

UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO – ESCOLA DE MINAS
DEPARTAMENTO ENGENHARIA CIVIL
PROGRAMA DE PÓS - GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

***LIGAÇÕES TRELIÇADAS COM
EXTREMIDADES ACHATADAS***

Ouro Preto, maio de 2019

Pedro Castanheira Lauar

LIGAÇÕES TRELIÇADAS COM EXTREMIDADES ACHATADAS

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil.

Area de concentração: Estruturas e Construção.
Orientadoras: Prof^a. Dr^a. Arlene Maria Cunha Sarmanho e Prof^a. Dr^a. Ana Amélia Oliveira Mazon

Ouro Preto, maio de 2019

L3661

Lauar, Pedro Castanheira.

Ligações treliçadas com extremidades achatadas [manuscrito] / Pedro Castanheira Lauar. - 2019.

95f.: il.: color; grafs; tabs.

Orientadora: Prof^a. Dr^a. Arlene Maria Cunha Sarmanho.

Coorientadora: Prof^a. Dr^a. Ana Amélia Oliveira Mazon.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.

Área de Concentração: Estruturas e Construção.


1. Perfis tubulares - Circulares. 2. Aço - Estruturas. 3. Treliça plana. I. Sarmanho, Arlene Maria Cunha. II. Mazon, Ana Amélia Oliveira. III. Universidade Federal de Ouro Preto. IV. Título.

CDU: 624.01

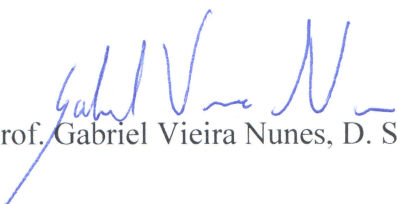
LIGAÇÕES TRELIÇADAS COM EXTREMIDADES ACHATADAS

AUTOR: PEDRO CASTANHEIRA LAUAR

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 10 de maio de 2019, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:


Prof. Arlene Maria Cunha Sarmanho, D. Sc. – UFOP (Presidente)


Prof. Ana Amélia Oliveira Mazon, D. Sc. – UFSJ


Prof. Gabriel Vieira Nunes, D. Sc. – IFMG


Prof. Lucas Roquete Amparo, D. Sc. – UFSJ

A Deus, que é o significado de amor.

Aos meus pais, irmã e familiares pelos ensinamentos e apoio nos momentos difíceis.

Aos amigos que contribuíram para essa jornada e se mostraram presentes também
nos momentos difíceis.

Às orientadoras, pela orientação, pelo crescimento profissional e pela contribuição
para o sucesso deste trabalho.

Aos amigos do Laboratório de Estruturas pela ajuda ao longo desta jornada.

À CAPES pelo apoio financeiro.

A todos que me ajudaram de alguma forma a realizar esta conquista.

RESUMO

As vantagens oferecidas pelo aço na construção civil, sobretudo pelos perfis tubulares usados em sistemas treliçados, motivam o crescimento de projetos com essa filosofia e pesquisas nessa área. Vencimento de grandes vãos, facilidade no transporte e montagem e organização do canteiro de obras são fatores desejáveis na etapa de execução. Neste trabalho, foram realizados estudos paramétricos numéricos de um nó de ligação em treliça plana tubular circular, em *ANSYS Parametric Design Language* (APDL), por meio do *software* ANSYS onde as diagonais possuem as extremidades achatadas e enrijecidas proposta em pesquisas anteriores são unidas à chapa *gusset* soldada ao banzo por meio de um único parafuso. O objetivo principal da pesquisa foi analisar o comportamento das diagonais comprimidas sob quatro variáveis: diâmetros e espessuras do banzo e das diagonais. Foram analisadas as situações em que o modo de falha ocorre nas diagonais, sendo a capacidade de carga da chapa *gusset* e do banzo superior à das diagonais. Foram observados dois possíveis modos de falha nos nós das diagonais: início de escoamento no enrijecedor lateral (predominante) e ovalização do furo em alguns casos nas diagonais tracionadas. Foram obtidas através das análises numéricas as cargas de início de escoamento do enrijecedor lateral das diagonais comprimidas e os valores teóricos de carga de flambagem elástica na metade do comprimento da diagonal, por meio dos métodos da fórmula da secante e da combinação de esforços, regulamentado pela NBR 8800:2008. Dessa maneira, foi possível estabelecer limites em que cada modo de falha ocorre. Foi observado que o aumento do diâmetro da diagonal e a diminuição da esbeltez do tubo implica a falha no achatamento enrijecido. Ao final, é sugerida uma metodologia de cálculo considerando a geometria da extremidade achatada enrijecida.

Palavras-chave: perfis tubulares circulares, extremidades achatadas enrijecidas, estruturas em aço, treliça plana

ABSTRACT

The advantages offered by steel in civil construction, especially the tubular hollow sections used in truss systems, motivate the growth of projects with this philosophy and research in this area. Large spans, ease of transport and assembly and organization of the construction site are desirable factors in the execution stage. In this work, numerical parametric studies of a circular hollow tubular flat truss attachment knot were performed in the APDL language through the ANSYS software, where the diagonals have with flattened and stiffened ends proposed in previous researches are attached to the gusset plate by means of a single screw welded to the chord. The main purpose of the research was to analyze the behavior of compressed diagonals under four variables: diameters and thicknesses of the chord and the diagonals. Plate gusset and chord were kept stiff. Two possible failure modes were observed on the diagonals nodes: beginning of yielding in lateral stiffener (predominant) and bearing failure of plate in some cases on traversed diagonals. Throughout the numerical analysis, the starting yielding in the lateral stiffener of the compressed diagonals and the theoretical values of elastic buckling loading in half the diagonal length were obtained by the methods of the secant formula and the stress combination, regulated by NBR 8800: 2008. In this way, it was possible to establish limits in which each mode of failure occurs. It was observed that the increase in diagonal diameter the decrease of the slenderness of the tube implies the failure of the stiffening. At the end, a calculation methodology is suggested considering the geometry of the stiffened flat end.

Key-words: circular hollow sections, stiffened flattened end-bars, steel structures, flat truss.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Considerações iniciais	1
1.2	Revisão bibliográfica	9
1.3	Justificativas e objetivos	20
1.4	Metodologia	20
1.5	Organização da dissertação	21
2	ANÁLISE TEÓRICA	22
2.1	Dimensionamento segundo a NBR 16239:2013	22
2.1.1	Nomenclatura e parâmetros geométricos	22
2.1.2	Obtenção da resistência da ligação	24
2.2	Dimensionamento segundo Minchillo (2011)	28
2.2.1	Nomenclatura e parâmetros geométricos	28
2.2.2	Critérios de cálculo	29
2.2.3	Obtenção da resistência da ligação	31
2.3	Dimensionamento de barras submetidas à flexo-compressão	31
2.3.1	Dimensionamento segundo a fórmula de secante	32
2.3.2	Dimensionamento segundo a NBR 8800:2008	33
2.4	Barras submetidas à tração	35
2.4.1	Força axial resistente de cálculo para escoamento da seção bruta	35
2.4.2	Força axial resistente de cálculo para ruptura da seção líquida	35
2.4.3	Pressão de contato em furos	36
3	MODELAGEM NUMÉRICA	37
3.1	Modelo numérico do nó de ligação	37
3.1.1	Elementos finitos e malhas	40
3.1.2	Condições de contorno	41
3.1.3	Acoplamento	42
3.1.4	Carregamento	43
3.2	Metodologia utilizada nas análises numéricas	43
4	APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS	45
4.1	Comportamento estrutural dos elementos da ligação	45
4.2	Modos de falha na extremidade das diagonais	49
4.2.1	Distribuição de tensões nos elementos	50
4.3	Estudo paramétrico	53
4.3.1	Primeiro Estudo de Caso: avaliação da influência do diâmetro do banzo na capacidade de carga da diagonal	53

4.3.2 Segundo Estudo de Caso: avaliação da influência da espessura do banzo na capacidade de carga da diagonal	54
4.3.3 Terceiro Estudo de Caso: avaliação da influência da esbeltez da diagonal (d_i/t_i) em sua capacidade de carga.....	54
4.3.4 Quarto Estudo de Caso: avaliação da influência do diâmetro (d_o) e espessura (t_o) do banzo na carga de início de escoamento na parede do tubo (P_o)	55
4.3.5 Quinto Estudo de Caso: análise da influência do diâmetro da diagonal na capacidade de carga da chapa	56
4.3.6 Sexto Estudo de Caso: análise da influência da espessura do banzo na capacidade de carga da chapa	56
4.3.7 Considerações sobre os Estudos de Caso	57
4.4 Análise teórica da flambagem elástica nas diagonais comprimidas	57
4.5 Análise da viabilidade de uso do enrijecedor lateral	59
4.5.1 Análise da viabilidade considerando a esbeltez do tubo das diagonais	65
4.5.2 Análise da viabilidade considerando a esbeltez da seção das diagonais .	68
4.5.3 Análise da viabilidade considerando o diâmetro da diagonal.....	71
4.5.4 Considerações sobre os resultados numéricos e teóricos	73
5 CONSIDERAÇÕES FINAIS	76
5.1 Sugestões para trabalhos futuros	78
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	79
ANEXO A	82

1 INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

O uso do aço na construção civil é uma alternativa estrutural crescente nos últimos anos. Justifica-se pelas vantagens por ele oferecidas, como a redução do tempo de execução, organização do canteiro de obras, manuseio e transporte facilitados. Dentre os perfis estruturais que o mercado dispõe, tem-se os perfis tubulares, que permitem o vencimento de grandes vãos em edificações que necessitem de grandes espaços livres, tais como *shoppings*, estacionamentos, ginásios, aeroportos e projetos de cobertura.

A parte interna vazada dos perfis tubulares pode ser aproveitada, por exemplo, para aumentar a resistência mecânica e/ou a proteção contra incêndios, preenchendo-a com concreto ou fazendo com que água circule em seu interior. Há destaque também para os sistemas de aquecimento e ventilação, que pode fazer uso das colunas de seção vazada para a circulação vertical. O advento do uso de perfis tubulares circulares na construção civil teve início no século XIX, e os perfis tubulares retangulares passaram a compor edificações a partir da década de 1950 (LAMEIRAS, 2008).

Segundo Araújo *et. al.* (2016), os tubos estruturais de aço podem ser produzidos por dois processos mais utilizados: tubos sem costura laminados a quente ou tubos com costura, proveniente de chapas devidamente conformadas e soldadas. As características dos dois tipos de produção são mostradas no Quadro 1.1.

Quadro 1.1 – Características dos tubos com costura e sem costura

	Produção	Procedimentos
Sem costura	São advindos da perfuração por laminação a quente de blocos maciços de aço de seção transversal circular, produzidos pelo processo conhecido como Mannesmann. A produção ocorre a partir de matéria-prima carvão vegetal e minério de ferro.	<p>A laminação dos tubos inicia-se com o aquecimento dos blocos (entre 1.200 °C e 1.300 °C). Depois de aquecidos, são transportados automaticamente, por rolos e transportadores rápidos, a um laminador perfurador. Após a perfuração, outras etapas de laminação são aplicadas até a obtenção do tubo em sua forma final. Dentre elas, têm-se laminação contínua e a laminação com mandris.</p> <p>Após os processos, os tubos são reaquecidos para homogeneização de temperatura, até cerca de 900 °C. Por fim, são transportados para o leito de resfriamento (até temperatura ambiente), que lhes conferem baixas tensões residuais e melhores características à compressão.</p>
Com costura	São produzidos por conformação mecânica, normalmente a frio, de chapas ou tiras de bobina de aço e subsequente soldados, efetuando emenda contínua da chapa.	Esses tubos podem ser conformados de forma que a disposição da solda seja longitudinal. Eles se distinguem também quanto ao processo de soldagem empregado, podendo ser de solda por fusão com adição de material ou solda no estado sólido sem adição de material.

Fonte: Araújo et. al. (2016)

Como exemplos de aplicações em treliças, são mostrados nas Figuras 1.1, 1.2, 1.3 e 1.4, respectivamente, uma ponte construída com seções tubulares sobre o rio “*Firth of Forth*”, na Escócia, em 1890, a cobertura do antigo estádio Mané Garrincha, composta por treliças multiplanares, a reforma do Estádio Governador Magalhães Pinto, em Belo Horizonte e a cobertura do Estádio do Itaquerão, em São Paulo.

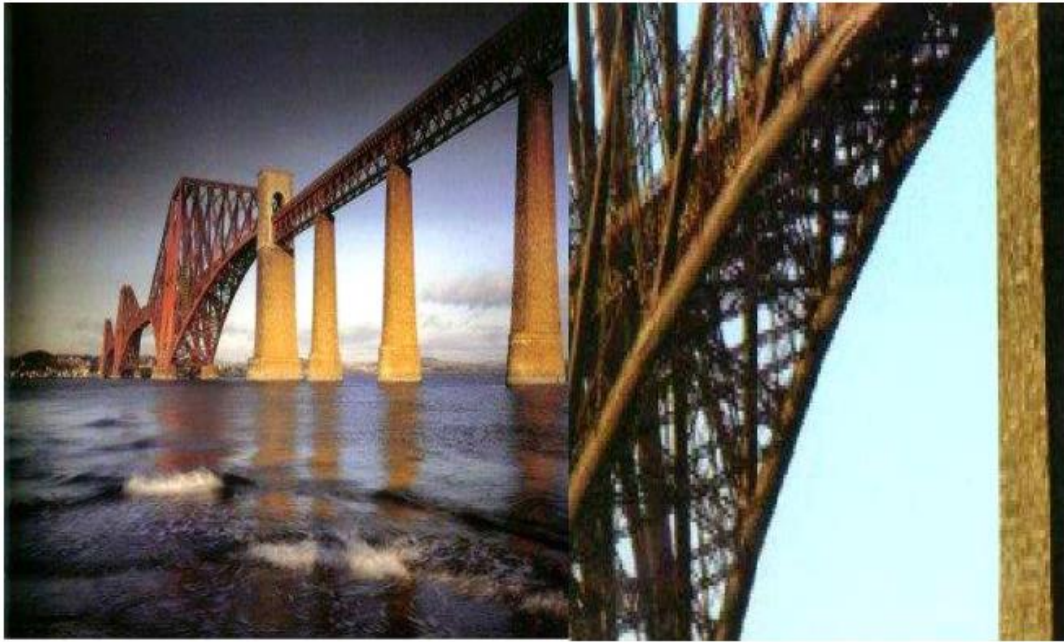


Figura 1.1 – Ponte sobre o Rio Forth, na Escócia
Fonte: Forth Bridges Visitors Centre Trust, 20?? *apud* SEPÚLVEDA, 2013



Figura 1.2 – Cobertura do antigo estádio Mané Garrincha, em São Paulo
Fonte: Souza, 2002 *apud* FREITAS, 2008



Figura 1.3 - Reforma no estádio Governador Magalhães Pinto
Fonte: Arco Editorial Ltda, 20?? *apud* SEPÚLVEDA, 2013



Figura 1.4 – Cobertura do Estádio do Itaquerão, em São Paulo
Fonte: Sepúlveda (2013)

Samarra, Requena e Junior (2012) avaliaram um sistema de cobertura metálica treliçada (Figura 1.5), composto por perfis tubulares sem costura, por meio de ensaios experimentais e de análise computacional. O protótipo usado de maneira inédita no Brasil tinha 900 m² e foram aplicados carregamentos reais na estrutura. Neste estudo, confirmou-se o vencimento de grandes vãos com a utilização de terças treliçadas planas com perfis tubulares.

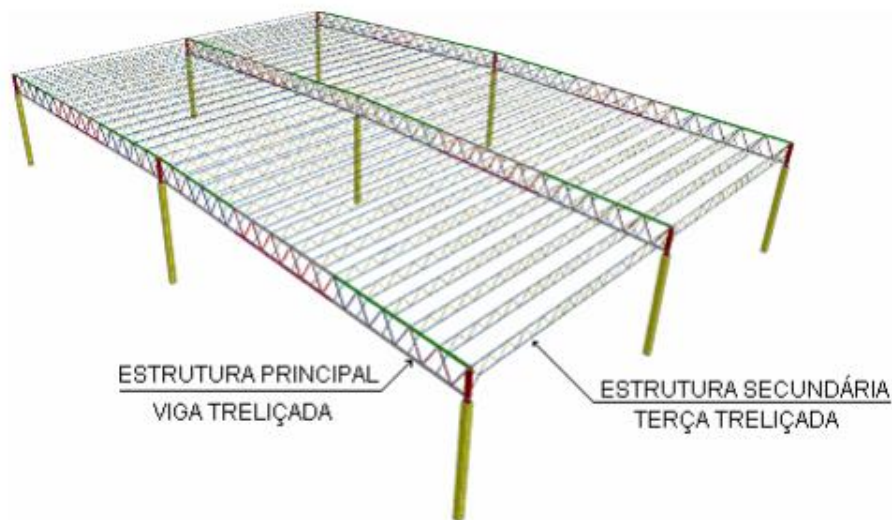


Figura 1.5 - Sistema de cobertura metálica treliçada
 Fonte: Samarra, Requena e Junior (2012)

As ligações entre os elementos tubulares de aço podem ser feitas por solda, parafuso e ligadas por extremidade achatada (estampagem). No Brasil, há quatro tipologias mais comuns de ligação entre as barras, mencionadas por Souza (2003): nós típicos, nós típicos com chapa complementar, nós de aço e nós com chapa de ponteira, termos utilizados no decorrer do presente trabalho.

Nos nós típicos (Figura 1.6), as barras são achatadas na extremidade, justapostas e unidas por um único parafuso. Há excentricidades na ligação, mudança de inércia da seção, surgimento de momento fletor, deslizamento entre as barras e redução da força axial resistente.

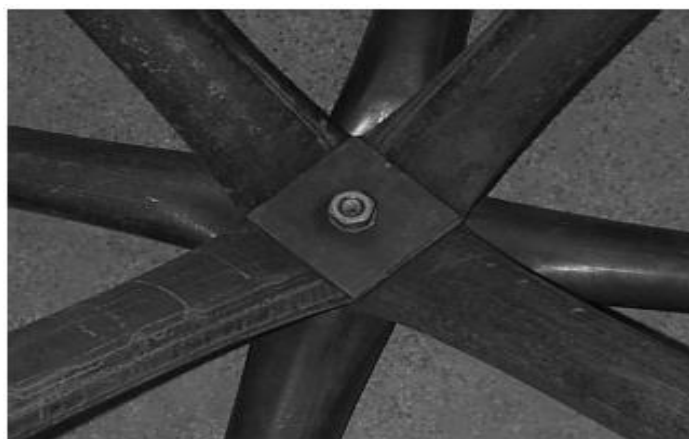


Figura 1.6 – Ligação por nós típicos
 Fonte: Souza (2003)

Nos nós típicos com chapa complementar (Figura 1.7), as barras são achatadas na extremidade, unidas por meio de placas de reforço e com uso de mais parafusos. Além das características do nó típico, inclui-se também a baixa rigidez das placas à flexão.



Figura 1.7 – Ligação por nós típicos com chapa complementar
Fonte: Souza (2003)

Nos nós de aço (Figura 1.8), as barras são achatadas na extremidade, unidas por meio de placas retangulares, circulares ou octogonais. Não há problemas com excentricidades, entretanto devem ser verificados os efeitos da variação da inércia da barra.



Figura 1.8 – Ligação por nós de aço
Fonte: Souza (2003)

Os nós de ponteira (Figura 1.9) são nós de aço, porém as barras não têm extremidades achatadas. São criadas elementos de transição barra-nó (chapas de ponteira). Além das características dos nós de aço, exigem maior consumo de aço e trabalho de fabricação.



Figura 1.9 – Ligação por nós de ponteira
Fonte: Souza (2003)

Além desses, Mazon (2016) cita outros tipos de ligação utilizados no Brasil (Bemo-Varitec, Axis e Aluaço Space) e em outros países, como Oktaplate e Mero, na Alemanha, Triodetic, no Canadá, Vestrut, Cubotto, Eco, Waco e Griagan, na Itália, Nodus, Ortiz System e Catrus, na Inglaterra, Orona System e Palc, na Espanha, Unistrut, nos Estados Unidos e Octatube e Raijoint, na Holanda.

Além das tipologias apresentadas por Souza (2003), existem também especificações da Norma Brasileira de Tubos NBR 16239:2013 sobre ligações entre perfis tubulares usuais em sistemas treliçados, caracterizadas basicamente conforme a orientação das barras. As mais comuns estão ilustradas na Figura 1.10.

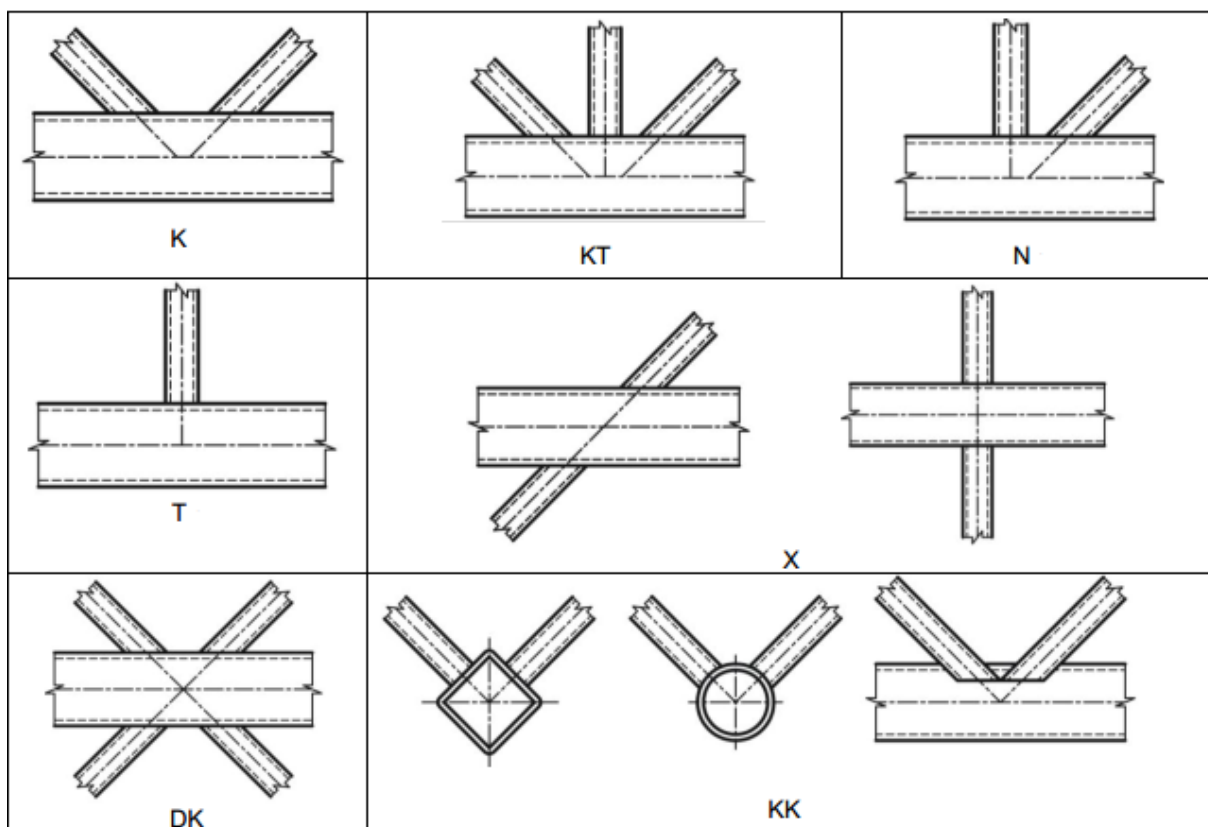


Figura 1.10 - Principais tipologias de ligações em perfis tubulares
 Fonte: ABNT (2013)

A tipologia de ligação do tipo K pode ser empregada por solda das diagonais ao banzo (Figura 1.11 a) ou por achatamento das extremidades das diagonais e união por parafuso(s) em chapas *gusset* soldadas ao banzo (Figuras 1.11 b e 1.11 c).

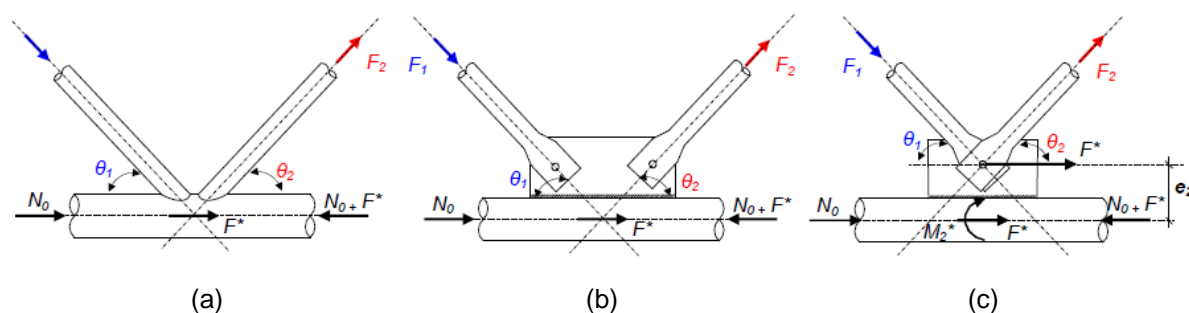


Figura 1.11 - Diferentes formas de ligação do tipo K
 Fonte: Minchillo (2011)

O segundo caso tem como vantagem o baixo custo de fabricação, a rapidez na montagem e transporte, além da versatilidade no detalhamento das extremidades das barras. Como desvantagem, as linhas centrais das barras podem não ser mais concorrentes, gerando excentricidades na ligação, variação de área e inércia da seção

transversal e podem levar a cargas inferiores às de um projeto que considera o modelo ideal de treliça.

Mazon (2016) propôs uma inovação na tipologia de achatamento, conforme ilustra a Figura 1.12, com a criação de enrijecedores nas bordas das extremidades achatadas para atenuar a mudança brusca de seção transversal. A referida pesquisa utilizou perfil tubular circular T38,0x3,0 e direcionou o modo de falha para flambagem na diagonal comprimida, e não por plastificação na ligação.



Figura 1.12 – Diagonal com extremidade achatada enrijecida
Fonte: Adaptado de Mazon (2016)

1.2 Revisão bibliográfica

Numerosas pesquisas foram desenvolvidas no Brasil e em outros países no que tange o estudo de ligações em treliças.

Magalhães (1996) apresentou resultados teóricos e experimentais de barras com inércia variável ao longo do comprimento. Foi verificado que a resistência à compressão depende, além da esbeltez e da variação de inércia, do diâmetro e da espessura dos perfis.

Souza (1998) estudou teórica e experimentalmente uma treliça espacial com dimensões em planta de 7,5 m x 7,5 m, composta por barras achatadas nas

extremidades. Foram considerados efeitos da não-linearidade geométrica e da variação da inércia dos perfis. Concluíram-se que, para elementos com extremidades achatadas e com ponteiros, a redução da força normal resistente é superior a 20%, com flambagem em regime inelástico e esbeltezes inferiores a 60; para esbeltezes entre 70 e 120, houve de 5% a 10% de redução. Além da diminuição da capacidade resistente, verificaram-se rotações excessivas, deslizamento entre barras e plastificação nas ligações.

Silva (1999) realizou estudos teórico-experimentais em nove ensaios de treliças espaciais, com o intuito de avaliar a carga crítica de flambagem das barras com extremidades achatadas e o coeficiente de flambagem (K) devido ao efeito do amassamento. Verificou-se que K não sofreu alterações substanciais, mantendo-se igual a 1,0 (birrotulado), devido ao pequeno diâmetro das estruturas ensaiadas.

Maiola (1999) fez análises teóricas e experimentais de treliças metálicas espaciais, com nós típicos e com nós de aço. No primeiro caso, o modo de falha ocorreu na ligação, sendo notados deslocamentos excessivos e rotação; no segundo, a falha ocorreu por flambagem.

Vendrame (1999) apresentou discussões sobre um projeto de uma cúpula metálica com 80,8 m de diâmetro composta por barras achatadas na extremidades e ligação típica. Três modelos foram analisados: no Modelo 1, em que o nó típico corresponde ao nó central, obteve-se um valor de carga crítica da estrutura da ordem de 60% maior do que o valor experimental; no Modelo 2, em que o nó típico está na lateral, o resultado foi de carga 30% maior; no Modelo 3, com nó típico na extremidade, o resultado foi 60% menor, devido à concentração de tensões na região achatada.

Rosa (2001) fez ensaios experimentais com três séries de estruturas constituídas por barras achatadas na extremidades: duas compostas por peças com dimensões usuais de fábrica e uma com diagonais refabricadas segundo critérios determinados após a realização dos ensaios anteriores. Nos três casos, evidenciou-se a influência negativa dos comprimentos achatados excessivos, que implica diminuição da capacidade de carga e aumento dos deslocamentos. Entretanto, as barras refabricadas, produzidas

segundo o critério do menor comprimento de achatamento possível geraram resultados consideravelmente superiores.

Malite *et. al.* (2001) analisaram o desempenho estrutural de peças submetidas ao esforço axial de compressão com extremidades achatadas unidas por um único parafuso (sistema 1 – Figura 1.13) e com extremidades amassadas aparafusadas de nó composto por placas soldadas (sistema 2 – Figura 1.14) em treliça espacial.

Foram ensaiados quatro protótipos (PT 1, PT 2, PT 3 e PT 4), sendo os dois primeiros compostos pelo sistema 1, o terceiro pelo sistema 2 e o último por sistema misto. Verificaram-se modos de falha por plastificação e por rotação excessiva em PT 1 e PT 2, por flambagem em PT 3 e por flexão causada por "abertura excessiva" pelo achatamento e união por um único parafuso em PT 4. Todos os modos de falha ocorreram no banzo superior.

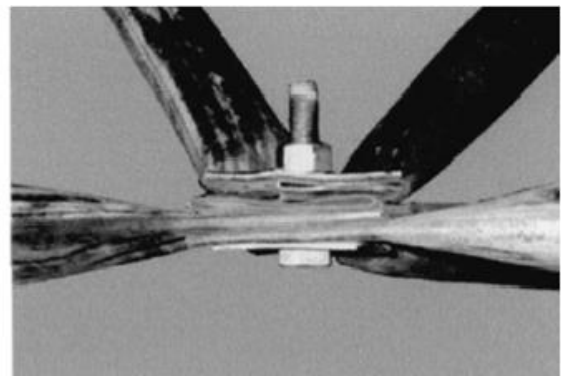
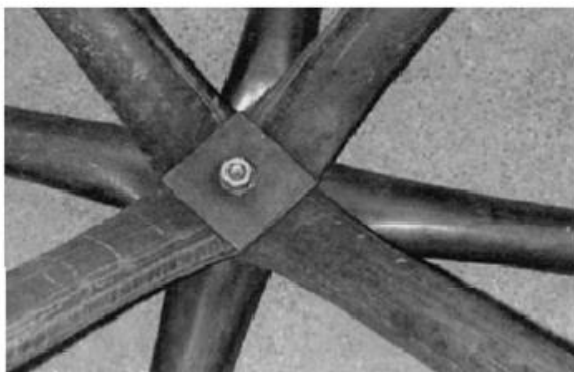


Figura 1.13 - Sistema 1
Fonte: Malite *et. al.* (2001)

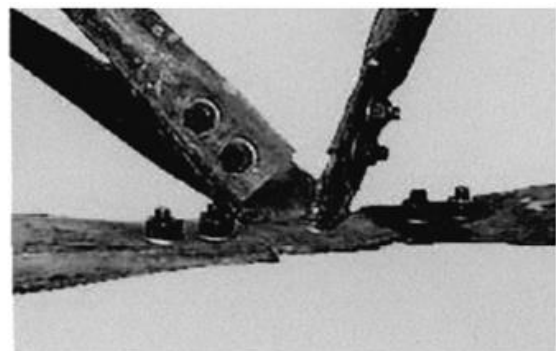
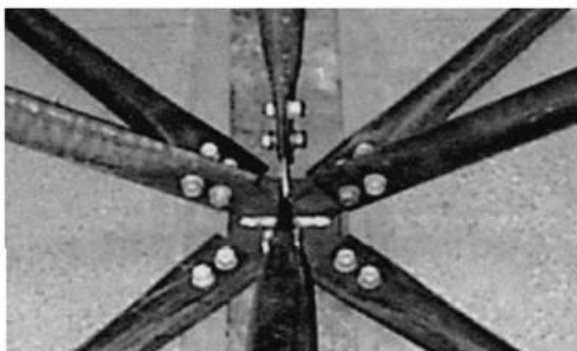


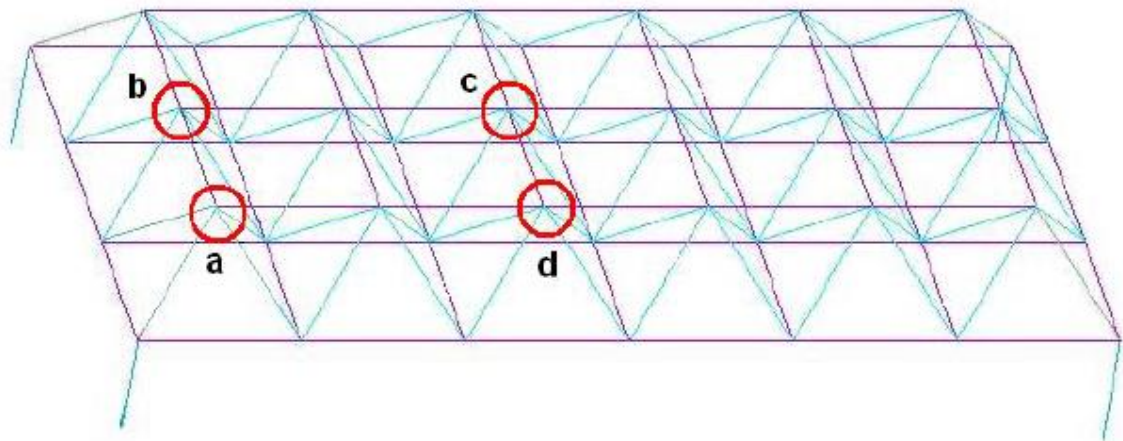
Figura 1.14 - Sistema 1
Fonte: Malite *et. al.* (2001)

Souza *et. al.* (2002) fizeram estudos teóricos e experimentais em treliças espaciais compostas por elementos tubulares com extremidades achatadas (sistemas 1 e 2). O uso do sistema 1 gerou resultados de resistência altamente discrepantes daqueles obtidos teoricamente e comportamento fortemente não linear; o sistema 2 mostrou resultados satisfatórios com modelos teóricos de análise estrutural, embora seja necessário verificar o efeito da variação da inércia.

Souza (2003) ensaiou nove treliças espaciais com vãos de 7,5 m x 15,0 m e 7,5 m x 7,5 m e 1,5 m de altura com ligações de nó típico, nó de aço e nó com chapa de ponteira. Foi feita também análise numérica, via Método dos Elementos Finitos, com o objetivo de verificar a validade dos modelos. Ressaltou-se a relação inversamente proporcional entre o custo e o desempenho estrutural: o nó com chapa de ponteira é o mais caro, entretanto é o que apresenta comportamento desejável; o nó típico é o mais barato (e o mais utilizado no Brasil), mas pode apresentar muitos problemas estruturais se não for dimensionado corretamente. Em estruturas de grande porte, os nós típicos não são recomendados.

Mistakidis e Tsiogas (2003) verificaram experimental e numericamente o comportamento de seções distintas de perfis circulares com extremidades achatadas sob carga axial de compressão. Foi verificada plastificação excessiva na região de achatamento e diminuição da capacidade resistente à compressão das barras.

Sampaio (2004) analisaram seis modelos de treliça espacial, sendo: dois com ligações por nó típico, dois com ligações por nó típico reforçado, um com ligações por nó de aço e um com ligações por nó de ponteira em diferentes posições na estrutura (Figura 1.15). Verificou-se que a posição em que os nós típicos foram inseridos na treliça influencia o valor da carga crítica: no vértice superior, alterou-se muito o comportamento global da estrutura, causada pela degeneração; nas outras posições, há pequenas divergências de resultados, devidas ao efeito de acoplamento simulado nas análises numéricas. Nos casos de nós de aço e nós de ponteira, concluiu-se que qualquer posição em que eles são inseridos na treliça pouco influencia no comportamento global da estrutura.



a) Nó de vértice superior
b) Nó lateral – menor vão

c) Nó central
d) Nó lateral – maior vão

Figura 1.15 – Modelo de treliça espacial
Fonte: Sampaio (2004)

Souza e Gonçalves (2005) apresentaram resultados experimentais de treliças espaciais utilizando conexões com barras com extremidades achatadas, conforme ilustram as Figuras 1.16 (a), 1.16 (b) e 1.16 (c). Verificaram-se plastificação na região de achatamento, rotações nos nós e deslizamento relativo entre as barras.



(a) Nó típico

(b) Nó de canto superior

(c) Nó de suporte

Figura 1.16 - Tipos de nó
Fonte: Souza e Gonçalves (2005)

Andrade *et. al.* (2005) realizaram ensaios experimentais de estruturas espaciais compostas por barras com extremidades achatadas compostas pelo nó típico. Foram propostos reforços estruturais com a finalidade de melhorar a capacidade de carga estrutural e minimizar os efeitos localizados no nó de ligação.

Souza *et. al.* (2008) avaliaram numericamente tensões e deslocamentos na região de achatamento das barras em treliças espaciais. Análises experimentais foram

realizadas para calibração dos resultados numéricos. A configuração das barras nos dois modelos é ilustrada na Figura 1.17.

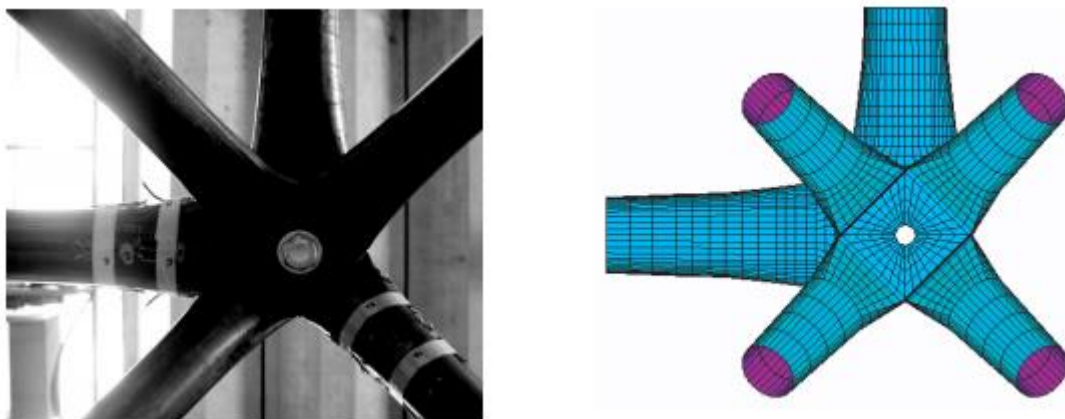


Figura 1.17 - Configuração do nó da estrutura e no modelo numérico
Fonte: Souza *et. al.* (2008)

Os resultados teóricos e experimentais apresentaram valores distintos. As diferenças foram atribuídas às imperfeições, simplificações no modelo numérico, deslizamento entre as barras, não inclusão de tensões residuais e influência dos parafusos.

Requena *et. al.* (2008) realizaram ensaios experimentais de treliças multiplanares em que a ligação entre as diagonais tubulares com extremidades achatadas foi feita por meio de chapas soldadas aos banzos, conforme Figura 1.18. Resultados numéricos e experimentais para baixos carregamentos obtiveram boa correlação para a deflexão em torno de 2%.



Figura 1.18 - Sistema de telhado com treliças multiplanares
Fonte: Requena *et. al.* (2008)

Bezerra *et. al.* (2009) e Freitas, Bezerra e Silva (2011) propuseram soluções para aumento da capacidade de carga global e local de treliças espaciais com barras circulares de extremidades achatadas por meio de espaçadores e reforços nas conexões (Figura 1.19).

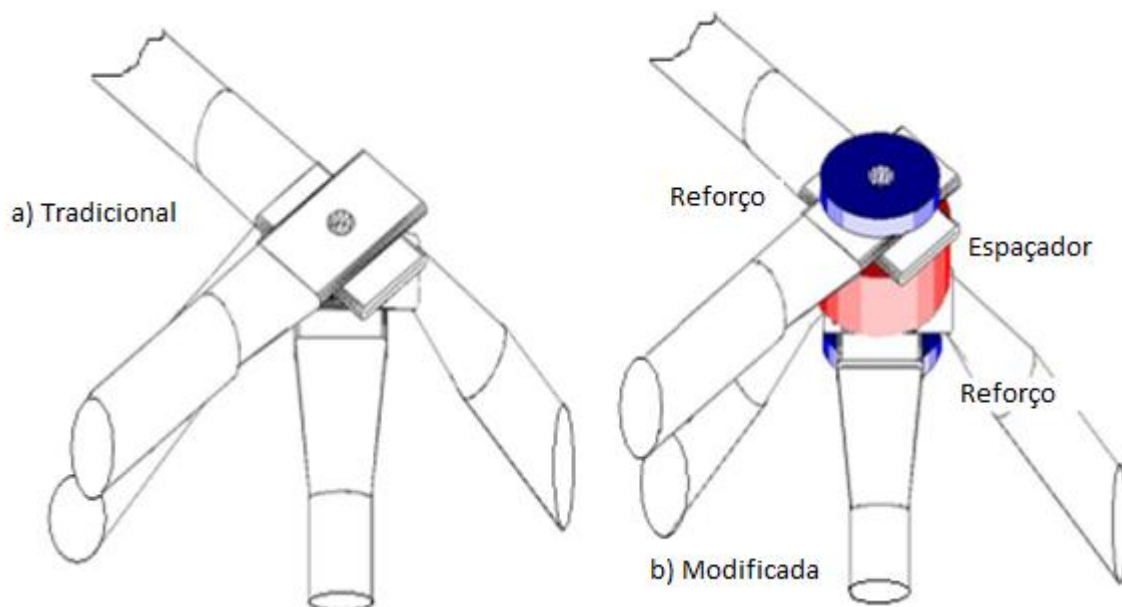


Figura 1.19 - Nós típicos e modificados
Fonte: Adaptado de Freitas, Bezerra e Silva (2011)

O uso de espaçadores aumentou em 53% a resistência ao colapso local e 7% ao colapso global; a associação entre espaçadores e reforço de placas nas conexões atingiram incrementos de 68% e 17% para os dois casos, respectivamente.

Minchillo (2011) realizou estudos teóricos e experimentais e, a partir de uma análise paramétrica, foi proposta uma formulação para obtenção da resistência da ligação K de treliças metálicas tubulares de seção circular com chapa *gusset*, em que as extremidades das diagonais são superpostas e unidas por um único parafuso. Há um destaque para a espessura da chapa, que é um ponto crucial no colapso da ligação.

Freitas *et. al.* (2014) estudou estruturas com 6,0 m x 9,0 m, 9,0 m x 12,0 m e 12,0 m x 15,0 m de vão com ligações típicas nas barras e propuseram o uso de distanciadores para amenizar as excentricidades na ligação com nó típico. A diferença entre a Ligação Ideal (LI), Ligação Típica (LT) e Ligação Típica com Distanciador (LTD) é ilustrada na Figura 1.20. Após as análises, verificaram-se aumentos de 68% de

aumento na capacidade de carga local e 17% na capacidade de carga global da estrutura.

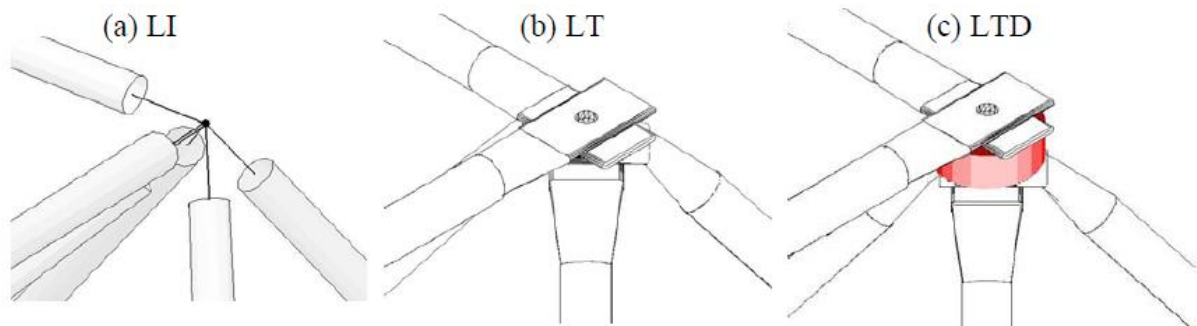


Figura 1.20 – Ligações Ideal (LI), Típica (LT) e Típica com Distanciador (LTD)
Fonte: Freitas *et. al.* (2014)

Silva (2014) apresentou um estudo de treliças tubulares circulares multiplanares em que as barras são unidas por um único parafuso à chapa *gusset*, ligação que gera excentricidades e alteração nos esforços na estrutura. A fim de verificar o comportamento da ligação, foram realizadas análises numéricas. Neste estudo, foram verificadas as ligações do tipo KK, conforme é ilustrado na Figura 1.21. Os resultados obtidos foram comparados com Minchilo (2013). Observou-se uma correlação entre as ligações do tipo KK e do tipo K (para treliças planares), através de um fator de correção de 0,9.



Figura 1.21 - Ligação entre banzo e diagonais com chapa *gusset* em uma treliça multiplanar
Fonte: Silva (2014)

Dundu (2014) avaliou o comportamento de barras circulares com extremidades achatadas submetidas ao esforço de compressão. Três configurações foram utilizadas na ligação: com dois, três e quatro parafusos (Figura 1.22).

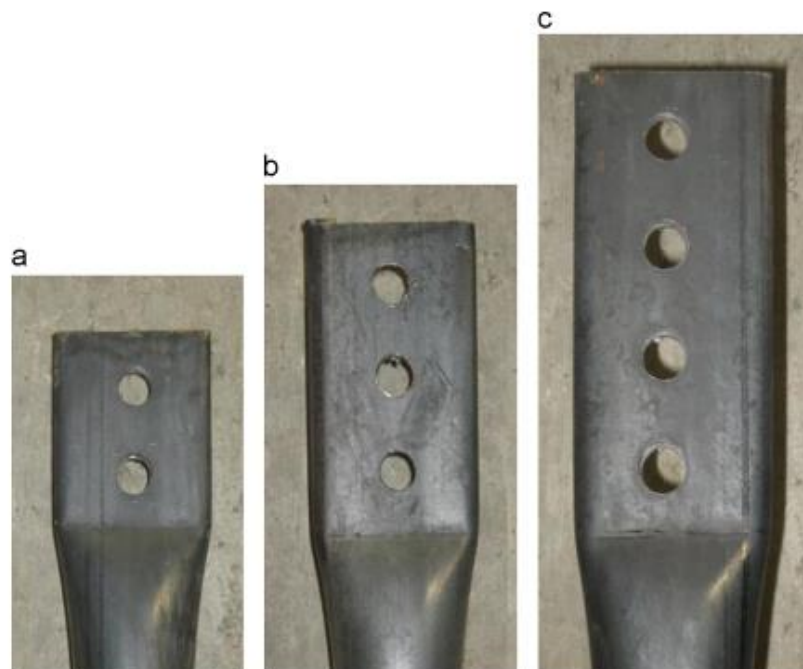


Figura 1.22 - Configuração de furos
Fonte: Dundu (2014)

Foram observados dois possíveis modos de falha em barras circulares com achatamento quando submetidas a esforço de compressão: flambagem e deformações excessivas na região influenciada pelo amassamento. O primeiro modo ocorreu em barras com elevada esbelteza, pequenas relações diâmetro-espessura e alta resistência do aço; o segundo, em pequenas esbeltezes, altas relações diâmetro-espessura e aços pouco resistentes. Concluiu-se barras com extremidades achatadas têm a resistência à compressão das barras reduzida e que o número de parafusos não influenciaram nos resultados.

Kotšmíd *et. al.* (2015) investigaram uma metodologia para o cálculo da carga crítica de flambagem de uma coluna com extremidades achatadas. Foram usados o método da energia de Rayleigh e equação diferencial. Foram realizados ensaios experimentais e foram observadas divergências entre os valores de carga crítica nas análises teóricas e experimentais. O escoamento na região de amassamento ocorreu antes do início de escoamento nas seções do tubo.

Kotšmíd, Kuo e Beno (2016) determinaram cargas críticas de perfis circulares de aço sob carga axial excêntrica através de uma equação diferencial, resolvida por séries de potência e pelo Método de Runge-Kutta. Além disso, 180 ensaios de teste de cargas foram realizados, com diferentes diâmetros, esbeltezes e conexões. Foram verificadas três situações considerando-se diferentes condições de excentricidades dos furos, conforme ilustra a Figura 1.23. Comparando-se o caso A com o B, o segundo caso oferece uma menor carga crítica. O caso C apresentou cargas críticas maiores do que os casos A e B.

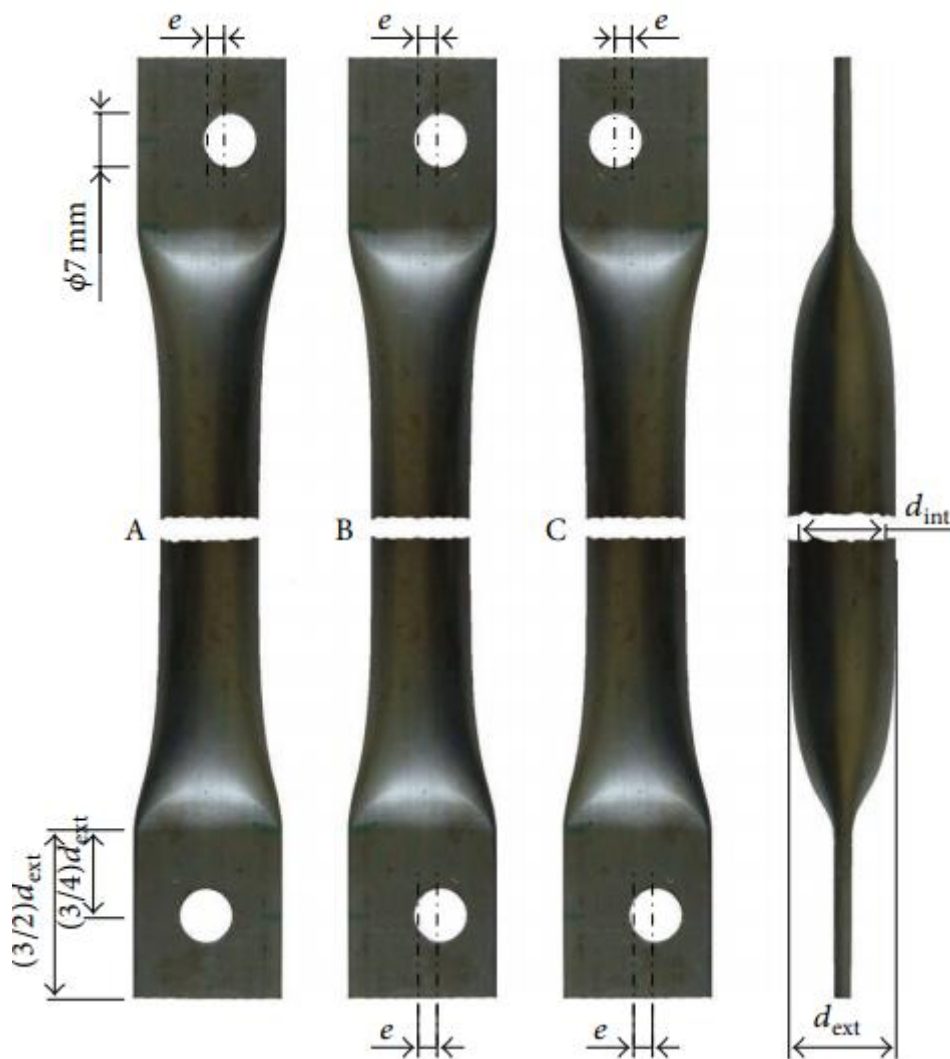


Figura 1.23: Tubos de aço com extremidades achatadas
 Fonte: Kotšmíd, Kuo e Beno (2016)

Mazon (2016) realizou estudos numéricos, teóricos e experimentais sobre o comportamento de uma treliça tubular plana em que o sistema de ligação utiliza

chapas *gusset* soldadas ao banzo, nas quais as diagonais com extremidades achatadas enrijecidas são ligadas por meio de um único parafuso. Inicialmente, foram feitos estudos numéricos preliminares do nó de ligação, considerando características como variação de inércia das extremidades achatadas, excentricidades, não linearidades física e geométrica e efeito de contato entre as superfícies. Com os resultados dos estudos dos nós, direcionou-se a modelagem da treliça plana e também os pontos de instrumentação e níveis de carregamento. Definidos os aspectos anteriores, o programa experimental foi estabelecido, composto por ensaios em dois protótipos de treliça plana idênticos.

A treliça plana tubular circular estudada (Figura 1.24) possui banzos superior e inferior com diâmetro externo de 88,90 mm e espessura de 7,60 mm e diagonais com diâmetro externo de 38,00 mm e espessura de 3,00 mm. As chapas quadradas possuem lado de 120,00 mm e espessura de 8,00 mm. Foi observado uma redução de 60% da capacidade resistente à compressão resistente de cálculo das diagonais comprimidas com extremidades achatadas enrijecidas.

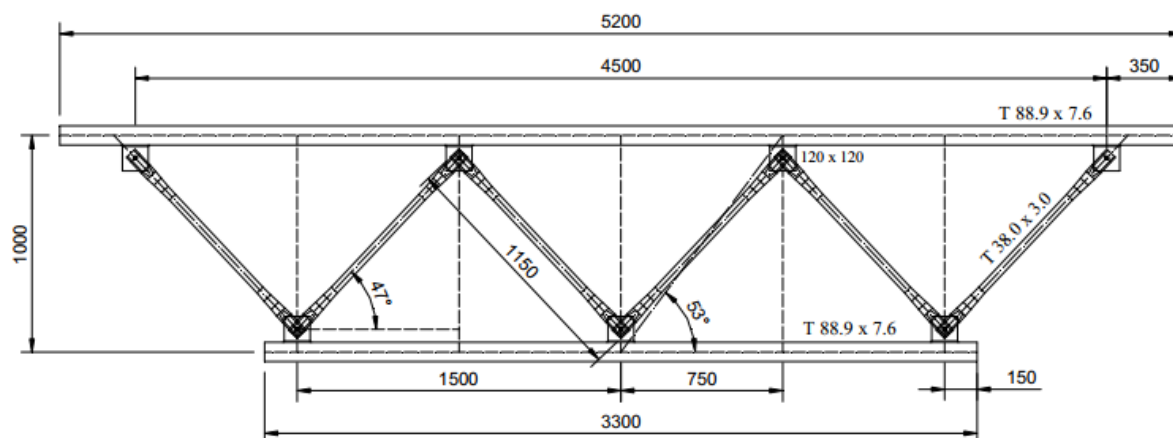


Figura 1.24 – Treliça plana tubular circular
Fonte: Mazon (2016)

Kotšmíd *et. al.* (2017) realizaram análises teórica e experimental de tubos circulares com extremidades achatadas, em que a carga crítica foi medida a partir da relação do deslocamento lateral com o axial, através de um procedimento numérico baseado no método de *quasi-Newton*. Os dados dos estudos foram o comprimento do perfil, o diâmetro e o comprimento da parte achatada. Verificou-se que, em geral, a carga

crítica teve uma redução de aproximadamente 64%, se comparada a um perfil sem o achatamento.

1.3 Justificativas e objetivos

O baixo custo resultado do uso de sistemas treliçados com perfis tubulares com pontas amassadas fomenta a necessidade de mais estudos. Tanto as ligações quanto o achatamento das extremidades das barras podem influenciar o comportamento e a capacidade resistente do sistema. Algumas pesquisas indicaram a incompatibilidade entre os modelos de cálculo admitidos e o comportamento real da estrutura dentre elas a desenvolvida por Mazon (2016).

Considerando as pesquisas de Mazon (2016) têm-se como objetivo as análises teóricas e numéricas de treliças planas com barras de diferentes seções de perfis tubulares circulares, mantendo-se a concepção de achatamento enrijecido das extremidades das diagonais, para avaliar o comportamento das diagonais comprimidas.

Visando a um melhor entendimento do comportamento dessas diagonais com extremidades achatadas enrijecidas ligadas à chapa *gusset* por meio de um único parafuso e à eficiência do uso de ponta achatada em perfis tubulares circulares, serão investigadas as situações em que o modo de falha ocorre nas diagonais: início de escoamento no enrijecedor lateral, flambagem e ovalização do furo. Os elementos tubulares circulares analisados foram compactos, com a finalidade de eliminar o efeito da flambagem local.

1.4 Metodologia

Com a finalidade de dar continuidade aos estudos de Mazon (2016) sob o foco citado anteriormente, no presente trabalho realizou-se uma análise numérica paramétrica do nó de ligação, com dimensões diferentes das diagonais achatadas enrijecidas, mantendo-se a mesma concepção de achatamento. Foi avaliado o comportamento da ligação variando quatro parâmetros geométricos: diâmetro e espessura das diagonais

(d_i e t_i , respectivamente) e diâmetro e espessura do banzo (d_o e t_o , respectivamente). Como referência, foram utilizadas dimensões comerciais de perfis tubulares circulares estruturais.

1.5 Organização da dissertação

O presente trabalho está dividido em 5 capítulos.

O capítulo 1 faz uma contextualização da aplicabilidade de perfis tubulares, bem como pesquisas já realizadas acerca do assunto. Também apresenta uma proposta de inovação de Mazon (2016), justificativas, objetivos e metodologia da pesquisa.

O capítulo 2 apresenta uma análise teórica do dimensionamento de ligações do tipo K, através da NBR 16239:2013 e da proposta de Minchillo (2011). Explicita também dois métodos de dimensionamento de barras submetidas à flexocompressão: uso da fórmula da secante e de combinação de esforços, regulamentado pela NBR 8800:2008.

No capítulo 3, é apresentado o modelo numérico do nó de ligação estudado e algumas diretrizes acerca da pesquisa.

O capítulo 4 contém os modos de falha possíveis nas diagonais com extremidades achatadas enrijecidas, os resultados numéricos e teóricos, bem como a comparação entre eles.

O capítulo 5 apresenta as considerações finais da pesquisa e sugestões para trabalhos futuros.

2 ANÁLISE TEÓRICA

Neste capítulo, estão descritos os procedimentos de dimensionamento de ligações do tipo K com a utilização de chapa *gusset* soldada ao banzo, segundo a norma brasileira NBR 16239:2013 e o estudo de Minchillo (2011). Os dois métodos apresentam limitações geométricas para que as equações e dimensionamento sejam validados. O segundo método faz uma consideração a respeito do surgimento de excentricidades entre a linha de ação de força das diagonais com o banzo, bem como a mudança de inclinação delas devido à presença da chapa *gusset*.

Explicita-se também o dimensionamento de barras submetidas à flexocompressão por dois métodos teóricos: fórmula da secante e uso de combinações de esforços normais e de flexão, segundo a NBR 8800:2008. Os demais elementos da ligação (chapa, parafuso e solda) devem ser verificados conforme procedimentos da NBR 8800:2008.

2.1 Dimensionamento segundo a NBR 16239:2013

2.1.1 Nomenclatura e parâmetros geométricos

A Figura 2.1 ilustra a nomenclatura dos esforços solicitantes e de parâmetros geométricos do banzo e das diagonais, para perfis tubulares e circulares com afastamento e sobreposição.

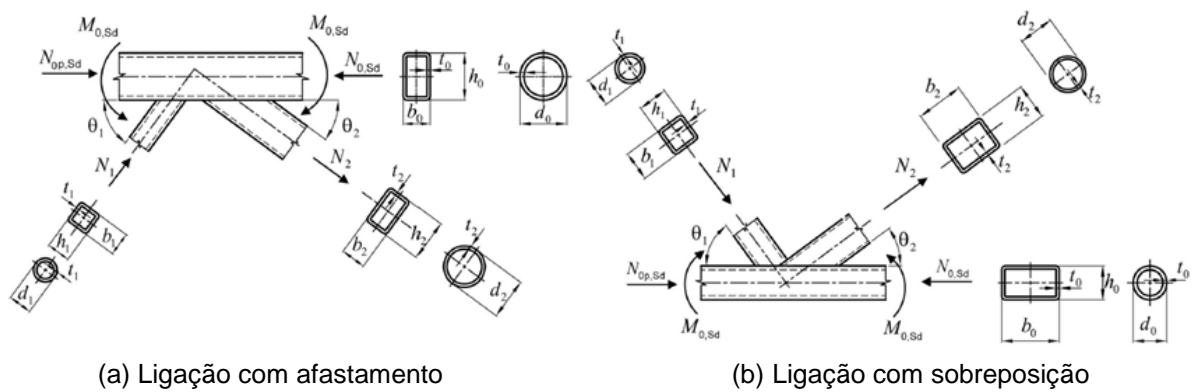


Figura 2.1 - Parâmetros e convenções

Fonte: ABNT (2013)

As tensões no banzo de perfil circular de uma ligação são dadas pela Equação 2.1:

$$\sigma_{0p, Sd} = \frac{N_{0p, Sd}}{A_0} + \frac{M_{0, Sd}}{W_0} \quad (2.1)$$

Sendo:

$\sigma_{0p, Sd}$ - é a máxima tensão de compressão solicitante de cálculo no banzo em um determinado nó, causada pela força $N_{0,Sd}$ e pelo momento $M_{0,Sd}$;

$\sigma_{0p, Sd}$ - é o valor de $\sigma_{0,Sd}$, excluindo-se as tensões provenientes das componentes das forças nas diagonais e montantes, paralelas ao eixo do banzo;

$N_{0p, Sd}$ - é a força axial solicitante de cálculo no banzo que contribui para tensão $\sigma_{0,Sd}$;

$N_{0p, Sd}$ - é dada por: $N_{0p, Sd} = N_{0, Sd} - \sum N_{i, Sd} \cos \theta_i$

$N_{i, Sd}$ e θ_i - são as forças axiais solicitantes de cálculo e suas inclinações, em relação ao eixo do banzo, das diagonais e montantes no nó;

$M_{0, Sd}$ - é o momento fletor solicitante de cálculo na ligação;

A_0 - é a área da seção transversal do banzo; e

W_0 - é o módulo de resistência elástico da seção transversal do banzo.

A NBR 16239:2013 restringe alguns limites de parâmetros, que garante a validade das formulações. São eles:

a) A relação entre o diâmetro de banzo em perfil tubular circular (d_0) e a espessura da parede de banzo em perfil tubular (t_0) deve estar compreendida entre 10,0 e 50,0.

$$10,0 \leq \frac{d_0}{t_0} \leq 50,0 \quad (2.2)$$

b) A relação β entre a largura da chapa de ligação (b_{ch}) e o diâmetro de banzo em perfil tubular circular (d_0) deve ser maior ou igual a 0,4.

$$\beta = \frac{b_{ch}}{d_0} \geq 0,4 \quad (2.3)$$

c) A relação η entre a altura da chapa de ligação (h_{ch}) e o diâmetro de banzo em perfil tubular circular (d_0) deve ser menor ou igual a 4.

$$\eta = \frac{h_{ch}}{d_0} \leq 4 \quad (2.4)$$

2.1.2 Obtenção da resistência da ligação

A NBR 16239:2013 fornece a força axial e o momento fletor resistente de cálculo de ligações com chapas *gusset* em perfil tubular circular. A resistência última da ligação é identificada pelo menor dos resultados obtidos. É necessário também verificar a resistência de ligação de barras tracionadas, de soldas e de parafusos através das formulações da NBR 8800:2008. Em ligações do tipo K, há dois modos de falha possíveis, identificados por A e D.

O modo de falha A é caracterizado pela plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes.

A Figura 2.2 apresenta a simbologia utilizada pela norma para a formulação.

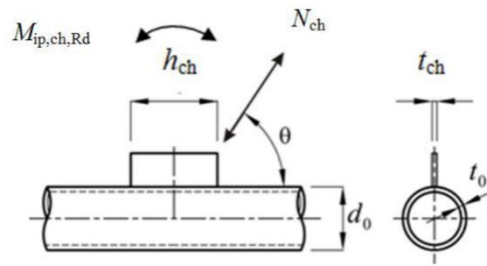


Figura 2.2: Chapa soldada em perfil tubular circular no sentido longitudinal

Fonte: ABNT (2013)

A resistência da ligação à força axial resistente de cálculo da chapa é dada pela Equação 2.5:

$$N_{ch,Rd} = \frac{5,5 k_p f_{y0} t_o^2 (1 + 0,25\eta)}{\gamma_{a1} \text{sen}\theta} \quad (2.5)$$

Sendo:

k_p é fator de redução relacionado às tensões no banzo circular, definido na equação 2.8;

f_{y0} é a resistência ao escoamento do aço do perfil do banzo;

t_o é a espessura da parede de banzo em perfil tubular;

η é um parâmetro definido na equação 2.4; e

γ_{a1} é o coeficiente de ponderação da resistência igual a 1,1.

A resistência da ligação ao momento fletor resistente de cálculo, da chapa, no plano, é dada pela Equação 2.6:

$$M_{ip,ch,Rd} = 0,8 h_{ch} N_{ch,Rd} \quad (2.6)$$

Sendo:

h_{ch} é a altura da chapa de ligação; e

$N_{ch,Rd}$ é a força axial resistente de cálculo da chapa.

A resistência da ligação ao momento fletor resistente de cálculo, da chapa, fora do plano ($M_{op,ch,Rd}$), é dada pela Equação 2.7:

$$M_{op,ch,Rd}=0 \quad (2.7)$$

O coeficiente k_p é definido por um dos seguintes valores, que são avaliados em função do esforço atuante no banzo ser de tração ou compressão:

a) Para $n_p < 0$ (banzo comprimido):

$$k_p=1+0,3n_p-0,3 n_p^2 \quad (2.8)$$

b) Para $n_p \geq 0$ (banzo tracionado)

$$k_p=1 \quad (2.9)$$

Sendo:

$$n_p = \frac{\sigma_{0p, Sd}}{f_{y0}} \quad (2.10)$$

E considerando $\sigma_{0p, Sd}$ com o sinal negativo para compressão.

O modo de falha D caracteriza-se pela ocorrência da ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes

A resistência da ligação é dada pela Equação 2.11:

$$\sigma_{max} t_{ch} = \left(\frac{N_{Sd}}{A} + \frac{M_{Sd}}{W} \right) t_{ch} \leq \frac{2,2t_0(0,6f_{y0})}{\gamma_{a1}} \quad (2.11)$$

Sendo:

N_{Sd} é a força axial solicitante de cálculo;

M_{Sd} é o momento fletor solicitante de cálculo;

A é a área da chapa;

W é o módulo de resistência elástico da chapa;

t_{ch} é a espessura da chapa da ligação;

t_0 é a espessura da parede de banzo em perfil tubular;

γ_{a1} é o coeficiente de ponderação da resistência igual a 1,1; e

f_{y0} é a resistência ao escoamento do aço do perfil do banzo.

Como critério de cálculo, as ligações sujeitas a combinação de força axial e momento fletor, devem atender a 2.12:

$$\frac{N_{ch,Sd}}{N_{ch,Rd}} + \left(\frac{M_{ip,ch,Sd}}{M_{ip,ch,Rd}} \right)^n + \frac{M_{op,ch,Sd}}{M_{op,ch,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.12)$$

Sendo:

$n = 1$ é para perfis retangulares;

$n = 2$ é para perfis circulares;

$N_{ch,Rd}$ é a força axial resistente de cálculo da chapa;

$N_{ch,Sd}$ é a força axial solicitante de cálculo da chapa;

$M_{ip,ch,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo da chapa, no plano;

$M_{ip,ch,Sd}$ é o momento fletor solicitante de cálculo da chapa, no plano;

$M_{op,ch,Rd}$ é o momento fletor resistente de cálculo da chapa, fora do plano; e

$M_{op,ch,Sd}$ é o momento fletor solicitante de cálculo da chapa, fora do plano.

Os momentos fletores solicitantes de cálculo $M_{op,ch,Rd}$ e $M_{op,ch,Sd}$ podem ser obtidos no encontro entre a chapa e a face do banzo.

Os esforços solicitantes são adquiridos da seguinte maneira:

- a) A força axial é dada diretamente pela força solicitante de uma das diagonais da ligação; e
- b) Caso haja excentricidade na ligação, ou seja, os eixos do banzo e das diagonais não coincidam em um ponto, o momento fletor solicitante de cálculo pode ser adquirido multiplicando a força resultante das duas diagonais na horizontal pela excentricidade existente, tomando como referência o topo do banzo.

2.2 Dimensionamento segundo Minchillo (2011)

No dimensionamento segundo a NBR 16239:2013, não é prevista a excentricidade da ligação devido à colocação da chapa e a sobreposição das diagonais. Minchillo (2011) propõe uma equação para o cálculo da resistência da ligação, que considera a existência da excentricidade.

2.2.1 Nomenclatura e parâmetros geométricos

Devem ser respeitados os seguintes parâmetros e requisitos:

- a) A relação entre a espessura da chapa (t_1) e o diâmetro do tubo do banzo (d_0) deve ser menor ou igual a 0,2, conforme esquema da Figura 2.3:

$$\frac{t_1}{d_0} \leq 0,2 \quad (2.13)$$

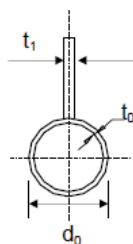


Figura 2.3: Parâmetros geométricos

Fonte: Minchillo (2011)

b) A relação entre o comprimento da chapa (h_1) e o diâmetro do tubo do banzo (d_0) deve ser menor ou igual a 4,0, conforme esquema da Figura 2.4:

$$\eta = \frac{h_1}{d_0} \leq 4,0 \quad (2.14)$$

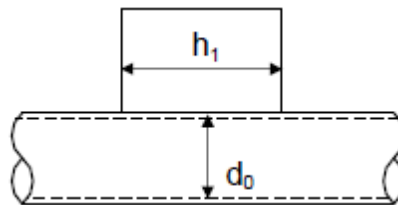


Figura 2.2: Parâmetros geométricos

Fonte: Minchillo (2011)

c) A relação entre o diâmetro do tubo do banzo (d_0) e sua espessura (t_0) deve estar compreendida entre 10 e 40.

$$10 \leq \frac{d_0}{t_0} \leq 40 \quad (2.15)$$

2.2.2 Critérios de cálculo

A configuração dos elementos de diagonal ligados à chapa *gusset* gera duas excentricidades e_2 e e_1 , conforme Figura 2.5. As formulações apresentadas a seguir, propostas por Minchillo (2011), incluem o valor delas no cálculo final da resistência da ligação.

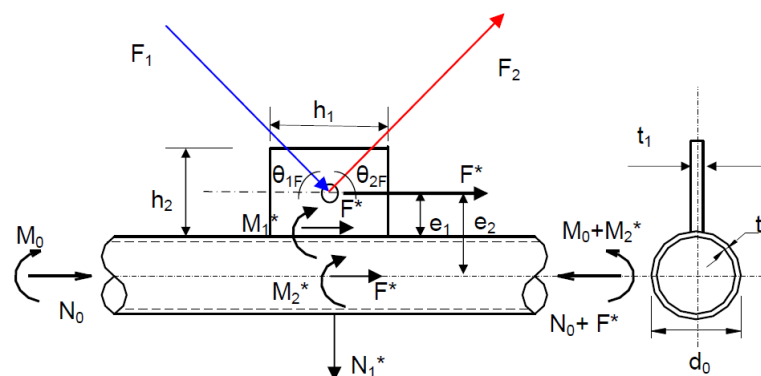


Figura 2.5: Forças atuantes na ligação

Fonte: Minchillo (2011)

A colocação da chapa *gusset* provoca uma mudança da inclinação das diagonais (Figura 2.6). A força F^* é a resultante horizontal das forças F_1 e F_2 atuantes nas diagonais e é dada pela equação 2.16.

$$F^* = F_1 \cos(\theta_{1F}) + F_2 \cos(\theta_{2F}) \quad (2.16)$$

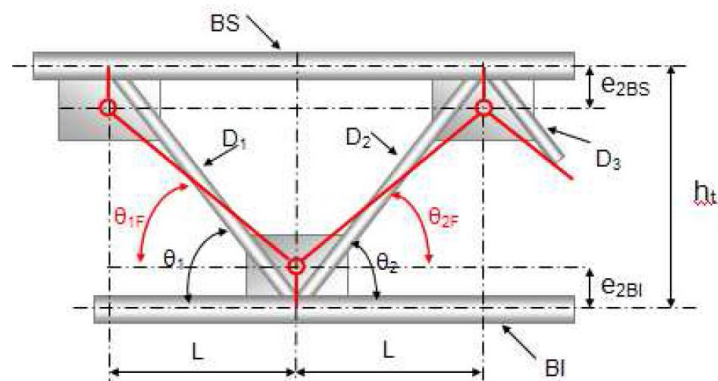


Figura 2.6: Detalhe da mudança de inclinação das diagonais

Fonte: Minchillo (2011)

Sendo:

θ_1 e θ_2 – ângulos originais entre as diagonais e os banzos;

θ_{1F} e θ_{2F} – ângulos modificados pela excentricidade e_2 ;

e_{2BS} e e_{2BI} – excentricidades dos banzos superior e inferior, respectivamente;

h_t – distância entre banzos; e

L – projeções das diagonais.

A Figura 2.7 apresenta as forças P_u , carga última de ligação, e P_v , binário de forças verticais atuantes no perfil tubular (MINCHILLO, 2011).

$$P_v = \frac{P_u e_1}{h_1} \quad (2.17)$$

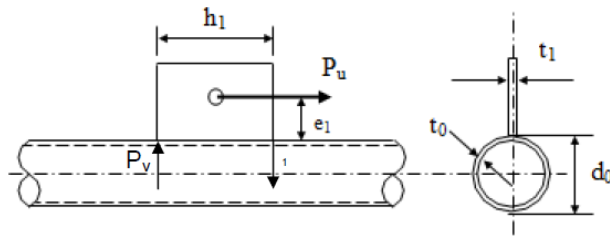


Figura 2.7: Forças P_u e P_v atuantes na ligação

Fonte: Minchillo (2011)

2.2.3 Obtenção da resistência da ligação

A partir das definições anteriores, Minchillo (2011) propõe a formulação para determinar a resistência da ligação (Equação 2.18). Do lado esquerdo da equação, determina-se a resistência à plastificação do banzo; do lado direito, a resistência ao esmagamento do furo, que constituem os dois modos de falha da ligação.

$$P_u = \left[0,0073 \left(\frac{2\gamma}{t_1} \right)^2 + 3,2576 \left(\frac{2\gamma}{t_1} \right) + 2,1326 \right] f_{y0} \frac{h_1 t_1}{e_1} \leq d_f t_1 f_{u1} \quad (2.18)$$

Sendo:

d_0 é o diâmetro do tubo;

t_0 é a espessura do tubo;

h_1 é o comprimento da chapa;

t_1 é a espessura da chapa;

2γ é a esbeltez do tubo (d_0/t_0);

f_{y0} é a tensão de escoamento do material do tubo;

f_{u1} é a tensão de ruptura do material da chapa; e

e_1 é a excentricidade.

2.3 Dimensionamento de barras submetidas à flexocompressão

A tipologia de amassamento proposta por Mazon (2016) implica o surgimento de cargas com excentricidade (e), como mostrado na Figura 2.8. Desta forma, a diagonal fica submetida a esforços axiais e de flexão. No presente trabalho, serão mostrados

duas metodologias de dimensionamento para este caso: uso da fórmula da secante e segundo a NBR 8800:2008.

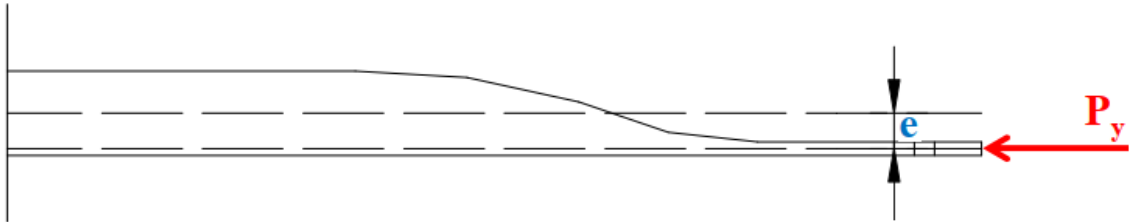


Figura 2.8 – Surgimento de excentricidade devido ao achatamento da diagonal
Fonte: Adaptado de Mazon (2016)

2.3.1 Dimensionamento segundo a fórmula de secante

Hibbeler (2009) apresenta uma equação que considera a tensão admissível na metade do comprimento de uma coluna submetida a um carregamento excêntrico, dada pela Equação 2.19.

$$\sigma_{\text{máx}} = \frac{P}{A} \left[1 + \frac{e \cdot c}{r^2} \sec \left(\frac{L}{2 \cdot r} \sqrt{\frac{P}{EA}} \right) \right] \quad (2.19)$$

Sendo:

$\sigma_{\text{máx}}$: tensão de compressão elástica máxima na coluna, que ocorre no interior do lado côncavo no ponto médio da coluna;

P: carga vertical aplicada à coluna;

e: excentricidade da carga P, medida do eixo neutro da seção transversal da coluna até a linha de ação P;

c: distância do eixo neutro até a fibra externa da coluna onde ocorre a tensão de compressão máxima;

A: área da seção transversal da coluna;

L: comprimento efetivo da coluna;

E: módulo de elasticidade do material; e

r: raio de giração em torno do eixo de flexão.

2.3.2 Dimensionamento segundo a NBR 8800:2008

A NBR 8800:2008 estabelece o dimensionamento à flexocompressão através da análise de esforços combinados, dados pelas Equações 2.20 e 2.21.

Para $\frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} \geq 0,2$:

$$\frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \right) \leq 1,0 \quad (2.20)$$

Para $\frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} < 0,2$:

$$\frac{N_{Sd}}{2 \cdot N_{Rd}} + \left(\frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \right) \leq 1,0 \quad (2.21)$$

Sendo:

N_{Sd} : força axial solicitante de cálculo de tração ou de compressão, a que for aplicável;

N_{Rd} : força axial resistente de cálculo de tração ou de compressão, a que for aplicável;

$M_{x,Sd}$ e $M_{y,Sd}$: momentos fletores solicitantes de cálculo, respectivamente em relação aos eixos x e y da seção transversal; e

$M_{x,Rd}$ e $M_{y,Rd}$: momentos fletores resistentes de cálculo, respectivamente em relação aos eixos x e y da seção transversal.

O esforço axial resistente de cálculo $N_{c,Rd}$ é dado por:

$$N_{c,Rd} = \frac{Q \cdot \chi \cdot A_g \cdot f_y}{\gamma_{a1}} \quad (2.22)$$

Sendo:

Q: coeficiente de redução associado à flambagem local;

χ : coeficiente de redução associado à flambagem global;

A_g : área da seção transversal da coluna;

f_y : tensão de escoamento do material; e

γ_{a1} : coeficiente de ponderação de combinações normais, igual a 1,1.

O cálculo de χ depende do índice de esbeltez reduzido λ_0 , dado por:

$$\lambda_0 = \sqrt{\frac{Q \cdot A_g \cdot f_y}{N_e}} \quad (2.23)$$

A força axial de flambagem elástica N_e é dado por:

$$N_e = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{\text{tubo}}}{(KL)^2} \quad (2.24)$$

O coeficiente de redução associado à flambagem global é dado conforme duas condições.

Para $\lambda_0 \leq 1,5$:

$$\chi = 0,658^{\lambda_0^2} \quad (2.25)$$

Para $\lambda_0 > 1,5$:

$$\chi = \frac{0,887}{\lambda_0^2} \quad (2.26)$$

A NBR 16239:2013 considera uma curva de flambagem que melhor representa o comportamento de perfis tubulares, em que o fator de redução χ é dado por:

$$\chi = \frac{1}{(1 + \lambda_0^{4,48})^{\frac{1}{2,24}}} \quad (2.27)$$

Para perfis compactos, isto é, para $\frac{D}{t} < \lambda_p = 0,07 \frac{E}{f_y}$, o Anexo G da NBR 8800:2008

fornece a equação para cálculo do momento fletor resistente de projeto:

$$M_{Rd} = \frac{M_{pl}}{\gamma_{a1}} \quad (2.28)$$

O momento de plastificação M_{pl} é dado pelo produto entre o módulo plástico de resistência da seção (Z) e a tensão de escoamento do material (f_y).

2.4 Barras submetidas à tração

As diagonais tracionadas estão submetidas a três verificações: escoamento da seção bruta, ruptura da seção líquida e pressão de contato em furos.

2.4.1 Força axial resistente de cálculo para escoamento da seção bruta

A força de tração resistente de cálculo para escoamento da seção bruta é dada por:

$$N_{t,Rd} = \frac{A_g f_y}{\gamma_{a1}} \quad (2.29)$$

Sendo:

A_g : área bruta da seção transversal da barra;

f_y : resistência ao escoamento do aço; e

γ_{a1} : coeficiente de ponderação de resistência igual a 1,1.

2.4.2 Força axial resistente de cálculo para ruptura da seção líquida

A força de tração resistente de cálculo para ruptura da seção líquida é dada por:

$$N_{t,Rd2} = \frac{A_e f_u}{\gamma_{a2}} \quad (2.30)$$

Sendo:

A_e : área líquida efetiva da seção transversal da barra;

f_u : resistência à ruptura do aço; e

γ_{a2} : coeficiente de ponderação de resistência igual a 1,35.

2.4.3 Pressão de contato em furos

Segundo a NBR 8800:2008, nos casos em que a deformação do furo-padrão for uma limitação de projeto, a força resistente de cálculo à pressão de contato na parede de um furo, já levando em conta o rasgamento entre dois furos consecutivos ou entre um furo extremo e a borda, é dada por:

$$F_{c,Rd} = \frac{1,2 \cdot l_f \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \leq \frac{2,4 \cdot d_b \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{a2}} \quad (2.31)$$

Sendo:

l_f : distância, na direção da força, entre a borda do furo e a borda livre;

d_b : diâmetro do parafuso;

t : espessura da parte ligada;

f_u : resistência à ruptura do aço; e

γ_{a1} : coeficiente de ponderação de resistência igual a 1,35.

3 MODELAGEM NUMÉRICA

Os estudos numéricos do presente trabalho foram realizados por meio de elementos finitos, com o uso do software ANSYS. Foi utilizada como referência a *ANSYS Parametric Design Language (APDL)* desenvolvida e validada por Mazon (2016) e seus resultados experimentais. Neste capítulo, serão apresentados o modelo numérico do nó de ligação e a metodologia usada nas análises.

3.1 Modelo numérico do nó de ligação

São ilustradas na Figura 3.1 as seções transversais da região influenciada pelo achatamento enrijecido das diagonais, em que são verificadas cinco diferentes seções transversais, sendo S_5 correspondente à seção circular; S_1 , à achatada enrijecida; e S_2 a S_4 a transição entre elas. Foram feitos ajustes nas coordenadas de cada ponto de corte de achatamento, que permitem o esboço das seções transversais da tipologia de amassamento (Anexo A).

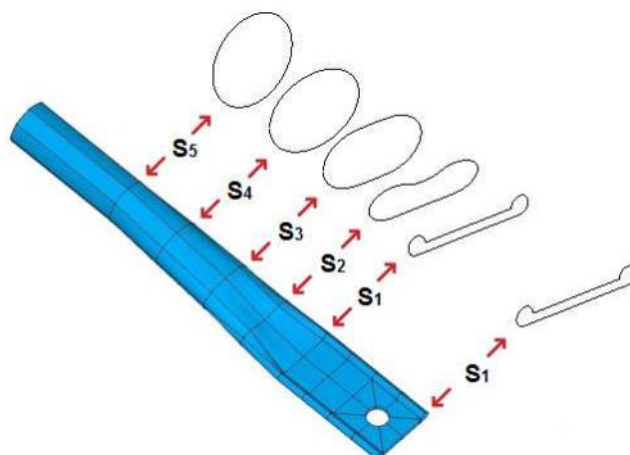


Figura 3.1 - Geometria das seções transversais do achatamento enrijecido
 Fonte: Mazon (2016)

Na APDL utilizada, foram considerados: 100 mm como distância entre duas seções S1, 140 mm, 180 mm, 230 mm e 280 mm, como distâncias entre as seções S2, S3, S4 e S5 até a origem, respectivamente, e 100 mm como distância entre duas seções circulares S5, totalizando 380 mm, ilustrados na Figura 3.2. Consideraram-se, ainda, 17,5 mm como o diâmetro do furo.

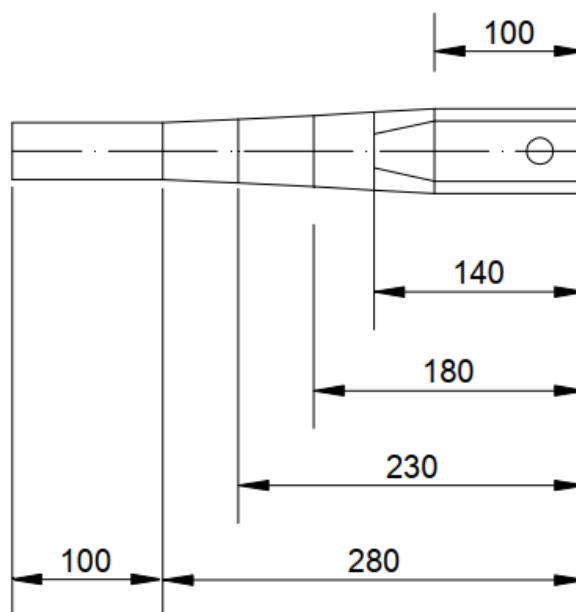


Figura 3.2 – Dimensões do nó de ligação
Fonte: Adaptado de Mazon (2016)

Para a modelagem numérica, foram considerados parâmetros geométricos dos elementos constituintes do nó de ligação, banzo, diagonais e chapa de ligação, diâmetro dos furos, distâncias entre as seções nas extremidades achatadas enrijecidas das diagonais, as não linearidades geométricas e físicas, sendo considerado diagrama tensão-deformação elasto-plástico perfeito (Figura 3.3) e carregamentos de mesma intensidade nas diagonais tracionada e comprimida.

O módulo de elasticidade do aço é considerado de 200 GPa, com coeficiente de Poisson igual a 0,3, tensões de escoamento nominais nas seções circulares e nas placas *gusset* de 350 MPa e 250 MPa, respectivamente, e resistência mínima à tração do material de solda de 485 MPa.

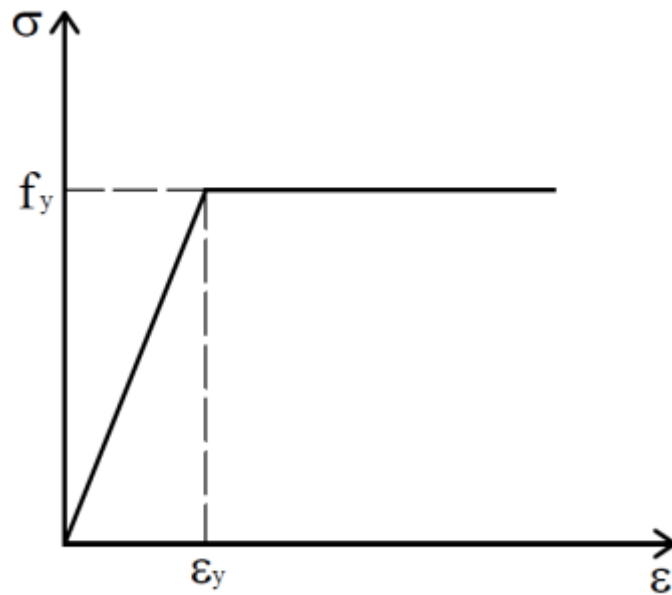


Figura 3.3 - Representação do diagrama bilinear de tensão x deformação

É ilustrado na Figura 3.4 o modelo de ligação, em que as diagonais com extremidades achatadas enrijecidas são ligadas à chapa *gusset* soldada ao banzo por meio de um único parafuso. O comprimento considerado no perfil do banzo foi de 1000 mm e a chapa de ligação quadrada (120 mm x 120 mm), com espessura de 8,0 mm. O ângulo modificado pela excentricidade presente entre as diagonais foi de 45°. Todas essas medidas foram usadas no trabalho de Mazon (2016) e mantidas no presente estudo.

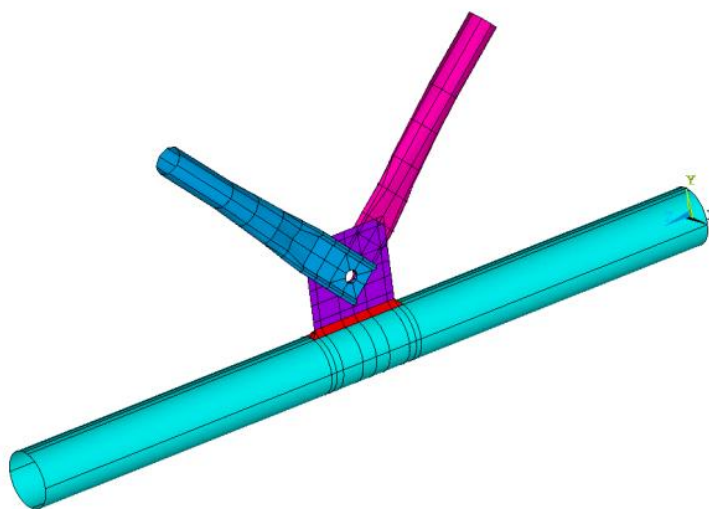


Figura 3.4 - Geometria do modelo numérico do nó de ligação
Fonte: Mazon *et. al.* (2018)

3.1.1 Elementos finitos e malhas

Minchillo (2011) e Nunes (2012) recomendam o uso do elemento SHELL181 (Figura 3.5) como o mais indicado para modelar o banzo, a chapa de ligação, a solda e as diagonais, devido ao baixo custo computacional e boa convergência nos resultados. Os elementos de contato permitem unir uma superfície contato CONTA174 (Figura 3.6), correspondente às diagonais, que têm como alvo a superfície alvo TARGE170 (Figura 3.6), correspondente à chapa *gusset*.

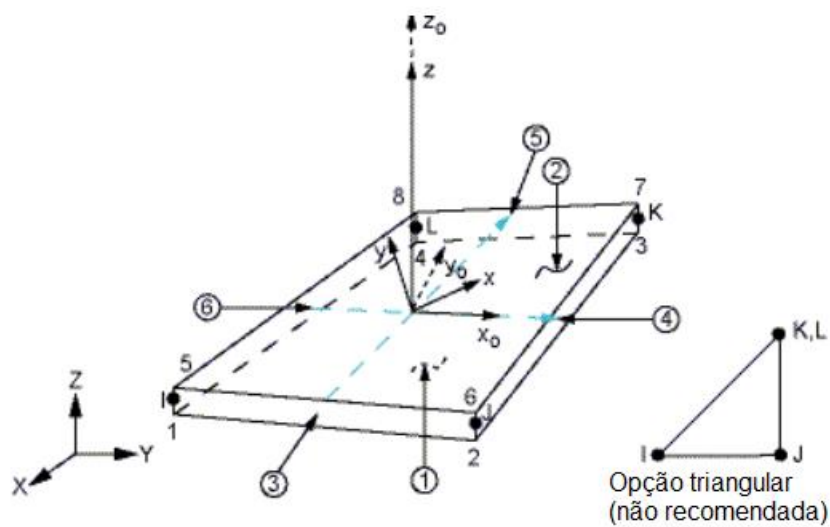


Figura 3.5 - Elemento SHELL

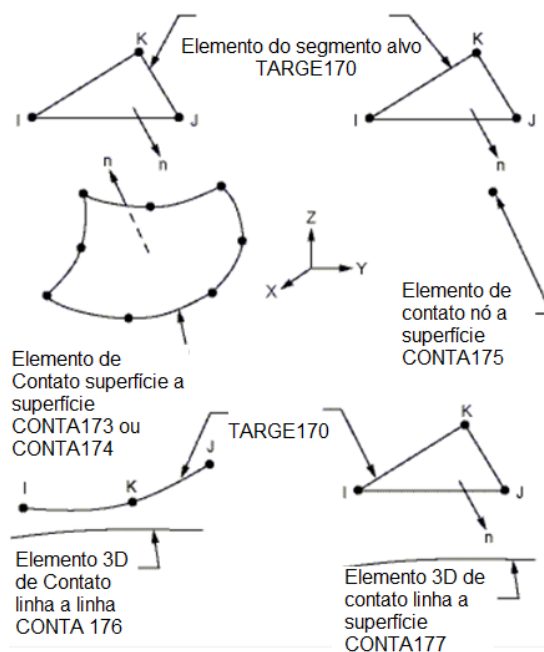


Figura 3.6 – Elementos CONTA174 e TARGE170

Para a definição da malha, o uso da linguagem APDL permite conferir aos elementos o tamanho e a forma desejados, possibilitando a comparação entre modelos e o refinamento em regiões de concentração de tensões.

Na região da ligação entre a chapa e o banzo, ao redor do furo da chapa de ligação e nos enrijecedores de bordos laterais, observa-se um maior refinamento da malha, ao passo que ao longo do comprimento do banzo e das diagonais, o nível de refinamento é menor. A malha da placa de conexão é gerada por um quadrado ao redor do buraco que permanecerá constante em todas as análises. A malha usada na região da solda segue a uniformidade da placa de conexão e da diagonal, conforme representação na Figura 3.7.

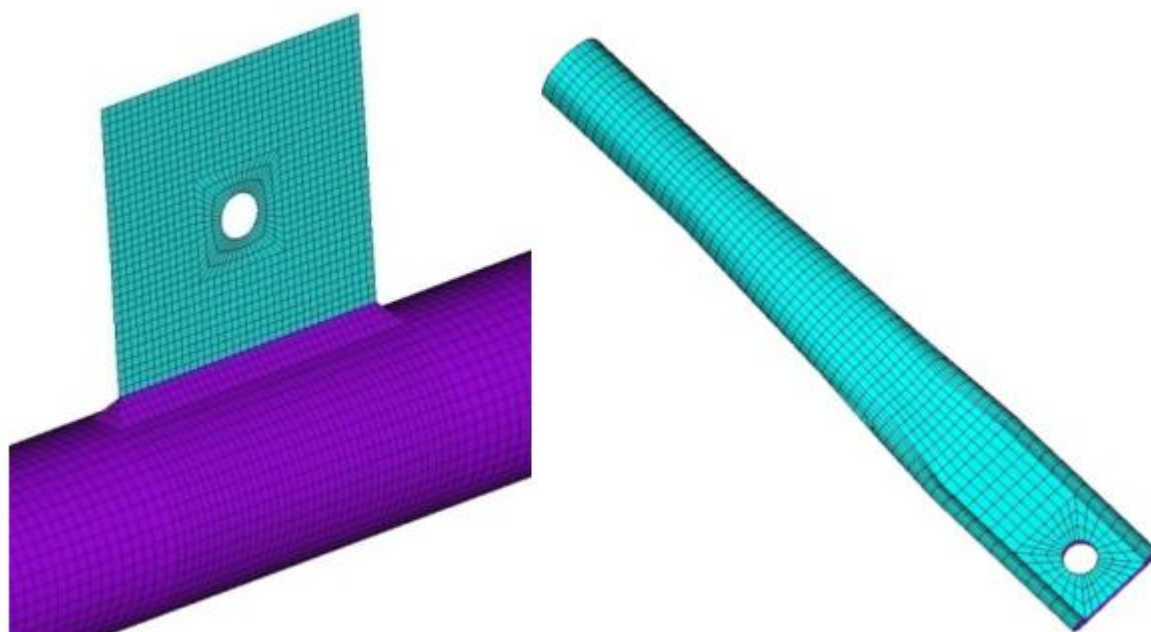


Figura 3.7 - Representação da malha desenvolvida para banzo-chapa-solda e diagonal

3.1.2 Condições de contorno

As extremidades do banzo receberam restrições de deslocamento nas três direções (x , y e z). Para aplicação das condições de contorno e do carregamento nas extremidades livres das diagonais, os nós localizados na última linha de elementos foram rotacionados, com o eixo x no sentido longitudinal das diagonais. As extremidades livres das diagonais receberam restrições de deslocamento nas

direções y e z referenciadas perpendicularmente ao sentido longitudinal da diagonal e são ilustradas na Figura 3.8.

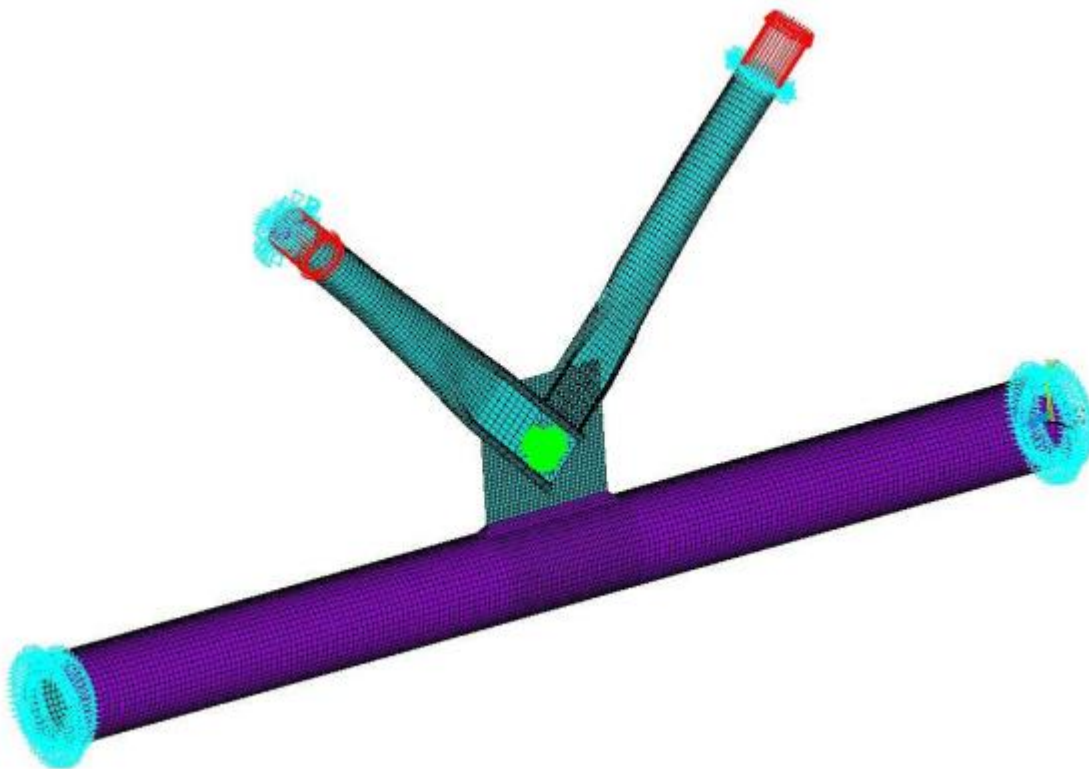


Figura 3.8 - Representação das condições de contorno do modelo

3.1.3 Acoplamento

Para simular o efeito do parafuso, foi realizado o acoplamento dos nós correspondentes à primeira linha de elementos finitos no contorno dos furos (Figura 3.9).

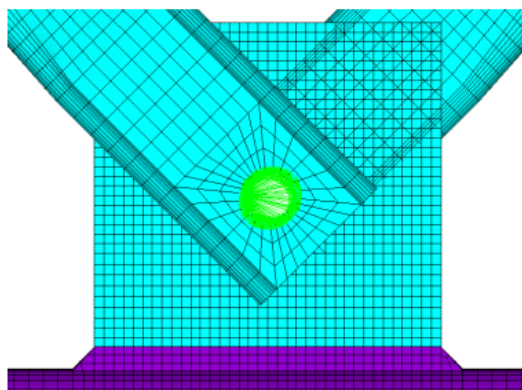


Figura 3.9 - Acoplamento dos nós do furo da ligação

3.1.4. Carregamento

O carregamento foi aplicado à seção tubular circular (S_5), distribuído uniformemente ao longo dela por 32 nós. Em uma diagonal, aplica-se carga de compressão e, na outra, esforço de tração de mesmo valor, ilustrados na Figura 3.10.

Os valores dos carregamentos foram definidos de modo que todos os elementos da ligação apresentem um ponto de início de escoamento e/ou ovalização do furo na diagonal tracionada (modos de falha que serão discutidos no capítulo 4) e, preferencialmente, de forma a construir gráficos Carga *versus* Deformação Específica que ilustrem bem o comportamento de cada elemento da ligação.



Figura 3.10 – Aplicação de carregamento nas diagonais

3.2. Metodologia utilizada nas análises numéricas

Os parâmetros mencionados utilizados nas análises numéricas seguiram alguns limites estabelecidos no plano de pesquisa e por limitações geométricas. São eles: diâmetro do banzo (d_0), espessura do banzo (t_0), diâmetro das diagonais (d_i) e espessura das diagonais (t_i). No plano de pesquisa, foram adotadas as faixas de d_0 de 70,00 mm a 152,40 mm e de t_0 de 4,75 mm a 9,50 mm. A chapa de ligação foi mantida em 120x120x8, a mesma utilizada por Mazon (2016). A espessura mínima adotada para as diagonais foi de 1,20 mm (garantindo que todos os perfis permaneçam compactos). A espessura máxima para cada diagonal foi obtida até o limite em que elas sejam o elemento menos resistente da ligação, que é o objeto de

estudo no presente trabalho. Na Tabela 3.1, têm-se os valores nominais dos parâmetros de cada elemento da ligação. As análises numéricas totalizaram em 1260 combinações diferentes.

Tabela 3.1 – Valores comerciais dos parâmetros dos elementos da ligação

Banzo		Chapa	Diagonais
d_o (mm)	t_o (mm)		d_i (mm)
			20,40
70,00			25,40
71,60			30,00
73,00			31,75
76,20			33,70
80,96			34,92
88,90	4,75	120x120x8	38,10
95,25	6,30		41,27
101,00	8,00		42,40
114,30	9,50		44,45
127,00			45,00
139,70			47,60
141,30			48,30
152,40			50,80
			55,00*

* As diagonais se limitaram a diâmetro externo de 55,0 mm devido à compatibilização de geometria na chapa.

4 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DE RESULTADOS

Neste capítulo, são apresentados e discutidos os resultados das análises paramétricas numéricas, comportamento estrutural dos elementos da ligação, modos de falha possíveis nas diagonais com extremidades achatadas enrijecidas e os casos em que o enrijecedor lateral elimina a falha por plastificação na extremidade.

4.1 Comportamento estrutural dos elementos da ligação

As análises numéricas forneceram, para cada elemento da ligação, os nós com maiores valores de tensão (M_x). Nas diagonais, esses nós são aqueles posicionados no enrijecedor lateral da extremidade achatada ou próximo ao furo (Figuras 4.1a e 4.1b). Nas chapas *gusset*, os nós de maiores tensões estão na região de pressão de contato entre o parafuso e o furo, local que apresenta deformações excessivas para baixos carregamentos (Figura 4.1c). Por este motivo, nas análises, considerou-se um ponto localizado a aproximadamente 8,0 mm do entorno do furo na região em diagonal, contado da borda inferior do furo em direção ao canto inferior esquerdo da chapa *gusset* (Minchillo, 2011 *apud* MAZON, 2016). No banzo, a solicitação máxima ocorre na região comprimida pela chapa de ligação próxima à solda (Figura 4.1d).

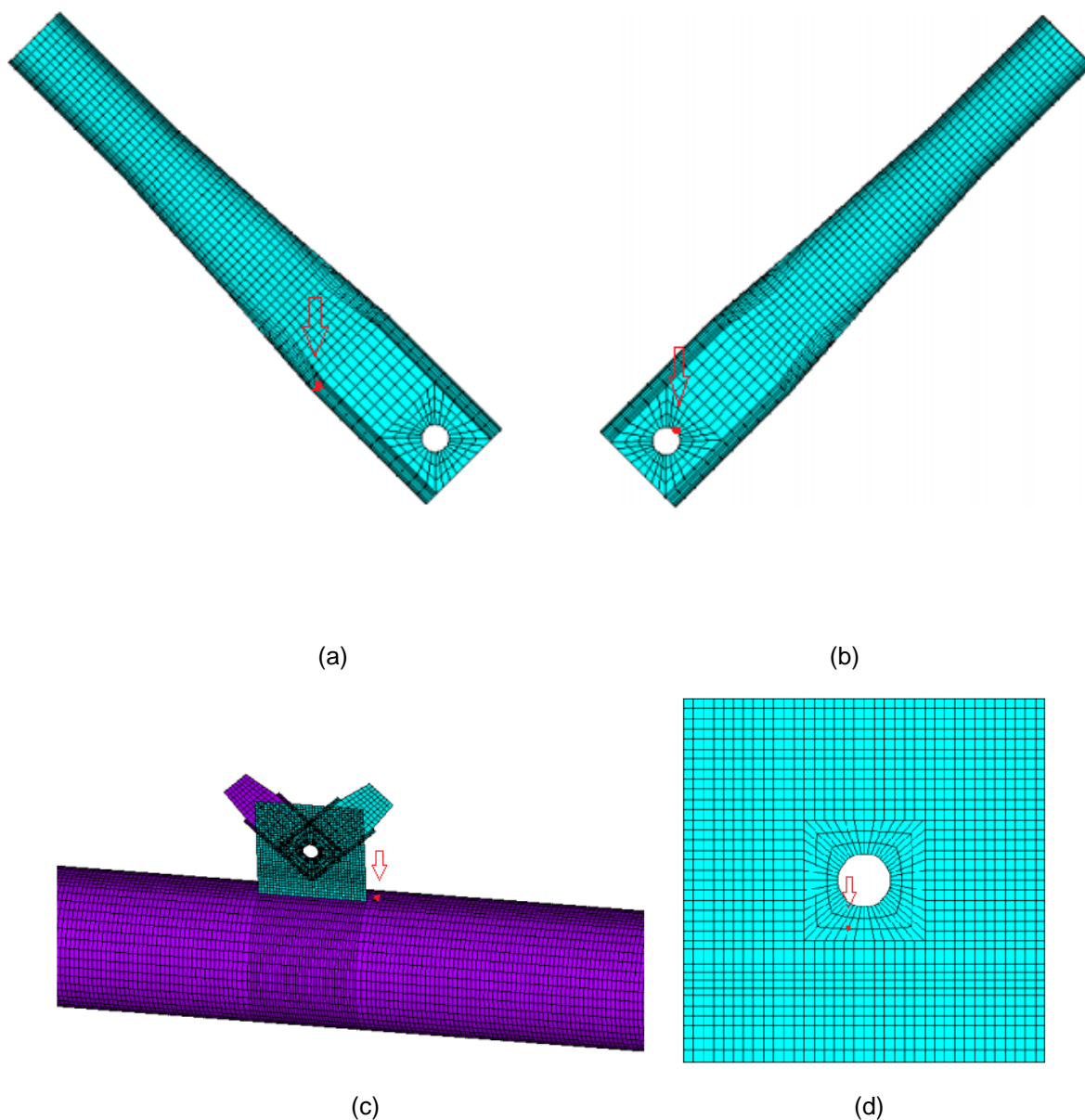


Figura 4.1 – Pontos de início de escoamento: (a) enrijecedor lateral da diagonal, (b) ovalização no furo da diagonal tracionada, (c) banzo, (d) chapa *gusset*

A partir da identificação dos nós mais solicitados, foi obtido o gráfico carga (P) x deformação específica (ϵ), de cada modelo. Pelo critério de carga (mais conservador do que o critério de deslocamento), determinou-se a carga de início de escoamento em cada elemento da ligação considerando a respectiva deformação específica de escoamento (ϵ_y). Para tensão de escoamento (f_y) igual a 350 MPa nos perfis das diagonais e do banzo, a deformação de escoamento correspondente é igual a 1750 $\mu\text{m/m}$; nas chapas, a tensão de escoamento adotada foi de 250 MPa, levando a uma deformação específica igual a 1250 $\mu\text{m/m}$. Na Figura 4.2, tem-se um exemplo do

comportamento estrutural de perfil T44,45x3,00 nas diagonais, T80,96x4,75, no banzo e chapa de altura (h_{ch}) igual a 120 mm, base (b_{ch}) igual a 120 mm e espessura (t_{ch}) igual a 8 mm (válido também para todas as análises), submetidos a um carregamento de $P = 60,00$ kN, nas diagonais tracionadas e comprimidas.

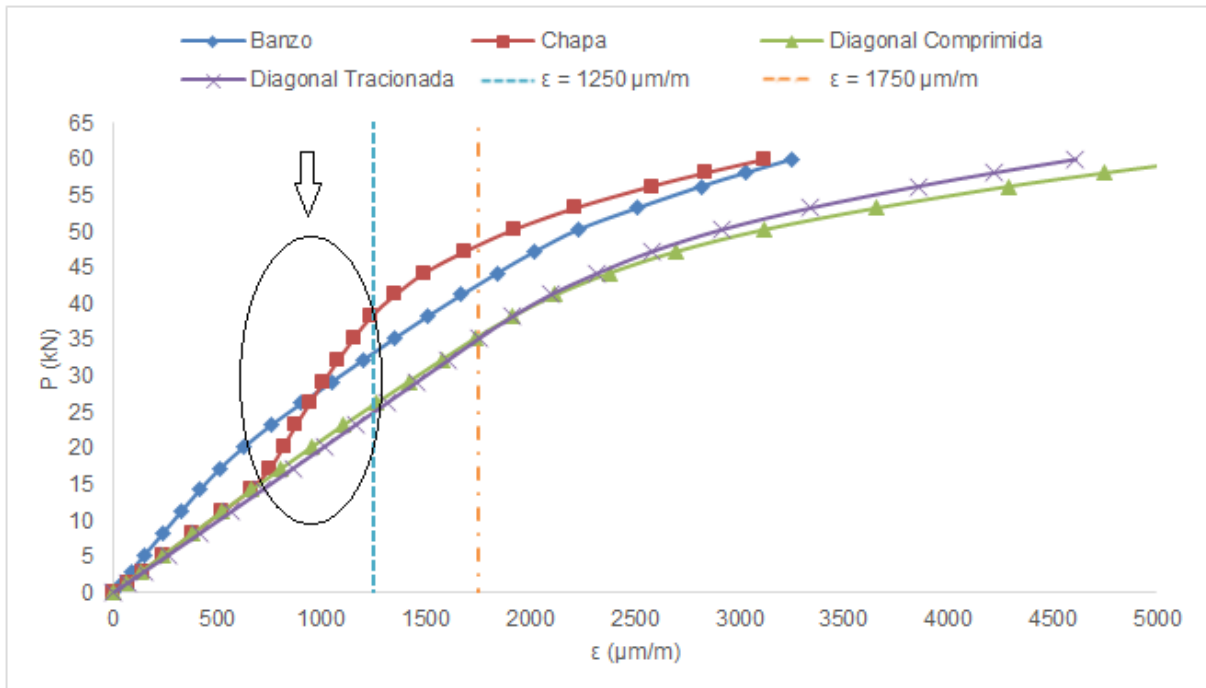


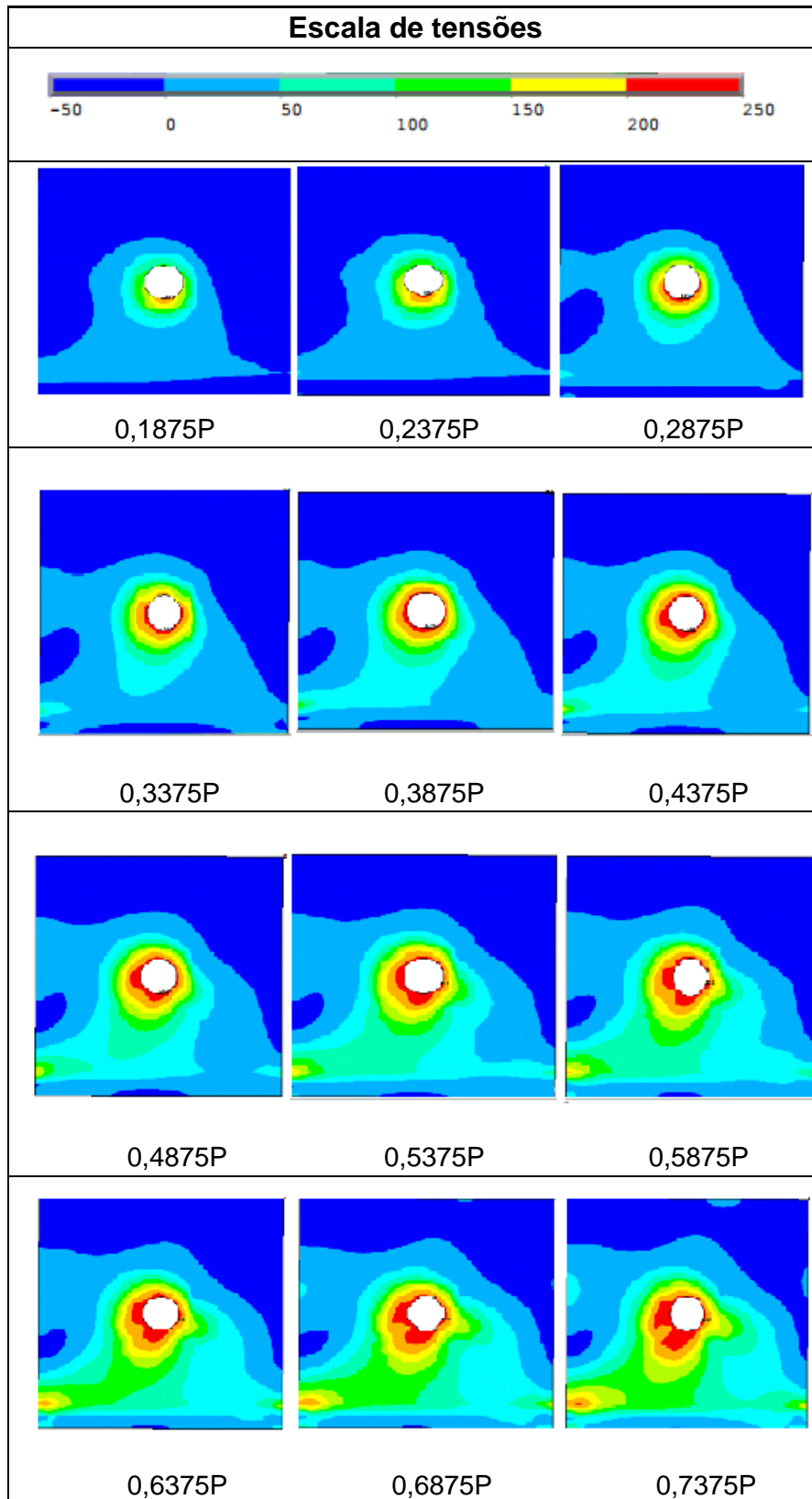
Figura 4.2 – Gráfico Carga x Deformação Específica dos elementos da ligação

Na região destacada do gráfico da Figura 4.2, há uma mudança brusca de comportamento da chapa de ligação, devido ao espraçamento e à redistribuição de tensões em direção inferior esquerda, onde encontra-se o nó a 8,0 mm do entorno do furo, considerado nas análises, mostradas no Quadro 4.1 a cada incremento de carga. As diagonais comprimidas e tracionadas apresentam comportamento estrutural similar, mas em todas as análises as cargas de escoamento das barras tracionadas são iguais ou inferiores às cargas das barras comprimidas. A Tabela 4.1 contém os valores das cargas de início de escoamento de cada elemento obtidas no gráfico da Figura 4.2.

Tabela 4.1 – Cargas de início de escoamento

Diagonal comprimida			Diagonal tracionada			Chapa	Banzo			
d_i (mm)	t_i (mm)	P (kN)	d_i (mm)	t_i (mm)	P (kN)	$h_{ch} \times b_{ch} \times t_{ch}$	P (kN)	d_0 (mm)	t_0 (mm)	P (kN)
44,45	3,00	35,50	44,45	3,00	35,50	120x120x8	39,00	80,96	4,75	42,00

Quadro 4.1 – Distribuição de tensões na chapa



4.2 Modos de falha na extremidade das diagonais

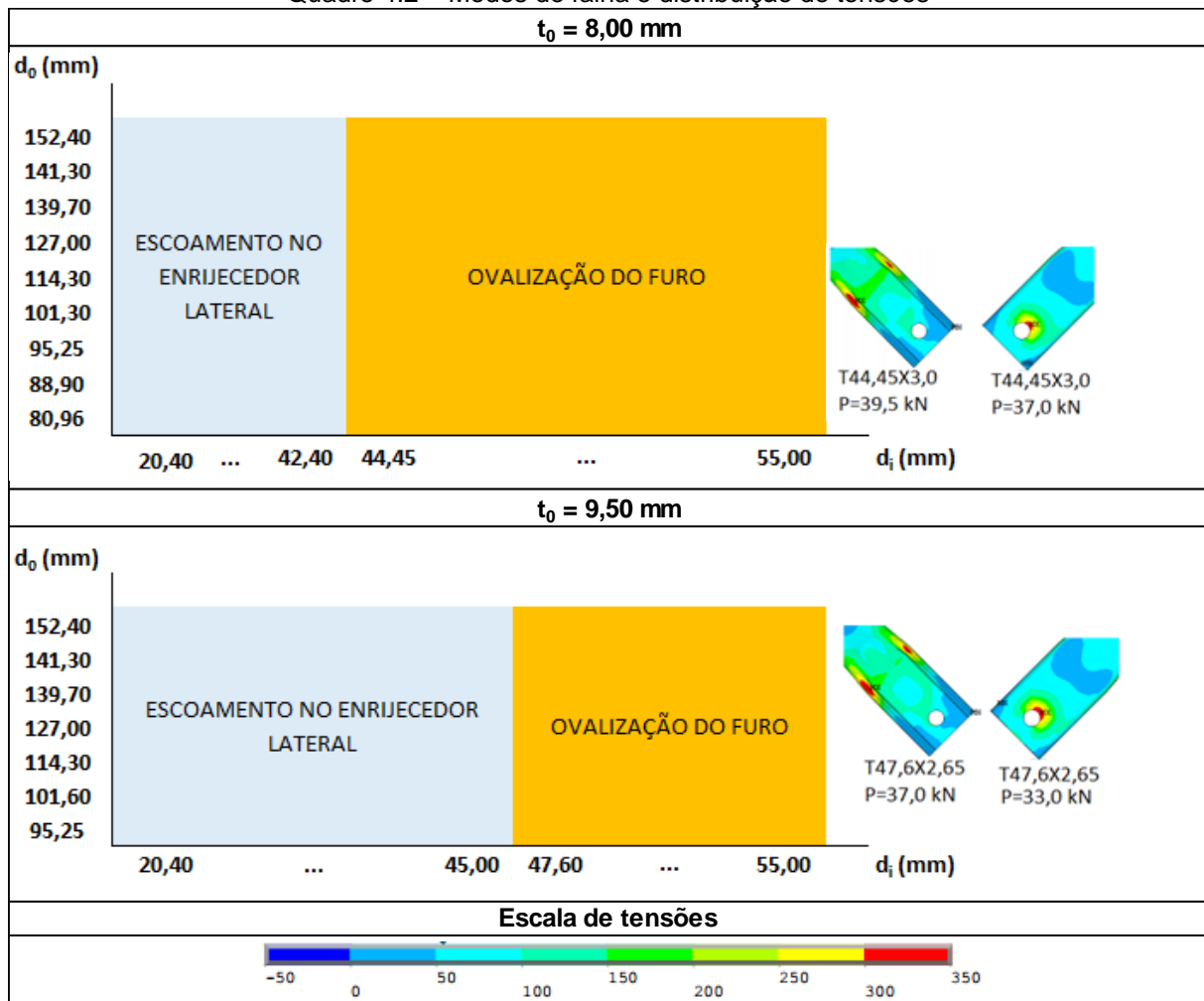
Nas análises numéricas, foram observados nas diagonais dois possíveis nós de máxima tensão: no enrijecedor lateral ou próximo ao furo. Deste modo, há dois possíveis modos de falha nas extremidades das diagonais: início de escoamento no enrijecedor lateral da extremidade achatada e ovalização do furo. O primeiro acontece em todas as diagonais comprimidas; nas tracionadas, os dois modos são possíveis.

Os modos de falha ocorreram em função do diâmetro do banzo (d_0) e do diâmetro das diagonais (d_i) e foram separados por espessura do banzo. A faixa de espessuras utilizadas nas diagonais (t_i) não teve influência nos resultados. Quando consideradas espessuras de 4,50 mm e 6,30 mm no banzo, foram observados apenas o escoamento no enrijecedor lateral, nas diagonais tracionadas e comprimidas.

Quando a espessura do banzo foi igual a 8,00 mm, o modo de falha dominante foi a ovalização do furo da diagonal tracionada para diâmetros das diagonais a partir de 44,45 mm. Por outro lado, quando a espessura do banzo foi igual a 9,50 mm, a ovalização ocorre para diâmetros das diagonais a partir de 47,60 mm. Nos dois casos, a faixa de variação de diâmetros do banzo foi reduzida devido à imposição de esbeltez dada pela equação 2.2.

Nas diagonais tracionadas, os nós com maiores tensões ocorrem simultaneamente no enrijecedor lateral (escoamento) e na região próxima ao furo (ovalização). Foram obtidas as cargas correspondentes nas duas regiões e pelo critério da solicitação mais crítica, houve a separação dos modos de falha. Para ilustrar o comportamento e os limites em eles ocorrem, o Quadro 4.2 mostra as distribuições no enrijecedor lateral e próxima ao furo, bem como as respectivas cargas de falha para os dois modos, para perfis T47,60X2,65 e T44,45X3,0.

Quadro 4.2 – Modos de falha e distribuição de tensões

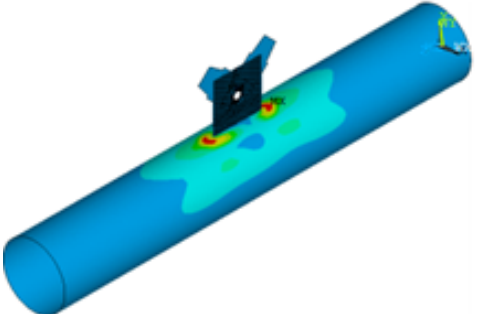
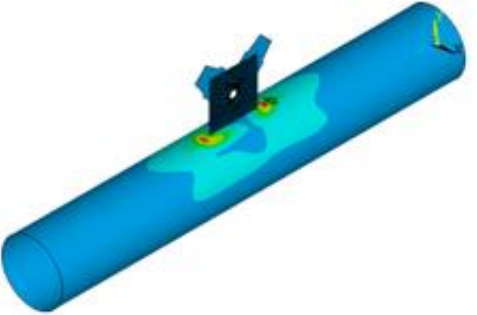
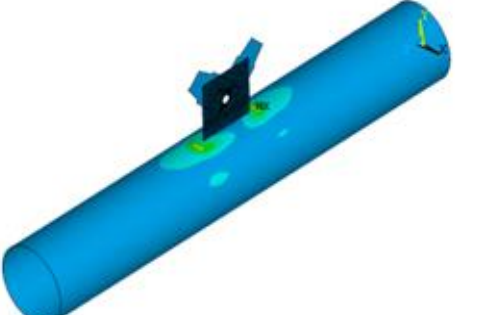
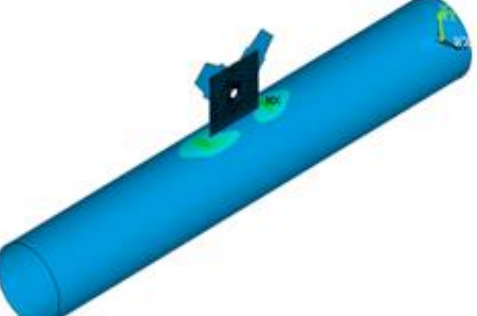
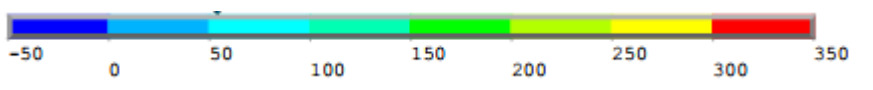


4.2.1 Distribuição de tensões nos elementos

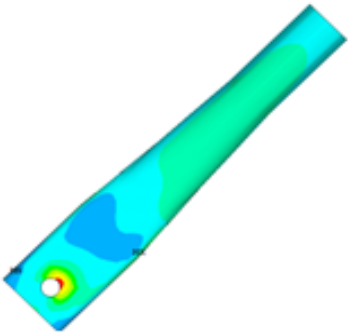
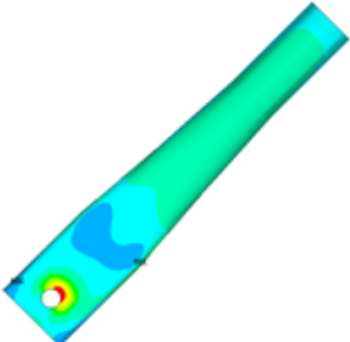
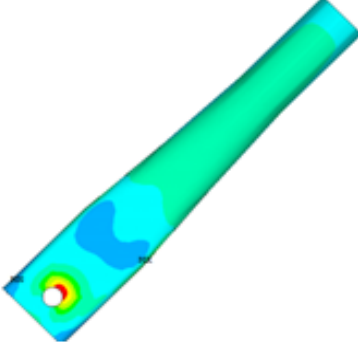
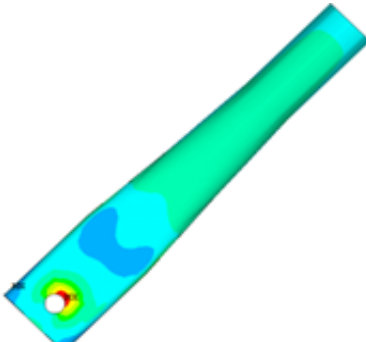
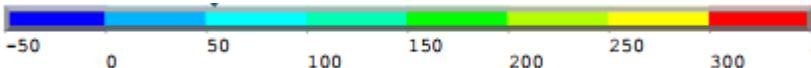
Para exemplificar a distribuição e o espraio de tensões no banzo e nas diagonais tracionadas, foi aplicado um carregamento de 50,00 kN nas diagonais tracionadas e comprimidas, nos perfis T47,60x2,65, considerando todas as espessuras do banzo (4,75 mm – 9,50 mm) e diâmetro do banzo igual a 152,4 mm. Os Quadros 4.3 e 4.4 mostram as distribuições de tensão no banzo e nas diagonais tracionadas dos perfis supracitados, respectivamente, com variação da espessura do banzo.

Com o aumento da espessura do banzo, o espraio de tensões nele diminui, e aumenta na diagonal tracionada, próxima ao furo, direcionando a falha por ovalização do furo quando as espessuras do banzo são iguais a 8,00 mm e 9,50 mm, na faixa de diâmetros mostradas no Quadro 4.2.

Quadro 4.3 – Distribuições de tensão no banzo de diâmetro 152,4 mm (P = 50,00 kN)

Distribuições de tensão	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50
Escala de tensões	
	

Quadro 4.4 – Distribuições de tensão na diagonal tracionada T47,60x2,65 (P = 50,00 kN)

Distribuições de tensão	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50
Escala de tensões	
	

4.3 Estudo paramétrico

Nas análises numéricas, foi possível avaliar a influência dos parâmetros diâmetro do banzo (d_0), espessura do banzo (t_0), diâmetro das diagonais (d_i) e espessura das diagonais (t_i) nas cargas de início de escoamento nos enrijecedores laterais das diagonais comprimidas e nos outros elementos da ligação. Para exemplificar, são apresentados seis Estudos de Casos:

- Primeiro Estudo de Caso: avaliação da influência do diâmetro do banzo na capacidade de carga da diagonal;
- Segundo Estudo de Caso: avaliação da influência da espessura do banzo na capacidade de carga da diagonal;
- Terceiro Estudo de Caso: avaliação da influência da esbeltez da diagonal em sua capacidade de carga;
- Quarto Estudo de Caso: avaliação da influência do diâmetro e espessura do banzo na carga de início de escoamento na parede do tubo;
- Quinto Estudo de Caso: análise da influência do diâmetro da diagonal na capacidade de carga da chapa; e
- Sexto Estudo de Caso: análise da influência da espessura do banzo na capacidade de carga da chapa.

4.3.1 Primeiro Estudo de Caso: avaliação da influência do diâmetro do banzo na capacidade de carga da diagonal

Neste estudo, fixaram-se três parâmetros: d_i , t_i , com variação de d_0 e t_0 . De acordo com os exemplos mostrados na Tabela 4.2, conclui-se que o diâmetro do banzo (e sua esbeltez) não têm influência sobre a carga de início de escoamento no enrijecedor lateral das diagonais comprimidas (P_1).

Tabela 4.2 – Primeiro Estudo de Caso

d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	d_o (mm)	t_o (mm)	d_o/t_o	P_1 (kN)
50,80	2,00	25,40	152,40	4,75	32,08	26,50
50,80	2,00	25,40	70,00	4,75	14,74	26,50
33,70	3,35	10,06	152,40	6,30	24,19	39,80
33,70	3,35	10,06	70,00	6,30	14,11	39,80
38,10	3,75	10,16	152,40	8,00	19,05	47,00
38,10	3,75	10,16	80,96	8,00	14,29	47,00
55,00	3,00	18,33	152,40	9,50	16,04	44,60
55,00	3,00	18,33	95,25	9,50	12,03	44,60

4.3.2 Segundo Estudo de Caso: avaliação da influência da espessura do banzo na capacidade de carga da diagonal

Em uma segunda análise, foram fixados os parâmetros d_o , d_i , t_i , com variação de t_o . Os dados apresentados na Tabela 4.3 permitem inferir que o aumento de t_o confere aumento do enrijecimento das diagonais; entretanto a variação não é tão significativa e que para espessura do banzo igual a 4,75 mm há uma redistribuição de tensões, levando à redução de carga.

Tabela 4.3 – Segundo Estudo de Caso

d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	d_o (mm)	t_o (mm)	d_o/t_o	P_1 (kN)
50,80	2,00	25,40	152,40	4,75	32,08	26,50
50,80	2,00	25,40	152,40	6,30	24,19	28,00
50,80	2,00	25,40	152,40	8,00	19,05	29,00
50,80	2,00	25,40	152,40	9,50	16,04	29,50

4.3.3 Terceiro Estudo de Caso: avaliação da influência da esbeltez da diagonal (d_i/t_i) em sua capacidade de carga

Como terceiro estudo de caso, avaliou-se a influência da esbeltez da seção tubular circular da diagonal comprimida (d_i/t_i) com a carga de início de escoamento no enrijecedor lateral (P_1). Os resultados apresentados na Tabela 4.4 mostram a diferença nos valores de carga (26,50 kN e 19,00 kN) para mesma esbeltez de 25,40; entretanto não se pode afirmar uma correlação direta entre as duas variáveis.

Tabela 4.4 – Terceiro Estudo de Caso

d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	d_o (mm)	t_o (mm)	d_o/t_o	P₁ (kN)
50,80	2,00	25,40	152,40	4,75	32,08	26,50
38,10	1,50	25,40	152,40	4,75	32,08	19,00

4.3.4 Quarto Estudo de Caso: avaliação da influência do diâmetro (d_o) e espessura (t_o) do banzo na carga de início de escoamento na parede do tubo (P_o)

Neste estudo, avaliou-se a carga de início de escoamento na parede do tubo do banzo, com a variação de perfis no banzo. Os resultados apresentados na Tabela 4.5 permitem afirmar que o diâmetro do banzo não tem influência significativa no valor da carga, mas a espessura é o fator determinante.

Para os casos em que as espessuras do banzo são iguais a 8,00 mm e 9,50 mm, não foi possível encontrar numericamente o valor da carga, haja vista que os outros elementos da ligação entram em colapso com alto carregamento aplicado. Para os dois casos, foi possível aplicar, no máximo, 91,00 kN em cada diagonal.

Tabela 4.5 – Quarto Estudo de Caso

d_o	t_o	d_o/t_o	P_o (kN)
70,00	4,75	14,74	43,00
114,30	4,75	24,06	42,50
152,40	4,75	32,08	41,00
70,00	6,30	14,11	65,50
114,30	6,30	18,14	65,00
152,40	6,30	24,19	64,00
80,96	8,00	14,29	-
152,40	8,00	19,05	-
95,25	9,50	12,03	-
152,40	9,50	16,04	-

4.3.5 Quinto Estudo de Caso: análise da influência do diâmetro da diagonal na capacidade de carga da chapa

Neste estudo, foram fixados os parâmetros t_0 , d_0 e t_i . Na Tabela 4.6, pode-se verificar que o aumento de d_i faz diminuir a resistência da chapa *gusset*, devido à maior área de contato entre os elementos.

Tabela 4.6 – Quinto Estudo de Caso

d_i (mm)	t_i (mm)	d_0 (mm)	t_0 (mm)	$h_{ch} \times b_{ch} \times t_{ch}$	P_{chapa} (kN)
30,00	3,00	152,40	4,75	120x120x8	42,00
45,00	3,00	152,40	4,75	120x120x8	38,00
50,80	3,00	152,40	4,75	120x120x8	37,00

4.3.6 Sexto Estudo de Caso: análise da influência da espessura do banzo na capacidade de carga da chapa

Neste estudo, foram mantidos constantes os valores de d_i , d_0 e t_i . Observa-se na Tabela 4.7 que o acréscimo da espessura do banzo (t_0) faz aumentar a carga de início de escoamento da chapa *gusset*. As maiores tensões no banzo ocorrem próximas à chapa e vão diminuindo à medida que se afasta dela, evidenciando o efeito localizado entre os dois elementos e a influência significativa que a espessura do banzo tem sobre a carga de início de escoamento na chapa *gusset* (Figura 4.3).

Os resultados mostrados na Tabela 4.7 correspondentes ao modelo numérico adotado no presente estudo, que considera o efeito de acoplamento entre o parafuso e chapa, necessitam de uma confirmação experimental do comportamento real da estrutura.

Tabela 4.7 – Sexto Estudo de Caso

d_i (mm)	t_i (mm)	d_0 (mm)	t_0 (mm)	$h_{ch} \times b_{ch} \times t_{ch}$	P_{chapa} (kN)
30,00	3,00	152,40	4,75	120x120x8	42,00
30,00	3,00	152,40	6,30	120x120x8	47,00
30,00	3,00	152,40	8,00	120x120x8	50,00
30,00	3,00	152,40	9,50	120x120x8	54,00

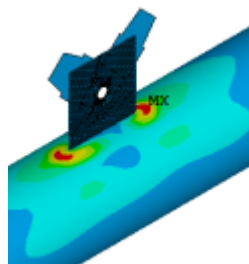


Figura 4.3 – Efeito localizado entre a chapa e o banzo

4.3.7 Considerações sobre os Estudos de Caso

A partir dos resultados obtidos nas análises numéricas exemplificados nos seis Estudos de Caso, verifica-se a influência da espessura do banzo (t_0) sobre a capacidade de carga de todos os elementos da ligação. Por este motivo, nos próximos tópicos deste capítulo, os resultados serão divididos por espessura adotada no banzo.

4.4 Análise teórica da flambagem elástica nas diagonais comprimidas

Com a finalidade de avaliar o efeito da excentricidade de carga devido ao achatamento enrijecido, serão utilizadas a fórmula da secante e a combinação de esforços axial e de flexão, segundo a NBR 8800:2008, para avaliar os valores de carga correspondentes à flambagem nas diagonais comprimidas. As cargas teóricas obtidas pelas duas formulações fornecem o carregamento que gera tensão máxima nas fibras localizadas na metade do comprimento da barra. Como foi comprovado no estudo de Mazon (2016), os valores de carga são menores do que a carga crítica determinada pela equação de Euler, que considera o carregamento centrado.

Com o uso da fórmula da secante (4.1), observa-se que não há possibilidade de isolamento da incógnita desejada (P). Por este motivo, utilizou-se como ferramenta a teste de hipóteses do Excel, que faz convergir a carga até que se atinja a tensão máxima nominal de 350 MPa, que ocorre nas fibras da metade da diagonal comprimida.

$$\sigma_{\text{máx}} = \frac{P}{A} \left[1 + \frac{e \cdot c}{r^2} \sec \left(\frac{L}{2 \cdot r} \sqrt{\frac{P}{EA}} \right) \right] \quad (4.1)$$

No presente estudo, utilizou-se o comprimento de barra constante de $L = 1.090$ mm, correspondente à distância de furo a furo da diagonal, o mesmo utilizado na treliça estudada por Mazon (2016), conforme Figura 4.4. Como a ligação é rotulada nas duas extremidades, o coeficiente de flambagem K é unitário. Todos os valores de carga encontrados pela fórmula da secante foram identificados como $P_{teo,1}$.

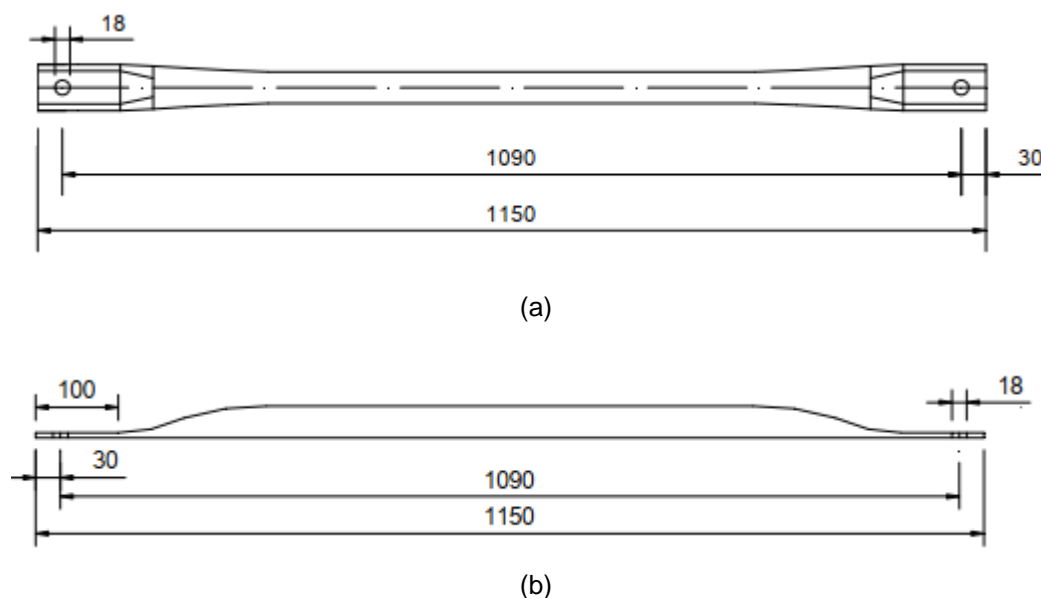


Figura 4.4 – Diagonais com extremidades achatadas enrijecidas. (a) Vista frontal, (b) Corte longitudinal na região dos furos. Valores em milímetros
Fonte: Adaptado de Mazon (2016)

Por outro lado, avalia-se também o efeito da excentricidade na diagonal comprimida, por meio da equação de interação (2.20) mostrada no capítulo 2. O valor da força axial resistente foi encontrado conforme procedimentos prescritos pela NBR 8800:2008 e descritos no capítulo 2. O momento fletor solicitante de cálculo é dado pelo produto entre a força axial solicitante e a excentricidade de carga somada à imperfeição inicial ($\delta_0 = L/500$). Já o momento resistente de cálculo é dado pelo produto do módulo plástico e a tensão de escoamento, minorado pelo coeficiente de ponderação de resistente conforme recomendação da NBR 8800:2008. O valor do momento solicitante $M_{z,Sd} = 0$. Deste modo, fazendo com que a equação de combinação de esforços seja igual a 1, a força normal solicitante fica escrita como:

$$N_{Sd} = \frac{9 \cdot N_{Rd} \cdot M_{Rd}}{9 \cdot M_{Rd} + 8 \cdot N_{Rd} (e + \delta_0)} \quad (4.2)$$

Os valores de carregamento fornecidos pela combinação de esforços foram identificados como $P_{teo,2}$.

A excentricidade de carga (e) considerada nas equações teóricas é função do diâmetro externo das diagonais (d_i). A distância é medida do centro geométrico da seção achatada enrijecida (S1, no Anexo A) até o centro da circunferência e é dada pela equação (Figura 4.5).

$$e = 0,427d_i \quad (4.3)$$

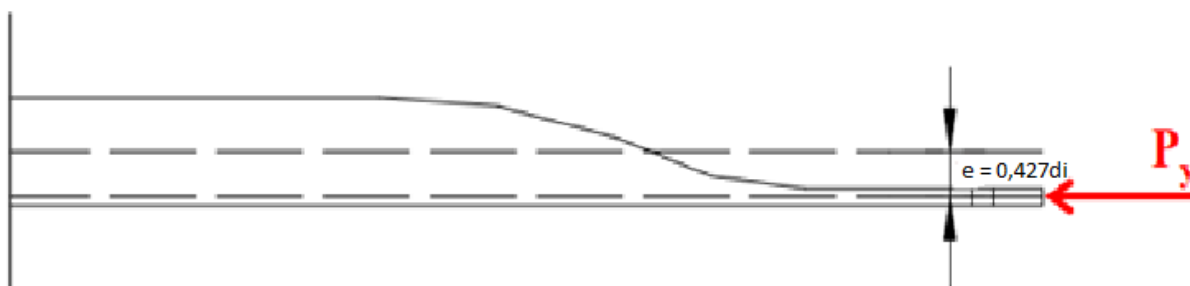


Figura 4.5 – Função da excentricidade de carga nas diagonais comprimidas
Fonte: Adaptado de Mazon (2016)

Os resultados serão mostrados e discutidos no tópico seguinte.

4.5 Análise da viabilidade de uso do enrijecedor lateral

O uso de enrijecedores laterais nas extremidades achatadas das diagonais, inovação proposta por Mazon (2016), tem como objetivo atenuar a mudança de seção transversal tubular circular para achatada na extremidade. Naquele estudo, foi verificado, para o caso específico T38,0x3,0 considerado nas diagonais, que o enrijecimento elimina a plastificação localizada e o colapso brusco na ligação, direcionando a falha por flambagem elástica na diagonal.

No presente estudo, a variação de seções geométricas nas diagonais permite a análise da viabilidade do uso do enrijecedor lateral, que é importante para definir os limites nos quais o enrijecimento elimina a plastificação na extremidade das diagonais e transfere para a falha para flambagem da barra. Os estudos foram feitos considerando a variação da esbeltez do tubo (KL/r), com comprimento constante $L =$

1090 mm, e da seção transversal (d_i/t_i). Para os dois casos, foram construídos gráficos onde se considerou nas ordenadas a relação entre a carga de flambagem pelos métodos teóricos da fórmula da secante e da combinação de esforços e carga de início de escoamento no enrijecedor lateral, obtida numericamente e identificada como P_y . Ressalta-se que, quando o valor da relação mencionada (P_{teo}/P_y) for maior do que 1, a carga de escoamento é menor que a de flambagem, caracterizando a falha por escoamento no enrijecedor lateral; caso contrário, falha por flambagem na barra.

Os resultados foram divididos nas Séries 1 e 2, que representam, respectivamente diagonais menos espessas ($t_i = 1,20$ mm) e mais espessas (espessuras máximas obtidas de forma que as diagonais sejam os elementos menos resistentes da ligação). As Tabelas 4.8 a 4.11, respectivamente para espessuras do banzo de 4,75 mm, 6,30 mm, 8,00 mm e 9,50 mm, foram usadas para elaborar os gráficos.

Tabela 4.8 – Tabela comparativa ($t_0 = 4,75$ mm)

Série	Dados geométricos e numéricos					Fórmula da secante			Combinação de esforços	
	d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	r (cm)	KL/r	P_y (kN)	$P_{teo,1}$ (kN)	$P_{teo,1}/P_y$	$P_{teo,2}$ (kN)	$P_{teo,2}/P_y$
Série 1	20,40	1,20	17,00	0,68	160,29	10,50	3,54	0,34	3,40	0,32
	25,40	1,20	21,17	0,86	126,74	12,40	5,84	0,47	6,08	0,49
	30,00	1,20	25,00	1,02	106,86	13,90	8,18	0,59	9,12	0,66
	31,75	1,20	26,46	1,08	100,93	14,00	9,11	0,65	10,28	0,73
	33,70	1,20	28,08	1,15	94,78	14,30	10,16	0,71	11,56	0,81
	34,92	1,20	29,10	1,19	91,60	14,70	10,82	0,74	12,36	0,84
	38,10	1,20	31,75	1,31	83,21	15,70	12,55	0,80	14,40	0,92
	41,27	1,20	34,39	1,42	76,76	16,20	14,29	0,88	16,40	1,01
	42,40	1,20	35,33	1,46	74,66	16,40	14,91	0,91	17,11	1,04
	44,45	1,20	37,04	1,53	71,24	16,70	16,03	0,96	18,37	1,10
	45,00	1,20	37,50	1,55	70,32	16,80	16,33	0,97	18,71	1,11
47,60	1,20	39,67	1,64	66,46	17,00	17,74	1,04	20,30	1,19	
Série 2	20,40	2,00	10,20	0,65	167,69	18,30	5,26	0,29	5,07	0,28
	25,40	2,25	11,29	0,82	132,93	23,30	9,71	0,42	10,17	0,44
	30,00	3,00	10,00	0,96	113,54	32,80	17,28	0,53	19,52	0,60
	31,75	3,00	10,58	1,02	106,86	33,60	19,45	0,58	22,40	0,67
	33,70	3,35	10,06	1,08	100,93	37,30	23,78	0,64	27,85	0,75
	34,92	3,35	10,42	1,12	97,32	37,50	25,52	0,68	30,04	0,80
	38,10	3,00	12,70	1,25	87,20	34,50	27,63	0,80	32,59	0,94
	41,27	3,00	13,76	1,36	80,15	34,70	31,81	0,92	37,55	1,08
	42,40	3,00	14,13	1,40	77,86	34,80	33,31	0,96	39,30	1,13
	44,45	3,00	14,82	1,47	74,15	35,20	36,03	1,02	42,46	1,21
	45,00	3,00	15,00	1,49	73,15	35,40	36,76	1,04	43,30	1,22
	47,60	2,65	17,96	1,59	68,55	32,40	36,22	1,12	42,33	1,31
	48,30	2,65	18,23	1,62	67,28	32,50	37,05	1,14	43,27	1,33
	50,80	2,65	19,17	1,70	64,12	32,80	39,99	1,22	46,59	1,42
	55,00	2,25	24,44	1,87	58,29	30,20	38,86	1,29	44,84	1,48

Tabela 4.9 – Tabela comparativa ($t_o = 6,30$ mm)

Série	Dados geométricos e numéricos					Fórmula da secante			Combinação de esforços	
	d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	r (cm)	KL/r	P_y (kN)	$P_{teo,1}$ (kN)	$P_{teo,1}/P_y$	$P_{teo,2}$ (kN)	$P_{teo,2}/P_y$
Série 1	20,40	1,20	17,00	0,68	160,29	10,60	3,54	0,33	3,40	0,32
	25,40	1,20	21,17	0,86	126,74	12,60	5,84	0,46	6,08	0,48
	30,00	1,20	25,00	1,02	106,86	14,10	8,18	0,58	9,12	0,65
	31,75	1,20	26,46	1,08	100,93	14,70	9,11	0,62	10,28	0,70
	33,70	1,20	28,08	1,15	94,78	15,00	10,16	0,68	11,56	0,77
	34,92	1,20	29,10	1,19	91,60	15,20	10,82	0,71	12,36	0,81
	38,10	1,20	31,75	1,31	83,21	16,00	12,55	0,78	14,40	0,90
	41,27	1,20	34,39	1,42	76,76	16,60	14,29	0,86	16,40	0,99
	42,40	1,20	35,33	1,46	74,66	16,80	14,91	0,89	17,11	1,02
	44,45	1,20	37,04	1,53	71,24	17,10	16,03	0,94	18,37	1,07
	45,00	1,20	37,50	1,55	70,32	17,30	16,33	0,94	18,71	1,08
	47,60	1,20	39,67	1,64	66,46	17,50	17,74	1,01	20,30	1,16
	Série 2	20,40	2,00	10,20	0,65	167,69	18,50	5,26	0,28	5,07
25,40		2,25	11,29	0,82	132,93	23,70	9,71	0,41	10,17	0,43
30,00		3,00	10,00	0,96	113,54	34,10	17,28	0,51	19,52	0,57
31,75		3,00	10,58	1,02	106,86	34,90	19,45	0,56	22,40	0,64
33,70		3,35	10,06	1,08	100,93	40,10	23,78	0,59	27,85	0,69
34,92		3,35	10,42	1,12	97,32	40,20	25,51	0,63	30,04	0,75
38,10		3,35	11,37	1,23	88,62	40,90	30,09	0,74	35,68	0,87
41,27		3,35	12,32	1,35	80,74	41,20	34,72	0,84	41,21	1,00
42,40		3,35	12,66	1,39	78,42	41,30	36,38	0,88	43,16	1,05
44,45		3,35	13,27	1,46	74,66	41,50	39,40	0,95	46,68	1,12
45,00		3,35	13,43	1,48	73,65	41,70	40,22	0,96	47,61	1,14
47,60		3,00	15,87	1,58	68,99	38,00	40,22	1,06	47,25	1,24
48,30		3,00	16,10	1,61	67,70	38,20	41,15	1,08	48,31	1,26
50,80		3,00	16,93	1,69	64,50	39,00	44,48	1,14	52,07	1,34
55,00		2,65	20,75	1,85	58,92	37,00	44,93	1,21	52,12	1,41

Tabela 4.10 – Tabela comparativa ($t_0 = 8,00$ mm)

Série	Dados geométricos e numéricos					Fórmula da secante			Combinação de esforços	
	d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	r (cm)	KL/r	P_y (kN)	$P_{teo,1}$ (kN)	$P_{teo,1}/P_y$	$P_{teo,2}$ (kN)	$P_{teo,2}/P_y$
Série 1	20,40	1,20	17,00	0,68	160,29	10,70	3,54	0,33	3,40	0,32
	25,40	1,20	21,17	0,86	126,74	12,70	5,84	0,46	6,08	0,48
	30,00	1,20	25,00	1,02	106,86	14,00	8,18	0,58	9,12	0,65
	31,75	1,20	26,46	1,08	100,93	14,20	9,11	0,64	10,28	0,72
	33,70	1,20	28,08	1,15	94,78	14,80	10,16	0,69	11,56	0,78
	34,92	1,20	29,10	1,19	91,60	15,10	10,82	0,72	12,36	0,82
	38,10	1,20	31,75	1,31	83,21	15,70	12,55	0,80	14,40	0,92
	41,27	1,20	34,39	1,42	76,76	16,60	14,29	0,86	16,40	0,99
	42,40	1,20	35,33	1,46	74,66	16,80	14,91	0,89	17,11	1,02
	44,45	1,20	37,04	1,53	71,24	17,40	16,03	0,92	18,37	1,06
	45,00	1,20	37,50	1,55	70,32	17,50	16,33	0,93	18,71	1,07
	47,60	1,20	39,67	1,64	66,46	17,80	17,74	1,00	20,30	1,14
	Série 2	20,40	2,00	10,20	0,65	167,69	18,70	5,26	0,28	5,07
25,40		2,25	11,29	0,82	132,93	24,25	9,71	0,40	10,17	0,42
30,00		3,00	10,00	0,96	113,54	35,00	17,28	0,49	19,52	0,56
31,75		3,00	10,58	1,02	106,86	35,20	19,45	0,55	22,40	0,64
33,70		3,35	10,06	1,08	100,93	40,80	23,78	0,58	27,85	0,68
34,92		3,35	10,42	1,12	97,32	41,00	25,51	0,62	30,04	0,73
38,10		3,75	10,16	1,22	89,34	46,80	32,72	0,70	39,03	0,83
41,27		3,75	11,01	1,33	81,95	47,60	37,86	0,80	45,20	0,95
42,40		3,75	11,31	1,37	79,56	47,80	39,71	0,83	47,38	0,99
44,45		3,35	13,27	1,46	74,66	43,90	39,40	0,90	46,68	1,06
45,00		3,35	13,43	1,48	73,65	44,00	40,22	0,91	47,61	1,08
47,60		3,35	14,21	1,57	69,43	44,50	44,06	0,99	52,02	1,17
48,30		3,35	14,42	1,59	68,55	44,70	45,09	1,01	53,20	1,19
50,80	3,35	15,16	1,68	64,88	45,10	48,79	1,08	57,40	1,27	
55,00	3,00	18,33	1,84	59,24	43,00	50,05	1,16	58,32	1,36	

Tabela 4.11 – Tabela comparativa ($t_0 = 9,50$ mm)

Série	Dados geométricos e numéricos					Fórmula da secante			Combinação de esforços	
	d_i (mm)	t_i (mm)	d_i/t_i	r (cm)	KL/r	P_y (kN)	$P_{teo,1}$ (kN)	$P_{teo,1}/P_y$	$P_{teo,2}$ (kN)	$P_{teo,2}/P_y$
Série 1	20,40	1,20	17,00	0,68	160,29	10,90	3,54	0,32	3,40	0,31
	25,40	1,20	21,17	0,86	126,74	12,90	5,84	0,45	6,08	0,47
	30,00	1,20	25,00	1,02	106,86	14,20	8,18	0,58	9,12	0,64
	31,75	1,20	26,46	1,08	100,93	14,40	9,11	0,63	10,28	0,71
	33,70	1,20	28,08	1,15	94,78	15,10	10,16	0,67	11,56	0,77
	34,92	1,20	29,10	1,19	91,60	15,70	10,82	0,69	12,36	0,79
	38,10	1,20	31,75	1,31	83,21	16,10	12,55	0,78	14,40	0,89
	41,27	1,20	34,39	1,42	76,76	17,00	14,29	0,84	16,40	0,96
	42,40	1,20	35,33	1,46	74,66	17,30	14,91	0,86	17,11	0,99
	44,45	1,20	37,04	1,53	71,24	17,60	16,03	0,91	18,37	1,04
45,00	1,20	37,50	1,55	70,32	17,70	16,33	0,92	18,71	1,06	
47,60	1,20	39,67	1,64	66,46	18,10	17,74	0,98	20,30	1,12	
Série 2	20,40	2,00	10,20	0,65	167,69	18,90	5,26	0,28	5,07	0,27
	25,40	2,25	11,29	0,82	132,93	24,40	9,71	0,40	10,17	0,42
	30,00	3,00	10,00	0,96	113,54	35,30	17,28	0,49	19,52	0,55
	31,75	3,00	10,58	1,02	106,86	35,60	19,45	0,55	22,40	0,63
	33,70	3,35	10,06	1,08	100,93	41,30	23,78	0,58	27,85	0,67
	34,92	3,35	10,42	1,12	97,32	41,70	25,51	0,61	30,04	0,72
	38,10	3,75	10,16	1,22	89,34	48,00	31,19	0,65	39,03	0,81
	41,27	3,75	11,01	1,33	81,95	48,80	37,86	0,78	45,20	0,93
	42,40	3,75	11,31	1,37	79,56	49,20	39,71	0,81	47,38	0,96
	44,45	3,75	11,85	1,45	75,17	49,40	43,06	0,87	51,31	1,04
	45,00	3,75	12,00	1,46	74,66	49,50	43,97	0,89	52,36	1,06
	47,60	3,75	12,69	1,56	69,87	49,70	48,24	0,97	57,29	1,15
	48,30	3,75	12,88	1,58	68,99	50,00	49,39	0,99	58,61	1,17
	50,80	3,35	15,16	1,68	64,88	45,80	48,79	1,07	57,40	1,25
	55,00	3,00	18,33	1,84	59,24	44,00	50,05	1,14	58,32	1,33

Observando os resultados fornecidos pelas Tabelas 4.8 – 4.11, observa-se que, para espessura do banzo igual a 4,75 mm, a flambagem ocorre para os perfis de diâmetros até 45,00 mm e 42,40 mm, pela fórmula da secante, para as Séries 1 e 2, respectivamente, e até 38,10 mm, pela combinação de esforços, nas duas séries.

Para a espessura do banzo igual a 6,30 mm, a flambagem ocorre para diâmetros até 45,00 mm, nas duas séries, pela fórmula da secante e até 41,27 mm e 38,10 mm, nas Séries 1 e 2, respectivamente, pela combinação de esforços.

Quando a espessura do banzo vale 8,00 mm, a flambagem ocorre para diâmetros até 45,00 mm e 47,60 mm, nas Séries 1 e 2, respectivamente, pela fórmula da secante, e

para diâmetros até 41,27 mm e 42,40 mm, nas Séries 1 e 2, respectivamente, pela combinação de esforços.

Para a espessura do banzo igual a 9,50 mm, a flambagem ocorre para diâmetros até 47,60 mm e 48,30 mm, nas Séries 1 e 2, respectivamente, pela fórmula da secante, e pela combinação de esforços, ocorre para diâmetros até 45,00 mm, para as duas séries.

De acordo com esses dados, observa-se que a fórmula da secante apresenta resultados mais conservadores, por tratar-se de uma equação teórica e sem validação experimental, em detrimento da combinação de esforços, que utiliza curvas de flambagem que apresentam o real comportamento das barras sob compressão.

Para a elaboração dos gráficos, os valores em que a relação P_{teo}/P_y forem maiores ou iguais a 1, considerou-se que $P_{teo}/P_y = 1$, para identificar os pontos onde os modos de falha ocorrem simultaneamente.

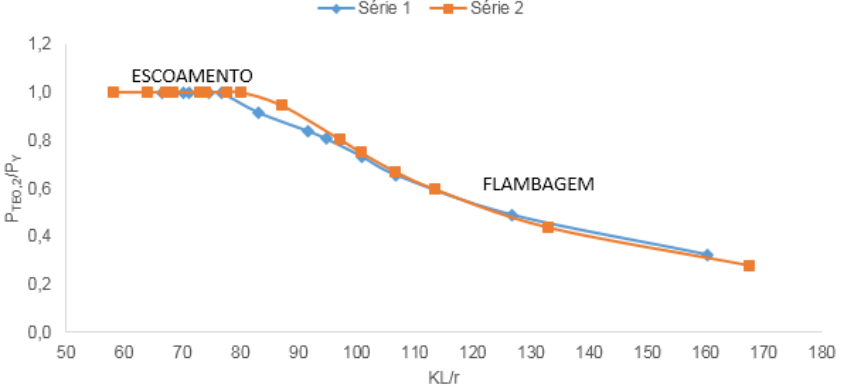
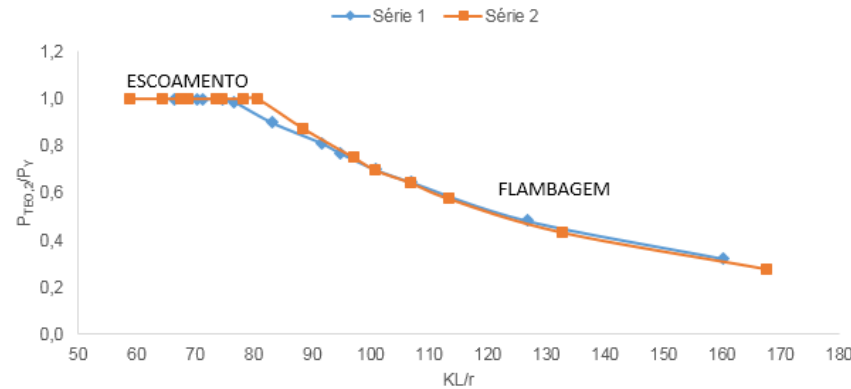
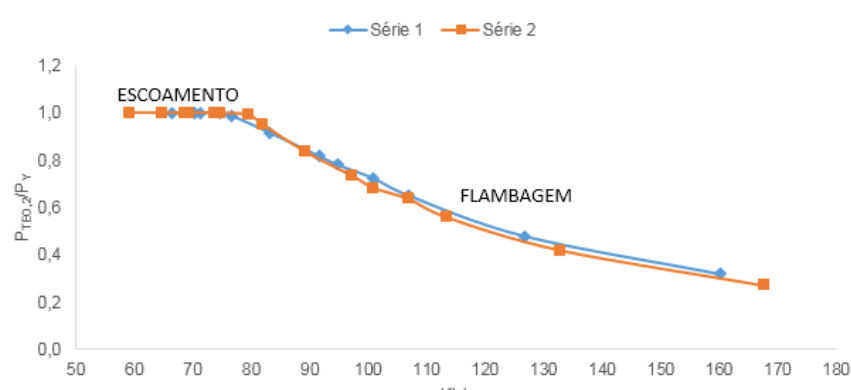
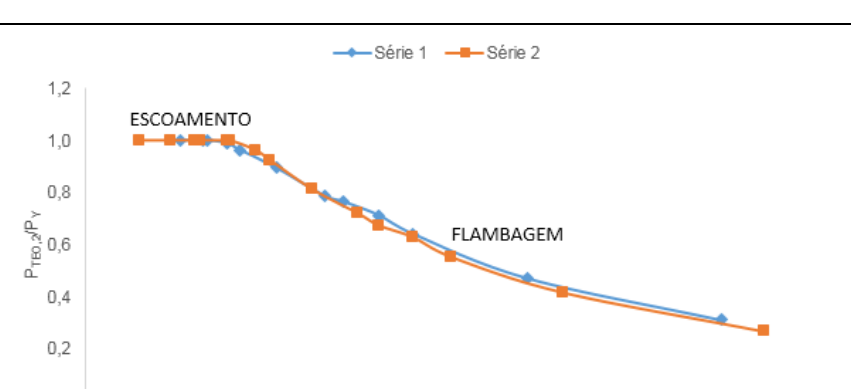
4.5.1 Análise da viabilidade considerando a esbeltez do tubo das diagonais

Os Quadros 4.5 e 4.6 mostram a comparação entre as análises numéricas e as teóricas considerando a variação da esbeltez do tubo (KL/r), respectivamente para a Fórmula da Secante e para a Combinação de Esforços.

Quadro 4.5 – Comparação $P_{te0,1}/P_y$ x KL/r (Fórmula da Secante)

Gráficos	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50

Quadro 4.6 – Comparação $P_{te0,2}/P_y$ x KL/r (Combinação de Esforços)

Gráficos	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50

Por meio dos gráficos dos Quadros 4.5 e 4.6, foi possível determinar o valor em que ocorrem simultaneamente a flambagem e o escoamento no enrijecedor em cada série. Os dados estão descritos na Tabela 4.12.

Tabela 4.12 – Valores limites de esbeltez do tubo (KL/r)

t_o (mm)	Fórmula da secante		Combinação de esforços	
	Série 1	Série2	Série 1	Série2
	KL/r	KL/r	KL/r	KL/r
4,75	67	74	77	80
6,30	66	69	76	81
8,00	66	69	74	79
9,50	-	65	74	75

4.5.2 Análise da viabilidade considerando a esbeltez da seção das diagonais

Quando se avaliam os limites de falha considerando a variação de esbeltez da seção transversal das diagonais (d_i/t_i), resultados satisfatórios foram obtidos considerando as curvas divididas por espessura (t_i).

Os Quadros 4.7 e 4.8 mostram a comparação entre as análises numéricas e as teóricas considerando a variação da esbeltez da seção (d_i/t_i), respectivamente para a Fórmula da Secante e para a Combinação de Esforços. Foram considerados todos os dados da Série 1 e na Série 2, foram obtidas as curvas em função da espessura mais frequente, para cada espessura considerada no banzo. Para espessura do banzo igual a 4,75 mm, a espessura da diagonal mais frequente foi de 3,00 mm; para espessura do banzo iguais a 6,30 mm e a 8,00 mm, a espessura da diagonal mais frequente foi de 3,35 mm; e para espessura do banzo de 9,50 mm, a espessura mais frequente nas diagonais foi de 3,75 mm.

Como os gráficos mostrados nos Quadros 4.7 e 4.8 foram divididos por espessura da diagonal, o parâmetro influente para determinar os limites em que ocorrem os modos de falha é o diâmetro da diagonal, cujos gráficos serão mostrados no subtópico 4.5.3.

Quadro 4.7 – Comparação $P_{te0,1}/P_y$ x d_i/t_i (Fórmula da Secante)

Gráficos	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50

Quadro 4.8 – Comparação $P_{teo,2}/P_y$ x d/t_i (Combinação de Esforços)

Gráficos	t_0 (mm)
<p>Gráfico para $t_0 = 4,75$ mm. O eixo horizontal é d/t_i (10,0 a 40,0) e o eixo vertical é $P_{teo,2}/P_y$ (0,0 a 1,2). Duas séries são mostradas: $t_i = 1,20$ mm (linha azul com losangos) e $t_i = 3,0$ mm (linha laranja com quadrados). A série de 3,0 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 13,5$. A série de 1,20 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 35,0$.</p>	4,75
<p>Gráfico para $t_0 = 6,30$ mm. O eixo horizontal é d/t_i (10,0 a 40,0) e o eixo vertical é $P_{teo,2}/P_y$ (0,0 a 1,2). Duas séries são mostradas: $t_i = 1,20$ mm (linha azul com losangos) e $t_i = 3,35$ mm (linha laranja com quadrados). A série de 3,35 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 13,5$. A série de 1,20 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 35,0$.</p>	6,30
<p>Gráfico para $t_0 = 8,00$ mm. O eixo horizontal é d/t_i (10,0 a 40,0) e o eixo vertical é $P_{teo,2}/P_y$ (0,0 a 1,2). Duas séries são mostradas: $t_i = 1,20$ mm (linha azul com losangos) e $t_i = 3,35$ mm (linha laranja com quadrados). A série de 3,35 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 13,5$. A série de 1,20 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 35,0$.</p>	8,00
<p>Gráfico para $t_0 = 9,50$ mm. O eixo horizontal é d/t_i (10,0 a 40,0) e o eixo vertical é $P_{teo,2}/P_y$ (0,0 a 1,2). Duas séries são mostradas: $t_i = 1,20$ mm (linha azul com losangos) e $t_i = 3,75$ mm (linha laranja com quadrados). A série de 3,75 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 13,5$. A série de 1,20 mm atinge 1,0 em $d/t_i \approx 35,0$.</p>	9,50

4.5.3 Análise da viabilidade considerando o diâmetro da diagonal

Quadro 4.9 – Comparação $P_{Teo,i}/P_y$ x d_i (Fórmula da Secante)

Gráficos	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50

Quadro 4.10 – Comparação $P_{te0,2}/P_y$ x d_i (Combinação de Esforços)

Gráficos	t_0 (mm)
	4,75
	6,30
	8,00
	9,50

O aumento do diâmetro externo da diagonal implica mudança mais brusca de área e de inércia da seção transversal, isto é, a influência do achatamento é maior. A Figura 4.6 ilustra a variação de seção transversal para diâmetros de diagonais iguais a 20,40 mm e 55,00 mm, correspondentes aos valores extremos utilizados nas análises numéricas.

Por meio dos gráficos dos Quadros 4.5 e 4.6, foi possível determinar o valor em que ocorrem simultaneamente a flambagem e o escoamento no enrijecedor em cada série. Os dados estão descritos na Tabela 4.13.

Tabela 4.13 – Valores limites diâmetro externo das diagonais (d_i)

t_o (mm)	Fórmula da secante		Combinação de esforços	
	Série 1 d_i (mm)	Série2 d_i (mm)	Série 1 d_i (mm)	Série2 d_i (mm)
4,75	47,60	45,00	41,27	41,27
6,30	48,30	47,60	41,27	41,27
8,00	48,30	48,30	42,40	42,40
9,50	-	50,80	44,45	44,45

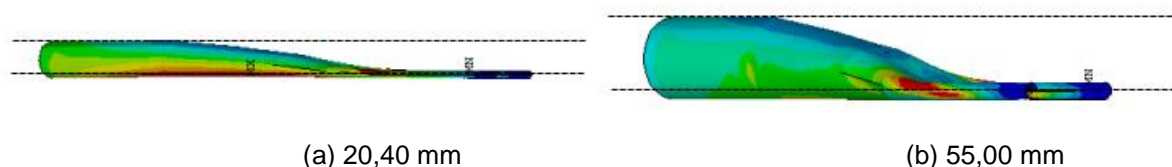


Figura 4.6 – Influência do achatamento. (a) Diâmetro da diagonal de 20,40 mm; (b) Diâmetro da diagonal de 55,00 mm

4.5.4 Considerações sobre os resultados numéricos e teóricos

Considerando os dados completos fornecidos pelas comparações numéricas e teóricas do método da Combinação de esforços, que representa o comportamento real da estrutura e o mais utilizado em normas de dimensionamento, fornecidos nas Tabelas 4.12 e 4.13, verifica-se a influência pouco significativa da espessura do banzo nos resultados dos modos de falha atuantes nas diagonais comprimidas. O comportamento das duas séries analisadas são similares. Deste modo, adotando valores mais conservadores de diâmetro externo ($d_i = 41,27$ mm) e de esbeltez do tubo ($KL/r = 74$), no Quadro 4.11, está especificado o dimensionamento de diagonais

com extremidades achatadas enrijecidas, pelos modos de falha na extremidade da ligação (escoamento no enrijecedor lateral e flambagem nas barras comprimidas). O dimensionamento é válido para comprimento do achatamento de 100 mm, comprimento da barra de 1.090 mm e chapa 120 mm x 120 mm x 8 mm.

O valor da área bruta (A) onde ocorre o início de escoamento no enrijecedor lateral corresponde à área da Seção S1 (em Anexo) e é dada por:

$$A = d_i \cdot t_i (0,315\pi + 2,382) \quad (4.4)$$

Sendo:

d_i : diâmetro externo das diagonais; e

t_i : espessura das diagonais.

O valor da área líquida efetiva da seção (A_e) é dada pelo produto da área líquida (A_n) pelo coeficiente de redução de área (C_t):

$$A_e = C_t \cdot t \cdot [b - (d_b + 3,5)] \quad (4.5)$$

Sendo:

t : espessura da parte ligada;

d_b : diâmetro do parafuso; e

C_t : coeficiente de redução de área, igual a 1, para o caso analisado no presente estudo.

Quadro 4.11 - Dimensionamento da diagonal comprimida

Validações geométricas		
Comprimento da diagonal	Achatamento	Dimensões da chapa
Diagonal comprimida		
		Flexocompressão
		$\frac{N_{Sd}}{N_{Rd}} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_{x,Sd}}{M_{x,Rd}} + \frac{M_{y,Sd}}{M_{y,Rd}} \right) \leq 1,0$
		Validade
		$d_i < 41,27 \text{ mm ou } KL/r > 74$
		Escoamento
		$N_{t,Rd} = \frac{A_g}{\gamma_{a1}}$
		Validade
		$d_i \geq 41,27 \text{ mm ou } KL/r \leq 74$
Legenda		
$N_{t,Rd}$	capacidade resistente ao escoamento da seção bruta	
$N_{c,Rd} = \frac{Q \cdot \chi \cdot A_g \cdot f_y}{\gamma_{a1}}$	capacidade resistente à compressão	
$M_{x,Rd} = \frac{Z \cdot f_y}{\gamma_{a1}}$	momento fletor resistente	
$M_{x,Sd} = N_{Sd}(e + \delta_0)$	momento fletor solicitante em x	
$M_{y,Sd} = 0$	momento fletor solicitante em y	
Q	coeficiente de flambagem local	
χ	coeficiente de flambagem global	
Z	módulo plástico	
A_g	área bruta da seção transversal	
γ_{a1}	coeficiente de ponderação	
d_i	diâmetro externo da diagonal	
K	coeficiente de flambagem	
L	comprimento de flambagem	
e	excentricidade da ligação	
δ_0	imperfeição inicial	

*Observar o escoamento na área bruta da extremidade achatada enrijecida e da seção circular

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Pesquisas que envolvem o estudo de ligações treliçadas que utilizam chapas *gusset* são crescentes devido ao baixo custo, facilidade de montagem e fabricação. Entretanto, os engenheiros estruturais devem atentar-se ao fato do surgimento de excentricidades geradas na ligação, que diminuem consideravelmente a capacidade de carga da estrutura e o surgimento de plastificação e deformações excessivas nos elementos com extremidades achatadas, como foi confirmado no estudo de Mazon (2016) e em outras pesquisas.

No presente estudo, foram realizadas análises paramétricas numéricas em linguagem APDL, por meio do *software* ANSYS. O objetivo principal da pesquisa foi a verificação dos modos de falha possíveis nos nós e nas barras das diagonais comprimidas com extremidades achatadas enrijecidas e as faixas em que eles acontecem. Para isso, a chapa *gusset* e o banzo permaneceram enrijecidos, isto é, a falha sempre foi direcionada para as diagonais. Foram feitos seis estudos de caso para investigar a influência dos parâmetros avaliados nas análises numéricas: diâmetro e espessura das diagonais e do banzo.

Os estudos de caso realizados na pesquisa permitiram concluir que para um perfil específico considerado para o banzo, a variação dos perfis nas diagonais comprimida e tracionada não alteram sua capacidade de carga; a espessura do banzo é mais significativa na sua capacidade de carga do que o diâmetro; o diâmetro do banzo não tem influência na capacidade de carga das diagonais, e a espessura tem influência pouco significativa. O espraio de tensões na chapa *gusset* expande-se na direção inferior esquerda, onde se localiza o ponto a 8,0 mm do furo considerado nas análises numéricas, levando-a a um comportamento estrutural diferente dos outros elementos da ligação. A capacidade de carga da chapa *gusset* variou em função das

diferentes geometrias consideradas para o nó de ligação. O aumento da espessura do banzo implica aumento de enrijecimento da chapa, devido ao efeito localizado gerado entre a ligação chapa-banzo.

Nas análises paramétricas numéricas, foram observados dois possíveis modos de falha nos nós de ligação: início de escoamento no enrijecedor lateral (predominante) e ovalização do furo (nas diagonais tracionadas, a partir do diâmetro externo igual a 44,45 mm, quando a espessura do banzo é igual a 8,00 mm e a partir do diâmetro externo igual a 47,60 mm, quando a espessura do banzo é igual a 9,50 mm). O comportamento estrutural das diagonais são semelhantes, porém a diagonal tracionada apresenta carga numérica de início de escoamento menor ou igual à da diagonal comprimida.

A comparação feita entre as cargas de início de escoamento no enrijecedor lateral das diagonais comprimidas com as cargas de flambagem elástica na metade do comprimento delas permitiram criar faixas mais conservadoras onde cada modo de falha predomina. Considerando a combinação de esforços, método que considera o comportamento real de barras à compressão, por meio de curvas experimentais, para os perfis da Série 1, a transferência ocorre para esbeltezes do tubo das diagonais (KL/r) aproximadamente iguais ou superiores a 74. Nos perfis da Série 2, os valores aproximados de esbeltezes do tubo são 75. A fórmula da secante fornece a predominância da flambagem para esbeltezes a partir de 66 para Série 1 e 65 para Série 2. Alguns valores não foram extraídos dos gráficos devido à limitação de perfis utilizados na Série 1.

Os resultados obtidos em função da esbeltez da seção transversal das diagonais (d_i/t_i) foram satisfatórios para curvas divididas por espessura adotada nelas. Desta maneira, o diâmetro externo das diagonais foram variáveis consideradas para especificação dos limites em que os modos de falha nas diagonais comprimidas. A combinação de esforços determina a predominância da flambagem para diâmetros iguais ou inferiores a 41,27 mm, de modo mais conservador, nas duas séries. Do mesmo modo, a fórmula da secante fornece a predominância da flambagem para diâmetros a iguais ou inferiores a 47,60 mm, na Série 1 e 45,00 mm na Série 2. No dimensionamento

proposto no presente estudo, foram considerados os resultados fornecidos pela combinação de esforços, que é usado em normas técnicas.

Com os dados apresentados, permite-se afirmar que a mudança de área e inércia da seção transversal devido ao achatamento é mais brusca quando considerados diâmetros externos maiores. Verifica-se que o acréscimo do diâmetro aumenta o distanciamento entre as cargas de flambagem elástica pelos dois métodos teóricos, evidenciando a influência do achatamento.

Para fins de observação, as cargas de início de escoamento na parede do tubo dos banzos de espessuras iguais a 6,30, 8,00 e 9,50 mm é muito maior em relação aos outros elementos da ligação; logo, em função da capacidade de carga da chapa *gusset* e das diagonais circulares tubulares com extremidades achatadas enrijecidas nas análises realizadas, é satisfatório e econômico adotar espessura do banzo igual a 4,75 mm.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para a continuidade da pesquisa acerca do tipo de ligação estudada, propõe-se:

- Avaliar a influência e os modos de falha presentes nos elementos da ligação variando-se a geometria da chapa *gusset*;
- Utilizar extremidades com achatamento plano comumente utilizado para verificar o comportamento estrutural da ligação;
- Realizar análises experimentais para fins de comparação com as análises numéricas e teóricas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Andrade, S. A. L., Vellasco, P. C. G. S., Silva, J. G. S., Lima, L. R. O., D'Este, A. V. (2005). Tubular space trusses with simple and reinforced end-flattened nodes – an overview and experiments. **Journal of Constructional Steel Research**, 61, p. 1025–1050.

Araújo, A. H. M., Sarmanho, A. M., Batista, E. M., Requena, J. A. V., Fakury, R. H., Pimenta, R. J. **Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço**. Ed. do autor. Belo Horizonte, 2016.

Arco Editorial Ltda. **Arco Web**. 200? <<http://www.arcoweb.com.br>>. Acesso em: 11 Abr. 2019.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, 2008.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16239**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares. Rio de Janeiro, 2013.

Bezerra, L. M., Freitas, C. A. S., Matias, W. T., Nagato, Y., (2009). Increasing load capacity of steel space trusses with end-flattened connections. **Journal of Constructional Steel Research**, 65, p.2197-2206.

Dundu, M. (2014). Effect of flattening circular hollow sections in truss and dome structures. **Thin-Walled Structures**. 80: 57-65.

Forth Bridges Visitors Centre Trust. **Forth Bridges Visitor Centre Trust**. s.d. <<http://www.forthbridges.org.uk/railbridgemain.htm>>. Acesso em: 11 Abr. 2019.

Freitas, C. A. S., Bezerra, L. M., Silva, R. L. Y. C. (2011). Numerical and Experimental Study of Steel Space Truss with Stamped Connection. **Journal of Civil Engineering and Architecture**, vol. 5, no. 6, p. 494-504.

Hibbeler, R. C. (2009). **Resistência dos Materiais**. Pearson.

Kotšmíd, S., Beno, P., Kozak, D., Królczyk, G. Methodology for the computation of critical buckling force at steel tubes with flattened ends. In: **7th International Scientific and Expert Conference**, 2015, Belgrade. Belgrade, 2015.

Kotšmíd, S., Kuo, C-H., Beno, P. (2017). Buckling loads for steel tube with flattened ends. **Archive of Applied Mechanics**, vol. 87, p. 949-960.

Kotšmíd, S., Kuo, C-H., Beno, P. (2016). Determination of Critical Load in a Nonuniform Circular Steel Column under the Eccentric Axial Load. **Mathematical Problems in Engineering**, vol 2016, p. 1-9.

Lameiras, C. L. R. (2008). **Estudos de nós soldados tipo K de treliças planas constituídas por seções tubulares circulares de aço.**

Magalhães, J. R. M. (1996). **Sobre o projeto e a construção de estruturas metálicas espaciais.** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

Maiola, C. H. (1999). **Análise teórica e experimental de treliças metálicas espaciais constituídas por barras com extremidades estampadas.** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

Malite, M., Maiola, C. H., Gonçalves, R. M., Souza, A. C. (2001). Experimental Analysis of the Structural Performance of Space Trusses Commonly Used in Brazil. **International Journal of Space Structures**, vol.16, nº 4, p.253-260.

Mazon, A. M. O. (2016). **Análise de sistemas treliçados com barras de extremidades achatadas enrijecidas.** Tese de doutorado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Mazon, A. M. O., Sarmanho, A., Nunes, G., Roquete, L., Neiva, L. H., Souza, F. (2018). Numerical analysis of truss systems with stiffened flattened end-bars. **Latin American Journal of Solids and Structures**. p. 1-32.

Minchillo, D. G. V. (2011). **Estudo de ligações pinadas com chapa de topo para aplicações em estruturas metálicas treliçadas tubulares planas.** Tese de doutorado. Universidade Estadual de Campinas.

Mistakidis, E. S., Tsiogas, S. V. (2003). Failure modes of circular hollow members with flattened edges. **Journal of Constructional Steel Research**, vol 59, p. 1573-1592.

Nunes, G. V. (2012). **Análise numérica paramétrica de ligações tipo "T", "K" e "KT" compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular.** Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Requena, J. A. V., Vieira, R. C., Júnior, N. O. P. (2008). CHS multi-planar trusses analyses. Theoretical and Experimental Analyses for use as purlins. **Eurosteel**, Graz, Austria, p. 1767-1772.

Rosa, Y. R. S. (2001). **Comportamento de estruturas espaciais metálicas com nós de ligação do tipo ponta amassada.** Dissertação de mestrado. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Samarra, F. A., Requena, J. A. V., Junior, N. O. P. (2012). Análise numérica-experimental de treliças tubulares planas para coberturas padronizadas para grandes vãos. **Revista Escola de Minas**, vol. 64, p. 459-466.

Sampaio, T. S. (2004). **Análise numérica, via MEF, de ligações em treliças metálicas espaciais.** Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

Sepúlveda, B. D. G. (2013). **Influência das ligações no dimensionamento das estruturas tubulares circulares de aço treliçadas**. Dissertação de mestrado. Universidade Estadual de Campinas.

Silva, K. C. (1999). **Análise teórico-experimental de barras comprimidas em estruturas metálicas espaciais**. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto.

Silva, C. S. C. C. (2014). **Estudo de ligações pinadas com chapa de topo para aplicações em estruturas metálicas treliçadas tubulares multiplanares**. Dissertação de mestrado. Universidade Estadual de Campinas.

Souza, A. S. C. (1998). **Contribuição ao estudo das estruturas metálicas espaciais**. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

Souza, A. S. C.; Gonçalves, R. M. (2005). Mechanism of Collapse of Space Trusses with Steel Hollow Circular Bars with Flattened Ends. **International Journal of Space Structures**, v. 20, n. 4, p. 201–209.

Souza, A. S. C., Gonçalves, R. M., Nardin, S., Calado, L. (2008). A Strategy of Numerical Analysis of Space Truss Connections with Stamped Bar Ends. **International Journal of Space Structures**, vol. 23, p. 143-152.

Souza, A. S. C., Gonçalves, R. M., Maiola, C. H., Malite, M. (2002). Theoretical Analysis of the Structural Performance of Space Trusses Commonly Used in Brazil. **International Journal of Space Structures**, vol.18, nº 3, p.167-179.

Souza, A. S. C. (2003). **Análise teórica e experimental de treliças espaciais**. Tese de doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

Vendrame, A. M. (1999). **Contribuição ao estudo das cúpulas treliçadas utilizando elementos tubulares em aço**. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

ANEXO A

As coordenadas das seções transversais S1 a S5 (Figura A.1) foram definidas por Mazon (2016) por meio do diâmetro externo considerado e da coordenada z.

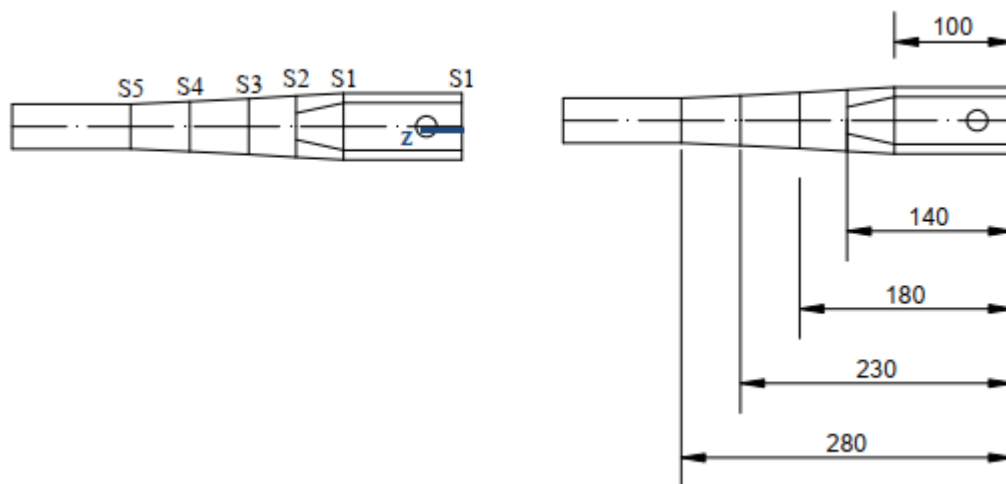


Figura A.1 – Coordenadas das seções transversais
Fonte: Mazon (2016)

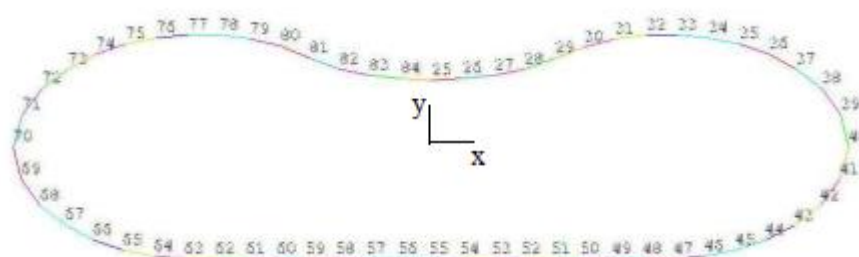
A.1 Seção 1 (S1)



Seção 1 (S1) - (z = 0 e 100mm)		
Pontos	x (mm)	y (mm)
1 e 13	$0*d$	$0*d$
2 e 14	$0,543*d$	$0*d$
3 e 15	$0,648*d$	$0,105*d$
4 e 16	$0,753*d$	$0*d$
5 e 17	$0,648*d$	$0,105*d$
6 e 18	$0,543*d$	$0,105*d$
7 e 19	$0*d$	$0,105*d$

(*) Coordenadas da Seção 1 (S1) relativas à metade da discretização da seção (pontos 1 a 7 e 13 a 19)

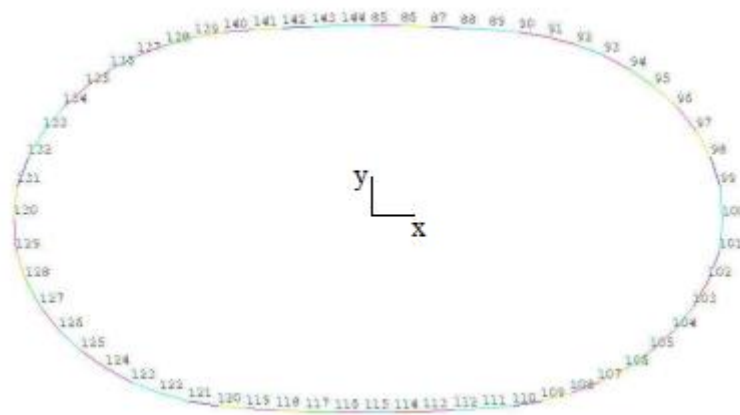
A.2 Seção 2 (S2)



Seção 2 (S2) - (z = 140mm)		
Pontos	x (mm)	y (mm)
25	0*d	0,102*d
26	0,051*d	0,104*d
27	0,103*d	0,109*d
28	0,153*d	0,119*d
29	0,202*d	0,136*d
30	0,25*d	0,153*d
31	0,301*d	0,164*d
32	0,352*d	0,17*d
33	0,403*d	0,171*d
34	0,454*d	0,166*d
35	0,505*d	0,157*d
36	0,554*d	0,141*d
37	0,6*d	0,119*d
38	0,642*d	0,089*d
39	0,674*d	0,049*d
40	0,688*d	0*d
47 a 63	0*d	0,171*d

(*) Coordenadas da Seção 2 (S2) relativas à quarta parte da discretização da seção (pontos 25 a 40) e da base plana (pontos 47 a 63).

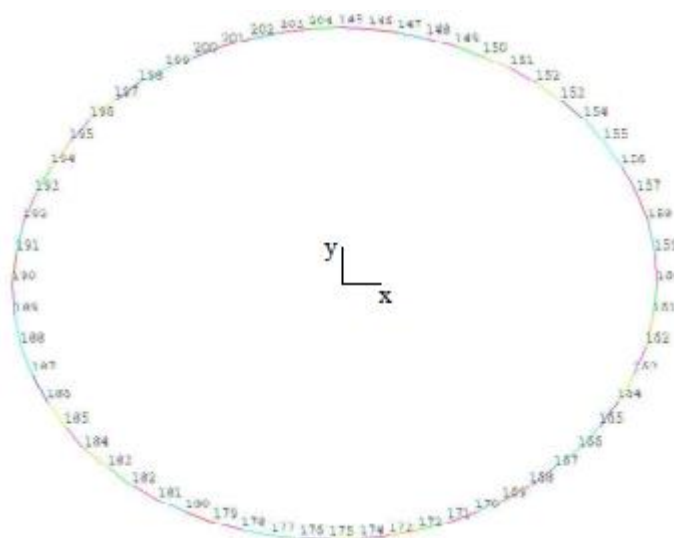
A.3 Seção 3 (S3)



Seção 3 (S3) - (z = 180mm)		
Pontos	x (mm)	y (mm)
85	0*d	0,316*d
86	0,052*d	0,315*d
87	0,103*d	0,314*d
88	0,155*d	0,312*d
89	0,206*d	0,309*d
90	0,257*d	0,305*d
91	0,308*d	0,297*d
92	0,358*d	0,284*d
93	0,407*d	0,267*d
94	0,453*d	0,244*d
95	0,496*d	0,216*d
96	0,535*d	0,183*d
97	0,569*d	0,144*d
98	0,595*d	0,1*d
99	0,613*d	0,053*d
100	0,618*d	0*d

(*) Coordenadas da Seção 3 (S3) relativas à quarta parte da discretização da seção (pontos 85 a 100).

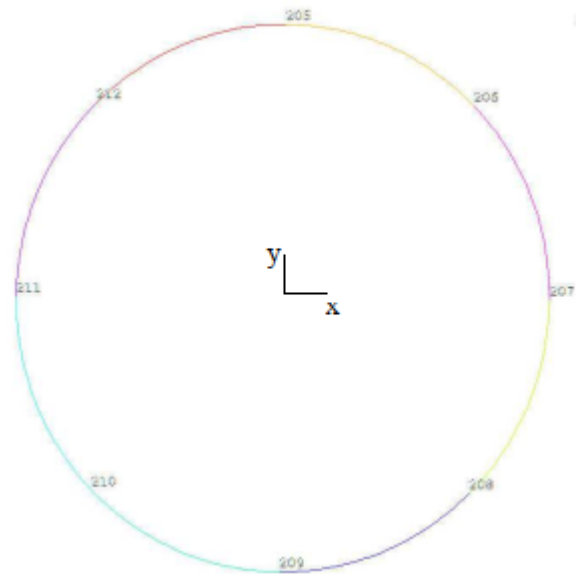
A.4 Seção 4 (S4)



Seção 4 (S4) - (z = 230mm)		
Pontos	x (mm)	y (mm)
145	0*d	0,421*d
146	0,052*d	0,419*d
147	0,103*d	0,414*d
148	0,154*d	0,405*d
149	0,204*d	0,392*d
150	0,253*d	0,376*d
151	0,301*d	0,356*d
152	0,347*d	0,331*d
153	0,39*d	0,303*d
154	0,431*d	0,271*d
155	0,467*d	0,234*d
156	0,499*d	0,194*d
157	0,526*d	0,149*d
158	0,546*d	0,102*d
159	0,558*d	0,052*d
160	0,563*d	0*d

(*) Coordenadas da Seção 4 (S4) relativas à quarta parte da discretização da seção (pontos 145 a 160).

A.5 Seção 5 (S5)



Seção 5 (S5) - (z = 280mm)		
Pontos	x (mm)	y (mm)
205	$0*d$	$0,5*d$
206	$0,354*d$	$0,354*d$
207	$0,5*d$	$0*d$

(*) Coordenadas da Seção 5 (S5) relativas à quarta parte da discretização da seção (pontos 205 a 207).