



Diogo Rodrigues Alves

Licenciado em Ciências de Engenharia Civil

Determinação da capacidade resistente de juntas de perfis metálicos tubulares através de Análise Limite

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre
em Engenharia Civil - Perfil de Estruturas

Orientador: Prof. Doutor Mário Vicente da Silva

Júri:

Presidente: Prof. Doutor Corneliu Cismasiu

Arguente: Prof. Doutor Rodrigo de Moura Gonçalves

Vogal: Prof. Doutor Mário Vicente da Silva



FACULDADE DE
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Maio de 2018

Determinação da capacidade resistente de juntas de perfis metálicos tubulares através de Análise Limite

Copyright © Diogo Rodrigues Alves, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa

A Faculdade de Ciências e Tecnologia e a Universidade Nova de Lisboa tem o direito, perpétuo e sem limites geográficos, de arquivar e publicar esta dissertação através de exemplares impressos reproduzidos em papel ou de forma digital, ou por qualquer outro meio conhecido ou que venha a ser inventado, e de a divulgar através de repositórios científicos e de admitir a sua cópia e distribuição com objetivos educacionais ou de investigação, não comerciais, desde que seja dado crédito ao autor e editor.

Agradecimentos

Gostaria de expressar o meu agradecimento a algumas pessoas, que sem o seu contributo não seria possível a realização desta tese.

Em primeiro lugar, quero agradecer à pessoa que mais contribuiu para a realização deste trabalho, o meu orientador Professor Doutor Mário Vicente da Silva, por todos os conhecimentos que me transmitiu, por toda a ajuda facultada, e pela disponibilidade fornecida. Sempre admirei os seus métodos de trabalho, o seu rigor, a sua organização e a grande qualidade que tem em simplificar problemas. O meu sincero obrigado por todas as competências que me transmitiu, justificando assim, o motivo da minha escolha. Trabalhar com pessoas competentes, torna o caminho mais fácil.

A todos os professores do Departamento de Engenharia Civil que de forma direta ou indireta me auxiliaram ao longo de todo o meu percurso académico.

Aos meus pais pela excelente educação e por me terem dado as condições necessárias para concretizar os meus objetivos académicos. Ao meu irmão e conselheiro nas alturas certas.

À Ana pelo amor e paciência que teve desde o primeiro dia, e pelos momentos proporcionados nas horas de descanso. Ao PP, Mangualde, Malafaja, Gil, Vasco e Miguel pelos momentos de descontração e pela amizade.

Ao André e ao Couto pelas longas horas de companhia dedicadas a este trabalho. Aos meus colegas PP, Vasco, Duarte, Nuno João, Joana, Fred por todos os bons momentos passados na faculdade. À Cláudia porque me pediu.

E em especial à minha Boneca.

Resumo

Nesta dissertação pretende-se estudar a adequabilidade da utilização do teorema Cinemático da Análise Limite na determinação da capacidade resistente de juntas de perfis metálicos tubulares.

O presente trabalho analisa a capacidade resistente de juntas metálicas tubulares de secção circular, dando-se particular relevo às juntas do tipo K, N, X e T sujeitas a cargas axiais. A análise é feita utilizando o programa **mechpy**, que recorre a uma formulação não-convencional de elementos finitos para Análise Limite baseada no Teorema Cinemático que permite obter os limites superiores de cargas de colapso. Este estudo pretende mostrar o potencial da Análise Limite como ferramenta para prever a capacidade resistente de juntas metálicas tubulares, e mostrar a grande versatilidade e capacidade de cálculo da ferramenta numérica utilizada.

Para a análise da capacidade resistente das juntas metálicas foram realizados vários testes numéricos reproduzindo ensaios experimentais conduzidos por outros autores, disponíveis na literatura. As juntas são simuladas através de modelos 3D de elementos finitos, e é feito o devido estudo de convergência das diferentes malhas utilizadas para cada ensaio, aumentando o número de graus de liberdade nas zonas onde era expectável uma maior concentração da dissipação plástica na formação do mecanismo de colapso.

Os resultados obtidos são comparados com os resultados experimentais, e com as cargas últimas fornecidas pelas prescrições do Eurocódigo 3 e com as recomendações CIDECT, de modo a demonstrar que a ferramenta de cálculo utilizada revela uma grande versatilidade, permitindo obter estimativas de elevada qualidade para problemas deste tipo.

Palavras-chave: Juntas metálicas, Perfis tubulares circulares (CHS), Elementos finitos para Análise Limite, Teorema Cinemático

Abstract

This thesis intends to study the suitability of the use of Limit Analysis theorems of the Plasticity Theory in the determination of the resistant capacity of tubular metal joints.

The present work analyzes the resistant capacity of tubular circular hollow section (CHS) metal joints, with emphasis on K, N, X and T joint types, under axial loads. This analysis is made with the `mechpy` tool, which uses an unconventional formulation of finite elements for Limit Analysis derived within the kinematical theorem that allows to obtain the upper bounds of the collapse loads. This study aims to emphasize the potential of Limit Analysis as the theoretical basis for the prediction of the resisting capacity of tubular metal joints and to show the great versatility and computational capacity of the numerical tool used.

For that purpose, several numerical tests were conducted with `mechpy`, reproducing experimental tests conducted by other authors, available in the literature. The joints are simulated through 3D models of finite elements, it is performed an extensive study of the convergence of the different meshes used in each test, increasing the number of degrees of freedom in the areas where it is expected a higher concentration of plastic dissipation, in the formation of the collapse mechanism.

The results obtained in the numerical analysis with `mechpy`, were compared with the experimental results, and with the collapse loads provided by the NP EN 1993-1-8 2010 specifications and with the new CIDECT recommendations. Through these comparisons, it was concluded that by using Limit Analysis, high quality estimations can be obtained for the type of problems presented in this work.

Keywords: Metal joints, Circular Hollow Section (CHS), Finite element limit analysis, Kinematic (upper bound) Theorem.

Conteúdo

Agradecimentos	i
Resumo	iii
Palavras Chave	iii
Abstract	v
Keywords	v
Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xii
Simbologia	xiii
1 Introdução	1
1.1 Motivação	1
1.2 Objetivo	2
1.3 Metodologia	2
1.4 Organização do trabalho	2
2 Definição do problema	5
2.1 Considerações iniciais	5
2.2 Revisão de conceitos da Teoria da Plasticidade	6
2.2.1 Princípio do Trabalho Plástico Máximo	7
2.2.2 Escoamento plástico	9
2.2.3 Funções de dissipação	11
2.3 Análise Limite	13
2.3.1 Teorema Estático	14
2.3.2 Teorema Cinemático	15
2.4 Considerações Finais	15
3 Casos de estudo	17

3.1	Juntas tubulares de secção em K	17
3.2	Juntas tubulares de secção em N	19
3.3	Juntas tubulares de secção em X	22
3.4	Juntas tubulares de secção em T	25
4	Modelação computacional e discussão de resultados	29
4.1	Considerações iniciais	29
4.2	Juntas tubulares de secção em K	30
4.3	Juntas tubulares de secção em N	45
4.4	Juntas tubulares de secção em X	50
4.5	Juntas tubulares de secção em T	65
4.6	Comparação com o Eurocódigo 3 e recomendações CIDECT	80
5	Conclusão e desenvolvimentos futuros	83
	Bibliografia	85
	Anexo A: Dimensionamento através do EC3 e CIDECT	87

Lista de Figuras

2.1	Consequências do Princípio do Trabalho Plástico Máximo	8
2.2	Representação da lei de escoamento associado	10
2.3	Representação gráfica das superfícies de cedência	11
3.1	Representação de uma junta tubular em K	18
3.2	Modos de rotura dos espécimes ensaiados	19
3.3	Representação de uma junta tubular em N	20
3.4	Modos de rotura dos espécimes ensaiados	21
3.5	Representação de uma junta tubular em X	22
3.6	Relação entre a carga axial e o deslocamento vertical dos espécimes ensaiados	24
3.7	Modos de rotura dos espécimes ensaiados	25
3.8	Representação de uma junta tubular em T	26
3.9	Relação entre a carga axial e o deslocamento vertical dos espécimes ensaiados	27
3.10	Modos de rotura dos espécimes ensaiados	28
4.1	Malha tipo da junta tubular em K com afastamento entre as diagonais	31
4.2	Convergência dos resultados da análise numérica (G2C)	32
4.3	Solução da análise do modelo G2C	33
4.4	Malhas tipo das juntas tubulares em K com sobreposição das diagonais	34
4.5	Convergência dos resultados da análise numérica (I3C(1))	35
4.6	Convergência dos resultados da análise numérica (I3C(2))	36
4.7	Solução da análise do modelo I3C(1)	37
4.8	Solução da análise do modelo I3C(2)	38
4.9	Convergência dos resultados da análise numérica (L3C(1))	40
4.10	Convergência dos resultados da análise numérica (L3C(2))	41
4.11	Solução da análise do modelo L3C(1)	42
4.12	Solução da análise do modelo L3C(2)	43
4.13	Resumo dos valores da análise numérica da Junta K	44
4.14	Malha tipo da junta tubular em N	45
4.15	Convergência dos resultados da análise numérica (FUNG)	46
4.16	Convergência dos resultados da análise numérica (GHO)	47
4.17	Solução da análise do modelo FUNG	48
4.18	Solução da análise do modelo GHO	49

4.19	Malhas tipo das juntas tubulares em X	50
4.20	Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5)	51
4.21	Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0)	52
4.22	Solução da análise do modelo XB89x2.5	53
4.23	Solução da análise do modelo XB114x3.0	54
4.24	Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5R1260)	56
4.25	Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5R840)	57
4.26	Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5R420)	58
4.27	Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0R1260)	59
4.28	Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0R840)	60
4.29	Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0R420)	61
4.30	Solução da análise do modelo XB89R840	62
4.31	Solução da análise do modelo XB114R420	63
4.32	Resumo dos valores da análise numérica da Junta X	64
4.33	Malhas tipo das juntas tubulares em T	65
4.34	Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5)	66
4.35	Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0)	67
4.36	Solução da análise do modelo TB89x2.5	68
4.37	Solução da análise do modelo TB114x3.0	69
4.38	Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5R1260)	70
4.39	Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5R840)	71
4.40	Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5R420)	72
4.41	Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0R1260)	73
4.42	Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0R840)	74
4.43	Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0R420)	75
4.44	Solução da análise do modelo TB89R420	77
4.45	Solução da análise do modelo TB114R420	78
4.46	Solução da análise do modelo TB114R840	79
4.47	Resumo dos valores da análise numérica da Junta T	80
4.48	Comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais	82

Lista de Tabelas

3.1	Caracterização dos ensaios experimentais da Junta K	19
3.2	Caracterização dos ensaios experimentais da junta N	21
3.3	Caracterização dos ensaios experimentais da Junta X	23
3.4	Modos de rotura dos espécimes ensaiados	24
3.5	Caracterização dos ensaios experimentais da Junta T	27
3.6	Modos de rotura dos espécimes ensaiados	28
4.1	Resumo dos valores da análise numérica (G2C)	32
4.2	Resumo dos valores da análise numérica (I3C(1))	35
4.3	Resumo dos valores da análise numérica (I3C(2))	36
4.4	Resumo dos valores da análise numérica (L3C(1))	40
4.5	Resumo dos valores da análise numérica (L3C(2))	41
4.6	Resumo dos valores da análise numérica (FUNG)	46
4.7	Resumo dos valores da análise numérica (GHO)	47
4.8	Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5)	51
4.9	Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0)	52
4.10	Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5R1260)	55
4.11	Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5R840)	57
4.12	Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5R420)	58
4.13	Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0R1260)	59
4.14	Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0R840)	60
4.15	Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0R420)	61
4.16	Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5)	66
4.17	Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0)	67
4.18	Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5R1260)	70
4.19	Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5R840)	71
4.20	Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5R420)	72
4.21	Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0R1260)	73
4.22	Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0R840)	74
4.23	Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0R420)	75
4.24	Comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais	81
A.1	Classes dos perfis	90

A.2	Domínio de validade para juntas entre perfis de secção tubular circular . . .	91
A.3	Relações geométricas	96

Simbologia

Abreviaturas

elem. elemento

exp. experimental

máx. máxima

parâm. parâmetros

result. resultados

Siglas

DEC Departamento de Engenharia Civil

FCT Faculdade de Ciências e Tecnologia

UNL Universidade Nova de Lisboa

CHS Perfil Tubular de Secção Circular

EC3 Eurocódigo 3

CP Plastificação da corda

LBFB Encurvadura Local do Elemento Carregado

MYFB Cedência da Secção do Elemento Carregado

OSB Deslocamento Fora do Plano do Elemento Carregado

Símbolos

Ω Domínio de um corpo

\underline{u} campo de deslocamentos

$\underline{\dot{u}}$ campo das velocidades

$\underline{\underline{\varepsilon}}$ campo das deformações

$\underline{\underline{\varepsilon}}^e$ campo de deformações elásticas

$\underline{\underline{\epsilon}}^P$ campo de deformação plásticas
 $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}$ taxa das deformações
 $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}^P$ taxa de deformação plástica
 C_c Espaço formado por todos os estados possíveis de deformação plástica
 $\underline{\underline{\sigma}}$ estado de tensão
 $\underline{\underline{\dot{\sigma}}}$ tensor das tensões
 \mathbb{E} Estado de endurecimento do material
 $\underline{\underline{s}}$ parcela deviatória das tensões
 $\underline{\underline{I}}$ Tensor identidade de 2ª ordem
 α multiplicador de carregamento
 $\underline{\underline{\hat{v}}}$ velocidade relativa
 $\underline{\underline{\hat{v}}}_n$ velocidade relativa normal
 $\underline{\underline{\hat{v}}}_t$ velocidade relativa tangencial
 C_d Espaço formado por todos os estados possíveis das velocidades relativas
 c tensão tangencial máxima
 k tensão de corte de cedência
 k_I tensão de corte limite
 Γ_σ Fronteira estática
 \mathbf{t} forças de fronteira
 \mathbf{b} forças de massa
 \mathbf{n} normal exterior à fronteira
 Γ_u Fronteira cinemática
 W_e Potência das forças exteriores aplicadas
 W_D Potência plástica total dissipada
 d diâmetro do elemento
 d_0 diâmetro do elemento principal
 d_1 diâmetro do elemento secundário
 t espessura do elemento
 t_0 espessura do elemento principal

- t_1 espessura do elemento secundário
- L Comprimento do elemento
- g gap
- σ_y tensão de cedência
- Θ ângulo que o elemento secundário faz com o elemento principal
- R Raio de curvatura
- $1/R$ Curvatura
- f_y tensão de cedencia
- R^2 Coeficiente de determinação
- P_u Carga de colapso experimental
- P_{AL}^{MISES} Estimativa de carga de colapso pelo critério de von Mises
- P_{AL}^{TRESCA} Estimativa de carga de colapso pelo critério de Tresca
- N_{Rd}^{EC3} Carga resistente calculada a partir do EC3
- N_{Rd}^{CIDECT} Carga resistente calculada a partir das recomendações CIDECT
- β relação entre o diâmetro do elemento secundário e o elemento principal
- γ relação entre o diâmetro e o dobro da espessura do elemento principal
- λ_{ov} coeficiente de sobreposição

Capítulo 1

Introdução

1.1 Motivação

Um dos princípios da Engenharia Civil é a elaboração de estruturas eficientes e seguras, sendo relevante ser-se capaz de avaliar a máxima carga suportada por uma determinada estrutura, denominada de carga de colapso. A Análise Limite representa uma estratégia eficiente neste âmbito capaz de avaliar a máxima carga suportada por uma determinada estrutura.

A motivação para o desenvolvimento do presente trabalho é a aplicação da Análise Limite no dimensionamento de juntas metálicas. As juntas metálicas tubulares de secção circular são muitas vezes utilizadas em estruturas metálicas, tendo algumas limitações no seu dimensionamento, com códigos por vezes conservativos. A Análise Limite revela condições para ser uma ferramenta muito útil no seu dimensionamento, com boas e rápidas estimativas de cargas de colapso e acredita-se que, é uma área em que se pode explorar soluções permitindo ultrapassar as limitações observadas atualmente.

Já anteriormente outros autores defenderam a utilização da Análise Limite para determinação da capacidade resistente de juntas metálicas, refira-se os trabalhos de Makino et al. [12], Soh et al. [15], Zhao [17] e Mashiri et al. [13], entre outros. Contudo, a abordagem seguida no presente trabalho distingue-se das anteriores pelo facto da determinação das cargas de colapso não se basear em expressões analíticas obtidas através de mecanismos de rotura parametrizados.

1.2 Objetivo

O objetivo principal deste trabalho consiste em mostrar que a Análise Limite pode ser utilizada como uma ferramenta de cálculo para prever boas estimativas da capacidade resistente de juntas metálicas tubulares caracterizadas por um comportamento perfeitamente plástico. Para que este objectivo seja concretizado com sucesso, é usado um programa de elementos finitos, **mechpy**, que é suportado teoricamente pelo Teorema Cinemático da Análise Limite. O programa permite proceder à análise de vários problemas, cujos resultados podem ser comparados com os obtidos experimentalmente.

1.3 Metodologia

Para a concretização do objetivo deste trabalho, em primeiro lugar, foram selecionados alguns casos de estudo com resultados experimentais que permitissem uma confrontação com os resultados dos modelos computacionais, permitindo a validação da abordagem proposta. Foi feita a modelação destes casos de estudo, tendo em conta as características descritas nos ensaios experimentais. Para cada modelo, a utilização de vários níveis de refinamento e a respetiva carga de colapso, calculada de modo iterativo pelo programa **mechpy**, permitem fazer uma análise de convergência, e assim fazer uma estimativa de carga de colapso da estrutura.

1.4 Organização do trabalho

O presente documento encontra-se organizado em 5 capítulos. Após este capítulo introdutório, onde foram apresentadas a motivação, o objectivo e a metodologia do trabalho, seguem-se os capítulos centrais da tese cujo conteúdo é especificado em seguida.

Capítulo 2. Procede-se a uma definição das condições teóricas do problema em análise. Descrevem-se alguns dos conceitos estabelecidos pela Análise Limite utilizados no programa utilizado, importantes para a resolução dos problemas encontrados nos casos de estudo.

Capítulo 3. Descrevem-se as juntas metálicas tubulares de secção circular seguindo os propósitos dos documentos de referência. São apresentados os tipos de junta utilizados, os parâmetros geométricos que definem a junta, a caracterização dos esforços a que a junta está sujeita e os respetivos valores e modos de rotura atingidos experimentalmente.

Capítulo 4. Apresentam-se todos os resultados obtidos da análise numérica, complemen-

1.4 Organização do trabalho

tando com os respectivos gráficos de convergência. É feita a comparação dos resultados atingidos no presente trabalho com os valores obtidos experimentalmente. É ainda apresentada uma comparação dos resultados com os cálculos teóricos obtidos pelo EC3 e com as recomendações CIDECT.

Capítulo 5. Por fim, são apresentadas as conclusões retiradas deste trabalho, juntamente com sugestões de desenvolvimentos futuros.

Capítulo 2

Definição do problema

2.1 Considerações iniciais

É indiscutível a importância da determinação de cargas de colapso no dimensionamento de uma estrutura. A determinação de cargas de colapso melhorou significativamente com o desenvolvimento de ferramentas numéricas, que com o aumento da complexidade dos modelos de análise, permitem atingir valores muito próximos da realidade. O problema em estudo tem como objetivo o cálculo do limite de cargas de colapso de estruturas metálicas tubulares, através de um programa de elementos finitos, **mechpy** [6], que implementa numericamente o Teorema Cinemático e Estático da Análise Limite.

Neste capítulo pretende-se fazer a descrição do problema, o que implica que previamente se apresente as noções teóricas essenciais inculcadas no desenvolvimento da ferramenta de cálculo. Considera-se necessário rever alguns conceitos fundamentais estabelecidos na Teoria da Plasticidade ([4], [11]), com especial interesse nos Teoremas de Análise Limite.

Neste capítulo adopta-se uma notação tensorial, na qual os caracteres que representam grandezas tensoriais são identificadas através de um sublinhado, cujo número de linhas representa a ordem do tensor. Nesta notação, o operador “:” denota o produto contraído (também denominado de contracção dupla) entre dois tensores da mesma ordem; $\underline{a} : \underline{b} = a_{ij}b_{ij}$. Faz-se ainda menção da utilização do operador, $tr(\cdot)$, que denota o traço de um tensor de 2^a ordem; $tr(a) = a_{ii}$.

Em primeiro lugar, considera-se válida a hipótese de linearidade geométrica, onde as condições de equilíbrio podem ser estabelecidas com base na configuração indeformada da estrutura, desprezando-se nas equações de equilíbrio quaisquer efeitos de 2^a ordem. Assumindo a hipótese de linearidade geométrica válida, automaticamente pode também ser

considerada válida a hipótese das pequenas deformações. Esta última, permite estabelecer a seguinte relação de compatibilidade entre o campo de deslocamentos, \underline{u} , e o campo das deformações, $\underline{\varepsilon}$,

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (2.1)$$

Alternativamente, pode ser feita uma relação mais conveniente no presente contexto, entre o campo das velocidades, $\underline{\dot{u}}$, e o campo da taxa das deformações, $\underline{\dot{\varepsilon}}$,

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}) \quad (2.2)$$

O problema ainda se baseia nos pressupostos que os materiais são caracterizados por um comportamento isotrópico, que todas as deformações inelásticas resultam de uma resposta perfeitamente plástica dos materiais, e que se aplica o carregamento em condições quase estáticas, permitindo desprezar quaisquer efeitos inerciais.

2.2 Revisão de conceitos da Teoria da Plasticidade

Para assegurar o comportamento plástico de um material, um dos pressupostos do problema, recorre-se ao controlo da plasticidade através do estado das tensões, introduzindo a definição do denominado *critério de cedência*,

$$f(\underline{\sigma}) \leq 0 \quad (2.3)$$

Este critério pretende delimitar os estados de tensão considerados admissíveis, sendo que estabelece também a denominada *superfície de cedência*,

$$f(\underline{\sigma}) = 0 \quad (2.4)$$

definida através de uma função escalar do tensor das tensões, $\underline{\sigma}$.

Para ocorrer um incremento das deformações plásticas no material é necessário que o estado de tensão se encontre sobre a superfície de cedência, ou seja, que se verifique a igualdade presente em (2.4).

No caso mais genérico admite-se que a superfície de cedência inicial possa sofrer alterações com o aparecimento de deformações plásticas. Os modelos mais comuns utilizados para caracterizar a evolução da superfície de cedência prevêm que esta possa sofrer uma

2.2 Revisão de conceitos da Teoria da Plasticidade

dilatação, mantendo contudo a sua forma e origem no espaço das tensões. Este comportamento conduz a um aumento na resistência do material e denomina-se por endurecimento (“*hardening*”) isotrópico. Em oposição, o fenómeno de redução de resistência devido a uma contracção da superfície de cedência denomina-se de amolecimento (“*softening*”). No caso do modelo prever apenas translação da posição inicial da superfície de cedência no sentido das deformações plásticas, mantendo no entanto o seu tamanho e forma inicial, está-se perante o denominado endurecimento cinemático [4].

Assim, a superfície de cedência passa também a ser função não só do estado de tensões mas também do estado de endurecimento do material, \mathbb{E} ,

$$f(\underline{\sigma}, \mathbb{E}) = 0, \quad (2.5)$$

sendo a evolução do estado de endurecimento normalmente controlada, independentemente da trajectória das deformações, através das deformações plásticas ocorridas (“*strain hardening*”) ou alternativamente através do trabalho plástico dissipado (“*work hardening*”). Uma definição mais restrita de “*work hardening*” foi formulada por Drucker, sugere que se o endurecimento do material por deformação pode ser descrito como uma função do estado de tensão e da taxa de deformação plástica na forma infinitesimal, é válido considerar as seguintes relações [11]:

$$\underline{\dot{\sigma}} : \underline{\dot{\varepsilon}}^p \Rightarrow \begin{cases} \geq 0, & \textit{endurecimento do material}, \\ = 0, & \textit{material perfeitamente plástico}, \\ \leq 0, & \textit{amolecimento do material}. \end{cases} \quad (2.6)$$

No entanto, para o problema em estudo, em que os materiais apresentam um comportamento perfeitamente plástico, a superfície de cedência deverá permanecer inalterada ao longo da evolução do carregamento ($\mathbb{E} = 0$). Na próxima secção serão apresentadas e discutidas restrições impostas à forma da função da superfície de cedência.

2.2.1 Princípio do Trabalho Plástico Máximo

Considere-se um qualquer estado de tensão admissível, $\underline{\sigma}$, e uma taxa de deformação plástica, $\underline{\dot{\varepsilon}}^p$, gerada nesse estado de tensão. O Princípio do Trabalho Plástico Máximo postula que, para todo o estado de tensão admissível, $\underline{\sigma}^*$, arbitrariamente escolhido, se verifica a seguinte relação:

$$\forall \underline{\sigma}^* \mid f(\underline{\sigma}^*) \leq 0, \quad \forall \underline{\sigma} \mid f(\underline{\sigma}) \leq 0, \quad (\underline{\sigma} - \underline{\sigma}^*) : \underline{\dot{\varepsilon}}^p \geq 0 \quad (2.7)$$

Este princípio é também muitas vezes observado como consequência do Postulado de Estabilidade de Drucker [11]. Da aplicação do Princípio do Trabalho Plástico Máximo, um material para ser estável no sentido de Drucker tem de ter mais três propriedades relevantes:

- a) a taxa de deformação plástica tem de ser orientada segundo uma normal exterior à superfície de cedência (com uma lei de escoamento associada);
- b) a superfície de cedência define obrigatoriamente um espaço das tensões admissíveis convexo;
- c) a dissipação plástica por unidade de volume, \mathcal{D} , definida pelo produto interno das tensões pela taxa de deformação plástica,

$$\mathcal{D}(\underline{\sigma}, \underline{\dot{\varepsilon}}^p) = \underline{\sigma} : \underline{\dot{\varepsilon}}^p \quad (2.8)$$

pode passar a ser expressa como função da taxa de deformação plástica, $\mathcal{D}(\underline{\dot{\varepsilon}}^p)$, desde que seja conhecida a função de cedência, $f(\underline{\sigma})$ [14].

Para que o produto interno presente em (2.7) possa ser válido para um estado de tensão elástico inicial arbitrário, o vector correspondente ao incremento de deformação plástica, deve ser normal ao plano tangente à superfície e com o sentido a apontar para fora da superfície, é conhecida como a regra da normalidade [11]. As duas primeiras propriedades são ilustradas através da Figura 2.1.

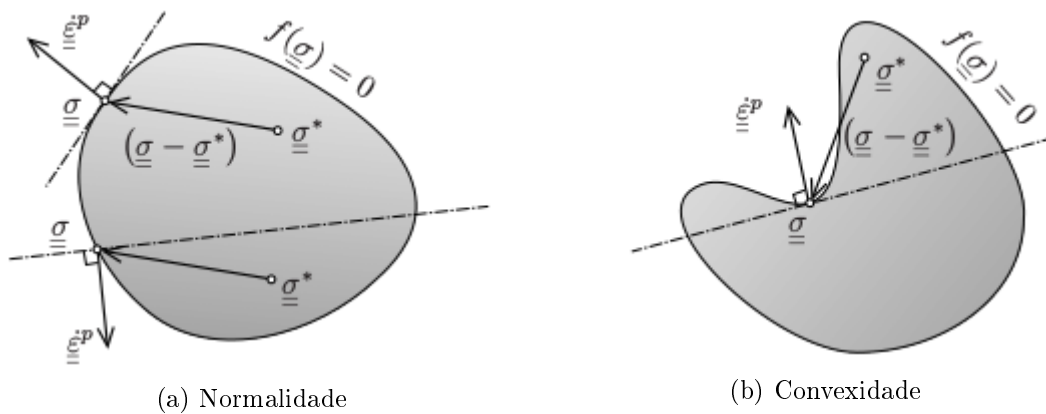


Figura 2.1: Consequências do Princípio do Trabalho Plástico Máximo (Retirado de Vicente da Silva[4])

Como se pode constatar através da análise da Figura 2.1a, caso o plano perpendicular à taxa de deformação plástica intercepte o domínio elástico delimitado pela superfície de cedência, é possível definir uma sub-região na qual os estados de tensão, $f(\underline{\sigma}^*)$, nela contida, violariam necessariamente a condição (2.7) do Princípio do Trabalho Plástico

2.2 Revisão de conceitos da Teoria da Plasticidade

Máximo. Repara-se portanto, da necessidade da orientação da taxa de deformação plástica ser normal à superfície de cedência, e pode-se também concluir acerca da obrigatoriedade da convexidade do domínio elástico. Para tal, basta constatar que o plano perpendicular a uma taxa de deformação plástica associada a um estado de tensão, localizado numa zona convexa da superfície de cedência. Deste modo, toda a região elástica se encontra do mesmo lado do plano tangente, pelo que se pode concluir que a superfície de cedência tem de ser convexa (2.1b).

A última propriedade é satisfeita a partir da própria definição da dissipação plástica (2.8) e da normalidade da taxa de deformação face à superfície de cedência. É de salientar no entanto que, mesmo para uma superfície de cedência não estritamente convexa caracterizada por múltiplas hipóteses de estados de tensão associados a determinada taxa de deformação plástica, a dissipação conserva-se ainda como função unívoca da taxa de deformação [4].

2.2.2 Escoamento plástico

Para completar as condições necessárias para definir o comportamento do material quando este entra em regime plástico, é necessário estabelecer como se processa o escoamento plástico. Para tal, considere-se a decomposição das deformações totais nas parcelas elástica, $\underline{\underline{\varepsilon}}^e$, e plástica, $\underline{\underline{\varepsilon}}^p$,

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e + \underline{\underline{\varepsilon}}^p \quad (2.9)$$

sendo que as deformações plásticas consistem em todas as deformações residuais resultantes de um carregamento que permanecem no material após se retirar a carga. Contrariamente às deformações elásticas, com as deformações plásticas não é possível estabelecer uma relação biunívoca com o campo das tensões.

Pode afirmar-se que a deformação plástica num ponto de um material exibindo um comportamento perfeitamente plástico não é limitada, por isso, é mais adequado exprimir a relação constitutiva em termos da taxa de deformação, $\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^p$.

A introdução de uma nova grandeza que traduza a lei de escoamento plástico, o potencial plástico $\Phi(\underline{\underline{\sigma}})$, permite estabelecer a seguinte relação com as componentes da taxa das deformações plásticas:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \alpha \frac{\partial \Phi(\underline{\underline{\sigma}})}{\partial \sigma_{ij}}, \quad \alpha \in \mathbb{R}_0^+ \quad (2.10)$$

De um ponto de vista geométrico, a condição (2.10) impõe que a direcção da taxa das deformações plásticas seja normal à superfície do potencial $\Phi(\underline{\underline{\sigma}})$, e o intervalo a que α pertence, por sua vez, impõe que o sentido da taxa das deformações plásticas se dirija para

o exterior da superfície. A validade do Princípio do Trabalho Plástico Máximo, impõe que a função do potencial coincida necessariamente com a função de cedência a menos de uma constante,

$$\Phi(\underline{\sigma}) = f(\underline{\sigma}) + c^{te} \quad (2.11)$$

Consequentemente está-se perante uma lei de escoamento associado [11],[4], conforme ilustrado na Figura 2.2. Se na superfície do potencial existir em pontos singulares (não diferenciáveis), considera-se que nesses pontos a taxa de deformação possa assumir qualquer direcção contida no cone formado pelas normais exteriores na vizinhança do ponto (ver ponto B, Figura 2.2). A convexidade da superfície de cedência imposta pelo Princípio do Trabalho Plástico Máximo é requisito suficiente para garantir a existência deste cone. Pode assim, ser feita uma generalização da condição de normalidade (2.10), devido à convexidade da superfície de cedência, recorrendo ao conceito de subgradiente,

$$\underline{\dot{\epsilon}} \in \alpha \partial \Phi(\underline{\sigma}), \quad \alpha \in \mathbb{R}_0^+ \quad (2.12)$$

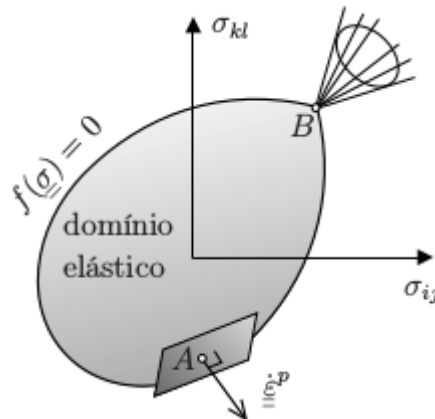


Figura 2.2: Representação da lei de escoamento associado (Retirado de Vicente da Silva[4])

Para concluir a descrição do escoamento, falta por último referir que para materiais perfeitamente plásticos é possível a ocorrência de descontinuidades no campo de velocidades, sendo que estas descontinuidades encontram-se igualmente sujeitas à lei de escoamento (2.10),(2.12). É de referir que, embora a ferramenta de cálculo utilizada permita considerar este tipo de descontinuidades no campo das velocidades, este recurso não foi utilizado no presente trabalho.

2.2 Revisão de conceitos da Teoria da Plasticidade

2.2.3 Funções de dissipação

São apresentadas nesta subsecção as funções de dissipação associadas aos critérios de cedência com interesse neste trabalho, mais especificamente o critério de Tresca e de von Mises, que são os critérios mais comumente utilizados para simular o comportamento de materiais metálicos [2].

Em primeiro lugar, define-se o espaço das tensões principais ($\sigma_I, \sigma_{II}, \sigma_{III}$) e das taxas de deformação principais ($\dot{\epsilon}_I, \dot{\epsilon}_{II}, \dot{\epsilon}_{III}$), pressupondo a seguinte ordenação:

$$\sigma_I > \sigma_{II} > \sigma_{III} \quad (2.13)$$

Define-se também o espaço auxiliar, \mathcal{C}_c , obrigando de forma implícita a inclusão das condições de normalidade do escoamento plástico (2.10) e (2.12), faltando apenas restringir as taxas de deformação plástica admissíveis ao seu domínio. É relevante mencionar que para os dois critérios anteriormente referidos o escoamento plástico é incompressível, i.e., não resulta numa variação de volume do material. Este facto está em consonância com os resultados dos ensaios experimentais realizados com materiais metálicos [2]. Na Figura 2.3 representam-se, no espaço das tensões principais, as superfícies de cedência correspondentes a cada critério considerado.

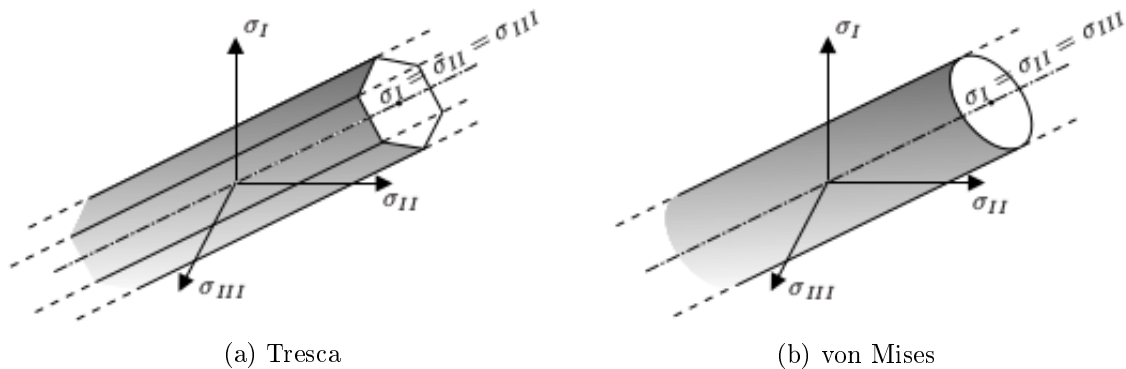


Figura 2.3: Representação gráfica das superfícies de cedência (Retirado de Vicente da Silva[4])

Critério de Tresca

O critério de Tresca resulta da imposição de uma tensão tangencial máxima, c , a qual nunca pode ser excedida [5]. Deste modo, para o critério de Tresca a expressão da função

de cedência é dada por,

$$f(\underline{\sigma}) = \sigma_I - \sigma_{III} - 2c \quad (2.14)$$

Por sua vez a função de dissipação e o espaço \mathcal{C}_c são definidos através das expressões,

$$\mathcal{D}(\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p}) = c(|\dot{\epsilon}_I^p| + |\dot{\epsilon}_{II}^p| + |\dot{\epsilon}_{III}^p|), \quad \forall \underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p} \in \mathcal{C}_c \quad (2.15)$$

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p} \in \mathcal{C}_c \Leftrightarrow tr(\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p}) = 0 \quad (2.16)$$

Critério de von Mises

O critério de von Mises resulta da imposição de uma energia de distorção máxima, resultando a seguinte expressão para definir a respectiva superfície de cedência:

$$f(\underline{\sigma}) = \sqrt{\frac{1}{2}tr(\underline{s}^2)} - k \quad (2.17)$$

onde k é a tensão de corte de cedência obtida num ensaio de tracção uniaxial. A função de dissipação e o espaço \mathcal{C}_c são definidos através das expressões,

$$\mathcal{D}(\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p}) = k\sqrt{2tr((\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p})^2)}, \quad \forall \underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p} \in \mathcal{C}_c \quad (2.18)$$

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p} \in \mathcal{C}_c \Leftrightarrow tr(\underline{\underline{\dot{\epsilon}}^p}) = 0 \quad (2.19)$$

Dissipação em superfícies de escorregamento

Conforme já foi mencionado, a Teoria da Plasticidade não exclui a possibilidade da ocorrência de discontinuidades no campo das velocidades, surgindo, assim, a necessidade de quantificar a dissipação plástica que ocorre nesta situação. A velocidade relativa, \hat{v} , num ponto genérico da superfície de escorregamento é obtida através da diferença entre as velocidades de dois sub-domínios adjacentes,

$$\hat{v} = \dot{u}_2 - \dot{u}_1 \quad (2.20)$$

2.3 Análise Limite

sendo que as componentes normal e tangencial da velocidade relativa, são definidas por:

$$\underline{\hat{v}} \Rightarrow \begin{cases} \hat{v}_n = (\underline{\hat{v}} \cdot \underline{n})\underline{n} \\ \hat{v}_t = \underline{\hat{v}} - \hat{v}_n \end{cases} \quad (2.21)$$

Para o caso dos materiais puramente coesivos (Tresca e von Mises) a condição de normalidade é expressa por:

$$\underline{\hat{v}} \in \mathcal{C}_d \Rightarrow \underline{\hat{v}} \cdot \underline{n} = 0 \quad (2.22)$$

o espaço \mathcal{C}_d desempenha, para o campo das velocidades relativas, uma função correspondente à que é desempenhada pelo o espaço, \mathcal{C}_c , para o campo da taxa das deformações. A dissipação, é por sua vez, definida pela seguinte expressão:

$$\mathcal{D}(\underline{\hat{v}}) = k_I |\hat{v}_t| \quad (2.23)$$

onde k_I é a tensão de corte limite na interface, que corresponde ao valor dos parâmetros c e k para os materiais tipo Tresca e tipo von Mises, respectivamente.

2.3 Análise Limite

A Análise Limite debruça-se sobre a determinação de cargas de colapso de sistemas mecânicos. Considera-se que um sistema mecânico atingiu um carregamento limite, estando iminente o seu colapso, sempre que para um carregamento admissível possam ocorrer deformações plásticas incontroláveis na estrutura [11]. As soluções para qualquer problema de mecânica devem respeitar três condições:

- i. o equilíbrio;
- ii. a compatibilidade;
- iii. as propriedades dos materiais.

Seria ideal que as soluções respeitassem as três condições, no entanto, dada a complexidade dos problemas, existe a possibilidade de simplificar os cálculos de estabilidade, ignorando algumas das condições de equilíbrio e de compatibilidade e usar dois importantes teoremas da teoria do colapso plástico. Ignorando a condição de equilíbrio, pode ser determinado um limite superior da carga de colapso de forma a que se uma estrutura for carregada até este nível, colapsará. Se por outro lado, ignorar-se a condição de compatibilidade,

pode determinar-se um limite inferior da carga de colapso, de forma a que uma estrutura carregada até este valor não colapsará. É claro que, a verdadeira carga de colapso estará entre estes dois limites.

Também é importante clarificar que, na Análise Limite, o material é considerado perfeitamente plástico. Esta condição restringe os problemas para apenas dois tipos de comportamento, comportamento elásto-perfeitamente plástico e comportamento rígido-perfeitamente plástico. Apesar das notáveis diferenças nestes dois tipos de comportamento e tendo em conta a linearidade geométrica, a região de carregamentos admissíveis é coincidente, no caso dos dois sistemas mecânicos apresentarem critérios de cedência idênticos [11]. Isto significa que as deformações elásticas não influenciam a carga de colapso, tomando em consideração este facto, e sem perder qualquer generalidade para o comportamento elasto-plástico, assume-se os corpos constituídos por um material rígido-perfeitamente plástico.

É neste contexto que faz sentido o uso de teoremas da Análise Limite. Considerando um carregamento a um corpo com um material rígido-perfeitamente plástico, a partir do qual começa a haver escoamentos plásticos e deformações irreversíveis, chamado de colapso plástico, é possível aplicar os teoremas estático e cinemático. Deste modo, os teoremas da Análise Limite constituem uma poderosa ferramenta teórica, que permite, de uma forma rápida, a obtenção de majorantes/minorantes para as cargas de colapso.

2.3.1 Teorema Estático

Considerando um carregamento admissível, um carregamento para o qual é possível obter uma distribuição de tensões equilibradas, que respeite em todo o domínio a condição de cedência (2.3). Entende-se por distribuição de tensões equilibradas, um campo de tensões que respeita não só as condições de equilíbrio no domínio, Ω ,

$$\sigma_{ij,i} + b_j = 0, \quad (2.24)$$

mas também nas fronteiras estáticas, Γ_σ , onde são prescritas forças de fronteira, t ,

$$\underline{\underline{\sigma}} \cdot \underline{n} = \underline{t} \quad em \quad \Gamma_\sigma, \quad (2.25)$$

onde o vector, n , representa o versor da normal exterior à fronteira. Em (2.24), b_j , representa a componente, na direcção j , do vector das forças de massa, b .

Tendo em consideração as definições anteriores, o teorema Estático pode ser enunciado do seguinte modo:

2.4 Considerações Finais

Se para um determinado carregamento for possível obter pelo menos uma distribuição de tensões que seja admissível, isto é, onde as condições de cedência (2.3) e de equilíbrio (2.24) se verifiquem localmente em todo o domínio e satisfaça igualmente a condição equilíbrio (2.25) na fronteira estática, então esse carregamento pertence à região dos carregamentos admissíveis (ou suportáveis).

2.3.2 Teorema Cinemático

O teorema Cinemático pode ser enunciado do seguinte modo:

Se, para um determinado carregamento, for possível definir um campo de velocidades virtual, $\underline{\dot{u}}^$, que seja compatível e onde a potência das forças exteriores aplicadas,*

$$W_e = \int_{\Omega} \underline{b} \cdot \underline{\dot{u}}^* d\Omega + \int_{\Gamma_{\sigma}} \underline{t} \cdot \underline{\dot{u}}^* d\Gamma \quad (2.26)$$

seja superior ou igual à potência plástica total dissipada,

$$W_{\mathcal{D}} = \int_{\Omega} \mathcal{D}(\underline{\dot{\epsilon}}^*) d\Omega \quad (2.27)$$

então esse carregamento é não interior à região dos carregamentos admissíveis (não estando eliminada a hipótese de se tratar de um carregamento limite). Neste instante, torna-se necessário precisar o conceito de campo de velocidades compatível que surge na enunciação do Teorema Cinemático. Entende-se por campo de velocidades compatível todo aquele campo que respeita as condições de compatibilidade na fronteira cinemática, Γ_u , expressa pela condição,

$$\underline{\dot{u}} = 0 \quad \text{em} \quad \Gamma_u \quad (2.28)$$

e cujo campo da taxa de deformações, $\dot{\epsilon}$, a ele associado através da condição de compatibilidade (2.2), respeite a regra de escoamento associado estabelecida por (2.10-2.12).

2.4 Considerações Finais

Com base neste enquadramento teórico, introduzido na ferramenta de cálculo utilizada, pretende-se determinar estimativas de elevado grau de precisão de cargas de colapso de um conjunto de problemas relacionados com juntas tubulares de CHS, recorrendo à Análise Limite. De todos os materiais estruturais normalmente utilizados na Engenharia Civil, o aço é aquele que apresenta o comportamento plástico que mais se adequa à Análise Limite.

Contudo, a esbelteza das estruturas metálicas leva ao aparecimento frequente de efeitos de 2ª ordem, conduzindo a limitações da capacidade resistente devido a efeitos de instabilidade. A incompatibilidade destes efeitos com a linearidade geométrica pressuposta na Análise Limite, não permite a sua utilização no dimensionamento das estruturas metálicas. Não obstante, no caso do problema em estudo pensa-se que este tipo de fenómenos não têm uma influência preponderante no efeito da capacidade resistente da junta, adequando-se por isso a aplicação da Análise Limite [15].

Capítulo 3

Casos de estudo

Nesta secção é apresentado um conjunto de casos que serão objetos de estudo para a aplicação da formulação de análise limite desenvolvida na determinação da capacidade resistente de juntas de perfis metálicos tubulares de secção circular, CHS (“*Circular Hollow Section*”), de elementos sujeitos a esforços axiais de compressão.

Os tipos de juntas abrangidos por este trabalho, K, N, X, T, fazem parte de um grupo denominado de juntas planas de secção circular e desempenham um papel fundamental no âmbito da construção metálica. Aspectos como a segurança e funcionalidade, associados à resistência e deformabilidade de uma estrutura metálica, dependem diretamente da eficiência das suas juntas. Estes perfis tubulares são normalmente utilizados em treliças, onde as ações são maioritariamente equilibradas por esforço axial nas barras e, eventualmente, por momento fletor.

O critério utilizado para escolha dos casos de estudo foi a existência de resultados experimentais que permitissem uma confrontação com os resultados do modelos computacionais, permitindo deste modo uma adequada validação da abordagem proposta. Segue-se então uma descrição sucinta dos ensaios experimentais e respectivos resultados. Para mais detalhes aconselha-se a leitura das referências bibliográficas apresentadas.

3.1 Juntas tubulares de secção em K

O presente exemplo consiste na modelação numérica de três ensaios experimentais seleccionados de um conjunto de ensaios conduzidos por Kurobane et al. [10], sendo que dois destes casos serão comparados com os resultados da modelação documentada em [4]. Nestes ensaios estudam-se três juntas tubulares em forma de K de CHS, caracterizadas pela

união de dois perfis secundários, designados de diagonais, a um terceiro perfil considerado principal, denominado de corda. Este tipo de junta é muito frequente em estruturas treliçadas metálicas.

A principal diferença dos três ensaios aqui analisados está no afastamento entre as diagonais, definido através do parâmetro geométrico de afastamento g (gap), estudando-se também quando este afastamento é negativo, que acontece quando existe sobreposição das diagonais. Como se poderá constatar, este pormenor condicionará o tipo de rotura observado. A corda usada nestes testes tem um diâmetro exterior de 216,4 mm, para o ensaio com afastamento das diagonais, e de 216.1 mm, para os ensaios com sobreposição das diagonais. Todas as diagonais usadas nos testes (comprimida e traccionada) têm um diâmetro exterior de 165,1 mm, unidas à corda com ângulos de 60° . Na Figura 3.1 esquematiza-se o pormenor da junta.

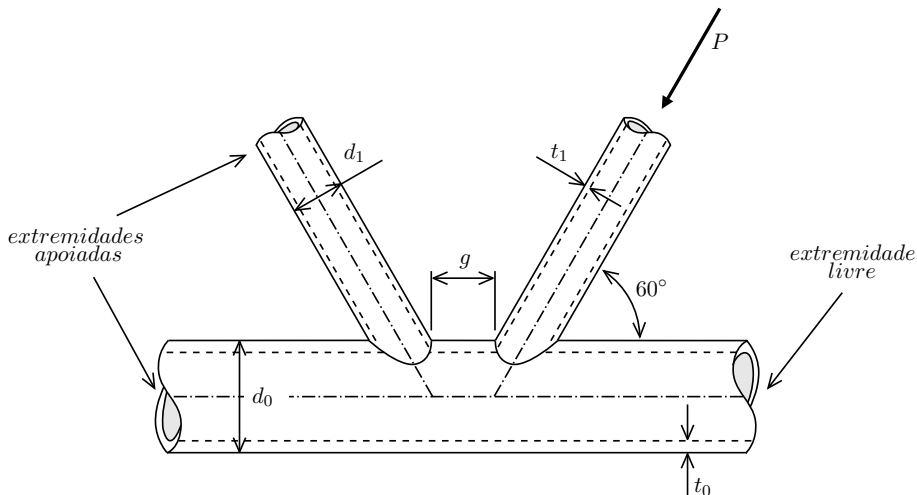


Figura 3.1: Representação de uma junta tubular em K

Na Tabela 3.1 definem-se os parâmetros geométricos, nomeadamente o diâmetro, d , e a espessura, t , dos perfis e o afastamento, g , entre as diagonais, sendo que um valor negativo deste parâmetro representa a existência de sobreposição destes perfis na zona de ligação. Indicam-se, também, neste quadro os valores experimentais obtidos para a tensão de cedência dos perfis, σ_y , obtidos através de dois ensaios preliminares distintos. No primeiro destes ensaios testam-se provetes constituídos por placas retiradas de cortes longitudinais dos perfis, sendo que no segundo se testam troços do perfil com a secção completa. O material foi modelado tendo por base a média das tensões de cedência experimentais. Por último, indica-se o valor registado para a carga máxima suportada por cada junta durante o ensaio.

Em relação ao procedimento, os espécimes foram introduzidos numa plataforma de carregamento e foi aplicada uma carga compressiva na extremidade de uma das diagonais.

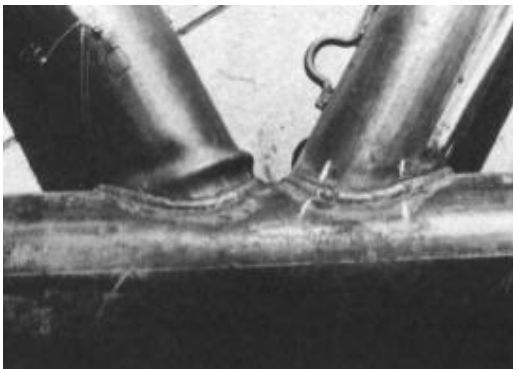
3.2 Juntas tubulares de secção em N

Tabela 3.1: Caracterização dos ensaios experimentais da Junta K

Ensaio	Elem.	Parâmetros geométricos			Result. experimentais		
		d	t	g	σ_y [MPa]		Carga máx. [kN]
		[mm]	[mm]	[mm]	Provete	Secção	
G2C	corda	216.4	7.82	-	480	478	836
	diagonais	165	5.28	29.5	363	371	
I3C	corda	216.1	7.9	-	478	476	922
	diagonais	165	5.28	-30	363	371	
L3C	corda	216.1	7.9	-	478	476	885
	diagonais	165	5.28	-90	363	371	

Foi introduzida uma estrutura de suporte que bloqueia os perfis desde uma das extremidades da corda até à extremidade da diagonal traccionada, de modo a não permitir a flexão dessa zona da junta. A deformação geral dos espécimes na direção do carregamento foi medida com LVDTs (Transformadores Diferenciais Variáveis Lineares), transdutores que servem para medir o deslocamento linear. Foram utilizados medidores de resistência elétrica cimentados na superfície da diagonal comprimida para medir as tensões axiais.

Os espécimes ensaiados sofreram rotura por plastificação da diagonal na existência de sobreposição das diagonais e rotura por plastificação da corda foi observada para o espécimes com afastamento das diagonais. Os modos de rotura são ilustrados através da Figura 3.2.



(a) Plastificação da corda



(b) Plastificação da diagonal

Figura 3.2: Modos de rotura dos espécimes ensaiados (Retirado de Kurobane[10])

3.2 Juntas tubulares de secção em N

O próximo exemplo consiste na modelação numérica de dois ensaios experimentais, um conduzido por Fung et al. [8], e outro posteriormente por Gho et al. [9], que estudaram

a mesma junta, diferindo apenas a geometria. Nestes ensaios estudam-se duas juntas tubulares em forma de N de CHS, caracterizada pela união de um perfil designado como diagonal a um perfil considerado principal, denominado de corda, e ainda um perfil que descarrega na diagonal, designada de montante.

Os dois ensaios aqui analisados diferem nas condições geométricas, nomeadamente no afastamento entre a união do montante à diagonal e a união da diagonal à corda, definido através do parâmetro geométrico g (gap), do ângulo que a diagonal faz com a corda, definido por θ , e as próprias dimensões dos elementos da junta. Comparando com o primeiro ensaio [8], no segundo relato experimental [9] é evidente o objetivo de acelerar o processo de colapso da junta, na medida em que se aumentou o gap, g , de 85mm para 143mm, e se diminuiu o ângulo, θ , que a diagonal faz com a corda, de 45° para 30°. Na Figura 3.3 esquematiza-se o pormenor da junta.

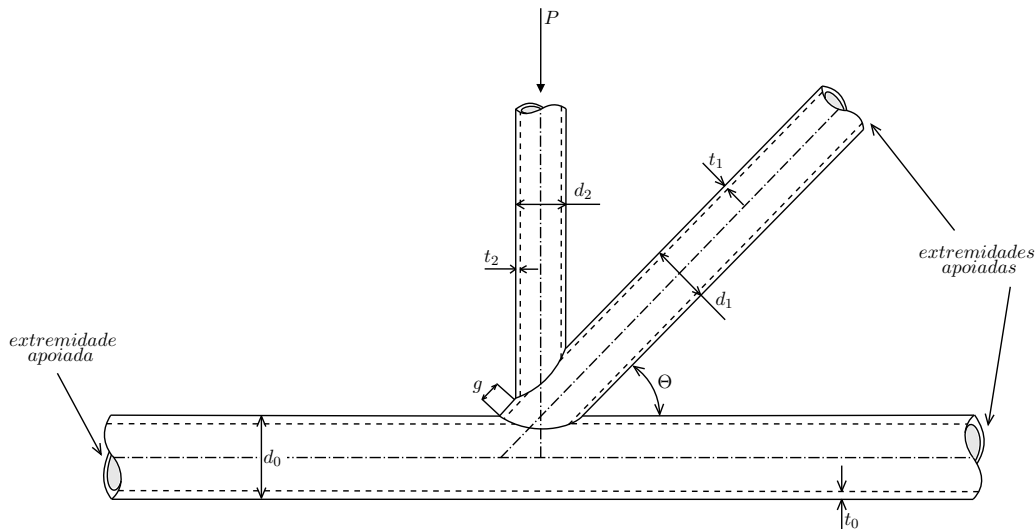


Figura 3.3: Representação de uma junta tubular em N

Na Tabela 3.2, definem-se os parâmetros geométricos, nomeadamente, o comprimento, L , o diâmetro, d , a espessura, t , dos perfis, o afastamento, g , entre as interseções dos perfis e o ângulo, θ , que a diagonal faz com a corda. Indicam-se também neste quadro os valores experimentais obtidos para a tensão de cedência dos perfis, σ_y , obtidos através de um ensaio preliminar em que se testam seis provetes (dois por cada membro) constituídos por placas retiradas de cortes longitudinais dos perfis. Por último, indica-se o valor registado para a carga máxima suportada por cada junta durante o ensaio.

Em relação ao procedimento, os espécimes sofreram um carregamento axial no montante, sendo que as extremidades da corda e a extremidade da diagonal permaneceram fixas, soldadas a uma placa plana e aparafusadas ao equipamento de suporte da máquina de carregamento.

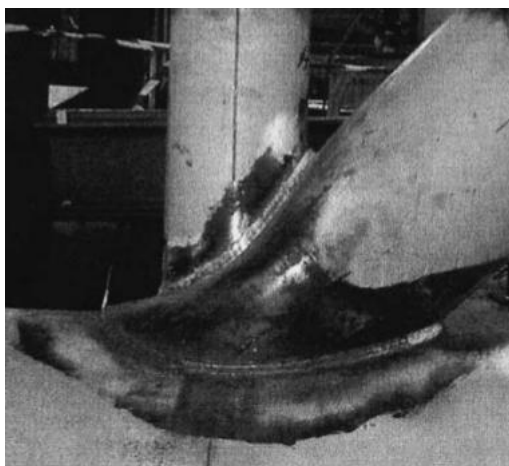
3.2 Juntas tubulares de secção em N

Tabela 3.2: Caracterização dos ensaios experimentais da junta N

Ensaio	Elem.	Parâmetros geométricos					Result. experimentais		
		L [mm]	d [mm]	t [mm]	g [mm]	Θ [°]	σ_y (*) [MPa]	Carga máx. [kN]	
FUNG	corda	4920	457.2	12.7	-	-	377		
	diagonal	2615	273.1	9.3	85	45	374	980.0	
	montante	1593	168.3	7.1	-	-	386		
GHO	corda	2640	219.1	7.9	-	-	361		
	diagonal	1870	168.3	7.1	143	30	403	380.5	
	montante	623	88.9	5.5	-	-	380		

* obtida em provetes

A partir da observação experimental, nos dois relatos experimentais [8], [9], a rotura foi associada à plastificação da parede da diagonal através da carga exercida a partir do montante, como se pode observar na Figura 3.4. Durante os testes, a rotura das amostras foi gradual e nenhum ruído de quebra foi ouvido. A parede da corda permaneceu intacta durante todo o teste. O modo de rotura das amostras da junta foi semelhante ao encontrado em juntas T/Y e juntas K com gap positivo, carregadas axialmente. Para as amostras ensaiadas, a carga aplicada foi transferida principalmente do montante para a diagonal, sendo que a parede da corda atuou como um diafragma e impediu a deformação transversal da diagonal. Na observação experimental não foi detectada nenhuma rotura no gap, soldaduras e superfícies dos membros.



(a) FUNG



(b) GHO

Figura 3.4: Modos de rotura dos espécimes ensaiados (Retirado de Fung[8] e Gho[9])

3.3 Juntas tubulares de secção em X

Nesta secção descrevem-se os resultados de oito ensaios experimentais, que foram realizados em juntas X de CHS, seleccionados de um conjunto de ensaios conduzidos por Chen et al. [3]. Nestes ensaios estuda-se a junta tubular em forma de X, caracterizada por dois perfis secundários designados de montantes, ligados perpendicularmente a um perfil considerado principal, denominado de corda.

Os espécimes foram testados aplicando uma força de compressão axial nas extremidades dos montantes e pretendeu-se analisar o tipo de rotura e a conseqüente carga de colapso através de quatro diferentes curvaturas da corda, $1/R$, sendo que este estudo é feito para duas dimensões diferentes do montante. Os membros da corda foram produzidos com tubos de aço laminado a quente com secção transversal idêntica de CHS 140x5.0, que tem o diâmetro (d_0) de 140 mm e a espessura da parede (t_0) de 5,0 mm. Alguns deste membros foram posteriormente dobrados por indução electromagnética com três raios de curvatura diferentes (R) de 420 mm, 840 mm e 1260 mm. O comprimento do membro da corda é de 600 mm ($> 4d_0$) para garantir que as tensões na região da intersecção do montante e da corda não sejam afetadas pelas extremidades da corda. Os montantes foram produzidos com tubos de aço laminado a quente com duas secções transversais diferentes de CHS 114x3.0 e CHS 89x2.5, que têm o diâmetro (d_1) de 114 mm e 89 mm, respectivamente, bem como a espessura da parede (t_1) de 3,0 mm e 2,5 mm, respectivamente. A distância entre a placa de extremidade soldada na extremidade do montante até ao centro da corda foi limitada a 250 mm para evitar a encurvadura do montante, o que podia não revelar a verdadeira capacidade máxima das juntas tubulares. Na Figura 3.5 esquematiza-se o pormenor da junta.

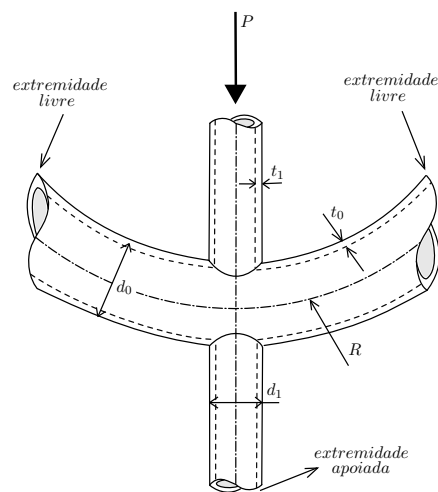


Figura 3.5: Representação de uma junta tubular em X

3.3 Juntas tubulares de secção em X

Na Tabela 3.3 definem-se os parâmetros geométricos, nomeadamente o diâmetro, d , e a espessura, t , dos perfis e o raio de curvatura, R , da corda. Indicam-se, também, neste quadro os valores experimentais obtidos para a tensão de cedência dos perfis, σ_y , obtidos através de um ensaio preliminar em que se testam provetes constituídos por placas retiradas de cortes longitudinais dos perfis. Os espécimes foram todos fabricados com a mesma tensão de cedência, mas devido ao processo de indução, a resistência do material aumentou ligeiramente, diminuindo a sua ductilidade. Por último, indica-se o valor registado para a carga máxima suportada por cada junta durante o ensaio.

Tabela 3.3: Caracterização dos ensaios experimentais da Junta X

Ensaio	Elem.	Parâm. geométricos			Result. experimentais	
		d [mm]	t [mm]	Curvatura $1/R$ [mm ⁻¹]	σ_y (*) [MPa]	Carga máx. [kN]
XB89x2.5R420	corda	140	5.0	1/420	298	138.3
	montante	89	2.5	-	278	
XB89x2.5R840	corda	140	5.0	1/840	298	134.3
	montante	89	2.5	-	278	
XB89x2.5R1260	corda	140	5.0	1/1260	298	133.6
	montante	89	2.5	-	278	
XB89x2.5	corda	140	5.0	0	275	92.4
	montante	89	2.5	-	278	
XB114x3.0R420	corda	140	5.0	1/420	298	169.6
	montante	114	3.0	-	310	
XB114x3.0R840	corda	140	5.0	1/840	298	191.2
	montante	114	3.0	-	310	
XB114x3.0R1260	corda	140	5.0	1/1260	298	182.8
	montante	114	3.0	-	310	
XB114x3.0	corda	140	5.0	0	275	164.5
	montante	114	3.0	-	310	

*obtida em provetes

Em relação ao procedimento, todos os espécimes foram ensaiados na mesma máquina de carregamento com os montantes inferiores conectados firmemente a uma base, aplicando uma compressão axial nos montantes superiores. Duas placas de aço foram soldadas nas extremidades dos montantes para garantir o contato total entre os espécimes e a máquina de carregamento.

Na Figura 3.6 apresentam-se os resultados dos ensaios experimentais, relacionando a carga axial com o deslocamento vertical medido por transdutores de deslocamento distribuídos pelo elemento ensaiado. As curvas completas da Figura 3.6 representam os estágios elástico,

elasto-plástico, plástico e de descarga de cada espécime ensaiado. Pode-se constatar o claro aumento de resistência nos elementos onde foi utilizada curvatura na corda, em relação aos mais convencionais, com a corda reta.

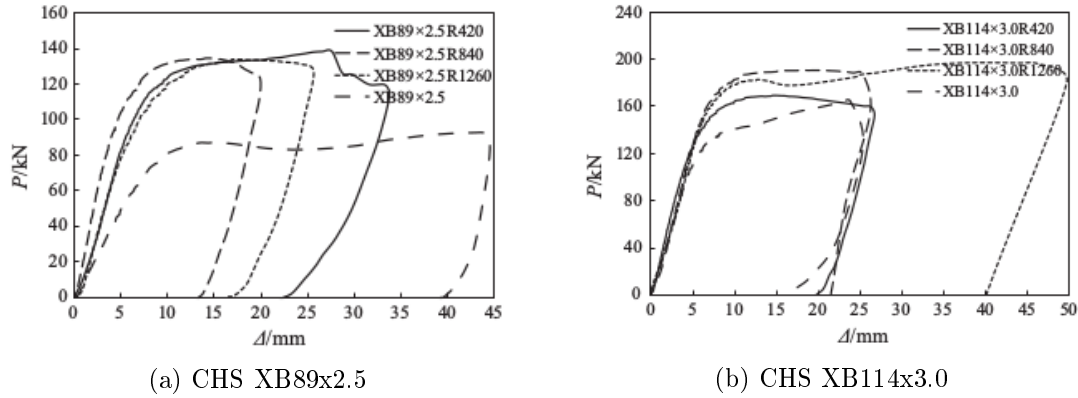


Figura 3.6: Relação entre a carga axial e o deslocamento vertical dos espécimes ensaiados (Retirado de Chen[3])

Na Tabela 3.4 são apresentados os modos de rotura referentes a cada ensaio. Segundo os autores dos ensaios, foram observados três modos de rotura a partir dos testes, nomeadamente a plastificação da corda (CP), a rotura por encurvadura local do montante carregado (LBFB) e o deslocamento fora do plano do montante carregado (OSB). Estes modos de rotura são ilustrados através da Figura 3.7. É interessante referir que a rotura por encurvadura local dos montantes ocorreu apenas para as juntas X de CHS com curvatura na corda, que traduz numa maior capacidade resistente em relação às juntas X de CHS, mais convencionais, com corda reta.

Tabela 3.4: Modos de rotura dos espécimes ensaiados (Retirado de Chen[3])

Ensaio	Modo de Rotura
XB89x2.5R420	CP+LBFB+OSB
XB89x2.5R840	CP+LBFB+OSB
XB89x2.5R1260	CP+LBFB+OSB
XB89x2.5	CP+OSB
XB114x3.0R420	CP+LBFB+OSB
XB114x3.0R840	CP+LBFB+OSB
XB114x3.0R1260	CP+LBFB+OSB
XB114x3.0	CP+OSB

3.4 Juntas tubulares de secção em T

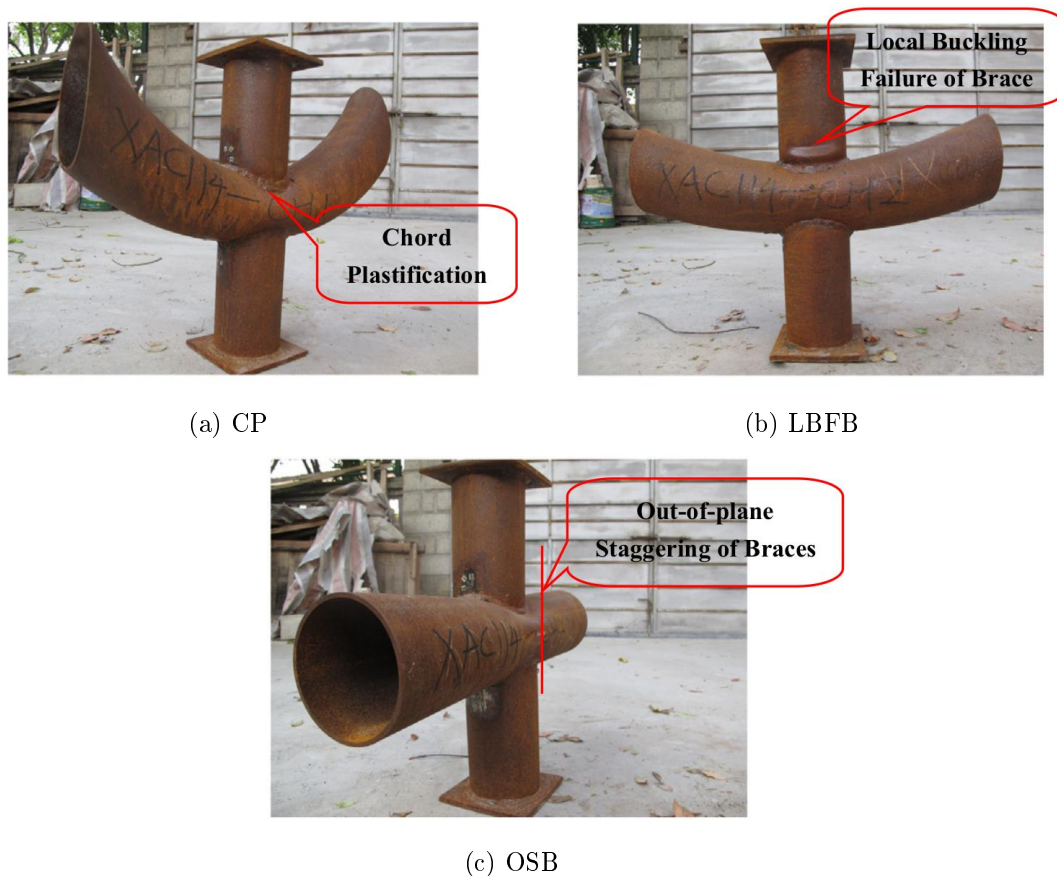


Figura 3.7: Modos de rotura dos espécimes ensaiados (Retirado de Chen[3])

3.4 Juntas tubulares de secção em T

Nesta secção descrevem-se os resultados de oito ensaios experimentais, que foram realizados em juntas T de CHS, seleccionados de um conjunto de ensaios conduzidos por Feng et al. [7], os mesmos autores que conduziram o exemplo anterior [3]. Nestes ensaios estuda-se a junta tubular em forma de T, caracterizada por um perfil secundário designado de montante, ligado perpendicularmente a um perfil considerado principal, denominado de corda.

Os espécimes foram testados aplicando uma força de compressão axial na extremidade do montante, e como no exemplo anterior, pretendeu-se analisar o tipo de rotura e a consequente carga de colapso através de quatro diferentes curvaturas da corda, $1/R$, sendo que este estudo é feito para duas dimensões diferentes do montante. Os membros da corda foram produzidos com tubos de aço laminado a quente com secção transversal idêntica de CHS 140x5.0, que tem o diâmetro (d_0) de 140 mm e a espessura da parede (t_0) de 5,0 mm. Alguns deste membros foram posteriormente dobrados por indução electromagnética com com três raios de curvatura diferentes (R) de 420 mm, 840 mm e 1260 mm. O

comprimento do membro da corda é de 600 mm ($> 4d_0$) para garantir que as tensões na região da interseção do montante e da corda não sejam afetadas pelas extremidades da corda. Os montantes foram produzidos com tubos de aço laminado a quente com duas secções transversais diferentes de CHS 114x3.0 e CHS 89x2.5, que têm o diâmetro (d_1) de 114 mm e 89 mm, respectivamente, bem como a espessura da parede (t_1) de 3,0 mm e 2,5 mm, respectivamente. A distância entre a placa de extremidade soldada na extremidade do montante até ao centro da corda foi limitado a 250 mm para evitar a encurvadura do montante, o que pode não revelar a verdadeira capacidade máxima das juntas tubulares. Na Figura 3.8 esquematiza-se o pormenor da junta.

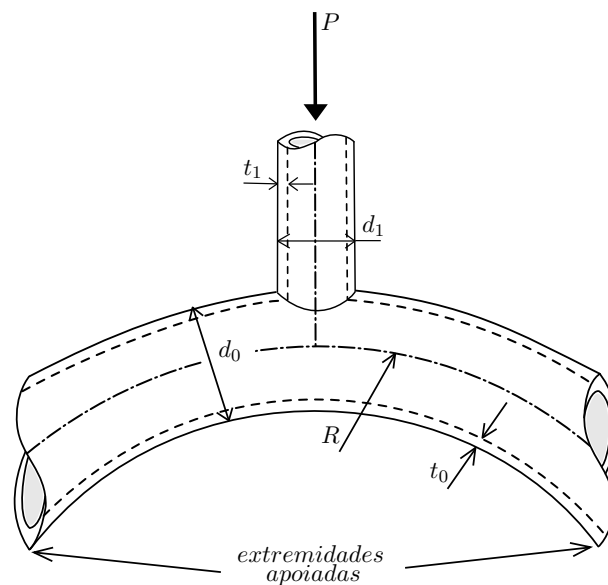


Figura 3.8: Representação de uma junta tubular em T

Na Tabela 3.5, definem-se os parâmetros geométricos, nomeadamente, o diâmetro, d , e a espessura, t , dos perfis e o raio de curvatura, R , da corda. Indicam-se, também, neste quadro os valores experimentais obtidos para a tensão de cedência dos perfis, σ_y , obtidos através de um ensaio preliminar em que se testam provetes constituídos por placas retiradas de cortes longitudinais dos perfis. Os espécimes foram todos fabricados com a mesma tensão de cedência, mas devido ao processo de indução, a resistência do material aumentou ligeiramente, diminuindo a sua ductilidade. É interessante perceber a influência que esta perda de ductilidade pode influenciar nos resultados, na medida em que um dos princípios da Análise limite não permite considerar um comportamento que não seja perfeitamente plástico após cedência do elemento em estudo. Por último, indica-se o valor registado para a carga máxima suportada por cada junta durante o ensaio.

3.4 Juntas tubulares de secção em T

Tabela 3.5: Caracterização dos ensaios experimentais da Junta T

Ensaio	Elem.	Parâm. geométricos			Result. experimentais	
		d [mm]	t [mm]	Curvatura $1/R$ [mm^{-1}]	σ_y (*) [MPa]	Carga máx. [kN]
TB89x2.5R420	corda	140	5.0	1/420	298	187.5
	montante	89	2.5	-	278	
TB89x2.5R840	corda	140	5.0	1/840	298	163.8
	montante	89	2.5	-	278	
TB89x2.5R1260	corda	140	5.0	1/1260	298	167.2
	montante	89	2.5	-	278	
TB89x2.5	corda	140	5.0	0	275	125.3
	montante	89	2.5	-	278	
TB114x3.0R420	corda	140	5.0	1/420	298	277.8
	montante	114	3.0	-	310	
TB114x3.0R840	corda	140	5.0	1/840	298	290.1
	montante	114	3.0	-	310	
TB114x3.0R1260	corda	140	5.0	1/1260	298	263.4
	montante	114	3.0	-	310	
TB114x3.0	corda	140	5.0	0	275	171.4
	montante	114	3.0	-	310	

* obtida em provetes

Todos os espécimes foram ensaiados na mesma máquina de carregamento com as extremidades da corda apoiadas aplicando uma compressão axial nos montantes superiores. Na Figura 3.9 apresentam-se os resultados dos ensaios experimentais, relacionando a carga axial com o deslocamento vertical medido por transdutores de deslocamento distribuídos pelo elemento ensaiado.

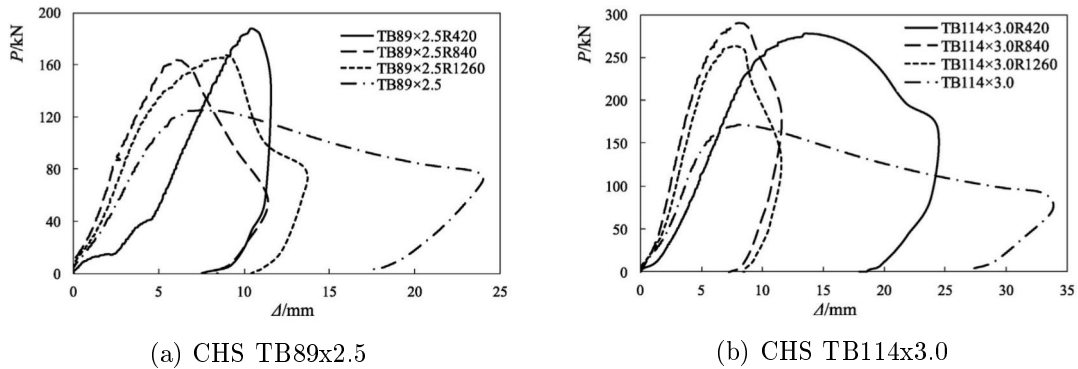
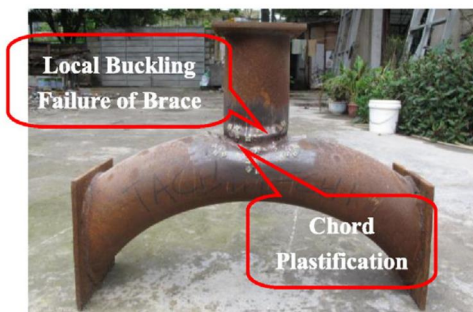


Figura 3.9: Relação entre a carga axial e o deslocamento vertical dos espécimes ensaiados (Retirado de Feng[7])

Na Tabela 3.6 são apresentados os modos de rotura referentes a cada ensaio. Segundo os autores dos ensaios, foram observados três modos de rotura a partir dos testes, nomeadamente a plastificação da corda (CP), a rotura por encurvadura local do montante carregado (LBFB) e a rotura por cedência da secção do montante carregado (MYFB). Estes modos de rotura são ilustrados através da Figura 3.10. Nota-se que a rotura por encurvadura local e a rotura cedência da secção do montante carregado ocorreu apenas para as juntas T de CHS com curvatura na corda, que se traduz numa maior capacidade resistente em relação às juntas T de CHS, mais convencionais, com corda reta.

Tabela 3.6: Modos de rotura dos espécimes ensaiados (Retirado de Feng[7])

Ensaio	Modo de Rotura
TB89x2.5R420	MYFB
TB89x2.5R840	LBFB+MYFB
TB89x2.5R1260	MYFB
TB89x2.5	CP
TB114x3.0R420	LBFB+CP
TB114x3.0R840	LBFB
TB114x3.0R1260	LBFB
TB114x3.0	CP



(a) CP



(b) LBFB



(c) MYFB

Figura 3.10: Modos de rotura dos espécimes ensaiados (Retirado de Feng[7])

Capítulo 4

Modelação computacional e discussão de resultados

4.1 Considerações iniciais

A utilização da Análise Limite como ferramenta de cálculo é uma abordagem que revela uma boa capacidade de prever a capacidade resistente de juntas metálicas tubulares [15]. Posto isto, pretende-se neste capítulo mostrar a grande versatilidade e capacidade de cálculo através da ferramenta numérica **mechpy**, que implementa numericamente o Teorema Cinemático e Estático da Análise Limite.

De modo a enriquecer o objetivo deste trabalho, estavam previstas duas análises, utilizando o Teorema Cinemático e Teorema Estático da Análise Limite, fazer uma estimativa superior e inferior de carga de colapso. Devido à esbelteza dos elementos das juntas, o Teorema Estático demonstrou ter alguns problemas de convergência, e por isso, a necessidade de modelos com um elevado número de elementos, exigindo um esforço computacional insuportável. Perante esta contrariedade, optou-se apenas pela análise utilizando o Teorema Cinemático da Análise Limite. Refira-se, que como alternativa poder-se-ia recorrer a uma formulação não estrita do Teorema Estático. Este tipo de formulações conduzem, em regra, a resultados de melhor qualidade e necessitam de um menor esforço computacional. Contudo, não apresentam a garantia de produzir um minorante da carga de colapso teórica. Esta abordagem não foi considerada porque o software utilizado não apresenta esta opção para elementos tridimensionais.

Tendo em conta as condições geométricas e de simetria dos problemas modelou-se apenas parte da estrutura, utilizando-se malhas não estruturadas de elementos finitos tetraédricos

de 10 nós. Os códigos computacionais para malhas não estruturadas são mais flexíveis, não necessitam ser alterados quando a malha é localmente refinada e adaptam-se sem quaisquer limitações a nível geométrico. Estes elementos permitem obter uma aproximação quadrática para o campo das velocidades, e um campo linear para a aproximação da taxa das deformações [6]. Refira-se que a escolha da utilização de malhas não estruturadas foi condicionada pela geometria das peças. Optou-se também por utilizar malhas de elevado grau de refinamento por forma a garantir a obtenção de resultados de elevada precisão. Nos modelos numéricos não foram considerados nem os pormenores das soldaduras nem o peso próprio da estrutura. Salienta-se que esta última simplificação possibilita a modelação duma zona muito restrita da junção dos perfis, não afectando, contudo, o rigor da análise. Estima-se que o peso total de cada espécime seja um valor muito pequeno comparativamente à ordem de grandeza das cargas no instante de colapso. O material foi modelado tendo por base o critério de von Mises, comumente mais utilizado, sendo o valor da tensão de corte de cedência, dado por $\sigma_y/\sqrt{3}$, em que σ_y é a tensão cedência experimental num ensaio de tração. Contudo, numa fase final da execução deste trabalho, decidiu-se modelar também o material com base no critério de Tresca, utilizando, em regra, os modelos mais refinados do estudo pelo critério de von Mises e a reta de convergência calculada a partir dos testes modelados por base neste critério. Deste modo, é possível fazer uma estimativa carga de colapso teórica com base no critério Tresca.

4.2 Juntas tubulares de secção em K

Pretende-se através dos resultados da análise numérica, fazer o estudo comparativo em relação a três ensaios experimentais seleccionados conduzidos por Kurobane et al. [10] e com os resultados obtidos na modelação numérica conduzida por Vicente da Silva [4] referente a dois destes três ensaios, de modo a validar a metodologia utilizada. Para este exemplo, devido às condições de simetria do problema modelou-se apenas metade da estrutura. Em primeiro lugar, é comparado o ensaio com afastamento entre as diagonais ($g=29.5\text{mm}$), seguidamente o ensaio com a sobreposição das mesmas ($g=-30.0\text{mm}$), e por último uma sobreposição mais evidente ($g=-90.0\text{mm}$), este apenas comparado com os resultados experimentais. Ilustra-se na Figura 4.1 o modelo tipo da malha utilizada no cálculo referente ao ensaio com gap positivo ($g=29.5\text{mm}$). Procedeu-se a uma concentração de elementos onde se esperava uma maior concentração da dissipação plástica na formação do mecanismo de colapso. Salienta-se que a concentração de elementos foi aumentada progressivamente nestas zonas, para ser perceptível a convergência da solução.

Na Tabela 4.1, encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado

4.2 Juntas tubulares de secção em K

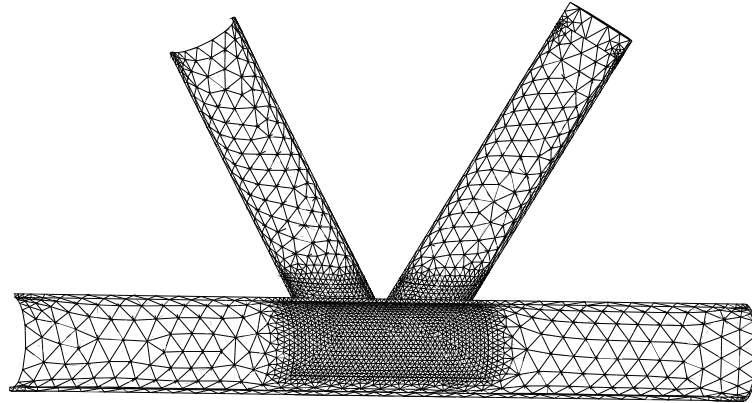


Figura 4.1: Malha tipo da junta tubular em K com afastamento entre as diagonais

experimental [10]. A discrepância observada entre a carga de colapso numérica e experimental, é menor que 10%, um valor bastante aceitável neste tipo de análise. Refira-se que o valor da carga de colapso atingido está claramente a convergir para o valor experimental e apresenta um erro quase nulo comparado com o valor atingido na análise numérica conduzida por Vicente da Silva [4], validando assim, o modelo utilizado e as simplificações assumidas. Para uma melhor visualização dos resultados, na Figura 4.2 apresenta-se o gráfico da análise de convergência da junta K com afastamento entre as diagonais ($g=29.5\text{mm}$).

A convergência da solução com base no critério de von Mises é conseguida recorrendo à utilização de vários níveis de refinamento do modelo. Fazendo uma regressão linear dos valores das respectivas cargas de colapso atingidas nos diferentes testes, torna-se possível efetuar uma projecção do valor da carga de colapso de um modelo teórico com um número infinito de elementos. A estimativa da carga de colapso teórica com base no critério de Tresca é feita a partir do modelo mais refinado do estudo pelo critério de von Mises. Com a utilização do declive da reta de convergência calculada com base no critério de von Mises é possível também, fazer uma projecção da carga de colapso de um modelo com um número infinito de elementos. Esta técnica será utilizada em todos os ensaios presentes neste trabalho.

Apresentam-se na Figura 4.3 as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso do modelo analisado. A configuração do mecanismo de colapso revela a rotura por flexão da parede da corda, exatamente o mecanismo de colapso obtido no ensaio experimental conduzido por Kurobane et al. [10] e que na análise numérica conduzida por Vicente da Silva [4] já tinha sido constatada. É de realçar a semelhança com a imagem fotográfica, reproduzida na Figura 3.2a do Capítulo 3, que ilustra uma rotura do mesmo género.

Tabela 4.1: Resumo dos valores da análise numérica (G2C)

G2C	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	100106	960.0	14.8%
Modelo 2	203236	932.3	11.5%
Modelo 3	280653	926.4	10.8%
Modelo 4	487272	916.5	9.6%
		840.4(*)	0.5%
Vicente da Silva [4]	217801	918.2	9.8%
Kurobane [10]	-	836.0	-

* modelação com o critério de Tresca

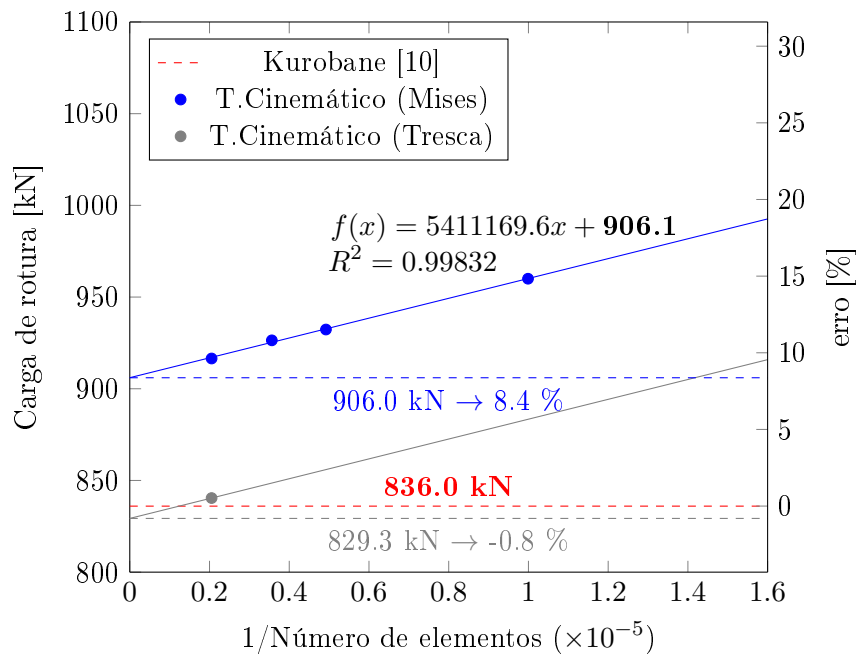
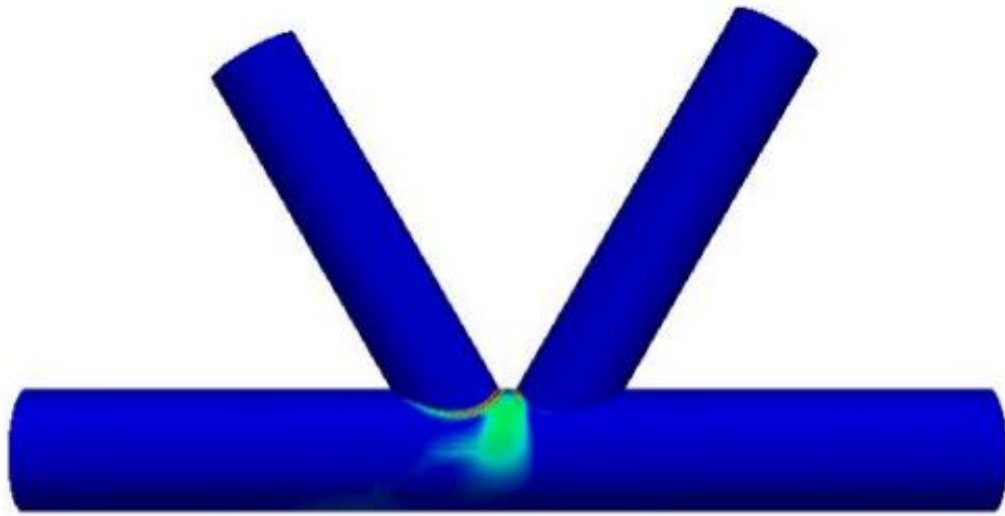
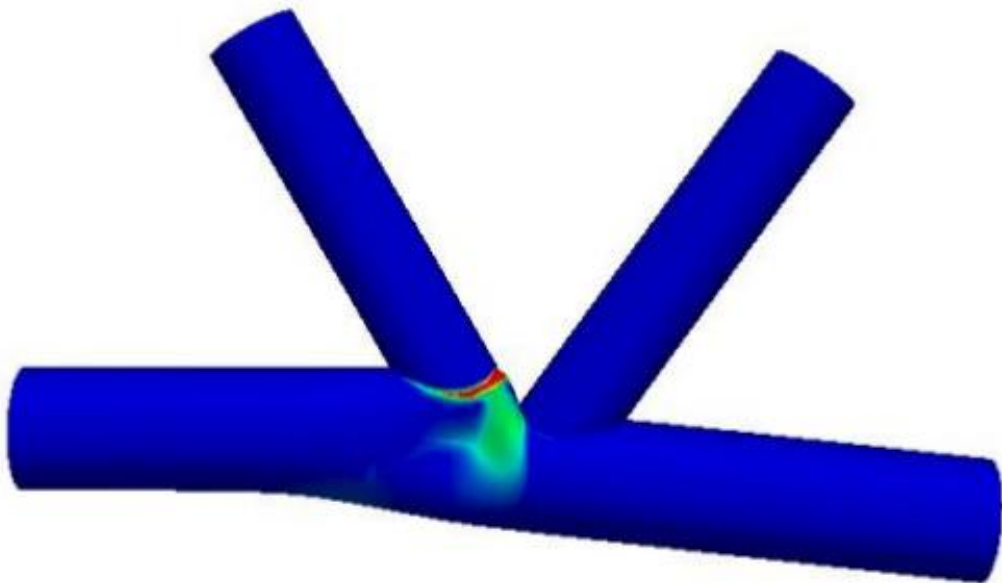


Figura 4.2: Convergência dos resultados da análise numérica (G2C)

4.2 Juntas tubulares de secção em K



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

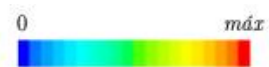


Figura 4.3: Solução da análise do modelo G2C

Pretende-se para esta junta em particular, olhando para a zona da união entre os perfis secundários (diagonais) ao perfil principal (corda), alterar o parâmetro g , para se perceber o que a alteração deste parâmetro pode influenciar no valor da carga de colapso e na respetiva configuração do mecanismo de colapso. Seguidamente analisa-se o segundo caso, que a grande diferença para o ensaio anterior, é a sobreposição das diagonais. Adoptando a estratégia utilizado por Vicente da Silva [4], no caso da sobreposição das diagonais, estudaram-se dois modelos distintos, identificados como (1) e (2), onde se consideram as duas possibilidades de sobreposição existentes: (1) a sobreposição da diagonal traccionada sobre a diagonal comprimida; (2) o caso contrário.

Ilustra-se na Figura 4.4 o modelo tipo das malhas utilizadas no cálculo referentes aos ensaios com sobreposição das diagonais. Procedeu-se a uma elevada concentração de elementos onde era expectável uma maior concentração da dissipação plástica na formação do mecanismo de colapso. Na Figura 4.4a apresenta-se a malha tipo para o caso da sobreposição da diagonal traccionada sobre a diagonal comprimida (1), onde se espera a rotura da diagonal comprimida por cedência do material. Na Figura 4.4b apresenta-se a malha tipo para o caso da sobreposição da diagonal comprimida sobre a diagonal traccionada (2), onde se espera a rotura na zona da sobreposição das diagonais. Nota-se também a inclusão de um troço pouco discretizado na zona de carregamento. Este troço é assumido como rígido, para o efeito de aplicação da carga, utilizado em todas as análises, que não afeta em nada o rigor das mesmas.

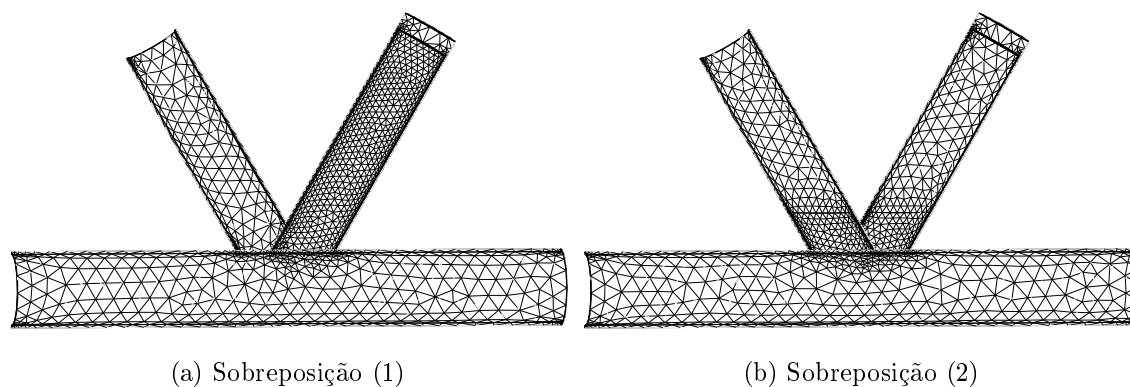


Figura 4.4: Malhas tipo das juntas tubulares em K com sobreposição das diagonais

Nas Tabelas 4.2 e 4.3 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica aos ensaios com gap negativo ($g=-30.0\text{mm}$), juntamente com o valor do erro comparativo, em relação aos resultados experimentais [10] e aos resultados obtidos por Vicente da Silva [4]. Com base nos resultados da análise numérica, nas Figuras 4.5 e 4.6 apresentam-se os gráficos da análise de convergência, para os casos das sobreposições (1) e (2), respetivamente.

4.2 Juntas tubulares de secção em K

O gráfico da Figura 4.5 mostra que o valor atingido foi praticamente igual nos diferentes testes numéricos e justifica-se pelo facto da estrutura colapsar por cedência do material, e não na zona da ligação. Refira-se também que, o valor atingido por todos os testes feitos na presente análise numérica, é exatamente igual ao valor da carga que o material estaria preparado para aguentar.

Tabela 4.2: Resumo dos valores da análise numérica (I3C(1))

I3C(1)	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	106616	972.4	5.5%
Modelo 2	207780	972.3	5.5%
Modelo 3	379025	972.3	5.5%
		972.3(*)	5.5%
Vicente da Silva [4]	101795	958.6	4.0%
Kurobane [10]	-	922.0	-

* modelação com o critério de Tresca

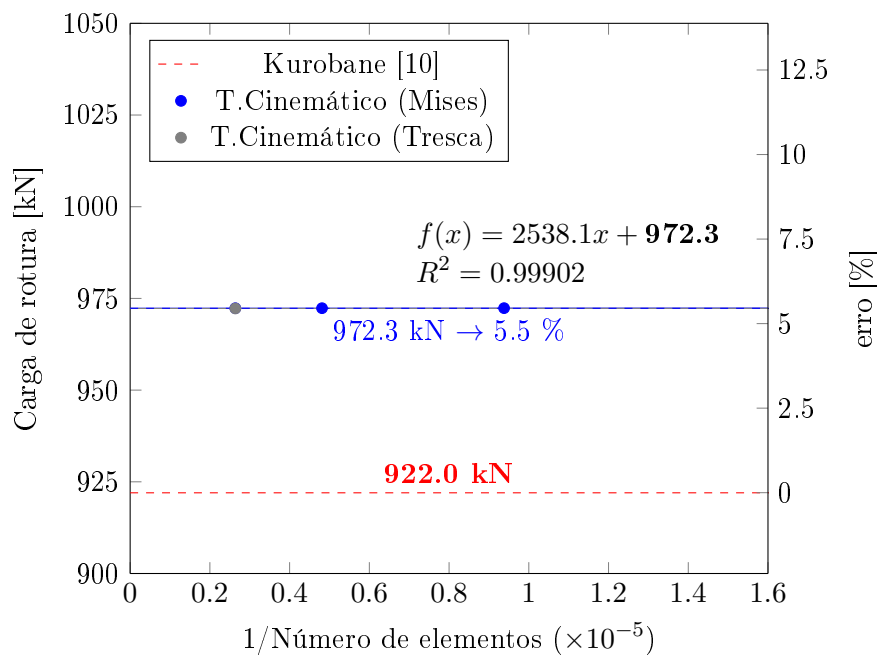


Figura 4.5: Convergência dos resultados da análise numérica (I3C(1))

No gráfico da Figura 4.6, com a mudança na sobreposição dos perfis, já é notória a convergência da solução em relação ao ensaio experimental. Refira-se também que a discrepância observada entre a carga de colapso numérica e experimental, é de apenas 3%, resultado muito bom para este tipo de análise. Estes resultados obtidos são claramente indicativos

de que nos ensaios conduzidos por Kurobane et al. [10] utilizou-se a sobreposição diagonal comprimida sobre a diagonal traccionada (2), informação que não constava no relato experimental.

Tabela 4.3: Resumo dos valores da análise numérica (I3C(2))

I3C(2)	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	227607	965.9	4.8%
Modelo 2	360458	959.8	4.1%
Modelo 3	425924	958.5	4.0%
		929.5(*)	0.8%
Vicente da Silva [4]	101795	951.1	3.2%
Kurobane [10]	-	922.0	-

* modelação com o critério de Tresca

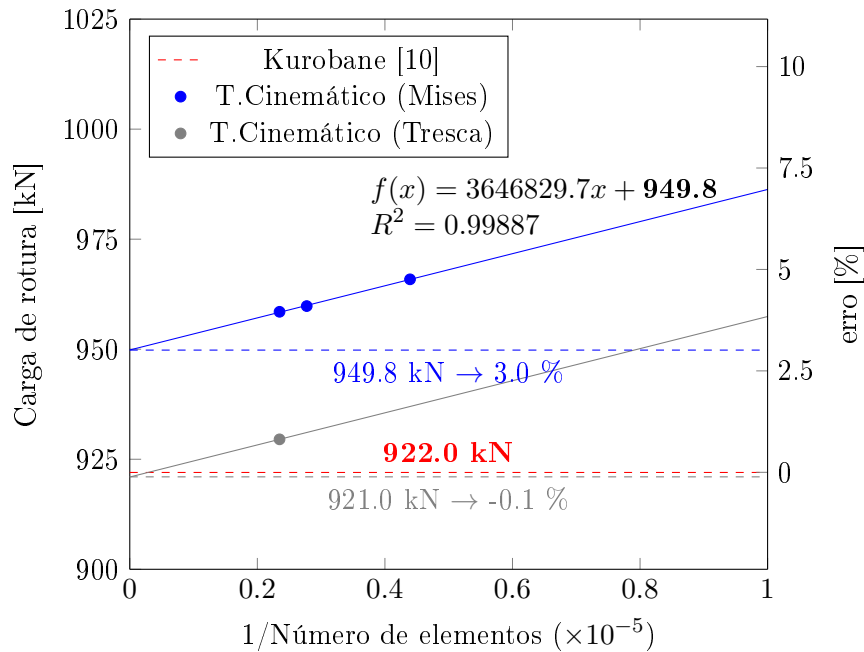
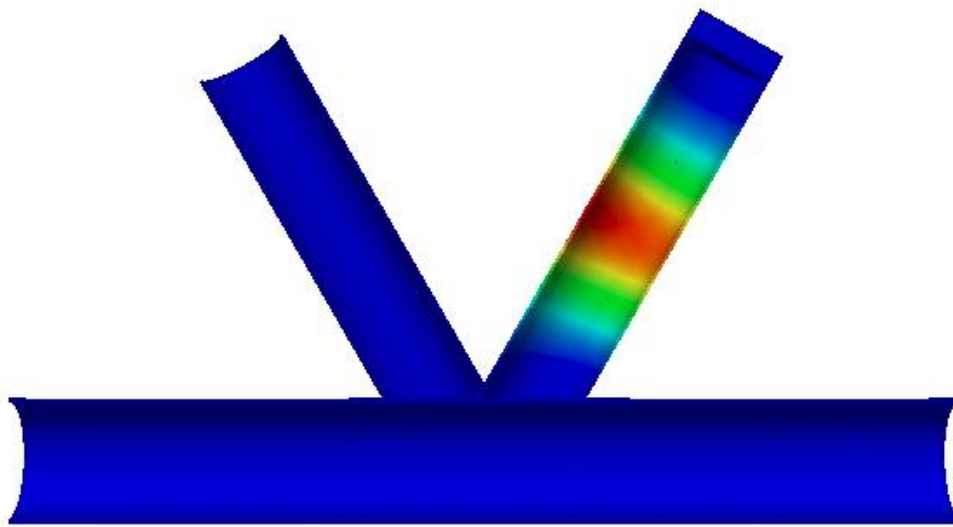


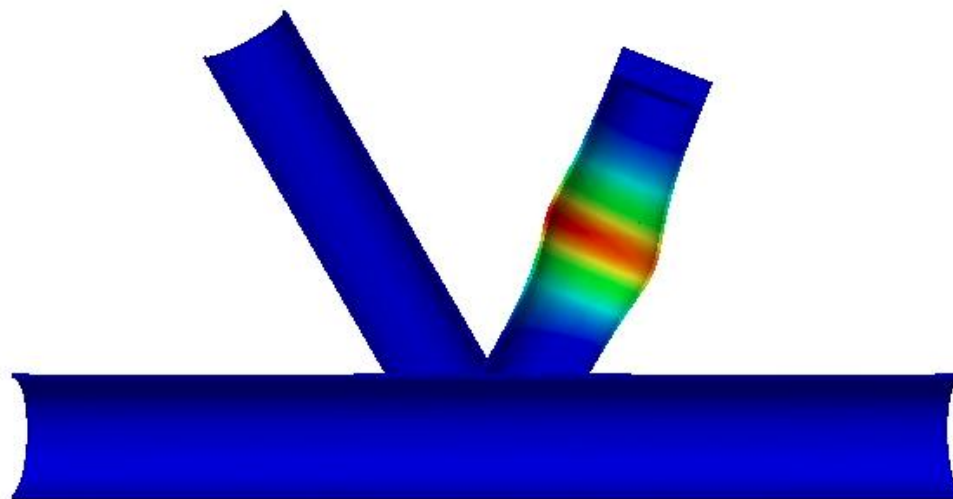
Figura 4.6: Convergência dos resultados da análise numérica (I3C(2))

Apresenta-se nas Figuras 4.7 e 4.8 as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso dos modelos analisados, com gap negativo ($g=-30.0\text{mm}$), referentes às duas sobreposições estudadas (1) e (2), respetivamente. É ainda apresentada a amplificação de um detalhe do modelo da sobreposição (2), que permite uma melhor visualização do mecanismo de colapso.

4.2 Juntas tubulares de secção em K



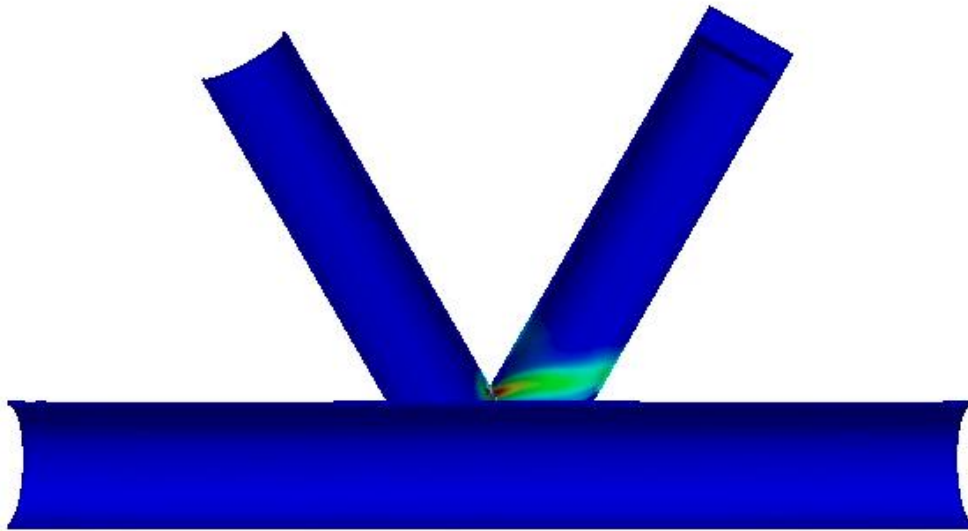
(a) Dissipação Plástica



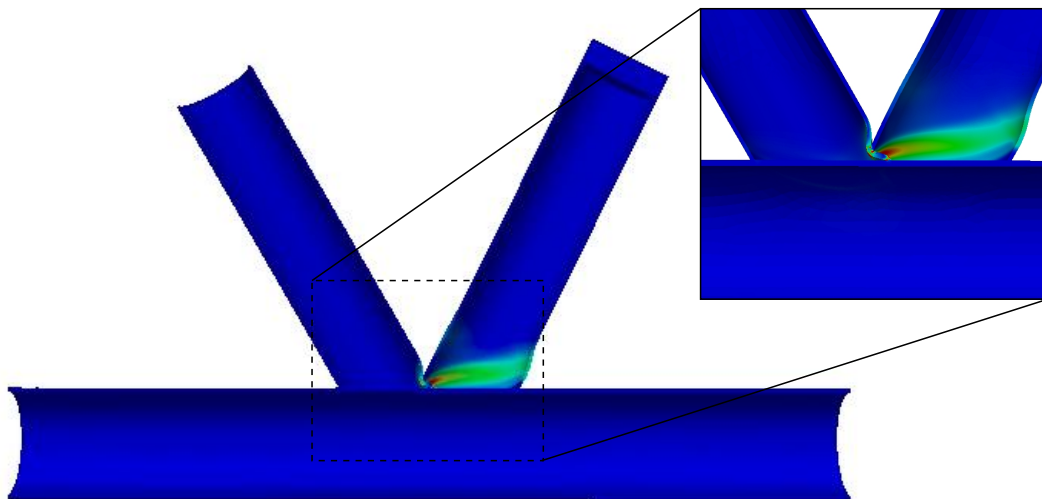
(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.7: Solução da análise do modelo I3C(1)



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

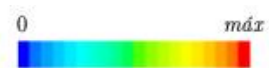


Figura 4.8: Solução da análise do modelo I3C(2)

4.2 Juntas tubulares de secção em K

Um aspecto interessante de salientar, é a perfeita concordância dos dois modelos com os modos de rotura expectáveis. Na Figura 4.7 pode ser observada a configuração do mecanismo de colapso que revela a rotura por colapso da diagonal comprimida e na Figura 4.8, a configuração do mecanismo de colapso revela, por sua vez, a rotura por colapso na junção dos perfis. Pode-se observar também a semelhança com a imagem fotográfica, reproduzida na Figura 3.2b do Capítulo 3, que ilustra uma rotura do mesmo género.

De seguida analisa-se o terceiro caso deste exemplo, em que a diferença está no aumento do gap negativamente em relação ao ensaio anterior, para que se possa estudar com mais precisão o colapso na sobreposição das diagonais. Como se pode verificar na Tabela 3.1 do Capítulo 3, este ensaio foi modelado com os parâmetros geométricos do anterior, alterando apenas o valor de g . Para uma melhor compreensão e no sentido de se comparar com o ensaio anterior, estudou-se de novo dois modelos, identificados como (1) e (2), onde se consideram as duas possibilidades de sobreposição existentes: (1) a sobreposição da diagonal traccionada sobre a diagonal comprimida; (2) o caso contrário.

Neste caso, pretende-se primordialmente, com a alteração do parâmetro g , que a configuração do mecanismo de colapso da estrutura com a diagonal comprimida sobre a diagonal traccionada (2) seja ainda mais evidente, esperando-se uma redução na capacidade resistente da junta. Salienta-se que o estudo do modelo com sobreposição da diagonal traccionada sobre a diagonal comprimida (1) serve apenas para reforçar a ideia do que foi estudado anteriormente.

Nas Tabelas 4.4 e 4.5 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica aos ensaios com gap negativo ($g=-90.0\text{mm}$), juntamente com o valor do erro comparativo, em relação aos resultados experimentais [10]. Com base nos resultados da análise numérica, nos gráficos das Figuras 4.9 e 4.10 apresentam-se os gráficos da análise de convergência, para os casos das sobreposições (1) e (2), respetivamente.

Como se pode observar no gráfico da Figura 4.9, nota-se mais uma vez que foi imediata a convergência da solução para o mesmo valor de carga de colapso atingido no ensaio anterior para este tipo de sobreposição (1), colapsando por cedência do material. Dois aspectos interessantes deste modelo, é a exatidão no valor da carga de colapso comparado com o ensaio estudado anteriormente para este tipo de sobreposição (1), e paralelamente o erro ter aumentado, permitem concluir, que nos ensaios conduzidos por Kurobane et al. [10] utilizou-se a sobreposição diagonal comprimida sobre a diagonal traccionada (2).

Tabela 4.4: Resumo dos valores da análise numérica (L3C(1))

L3C(1)	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	105842	972.4	13.7%
Modelo 2	209103	972.3	13.7%
Modelo 3	425952	972.3	13.7%
		972.3(*)	13.7%
Kurobane [10]	-	922.0	-

* modelação com o critério de Tresca

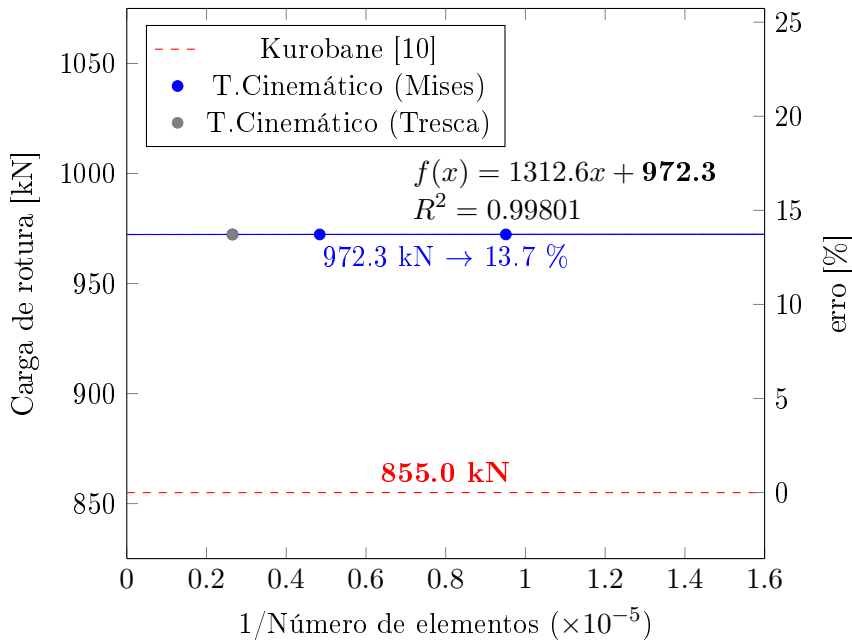


Figura 4.9: Convergência dos resultados da análise numérica (L3C(1))

No gráfico da Figura 4.10, por sua vez, é claramente perceptível a convergência dos valores da carga de colapso da simulação numérica ao valor obtido experimentalmente. A discrepância observada entre a carga de colapso numérica e experimental é cerca de 4%, um valor muito bom para este tipo de análise. Repara-se também que, devido à distância de sobreposição ser maior neste ensaio ($g=-90.0\text{mm}$), comparativamente com o exemplo anteriormente estudado ($g=-30.0\text{mm}$), o valor da carga que esta junta resiste, é inferior.

Nas Figuras 4.11 e 4.12 são apresentadas as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso dos modelos analisados com gap negativo ($g=-90.0\text{mm}$), referentes às duas sobreposições estudadas (1) e (2), respetivamente. É ainda apresentada a amplificação de um detalhe do modelo da sobreposição (2), que permite

4.2 Juntas tubulares de secção em K

Tabela 4.5: Resumo dos valores da análise numérica (L3C(2))

L3C(2)	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	214650	917.9	7.4%
Modelo 2	303204	908.9	6.3%
Modelo 3	402478	903.6	5.7%
		862.2(*)	0.8%
Kurobane [10]	-	855.0	-

* modelação com o critério de Tresca

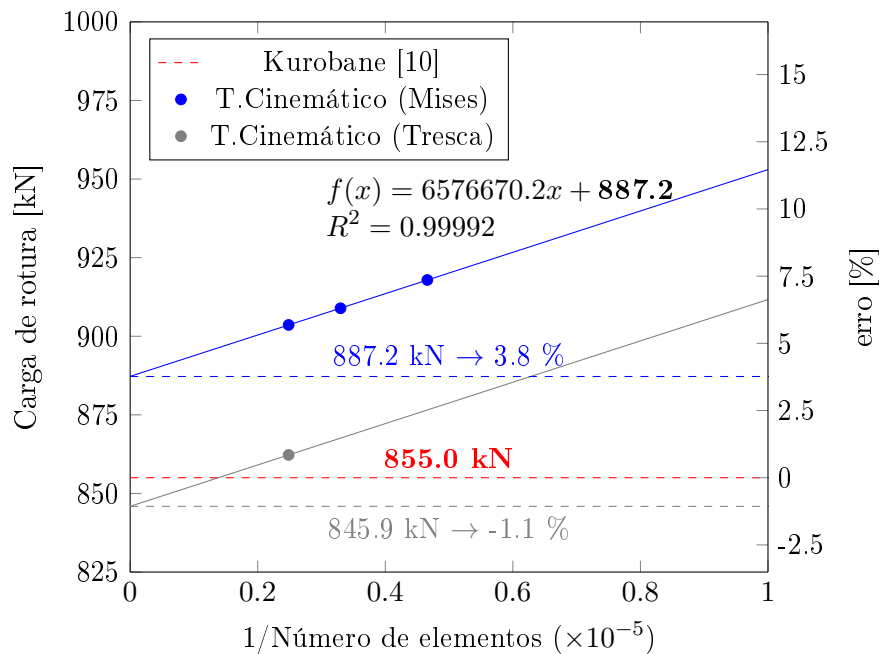
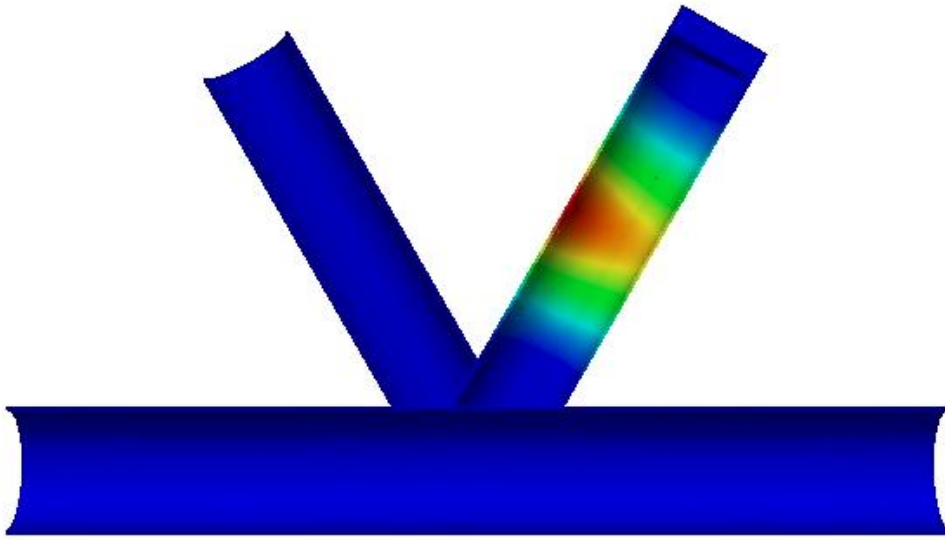
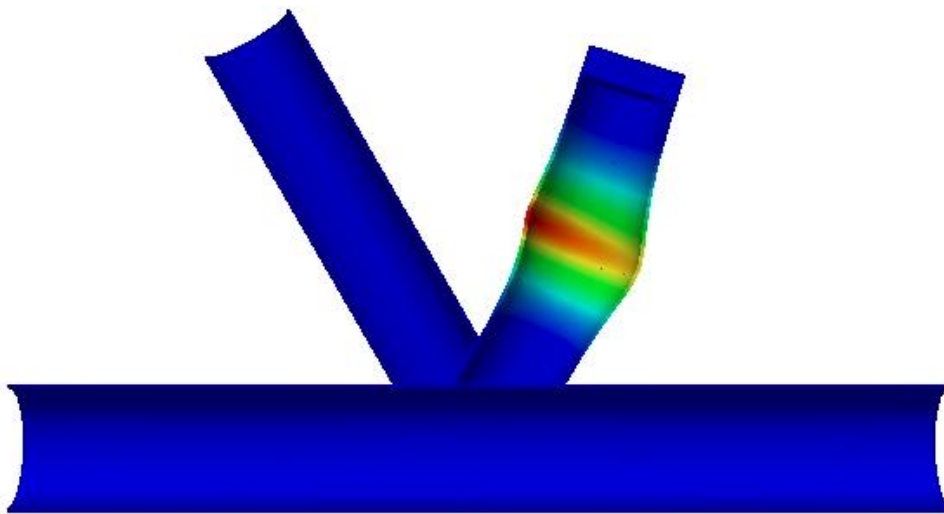


Figura 4.10: Convergência dos resultados da análise numérica (L3C(2))

uma melhor visualização do mecanismo de colapso. Mais uma vez, é de salientar a perfeita concordância dos dois modelos com os modos de rotura expectáveis e com os modos de rotura atingidos no ensaio anteriormente estudado. Como se pode observar na Figura 4.11, a configuração do mecanismo de colapso revela a rotura por colapso da diagonal comprimida e na Figura 4.12, a configuração do mecanismo de colapso revela, por sua vez, a rotura por colapso na zona da ligação entre as diagonais. Com a última alteração do parâmetro g , foi claramente visível o encaminhamento da dissipação plástica para a zona da sobreposição das diagonais, como se pode ver no detalhe do modelo da sobreposição (2) presente na Figura 4.12b.



(a) Dissipação Plástica

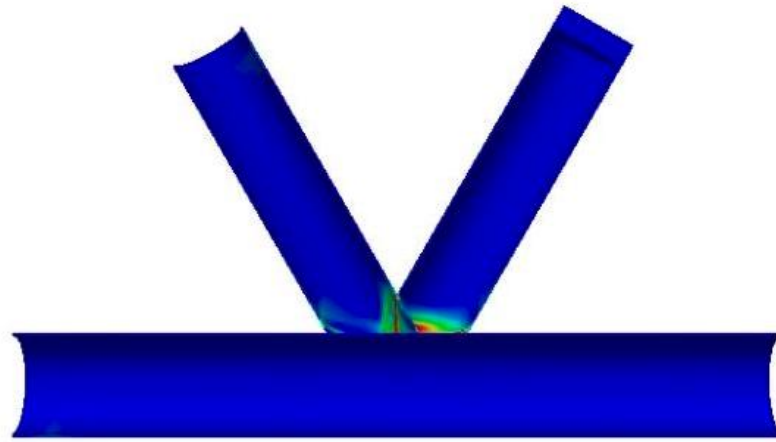


(b) Mecanismo de Colapso

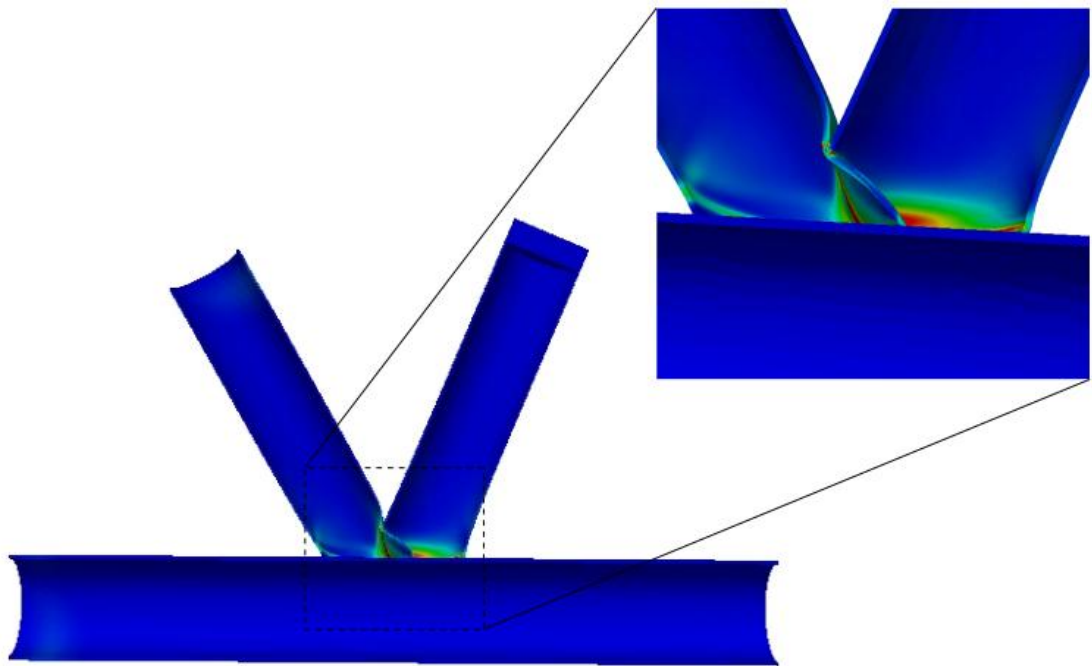


Figura 4.11: Solução da análise do modelo L3C(1)

4.2 Juntas tubulares de secção em K



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.12: Solução da análise do modelo L3C(2)

Todos os valores atingidos pela modelação, no que concerne aos três ensaios apresentados para a simulação de juntas K, estão em conformidade com os valores experimentais, validando assim a metodologia utilizada. Um dos aspectos mais interessantes a reter dos mecanismos de colapso obtidos é a sua perfeita concordância com os modos de rotura descritos no relato experimental. Pode-se ainda afirmar que as diferenças observadas entre as cargas de colapso numéricas e experimentais são bastante aceitáveis tendo em consideração a dispersão normalmente verificada neste tipo de ensaios, sendo que a maior discrepância observada nos valores obtidos não excederam os 10% de erro, como se pode observar no resumo apresentado no gráfico da Figura 4.13. Salienta-se que os valores estimados pela modelação com base no critério Tresca estão em plena concordância com os resultados experimentais, e com valores inferiores expectáveis em relação aos valores com base no critério de von Mises, devido à própria definição de superfície de cedência de cada critério, já abordado em 2.2.3. Nota-se também que a não-linearidade geométrica não tem uma importância tão significativa para o colapso da estrutura. Refira-se, por último, que através da ferramenta numérica utilizada, notou-se a grande versatilidade e capacidade de cálculo, mostrando que este género de problema pode ser abordado, com um elevado grau de precisão.

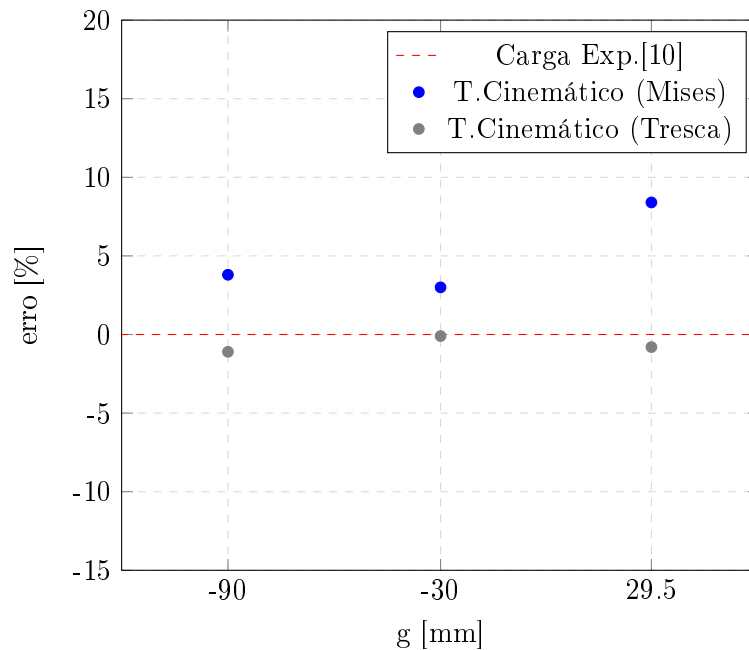


Figura 4.13: Resumo dos valores da análise numérica da Junta K

4.3 Juntas tubulares de secção em N

Serão apresentados nesta secção os resultados da modelação numérica de dois ensaios experimentais, em primeiro lugar um conduzido por Fung et al. [8] e, seguidamente, outro por Gho et al. [9]. Como se trata de um estudo singular, os ensaios serão identificados pelo nome do primeiro autor.

Pretende-se através dos resultados da análise numérica, fazer a respetiva comparação em relação aos resultados experimentais. As alterações proporcionadas por Gho et al. [9] em relação ao ensaio conduzido por Fung et al. [8] diferem essencialmente nos parâmetros geométricos da estrutura de modo a proporcionar o colapso da estrutura mais rápido, i.e., diminuir o valor da carga de colapso. As alterações mais preponderantes foram a redução do ângulo que a diagonal faz horizontalmente com a corda (θ) e o aumento do parâmetro g , que estão descritas na Tabela 3.2. Tendo em consideração as condições de simetria do problema modelou-se apenas metade da estrutura.

Ilustra-se na Figura 4.14 o modelo tipo de malhas utilizadas nos cálculos referentes aos dois ensaios estudados neste presente exemplo. Optou-se por utilizar malhas de elevado grau de refinamento na zona da ligação, mais propriamente na união do montante à diagonal, onde se espera uma maior concentração da dissipação plástica na formação do mecanismo de colapso, de forma a garantir a obtenção de resultados de elevada precisão.

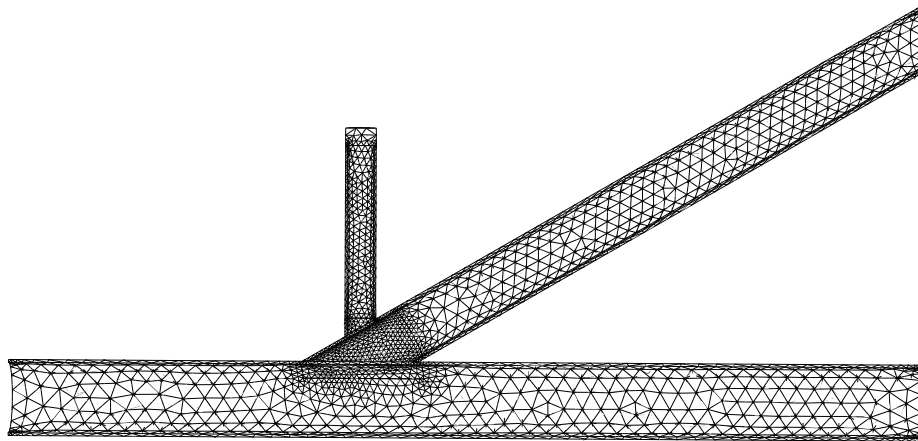


Figura 4.14: Malha tipo da junta tubular em N

Nas Tabelas 4.6 e 4.7 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação aos

resultados experimentais. Com base nos resultados da análise numérica, nas Figuras 4.15 e 4.16 apresentam-se os respetivos gráficos da análise de convergência. Em ambos os gráficos, nota-se claramente a carga de colapso a convergir em relação ao valor obtido nos ensaios experimentais. Também se pode verificar que as alterações proporcionadas por Gho et al. [9], provocaram uma rotura precoce na zona da ligação em relação ao ensaio conduzido por Fung et al. [8], reduzindo bastante a carga de colapso. Salienta-se que o maior erro observado entre as cargas de colapso numéricas e experimentais foi cerca de 25%, valor um pouco acima do aceitável mesmo considerando a dispersão e variabilidade de resultados usualmente observados neste tipo de ensaios.

Tabela 4.6: Resumo dos valores da análise numérica (FUNG)

FUNG	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	205551	1384.9	41.3%
Modelo 2	321328	1329.7	35.7%
Modelo 3	403065	1304.6	33.1%
Modelo 4	696544	1265.0	29.1%
Fung [8]	-	980.0	-

* modelação com o critério de Tresca

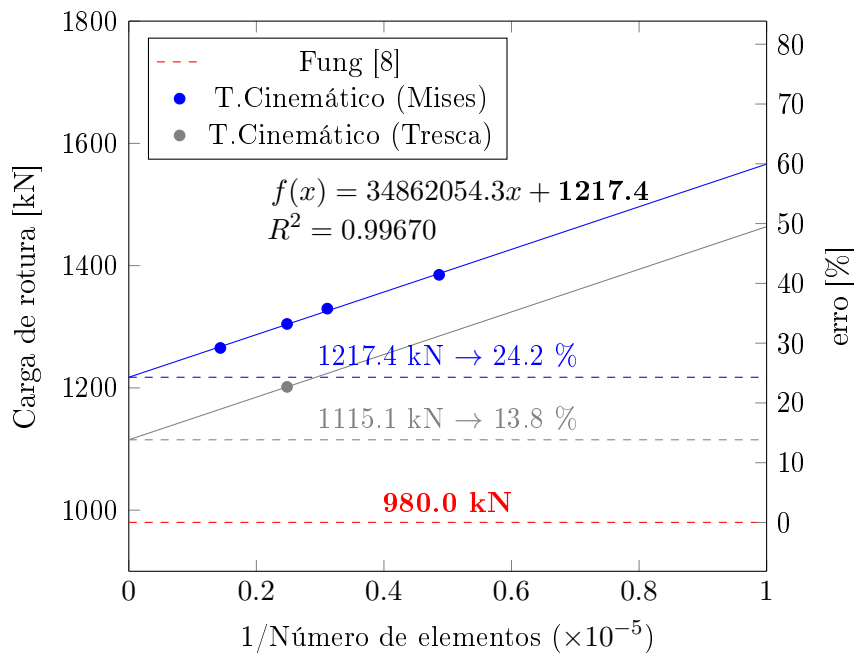


Figura 4.15: Convergência dos resultados da análise numérica (FUNG)

4.3 Juntas tubulares de secção em N

Tabela 4.7: Resumo dos valores da análise numérica (GHO)

FUNG	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	353131	466.9	22.7%
		426.1(*)	12.0%
Modelo 2	572750	458.5	20.5%
Modelo 3	852705	454.1	19.4%
Gho [9]	-	380.5	-

* modelação com o critério de Tresca

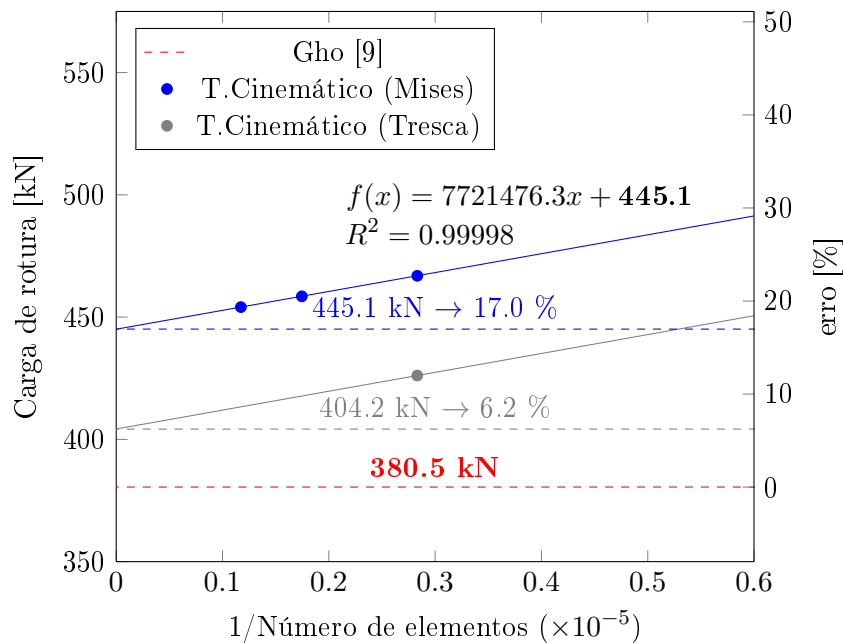
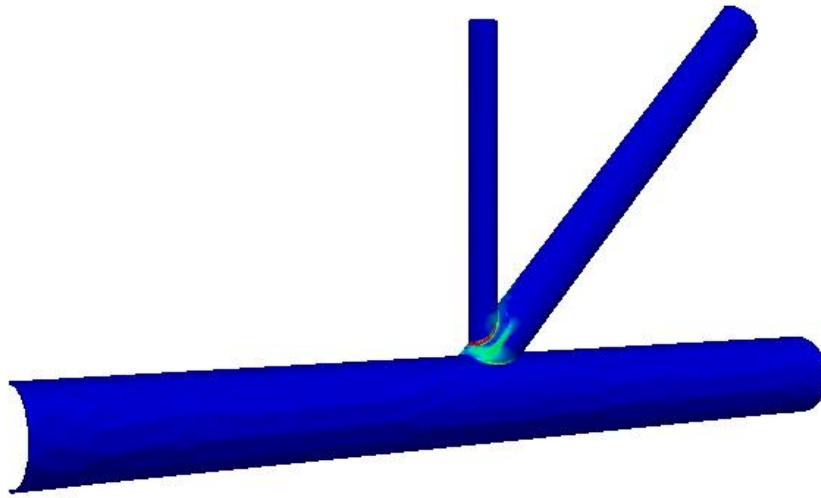
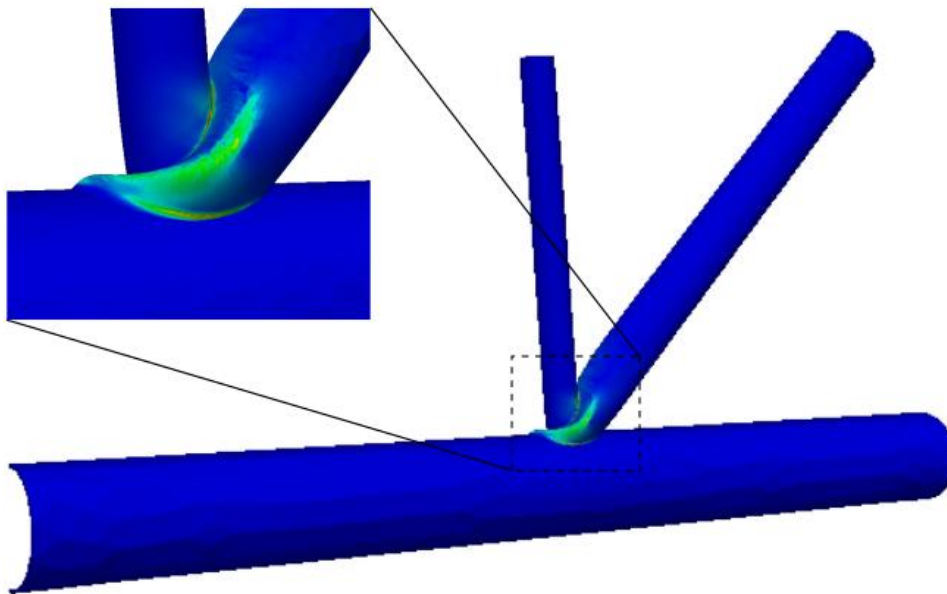


Figura 4.16: Convergência dos resultados da análise numérica (GHO)

Apresenta-se nas Figuras 4.17 e 4.18 as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso dos modelos analisados. De forma a realçar a configuração do mecanismo de colapso dos modelos, são ainda apresentadas amplificações de detalhes na zona onde se observou maior distribuição de dissipação plástica. Como se pode observar nas Figuras 4.17 e 4.18, é possível evidenciar o mesmo modo de rotura descrito nos relatos experimentais, a rotura por flexão da parede da diagonal provocada pelo montante comprimido. Pode observar-se também a perfeita concordância com as imagens fotográficas reproduzidas na Figura 3.4 do capítulo 3.



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

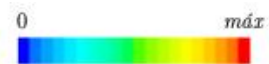
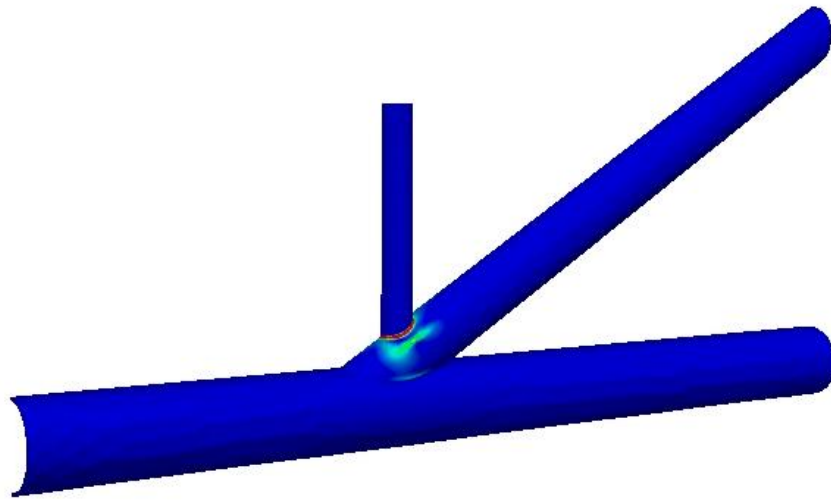
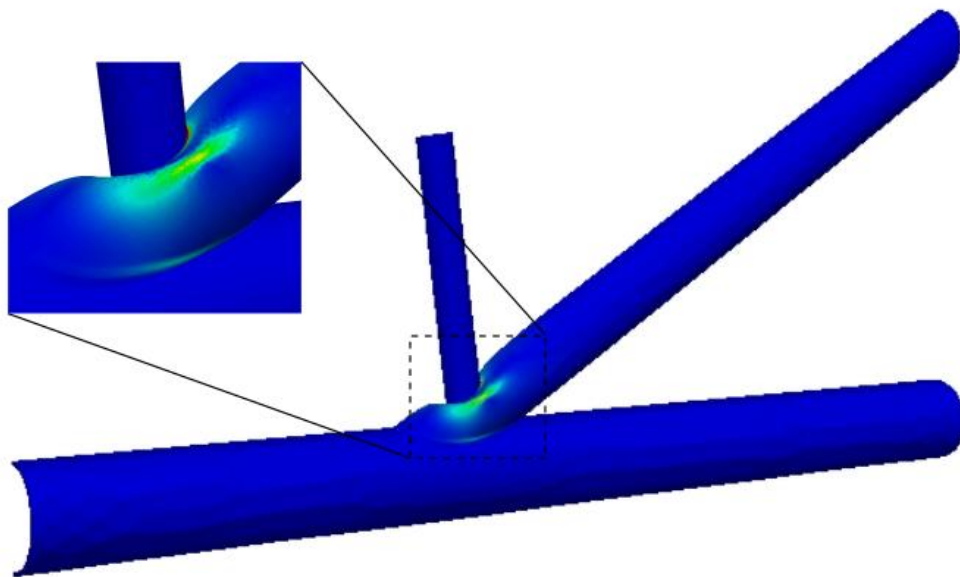


Figura 4.17: Solução da análise do modelo FUNG

4.3 Juntas tubulares de secção em N



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.18: Solução da análise do modelo GHO

Concluindo a análise deste exemplo, é importante referir que os valores atingidos pela modelação numérica, no geral, estão aceitáveis em relação aos valores experimentais. Repara-se mais uma vez nestes ensaios, com o material modelado com base no critério Tresca, que os resultados obtidos são de melhor qualidade em relação à utilização do critério de von Mises, com um erro que não ultrapassa os 15%. A concordância dos mecanismos de colapso atingidos neste exemplo com os modos de rotura descritos no relato experimental demonstra de novo a versatilidade da ferramenta numérica utilizada. Tendo em consideração as discrepâncias entre as cargas de colapso numéricas e experimentais, o nível de precisão não foi o desejado. Nota-se particularmente neste exemplo que a análise obriga uma disponibilidade de elementos relativamente grande e um esforço computacional considerável para a obtenção de bons resultados.

4.4 Juntas tubulares de secção em X

Neste exemplo serão apresentados os resultados da modelação numérica de oito ensaios experimentais, conduzidos por Chen et al. [3], e a respetiva análise. Nestes ensaios pretende-se analisar o tipo de rotura e a conseqüente carga de colapso para quatro diferentes raios de curvatura da corda, R , sendo que este estudo é feito para duas dimensões diferentes do montante comprimido. Tendo em consideração as condições de simetria do problema modelou-se apenas um oitavo da estrutura para os ensaios sem curvatura da corda, e um quarto da estrutura para os restantes. Pretende-se através dos resultados da análise numérica, fazer a respetiva comparação em relação aos resultados experimentais. Optou-se por um elevado grau de refinamento das malhas na zona onde a corda é carregada pelo montante, sendo que a maior parte de concentração da dissipação plástica na formação do mecanismo de colapso se encontrará nesta zona, como foi observado experimentalmente [3]. Ilustra-se na Figura 4.19 os modelos tipo de malhas utilizadas nestes cálculos.

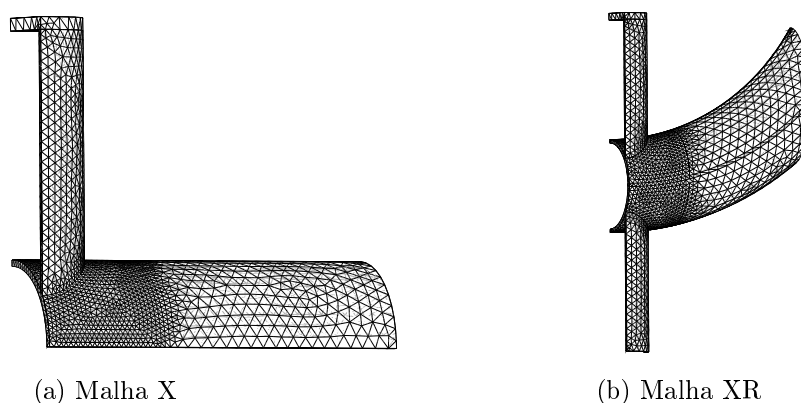


Figura 4.19: Malhas tipo das juntas tubulares em X

4.4 Juntas tubulares de secção em X

Nas Tabelas 4.8 e 4.9 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado experimental [3], e nas Figuras 4.20 e 4.21 os respectivos gráficos da análise de convergência da análise numérica dos ensaios sem curvatura da corda. A Figura 4.20 revela claramente a convergência dos valores obtidos pela simulação do modelo com diâmetro do montante de 89mm ao valor experimental e a discrepância observada entre a carga de colapso numérica e experimental é cerca de 10%, um valor bastante aceitável neste tipo de análise.

Tabela 4.8: Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5)

XB89x2.5	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	47783	131.5	42.4%
Modelo 2	117334	114.4	23.9%
Modelo 3	209413	109.6	18.7%
Modelo 4	307922	107.3	16.1%
Modelo 5	425269	106.2	14.9%
		97.2(*)	5.2%
Chen [3]	-	92.4	-

* modelação com o critério de Tresca

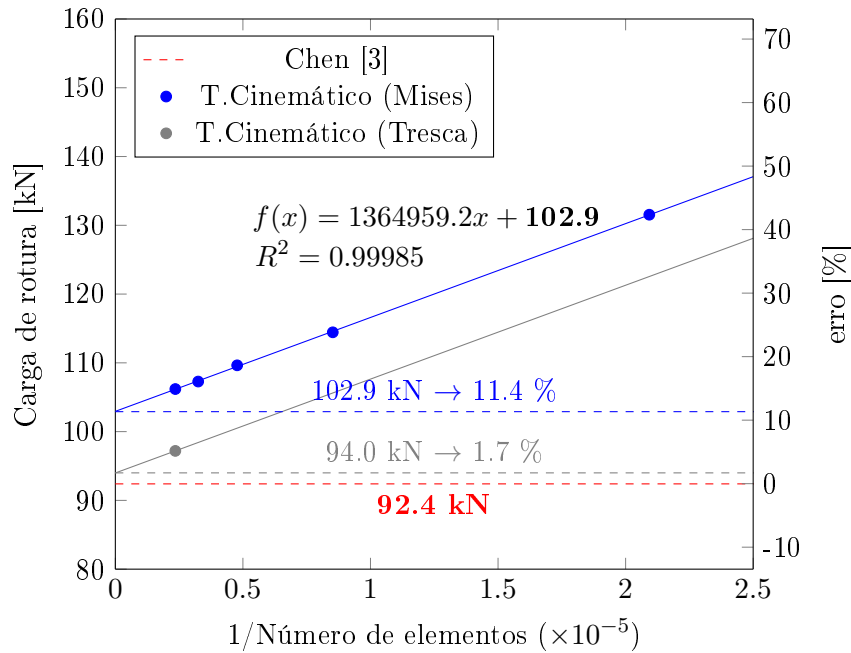


Figura 4.20: Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5)

Por outro lado, na Figura 4.21 repara-se na convergência dos valores obtidos pela simulação do modelo com diâmetro do montante de 114mm a uma solução abaixo do valor obtido experimentalmente. No relato experimental percebe-se que, para este ensaio, o endurecimento do material provocou um incremento de carga maior do que normalmente acontece neste tipo de ensaios, como se pode observar na curva da Figura 3.6b inserida no capítulo 3. Também é importante reter que, com o aumento dos parâmetros geométricos do montante carregado, o valor da carga de colapso que este tipo de junta consegue aguentar, também aumentou. Apresentam-se nas Figuras 4.22 e 4.23 as distribuições da dissipação plástica juntamente com as configurações do mecanismo de colapso dos modelos analisados.

Tabela 4.9: Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0)

XB114x3.0	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	47956	183.5	11.5%
Modelo 2	118205	158.5	-3.7%
Modelo 3	207963	148.5	-9.7%
Modelo 4	306626	145.8	-11.4%
Modelo 5	426351	144.2	-12.4%
		131.9(*)	-19.8%
Chen [3]	-	164.5	-

* modelação com o critério de Tresca

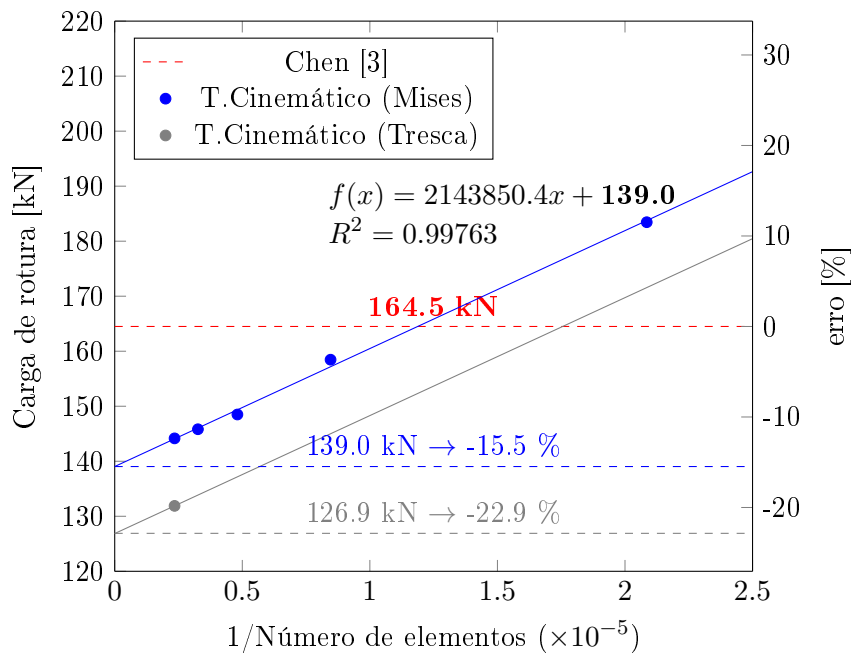
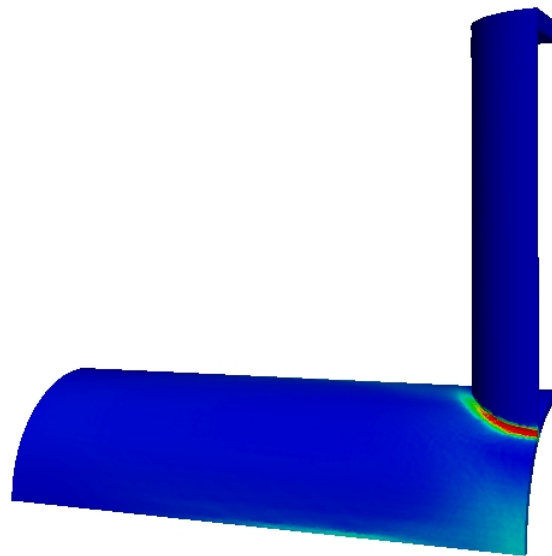
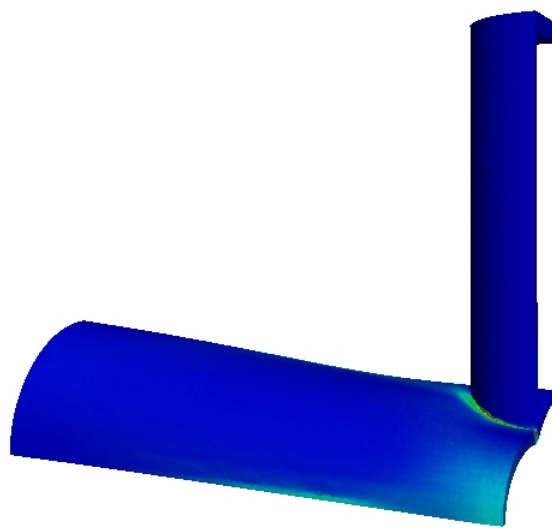


Figura 4.21: Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0)

4.4 Juntas tubulares de secção em X



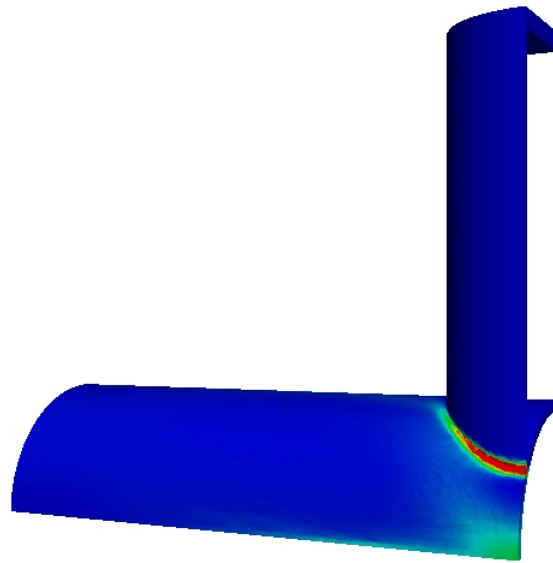
(a) Dissipação Plástica



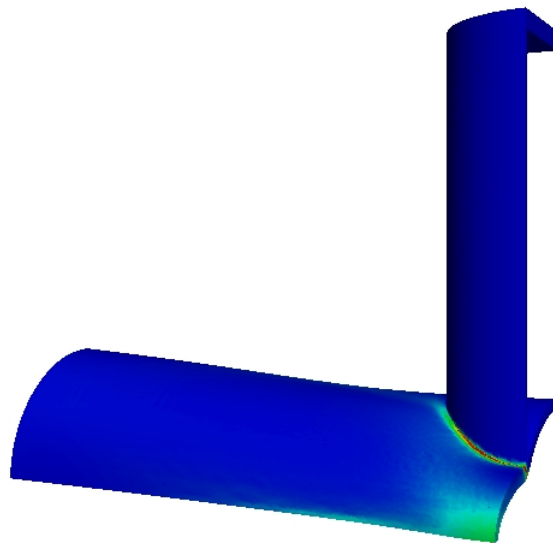
(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.22: Solução da análise do modelo XB89x2.5



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

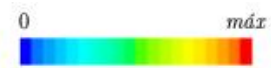


Figura 4.23: Solução da análise do modelo XB114x3.0

4.4 Juntas tubulares de secção em X

Como descrito no relato experimental [3], as configurações do mecanismo de colapso da análise numérica aos dois modelos revela a rotura por flexão da parede da corda. Para ser perceptível a influência que o parâmetro do raio de curvatura, R , tem neste tipo de junta, serão apresentados os resultados relativos aos três raios de curvatura diferentes em conjunto, para cada dimensão do montante. Nas Tabelas 4.10, 4.11 e 4.12 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica aos modelos com diâmetro do montante de 89mm, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado experimental [3] e nas Figuras 4.24, 4.25 e 4.26 os respetivos gráficos da análise de convergência.

Tabela 4.10: Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5R1260)

XB89x2.5R1260	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	41834	158.5	18.7%
Modelo 2	119402	135.2	1.2%
Modelo 3	239651	128.3	-4.0%
Modelo 4	491416	123.3	-7.7%
		112.7(*)	-15.7%
Chen [3]	-	133.6	-

* modelação com o critério de Tresca

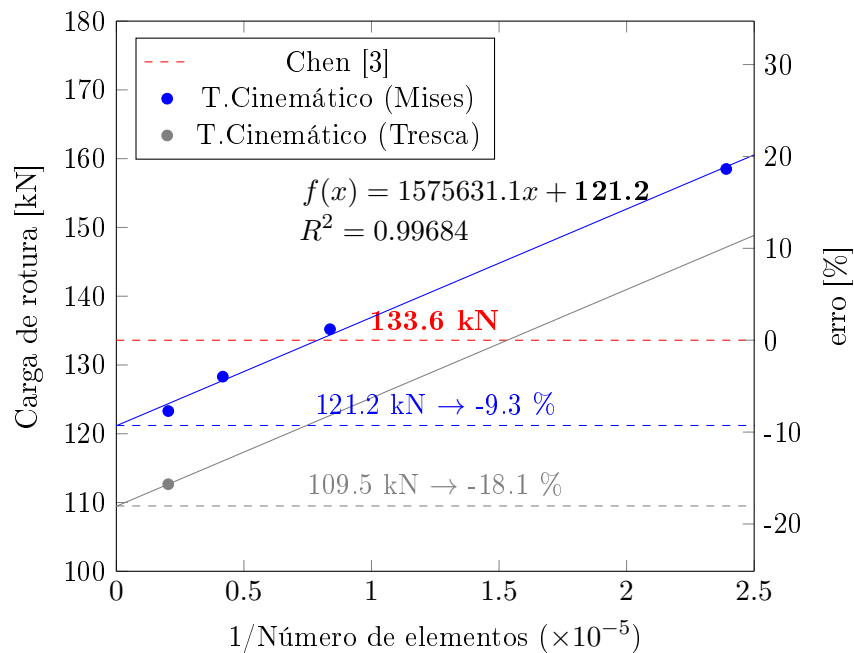


Figura 4.24: Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5R1260)

Tabela 4.11: Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5R840)

XB89x2.5R840	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	42299	159.5	18.7%
Modelo 2	117618	135.3	0.7%
Modelo 3	239020	131.1	-2.4%
Modelo 4	489305	125.1	-6.9%
		114.3(*)	-14.9%
Chen [3]	-	134.3	-

* modelação com o critério de Tresca

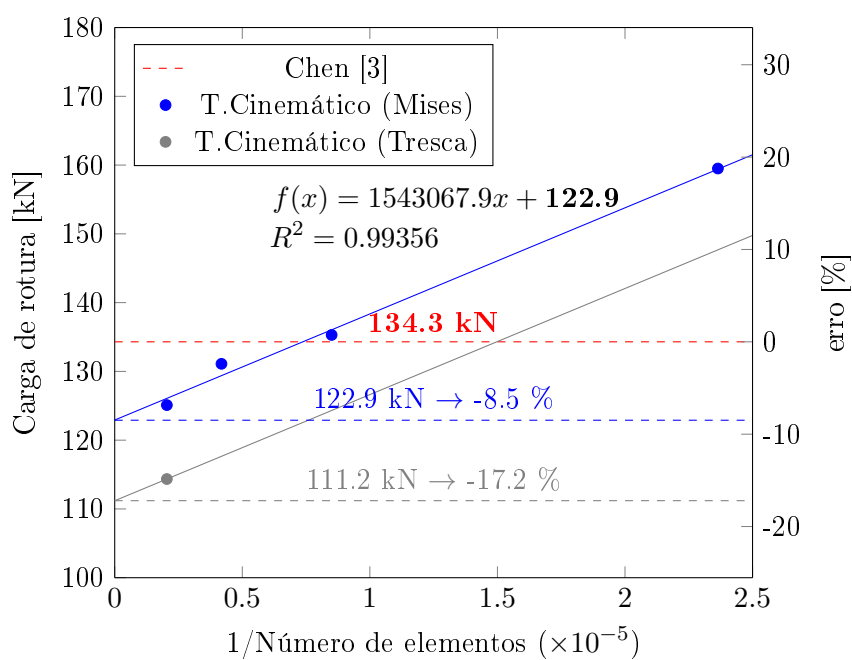


Figura 4.25: Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5R840)

4.4 Juntas tubulares de secção em X

Tabela 4.12: Resumo dos valores da análise numérica (XB89x2.5R420)

XB89x2.5R420	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	43630	166.5	20.4%
Modelo 2	117130	142.0	2.6%
Modelo 3	238064	138.1	-0.2%
Modelo 4	479385	125.0	-9.6%
		115.7(*)	-16.4%
Chen [3]	-	138.3	-

* modelação com o critério de Tresca

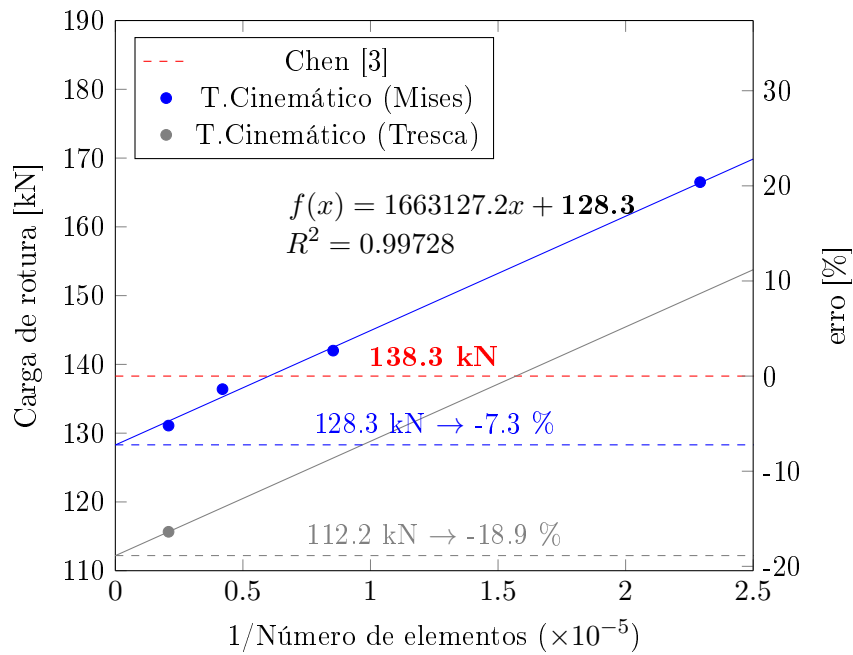


Figura 4.26: Convergência dos resultados da análise numérica (XB89x2.5R420)

Como se pode constatar, nos três casos a carga de colapso está a convergir para um valor abaixo do resultado experimental. Não obstante, os valores obtidos na análise numérica estão muito próximos dos valores experimentais, sendo que a maior discrepância observada foi cerca de 10%. Salienta-se que a influência do parâmetro do raio de curvatura, R , é pequena, mas perceptível, como também se pode evidenciar na figura 3.6a do capítulo 3. Nas Tabelas 4.13, 4.14 e 4.15 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica aos modelos com diâmetro do montante de 114mm, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado experimental [3], e nas Figuras 4.27, 4.28 e 4.29 os respetivos gráficos da análise de convergência.

Tabela 4.13: Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0R1260)

XB114x3.0R1260	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	41579	218.9	19.8%
Modelo 2	119740	177.7	-2.8%
Modelo 3	241322	170.6	-6.7%
Modelo 4	496036	163.3	-10.7%
		148.9(*)	-18.6%
Chen [3]	-	182.8	-

* modelação com o critério de Tresca

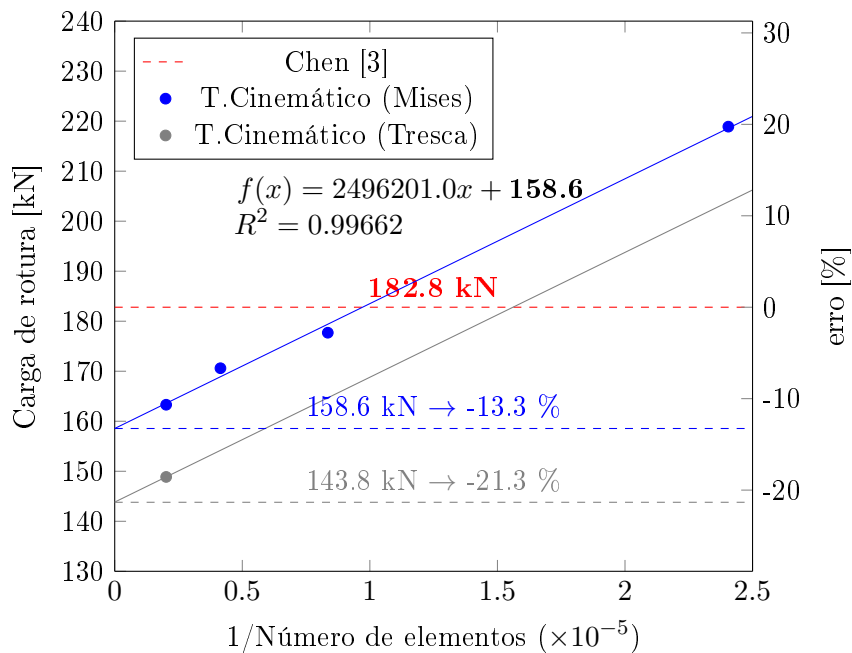


Figura 4.27: Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0R1260)

4.4 Juntas tubulares de secção em X

Tabela 4.14: Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0R840)

XB114x3.0R840	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	41958	220.6	15.4%
Modelo 2	119735	177.8	-7.0%
Modelo 3	239840	170.6	-10.8%
Modelo 4	492927	166.2	-13.1%
		151.4(*)	-20.8%
Chen [3]	-	191.2	-

* modelação com o critério de Tresca

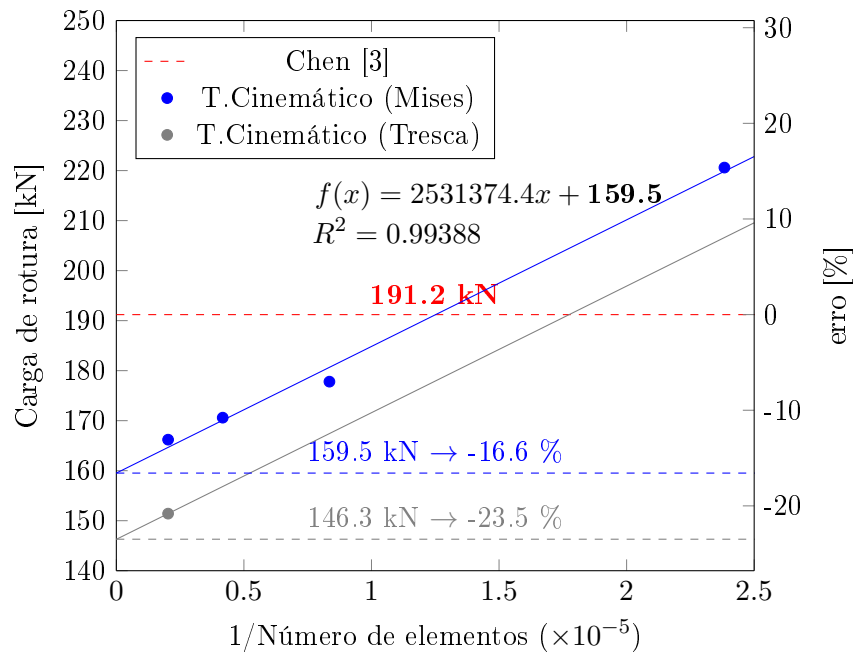


Figura 4.28: Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0R840)

Tabela 4.15: Resumo dos valores da análise numérica (XB114x3.0R420)

XB114x3.0R420	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	43060	227.6	34.2%
Modelo 2	118194	186.3	9.8%
Modelo 3	239106	177.5	4.7%
Modelo 4	480374	171.8	1.3%
		157.3(*)	-7.3%
Chen [3]	-	169.6	-

* modelação com o critério de Tresca

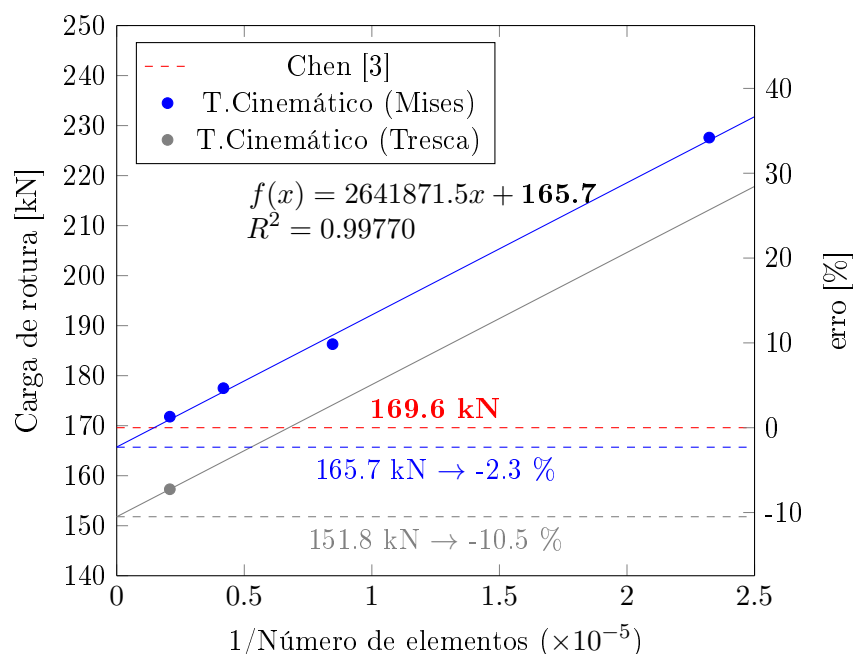
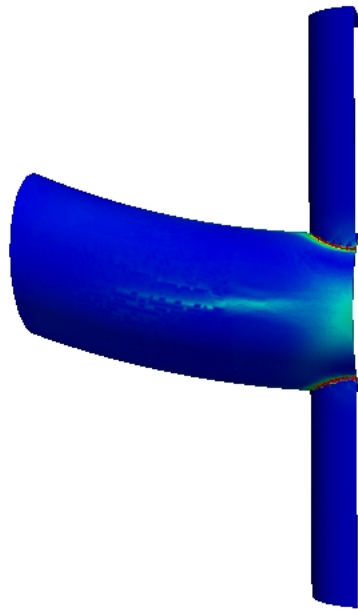


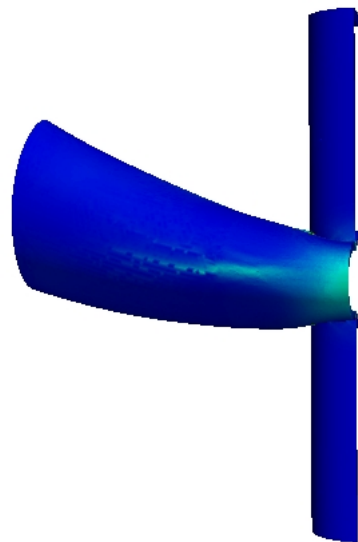
Figura 4.29: Convergência dos resultados da análise numérica (XB114x3.0R420)

É possível observar nos valores obtidos pela análise numérica, a ligeira influência do raio de curvatura, R , no que diz respeito à melhoria da capacidade resistente da junta. Quando este é aumentado, a carga que a junta aguenta também é superior. Mais uma vez, nos três casos a carga de colapso está a convergir para um valor abaixo do resultado experimental. Salienta-se ainda que, a maior discrepância observada, foi cerca de 15%, é um valor bastante aceitável tendo em consideração a dispersão dos valores experimentais que normalmente se verifica neste tipo de ensaios. Apresenta-se nas Figuras 4.30 e 4.31 as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso obtido nos modelos analisados, apresentando para cada dimensão do montante apenas um modelo a

4.4 Juntas tubulares de secção em X



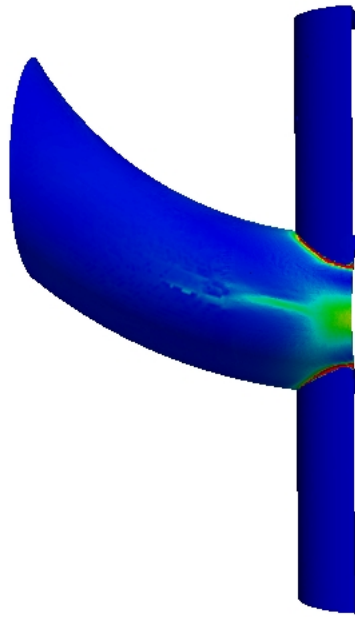
(a) Dissipação Plástica



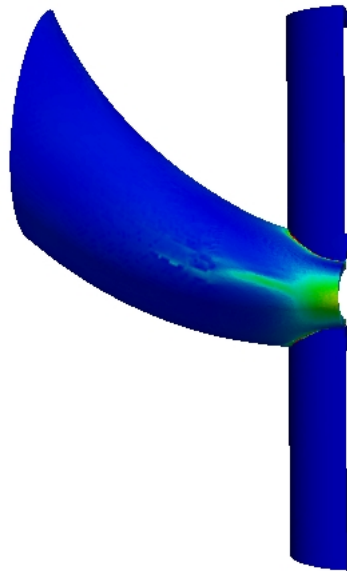
(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.30: Solução da análise do modelo XB89R840



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

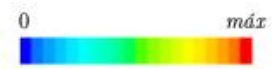


Figura 4.31: Solução da análise do modelo XB114R420

4.4 Juntas tubulares de secção em X

título de exemplo. Todos os modelos sem excepção atingiram o mesmo mecanismo. As configurações do mecanismo de colapso da análise numérica revelam claramente a rotura por flexão da parede da corda, o mecanismo obtido experimentalmente [3].

Um dos aspectos mais importantes a reter é que os mecanismos de colapso obtidos coincidem com o modo de rotura principal, rotura por plastificação da corda (CP), descrito no relato experimental e que pode ser verificado na Tabela 3.4 do capítulo 3. Constatase também que a rotura por encurvadura local (LBFB) não aparenta ter tido grande preponderância na redução da carga de colapso da junta porque os resultados numéricos já são inferiores aos resultados experimentais. O terceiro modo de rotura mencionado no relato experimental, mais propriamente o deslocamento fora do plano do montante (OSB) não foi analisado no presente trabalho devido às simplificações de simetria assumidas para o modelo. Acredita-se que, nos ensaios com curvatura, os valores atingidos abaixo da carga de colapso experimental devem-se ao processo mecânico utilizado para obter a curvatura, processo esse que poderá ter conferido algum encruamento ao aço e consequentemente aumentado a sua resistência (embora diminuindo a sua ductilidade). Esta hipótese é referida pelos autores dos ensaios [3]. Deste modo, numa análise geral, pode-se afirmar que os valores atingidos pela modelação numérica, estão aceitáveis em relação aos valores experimentais, como se pode observar na Figura 4.32 onde se apresenta um resumo dos resultados obtidos nas análises numéricas em relação aos valores experimentais.

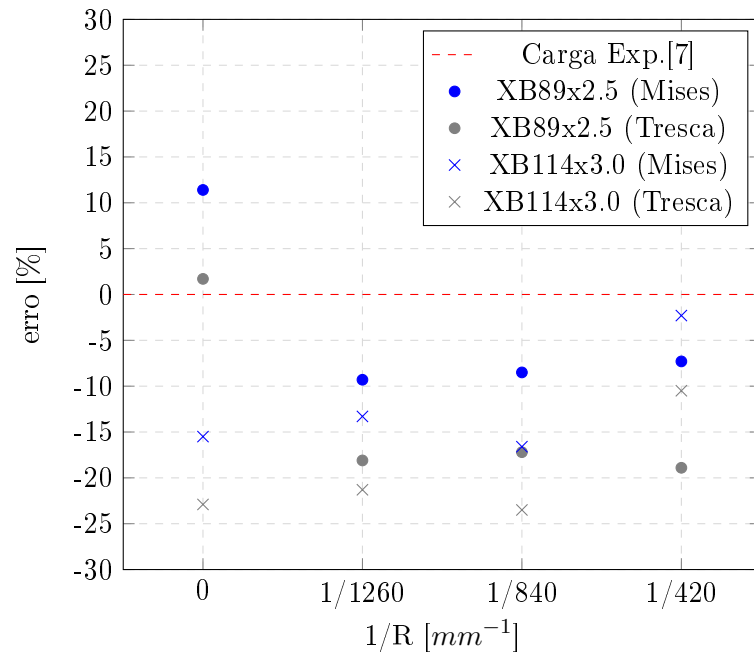


Figura 4.32: Resumo dos valores da análise numérica da Junta X

4.5 Juntas tubulares de secção em T

Neste exemplo serão apresentados os resultados da modelação numérica de oito ensaios experimentais de um conjunto de ensaios, conduzidos por Feng et al. [7], e a respetiva análise. Como aconteceu na secção anterior pretende-se analisar o tipo de rotura e a consequente carga de colapso através de quatro diferentes raios de curvatura da corda, R , para duas dimensões diferentes do montante. Tendo em consideração as condições de simetria do problema modelou-se apenas um quarto da estrutura. Para os ensaios sem curvatura da corda utilizou-se malhas com um elevado grau de refinamento na zona onde a corda é carregada pelo montante, sendo que a maior parte da concentração da dissipação plástica na formação do mecanismo de colapso se encontrará nesta zona, como foi observado experimentalmente [7]. Nos restantes, optou-se por fazer um refinamento uniforme em toda a estrutura devido aos diferentes modos de rotura descritos no relato experimental. Ilustra-se na Figura 4.33 os modelos tipo de malhas utilizadas neste estudo.

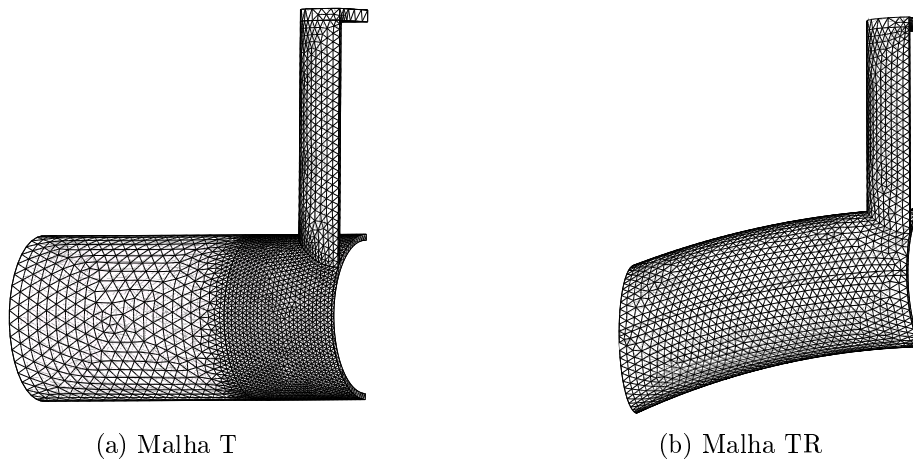


Figura 4.33: Malhas tipo das juntas tubulares em T

Nas Tabelas 4.16 e 4.17 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica para os ensaios sem curvatura da corda, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado experimental [7], e nas Figuras 4.34 e 4.35 os respetivos gráficos da análise de convergência da análise numérica. Como se pode verificar, os valores da carga de colapso estão a convergir para o valor experimental. Verifica-se também que, a maior discrepância observada entre a carga de colapso numérica e experimental, é cerca de 15%, valor aceitável neste tipo de análise. Salienta-se que, com o aumento das dimensões do montante, a capacidade resistente da junta também aumenta.

4.5 Juntas tubulares de secção em T

Tabela 4.16: Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5)

TB89x2.5	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	49716	165.7	32.2%
Modelo 2	103735	154.7	23.4%
Modelo 4	467748	148.2	18.3%
		135.4(*)	8.1%
Feng [7]	-	125.3	-

* modelação com o critério de Tresca

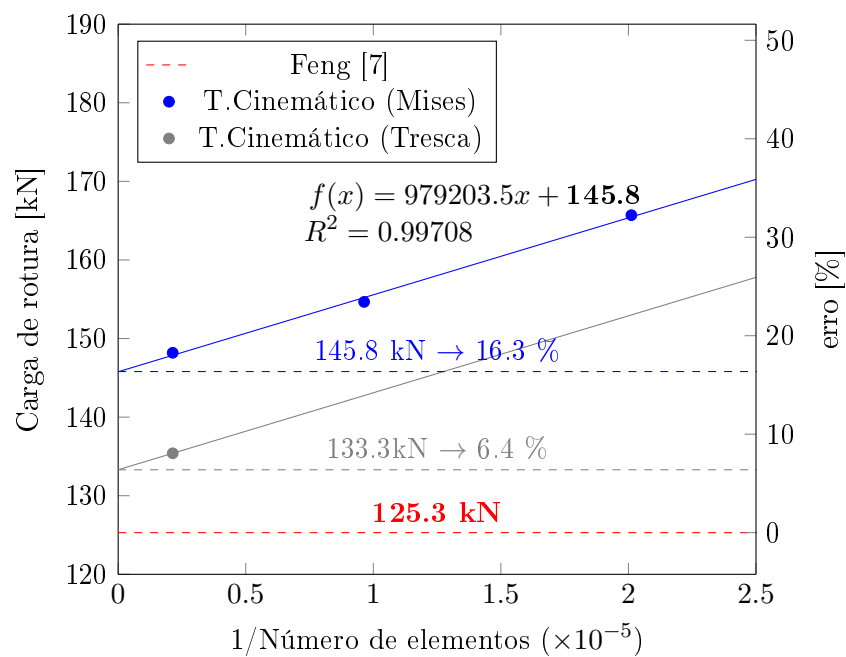


Figura 4.34: Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5)

Tabela 4.17: Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0)

TB114x3.0	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	48920	196.6	14.7%
Modelo 2	104631	189.3	10.5%
Modelo 4	464920	185.1	8.0%
		169.6(*)	-1.0%
Feng [7]	-	171.4	-

* modelação com o critério de Tresca

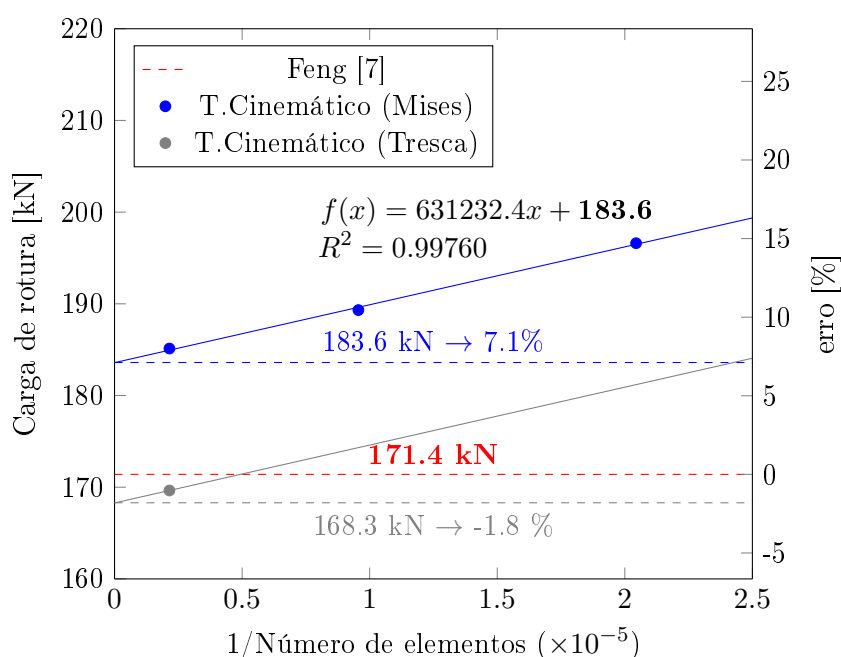
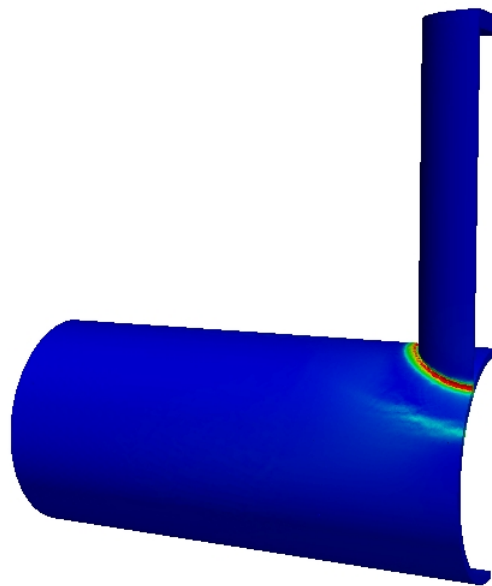


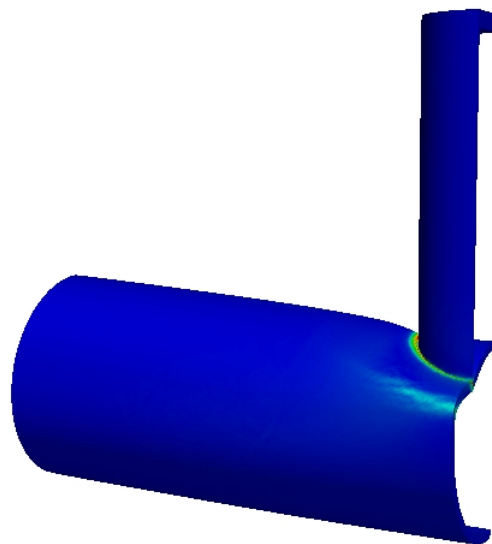
Figura 4.35: Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0)

Nas Figuras 4.36 e 4.37 são apresentadas as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso do modelo analisado. As configurações do mecanismo de colapso da análise numérica aos dois modelos revelam a rotura por flexão da parede da corda, estando em plena concordância com o modo de rotura descrito no relato experimental [7],

4.5 Juntas tubulares de secção em T



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

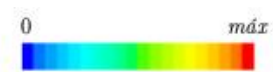
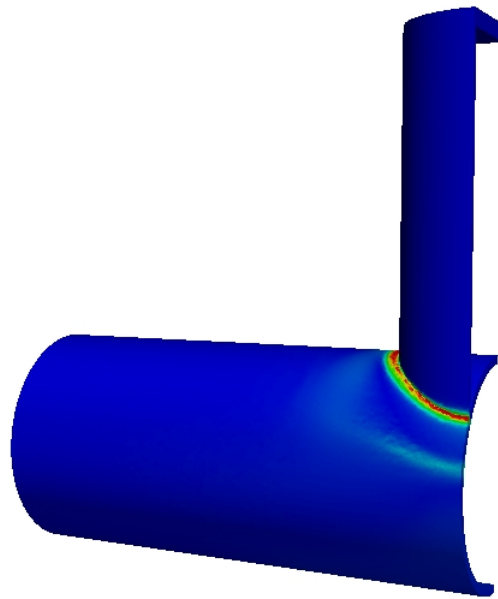
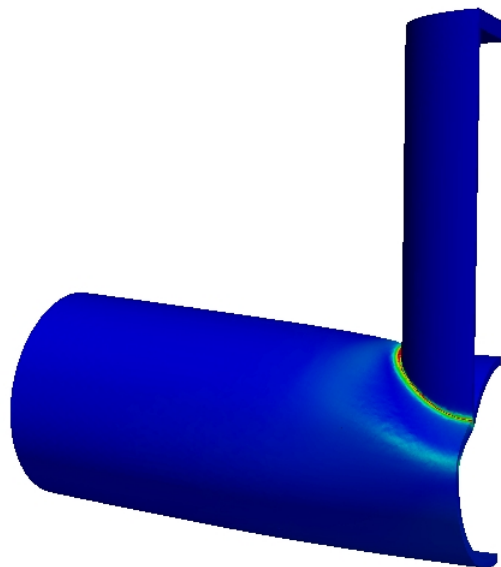


Figura 4.36: Solução da análise do modelo TB89x2.5



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso

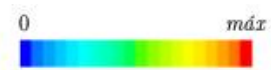


Figura 4.37: Solução da análise do modelo TB114x3.0

4.5 Juntas tubulares de secção em T

Seguindo o método apresentado no subcapítulo anterior, nas Tabelas 4.18, 4.19 e 4.20 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica aos modelos com diâmetro do montante de 89 mm, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado experimental [7], e nas Figuras 4.38, 4.39 e 4.40 os respetivos gráficos da análise de convergência. Como se pode constatar, os valores obtidos na análise numérica não foram muito diferentes dos valores experimentais, a maior discrepância observada para este conjunto de ensaios, foi cerca de 20%.

Tabela 4.18: Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5R1260)

TB89x2.5R1260	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	231838	188.5	12.7%
Modelo 2	266554	185.6	11.0%
Modelo 4	393654	176.6	5.6%
Feng [7]	-	167.2	-

* modelação com o critério de Tresca

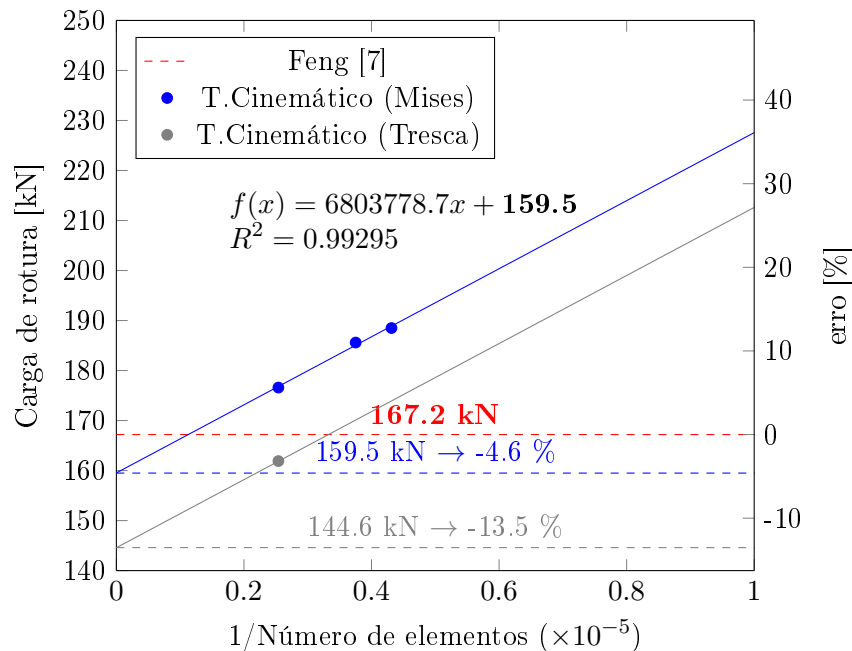


Figura 4.38: Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5R1260)

Tabela 4.19: Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5R840)

TB89x2.5R840	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	179170	188.9	15.3%
Modelo 2	260645	184.6	12.7%
Modelo 4	386461	181.8	11.0%
		169.4(*)	3.5%
Feng [7]	-	163.8	-

* modelação com o critério de Tresca

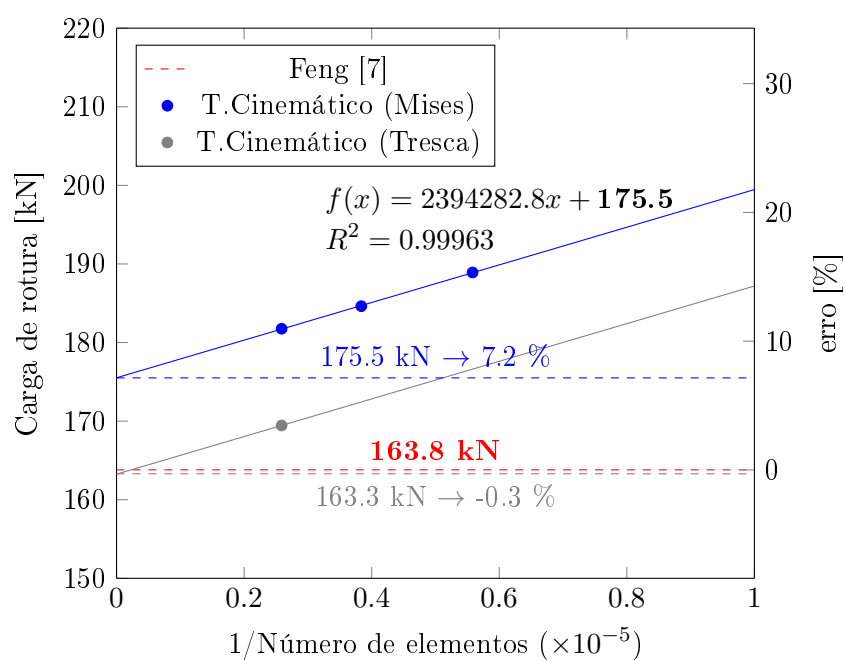


Figura 4.39: Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5R840)

4.5 Juntas tubulares de secção em T

Tabela 4.20: Resumo dos valores da análise numérica (TB89x2.5R420)

TB89x2.5R420	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	180435	188.3	0.4%
Modelo 2	260978	182.7	-2.6%
Modelo 4	390603	176.6	-5.8%
		161.3(*)	-14.0%
Feng [7]	-	187.5	-

* modelação com o critério de Tresca

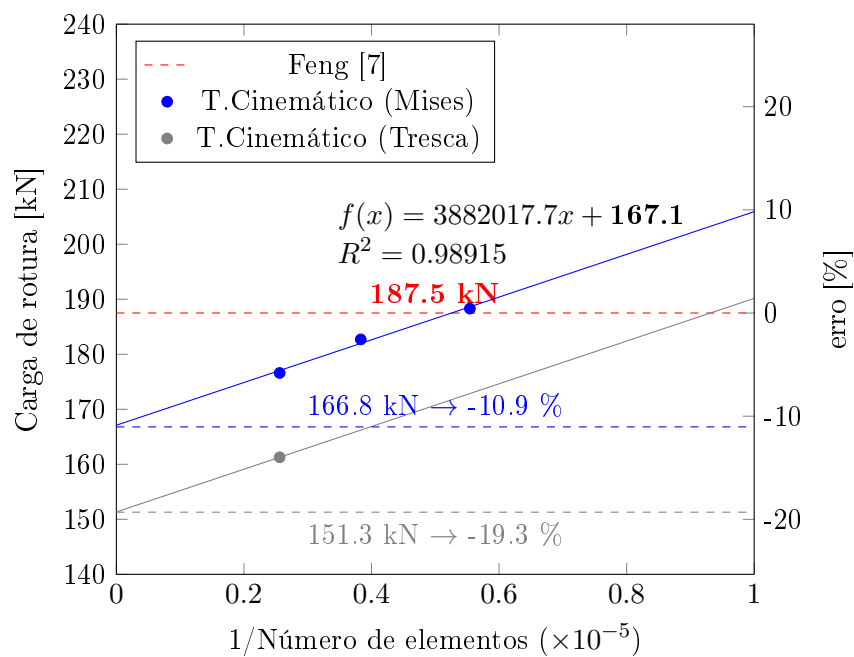


Figura 4.40: Convergência dos resultados da análise numérica (TB89x2.5R420)

Nas Tabelas 4.21, 4.22 e 4.23 encontram-se indicados os valores para as cargas de colapso obtidos através da análise numérica aos modelos com diâmetro do montante de 114mm, juntamente com o valor do erro comparativo, em relação ao resultado experimental [7], e nas Figuras 4.41, 4.42 e 4.43 os respetivos gráficos da análise de convergência. Salienta-se ainda que, a maior discrepância observada, foi cerca de 15%, valor bastante aceitável tendo em consideração a dispersão dos valores experimentais que normalmente se verifica neste tipo de ensaios.

Tabela 4.21: Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0R1260)

TB114x3.0R1260	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	193082	274.7	4.3%
Modelo 2	278430	265.5	0.8%
Modelo 4	407149	261.7	-0.7%
		240.6(*)	-8.7%
Feng [7]	-	263.4	-

* modelação com o critério de Tresca

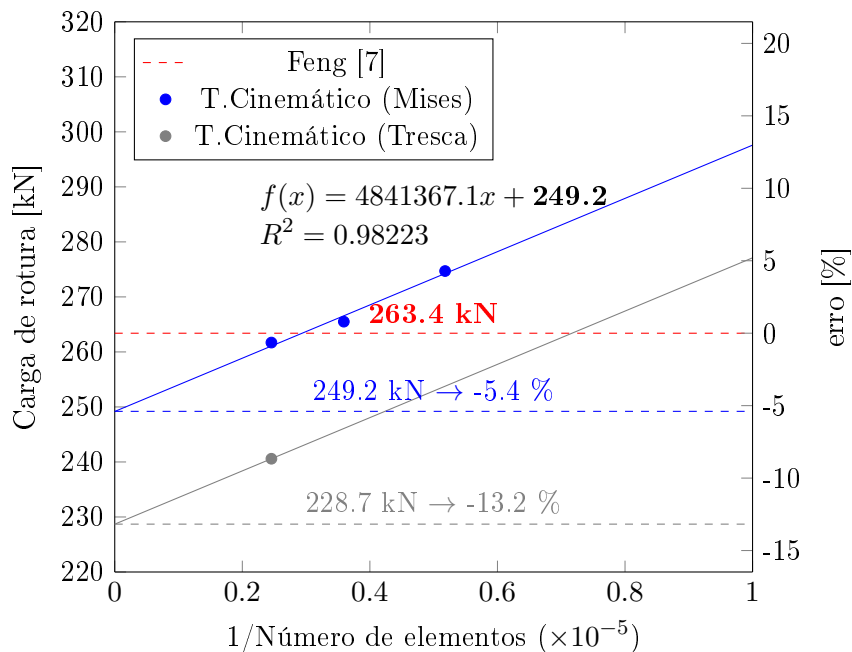


Figura 4.41: Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0R1260)

4.5 Juntas tubulares de secção em T

Tabela 4.22: Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0R840)

TB114x3.0R840	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	188872	281.7	-2.9%
Modelo 2	272126	273.1	-5.9%
Modelo 4	400926	269.0	-7.3%
		247.4(*)	-14.7%
Feng [7]	-	290.1	-

* modelação com o critério de Tresca

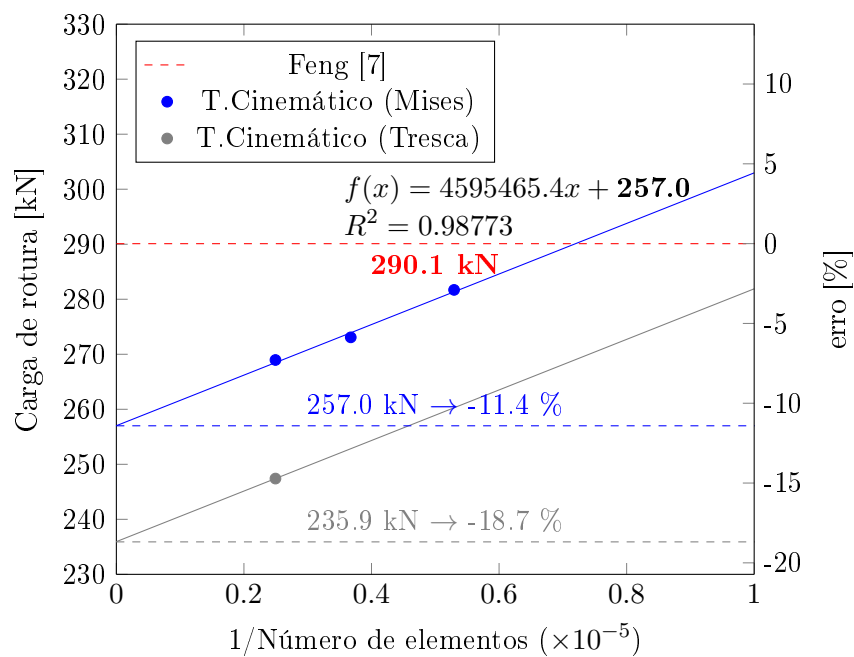


Figura 4.42: Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0R840)

Tabela 4.23: Resumo dos valores da análise numérica (TB114x3.0R420)

TB114x3.0R420	Nº elementos	Carga de Colapso [kN]	erro (%)
Modelo 1	188398	299.5	7.8%
Modelo 2	271581	290.0	4.4%
Modelo 4	406761	280.1	0.8%
		254.3(*)	-8.5%
Feng [7]	-	277.8	-

* modelação com o critério de Tresca

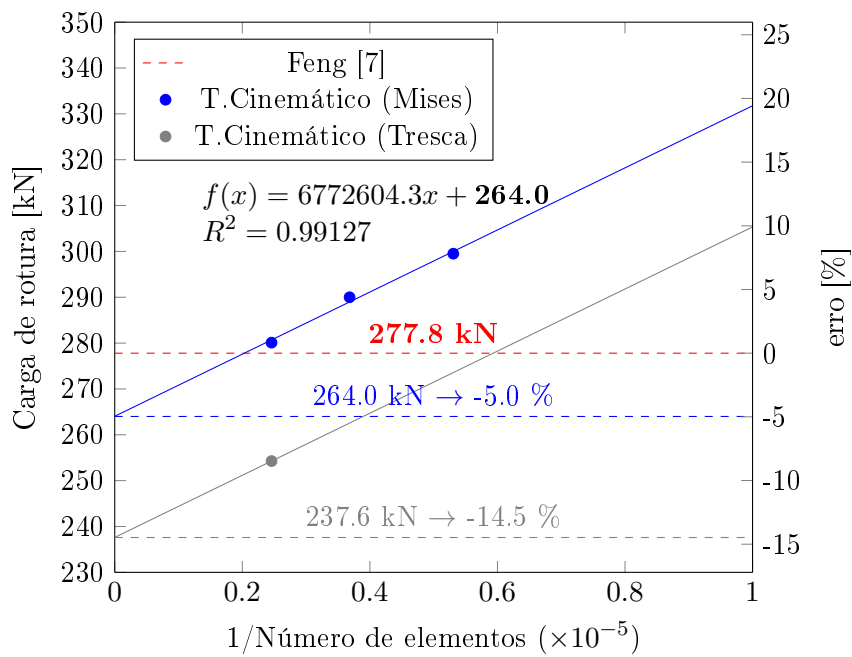


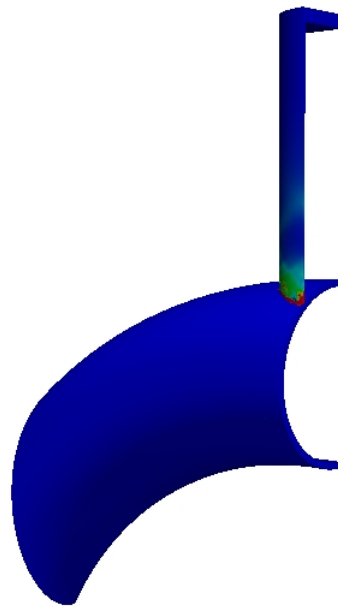
Figura 4.43: Convergência dos resultados da análise numérica (TB114x3.0R420)

4.5 Juntas tubulares de secção em T

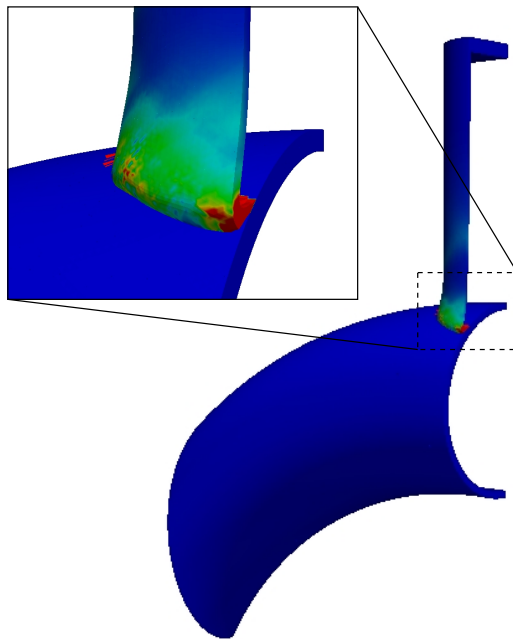
Apresenta-se na Figura 4.44 as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração do mecanismo de colapso obtidos nos modelos analisados com diâmetro do montante de 89mm, referindo que todos atingiram o mesmo mecanismo de colapso, apresentando apenas um a título de exemplo. É ainda apresentada a amplificação de um detalhe do modelo, que permite uma melhor visualização do mecanismo de colapso. No relato experimental [7], a rotura por cedência da secção do montante carregado (MYFB), que pode ser observada na Figura 3.10c do capítulo 3, é identificada em todos os ensaios e está em plena concordância com a configuração de mecanismo de colapso obtida na análise numérica.

Nas Figuras 4.45 e 4.46 são apresentadas as distribuições da dissipação plástica juntamente com a configuração dos dois mecanismos de colapso obtidos nos modelos analisados com diâmetro do montante de 114mm. São ainda apresentadas amplificações de detalhes dos modelos, que permite realçar as diferenças dos mecanismos obtidos neste conjunto de ensaios. É de salientar que as curvaturas mais suaves revelaram rotura por flexão da parede da corda (CP) e por plastificação da secção do montante carregado (Figura 4.46), e o ensaio com a curvatura maior, revelou a rotura por plastificação da secção do montante carregado (MYFB)(Figura 4.45). Consultando a Tabela 3.6 do capítulo 3, repara-se que os mecanismos de colapso obtidos presentes no relato experimental [7] estão em completo desacordo com os resultados obtidos na análise numérica. Este acontecimento já era expectável pela imposição da linearidade geométrica da Análise Limite, que não permite considerar fenómenos de encurvadura, atingindo a rotura por plastificação do material.

Concluindo a análise deste exemplo, é importante reter que os mecanismos de colapso obtidos condizem com os modos de rotura descritos no relato experimental e que podem ser verificados na Tabela 3.6 do capítulo 3, à exceção dos modelos analisados com diâmetro do montante de 114mm devidamente justificados anteriormente. Adicionalmente, é de realçar o facto de ambos os mecanismos obtidos apresentarem semelhança notória com as imagens fotográficas, reproduzidas na Figura 3.10 do capítulo 3. A discrepância observada em relação aos ensaios sem curvatura da corda entre as cargas de colapso numéricas e experimentais, revelam diferenças bastante aceitáveis, como se pode constatar na Figura 4.48. A maior discrepância observada foi cerca de 20%, valores bastante positivos, considerando a dispersão normalmente verificada neste tipo de ensaios. É surpreendente uma vez mais, nos ensaios com curvatura da corda, que em geral os valores obtidos tenham sido inferiores à da carga de colapso experimental, principalmente, nos ensaios em que foi evidenciado experimentalmente a rotura por encurvadura local, sendo expectável a carga de colapso obtida numericamente ser superior, e não inferior aos ensaios experimentais. Este facto revela que os espécimes que atingiram a rotura por encurvadura local experimentalmente poderiam estar na iminência de colapsar por plastificação do material noutra



(a) Dissipação Plástica

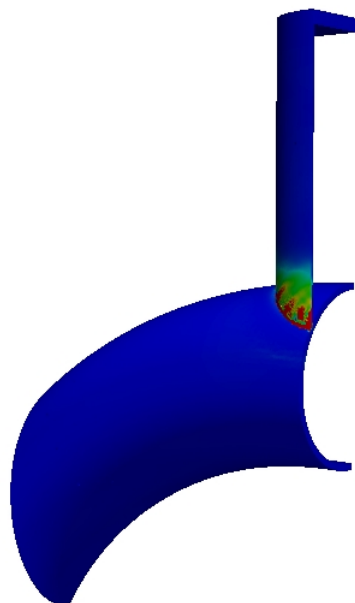


(b) Mecanismo de Colapso

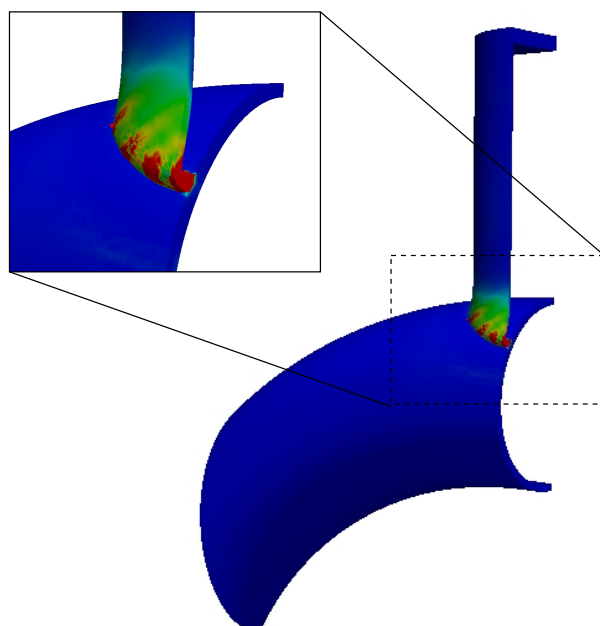


Figura 4.44: Solução da análise do modelo TB89R420

4.5 Juntas tubulares de secção em T



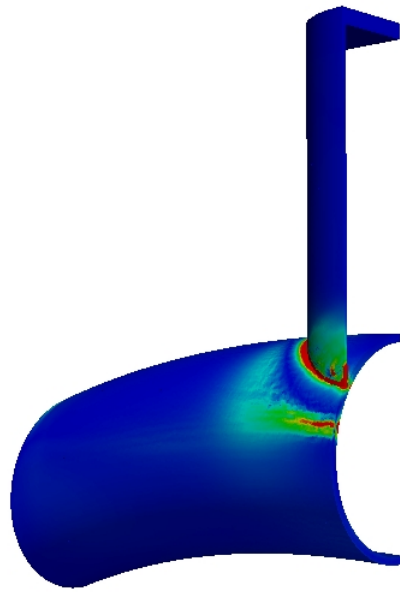
(a) Dissipação Plástica



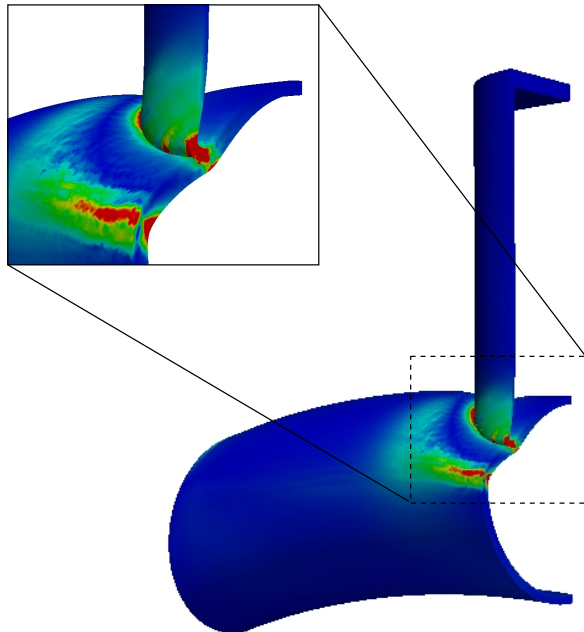
(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.45: Solução da análise do modelo TB114R420



(a) Dissipação Plástica



(b) Mecanismo de Colapso



Figura 4.46: Solução da análise do modelo TB114R840

4.6 Comparação com o Eurocódigo 3 e recomendações CIDECT

zona da junta. Este pressuposto deve-se à limitação do comprimento entre a extremidade do montante até ao centro da corda para evitar o encurvadura do montante, que podia não revelar a verdadeira capacidade máxima da junta, como referem os autores dos ensaios [7]. O cuidado experimental com o fenómeno de encurvadura tem de ser primordial, i.e., a limitação do comprimento do montante consoante a sua esbelteza tem de ser uma das principais preocupações neste tipo de ensaios, no que concerne ao dimensionamento de juntas metálicas. Pode-se admitir que os valores obtidos foram abaixo do experimental devido ao processo de indução electromagnética que utilizaram para dar curvatura à corda, processo esse que poderá ter conferido algum encruamento ao aço e consequentemente aumentado a sua resistência, como referem os autores dos ensaios [7].

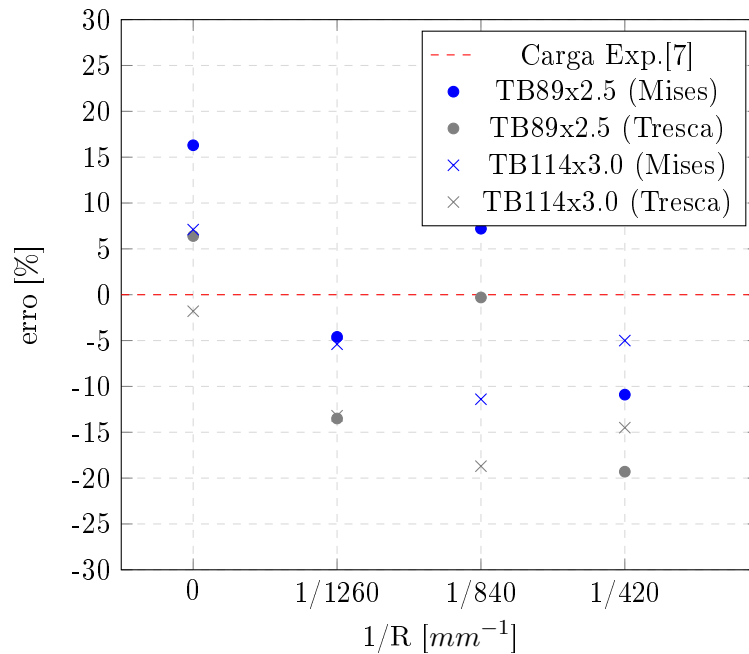


Figura 4.47: Resumo dos valores da análise numérica da Junta T

4.6 Comparação com o Eurocódigo 3 e recomendações CIDECT

Para concluir este capítulo são confrontados os resultados experimentais e numéricos com a estimativa da capacidade resistente das juntas obtidas através da metodologia de cálculo preconizada pelo EC3 e CIDECT. Pode encontrar-se no anexo deste documento o resumo dos cálculos efectuados de acordo com as normas NP EN 1993-1-8 2010 [1] (EC3) e das recomendações CIDECT [16]. É importante referir que, por estes documentos não abrangerem todo o tipo de juntas e apenas apresentarem metodologias para o dimensiona-

mento de juntas na sua forma tradicional, que nem sempre acontece em casos reais, há a necessidade da existência de ferramentas numéricas com capacidade de executar métodos iterativos que possam resolver a totalidade deste tipo de problemas.

Deste modo, procedeu-se ao cálculo de todas as juntas possíveis, a maioria de forma direta, algumas por via de preposições. As juntas com curvatura na corda estudadas neste presente trabalho foram automaticamente excluídas destas comparações. Decidiu-se também excluir os ensaios I3C(a) e L3C(a) das juntas K, onde o perfil tracionado é que se encontrava sobreposto ao comprimido, obtendo-se rotura por cedência do material e não por influência da junta. Para as restantes juntas, foram feitas todas as verificações das regras de aplicação prescritas dos pressupostos relativos às propriedades mecânicas e geométricas das peças de aço utilizadas e aos parâmetros geométricos das juntas por si formadas. Utilizando a metodologia apresentada em Anexo e tendo em conta todas as limitações foi possível criar a Tabela 4.24, que compara os valores obtidos na análise numérica, os valores obtidos analiticamente pelas prescrições do EC3 [1] e pelas novas recomendações CIDECT [16] com os resultados experimentais. Para uma melhor visualização destes resultados apresenta-se o gráfico da Figura 4.48.

Tabela 4.24: Comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais

Junta	Ensaio	Carga Exp. P_u [kN]	$\frac{P_{AL}^{MISES}}{P_u}$	$\frac{P_{AL}^{TRESCA}}{P_u}$	$\frac{N_{Rd}^{EC3}}{P_u}$	$\frac{N_{Rd}^{CIDECT}}{P_u}$
K	G2C	836.0	1.08	0.99	0.63	0.90
	I3C(b)	922.0	1.03	1.00	0.74	0.90
	L3C(b)	855.0	1.04	0.99	0.81	0.86
N	FUNG	980.0	1.24	1.14	0.59	0.83
	GHO	380.5	1.17	1.06	0.62	0.81
X(R= ∞)	XB89	92.4	1.11	1.02	0.80	0.85
	XB114	164.5	0.84	0.77	0.64	0.68
T(R= ∞)	TB89	125.3	1.16	1.06	0.79	0.91
	TB114	171.4	1.07	0.98	0.83	0.97

Primeiramente, comprova-se que o EC3 é bastante conservativo no dimensionamento de juntas metálicas, quando comparada com os valores experimentais. Quando estes valores experimentais são comparados com a carga resistente calculada a partir das novas recomendações CIDECT, nota-se em todos os casos, sem exceção, valores mais próximos da unidade, apresentando-se assim como uma alternativa ao EC3 melhor a nível de dimensionamento de juntas.

Analisando as duas simulações numéricas, quando comparadas com os valores experimentais, repara-se também em valores muito próximos, na maioria, valores superiores à uni-

4.6 Comparação com o Eurocódigo 3 e recomendações CIDECT

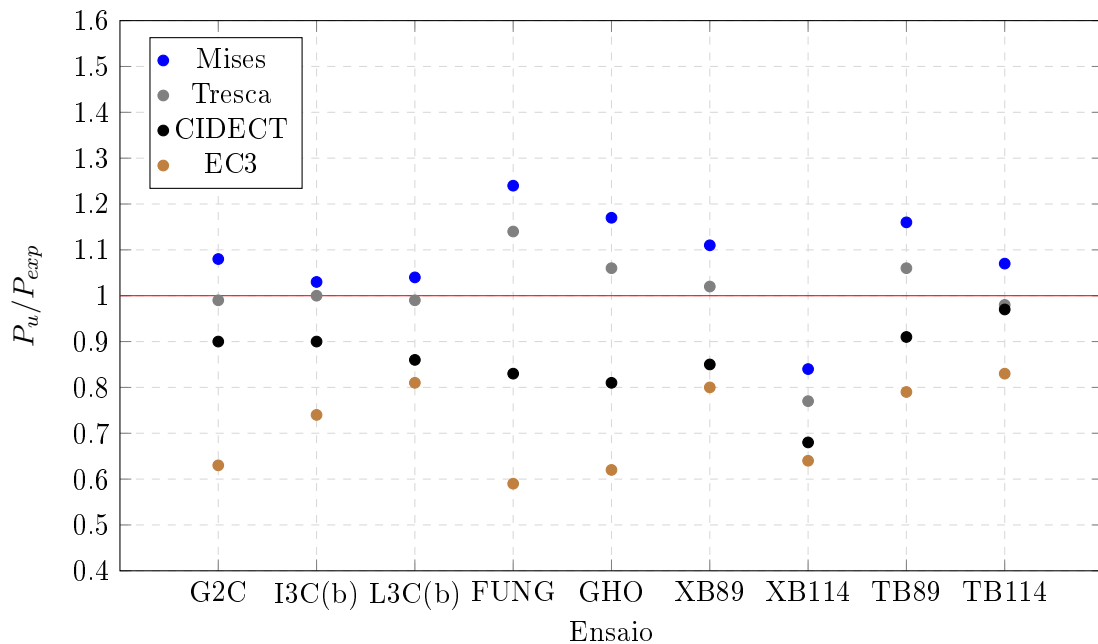


Figura 4.48: Comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais

dade. Em relação aos resultados numéricos destaca-se a falta de concordância do ensaio XB114 com $R = \infty$ em relação aos restantes pela negativa, já justificada anteriormente, pelo incremento de carga após cedência excessivo, para este tipo de ensaios, constatado no relato experimental [3] e que pode ser observado na Figura 3.6b.

Salienta-se também o facto de a discrepância obtida nos cálculos analíticos de acordo com os códigos da junta N, quando comparadas com os valores experimentais, ter sido superior às restantes. Esta discrepância deve-se às considerações assumidas indiretamente, por não haver nas prescrições métodos para resolver esta junta ensaiada experimentalmente [8],[9]. Os ensaios apresentam uma configuração em que o montante descarrega totalmente na diagonal, já as prescrições [1] e [16] estudam apenas quando o montante descarrega totalmente na corda ou então, na existência de sobreposição, descarrega na corda e na diagonal. Esta falta de concordância entre as duas realidades é um dos principais motivos pela necessidade de existência de um programa que calcule estimativas de cargas de colapso para este tipo de estruturas que as prescrições não englobam, sobredimensionando sem necessidade.

Capítulo 5

Conclusão e desenvolvimentos futuros

É conveniente salientar as principais conclusões retidas neste trabalho, como possíveis desenvolvimentos futuros.

Em primeiro lugar, os valores da análise numérica denotaram uma boa concordância com os valores experimentais, sendo que a maior discrepância observada entre as cargas de colapso numéricas e experimentais, foi cerca de 25%. Não obstante, a discrepância da maioria dos valores atingidos pela análise numérica em relação aos experimentais, foi menor que 15%, valores bastante aceitáveis tendo em consideração a dispersão usualmente registada nos valores experimentais para este tipo de ensaios. Um dos aspectos mais interessantes a reter dos mecanismos de colapso obtidos é a sua perfeita concordância com os modos de rotura descritos nos relatos experimentais. Relativamente às comparações dos resultados numéricos com o EC3 e com as novas recomendações CIDECT, é notável a regularidade presente na maioria dos casos. Considerando que os resultados da análise numérica são estimativas de limite superior, e nestas prescrições calculam-se cargas resistentes, reforça bastante a confiança nos resultados obtidos na análise numérica. Também é importante salientar o facto de estes documentos não abrangerem todo o tipo de juntas e a possibilidade de se estar a fazer um sobredimensionamento desnecessário, factos estes, que são claramente resolvidos com a utilização de ferramentas numéricas como o **mechpy**, que fazem estimativas de grande qualidade de cargas de colapso para qualquer tipo de junta.

Para o dimensionamento de estruturas metálicas, a utilização da Análise Limite não é, em regra, adequada devido a fenómenos de encurvadura que normalmente estas estão sujeitas. Esta afirmação, prende-se ao facto da Análise Limite considerar válida a hipótese de linearidade geométrica, desprezando nas equações de equilíbrio quaisquer efeitos de 2^a

ordem. Efectivamente e apesar desta contrariedade, não se considerou excluída a hipótese da Análise Limite ser uma ferramenta muito útil no dimensionamento de juntas metálicas. Deste modo, considera-se que o objetivo principal deste trabalho, que consistia em mostrar que a Análise Limite pode ser utilizada como uma ferramenta de cálculo para prever uma boa estimativa da capacidade resistente de juntas metálicas tubulares foi atingido com sucesso. A conformidade de resultados numéricos e experimentais permite concluir que a contribuição dos efeitos de não linearidade geométrica não tem uma importância tão significativa para o dimensionamento deste tipo de juntas metálicas. Pode-se afirmar que Análise Limite demonstrou ser uma ótima ferramenta a ser considerada neste tipo de abordagem.

Apesar dos bons resultados obtidos, não se considera esgotado o desenvolvimento neste âmbito, por isso, enuncia-se dois temas que se considera interessantes serem estudados no futuro:

- O número de elementos utilizados nos testes numéricos foi consideravelmente grande, contribuindo assim, para um grande esforço computacional. Este esforço foi provocado pela utilização de malhas não estruturadas, exigências da própria geometria. Sugere-se que este tipo de problema pode ser contornado com a utilização de elementos de casca, devido à reduzida espessura presente nos perfis das juntas. Prevê-se assim que a utilização de elementos de casca reduza o esforço computacional, não perdendo a qualidade dos resultados.
- No momento da procura de juntas metálicas que pudessem ser objeto de estudo para este trabalho deparou-se na falta de ensaios a juntas mais complexas, encontrando-se apenas ensaios das juntas mais convencionais. Devido ao desenvolvimento significativo das ferramentas numéricas e a possibilidade de aumentar a complexidade dos modelos de análise, considera-se interessante o desenvolvimento de ensaios experimentais a juntas metálicas também mais complexas.

Bibliografia

- [1] NP EN 1993-1-8 2010. *Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço, parte 1-8: Projecto de ligações*. IPQ , Caparica, 2010.
- [2] J. Chakrabarty. *Theory of plasticity*. Engineering mechanics series, McGraw-Hill, New York, 1987.
- [3] Y. Chen, R. Feng, and C. Wang. Tests of steel and composite CHS X-joints with curved chord under axial compression. *Engineering Structures*, 99:423–438, 2015.
- [4] M. Vicente da Silva. *Implementação Numérica Tridimensional do Teorema Cinemático da Análise Limite*. Tese de doutoramento, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa (FCT-UNL), 2009.
- [5] V. Dias da Silva. *Mecânica e Resistência dos Materiais*. Zuari, Coimbra, 4^a edição, 2013.
- [6] N. Deusdado. *Método do Lagrangeano Aumentado aplicado ao desenvolvimento de Formulações de Elementos Finitos para Análise Limite*. Tese de doutoramento, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa (FCT-UNL), 2018.
- [7] R. Feng, Y. Chen, and C. Wang. Tests of CHS T-joints with convex chord under axial compression. *Journal of Constructional Steel Research*, 117:139–151, 2016.
- [8] T.C. Fung, C.K. Soh, W.M. Gho, and F. Qin. Ultimate capacity of completely overlapped tubular joints i. an experimental investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, 57:855–880, 2001.
- [9] W.M. Gho, Y. Yang, and F. Gao. Failure mechanisms of tubular CHS joints with complete overlap of braces. *Thin-Walled Structures*, 44:655–666, 2006.
- [10] Y. Kurobane, K. Ogawa, K. Ochi, and Y. Makino. Local buckling of braces in tubular K-joints. *Thin-Walled Structures*, 4:23–40, 1986.
- [11] J. Lubliner. *The Theory of Plasticity*. Macmillan Publishing Company, New York, 1990.

- [12] Y. Makino, Y. Kurobane, and T. Tozaki. Ultimate strength analysis of simple CHS joints using the yield line theory. *Proceedings of the Third International Symposium on Tubular Structures*, 1989.
- [13] F.R. Mashiri and X.-L. Zhao. Plastic mechanism analysis of welded thin-walled T-joints made up of circular braces and square chords under in-plane bending. *Thin-Walled Structures*, 42:759–783, 2004.
- [14] J. Salençon. *De l'élasto-plasticité au calcul à la rupture*. Les éditions de l'École Polytechnique, Paris, 1^a edição, 2002.
- [15] C. Soh, T. Chan, and S. Yu. Limit analysis of ultimate strength of tubular X-joints. *Journal of Structural Engineering*, 126:790–797, 2000.
- [16] J. Wardenier, Y. Kurobane, J.A. Packer, G.J. van der Vegte, and X.-L. Zhao. *Design guide for circular hollow sections (CHS) joints under predominately static loading*. Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire (Construction with hollow steel sections), LSS Verlag, 2008.
- [17] Xiao-Ling Zhao. Yield line mechanism analysis of steel members and connections. *Progress in Structural Engineering and Materials*, 5(4):252 – 262, 2003.

Anexo A

Dimensionamento através do EC3 e CIDECT

Neste anexo é apresentada a metodologia utilizada no cálculo das cargas resistentes de algumas juntas estudadas na presente dissertação com o apoio do EC3 [1] e das recomendações CIDECT [16], de forma a comparar com os resultados obtidos na análise numérica. É importante referir que, por estes documentos não abrangerem todo o tipo de juntas e apenas apresentarem metodologias para o dimensionamento de juntas na sua forma tradicional, que nem sempre acontece em casos reais, há a necessidade da existência de ferramentas numéricas com capacidade de executar métodos iterativos que possam resolver a totalidade deste tipo de problemas. Deste modo, procedeu-se ao cálculo de todas as juntas possíveis, a maioria de forma direta, algumas por via de preposições. As juntas com curvatura na corda estudadas neste presente trabalho, foram automaticamente excluídas destas comparações.

Como ponto de partida, a validade das regras de aplicação prescritas está limitada pela verificação prévia de pressupostos relativos às propriedades mecânicas e geométricas das peças de aço utilizadas e aos parâmetros geométricos das juntas por si formadas. É importante assim, salientar algumas relações geométricas utilizadas nesta secção para o cálculo da capacidade resistente das juntas. A relação entre o diâmetro dos elementos diagonais e o da corda, denominada de β , que para juntas T e X, é definida por,

$$\beta = \frac{d_1}{d_0}, \quad (\text{A.1})$$

e para juntas em K e N,

$$\beta = \frac{d_1 + d_2}{2d_0}. \quad (\text{A.2})$$

A relação entre o diâmetro da corda e o dobro da espessura da mesma, denominada de λ , é definida por,

$$\lambda = \frac{d_0}{2t_0}. \quad (\text{A.3})$$

Limitações

Em relação às limitações do material a ser usado, o valor nominal da tensão de cedência não deverá exceder 460 MPa, devendo os valores de cálculo das resistências estáticas de juntas ser reduzidos por um coeficiente de 0,9 quando o valor da tensão nominal de cedência for superior a 355 MPa [1]. Alguns códigos fornecem regras adicionais para uso de aço com tensão de cedência superior ao limite de 460MPa, utilizando um fator de redução de 0,8 em vez do fator 0,9.

Em geral, a imposição de restrições ao nível da geometria das peças de aço utilizadas e dos parâmetros geométricos das juntas contempla dois objetivos [16]:

- i. Limitar a aplicação dos critérios prescritos para determinação da resistência ao intervalo de valores para o qual foram validados por via experimental ou numérica;
- ii. Garantir que a rotura é controlada por um número reduzido de modos, simplificando-se o processo de dimensionamento pela limitação do número de verificações a efetuar.

De seguida referem-se apenas as limitações de geometria de carácter geral, não obstante, registe-se o facto de as normas definirem domínios de validade particulares para os vários tipos de junta.

A espessura nominal dos perfis tubulares deve estar compreendida entre 2,5 e 25 mm. Os tipos de juntas abrangidos pela norma são definidos e classificados de acordo com a configuração geométrica dos elementos. Em geral, distinguem-se dois grupos, as juntas planas, K, KT, N, T, X, Y, DK e DY, e as juntas tridimensionais, KK, TT, XX, sendo que no presente trabalho só se abordaram quatro tipos de junta, K, N, X, T. Refira-se também, que apenas só são abordadas em detalhe juntas entre elementos de secção tubular circular CHS no seu estado convencional, o que retira a hipótese de comparação aos modelos numéricos onde se utiliza curvatura da corda. Os ângulos entre a corda e os elementos diagonais, bem como os ângulos entre elementos diagonais adjacentes, não deverão ser inferiores a 30°, de forma a permitir uma correta execução da soldadura. Pela mesma razão, em juntas em K ou N com afastamento, o valor do afastamento não deverá ser inferior à soma das espessura dos elementos diagonais adjacentes, (t_1+t_2) . Em juntas em K ou N com sobreposição deverá garantir-se uma adequada transmissão do esforço de corte entre os elementos diagonais que se interligam. Para o efeito, a norma estabelece um valor mínimo para o coeficiente de sobreposição, λ_{ov} , de 25%. Juntas com sobreposições entre 0% e 25% devem ser evitadas porque, nesses casos, a rigidez da conexão entre a diagonal sobreposta à outra diagonal é muito maior do que a conexão da diagonal sobreposta à corda, o que pode levar à rotura prematura e capacidades inferiores [16].

Em relação às limitações das secções que compõem a junta, estas deverão ser classificadas como sendo de classe 1 ou de classe 2, verificando as condições expressas por:

$$\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 1}, \quad (\text{A.4})$$

$$\frac{d}{t} \leq 70\varepsilon^2 \Rightarrow \text{Classe 2}, \quad (\text{A.5})$$

sendo que ε é expresso da seguinte forma:

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_{yd}}}. \quad (\text{A.6})$$

Este pressuposto exclui a possibilidade de ocorrência de fenómenos de encurvadura local, possibilitando a plastificação total da zona comprimida da secção. Na Tabela A.1 são apresentadas as verificações dos perfis utilizados nas juntas abordadas neste trabalho.

Caso existam excentricidades nas intersecções, as juntas e os elementos deverão ser dimensionados tendo em conta os esforços daí resultantes, exceto quando se demonstre que o valor da excentricidade se encontra dentro do intervalo de valores para o qual o seu efeito pode ser desprezado. Devido às dimensões dos elementos e à configuração geométrica de juntas em K e N, com afastamento ou sobreposição, a intersecção dos eixos dos elementos diagonais poderá ocorrer com uma excentricidade em relação ao eixo da corda, de onde pode resultar o aparecimento de momentos fletores na zona da junta. A excentricidade é considerada igual a zero quando os eixos coincidem num ponto. Os momentos resultantes de excentricidades poderão, em todo o caso, ser desprezados no dimensionamento de cordas tracionadas e dos elementos diagonais. Adicionalmente, poderão também ser desprezados no cálculo das juntas caso o valor da excentricidade esteja dentro dos seguintes limites de acordo com o EC3:

$$-0.55 d_0 \leq e \leq 0.25 d_0 \quad (\text{A.7})$$

E a partir das recomendações do CIDECT tem-se:

$$e \leq 0.25 d_0 \quad (\text{A.8})$$

Caso o valor da excentricidade esteja fora dos limites definidos, os momentos daí resultantes deverão ser considerados no dimensionamento dos elementos e da junta. Salienta-se que para os casos presentes neste trabalho, não é necessário considerar os momentos resultantes,

Tabela A.1: Classes dos perfis

Ensaio	Elem.	d [mm]	t [mm]	f_{yd} [MPa]	ε	$50\varepsilon^2$	$70\varepsilon^2$	d/t	Verif.
G2C	corda	216.4	7.82	479	0.70	24.53	34.34	27.7	Classe 2
	diagonal	165.0	5.28	367	0.80	32.02	44.82	31.3	Classe 1
I3C	corda	216.1	7.90	477	0.70	24.63	34.49	27.4	Classe 2
	diagonal	165.0	5.28	367	0.80	32.02	44.82	31.3	Classe 1
L3C	corda	216.1	7.90	477	0.70	24.63	34.49	27.4	Classe 2
	diagonal	165.0	5.28	367	0.80	32.02	44.82	31.3	Classe 1
FUNG	corda	457.2	12.70	377	0.79	31.17	43.63	36.0	Classe 2
	diagonal	273.1	9.30	374	0.79	31.42	43.98	29.4	Classe 1
	montante	168.3	7.10	386	0.78	30.44	42.62	23.7	Classe 1
GHO	corda	219.1	7.90	361	0.81	32.55	45.57	27.7	Classe 1
	diagonal	168.3	7.10	403	0.76	29.16	40.82	23.7	Classe 1
	montante	88.9	5.50	380	0.79	30.92	43.29	16.2	Classe 1
XB89	corda	140.0	5.00	275	0.92	42.73	59.82	28.0	Classe 1
	montante	89.0	2.50	278	0.92	42.27	59.17	35.6	Classe 1
XB114	corda	140.0	5.00	275	0.92	42.27	59.17	28.0	Classe 1
	montante	114.0	2.50	310	0.92	42.73	59.82	45.6	Classe 2
TB89	corda	140.0	5.00	275	0.92	42.73	59.82	28.0	Classe 1
	montante	89.0	2.50	278	0.92	42.27	59.17	35.6	Classe 1
TB114	corda	140.0	5.00	275	0.92	42.27	59.17	28.0	Classe 1
	montante	114.0	2.50	310	0.92	42.73	59.82	45.6	Classe 2

as juntas K e N estudadas verificam as condições A.7 e A.8.

Os modos de rotura mais frequentes em juntas de perfis tubulares são:

- 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.

O domínio de validade indicado na tabela A.2 define o intervalo de valores dos parâmetros geométricos para o qual, para juntas com cordas CHS, a resistência é condicionada apenas pelo modo de rotura da face da corda ou pelo modo de rotura por punçoamento. O valor de cálculo de resistência de uma junta deverá ser considerado igual ao mínimo dos valores obtidos por estes dois critérios. Para juntas que não respeitem o domínio de validade indicado na tabela A.2, deverão ser considerados todos os modos de rotura.

Tabela A.2: Domínio de validade para juntas entre perfis de secção tubular circular (Retirado de [1])

Relação entre diâmetros		$0,2 \leq d_i/d_0 \leq 1,0$
Cordas	Tração	$10 \leq d_0/t_0 \leq 50$ geralmente, mas: $10 \leq d_0/t_0 \leq 40$ para juntas em X
	Compressão	Classe 1 ou 2 e $10 \leq d_0/t_0 \leq 50$ geralmente, mas: $10 \leq d_0/t_0 \leq 40$ para juntas em X
Diagonais	Tração	$d_i/t_i \leq 50$
	Compressão	Classe 1 ou 2
Sobreposição		$25\% \leq \lambda_{ov} \leq \lambda_{ov,lim}$
Afastamento		$g \geq t_1 + t_2$

Nas novas recomendações CIDECT [16], em relação ao domínio correspondente definido no EC3, eliminam-se os limites inferiores do parâmetro d_0/t_0 , cujo valor era anteriormente considerado igual a 10. Uma vez mais, para juntas cujos parâmetros geométricos estejam dentro dos limites definidos na Tabela A.2, apenas é necessário considerar o modo de rotura da face da corda e o modo de rotura por punçoamento. Para juntas que também não estejam em conformidade com o domínio de validade assim definido, deverão considerar-se todos os modos de rotura.

Dimensionamento das juntas

Depois da devida averiguação das limitações para o dimensionamento de juntas pode-se passar para o cálculo das cargas resistentes. Em primeiro lugar, será apresentado o método de cálculo a partir do EC3 [1] e de seguida as recomendações do CIDECT [16].

O critério de cálculo da resistência em relação ao modo de rotura da face da corda para juntas em X, para juntas T e para juntas em K e N com afastamento ou sobreposição, respetivamente, é definido da seguinte forma:

$$N_{1,Rd} = \frac{k_p f_{y0} t_0^2}{\sin\theta_1} \frac{5.2}{(1 - 0.81\beta)} / \gamma_{M5}, \quad (\text{A.9})$$

$$N_{1,Rd} = \frac{\gamma^{0.2} k_p f_{y0} t_0^2}{\sin\theta_1} (2.8 - 14.2\beta^2) / \gamma_{M5} \quad (\text{A.10})$$

$$N_{1,Rd} = \frac{k_g k_p f_{y0} t_0^2}{\sin\theta_1} \left(1.8 - 10.2 \frac{d_1}{d_0} \right) / \gamma_{M5} \quad (\text{A.11})$$

Em que o coeficiente parcial de segurança, γ_{M5} , é definido como sendo igual a 1,0 e o coeficiente k_p , que contabiliza a influência, na resistência da junta, das tensões instaladas na corda, é definido em função do parâmetro n_p , da seguinte forma:

i) Para $n_p > 0$ (compressão)

$$k_p = 1 - 0.3n_p(1 + n_p) \text{ mas } k_p \leq 1.0 \quad (\text{A.12})$$

ii) Para $n_p \leq 0$ (tração)

$$k_p = 1.0 \quad (\text{A.13})$$

Em que o parâmetro n_p é obtido a partir da seguinte expressão:

$$n_p = (\sigma_{p,Ed} / f_{y0}) / \gamma_{M5} \quad (\text{A.14})$$

Onde $\sigma_{p,Ed}$ representa a tensão de compressão máxima a que está sujeita a corda na secção da junta, excluindo a parcela devida à componente paralela ao eixo da corda das forças atuantes nos elementos diagonais convergentes na junta. Dito isto, o raciocínio é imediato, considerando a carga aplicada, as condições de fronteira e a análise ter sido feita apenas à junta individualmente, nas juntas X e T, não existem esforços normais na corda, por equilíbrio de forças, por isso a condição (A.14) fica $n_p = 0$, que traduz em $k_p = 1.0$.

É importante referir que, no caso da junta em N, a diagonal passa a funcionar como corda, e simular uma junta em Y, que utiliza as mesmas expressões de uma junta em T. Isto deve-se ao facto de a maior parte da dissipação plástica ter acontecido através da ligação do montante com a diagonal, esta observação foi retirada dos ensaios experimentais [8],[9].

Já o coeficiente k_g tem em conta a influência da dimensão do afastamento ou sobreposição entre elementos diagonais, g . O valor do coeficiente k_g é, assim, obtido da seguinte forma:

$$k_g = \gamma^{0.2} \left(1 + \frac{0.024\gamma^{1.2}}{1 + \exp(0.5g/t_0 - 1.33)} \right) \quad (\text{A.15})$$

O critério de cálculo referente à resistência ao punçoamento resulta da aplicação direta da expressão obtida a partir do modelo analítico de rotura por punçoamento, sendo o valor da resistência dado por:

$$N_{1,Rd} = \frac{f_{y0}}{\sqrt{3}} t_0 \pi d_1 \frac{1 + \sin\theta_1}{2\sin^2\theta_1} / \gamma_{M5} \quad (\text{A.16})$$

Esta verificação deverá ser feita somente nos casos em que $d_1 \leq d_0 - 2t_0$.

Passa-se agora para o método de cálculo das cargas resistentes a partir das recomendações CIDECT. Os critérios de cálculo relativos ao modo de rotura por plastificação da face da corda são apresentados num novo formato:

$$N_{1,Rd} = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin\theta_1} \quad (\text{A.17})$$

Em que a função Q_u traduz a influência dos parâmetros β , γ , g , e a função Q_f contabiliza a influência das tensões instaladas na corda na resistência da junta, equiparando-se, em termos da função desempenhada, ao coeficiente k_p , definido no EC3 [1].

De seguida apresentam-se as expressões definidas, de forma indireta, no EC3, e as expressões das funções adotadas nas novas recomendações CIDECT. O valor da função Q_u em relação ao modo de rotura da face da corda para juntas em X, para juntas T e para juntas em K com afastamento, respetivamente, é definido da seguinte forma:

$$Q_u = \left(\frac{2.6 + 2.6\beta}{1 - 0.7\beta} \right) \gamma^{0.15} \quad (\text{A.18})$$

$$Q_u = (2.6 + 17.7\beta^2) \gamma^{0.2} \quad (\text{A.19})$$

$$Q_u = (1.65 + 13.2\beta^{1.6}) \gamma^{0.3} \left[1 + \frac{1}{1.2 + (\frac{g}{t_0})^{0.8}} \right] \quad (\text{A.20})$$

Nas novas recomendações CIDECT, a função Q_f é definida com base nas tensões totais instaladas na corda. Ao contrário do EC3, a comparação apenas é possível analisando cada

caso em particular, analisando o valor total da resistência da junta. A função Q_f é definida da seguinte forma:

$$Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad (\text{A.21})$$

Em que $n < 0$ para cordas comprimidas e $n \geq 0$ para cordas tracionadas, sendo o seu valor obtido a partir da seguinte expressão:

$$n = \frac{N_{0,Ed}}{N_{pl,0,Rd}}, \quad (\text{A.22})$$

em que $N_{0,Ed}$ representa o esforço normal máximo na corda, na zona da junta, incluindo a parcela devida à componente normal ao eixo da corda das forças instaladas nos elementos diagonais, e $N_{pl,0,Rd}$, representa, o esforço normal resistente plástico do perfil da corda. A constante C_1 para juntas em T e X é obtida a partir das seguintes expressões,

$$C_1 = 0.45 - 0.25\beta, \quad \text{caso } n < 0, \quad (\text{A.23})$$

$$C_1 = 0.20, \quad \text{caso } n \geq 0, \quad (\text{A.24})$$

e para juntas em K e N com afastamento,

$$C_1 = 0.25, \quad \text{caso } n < 0, \quad (\text{A.25})$$

$$C_1 = 0.20, \quad \text{caso } n \geq 0. \quad (\text{A.26})$$

De acordo com as novas recomendações CIDECT, a classificação de juntas, para efeitos da determinação da sua resistência, deverá ter em conta a forma como se processa o equilíbrio de forças nos nós. Desta forma, a junta N, que de acordo com o EC3, foi analisada como uma junta em Y (ou T), será agora analisada como uma junta em K com afastamento, na medida em que, dada a proximidade entre o elemento diagonal e o apoio, a componente normal ao eixo da corda da força no elemento diagonal é equilibrada na sua totalidade pela reação no apoio.

A nova equação do esforço resistente de juntas em relação à rotura ao punçoamento é, como anteriormente, derivada a partir do modelo analítico de punçoamento, sendo a sua expressão definida de forma idêntica à expressão apresentada no EC3.

Para o interesse deste documento só falta mencionar o método de cálculo das cargas resistentes para juntas em K com sobreposição que é definida com base no modo de rotura do elemento diagonal. O valor de cálculo do esforço normal resistente em relação à rotura do elemento diagonal que se sobrepõe varia com o valor do coeficiente de sobreposição, λ_{ov} , sendo obtido da seguinte forma:

i) $25\% \leq \lambda_{ov} < 100\%$

$$N_{1,Rd} = f_{yi} t_i \frac{\pi}{4} [2d_i + d_{ei} + d_{e,ov} - 4t_i] \quad (\text{A.27})$$

ii) $\lambda_{ov} = 100\%$

$$N_{1,Rd} = f_{yi} t_i \frac{\pi}{4} [2d_i + d_{e,ov} - 4t_i] \quad (\text{A.28})$$

Em que os parâmetros de largura efetiva d_{ei} e $d_{e,ov}$, são obtidos do seguinte modo:

$$d_{ei} = \frac{12}{d_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} d_i \quad \text{mas} \leq d_i \quad (\text{A.29})$$

$$d_{e,ov} = \frac{12}{d_j/t_j} \frac{f_{yj} t_j}{f_{y1} t_1} d_i \quad \text{mas} \leq d_i \quad (\text{A.30})$$

Devido à ação da componente paralela à corda das forças instaladas nos elementos diagonais, poderá ocorrer a rotura por corte da junta entre estes elementos e a corda. A segurança em relação a este tipo de rotura é verificada do seguinte modo:

i) $\lambda_{ov,lim} < \lambda_{ov} \leq 100\%$

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \left[0.58 f_{ui} \frac{[(\frac{100-\lambda_{ov}}{100}) 2h_i + b_{ei}] t_i}{\sin\theta_i} + 0.58 f_{ui} \frac{(2h_j + c_s b_{ej}) t_i}{\sin\theta_j} \right] \quad (\text{A.31})$$

ii) $\lambda_{ov} = 100\%$

$$N_{1,Rd} = 0.58 f_{ui} \frac{\pi (3d_j + d_{ej}) t_j}{4 \sin\theta_j} \quad (\text{A.32})$$

Em que o parâmetro de largura efetiva, d_{ej} , é obtido a partir da expressão:

$$d_{ej} = \frac{12}{d_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yj} t_j} d_j \quad \text{mas} \leq d_j \quad (\text{A.33})$$

Com esta metodologia, já existe condições suficientes para calcular a carga resistente das juntas metálicas presentes neste trabalho. Como visto anteriormente, foram escolhidas

apenas algumas juntas. Os ensaios com curvatura na corda umas foram automaticamente excluídos por estes documentos não abrangerem este tipo de juntas. Decidiu-se também excluir os ensaios I3C(a) e L3C(a) das juntas K, onde a o perfil tracionado é que se encontrava sobreposto ao comprimido, obtendo-se rotura por cedência do material e não por influência da junta.

Para as restantes juntas, foram feitas todas as verificações das regras de aplicação prescritas dos pressupostos relativos às propriedades mecânicas e geométricas das peças de aço utilizadas e aos parâmetros geométricos das juntas por si formadas. Na Tabela A.3 apresentam-se as relações geométricas utilizadas nos cálculos da obtenção da carga resistente.

Tabela A.3: Relações geométricas

Ensaio	d_0/t_0	d_1/t_1	β	γ	$\lambda_{ov}[\%]$	$\theta[^\circ]$	g
G2C	27.67	31.25	0.76	13.84	-	60	29.5
I3C	27.35	31.25	0.76	13.68	15.75	60	-30
L3C	27.35	31.25	0.76	13.68	47.24	60	-90
FUNG	29.37	23.70	0.62	14.68	-	45	85
GHO	23.70	16.16	0.53	11.85	-	60	143
XB89	28.00	35.60	0.64	14.00	-	90	-
XB114	28.00	45.60	0.81	14.00	-	90	-
TB89	28.00	35.60	0.64	14.00	-	90	-
TB114	28.00	45.60	0.81	14.00	-	90	-

Como visto na secção das limitações, nas juntas com sobreposição de perfis deverá garantir-se uma adequada transmissão do esforço de corte entre os elementos diagonais que se interligam. E nesse sentido, a norma estabelece um valor mínimo para o coeficiente de sobreposição, $\lambda_{ov}[\%]$, de 25%, e como se pode observar na Tabela A.3, na junta K (I3C) essa verificação é violada. Juntas com sobreposições entre 0% e 25% devem ser evitadas porque podem sofrer uma rotura prematura e capacidades inferiores. Não obstante, como não foi detetada nenhuma irregularidade no relato experimental [10], decidiu-se mesmo assim, prosseguir os cálculos para esta junta, considerando o mecanismo de colapso observado experimentalmente e na análise numérica, e utilizar as condições A.11 e A.31 referentes a esse modo de rotura.