip,MEF,20^\circ\ C,CE} = 335,105078 \text{ N.m} = 0,34 \text{ KN.m}$$

Momento Fora do Plano

$$M_{op,1,Rd,EC3} = 2,46 \text{ KN.m}$$

$$M_{op,MEF,20^\circ\ C,CE} = 3351,05 \text{ N.m} = 3,35 \text{ KN.m}$$

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \left[\frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} \right]^2 + \frac{|M_{op,i,Ed}|}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (4.14)$$

$$\frac{17,41}{81,25} + \left[\frac{0,34}{3,8} \right]^2 + \frac{|3,35|}{2,46} \leq 1,0$$

$$0,21 + 0,008 + 1,36 = 1,58$$

A figura 4.31 mostra o comportamento da junta sujeita a esforço axial e momentos nas duas direções, e na tabela 4.5 observa-se o conjunto de quatro casos analisados com a variação dos esforços, axiais e momentos e a sua relação com os valores do EC3.

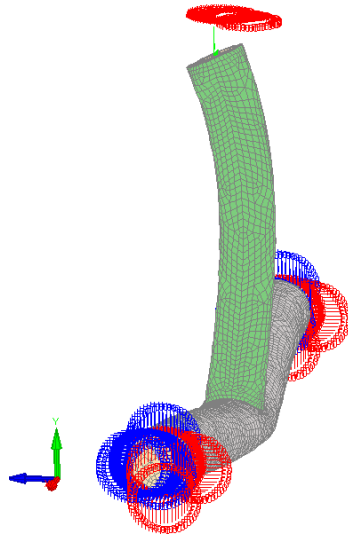


Figura 4.31 - Deformada com combinação de esforços ampliada 80 vezes.

Tabela 4.5 – Aplicação da equação para juntas planas no contexto referido anteriormente.

Caso	N (compressão)	M_{ip}	M_{op}	Esforços SAFIR ($N/M_{ip}/M_{op}$)	Verificação
1º Caso	0,21	0,008	1,36	17,41/0,34/3,35	1,58
2º Caso	0,23	0,878	0,145	18,49/3,56/0,36	1,253
3º Caso	0,909	0,0014	0,057	73,90/0,14/0,14	0,9674
4º Caso	0,16	0,41	0,99	12,64/2,43/2,43	1,56

Comparando os valores da modelação, com os valores no EC3, pela fórmula de juntas planas, para uma junta em T com as características anteriormente referidas, pode-se concluir que o EC3 é bastante conservativo, apresentando valores de resistências inferiores aos do programa de modelação SAFIR.

Existe uma situação em que a verificação é inferior a 1, em que o esforço axial na junta é majorado em relação aos momentos, o que condicionou os resultados. Embora bastante próximo de um, não é motivo para colocar outras dúvidas.

Quanto ao tipo de rotura, este é parece que é condicionado pelo tipo de esforço em prevalência, mas o mais evidente que se observa é a rotura da face da corda.

Capitulo 5

Considerações finais e desenvolvimentos futuros

5 Considerações Finais e Desenvolvimentos Futuros

5.1 Considerações finais

5.2 Desenvolvimentos futuros

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

5.1 Considerações finais

As principais conclusões a reter com este trabalho são:

- Com base numa pesquisa diversa, foram encontradas várias construções em que os projetistas e donos de obra optaram por formas arrojadas e elegantes com uma solução diferente que é a construção tubular e soluções de ligação facilitando a montagem e poupando no tempo;
- O dimensionamento das ligações necessita de cumprir as normas em vigor, existindo diversos tipos de juntas, planas e tridimensionais, e as várias configurações que estas podem ter;
- Para além do dimensionamento é necessária a verificação a fenómenos importantes, fogo e fadiga, como se viu anteriormente existem já alguns estudos elaborados sobre o comportamento destas ligações face a estes fenómenos;
- Contudo, as ligações em estruturas tubulares ainda necessitam de ser mais exploradas no que diz respeito ao seu dimensionamento requerendo soluções cada vez mais competitivas;
- Este tipo de ligações também é um pouco moldado, desenhado, dependendo de gostos de projetista e dono de obra, e só depois se parte para um dimensionamento mais rigoroso e aí são apresentados todos os pormenores necessários à sua execução;
- A junta em estudo apresentou níveis de resistência bastante elevados a níveis de esforço axial, mas quando submetida a momentos fletores, já se torna mais frágil, o que permite perceber que convém estarem apenas sujeitas a esforço axial, tentar dimensionar para isso, evitando momentos fletores;
- No desenvolvimento deste trabalho são apresentadas conclusões de um estudo de uma junta em T, com resultados favoráveis, mas também outros que deixam algumas dúvidas e que com um estudo mais aprofundado e concreto, podem ser esclarecidas.

5.2 Desenvolvimentos futuros

Alguns das próximas pesquisas, e investigações que podem ser elaboradas, depois deste trabalho são:

- Análise de outros tipos de juntas, em outros formatos, com outros tipos de cargas e em ambientes diferentes;
- Análise de juntas com outro tipo de perfis, quadrados (SHS), retangulares (RHS) e combinação de ambos (circular com quadrangular ou retangular);
- Combinação de ambientes de fadiga e fogo;
- Análise de estruturas inteiras treliças com diversos tipos de juntas, estruturas complexas tridimensionais;
- Análise e modelação de todos os pormenores da junta, incluindo o cordão de soldadura, elemento importante e condicionante quando esta se encontra sujeita a ações de fadiga;
- Pesquisa e investigação de juntas de perfis tubulares incluindo tensões residuais e imperfeições dos materiais;
- Realização de ensaio prático de junta em carga e em situação de incêndio e comparar com resultados obtidos pelos cálculos efetuados a partir do EC3 e comparar também com a modelação numérica;
- Tentar introduzir um capítulo no EC 3 sobre este tipo de estudo, devido ainda estar bastante vago no que diz respeito a juntas em situação de incêndio, e mesmo na situação à temperatura ambiente, como por exemplo na situação de juntas em que o k_p é diferente de 1, não é muito perceptível quando isto pode acontecer.

Referências

Referências

Referências de sites

REFERÊNCIAS

Arrais, F. (2012). “Comportamento de elementos informados a frio em situação de incêndio”, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro, 2012.

Almeida, O. (2012). “*Comparação da proteção ao fogo: Perfis de secção aberta e fechada*”, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro, 2012.

Bian, L. - C.; Lim, J. - K. (2002). “*Fatigue strength and stress concentration factors of CHS-to-RHS T-joints*”, Journal of Constructional Steel Research 59, Elsevier, pp. 627 – 640.

CEN, European Committee for Standardization (2006a). “*EN 10210 – 1, Hot finished structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels – Part 1: Technical delivery conditions*”, Brussels, Belgium.

CEN, European Committee for Standardization (2006b). “*EN 10210 – 2, Cold formed welded structural hollow sections of non – alloy and fine grain steels – Part 1: Technical delivery conditions*”, Brussels, Belgium

CEN, Comité Européen de Normalização (2010a). “*EN 1993–1–8, Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço – Parte 1-8: Projecto de ligações*”, Bruxelas, Bélgica.

CEN, Comité Européen de Normalização (2010b) “*EN 1993–1–9, Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço – Parte 1-9: Fadiga*”, Bruxelas, Bélgica

CEN, Comité Européen de Normalização (2010c). “*EN 1993–1–2, Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço – Parte 1-2: Regras Gerais Verificação da resistência ao fogo*”, Bruxelas, Bélgica.

Cheng, C., Yongbo, S., Yang, J., (2013). “*Experimental and numerical study on fire resistance of circular tubular T-joints*, Journal of Constructional Steel Research 85, Elsevier, pp. 24–39.

Chiew, S. - P., Lee C. – K., Lie, S. – T., Ji H. - L. (2006). “*Fatigue behaviors of square to-square hollow section T-joint with corner crack. I: Experimental studies*”, Engineering Fracture Mechanics 74, Elsevier, pp. 703 – 720.

Doneux, C.; Franssen, J.–M. (2003). “*2D constitutive models for the shell elements of the finite element software SAFIR*”, translation of "Rapport interne – SPEC/97_01", Service Ponts et Charpentes, University of Liege, Belgium.

El-Heweity, M. M., (2012). “*Behavior of portal frames of steel hollow sections exposed to fire*”, Alexandria Engineering Journal 51, Elsevier, pp 95 – 107.

EN-23820. *Método de ensayo para determinar la contribución a la resistencia al fuego de los elementos estructurales, mediante la aplicación de protección a los elementos estructurales en acero*. 1997.

Feng, R., Young, B., (2012). “*Design of cold-formed stainless steel tubular joints at elevated temperatures*”, Engineering Structures 35, Elsevier, pp. 188 – 202.

Heinisuo, M., Ronni, H., Perttola, H., Aalto, A., Tiainen, T., (2012). “*End and base plate joints with corner bolts for rectangular tubular member*”, Journal of Constructional Steel Research 75, Elsevier, pp 85 – 92.

Huang, Z., (2010). “*A connection element for modelling end-plate connections in fire*”, Journal of Constructional Steel Research 67, Elsevier, pp 841 – 853.

Jin, M., Zhao, J., Chang, J., Zhang, D. (2012). “*Experimental and parametric study on the post-fire behavior of tubular T-joint*” Journal of Constructional Steel Research 70, Elsevier, pp. 93–100.

Lopes, N., 2009. “*Comportamento ao fogo de estruturas em aço inoxidável*”. Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Aveiro, 2009. (Dissertação de Doutoramento)

López-Collina, C., Serrano-López, M. A., Gayarre, F. L., del Coz-Díaz, J. J., (2011). “*Stiffness of the component ‘lateral faces of RHS’ at high temperature*”, Journal of Constructional Steel Research 67, Elsevier, pp 1835 – 1842.

Mashiri, F. – R.; Zhao, X. – L.; Grundy, P. (2004). “*Stress concentration factors and fatigue behaviour of welded thin-walled CHS–SHS T-joints under in-plane bending*”, Engineering Structures 26, Elsevier, pp. 1861 – 1875.

Mendes, F. C., 2008. “*Análise teórico-experimental de ligações tipo “T”, “K” e “KT” com perfis metálicos tubulares*”. Ouro Preto: PROPEC/EM - Universidade Federal de Ouro Preto, 2008. (Dissertação de Mestrado)

Nussbaumer, A., Borges, L., Davaine, L., (2011). “*Fatigue Design of Steel and Composite Structures*” ECCS.

Ozyurt, E., Wang, Y.- C. (2013). “*Resistance of T- and K-joints to tubular members at elevated temperatures*”, University of Manchester, School of Mechanical, Aerospace and Civil Engineering, Manchester, UK; Proceedings of International Conference Application of Structural Fire Engineering, in Prague, 19, 20 April 2013.

Prola, L. C. (2001). “*Estabilidade Local e Global de Elementos Estruturais de Aço Enformados a Frio*”, Universidade Superior Técnica. Dissertação de Doutoramento.

Ranawaka, T.; Mahendran, M. (2010). "Numerical modelling of light gauge cold-formed steel compression members subjected to distortional buckling at elevated temperatures", *Thin-Walled Structures* - Elsevier. Vol. 48, n.º 4-5, p. 334-344.

Rautaruukki Oyj, 2000, Hannu Vainio (M.Sc.Tech), "Design handbook for rautaruukki structural hollow sections", New, revised edition 2000

Rubert, A.; Schaumann, P. (1985). "Tragverhalten Stahlerner Rahmensysteme bei Brandbeanspruchung" (in German), *Stahlbau*, Vol. 9, pp. 280–287.

Santos, A. L., 2003. "Ligações de barras tubulares para estruturas metálicas planas". Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Civil, Departamento de Estruturas, 2003. (Dissertação de Mestrado)

Schumacher, A., Nussbaumer A. (2005). "Experimental study on the fatigue behaviour of welded tubular K-joints for bridges", *Engineering Structures* 28, Elsevier, pp. 745 – 755.

Twilt, L., Hass, R., Klingsch, W., Edwards, M., Dutta, D., (1994). "Design guide for structural hollow section columns exposed to fire" CIDECT, Comité International pour le développement et l'étude de la construction tubulaire, guide no 4, TÜV-Verlag Rheinland, Köln.

Vigh, L. G., Dunai, L., (2004). "Finite element modelling and analysis of bolted joints of 3D tubular structures", *Computers and Structures* 82, Elsevier, pp 2173 – 2187

Vila Real, P. (2003). "Incêndio em estruturas metálicas: cálculo estrutural", Edições ORION, Portugal 2003. 383p.

Yang, Z. M., Lie, S. T., Gho, W.M., (2006). "Fatigue crack growth analysis of a square hollow section T-joint", *Journal of Constructional Steel Research* 63, Elsevier, pp 1184 – 1193.

Yu, W., Zhao, J., Luo, H., Shi, J., Zhang, D., (2011). "Experimental study on mechanical behavior of an impacted steel tubular T-joint in fire", *Journal of Constructional Steel Research* 67, Elsevier, pp. 1376 – 1385.

Zhao, X. – L., Herion, S., Packer, J. A., Puthli, R. S., Sedlacek, G., Wardenier, J., Weynand, K., van Wingerde, A. M., Yeomans, N. F., (2001). "Design guide for circular and rectangular hollow sections welded joints under fatigue loading"

REFERÊNCIAS DE SITES

Brooks, M., (2012). The Washington Post, “*London 2012 Olympics: Orbit tower complete and already drawing criticism*”, em: <http://www.washingtonpost.com/blogs/2012-heavy-medal_london/post/london2012-olympics-orbit-tower-complete-and-already-drawingcriticism/2012/05/11/gIQAG1C6HU_blog.html>. Último acesso em 23 Nov. de 2012

CYPE, (2012). “*Ligações de treliças planas com perfis tubulares*”, em: <http://ligacoes.cype.pt/ligacoes_trelicas_planas_perfis_tubulares.htm> Último acesso em 23 Nov. de 2012

ECCS, European Convention for Constructional Steelwork (2012), em: <<http://www.steelconstruct.com/references/>> Último acesso 23 Nov. de 2012

Efatigue, (2012). “*Stress Concentration Factor (Kt)*”, em: <<https://www.efatigue.com/glossary/>> Último acesso 26 Nov. de 2012

Ferpinta, (2013). em: < <http://www.ferpinta.pt/index.php?cat=61> > Último acesso 06 Agosto de 2013

M.A., Mais Futebol, (2012). “*Incêndio no Estádio da Luz: cobertura e bancada danificadas*”, em: <<http://www.maisfutebol.iol.pt/benfica/benfica-estadio-da-luz-derby-incendio-maisfutebol/1317824-1456.html>> Último acesso em 23 Nov. de 2012.

Martifer, 2012 em: < <http://www.martifer.pt/pt/portfolio/> > Último acesso 23 Nov. de 2012

Metálica, 2012. “*Vantagens das Estruturas Tubulares de Aço*”, em: <<http://www.metlica.com.br/vantagens-das-estruturas-tubulares-de-aco/>> Fonte: Vallourec & Mannesmann Tubes do Brasil, Último acesso em 23 Nov. de 2012.

Orbit-tower-admin, (2012). The Orbit Tower, em: < http://orbittower.org.uk/814/views-orbit-tower/img_4751/ > Último acesso em 23 Nov. de 2012.

Pesquisandopetroleo (2009) “*Fadiga em plataformas offshore fixas com modelos em elementos finitos*” em: <<http://pesquisandopetroleo.blogspot.pt/2009/05/fadiga-em-plataformas-offshore-fixas.html>>, Último acesso em 24 de Set. de 2013.

Reis, A. J., (2010). “*Seminário Eurocódigos Estruturais: o início da sua aplicação em Portugal – projecto de estruturas metálicas eurocódigo 3, parte 1-9 Fadiga*”, Lisboa, LNEC, 2010, em: < http://www.lnec.pt/qpe/eurocodigos/seminario_lisboa/EC3_Parte1_9_LNEC2010_AR.pdf > Último acesso em 23 Nov. de 2012.