



Universidade Federal de Ouro Preto
Escola de Minas
Departamento de Engenharia Civil
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil



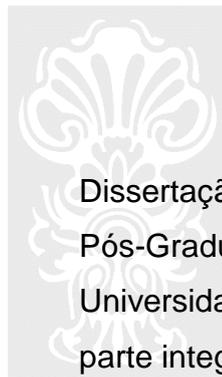
ANÁLISE PARAMÉTRICA DE LIGAÇÕES TIPO “T”
COMPOSTAS POR PERFIS TUBULARES DE PAREDES ESBELTAS

Daniel José Rocha Pereira

Ouro Preto,
Fevereiro de 2018

Daniel José Rocha Pereira

**ANÁLISE PARAMÉTRICA DE LIGAÇÕES TIPO “T”
COMPOSTAS POR PERFIS TUBULARES DE PAREDES ESBELTAS**



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



Universidade Federal
de Ouro Preto

Orientadora: Profa. DSc. Arlene Maria Cunha Sarmanho

Ouro Preto,
Fevereiro de 2018

P436a Pereira, Daniel José Rocha.

Análise paramétrica de ligações tipo [manuscrito] / Daniel José Rocha Pereira. - 2018.

76f.: il.: color; grafs; tabs; mapas.

Orientador: Profa. Dra. Arlene Maria Cunha Sarmanho.

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

Área de Concentração: Construção Metálica.

1. Estruturas de aço tubular. 2. Estruturas metálicas. 3. Tubos, Aço. I.

Sarmanho, Arlene Maria Cunha. II. Universidade Federal de Ouro Preto. III. Título.

CDU: 624.014

Catálogo: www.sisbin.ufop.br

**ANÁLISE PARAMÉTRICA DE LIGAÇÕES TIPO T COMPOSTAS POR
PERFIS TUBULARES DE PAREDES ESBELTAS**

AUTOR: DANIEL JOSÉ ROCHA PEREIRA

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 23 de fevereiro de 2018, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:


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


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


Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, D. Sc. – UERJ

AGRADECIMENTOS

Agradeço à professora Arlene pela confiança e pelas orientações, essenciais para o meu desenvolvimento profissional no decorrer de anos de trabalho em conjunto.

Aos companheiros de pesquisa Gabriel, Messias e João Batista, pela amizade e pelo auxílio na elaboração do trabalho e na realização dos ensaios.

Ao Gilney, Celso, Ellen e Letícia, pela contribuição para realização dos experimentos, Nicchio pela ajuda com a modelagem numérica e Wellington pelo apoio nas imagens.

Aos companheiros de Laboratório de Estruturas pela ajuda e amizade.

À CAPES e à FAPEMIG pelo apoio financeiro para o desenvolvimento dessa pesquisa.

Por fim, aos meus pais Lívio José e Lúcia, modelos para minha formação profissional e pessoal.

RESUMO

Perfis tubulares de aço são muito utilizados na construção civil, podendo compor estruturas que oferecem grande resistência. Apesar das vantagens geométricas que tais perfis possuem, as prescrições de norma internacionais e nacionais não preveem a utilização de ligações entre perfis tubulares de maior esbeltez. Na busca de maior entendimento sobre esses perfis, neste trabalho foram analisados perfis tubulares com alta esbeltez por meio do comportamento de ligações do tipo “T” compostas por banzos de paredes esbeltas e montantes submetidos a carregamento axial de compressão. O estudo da ligação foi feito através de análise experimental e numérica, além da comparação com o que é atualmente previsto pelas prescrições normativas. Foram realizados três ensaios, com protótipos contendo diferentes tamanhos de cordão de solda para possibilitar a avaliação da influência da mesma no comportamento da ligação. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias”, em uma prensa servo-hidráulica com controle de deslocamentos, sendo observado nos resultados, a influência do tamanho de cordão de solda na capacidade resistente da ligação. O estudo numérico foi feito via software comercial que utiliza elementos finitos (ANSYS), sendo seus resultados comparados aos experimentais. Os modelos apresentaram boa correlação com os dados dos experimentos, possibilitando a confiabilidade para desenvolvimento de uma análise paramétrica. No estudo paramétrico, através da variação do diâmetro do montante e da espessura do banzo, pôde-se observar que perfis com menores espessuras apresentaram maior dispersão de resultados em relação às equações teóricas, e que o critério de servicibilidade era dominante nesses casos.

Palavras-chave: Perfis tubulares, seções esbeltas, análise numérica, análise experimental, ligações, solda.

ABSTRACT

Hollow steel sections are widely used in the construction industry, offering structures with high levels of resistance. Despite the geometrical advantages of these structures, both international and national design prescriptions do not contemplate the use of tubular thin-walled sections. Aiming to better understand these sections, in this work, T-joints under compression and composed of hollow steel sections with thin-walled members were analyzed. The study was made through experimental and numerical analysis, comparing the results with the current design prescriptions. Three experiments were performed, with different weld beads, in order to enable the analysis of the weld's influence on the connection's bearing capacity. The experiments were performed in the Structures Laboratory "Prof. Altamiro Tibiriçá Dias", with displacement-controlled tests in a Testing Machine with data acquisition system. The results showed that the weld bead influenced the joint's bearing capacity. The numerical study was made through the commercially available software ANSYS, and the results compared with the experimental data. The finite element models showed good correlation with the experimental results, enabling the development of a parametric analysis. In the parametric study, through the variation of the brace's diameter and the chord's thickness, it was possible to observe that the models with thin-walled sections presented higher rates of dispersion in comparison with the theoretical equations, and that the serviceability criteria was dominant in these cases.

Keywords: Hollow steel sections, thin-walled sections, numerical analysis, experimental analysis, joints, weld.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	9
1.1	ESTRUTURAS DE AÇO E PERFIS TUBULARES	9
1.2	PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE PERFIS TUBULARES.....	11
1.3	ESTRUTURAS TRELIÇADAS	12
1.4	LIGAÇÕES EM PERFIS TUBULARES.....	13
1.5	OBJETIVO	14
1.6	JUSTIFICATIVA.....	14
1.7	METODOLOGIA	15
1.8	ESTRUTURA DO TRABALHO	16
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	17
2.1	PRESCRIÇÕES DE NORMA	17
2.2	CAPACIDADE RESISTENTE DE LIGAÇÕES TUBULARES	18
2.2.1	MODELO DE CHARNEIRA PLÁSTICA.....	18
2.2.2	CRITÉRIO DE DEFORMAÇÃO LIMITE.....	20
2.3	ESTADO DA ARTE.....	23
2.3.1	ANÁLISE DE LIGAÇÕES TUBULARES VIA ELEMENTOS FINITOS	24
2.3.2	PESQUISAS DE LIGAÇÕES TUBULARES ENVOLVENDO ESBELTEZ	24
3	DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES	25
3.1	NOMENCLATURA E PARÂMETROS	25
3.2	CONDIÇÕES DE VALIDADE	27
3.2.1	CLASSIFICAÇÃO DE SEÇÕES SEGUNDO A ESBELTEZ.....	27
3.2.2	CONDIÇÕES DE VALIDADE GEOMÉTRICA E DE MATERIAL	28
3.3	MODOS DE FALHA.....	29
3.4	FORÇA AXIAL RESISTENTE DE CÁLCULO DA LIGAÇÃO	30
4	ENSAIOS EXPERIMENTAIS	31
4.1	PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS	31
4.2	DEFINIÇÃO E FABRICAÇÃO DOS MODELOS	32
4.3	INSTRUMENTAÇÃO	33
4.4	SISTEMAS DE APOIO, EQUIPAMENTO E METODOLOGIA DE ENSAIO....	35
4.5	ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE GUERRA (2017)	37
5	RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....	40

5.1	CONFIGURAÇÃO DEFORMADA E DIMENSÕES DAS SOLDAS	40
5.2	COMPORTAMENTO CARGA-DESLOCAMENTO	41
5.3	DEFORMAÇÃO ESPECÍFICA.....	43
5.4	COMPARAÇÃO COM GUERRA (2017)	44
6	MODELO NUMÉRICO E COMPARAÇÃO DE RESULTADOS	46
6.1	METODOLOGIA DE ANÁLISE	46
6.2	ELEMENTO FINITO	47
6.3	PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS	48
6.4	GEOMETRIA DO MODELO E MALHA EM ELEMENTOS FINITOS	48
6.5	CONDIÇÕES DE CONTORNO E MÉTODO DE SOLUÇÃO.....	50
6.6	INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS UTILIZADOS NA MODELAGEM.....	50
6.7	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS.....	52
6.7.1	CONFIGURAÇÃO DEFORMADA.....	52
6.7.2	COMPORTAMENTO CARGA-DESLOCAMENTO	53
6.7.3	DEFORMAÇÃO ESPECÍFICA.....	56
6.7.4	CALIBRAÇÃO COM DADOS EXPERIMENTAIS DE GUERRA (2017)	58
7	ANÁLISE PARAMÉTRICA.....	60
7.1	PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS E GEOMETRIAS	60
7.2	COMPORTAMENTO CARGA-DESLOCAMENTO	62
8	CONSIDERAÇÕES FINAIS	67
8.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	69
	REFERÊNCIAS.....	70
	APÊNDICE A	74
	APÊNDICE B	75

CAPÍTULO 1

1 INTRODUÇÃO

Os estudos sobre dimensionamento e execução de estruturas tubulares de aço iniciaram-se por volta de 1960, abordando diversos temas, como: estabilidade, seções mistas, resistência dos perfis, processos de fabricação e ligações (Araújo *et al.*, 2016; Fan, 2017). Este trabalho visa contribuir com o melhor entendimento de ligações soldadas entre perfis tubulares que possuam seções de paredes esbeltas, que, devido à necessidade de maiores estudos, não são objeto de normas de projeto e são passíveis de ampla aplicação no mercado da construção em aço.

1.1 ESTRUTURAS DE AÇO E PERFIS TUBULARES

Na construção civil são utilizadas diversas técnicas e materiais, e na escolha da forma de construir devem ser consideradas as características culturais e geográficas de um local, os custos dos materiais, dos trabalhadores e o tempo de execução. Historicamente, no Brasil utilizou-se por um período barro e madeira, e a partir do século XX, o concreto armado estabeleceu-se como principal técnica utilizada (Araújo *et al.*, 2016).

Nas últimas décadas, a utilização de estruturas metálicas solidificou-se no país, muito devido às suas aplicações em grandes obras de infraestrutura e às vantagens competitivas que oferecem em diversos casos, como: menor prazo de execução do projeto, alta resistência mecânica, maior organização do canteiro de obras, precisão construtiva e reciclabilidade.

Entre as áreas de atuação de empresas produtoras de aço no Brasil, destaca-se a utilização em estruturas de grande porte, que representam 46% da atuação de empresas pesquisadas pelo Centro Brasileiro de Construção em Aço em 2017. A seguir na pesquisa vieram as obras de infraestrutura, com 32% da atuação, e obras comerciais (18%) e residenciais (4%) (CBCA, 2017).

Quanto à tipologia, a maioria das estruturas em aço no país utiliza perfis de seção transversal aberta tanto soldados quanto laminados, visto que os perfis tubulares em geral têm maior preço de mercado (Mazon, 2016). Entretanto, as estruturas metálicas tubulares possuem características únicas que podem viabilizar sua utilização, sendo comumente utilizadas em treliças e coberturas por oferecem alta resistência a forças axiais e torção, e poder de vencer grandes vãos, como mostra a Figura 1.1.



(a) Passarela com estruturas tubulares (Estruturas Tubulares, 2017)



(b) Estádio Independência em Belo Horizonte (Vallourec, 2013)

Figura 1.1: Aplicações de estruturas tubulares

A explicação dessas vantagens está na geometria, pois possuem boa distribuição de massa em relação ao centro de gravidade e altos valores de raio de giração em torno dos eixos principais de inércia (Resende, 2008).

Tais propriedades já haviam sido observadas em elementos na natureza, como o bambu, que pode ser utilizado como elemento estrutural (Firmo, 2003) (Figura 1.2 (a)). Um exemplo do início da exploração dessas características em aço é a ponte ferroviária “Forth Bridge” na Escócia (Figura 1.2 (b)), de 1890, que apesar das limitações dos processos construtivos da época, foi realizada em formas tubulares através da junção de placas encurvadas (Wardenier *et al.*, 2010).



(a) Estrutura que utiliza o bambu (Vo Trong Nghia Architects, 2017)



(b) Ponte “Forth Bridge”, na Escócia (Historic Environment Scotland, 2016)

Figura 1.2: Exemplos de estruturas que utilizam a forma tubular

1.2 PROCESSOS DE FABRICAÇÃO DE PERFIS TUBULARES

As formas de se produzir perfis tubulares circulares atualmente são por laminação a frio com costura ou laminação a quente.

O processo de laminação a frio permite reduções de espessura e um acabamento superficial superior à laminação a quente, utilizando a conformação mecânica a frio (temperatura ambiente) de chapas de aço. Para a produção de perfis tubulares é necessária uma emenda contínua, que se dá através da soldagem por indução em alta frequência com fusão do próprio material (costura) das chapas (Figura 1.3 (a)).

Os tubos laminados a quente são provenientes de um processo de perfuração de blocos circulares maciços de aço, como mostra a Figura 1.3 (b).



(a) Tubo com costura – solda longitudinal (Estruturas Tubulares, 2017)

(b) Processo de laminação a quente (Vallourec, 2013)

Figura 1.3: Processos de fabricação

Para perfis tubulares retangulares e quadrados, a produção no Brasil é feita através da conformação a frio de tubos circulares (com costura ou sem) através de equipamentos de perfilação (Figura 1.4). Após a conformação, os tubos podem passar por um tratamento térmico, visando reduzir e uniformizar as tensões residuais provenientes desse processo (Araújo *et al.*, 2016).



(a) Equipamento de perfilação (Araújo *et al.*, 2016)

(b) Processo de perfilação (Wardenier *et al.*, 2010)

Figura 1.4: Equipamento e processo para formação de perfis de seção retangular

1.3 ESTRUTURAS TRELIÇADAS

Estruturas compostas por unidades triangulares com elementos conectados por nós, as treliças, possuem peso próprio reduzido e possibilitam bom desempenho estrutural.

As treliças podem ser espaciais ou planas: se os membros e nós estão em três dimensões, a treliça é denominada espacial ou multiplanar (Figura 1.5 (a)), e caso os nós e membros encontrem-se no mesmo plano, é denominada plana ou bidimensional (Figura 1.5 (b)).



(a) Treliça espacial

(b) Treliça plana

Figura 1.5: Estruturas treliçadas no Aeroporto Internacional de Roma

A escolha do sistema treliçado vai depender do desempenho estrutural para cada aplicação. Em treliças compostas por perfis tubulares, o alto desempenho para resistência mecânica é possibilitado, oferecendo maior rigidez e estabilidade lateral para sistemas multiplanares e grande capacidade de resistência a esforços de compressão e tração para sistemas planos.

As treliças tubulares planas são muito utilizadas estruturalmente como vigas. Os elementos que compõem uma treliça são banzos, diagonais (barras inclinadas), montantes (barras verticais) e nós, como indicado na Figura 1.6.

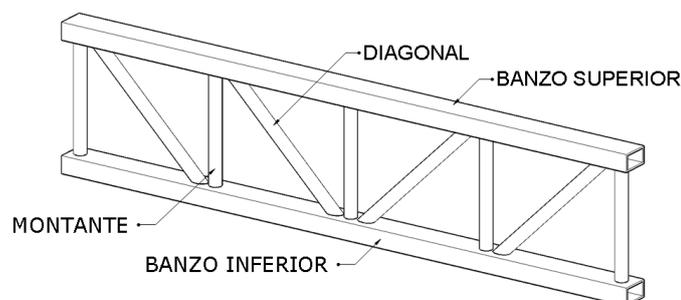


Figura 1.6: Elementos de uma treliça

A geometria das seções transversais dos perfis pode ser circular, retangular ou quadrada, com diferentes combinações; a Figura 1.7 ilustra o caso de banzos retangulares e montantes circulares.

Diferentes tipos de nós de ligação podem ser utilizados, formando treliças com geometrias específicas. As tipologias mais usuais de treliças planas estão expostas na Figura 1.7.

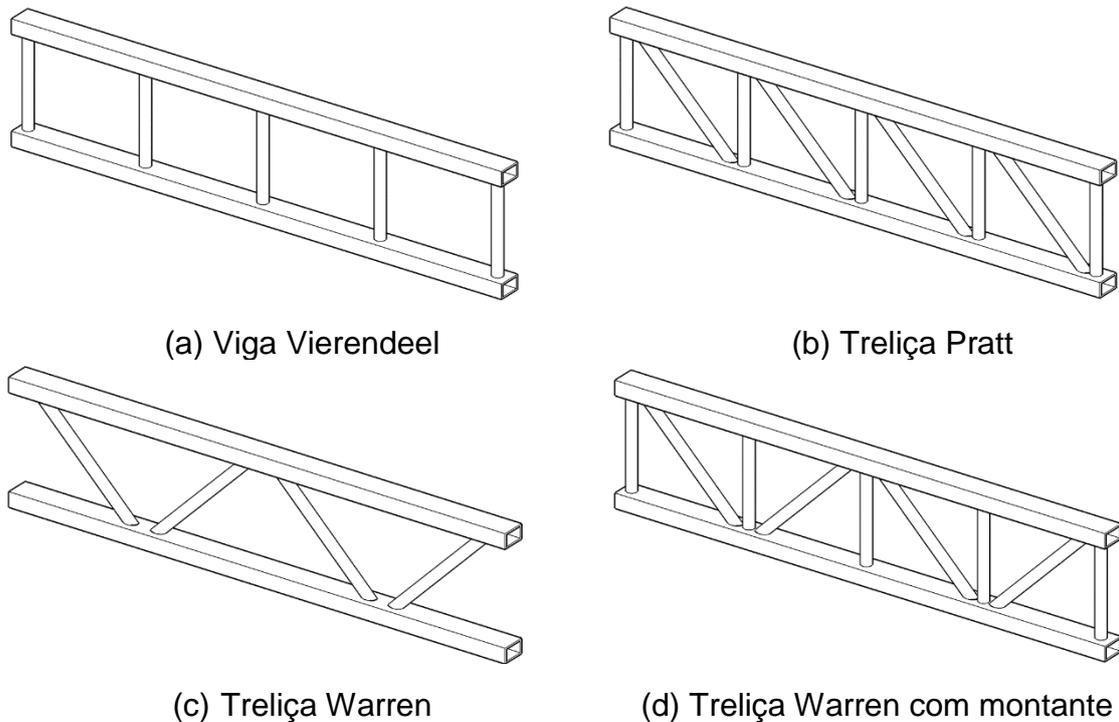


Figura 1.7: Tipos usuais de treliça

Como se pode observar na Figura 1.7 (a), a tipologia sem diagonais não possui estrutura composta por unidades triangulares. Dessa forma, pode ser enquadrada como um tipo especial de estrutura treliçada, ou simplesmente chamada de viga (Wardenier *et al.*, 2010).

1.4 LIGAÇÕES EM PERFIS TUBULARES

As ligações em estruturas tubulares são compostas por diagonais, montantes e banzos, como mostrado na Figura 1.6. Cada tipo de ligação pode ser identificado de forma única, sendo que os encontros entre banzos e diagonais/montantes podem se configurar de diversas formas; ligações do tipo “T”, “K”, “KT” e “N” são exemplificadas na Figura 1.8.

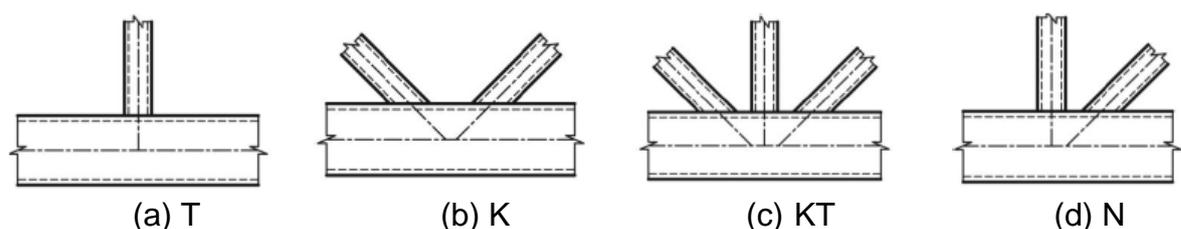


Figura 1.8: Tipos de ligações em perfis tubulares (NBR 16239, 2013)

As ligações do tipo “T”, que são objetos de estudo desse trabalho, conectam os elementos da estrutura formando um ângulo de 90°. Essas ligações são executadas por soldagem, podendo conectar diferentes configurações de seções transversais, como ilustra a Figura 1.9.

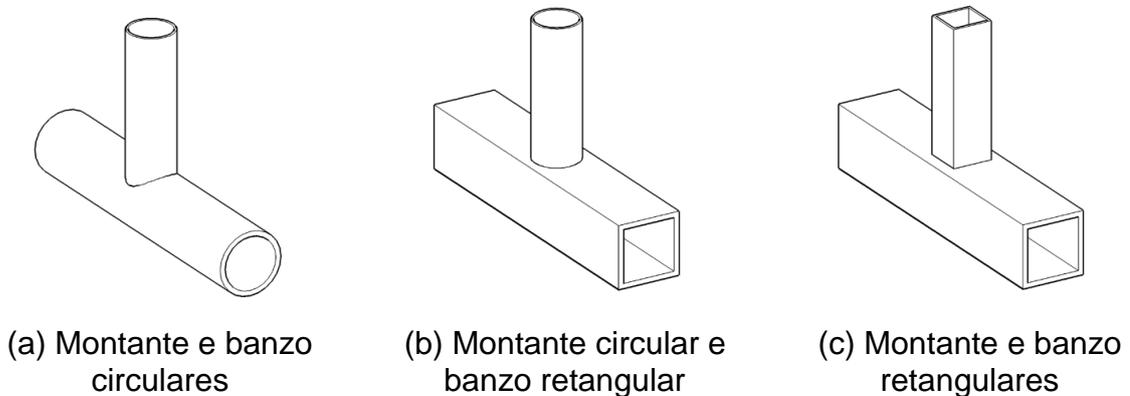


Figura 1.9: Possibilidades de geometria das seções transversais de uma ligação “T”

A configuração mostrada na Figura 1.9 (b) e (c) possui maior facilidade de execução do que o caso da Figura 1.9 (a), pois ligações entre perfis circulares podem exigir dois ou três cortes planos para fabricação da ligação (Nunes, 2017). Contudo, perfis com seção circular são mais difundidos no atual mercado brasileiro, e, portanto, a opção da Figura 1.9 (b) mostra-se viável nesse contexto.

1.5 OBJETIVO

Este trabalho tem como objetivo o estudo numérico/paramétrico do comportamento e capacidade resistente de ligações do tipo “T” compostas por perfis tubulares de paredes esbeltas, explorando modelos que possuam esbeltezes não contemplados nas prescrições de estruturas tubulares, além da avaliação experimental e numérica da influência da solda nessas ligações.

1.6 JUSTIFICATIVA

No Brasil, a maioria do aço produzido para a construção civil é utilizado em estruturas de grande porte. Na última década, estruturas de aço compostas por perfis tubulares ganharam mais evidência no mercado local, muito devido a grandes obras de infraestrutura destinadas a eventos esportivos de porte internacional realizados no país.

Em 2013, foi elaborada uma norma específica para dimensionamento de estruturas tubulares, a NBR 16239: *Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares* (2013), que, com base no método dos estados-limites, estabelece os requisitos básicos para projetos de estruturas de aço e mistas com perfis tubulares.

Nesse contexto, o uso de ligações tubulares em estruturas com menores níveis de carregamento ainda não é difundido, em virtude de as prescrições normativas nacionais e internacionais estabelecerem limites de esbeltez, não contemplando o dimensionamento de perfis mais esbeltos.

Como as formulações de normas de dimensionamento são obtidas através de equações teóricas e muitas vezes por formulações semi-empíricas, o desenvolvimento de estudos numéricos e experimentais de ligações compostas por perfis de paredes esbeltas é essencial para o avanço do uso de estruturas tubulares.

Dessa forma, os estudos desenvolvidos visam dar continuidade a uma série de trabalhos desenvolvidos no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” da Universidade Federal de Ouro Preto, sendo eles: Mendanha (2006), Mendes (2008), Mayor (2010), Nunes (2012, 2017) e Guerra (2017). Os trabalhos até 2012 consideraram estruturas compostas por paredes tubulares com limites de esbeltez previstos nas normas de projeto; a partir de 2017, perfis que extrapolam esses limites começaram a ser estudados.

Como os estudos de ligações envolvendo tais perfis ainda é recente, e visando contribuir com a difusão de seu uso e entendimento, além de auxiliar em possíveis revisões normativas, o estudo de diferentes geometrias e carregamentos é de grande relevância.

Portanto, este trabalho surge com o intuito de adentrar e intensificar os conhecimentos no campo de perfis tubulares compostos por paredes esbeltas.

Além disso, devido a poucas pesquisas no meio englobarem ligações entre tubos circulares e tubos retangulares, neste trabalho, as estruturas serão compostas por banzos em perfis de seção tubular retangular e montantes e diagonais em perfis tubulares circulares.

1.7 METODOLOGIA

Para o dimensionamento das ligações tipo “T”, duas normas foram utilizadas para um estudo comparativo: NBR 16239 (2013) e ISO 14346 (2013).

Os modelos numéricos foram desenvolvidos em um software comercial segundo o método dos elementos finitos para análises estruturais (ANSYS Inc., 2012).

Os experimentos para análise das ligações foram realizados em uma prensa servo-hidráulica no Laboratório de Estruturas da Universidade Federal de Ouro Preto, que proporcionou a aplicação de forças axiais de compressão no montante com controle de deslocamentos.

Desse modo, foram realizados três experimentos envolvendo essa ligação com diferentes tamanhos de solda, o desenvolvimento de um modelo numérico que correspondesse aos estudos experimentais e um dimensionamento adaptado às

normas vigentes. Posteriormente, foi realizado um estudo paramétrico utilizando o modelo desenvolvido, avaliando os modos de falha das ligações, a carga última pelo critério de deformação limite e as distribuições de tensões nas barras.

1.8 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho está estruturado da seguinte forma:

- Capítulo 1 – Introdução: contextualização do trabalho, com justificativa da relevância do tema, objetivo e metodologia para realização.
 - Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica: pesquisas realizadas na área de estudo que contribuíram para o desenvolvimento da dissertação.
 - Capítulo 3 – Dimensionamento de estruturas tubulares: descrição das recomendações de norma para dimensionamento.
 - Capítulo 4 – Ensaio experimentais: descrição da metodologia de ensaio e propriedades de material e de geometria dos protótipos.
 - Capítulo 5 – Resultados experimentais: apresentação e discussão dos dados obtidos pelos ensaios experimentais.
 - Capítulo 6 – Modelo numérico e comparação dos resultados: detalhes do desenvolvimento do modelo via elementos finitos e comparação dos resultados experimentais, numéricos e teóricos.
 - Capítulo 7 – Análise paramétrica: estudo via modelagem numérica de diversos perfis com variações de geometria.
 - Capítulo 8 – Considerações finais: avaliação geral dos resultados encontrados e análises realizadas.
-

CAPÍTULO 2

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo mostra os principais estudos que contribuíram para o desenvolvimento do trabalho. Dessa forma, é apresentado um histórico do desenvolvimento das prescrições de norma, além de formas que podem ser utilizadas para se determinar a capacidade resistente de uma ligação e um contexto histórico dos estudos na área de ligações tubulares, com foco no atual estado das pesquisas relacionadas.

2.1 PRESCRIÇÕES DE NORMA

As pesquisas envolvendo perfis tubulares de aço começam a ganhar destaque e maior amplitude através do *Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire* (CIDECT), que foi pioneiro no desenvolvimento de guias de dimensionamento e execução desses perfis, e do *International Institute of Welding* (IIW), que atua como revisor de pesquisas na área. O CIDECT publicou 9 volumes sobre os diversos aspectos do tema, enquanto o IIW atualiza periodicamente recomendações para uso dessas estruturas (Cheng; Becque, 2016).

Algumas prescrições internacionais, como EN 1993-1-8 (2005) e ISO 14346 (2013), tiveram como base muito dos estudos desenvolvidos pelo CIDECT, sendo que a última incorpora atualizações dos guias lançados em 2009.

No Brasil, a NBR 16239 (2013) fornece os requisitos básicos a serem obedecidos para o dimensionamento de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto com perfis tubulares. É uma norma que surgiu com base no EN 1993-1-8 (2005) e de forma complementar à NBR 8800 (2008), com adições de procedimentos específicos de maior precisão para dimensionamento de estruturas formadas por tubos.

Perfis de maior esbeltez não são abordados pela NBR 16239 (2013), e sim pela NBR 14762 (2010). Entretanto, o escopo da última apenas prevê o dimensionamento de perfis estruturais de aço formados a frio e compostos por seções abertas, o que não incorpora o uso de perfis tubulares.

2.2 CAPACIDADE RESISTENTE DE LIGAÇÕES TUBULARES

Para se determinar a resistência de uma ligação tubular, deve-se entender primeiramente os modos de falha que podem ocorrer nas peças, oriundos de diferentes tipos de carregamento e da geometria dos elementos.

Quando previsto o modo de falha, é possível calcular a capacidade resistente de uma determinada ligação, através de equações gerais oriundas de modelos analíticos. Nos casos de análises experimentais e numéricas, o critério de deformação limite pode ser aplicado.

2.2.1 MODELO DE CHARNEIRA PLÁSTICA

A capacidade de carga de uma ligação cujo modo de falha é a plastificação da face do banzo pode ser determinada por meio do método de charneiras plásticas. No caso onde há aplicação de carga axial de compressão no montante ou diagonal (N_1), a configuração deformada provocada por um deslocamento (δ) é ilustrada na Figura 2.1, assim como os parâmetros geométricos da ligação.

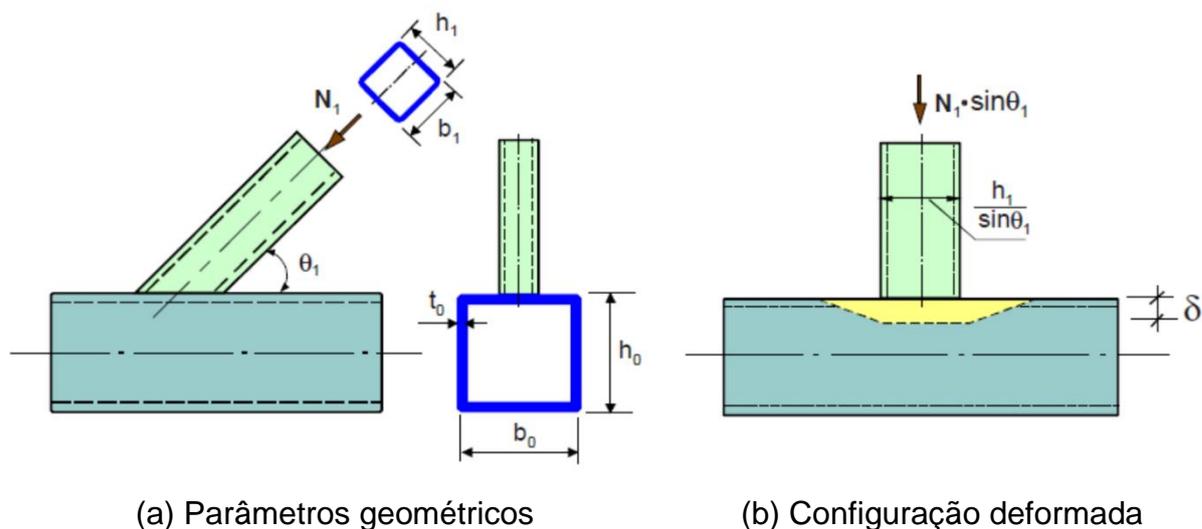


Figura 2.1: Parâmetros geométricos, configuração deformada e trabalho interno provocado pela força no montante (Wardenier *et al.*, 2010)

O modelo de charneiras pode ser usado para se determinar a resistência plástica de placas submetidas a um carregamento ortogonal. Dois padrões de charneiras plásticas são comumente utilizados para perfis retangulares (Figura 2.2), sendo que ambos desprezam os efeitos favoráveis de encruamento do aço e de membrana na parede do banzo (Araújo *et al.*, 2016). O Modelo A é geralmente utilizado para ligações do tipo “T”, considerando uma forma retangular de plastificação. Embora seja um modelo mais simplificado, sua utilização é viável, pois, ao se examinar os diversos caminhos e linhas de plastificação possíveis e encontrar a de menor resistência, nota-se que diferença de capacidade encontrada é relativamente pequena, sendo desnecessária a utilização de padrões mais complexos (Wardenier *et al.*, 2010).

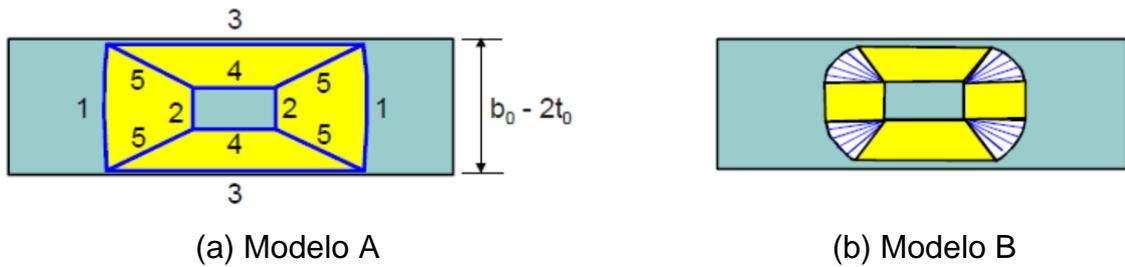


Figura 2.2: Modelos de charneiras plásticas (Wardenier *et al.*, 2010)

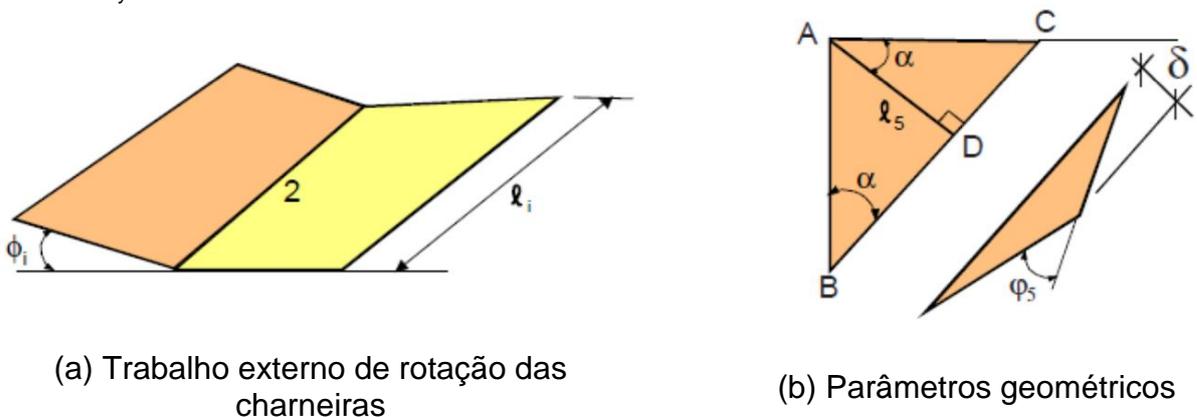
O modelo das linhas de plastificação (charneiras) é igualar, através do princípio dos trabalhos virtuais, o trabalho externo realizado pela força axial no montante para causar um deslocamento (δ), ao trabalho interno (w_i) de rotação do sistema de charneiras (ϕ_i) (Figura 2.3 (a)), cujo comprimento é l_i (Araújo *et al.*, 2016). O resultado é dado na Equação (2.1).

$$N_i \text{sen}\theta_i \delta = \sum l_i \phi_i m_p \tag{2.1}$$

Sendo que m_p , de acordo com os parâmetros ilustrados na Figura 2.1, é dado pela Equação (2.2):

$$m_p = \frac{1}{4} t_0^2 f_{y0} \tag{2.2}$$

E onde f_{y0} é a tensão de escoamento do banzo.



(a) Trabalho externo de rotação das charneiras

(b) Parâmetros geométricos

Figura 2.3: Ilustrações da rotação e da geometria das linhas de escoamento (Wardenier *et al.*, 2010)

O total de energia dissipada pelas linhas de escoamento do Modelo A (1 a 5), que pode ser calculado pela soma das charneiras (1 a 5) com auxílio da Figura 2.3 (b), é determinada pela Equação (2.3).

$$W_i = \frac{8m_p \delta}{1-\beta} \left(\text{tg}\alpha + \frac{1-\beta}{\text{tg}\alpha} + \frac{\eta}{\text{sen}\theta_1} \right) \tag{2.3}$$

Sendo os parâmetros β e η definidos pelas Equações (2.4) e (2.5), respectivamente.

$$\beta = \frac{b_1}{b_0} \quad (2.4)$$

$$\eta = \frac{h_1}{b_0} \quad (2.5)$$

Ao minimizar a Equação (2.3), $\frac{dN_1}{d\alpha} = 0$, obtém-se:

$$\text{tg}(\alpha) = \sqrt{1-\beta} \quad (2.6)$$

E considerando-se uma aproximação que ignora a espessura do banzo, ou seja, $b_0 - 2t_0 \cong b_0$, a Equação (2.3) pode ser reescrita na forma da Equação (2.7).

$$N_1 = \frac{f_{y_0} t_0^2}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} \left(4\sqrt{1-\beta} + \frac{2\eta}{\text{sen}\theta_1} \right) \quad (2.7)$$

A Equação (2.7) pode ser adaptada para uma ligação envolvendo um perfil circular no montante ligado a um perfil retangular no banzo, tendo-se que fazer a substituição dos parâmetros b_1 e h_1 por d_1 , o que acarreta a igualdade dos parâmetros β e η . Além disso, deve-se realizar a adição de um fator de forma equivalente a $\pi/4$, o que resulta na Equação (2.8).

$$N_1 = \frac{f_{y_0} t_0^2}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} \left(4\sqrt{1-\beta} + \frac{2\beta}{\text{sen}\theta_1} \right) \frac{\pi}{4} \quad (2.8)$$

A equação da resistência encontrada por esse modelo analítico funciona bem para valores médios de β , pois para valores elevados ($\beta > 0,85$) o modelo conduz a valores elevados de resistência, sendo necessária a verificação de outros modos de falha (Araújo *et al.*, 2016).

2.2.2 CRITÉRIO DE DEFORMAÇÃO LIMITE

Ao realizar ensaios experimentais de ligações constituídas de seções retangulares (RHS) formadas por laminação a frio e conectadas por solda, submetidas a apenas momento, apenas força de compressão concentrada e à combinação de ambos, Zhao e Hancock (1991) observaram três modos de falha: plastificação da face do banzo, falha da face lateral do banzo e flambagem local do montante.

Pesquisas posteriores (De Winkel *et al.*, 1994; Lu *et al.*, 1994b) ratificaram que o comportamento de ligações entre perfis tubulares submetidos a compressão é dependente da plastificação do banzo, e que a flambagem local pode ser evitada pelo dimensionamento adequado das peças envolvidas.

Levando em consideração que esses modos de falha seriam predominantes em ligações soldadas submetidas à compressão, Lu *et al.* (1994a) estabeleceram um critério geral para determinação da capacidade resistente da mesma. Ao notar que a carga última poderia ser facilmente definida somente em ligações cujo pico de carga é notável em um diagrama Carga-Deslocamento, concluíram que um critério geral incluindo os casos onde esse pico não era identificado deveria ser proposto: o deslocamento máximo na região da ligação deve ser igual ou menor a 3% da parede do banzo (b_0).

Logo, a resistência da ligação é determinada pela carga equivalente ao deslocamento limite, em casos onde não há pico de carga, ou pelo menor valor entre essa carga e a dada pelo pico da curva, em casos onde pode ser identificado um pico (Figura 2.4).

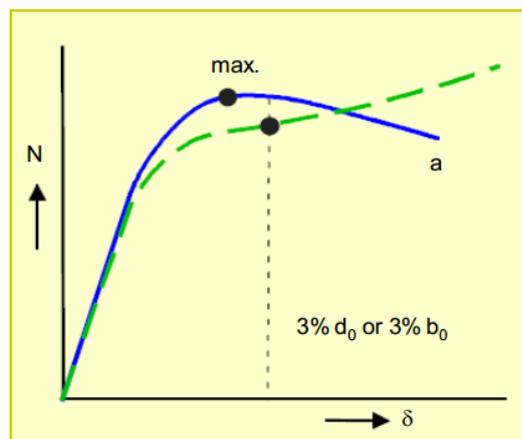


Figura 2.4: Gráfico Carga-Deslocamento e critério limite para as duas curvas (Wardenier *et al.*, 2010)

Além disso, ao analisar a servibilidade da ligação na estrutura, estabeleceu-se que a relação entre a carga última e a carga limite de serviço (N_3/N_1) deveria ser menor do que 1,5, levando em consideração recomendações de projeto das referências normativas (Fan, 2017; Kosteski; Packer; Puthli, 2003; Lu *et al.*, 1994a).

Portanto, de forma geral, a carga resistente da ligação (N_{ult}) seria determinada dependendo da relação entre a carga relativa do deslocamento de 3% da largura da face superior do banzo (N_3) e a carga relativa ao deslocamento de 1% da largura da face superior do banzo (N_1), como mostram as equações (2.9) e (2.10):

$$\frac{N_3}{N_1} < 1,5 : N_{ult} = N_3 \quad (2.9)$$

$$\frac{N_3}{N_1} > 1,5 : N_{ult} = 1,5 N_1 \quad (2.10)$$

E como ilustra a Figura 2.5.

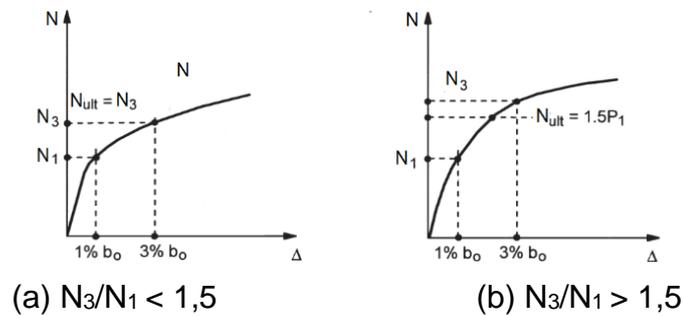


Figura 2.5: Curvas Carga-Deslocamento e critério limite demarcado (Zhao, 2000)

Para que possa ser previsto o modo de falha e aplicado o critério limite, diversos perfis com variações de geometria foram testados. Zhao (2000), ao estudar ligações do tipo “T” de tubos retangulares formados por laminação a frio, reforçou que a utilização do estado limite sugerido por Lu *et al.* (1994a) era adequada, e também que o modo de falha era dependente da proporção entre largura da seção transversal do montante e largura da seção transversal do banzo. Conclui que, quando a proporção variava entre 0,80 e 1,00, podia-se identificar a predominância da falha da face lateral, chamada de Modo B pela NBR 16239 (2013) (Tabela 3.3), enquanto que, nos casos onde a proporção era menor, ocorria plastificação da face superior (Modo A).

No caso de ligações tipo “T” submetidas a compressão e em que ocorra plastificação da face do banzo (Modo A), o deslocamento máximo (Δ) ocorrerá na interseção entre o banzo e o montante, como mostra a Figura 2.6.

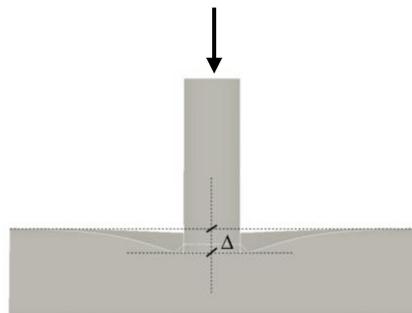


Figura 2.6: Deslocamento Δ da face do banzo sob carregamento no montante (Nunes *et al.*, 2011)

Posteriormente, Zhao *et al.* (2010) atualizaram os procedimentos para verificação das resistências de ligações de perfis tubulares, destacando-se que mantiveram a recomendação para uso do critério de 3% da face do banzo como deslocamento máximo, proposto por Lu *et al.* (1994a). Da mesma forma, pesquisas recentes utilizam esse critério em carregamento axiais de compressão (Fan; Packer, 2017; Fleischer; Wardenier, 2017; Nobre *et al.*, 2015; Nunes, 2012; Voth; Packer, 2012) e tração no montante (Packer; Sun; Tousignant, 2016).

No caso de ligações compostas por perfis mais esbeltos, o método foi utilizado por Fleischer *et al.* (2015), Guerra (2017) e Nunes (2017).

2.3 ESTADO DA ARTE

Packer *et al.* (2010) publicaram um manual de projeto de estruturas tubulares, no qual se discute que banzos pertencentes a vigas Vierendeel (formada por apenas ligações “T”) são submetidos a momentos fletores substanciais, assim como forças normais ou cisalhantes, causado pela premissa da utilização desse tipo de viga considerar nós com total rigidez. Uma solução para esse problema seria a utilização de reforços na ligação, que foi proposta pelos autores.

Ao estudar tipo diferente de reforço do proposto por Packer *et al.* (2010), Gomes (2017) concluiu que um aumento médio de 38% na resistência da ligação foi possibilitado pelo uso de reforços de chapas laterais em banzos com ligações em que a largura da seção do montante tinha dimensão equivalente à da seção do banzo. Ao utilizar ligações com tais proporções, observou a ocorrência da plastificação da face lateral, ou seja, o Modo de falha B (Tabela 3.3).

Cheng e Becque (2016) também analisaram ligações em que ocorria a plastificação da face lateral, porém considerando-se um pré-carregamento de compressão no banzo, que era ligado a dois montantes, formando uma ligação tipo “X”. Ao realizar experimentos e um estudo paramétrico a partir de um modelo via elementos finitos, concluíram que a compressão no banzo não influenciou significativamente o efeito de plastificação da ligação, enquanto que esse efeito foi considerável nos casos de perfis de maior esbeltez.

Além do estudo de Cheng e Becque (2016), a influência de forças axiais aplicadas no banzo foi analisada em ligações “T” por Nizer *et al.* (2016) e Nunes (2017), que também através de experimentos e modelo via elementos finitos, observaram discrepâncias dos resultados numéricos e experimentais com as prescrições normativas, que se mostraram, de forma geral, conservadoras nos casos onde há tração no banzo. Por outro lado, Fleischer e Wardenier (2017) ao analisar o efeito de tração na capacidade resistente de ligações “K” em treliças reais, encontraram valores experimentais similares aos propostos pela equação da ISO 14346 (2013), embora medições em um dos experimentos tenha apresentado grande dispersão.

Garifullin *et al.* (2017), além da influência de forças axiais no banzo, analisaram a semi-rigidez em ligações soldadas tipo “T” submetidas a momento fletor. Constataram que o tamanho da solda e a presença dessas forças axiais afetam significativamente a rigidez da ligação.

Tousignant e Packer (2018), após modelagem precisa da solda presente em ligações “X” formadas por perfis circulares, estudaram sua resistência quando submetidos carregamentos de tração. Observaram que a inclinação do montante não influenciava o comprimento efetivo da solda, que por sua vez está diretamente relacionado à resistência da mesma. Além disso, concluíram que as atuais recomendações normativas sobre soldas ainda são conservadoras para essas ligações.

2.3.1 ANÁLISE DE LIGAÇÕES TUBULARES VIA ELEMENTOS FINITOS

Na análise de perfis de aço via simulação numérica, Puthli (1981) foi precursor utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Em 1981, ao estudar ligações “T” entre perfis de seção circular, encontrou resultados experimentais e numéricos com boa correlação.

Pesquisas na década de 90 avançaram nas técnicas de modelagem utilizando, de forma geral, elementos de casca (De Winkel, 1998). A escolha do tipo de elemento levou em consideração o custo computacional e as possibilidades da época; ultimamente, a utilização de elementos sólidos tem crescido com o avanço de poder computacional.

Em 2010, um grupo de pesquisadores atualizou as recomendações para a modelagem de ligações tubulares soldadas. Concluíram que para ligações que apresentem falha por plastificação, o método dos elementos finitos é capaz de prever satisfatoriamente o comportamento da curva Carga-Deslocamento, enquanto que, para casos onde há fratura, uma aproximação no valor máximo de deformação por tração pode ser utilizado (Vegte; Wardenier; Puthli, 2010).

Desde então, o uso do MEF tem sido amplamente utilizado por pesquisadores (Cheng; Becque, 2016; Gomes, 2017; Nizer *et al.*, 2016; Packer; Sun; Tousignant, 2016; Tousignant; Packer, 2018), que, a partir de resultados experimentais, podem validar os modelos numéricos e realizar um estudo paramétrico.

2.3.2 PESQUISAS DE LIGAÇÕES TUBULARES ENVOLVENDO ESBELTEZ

Fleischer *et al.* (2015), investigando ligações do tipo “K” compostas por perfis retangulares de paredes esbeltas, concluíram que é possível a utilização desses perfis, contanto que uma faixa de valores da relação entre a largura da seção transversal do montante e a do banzo seja respeitada.

Guerra (2017) analisou ligações do tipo “T” compostas por perfis tubulares de paredes esbeltas, submetidas a compressão no montante. Dessa forma, explorou modelos em que as relações de geometria não são contempladas nas prescrições de norma, com foco em casos onde a plastificação da face do banzo era prevista. Observou que as ligações apresentaram maior capacidade resistente nos resultados experimentais do que nas prescrições, ou seja, as prescrições ainda são conservadoras quanto às condições de validade dessa ligação.

Nunes (2017) realizou experimentos com seções compactas, porém chegou a utilizar uma série de perfis que se encontravam no limite de validade estipulado pela NBR 16239 (2013), averiguando que há possibilidade do uso de perfis que extrapolem essas condições de validade.

CAPÍTULO 3

3 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES

Neste capítulo são apresentadas as recomendações normativas para dimensionamento de estruturas tubulares da NBR 16239 (2013) e ISO 14346 (2013). Para classificações de seções e condições de validade, recomendações do EN 1993-1-8 (2005) foram utilizadas.

Para o estudo do dimensionamento das ligações “T”, são descritos os parâmetros geométricos e respectivas nomenclaturas, as condições de validade, os possíveis modos de falha e as equações para determinação da resistência.

3.1 NOMENCLATURA E PARÂMETROS

Na Figura 3.1 é exposta a nomenclatura utilizada para os parâmetros em uma ligação “T”; o índice 0 é sempre referente ao banzo e o índice 1 ao montante.

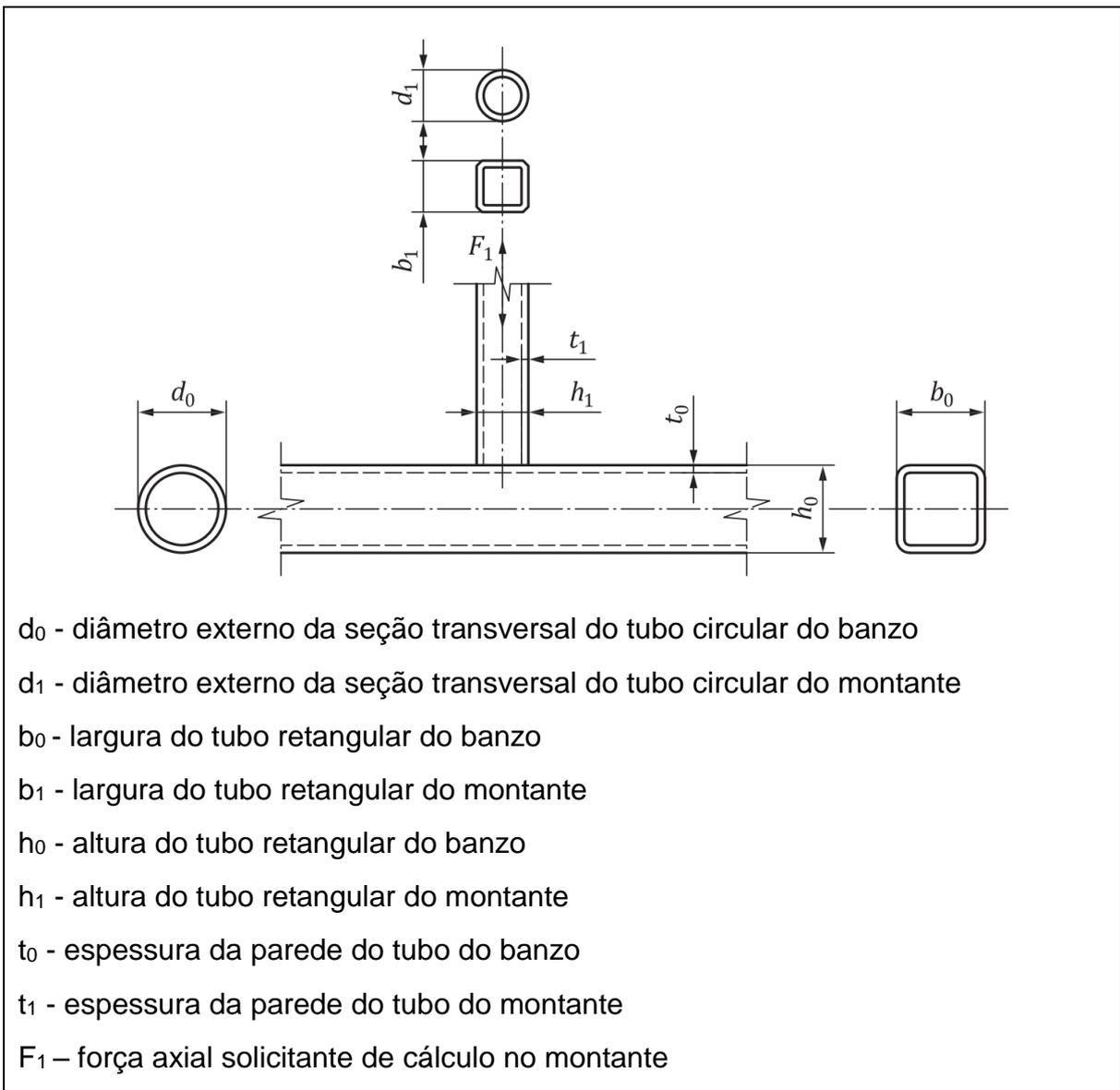


Figura 3.1: Parâmetros utilizados para análise de uma ligação “T” (ISO 14346, 2013)

Para análise, alguns parâmetros são comumente utilizados para avaliação de esbeltez e da relação entre dimensões do banzo e montante:

- Parâmetro β : relação entre o diâmetro do montante e largura do banzo:

$$\beta = \frac{d_1}{b_0} \quad (3.1)$$

- Parâmetro 2γ : relação entre a largura do banzo e a sua espessura:

$$2\gamma = \frac{b_0}{t_0} \quad (3.2)$$

3.2 CONDIÇÕES DE VALIDADE

O EN 1993-1-1 (2005) apresenta uma classificação de seções transversais quanto à esbeltez, que é utilizado pela ISO 14346 (2013) como parâmetro de condição de validade geométrica das seções transversais. Primeiramente, essa classificação é apresentada, e em seguida, as condições de validade geométrica e de material recomendadas pelas normas em estudo.

3.2.1 CLASSIFICAÇÃO DE SEÇÕES SEGUNDO A ESBELTEZ

O EN 1993-1-1 (2005) divide as seções tubulares em quatro classes segundo a esbeltez do elemento, ou seja, a relação entre largura e espessura. Os limites para classificação dos elementos estão expostos na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Classificação de seções em classes (EN 1993-1-8, 2005)

Classe	Perfis circulares	Perfis retangulares
1	$\frac{d}{t} \leq 50\varepsilon^2$	$\frac{c}{t} > 33\varepsilon$
2	$\frac{d}{t} \leq 70\varepsilon^2$	$\frac{c}{t} \leq 38\varepsilon$
3	$\frac{d}{t} \leq 90\varepsilon^2$	$\frac{c}{t} \leq 42\varepsilon$
4	$\frac{d}{t} > 90\varepsilon^2$	$\frac{c}{t} > 42\varepsilon$

Sendo que nessa classificação, são utilizados os parâmetros “c” e “ ε ”, definidos, respectivamente, nas equações (3.3) e (3.4).

$$c = b_0 - 2t_0 \quad (3.3)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.4)$$

O parâmetro “c” varia com a geometria, e a equação (3.3) foi colocada com os dados específicos do banzo retangular em estudo. Para outras geometrias, deve-se utilizar os parâmetros específicos.

Portanto, as seções podem ser enquadradas em quatro classes, definidas da seguinte maneira:

- Classe 1: são aquelas que podem formar uma rótula plástica com a capacidade de rotação requerida a partir da análise plástica sem redução da resistência;

- Classe 2: são aquelas que podem desenvolver a sua resistência ao momento plástico, mas têm uma capacidade de rotação limitada devido à flambagem local;
- Classe 3: são aquelas em que a tensão na fibra de compressão mais externa da seção transversal, assumindo uma distribuição elástica de tensões, pode atingir a resistência ao escoamento, mas a flambagem local impede o desenvolvimento do momento plástico;
- Classe 4: são aquelas em que a flambagem local irá ocorrer antes de atingir a tensão de escoamento em uma ou mais partes da seção transversal.

3.2.2 CONDIÇÕES DE VALIDADE GEOMÉTRICA E DE MATERIAL

A Tabela 3.2 mostra as condições de validade geométrica e de material que devem ser atendidas em ligações “T”, para as diferentes normas.

Tabela 3.2: Condições de validade geométrica e de material para ligações tipo “T”

Ligação “T”	NBR 16239 (2013)	ISO 14346 (2013)
Relação entre banzo e montante	$0,4 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8$	$0,25 \leq \frac{d_i}{b_0} \leq 0,8$ e $\frac{d_i}{b_0} \geq \left(0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0}\right)$
Montante submetido a compressão	$\frac{d_i}{t_i} \leq 0,05 \frac{E}{f_y}$	Classe 1 ou 2 e $\frac{d_i}{t_i} \leq 40$
Banzo submetido a compressão ou tração	$\frac{b_0}{t_0} \leq 36$ e $\frac{b_0}{t_0} \leq 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}}$	Classe 1 ou 2 e $\frac{b_0}{t_0} \leq 40$
Tensão de escoamento	-	$f_{yi} \leq f_{y0}$ $f_y \leq 0,8 f_u$ $f_y \leq 460 \text{MPa}$

No caso da validade da tensão de escoamento do material, ambas as normas permitem a utilização de aços com maior resistência, com as seguintes restrições:

- Segundo a NBR 16239 (2013), para $f_{y0} \geq 350 \text{MPa}$, a resistência de cálculo deve ser dividida por um coeficiente de ajustamento equivalente a 1,1
- Segundo a ISO 14346 (2013), se $f_{y0} \geq 355 \text{MPa}$, f_{y0} deve ser multiplicado por 0,9

3.3 MODOS DE FALHA

Para ligações soldadas com perfis tubulares submetidas a forças axiais, os possíveis modos de falha estão expostos na Tabela 3.3. É importante destacar que esses modos são previstos para ligações compostas por perfis compactos, ou seja, servirão apenas como referência comparativa no estudo de perfis de maior esbeltez.

Tabela 3.3: Modos de falha em ligações soldadas composta por banzo em perfis retangulares e montantes/diagonais por perfis circulares ou retangulares (NBR 16239, 2013)

Modo A		Plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto a diagonais ou montantes
Modo B		Plastificação da face lateral da seção transversal do banzo junto a diagonais ou montantes sob compressão.
Modo C		Plastificação ou instabilidade por cisalhamento do banzo, junto a diagonais ou montantes.
Modo D		Ruptura por punção da parede do banzo na área de contato com diagonais ou montantes.
Modo E		Ruptura ou plastificação na região da solda ou flambagem localizada de diagonais ou montante devido distribuição não uniforme de tensão.
Modo F		Flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos, na região da ligação; ou flambagem localizada da face do banzo atrás do montante tracionado, na região da ligação

3.4 FORÇA AXIAL RESISTENTE DE CÁLCULO DA LIGAÇÃO

Para cálculo da força axial resistente da ligação, é preciso primeiramente identificar o modo de falha. Isso pode ser feito através do parâmetro β , como mostra a Tabela 3.4.

Tabela 3.4: Modos de falha de acordo com o parâmetro β em ligações “T”

Modo de falha	Limite de β
A	$\beta \leq 0,85$
B	$\beta = 1,0$
D	$0,85 \leq \beta \leq \left(1 - \frac{1}{\gamma}\right)$
E	$\beta \geq 0,85$

Como o escopo deste trabalho apenas engloba o dimensionamento de ligações “T” com $\beta \leq 0,85$, o modo de falha previsto pelas prescrições é o de plastificação da face superior do banzo, ou de acordo com a classificação da NBR 16239 (2013), o Modo A. Na Tabela 3.5 são apresentadas as equações para verificação da força axial resistente de cálculo para esse modo, sendo que para montante de perfil circular, multiplica-se as forças axiais resistentes por $(\pi/4)$.

Tabela 3.5: Força axial resistente de cálculo para casos onde ocorra plastificação da face do banzo em ligações “T”

NBR 16239 (2013)	ISO 14346 (2013)
$N_{i,Rd} = \frac{1}{\gamma_{a1}} \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{1-\beta} (2,2\eta + 4,4\sqrt{1-\beta})$	$N^*_i = Q_u Q_f f_{y0} t_0^2$
Para $n < 0$: $k_n = 1,3 + \frac{0,4n}{\beta}$	$Q_u = \frac{2\eta}{1-\beta} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}}$
Para $n \geq 0$: $k_n = 1,0$	$Q_f = (1- n)^{C_1}$
Onde: $n = \frac{\sigma_{0,Sd}}{f_{y0}}$	Onde: $n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}}$
$\sigma_{0,Sd} = \frac{N_{0,Sd}}{A_0} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{0,el}}$	$\eta = \frac{h_1}{b_0}$
sendo $\sigma_{0,Sd}$ determinado considerando sinal negativo para compressão	Para tração $C_1 = 0,1$ Para compressão: $C_1 = 0,5 - 0,5\beta$

CAPÍTULO 4

4 ENSAIOS EXPERIMENTAIS

O programa experimental foi desenvolvido no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” da Universidade Federal de Ouro Preto. Foi analisada a influência da solda em três protótipos de ligações tipo “T” sob força axial de compressão no montante.

São descritos nesse capítulo: os tipos de materiais dos protótipos e suas respectivas caracterizações, a geometria e processo de fabricação dos modelos, a instrumentação utilizada nos ensaios, além do sistema de apoios, equipamentos e metodologia.

Visando os estudos numéricos e paramétricos, uma breve descrição de ensaios realizados por Guerra (2017) é apresentada, cujos resultados serão utilizados para validação dos modelos.

4.1 PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS

O aço dos perfis retangulares que compuseram o banzo eram de especificação técnica A-36, pertencentes ao mesmo tubo utilizado e caracterizado por Guerra (2017); portanto, os dados de caracterização utilizados neste trabalho serão os mesmos.

Os ensaios de caracterização foram feitos a partir de corpos de provas extraídos das quatro faces componentes da seção transversal do banzo, inclusive da face com solda de fabricação do tubo. Dessa forma, pôde-se obter resultado comparativo das regiões com e sem costura. As propriedades mecânicas reais dos perfis circulares dos montantes não foram obtidas, pois o aço que compõe o mesmo não interfere na resistência da ligação.

As dimensões dos corpos de prova foram obtidas segundo a NBR ISO 6892 (2002) (Figura 4.1), e os ensaios de tração foram realizados na prensa servo-hidráulica

universal EMIC DL 20000 do Laboratório de Materiais de Construção Civil da Universidade Federal de Ouro Preto.

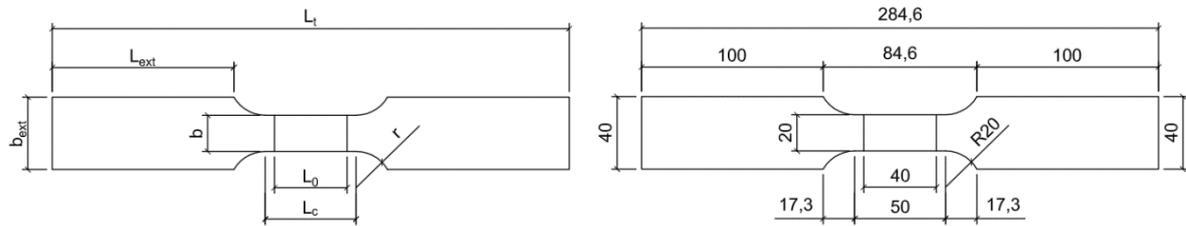


Figura 4.1: Corpos de provas segundo a NBR ISO 6892 (2002) (Guerra, 2017)

Os resultados para resistência ao escoamento (f_y) e à ruptura do aço (f_u), além do alongamento residual após a ruptura (ΔL) estão expostos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Propriedades mecânicas do aço dos perfis constituintes dos banzos (Guerra, 2017)

Corpo de Prova	Espessura (mm)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	L_o (mm)	L_u (mm)	$\Delta L = L_u - L_o$ (mm)	ΔL (%)
1		375	437		59,7	9,7	19
2		360	426		61,6	11,6	23
3	3,00	355	424	50	63,3	13,3	27
4		360	433		64,3	14,3	29
5		363	435		63,4	13,4	27
6		450	507		60,0	10,0	20
MÉDIA		363	431	50	62,5	12,5	25

Os corpos de prova retirados da face onde havia emenda por solda apresentaram valores de resistência maiores que nas outras faces (Corpo de prova 6). Portanto, esses valores foram retirados dos cálculos das médias dos resultados.

4.2 DEFINIÇÃO E FABRICAÇÃO DOS MODELOS

Os modelos foram definidos a partir de uma série utilizada por Guerra (2017) (SE3 40-032), que utilizou um aparato de ensaio distinto ao do utilizado neste trabalho, o que possibilita a comparação dos dados encontrados nos dois casos.

Foram fabricados três protótipos, com as propriedades geométricas (Figura 3.1) expostas na Tabela 4.2, sendo que a diferença entre os três foi apenas o tamanho da solda.

Tabela 4.2: Dados da geometria do modelo

t_o (mm)	h_o (mm)	b_o (mm)	t_1 (mm)	d_1 (mm)	β	2γ
3,0	80	120	2,60	38,00	0,32	40

A geometria dos perfis atende ao objetivo de estudo de um banzo com alta esbeltez e de uma proporção entre montante e banzo que provocasse a plastificação da face superior do mesmo. Portanto, segundo a classificação do EN 1993-1-8 (2005), o perfil se enquadra na classe 4 (Tabela 3.1), ou seja, $\left(\frac{c}{t} = 38\right) > (42\varepsilon = 33,8)$.

Quanto à fabricação, os tubos retangulares do banzo foram cortados com 0,60 metros de comprimento, enquanto os perfis circulares dos montantes foram de 0,50 metros. A utilização de chapas de extremidade visaram a reprodução dos protótipos utilizados por Guerra (2017), além da verificação do possível abaulamento das mesmas em uma condição em que o comprimento do banzo é menor do que o realizado anteriormente.

No processo de soldagem da ligação entre montante e banzo, nas chapas de apoio no montante e chapas de extremidade no banzo foi utilizado solda MIG ER70S-6, de resistência equivalente a 485MPa, similar à solda de especificação E7018.

Para a ligação, buscou-se executar três tamanhos de solda diferentes, de acordo com as intensidades reguladas pelo equipamento de soldagem. Os valores de perna esperados foram estabelecidos de acordo com a espessura do montante, em três proporções diferentes: 1,5 vezes a espessura do montante, 2,0 e 2,5. Os resultados estão expostos na Figura 4.2, enquanto que os comprimentos reais das soldas executadas, medidos após o corte dos protótipos ensaiados, será apresentado posteriormente (Capítulo 5).

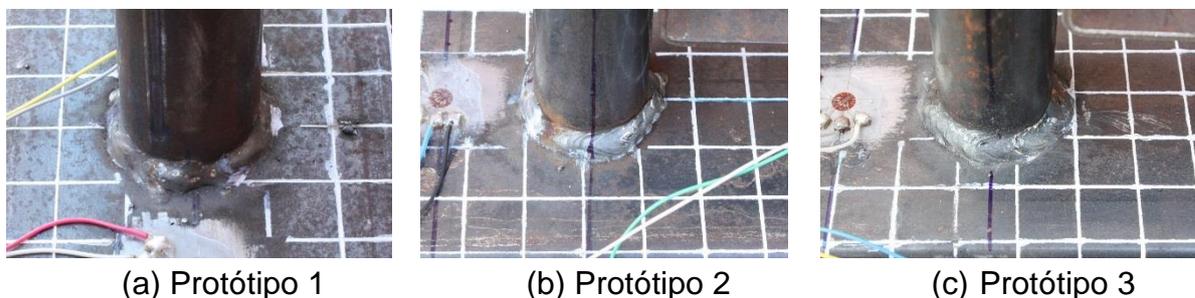


Figura 4.2: Detalhes das soldas

4.3 INSTRUMENTAÇÃO

Para medições de deslocamentos, foram utilizados transdutores lineares de deslocamentos, LVDTs (*Linear Variational Displacement Transducers*), sendo suas medições obtidas por sistema automático de aquisição de dados controlado por um computador.

As medições de deslocamentos necessárias foram do deslocamento das faces superior, inferior e lateral do banzo, na região da ligação. Portanto, foram utilizados três transdutores de deslocamento (LVDT) para aquisição de tais dados, com os seguintes posicionamentos:

- LVDT 1: Vertical para medição de deslocamento na face inferior;

- LVDT 2: Vertical e paralelo ao eixo do montante, para medição do deslocamento da face superior;
- LVDT 3: Perpendicular à face lateral do banzo, para medição do deslocamento lateral, posicionado a três centímetros abaixo da face superior do banzo.

Para que pudessem ser realizadas as medições, chapas foram colocadas no protótipo. Uma chapa foi soldada ao montante para posicionamento do LVDT 2, enquanto uma outra foi colada na face inferior do banzo para posicionamento do LVDT 1.

Para medição de deformações nas faces do banzo, foram utilizados extensômetros de resistência elétrica (ERE), com tipologia linear e modelo KFG-5-120-C1-11, fabricados pela KYOWA, com os posicionamentos:

- ERE 1, 2 e 3: Extensômetros que formam uma roseta, posicionados a cinco centímetros do centro do protótipo e da ligação, visando a medição de deformações em três direções;
- ERE 4: Posicionado verticalmente três centímetros abaixo da face superior do banzo, local de maior deformação encontrada em resultados numéricos.

A Figura 4.3 mostra o posicionamento da instrumentação utilizada, em perspectiva e vistas lateral e superior. Os detalhes da instrumentação dos extensômetros nos protótipos estão expostos na Figura 4.4.

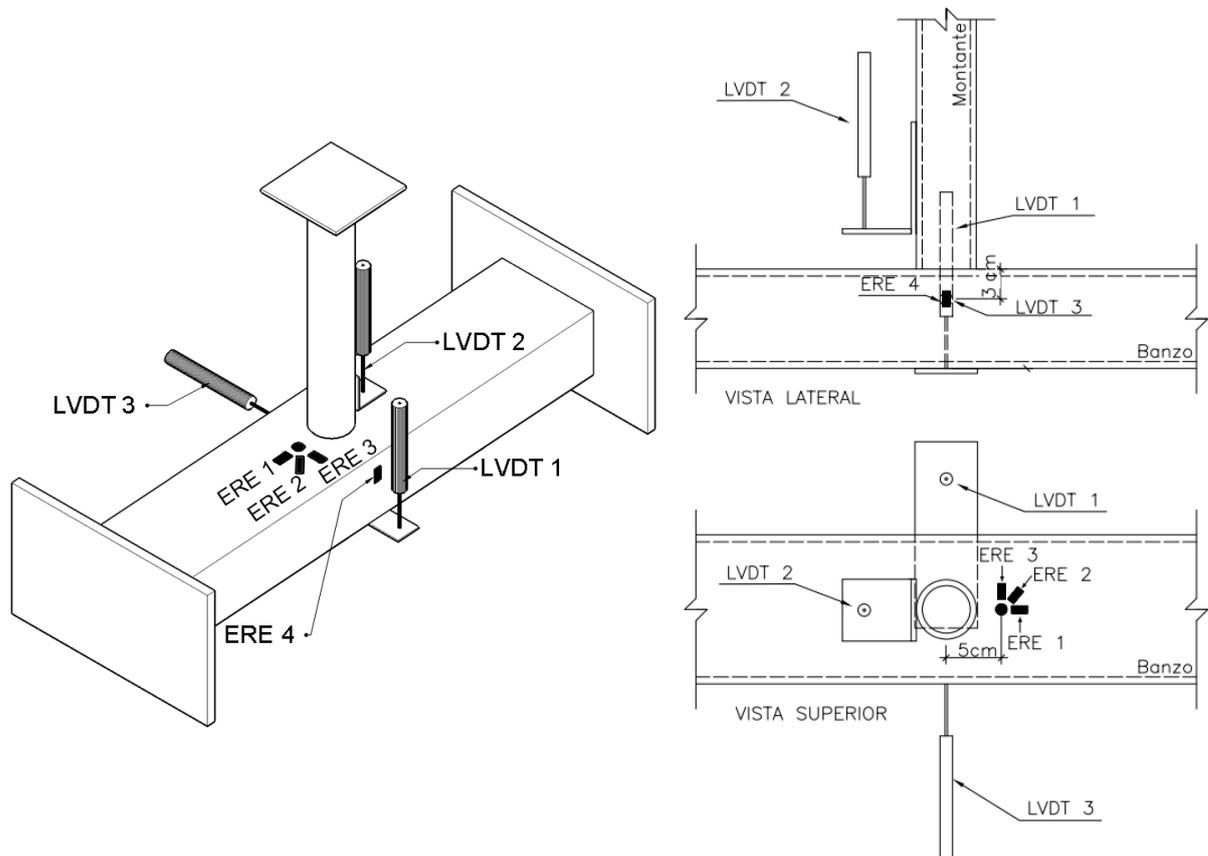


Figura 4.3: Posicionamento dos transdutores de deslocamento e extensômetros

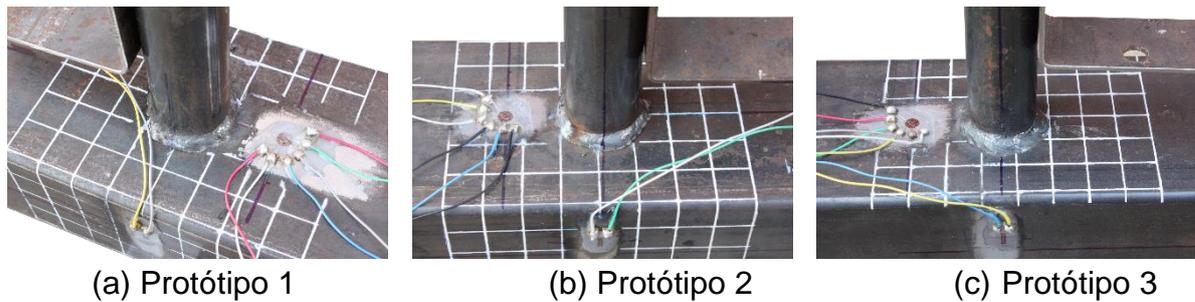


Figura 4.4: Detalhes dos extensômetros em cada protótipo

4.4 SISTEMAS DE APOIO, EQUIPAMENTO E METODOLOGIA DE ENSAIO

Dois roletes foram utilizados para apoio do perfil: um que não permitia o deslocamento horizontal nem vertical, enquanto o outro permitia o deslocamento horizontal. Portanto, foi utilizada a condição biapojada, com uma distância de 44 centímetros entre os dois apoios, como mostra a Figura 4.5.

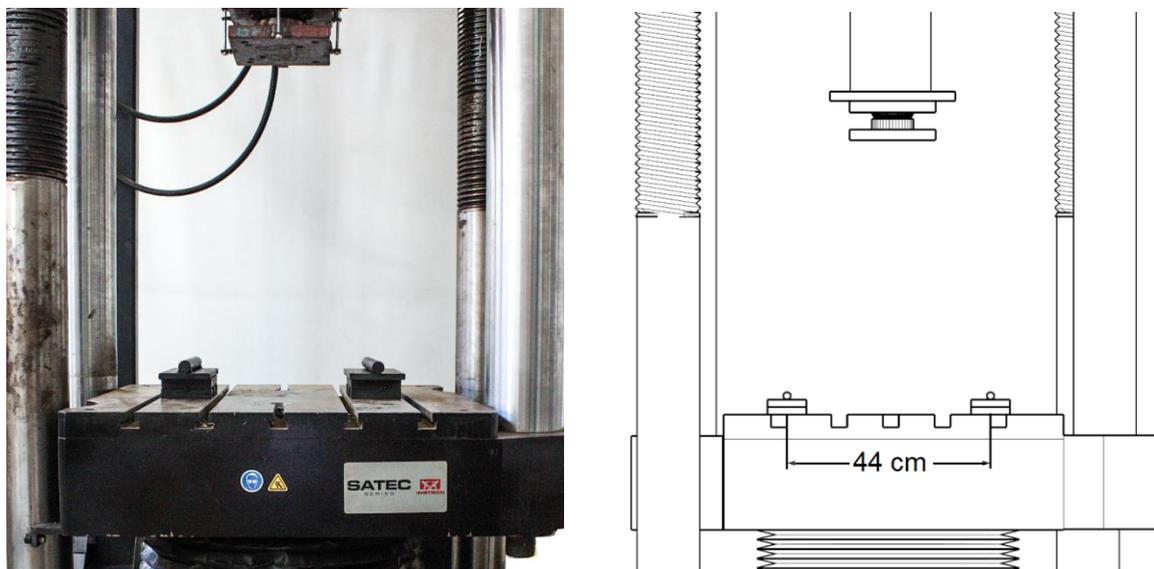


Figura 4.5: Sistemas de apoio

Para aplicação de carregamento e realização do ensaio, foi utilizada uma prensa servo-hidráulica modelo HVL da série INSTRON SATEC 5569. A carga aplicada no protótipo é medida pela célula de carga da mesma, que possui capacidade de carga de 2000kN e precisão de 0,5% da carga.

Os protótipos foram ensaiados aplicando-se carga de compressão centrada no montante. Acoplado ao prato superior da prensa foi utilizada uma rótula, que garante a centralização e verticalidade da carga aplicada.

A Figura 4.6 mostra o esquema geral dos ensaios realizados.

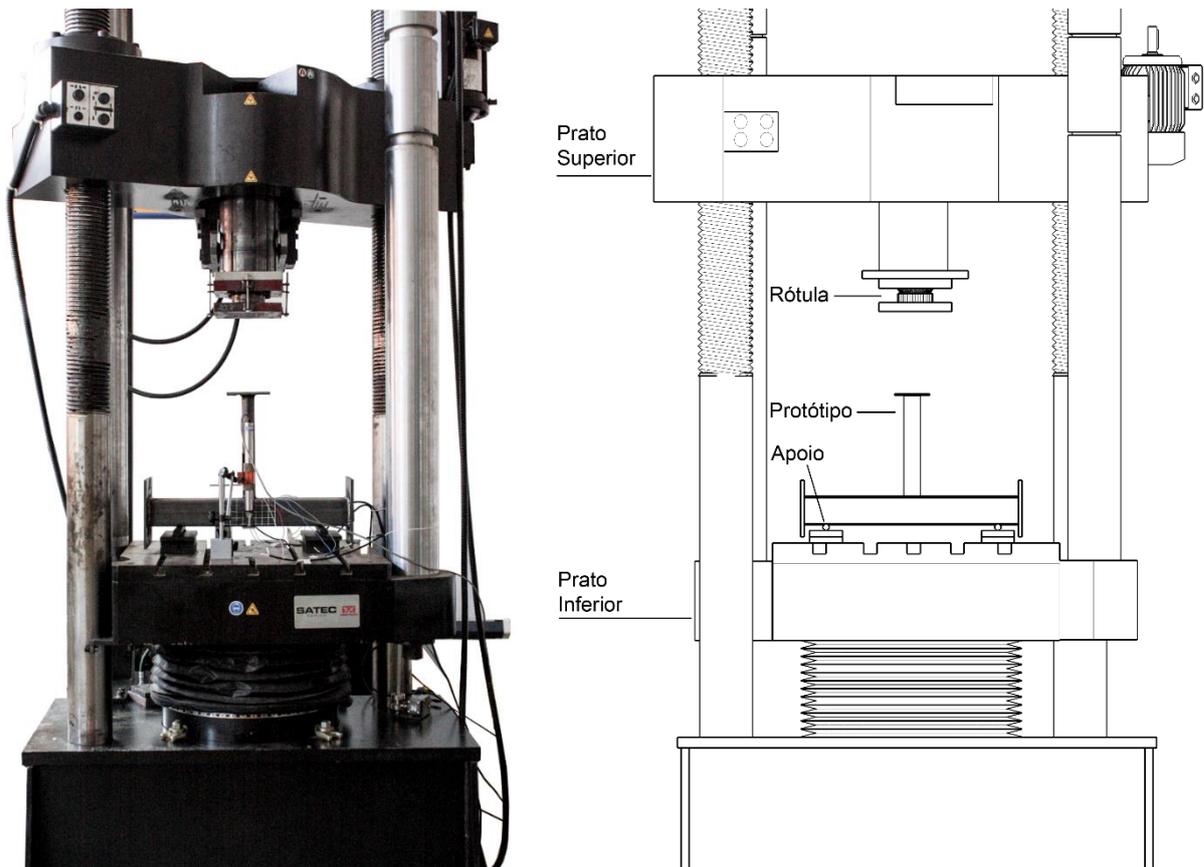


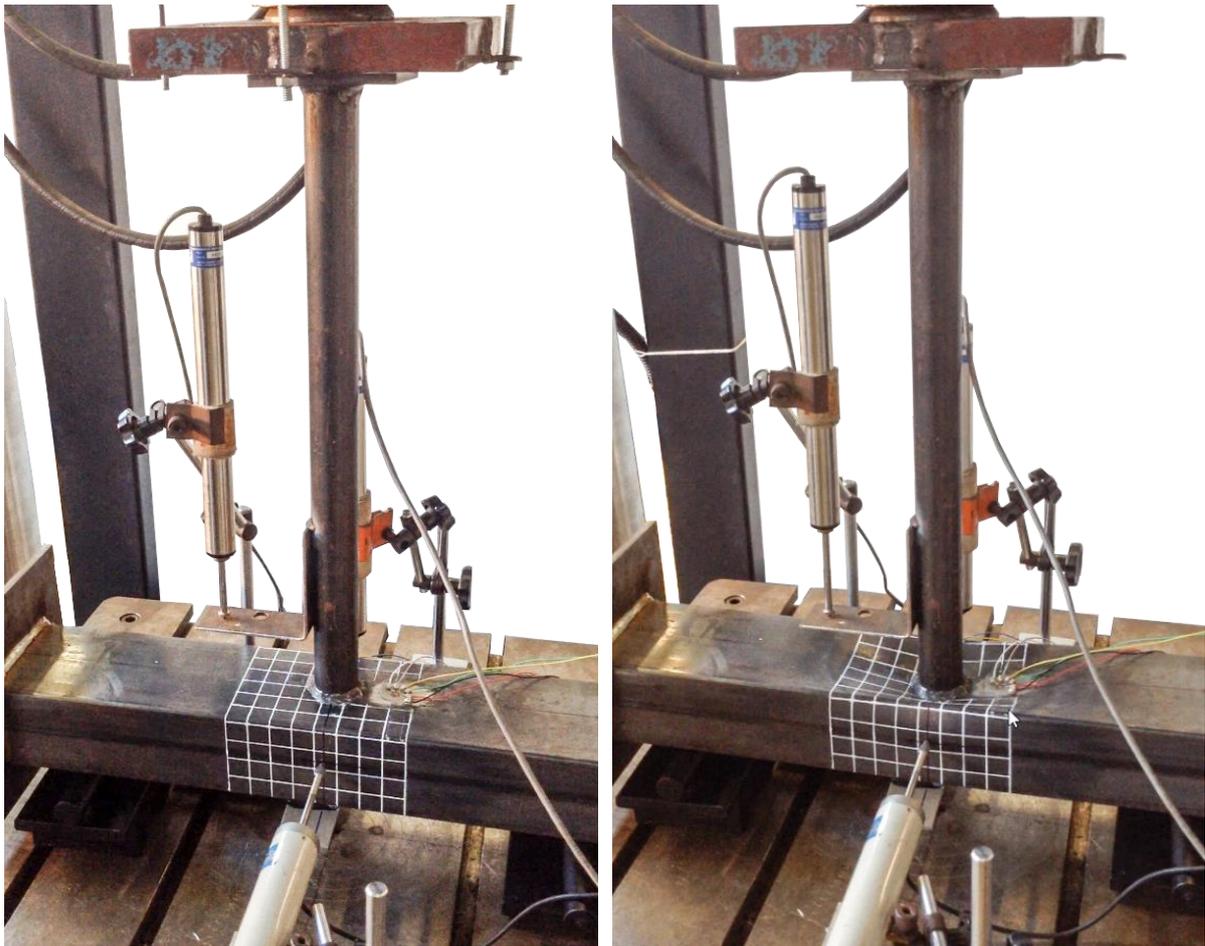
Figura 4.6: Esquema geral do ensaio realizado na prensa

As medições dos deslocamentos e deformações foram obtidas pelo sistema de aquisição de dados do Spider 8, controlado pelo software Catman 4.5 (Hottinger Baldwin Messtechnik, 2003), enquanto a metodologia para controle de cargas e deslocamentos nos protótipos foi ajustada e monitorada pelo software Partner 8.4 da prensa servo-hidráulica.

A metodologia de ensaio seguiu os seguintes critérios:

- Posicionamento dos apoios a uma distância de 44 cm, definida em função do tamanho do protótipo e de forma a garantir eventuais rotações do mesmo;
- Posicionamento dos transdutores de deslocamentos (LVDT), como definido no item 4.3;
- Centralização do protótipo em relação ao eixo da rótula de carga, bem como da prensa, e também em relação aos apoios. Esse procedimento garante que não ocorra excentricidade na aplicação do carregamento;
- Aplicação do carregamento contínuo através do controle de deslocamentos com intensidade de 1 mm/min, e com critério de parada do ensaio ao atingir o deslocamento final de 25 milímetros.

Na Figura 4.7 é possível observar o Protótipo 2 no início e no fim do ensaio.



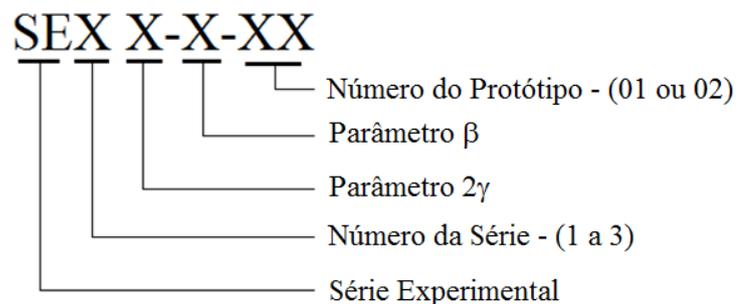
(a) Início

(b) Final

Figura 4.7: Início e fim do segundo ensaio de compressão

4.5 ENSAIOS EXPERIMENTAIS DE GUERRA (2017)

Além dos três experimentos realizados, serão utilizados dados experimentais de Guerra (2017) para calibração dos modelos numéricos. Em seu trabalho, foram realizados 12 experimentos, com a nomenclatura que segue o padrão da Figura 4.8.

**Figura 4.8:** Nomenclatura utilizada para os perfis

As geometrias dos perfis estão expostas na Tabela 4.3, sendo que o comprimento dos banzos e montantes foi de 1,0 metro e 0,5 metros, respectivamente.

Tabela 4.3: Parâmetros geométricos dos modelos

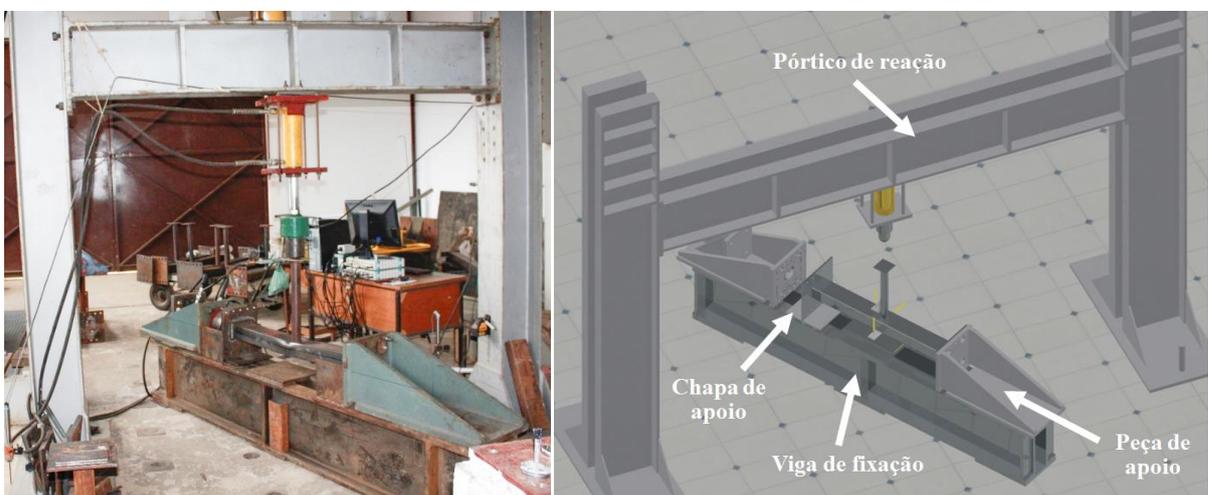
Modelos	t_0 (mm)	b_0 (mm)	h_0 (mm)	t_1 (mm)	d_1 (mm)	β	2γ
SE1 59-0,32-01					38	0,32	
SE1 59-0,32-02	2,05	120	80	2,60			59
SE1 59-0,42-01					50	0,42	
SE1 59-0,42-02							
SE2 50-0,32-01					38	0,32	
SE2 50-0,32-02	2,40	120	80	2,60			50
SE2 50-0,42-01					50	0,42	
SE2 50-0,42-02							
SE3 40-0,32-01					38	0,32	
SE3 40-0,32-02	3,00	120	80	2,60			40
SE3 40-0,42-01					50	0,42	
SE3 40-0,42-02							

Destaca-se que, de acordo com a Tabela 3.1, todos os perfis são classificados como Classe 4, e que todos os montantes estão de acordo com limite de esbeltez recomendado, de acordo com a Tabela 3.2.

Os ensaios foram realizados em um aparato desenvolvido no Laboratório de Estruturas “Prof. Altamiro Tibiriçá Dias” da Universidade Federal de Ouro Preto, que contava com:

- Uma viga de alta rigidez, chamada de “viga de fixação”, gerando um sistema auto equilibrado, fixada na laje de reação
- Peças de apoio laterais ligados à viga por meio de parafusos estruturais, com finalidade da simulação da condição de contorno engastado-apoiado
- Atuador hidráulico fixado por parafusos em um pórtico de reação

A Figura 4.9 mostra um esquema geral do ensaio, com os componentes anteriormente citados em destaque.

**Figura 4.9:** Esquema geral dos ensaios (Guerra, 2017)

A instrumentação do ensaio foi similar à utilizada por este trabalho, com utilização de três transdutores de deslocamentos para medições do deslocamento do montante em relação à face superior do banzo e dos deslocamentos das faces inferior e lateral do banzo, como mostra a Figura 4.10.



(a) LVDT 3 posicionado na parede lateral do banzo

(b) LVDT 2 posicionado na face inferior do banzo por meio de uma chapa

Figura 4.10: Instrumentação (Guerra, 2017)

Os resultados dos experimentos, junto à comparação com o modelo numérico desenvolvido, serão apresentados no Capítulo 6.

CAPÍTULO 5

5 RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Neste capítulo são apresentados e analisados os resultados dos ensaios experimentais, obtidos pelas medições dos deslocamentos através de transdutores de deslocamento (LVDT) e deformações medidas pelos extensômetros elétricos de resistência (ERE).

A partir dos resultados, pôde-se calcular a capacidade resistente das ligações e avaliar a influência do tamanho da solda no comportamento da ligação.

5.1 CONFIGURAÇÃO DEFORMADA E DIMENSÕES DAS SOLDAS

Após o ensaio, foi possível observar que a região da ligação na face superior do banzo foi a de maiores deslocamentos, gerando uma configuração como a mostrada na Figura 5.1.

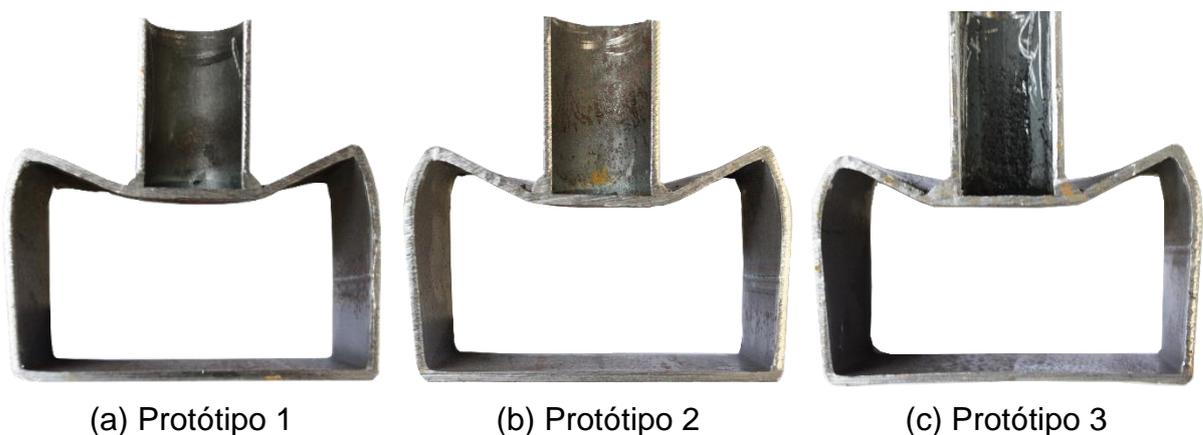


Figura 5.1: Protótipos cortados na região da ligação após o ensaio

A Figura 5.1 pôde ser obtida a partir dos cortes dos perfis na região da ligação, que também possibilitou a medição dos comprimentos das soldas, sendo seus resultados expostos na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Dimensões reais das soldas

Protótipo	Perna horizontal 1 [cm]	Perna horizontal 2 [cm]	Perna vertical 1 [cm]	Perna vertical 2 [cm]	Garganta 1 [cm]	Garganta 2 [cm]
P1	0,40	0,40	0,50	0,51	0,31	0,38
P2	0,44	0,45	0,52	0,55	0,38	0,40
P3	0,86	0,69	0,72	0,55	0,78	0,55

Um valor médio pode ser retirado das medições e é mostrado na Tabela 5.2. Como a ASTM A-501: *Standard specification for hot-formed welded and seamless carbon steel structural tubing* (ASTM, 2007) recomenda a utilização do comprimento de solda com um parâmetro em função da espessura do montante, a proporção entre perna e espessura do mesmo é apresentada na Tabela 5.2 .

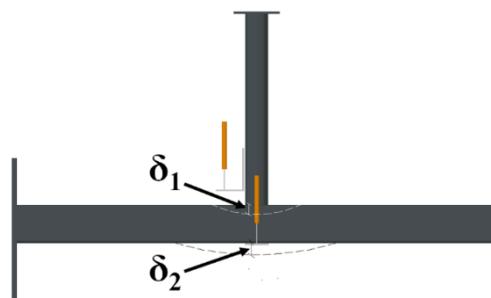
Tabela 5.2: Valores utilizados para modelagem

Protótipo	Perna [cm]	Proporção entre perna e espessura do montante
P1	0,45	1,7
P2	0,49	1,9
P3	0,70	2,7

As proporções propostas para a solda na fabricação do modelo eram de 1,5, 2,0 e 2,5 vezes a espessura do montante. Devido às imprecisões de fabricação, os resultados encontrados foram de 1,7, 1,9 e 2,7, o que não prejudica a análise da influência da solda na ligação, pois foram obtidos três tamanhos distintos, proporcionando a possibilidade da avaliação da influência do tamanho da solda no comportamento da ligação.

5.2 COMPORTAMENTO CARGA-DESLOCAMENTO

Para análise da plastificação da face superior do banzo, o deslocamento nessa face deve ser obtido, a partir do o deslocamento total do montante (δ_1) subtraído do deslocamento da face inferior (δ_2), obtendo-se assim um deslocamento relativo Δ , conforme mostrado na Figura 2.6. Nos ensaios experimentais, tal resultado é obtido pela subtração dos dados fornecidos pelo LVDT 2 pelos dados do LVDT 1 (Figura 5.2).

**Figura 5.2:** Deslocamentos verticais (Guerra *et al.*, 2017)

Os resultados dos deslocamentos na face lateral do banzo, chamados de “deslocamento lateral”, foram retirados dos dados do LVDT 3 (Figura 5.3 (b)).

Os dados obtidos pelos transdutores de deslocamento em função do carregamento aplicado no montante pela prensa servo hidráulica estão expostos na Figura 5.3 na forma de gráficos de Carga *versus* Deslocamento, sendo que os protótipos 1, 2 e 3 estão identificados como P1, P2 e P3, respectivamente. Os valores dos deslocamentos correspondentes a 1% e 3% do valor da largura do banzo (b_0) também são representados, visando a utilização do critério de deformação limite.

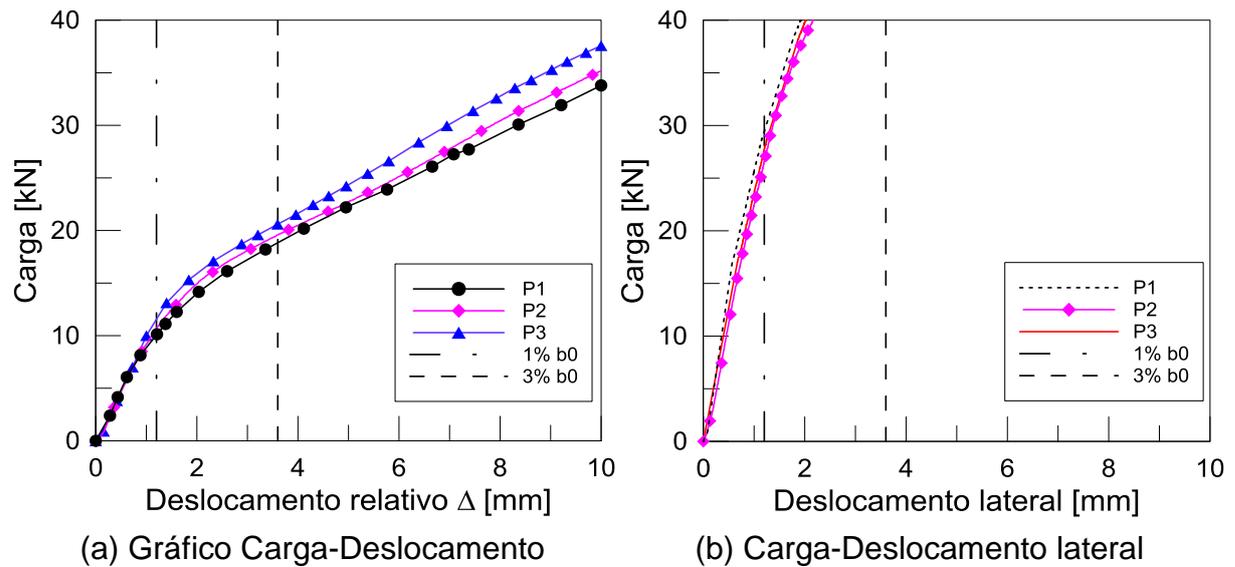


Figura 5.3: Resultados experimentais dos protótipos

O modo de falha predominante é claro no aspecto visual dos protótipos, onde é possível notar que o maior deslocamento ocorre na face superior do banzo. Isso caracteriza o que era previsto por norma, ou seja, a ocorrência de plastificação nessa face (Modo A). Os resultados obtidos pelos transdutores de deslocamento atestam essa constatação, visto que o deslocamento lateral é muito inferior ao deslocamento relativo da face superior, como mostram a Figura 5.3.

Além disso, nota-se que o deslocamento da face lateral do banzo foi muito similar nos três protótipos, o que indica que esse deslocamento não teve grande influência do valor do tamanho da solda.

Para determinação da capacidade resistente, aplica-se o critério de deformação limite, sendo que os parâmetros utilizados são os mesmos descritos no item 2.2.2, com a resistência da ligação (N_{ult}) determinada pelas equações (2.9) e (2.10). Na Tabela 5.3 são mostrados os valores calculados.

Tabela 5.3: Capacidade resistente das ligações

Protótipo	$N_{1\%}$ [kN]	$N_{3\%}$ [kN]	$N_{3\%}/N_{1\%}$	N_{ult} [kN]
P1	10,49	18,81	1,79	15,74
P2	10,72	19,58	1,83	16,07
P3	11,19	20,60	1,84	16,78

Nota-se que há um ganho de resistência devido ao aumento da solda, ou seja, quando se aumenta a perna da solda em 11% no Protótipo 2, em relação aos dados do Protótipo 1, tem-se um aumento de 2% na capacidade resistente da ligação.

Da mesma forma, ao se aumentar a perna de solda em 59% no Protótipo 3, em relação ao Protótipo 1, um aumento de 7% na capacidade resistente da ligação foi obtido.

Isso pode ser explicado pelo aumento da contribuição da parede lateral na capacidade resistente, o que também é observado quando se aumenta o diâmetro do montante. Portanto, a perna de solda age contribuindo para uma distribuição das tensões na face superior para uma região mais próxima da parede lateral, levando esta a absorver tensões.

Isso também é notado na Figura 5.4, onde é possível observar como o tamanho da solda influencia na configuração deformada da face superior do banzo, confirmando as observações do parágrafo anterior.

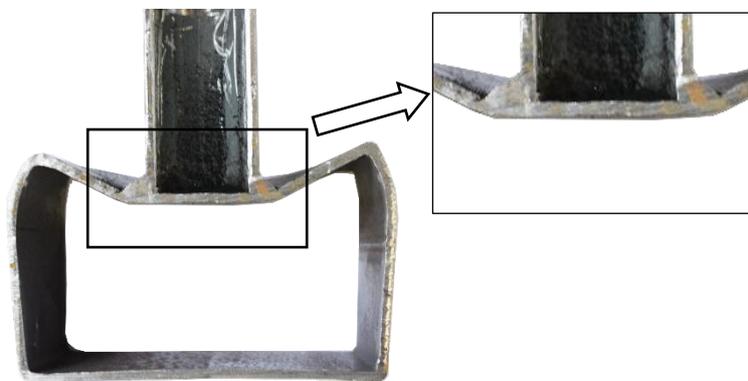


Figura 5.4: Detalhe da configuração deformada do Protótipo 3

5.3 DEFORMAÇÃO ESPECÍFICA

Os dados obtidos pelos extensômetros elétricos de resistência (ERE), de acordo com o posicionamento mostrado na Figura 4.3, estão expostos na Figura 5.5 na forma de gráficos da carga aplicada no montante em função da deformação específica.

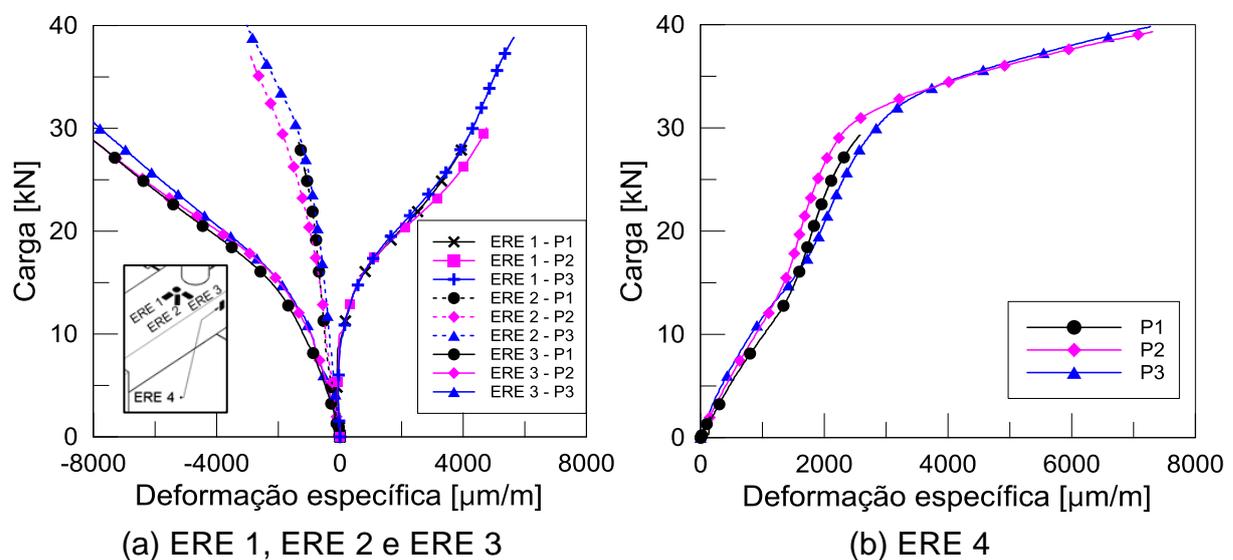


Figura 5.5: Comportamento Carga-Deformação específica

Observa-se que os resultados foram muito similares para os três ensaios, não havendo um padrão claro da influência do tamanho de solda nas deformações específicas das regiões estudadas.

Além disso, a partir da carga de 30 kN, aproximadamente, nota-se um alívio de deformações no ERE 3 e a parada da possibilidade de captação de dados em ERE 1, enquanto as deformações se intensificam no ERE 4. Ou seja, a parede lateral absorve mais tensões e se deforma mais após esse ponto.

Pela lei de Hooke, utilizando-se a tensão de escoamento do aço de $f_{y0}=363\text{MPa}$ e o módulo de elasticidade $E=200\text{GPa}$, obtém-se a deformação de escoamento: $1815\ \mu\text{m/m}$. Porém, como não ocorre um estado uniaxial de tensões, deve-se calcular as deformações principais, e a partir desses valores, a tensão de von Mises. Para uma tensão de von Mises equivalente à tensão de escoamento, para cada protótipo, têm-se os dados da Tabela 5.4.

Tabela 5.4: Dados de cada protótipo em um ponto onde a tensão de von Mises é equivalente à tensão de escoamento do aço

Protótipo	$\varepsilon_1 [10^3\text{m/m}]$	$\varepsilon_2 [10^3\text{m/m}]$	$\varepsilon_3 [10^3\text{m/m}]$	F [kN]	ERE 1 [$\mu\text{m/m}$]	ERE 2 [$\mu\text{m/m}$]	ERE 3 [$\mu\text{m/m}$]
P1	0,378	-1,801	-0,610	13,39	371,3	-594,2	-1794,7
P2	0,485	-1,789	-0,559	14,31	484,8	-624,7	-1788,2
P3	0,522	-1,772	-0,535	14,43	513,6	-481,7	-1763,0

Observa-se que, após o escoamento, o extensômetro na direção do eixo longitudinal do banzo (ERE 1) apresenta valores menores de deformação do que o extensômetro na direção do eixo transversal (ERE 3). Além disso, nota-se que, em ERE 3, o protótipo com maior solda obteve menores deformações quando compara-se um mesmo nível de carga, o que mostra a influência da parede lateral do banzo no comportamento da ligação.

Nota-se também, pelos resultados, que ERE 3 é o que atinge a deformação de escoamento sob os menores valores de carregamento.

Também se observa que, em ERE 1 e ERE3, os valores de cargas correspondentes às deformações de escoamento apresentam magnitudes maiores do que $N_{1\%}$ e menores do que $N_{3\%}$. Além disso, a partir desses extensômetros, pode-se concluir que na face superior, atinge-se o escoamento antes do que na lateral, o que corrobora com a constatação do Modo de Falha A.

5.4 COMPARAÇÃO COM GUERRA (2017)

O modelo SE3 40-032 (Tabela 4.3), de Guerra (2017), possui a mesma geometria e materiais dos três protótipos ensaiados. Embora o tamanho do cordão de solda não tenha sido registrado para esse ensaio, a Figura 5.6 mostra a comparação dos protótipos ensaiados com os dados experimentais do modelo SE3 40-032.

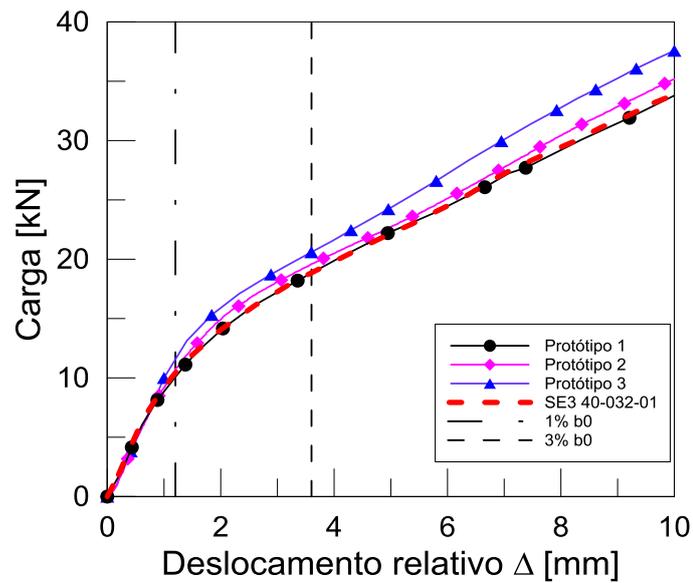


Figura 5.6: Comparação entre os resultados dos protótipos deste trabalho e do protótipo SE3 40-032-01

É importante destacar que a condição de contorno utilizadas para o ensaio do protótipo SE3 40-032-01 foi a de engastado-apoiado, com o banzo tendo comprimento de 1,0m e utilizando-se uma metodologia de ensaio diferente da utilizada neste trabalho.

Considerando-se esses fatores, nota-se uma boa correlação entre os resultados, com uma grande proximidade do modelo SE3 40-032-01 com os dos Protótipos 1 e 2, o que mostra que as condições distintas entre os ensaios, como o comprimento do banzo, metodologia e condições de contorno, pouco influenciaram a capacidade resistente da ligação.

CAPÍTULO 6

6 MODELO NUMÉRICO E COMPARAÇÃO DE RESULTADOS

Neste capítulo é apresentado o procedimento para análise numérica via elementos finitos, com descrição da escolha do tipo de elemento, as propriedades dos materiais e de geometria do modelo, além da aparência da malha gerada e as condições de contorno simuladas.

Além disso, é analisada a influência de cada parâmetro de modelagem na capacidade resistente da ligação, como refinamento de malha e alteração do tipo de elemento finito. Para essas comparações, foram utilizadas as propriedades do modelo SE1 59-0,32 (Tabela 4.3).

Por fim, a comparação dos dados experimentais e das recomendações de norma é apresentada junto aos resultados obtidos numericamente.

6.1 METODOLOGIA DE ANÁLISE

Os modelos numéricos foram desenvolvidos em um software comercial (ANSYS Inc., 2012), que utiliza o método dos elementos finitos para análises estruturais.

Inicialmente, é gerado um arquivo de entrada para especificação dos seguintes parâmetros:

- Tipo de análise a ser realizada;
 - Definição do tipo de elemento finito;
 - Detalhes do material do banzo, do montante e da solda;
 - Geometria do modelo;
 - Carga ou deslocamento a ser aplicado;
 - Tamanho de subdivisão da malha de elementos finitos;
 - Condições de contorno;
 - Método de solução.
-

As características devem atender toda a configuração utilizada nos ensaios experimentais, para possibilitar a calibração de resultados.

Posteriormente, após definição de todos os parâmetros e possível convergência do modelo numérico, pode-se obter os valores da capacidade resistente da ligação com o Critério de Deformação Limite (Item 2.2.2), além das tensões e deformações nos elementos da ligação.

6.2 ELEMENTO FINITO

O elemento escolhido foi o SOLID 185, utilizado para modelagem tridimensional de sólidos, que possui oito nós com três graus de liberdade por nó. Os graus de liberdade são as translações nas direções X, Y e Z, sendo sua geometria apresentada na Figura 6.1.

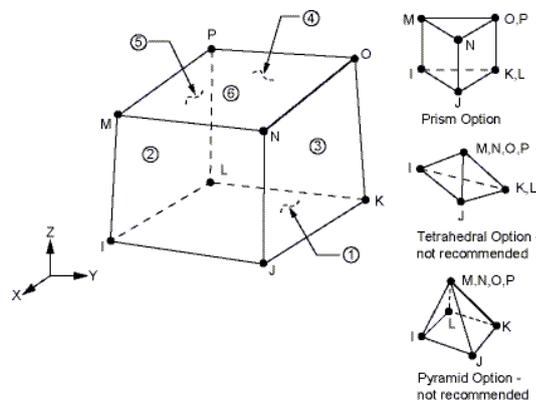


Figura 6.1: SOLID 185 (ANSYS Inc., 2012)

Esse elemento possui plasticidade, enrijecimento devido ao estado de tensões e hiperelasticidade, além de contemplar grandes deformações e rotações. O modelo desenvolvido utiliza elementos tetraédricos, como o mostrado pela Figura 6.1. Porém, em regiões onde há diferença nas geometrias, como na ligação e na simulação de solda, elementos piramidais foram utilizados.

Para atestar a funcionalidade do elemento escolhido, outro elemento foi testado na geometria desenvolvida, o SOLID 45 (Figura 6.2), com propriedades semelhantes ao SOLID 185, porém com algumas formulações de elementos diferentes, sendo recomendado pelo software para análises envolvendo fluência (ANSYS Inc., 2012).

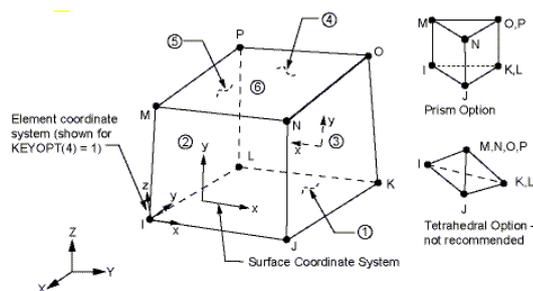


Figura 6.2: SOLID 45 (ANSYS Inc., 2012)

6.3 PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS

Os dados dos materiais utilizados nos ensaios experimentais foram utilizados também na modelagem numérica. As propriedades são descritas a seguir:

- Módulo de elasticidade do aço: $E = 200\text{GPa}$
- Coeficiente de Poisson: $\nu = 0,3$
- Tensão de escoamento do perfil do banzo: $f_{y0} = 363\text{MPa}$
- Tensão última do perfil do banzo: $f_{u0} = 431\text{MPa}$
- Tensão de escoamento do perfil do montante: $f_{y1} = 250\text{MPa}$
- Tensão última do perfil do montante: $f_{u1} = 400\text{MPa}$
- Resistência da solda: 485MPa

Para modelagem dos materiais, foi utilizada uma relação Tensão-Deformação bilinear, como mostra a Figura 6.3.

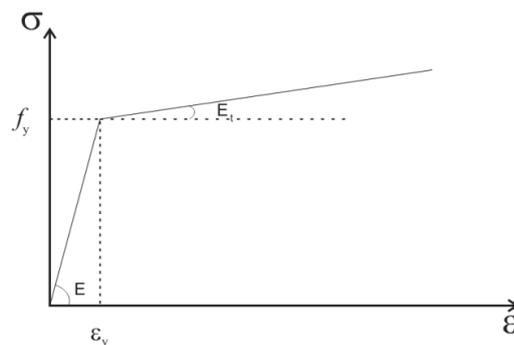


Figura 6.3: Diagrama bilinear adotado para o aço

6.4 GEOMETRIA DO MODELO E MALHA EM ELEMENTOS FINITOS

De acordo com a ASTM A-501 (2007), o valor do raio da curva de perfis tubulares retangulares não deve exceder três vezes o valor da espessura do mesmo.

O valor utilizado foi o de duas vezes a espessura do banzo, para o raio externo, e uma vez o raio para o raio interno, como mostrado na Figura 6.4.

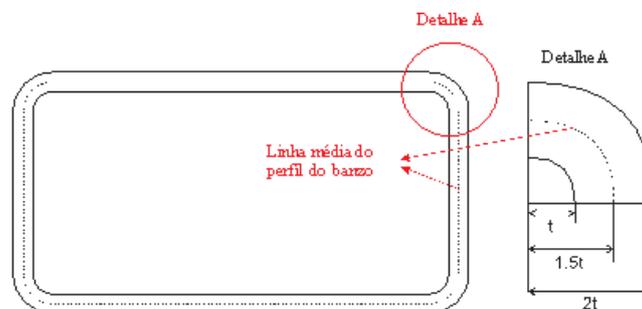


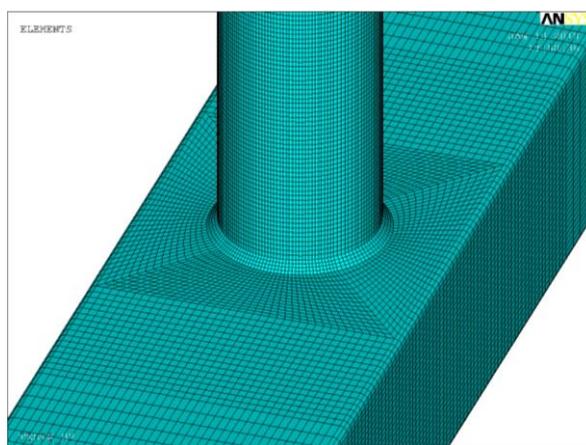
Figura 6.4: Parâmetros utilizados para modelagem da curva (Nunes, 2012)

O comprimento do banzo utilizado foi de 0,60 metros, como os dos protótipos experimentais. No caso dos experimentos de Guerra (2017), o banzo utilizado foi de um metro.

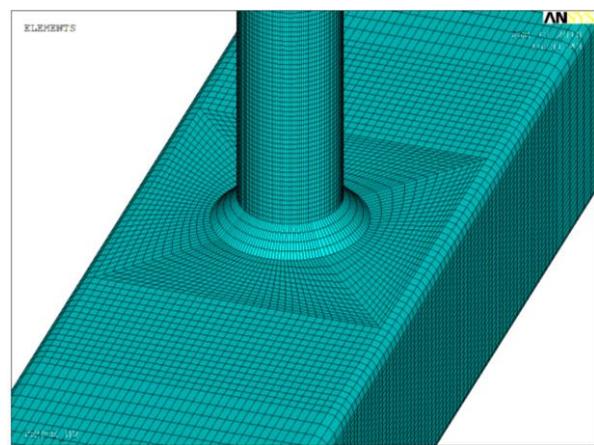
A Figura 6.5 mostra a malha de elementos finitos desenvolvida, exemplificada no item (a) pelo modelo utilizando dados da primeira série de Guerra (2017), e utilizando uma solda de 1,5 vezes a espessura do montante.

Na Figura 6.5 (b), (c) e (d) são mostrados detalhes utilizando dados do Protótipo 3 deste trabalho, sendo a solda com valor de 2,7 vezes a espessura do montante

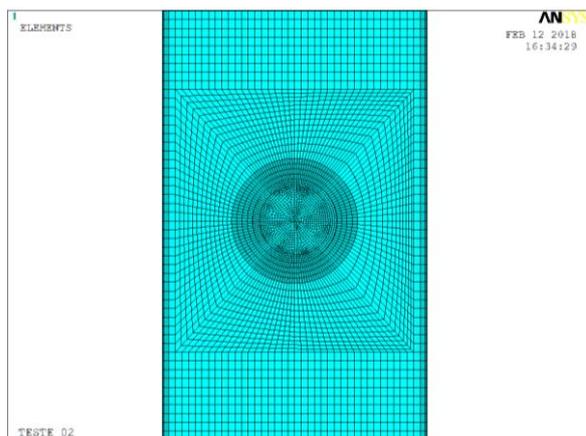
A malha dos modelos foi gerada utilizando-se três elementos na direção da espessura das paredes dos perfis (Figura 6.5 (d)), formando assim três “camadas” na espessura, sendo que uma malha mais refinada foi utilizada na região da ligação, local de maiores valores de tensões e deformações.



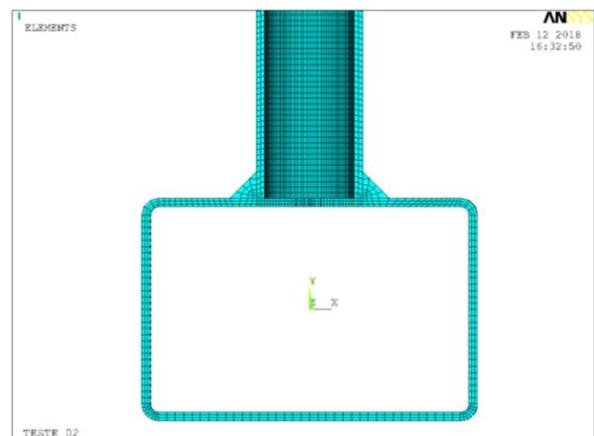
(a) Malha com características do modelo SE1 59-0,42-01



(b) Modelo do Protótipo 3



(c) Vista superior da malha do modelo do Protótipo 3



(d) Corte na região da ligação do modelo do Protótipo 3

Figura 6.5: Malha de elementos finitos

A influência do refinamento da malha foi testada, sendo possível observar na Figura 6.6 três níveis de refinamento, sendo que a malha do item (b) foi a utilizada nas análises.

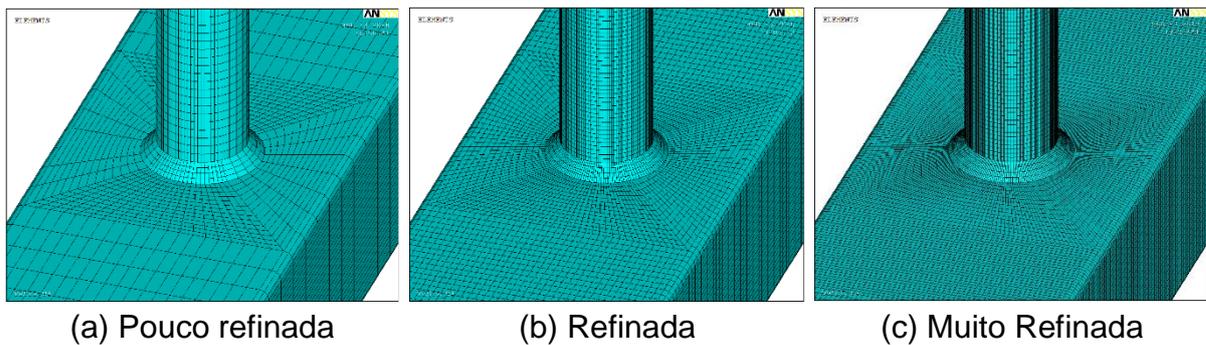


Figura 6.6: Diferentes refinamentos de malha

6.5 CONDIÇÕES DE CONTORNO E MÉTODO DE SOLUÇÃO

As condições de contorno impostas pela utilização dos apoios nos ensaios, que é representada pela configuração biapoiada, foram simuladas no modelo numérico pela seleção dos nós localizados no posicionamento dos roletes, mostrados na Figura 4.5, e aplicação de restrições de deslocamentos nos mesmos.

Nos modelos para calibração de Guerra (2017) e no estudo paramétrico, a condição utilizada foi a de Engastada-Apoiada. Essa condição foi simulada através do acoplamento de nós nas extremidades, sendo que a restrição de todos os graus de liberdade foi aplicada em uma das extremidades, e a restrição dos deslocamentos horizontais na outra.

A aplicação do carregamento no montante foi realizada por meio de incrementos de deslocamentos, sendo utilizado o método iterativo de Newton-Raphson.

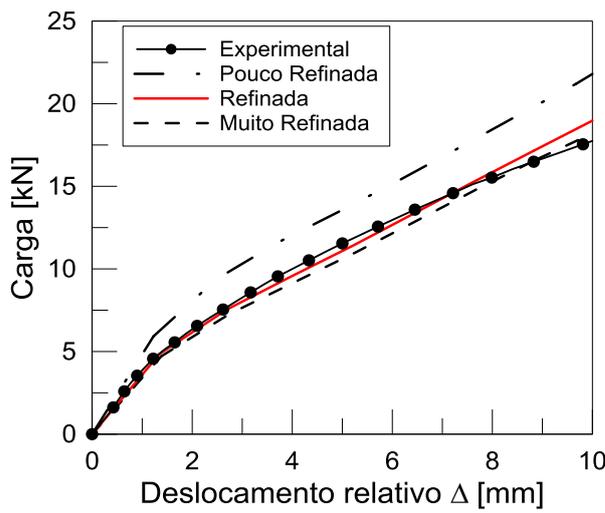
6.6 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS UTILIZADOS NA MODELAGEM

As influências das variações dos diversos fatores utilizados na modelagem estão expostas na Figura 6.7 na forma de gráficos Carga no montante-Deslocamento relativo.

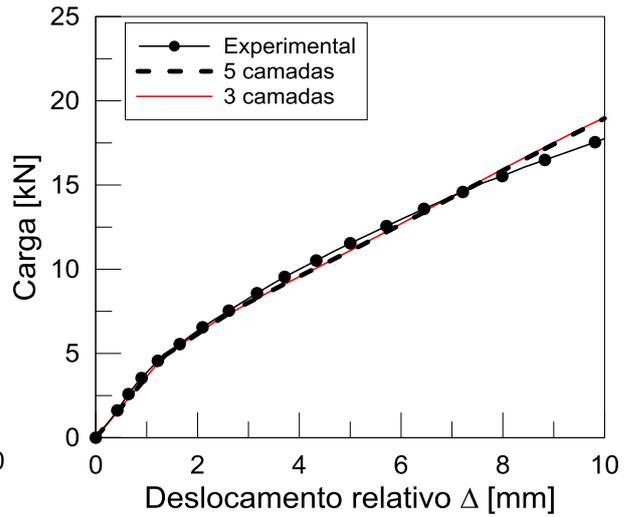
Os resultados expostos na Figura 6.7 (a) mostraram que o refinamento influencia o comportamento Carga-Deslocamento, e a utilização de um modelo pouco refinado foi, portanto, descartada. Porém, o modelo com o maior refinamento não mostrou resultados muito distintos dos encontrados pelo modelo da Figura 6.6 (b), embora com maior custo computacional para obtenção dos resultados. Portanto, a malha utilizada foi a mostrada na Figura 6.6 (b).

Quanto ao número de elementos na direção da espessura do banzo, na Figura 6.7 (b) pode-se observar que esse fator não teve influência no comportamento Carga-Deslocamento, embora o modelo de cinco camadas demande mais tempo para convergência. Portanto, o modelo com três camadas foi utilizado.

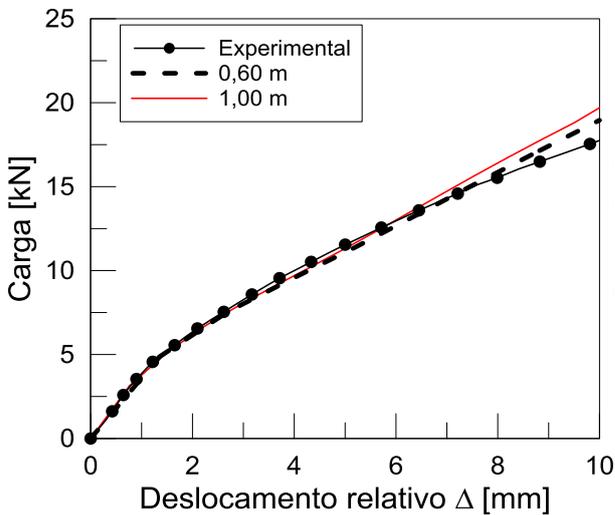
Além disso, a mudança no comprimento do banzo também foi testada, e os resultados mostraram que a capacidade resistente da ligação não foi influenciada por esse fator (Figura 6.7 (c)).



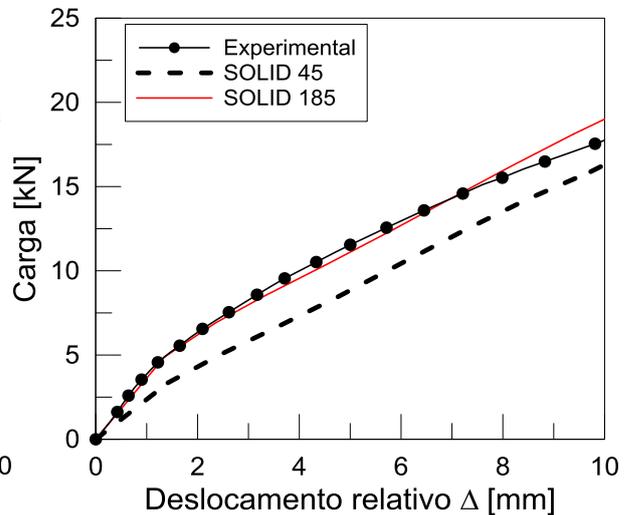
(a) Refinamento da malha



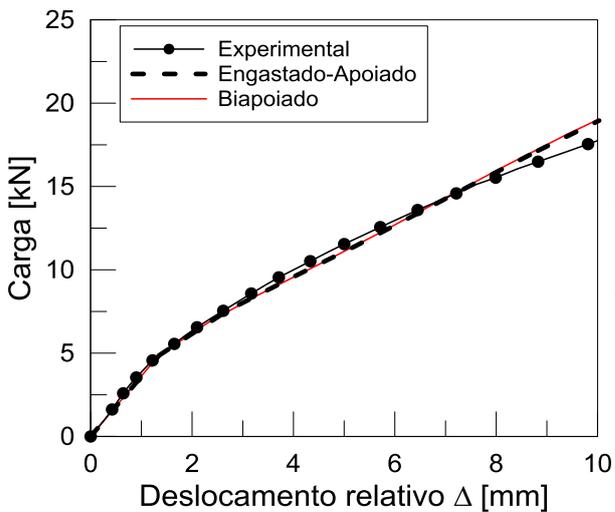
(b) Numero de camadas na espessura do banzo



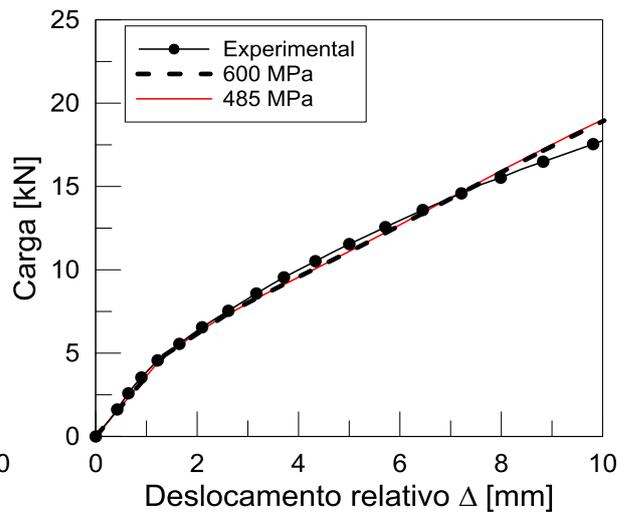
(c) Comprimento do banzo



(d) Elemento finito



(e) Condições de contorno



(f) Resistência da solda

Figura 6.7: Influência dos parâmetros nos resultados de modelagem

Quanto à variação do elemento finito utilizado, na Figura 6.7 (d) é possível notar que a utilização do SOLID 185 mostrou-se mais adequada ao se comparar resultados numéricos e experimentais.

A variação das condições de contorno também foi avaliada, comparando-se as duas condições: engastado-apoiado e biapoiado. Os resultados mostrados na Figura 6.7 (e) mostram que a mudança das condições não influenciou o comportamento da curva.

Por fim, a influência da resistência da solda foi testada (Figura 6.7 (f)), concluindo-se que o aumento da resistência para 600MPa não influenciou a capacidade resistente da ligação.

6.7 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS

A seguir, é apresentada a comparação dos resultados experimental, numérico e teórico. Primeiramente, as configurações deformadas obtidas pelos ensaios e via software de elementos finitos são comparadas.

Em seguida, o comportamento Carga *versus* Deslocamento é mostrado para cada protótipo, com as curvas numéricas e experimentais, e o resultado do cálculo da capacidade resistente de cada uma comparada ao obtido por norma.

Ao final, têm-se as comparações entre os dados de deformação específica e os resultados de calibração dos modelos de Guerra (2017).

6.7.1 CONFIGURAÇÃO DEFORMADA

As configurações deformadas dos protótipos obtidas pelos ensaios experimentais e numéricos são comparadas na Figura 6.8, após aplicação de um deslocamento de 25mm no montante à compressão no caso experimental, e sendo que os protótipos foram cortados exatamente na metade ligação.

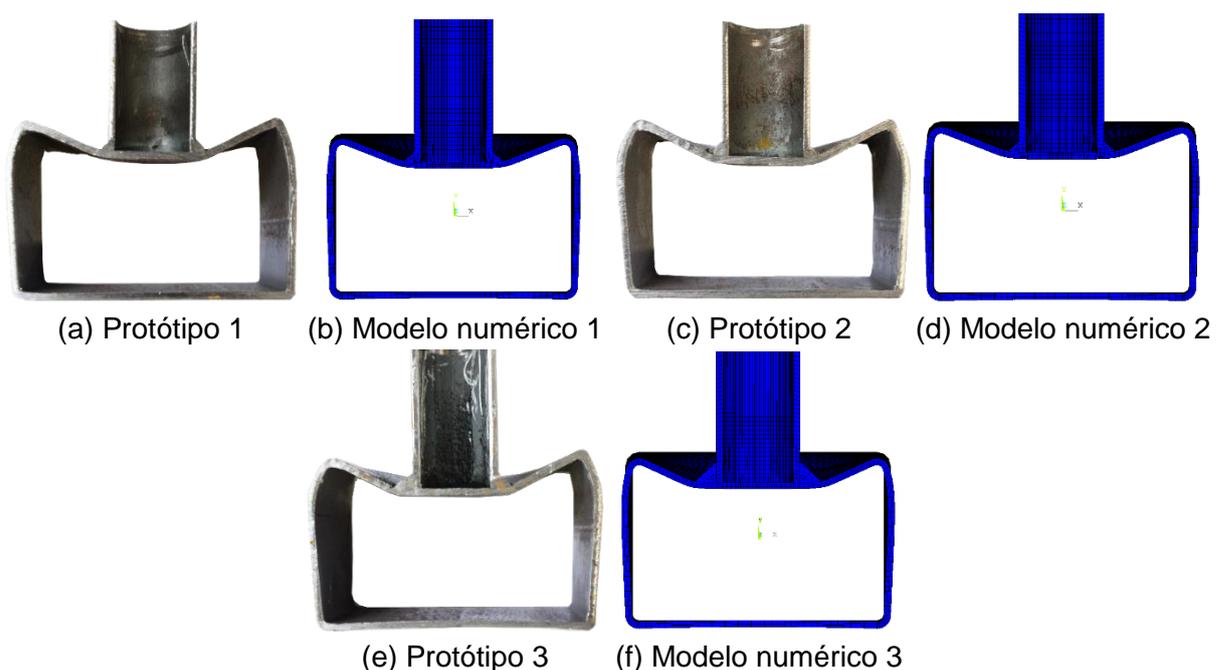


Figura 6.8: Configurações deformadas obtidas pelos ensaios e pela modelagem

A comparação entre resultados experimentais e numéricas no mesmo ponto após aplicação de deslocamentos foi impossibilitada pela utilização do diagrama bilinear do material na modelagem, o que amplifica o efeito de membrana e impõe um ganho de rigidez após o escoamento. Para poder realizar a comparação, as imagens do modelo numérico foram retiradas em um ponto de deslocamentos numéricos que equivalem ao nível de carga após serem aplicados 25mm experimentalmente. Observa-se que a deformada obtida numericamente é similar à experimental, caso essas considerações sejam realizadas, sendo que em todas as faces do banzo onde ocorreram deformações nos experimentos também tiveram esse comportamento no modelo numérico.

6.7.2 COMPORTAMENTO CARGA-DESLOCAMENTO

Na Figura 6.9, por meio de representação gráfica dos valores de Carga versus deslocamento relativo, são apresentadas comparações dos resultados experimentais com os numéricos de cada protótipo, além da comparação entre os resultados numéricos de cada um deles.

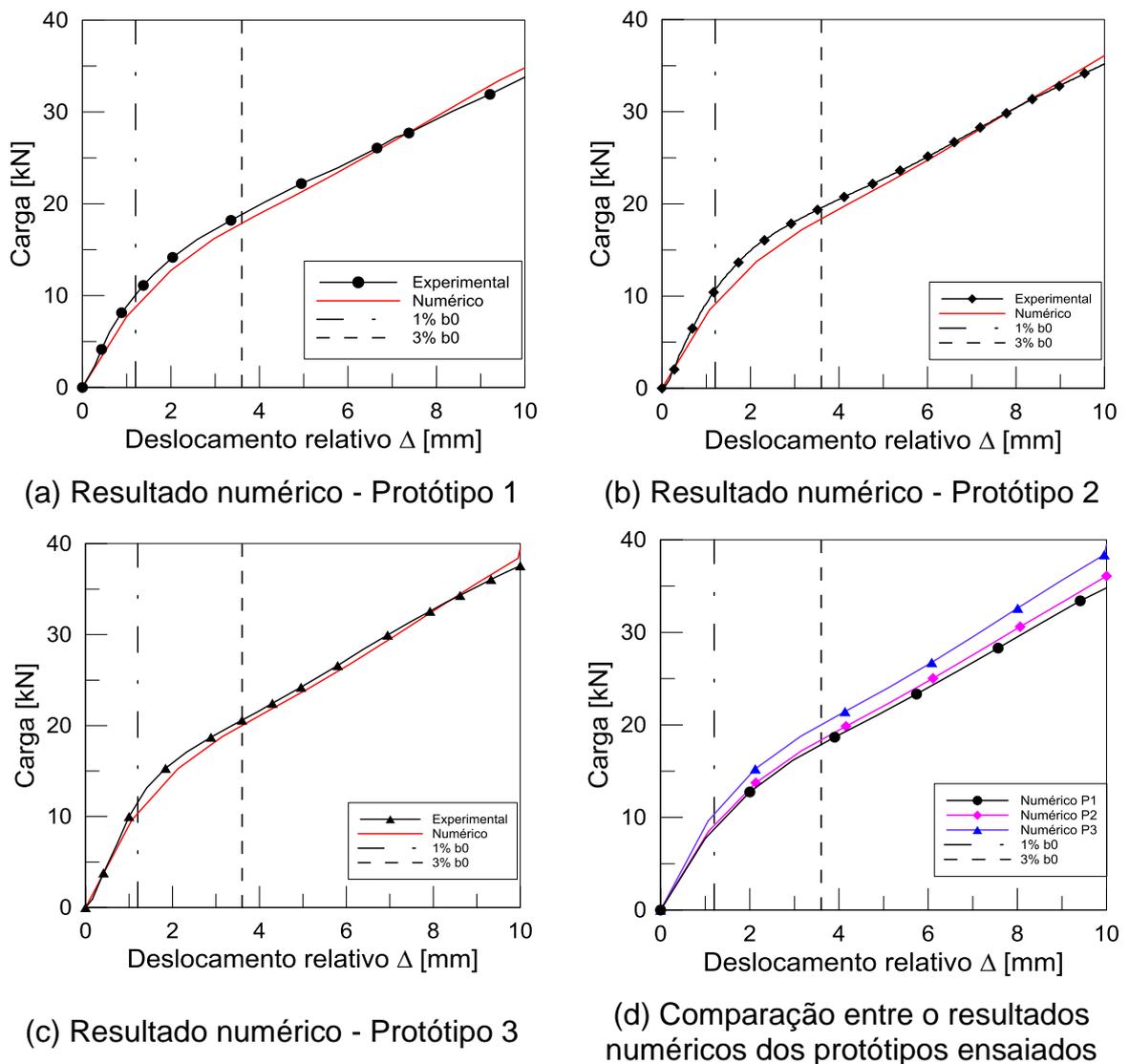


Figura 6.9: Resultados numéricos e comparação com os resultados experimentais

Observa-se que há uma boa correlação entre os resultados experimentais e numéricos. Com relação à comparação entre os protótipos, observa-se que o Protótipo 1, o de menor tamanho de solda, possui menor capacidade de carga para um mesmo deslocamento, corroborando com a conclusão de um enrijecimento dado pelo maior tamanho do cordão de solda.

Aplicando-se o critério de deformação limite, pode-se estabelecer a capacidade resistente da ligação segundo os dados numéricos ($N_{ult,num}$) (Tabela 6.1).

Tabela 6.1: Capacidade resistente determinada a partir dos modelos numéricos

Modelo	$N_{1\%}$ [kN]	$N_{3\%}$ [kN]	$N_{3\%}/N_{1\%}$	$N_{ult,num}$ [kN]
P1	8,74	17,87	2,04	13,11
P2	9,12	18,38	2,01	13,68
P3	10,35	20,01	1,93	15,52

Identifica-se nos resultados que a relação entre as cargas equivalentes à 3% e 1% da deformação da face do banzo são maiores do que 1,5 em todos os casos, indicando a dominância do critério de servicibilidade, ou seja, o valor da resistência última é de 1,5 vezes $N_{1\%}$. Essa relação tende a ser maior nos perfis com menor espessura, que também estão sujeitos a maiores deformações na seção.

As capacidades resistentes das ligações obtidas pelos ensaios experimentais (N_{exp}) e via elementos finitos ($N_{ult,num}$) podem ser comparadas com as das equações da NBR 16239 (2013) e da ISO 14346 (2013), sendo identificados como N_{NBR} e N_{ISO} , respectivamente. Os resultados estão expostos na Tabela 6.2.

Tabela 6.2: Valores de capacidade resistente

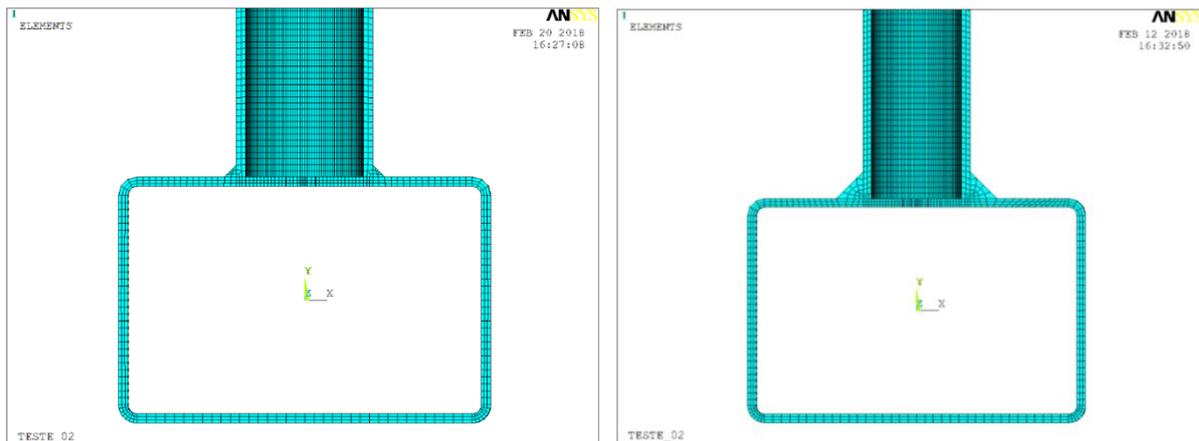
Protótipo	N_{exp} [kN]	$N_{ult,num}$ [kN]	N_{NBR} [kN]	N_{ISO} [kN]	$\frac{N_{exp}}{N_{NBR}}$	$\frac{N_{ult,num}}{N_{NBR}}$	$\frac{N_{exp}}{N_{num}}$
P1	15,74	13,11			1,06	0,89	1,20
P2	16,07	13,68	14,79	14,05	1,09	0,92	1,17
P3	16,78	15,52			1,13	1,05	1,08

Nota-se que os valores obtidos por norma estão muito próximos aos experimentais, exceto no Protótipo 3, que tem uma solda que leva a um maior enrijecimento. Da mesma forma, no caso dos resultados numéricos, apenas esse protótipo apresenta valores acima dos teóricos.

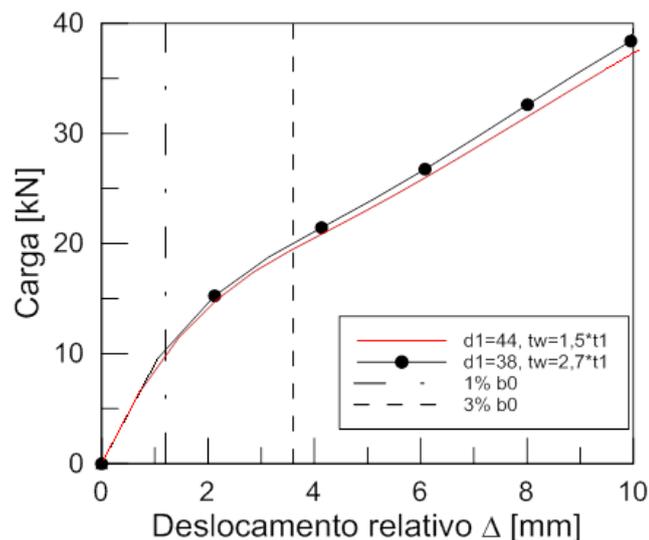
Para atestar a hipótese de que a colaboração do tamanho de solda na distribuição de tensões para a face lateral do banzo é similar ao comportamento apresentado quando

se aumenta o valor do diâmetro do montante, um modelo com diâmetro de 44mm e cordão de solda de 1,5 vezes a espessura do montante, ou seja, 3,9mm foi simulado.

Esses valores foram escolhidos pois, caso a contribuição da solda fosse contabilizada, o valor de diâmetro total seria equivalente a 44mm mais duas vezes o cordão de solda, ou seja, 51,5mm. Esse é o valor encontrado no Protótipo 3, que conta com um montante de diâmetro 38mm (d_1) e soldas com pernas de 7,0mm (t_w), ou seja, 52 mm no total, como mostra a Figura 6.10.

(a) $d_1=44$, $t_w=1,5*t_1$ (b) $d_1=38$, $t_w=2,7*t_1$ **Figura 6.10:** Comparação entre perfis

Os resultados dessa comparação são mostrados na Figura 6.11.

**Figura 6.11:** Comparação entre modelos com valores iguais de diâmetro do montante somado às pernas de solda

Observou-se um comportamento muito similar entre os dois modelos, atestando a hipótese anterior.

Os resultados numéricos de deslocamento na face lateral do banzo, comparados entre si e com os resultados experimentais de cada caso, estão expostos na Figura 6.12.

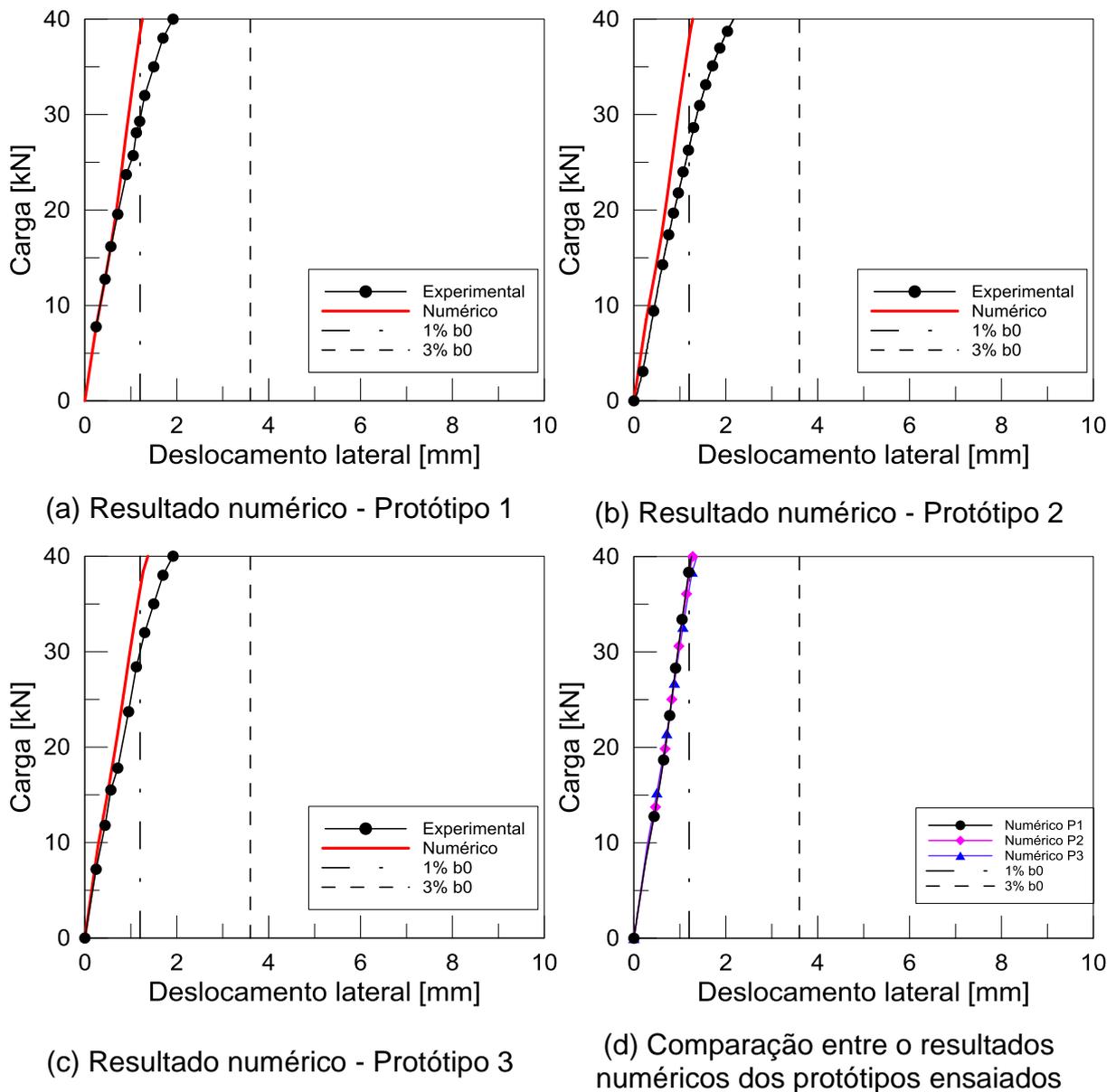


Figura 6.12: Resultados numéricos de deslocamento na face lateral e comparação com resultados experimentais

Observa-se que não há diferença nos resultados numéricos dos três modelos. Quando se compara os resultados experimentais e numéricos, nos três casos, nota-se uma maior rigidez nos resultados numéricos.

A comparação direta dos resultados numéricos e experimentais para essas medições pode ter sido prejudicada pela possível mudança de posição do LVDT 3 ao decorrer da aplicação de carregamentos.

6.7.3 DEFORMAÇÃO ESPECÍFICA

Os resultados de deformações específicas elástica e plástica, em função do carregamento, foram obtidos por análise numérica, e estão expostos na Figura 6.13, para a deformação na face superior do banzo, e na Figura 6.14, para deformação da

face lateral. Nas Figuras são comparados os dados de cada modelo entre si e também com os resultados experimentais.

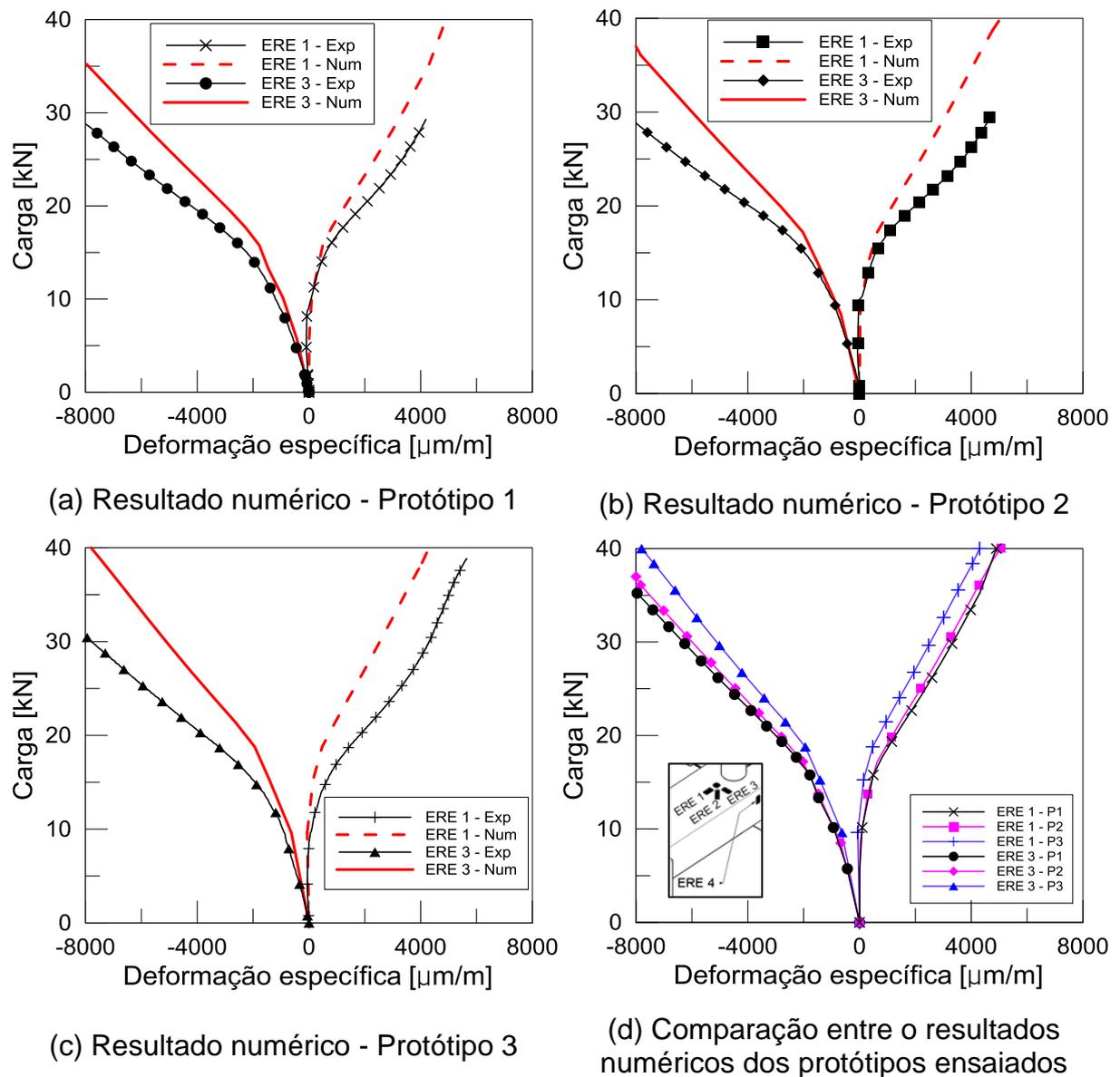


Figura 6.13: Resultados numéricos de deformações específicas em ERE 1. ERE 2 e ERE 3

Observa-se na Figura 6.13 (a) a (c) que os valores de deformações específicas experimentais apresentam boa correlação e resultados para os níveis de carregamento iniciais, ocorrendo maior dispersão a partir do início do escoamento.

A dispersão pode ser explicada pela utilização do diagrama bilinear na representação do aço na modelagem.

Na comparação entre os modelos numéricos, identifica-se que as deformações são maiores, levando em consideração um mesmo carregamento, no modelo do Protótipo 1. Ou seja, com menor tamanho de solda, maiores valores de deformação foram observados.

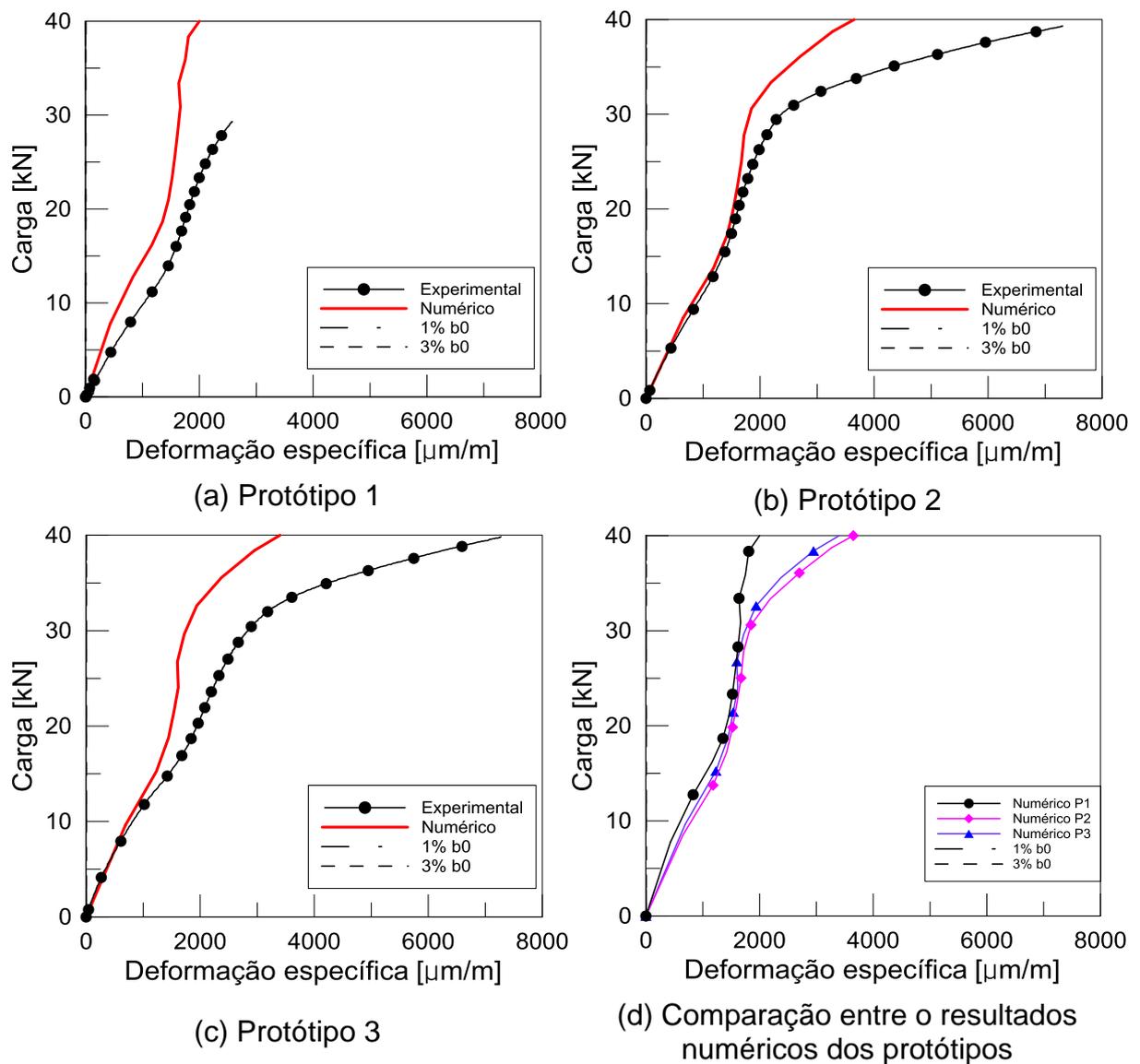


Figura 6.14: Resultados numéricos de deformações específicas em ERE 4

De forma similar à análise da Figura 6.13, é possível notar que na Figura 6.14 (a) a (c), os valores de deformações específicas experimentais apresentam boa correlação para os níveis de carregamento iniciais, ocorrendo maior dispersão a partir do início do escoamento.

Na comparação entre os modelos numéricos, não é notória a influência do tamanho do cordão de solda nos resultados.

6.7.4 CALIBRAÇÃO COM DADOS EXPERIMENTAIS DE GUERRA (2017)

Na Figura 6.15, os dados numéricos encontrados na modelagem das séries de Guerra (2017) são comparados aos dados experimentais dos protótipos identificados como 01 (Tabela 4.3). Os protótipos identificados como 02 possuem as mesmas características de material e de geometria dos protótipos 01, e esses resultados são mostrados no Apêndice A.

Observa-se boa correlação dos resultados numéricos e experimentais, o que indica a eficiência do modelo numérico e validade para um estudo paramétrico, cujos resultados são apresentados no Capítulo 7.

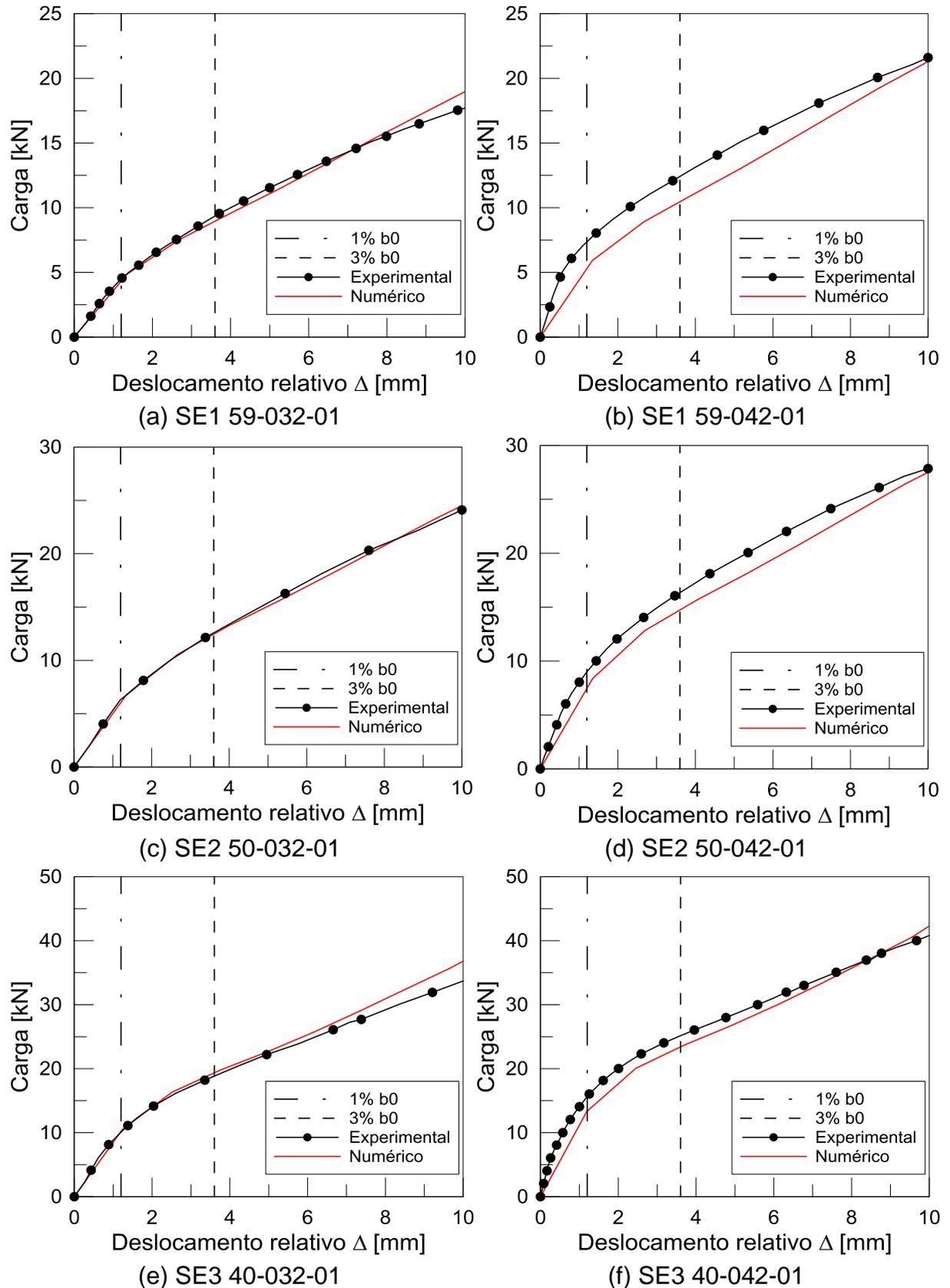


Figura 6.15: Gráficos de calibração dos modelos de Guerra (2017)

CAPÍTULO 7

7 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Neste capítulo é apresentado o estudo paramétrico com os modelos desenvolvidos na análise numérica, utilizando a metodologia descrita no capítulo anterior.

As propriedades dos materiais e de geometria utilizadas para os modelos são descritas, além da apresentação e análise dos resultados obtidos.

7.1 PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS E GEOMETRIAS

As propriedades dos materiais utilizados na modelagem numérica são descritas a seguir, destacando-se que foram utilizados os valores nominais dos materiais:

- Módulo de elasticidade do aço: $E = 200\text{GPa}$
- Coeficiente de Poisson: $\nu = 0,3$
- Tensão de escoamento do perfil do banzo: $f_{y0} = 300\text{MPa}$
- Tensão última do perfil do banzo: $f_{u0} = 400\text{MPa}$
- Tensão de escoamento do perfil do montante: $f_{y1} = 250\text{MPa}$
- Tensão última do perfil do montante: $f_{u1} = 400\text{MPa}$
- Resistência da solda: 485 MPa

Para a análise paramétrica, dois parâmetros foram selecionados para variação: o diâmetro do montante e a espessura da seção do banzo, sendo eles diretamente ligados aos os valores de β e 2γ , respectivamente.

Na variação dos modelos, foram realizados incrementos de 6 mm no diâmetro do banzo entre o valor de 38 mm até o valor de 92 mm, sendo também utilizados dois valores extremos: 30 mm e 96 mm, que correspondem aos valores limites estabelecidos pela ISO 14346 (2013), de $0,25 \leq \beta \leq 0,80$.

Da mesma forma, foram variadas espessuras do banzo de 1,5 mm a 4,0 mm em incrementos de 0,5 mm. Portanto, foram utilizados 12 diferentes valores de diâmetro do montante e 6 de espessura do banzo, totalizando 72 modelos numéricos.

A geometria de cada um dos 72 modelos encontra-se no Apêndice B, destacando-se que os valores de altura, largura e comprimento do banzo utilizados para todos os modelos foram de 80mm, 120mm e 1,0m, respectivamente, e a espessura do montante de 3,0 mm. Além disso, o tamanho da perna de solda utilizada foi, para todos os modelos, de 1,5 vezes a espessura do montante, e a condição de contorno engastado-apoiado.

Quanto às condições de validade dos modelos, as recomendações de norma foram mostradas anteriormente na Tabela 3.2. Estabelece-se pela NBR 16239 (2013) que a relação entre largura e espessura do banzo não pode exceder o valor de 36, enquanto que na ISO 14346 (2013) esse valor não deve exceder 40, além dos perfis deverem ser classificados como Classe 1 ou 2.

Na Figura 7.1, cada ponto representa um dos modelos analisados. Nota-se que a grande maioria está classificada como Classe 4, segundo a classificação do EN 1993-1-8 (2005). Os modelos com $2\gamma = 38$ foram classificados como Classe 2, e os de $2\gamma = 30$ como Classe 1, sendo os limites entre essas classes destacado no gráfico.

Além disso, também são representados os limites de validade de β (linhas verticais no gráfico) segundo a NBR 16239 (2013).

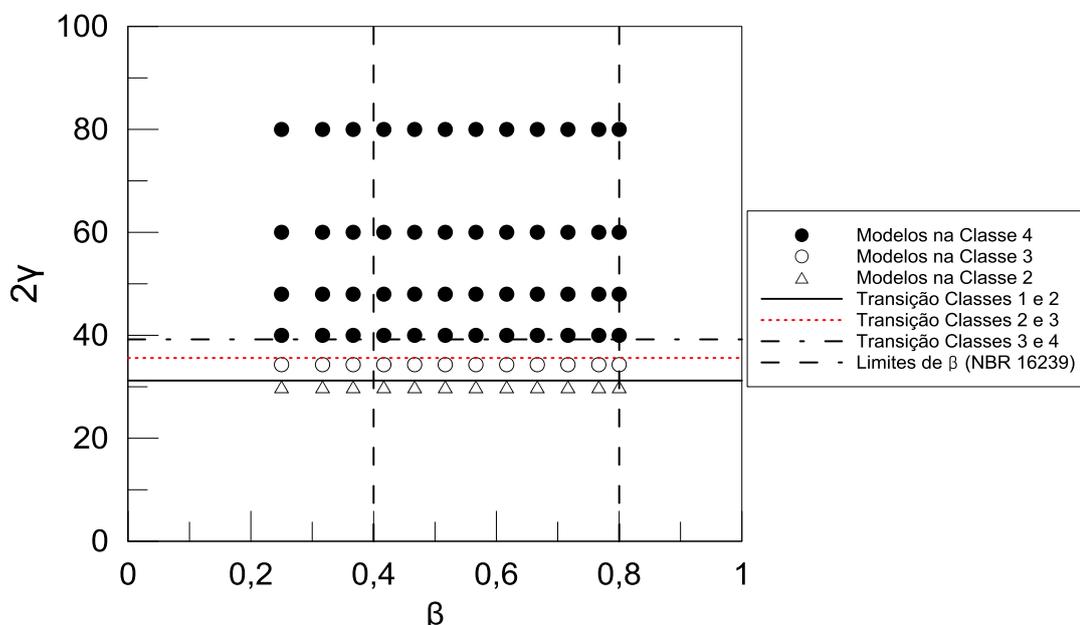


Figura 7.1: Classificação do modelo quanto às classes segundo o EN 1993-1-8 (2005)

Diferentemente da NBR 16239 (2013), nas recomendações da ISO 14346 (2013), um valor de β menor do que 0,40 pode ser utilizado ($0,25 \leq \beta \leq 0,80$), desde que outra

condição também seja obedecida, como mostrado anteriormente na Tabela 3.2 e a seguir na Equação (7.1):

$$\frac{d_1}{b_0} \geq \left(0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0} \right) \quad (7.1)$$

Ou seja, os limites dos valores de β permitidos estão diretamente ligados ao parâmetro 2γ . Isso impõe as condições de validade mostradas na Tabela 7.1, para cada valor de 2γ utilizado nos modelos da análise paramétrica.

Tabela 7.1: Condições de validade da relação diâmetro/banzo segundo a ISO 14346 (2013)

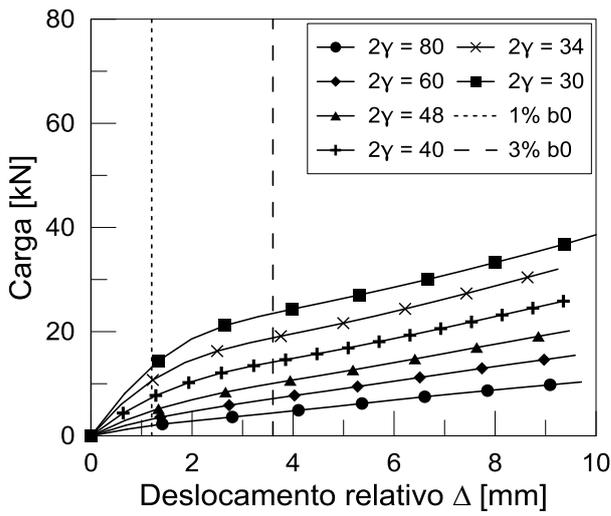
2γ	Condição de validade
80	$\frac{d_1}{b_0} \geq 0,90$
60	$\frac{d_1}{b_0} \geq 0,70$
48	$\frac{d_1}{b_0} \geq 0,58$
40	$\frac{d_1}{b_0} \geq 0,50$
34	$\frac{d_1}{b_0} \geq 0,44$
30	$\frac{d_1}{b_0} \geq 0,40$

Portanto, analisando-se essa condição, agregada aos limites de $0,25 \leq \beta \leq 0,80$, conclui-se que diversos dos modelos analisados não atendem às prescrições.

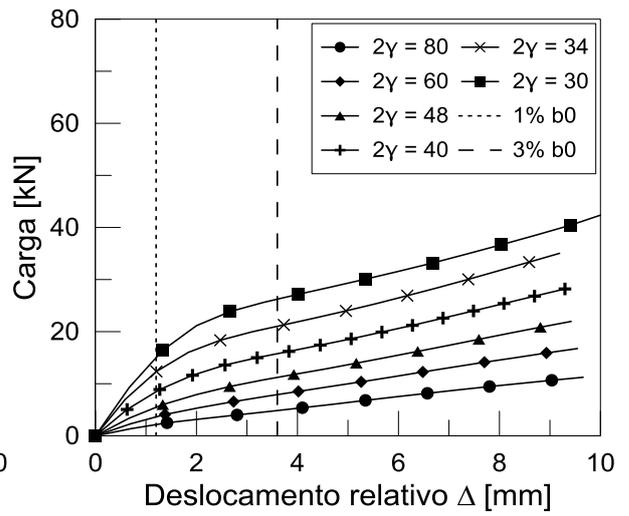
7.2 COMPORTAMENTO CARGA-DESLOCAMENTO

Na Figura 7.2 e na Figura 7.3 são apresentados, em cada um dos gráficos de Carga *versus* Deslocamento relativo, comparação entre modelos com diferentes parâmetros 2γ , sendo o valor do parâmetro β fixado para cada caso.

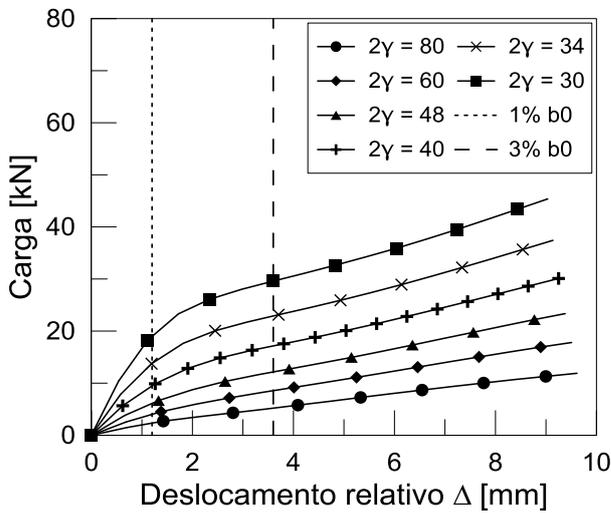
É importante ressaltar que a escala do eixo que representa as cargas se altera, de um valor máximo de 80 kN na Figura 7.2 para um valor máximo de 140 kN na Figura 7.3, para melhor representação e comparação dos resultados.



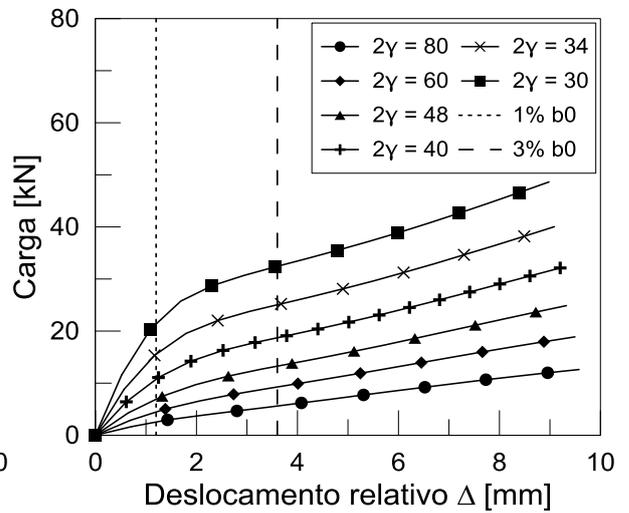
(a) $\beta = 0,25$



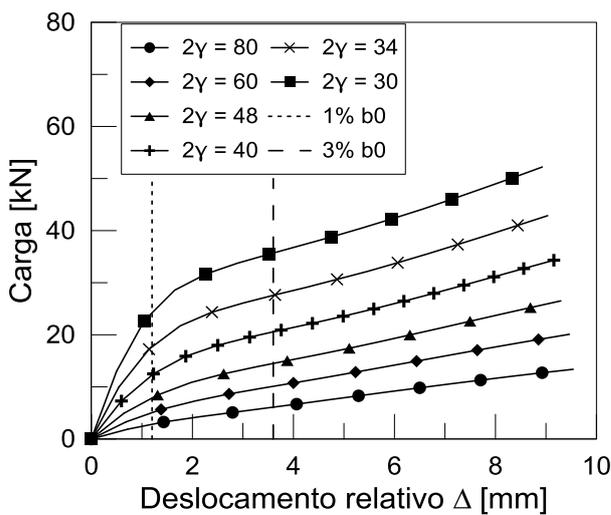
(b) $\beta = 0,32$



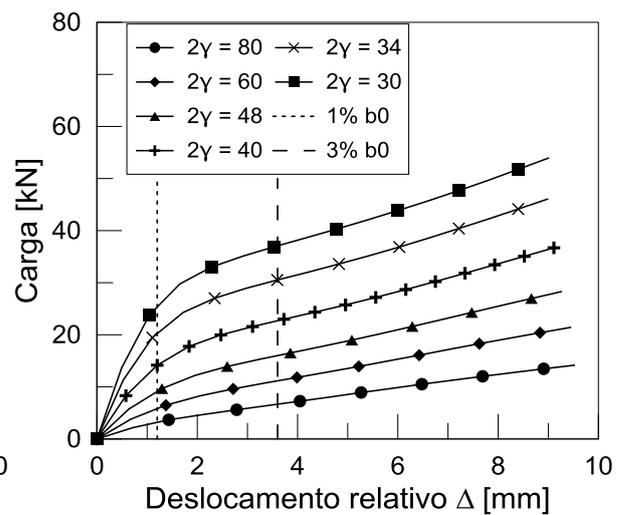
(c) $\beta = 0,37$



(d) $\beta = 0,42$



(e) $\beta = 0,47$



(f) $\beta = 0,52$

Figura 7.2: Comportamento Carga-Deslocamento relativo

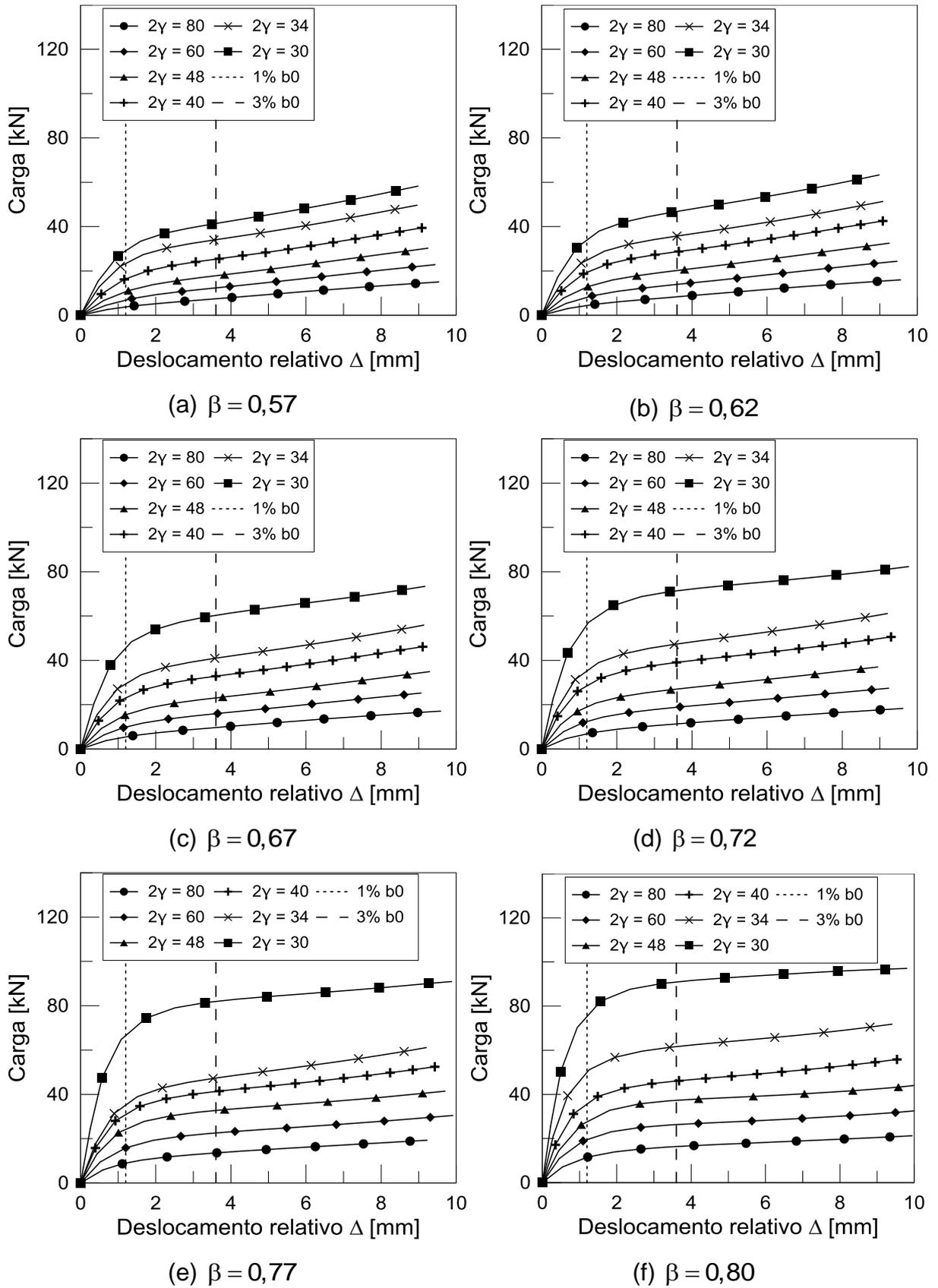


Figura 7.3: Comportamento Carga-Deslocamento

Observa-se que o comportamento do modelo com maior espessura ($2\gamma=30$) apresenta maior dispersão em relação aos demais à medida em que o parâmetro β aumenta. Destaca-se que esses modelos são os únicos classificados como Classe 1, e portanto, estão de acordo com a recomendação do EN 1993-1-8 (2005).

O aumento da dispersão à medida em que se aumenta o parâmetro β pode ser explicado pelo fato da modelagem da curva do banzo ser realizada em função da espessura do mesmo, e à medida em que se aumenta a espessura, também se aumenta o raio da curva, o que gera perfis mais rígidos.

Quanto à relação entre a carga equivalente ao deslocamento relativo de 3% e 1% da face do banzo, a Figura 7.4 mostra o valor dessa relação em função do parâmetro β , para cada valor de 2γ dos modelos analisados.

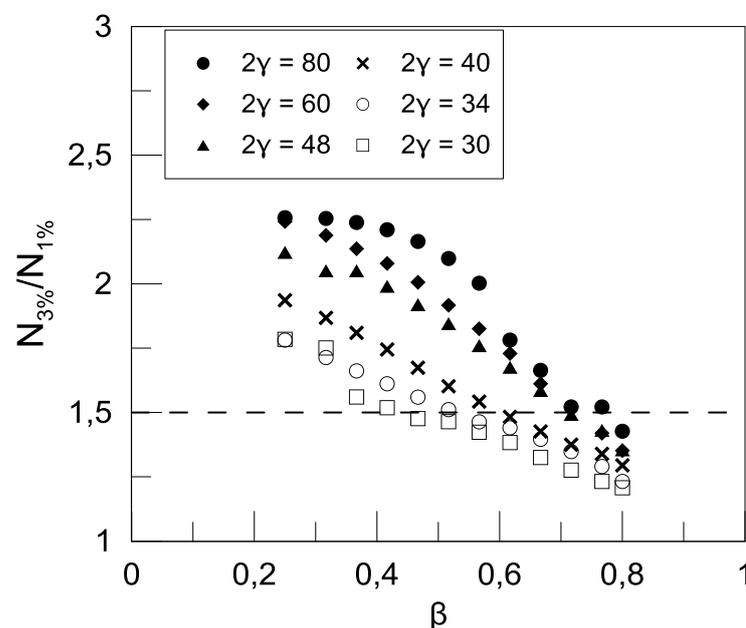


Figura 7.4: Relação entre a carga equivalente ao deslocamento relativo de 3% e 1% da face do banzo em função do parâmetro β

Pode-se inferir que os modelos com maior esbelteza apresentam relações $N_{3\%}/N_{1\%}$ mais altas do que modelos com maior espessura no banzo, quando se comparam modelos com um mesmo valor de β .

Também se observa que, com o aumento do valor de β , a tendência em todos os modelos é da diminuição da relação $N_{3\%}/N_{1\%}$. Isso é explicado pelo fato de que, com o aumento do diâmetro do montante, a contribuição da face lateral na absorção de tensões aumenta, fazendo com que o critério de servicibilidade não precise ser aplicado, pois as deformações na face superior do banzo serão menores. Ou seja, o estado limite último é dominante; esse mesmo comportamento é também observado pelo aumento da espessura do banzo.

A relação entre capacidades resistentes obtidas via modelagem ($N_{ult,num}$) pelas resistências teóricas da NBR 16239 (2013) (N_{NBR}) estão mostradas na Figura 7.5, em função do parâmetro β .

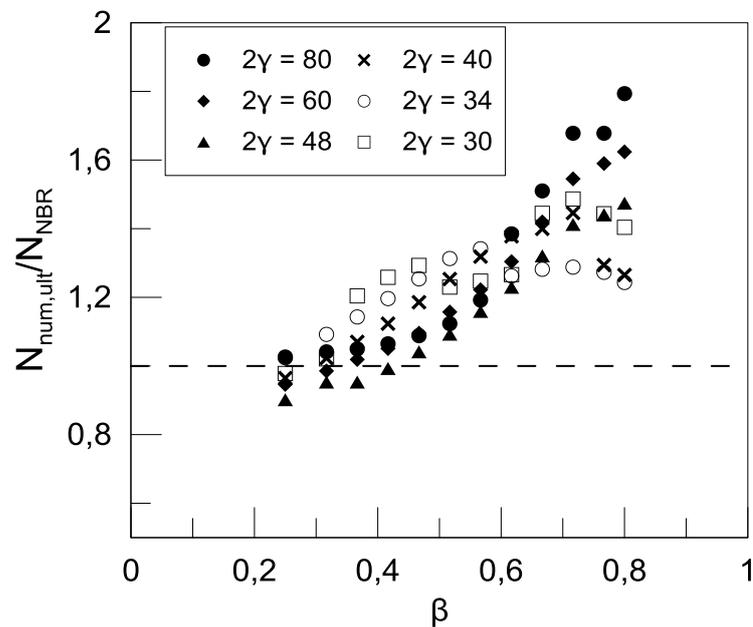


Figura 7.5: Relação entre a capacidade resistente obtida via modelo numérico pela capacidade teórica em função do parâmetro β

Pode-se observar que a maior dispersão entre a igualdade de valores normativos e numéricos, ou seja, $N_{ult,num}/N_{NBR}$ igual a um, ocorreu nos modelos com menores e maiores valores de β .

Os modelos com maior dispersão em relação aos resultados teóricos foram os com maiores esbeltezes, seja com resultados numéricos muito superiores ou inferiores aos normativos.

Portanto, nota-se que grande número de modelos apresentou capacidade resistente numérica maior do que a teórica, o que indica uma inadequação das equações de norma, especialmente quando a aplicadas a perfis com maior esbeltez. Isso corrobora com as condições de validade impostas para uso das equações de capacidade resistente, visto que os modelos cujas capacidades mais se aproximaram ou ultrapassaram o valor normativo foram os classificados como Classe 1. Nota-se, da mesma forma, que os de Classe 2 se dispersaram menos do que os de Classe 4.

CAPÍTULO 8

8 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Esse trabalho teve como objetivo o estudo de ligações do tipo “T” compostas por perfis tubulares de paredes esbeltas, através de um estudo numérico/paramétrico. Além disso, através de ensaios experimentais, avaliar a influência do tamanho de solda na capacidade resistente das ligações.

A influência da solda no comportamento de uma ligação tipo “T” formada por banzos retangulares e montantes circulares foi analisada por meio de três ensaios experimentais com aplicação de carregamento de compressão no montante, e pela modelagem numérica reproduzindo os experimentos.

Os resultados experimentais indicaram uma influência do tamanho do cordão de solda na capacidade resistente das ligações estudadas, com o caso de um ganho de 7% na capacidade resistente da ligação com um aumento de 59% do tamanho da perna de solda, quando comparados dois dos ensaios.

Esse ganho de resistência pode ser explicado pelo aumento da contribuição da parede lateral na capacidade resistente, o que também é constatado nas análises paramétricas quando se aumenta o diâmetro do montante. Portanto, a perna de solda age contribuindo para uma distribuição das tensões na face superior para uma região mais próxima da parede lateral, levando esta a absorver tensões.

Como o número de experimentos foi limitado, a conclusão da influência do cordão de solda não é definitiva; porém, pode-se estabelecer que, caso a execução de um tamanho de cordão de solda possa ser garantida, uma solda de dimensões maiores irá possibilitar uma maior capacidade resistente à ligação submetida à compressão.

Os protótipos ensaiados, compostos por geometrias fora das condições de validade de norma, mostraram boa correlação no comportamento Carga-Deslocamento

Relativo, quando comparados com os resultados experimentais de mesmas dimensões ensaiado por Guerra (2017).

Portanto, apesar das condições de contorno, metodologia de ensaio, e tamanho de comprimento do banzo distintos nos dois ensaios comparados, os resultados se mostraram muito similares, mostrando que esses fatores pouco ou nada influenciaram a capacidade resistente das ligações.

A plastificação da face do banzo foi o modo de falha dominante encontrado nos ensaios experimentais e modelos numéricos. Entretanto, nota-se que a parede lateral de perfis mais esbeltos apresenta deformações consideráveis, o que configura uma aproximação à possível plastificação da face lateral. Esse fator pode ser intensificado por carga de compressão no banzo, que não foi analisado nesse trabalho.

O modelo numérico desenvolvido apresentou resultados com boa correlação com os obtidos pelos ensaios experimentais, tanto quando se avaliou o comportamento Carga-Deslocamento Relativo na face superior do banzo quanto no comportamento Carga-Deformações Específicas.

Observou-se que os valores de deformações específicas experimentais apresentam boa correlação com os numéricos para níveis de carregamento iniciais, ocorrendo maior dispersão a partir do início do escoamento, o que pode ser explicado pela utilização do diagrama bilinear na representação do aço na modelagem.

Além disso, identificou-se que, para valores elevados de carregamentos, um alívio de deformações na face superior do banzo foi registrada, enquanto as deformações se intensificam na face lateral. Ou seja, a parede lateral absorve mais tensões e se deforma mais após maiores carregamentos.

Após o desenvolvimento do modelo numérico e reprodução das condições experimentais, modelos representando os ensaios experimentais de Guerra (2017) foram feitos, tendo apresentado boa correlação, o que possibilitou uma análise paramétrica para avaliação do comportamento da ligação.

A partir da análise paramétrica, pôde-se observar que, com o aumento do valor de β , a tendência é da diminuição da relação $N_{3\%}/N_{1\%}$. Além disso, pôde-se inferir que o aumento da esbeltez do banzo ocasionou relações $N_{3\%}/N_{1\%}$ mais altas, ou seja, o critério de servicibilidade é dominante em perfis esbeltos, havendo a necessidade da consideração desse fator no cálculo das capacidades resistentes de ligações com tais perfis, pois a consideração da capacidade de carga do estado último pode induzir a valores elevados, prejudicando a segurança do dimensionamento.

Por fim, pôde-se observar que modelos com maior dispersão em relação aos resultados teóricos foram os com maiores esbeltezes. O mesmo foi observado para modelos com menores e maiores valores de β , que também não pertenciam às condições de validade de norma.

Portanto, notou-se que as equações presentes para dimensionamento não são ideais para serem utilizadas em perfis fora das condições de validade recomendadas pelas prescrições.

Entretanto, com o avanço nos estudos desses perfis, adaptações às equações podem ser propostas para adequação no dimensionamento.

8.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para sugestões de trabalhos futuros, pode-se indicar:

- Avaliação da ocorrência de outros modos de falha em perfis esbeltos
 - Avaliação de perfis com maior esbeltez submetidos a momento
 - Estudo da ligação com aplicação de carga no banzo em perfis esbeltos
 - Estudo de outras tipologias de ligações
-

REFERÊNCIAS

American Society for Testing and Materials. **ASTM A501: Standard Specification for Hot-Formed Welded and Seamless Carbon Steel Structural Tubing**. USA: ASTM, 2007.

ANSYS Inc. **ANSYS Versão 12.0**. EUA: Swanson Analysis System, 2012.

Araújo, A. H. M. DE; Sarmanho, A. M. C.; Batista, E. DE M.; Requena, J. A. V.; Fakury, R. H.; Pimenta, R. J. **Projeto de estruturas de edificações com perfis tubulares de aço**. 1. ed. Belo Horizonte: Ed. do Autor, 2016.

CBCA - Centro Brasileiro de Construção em Aço. **Construção em Aço - Estatísticas**, 2017.

Cheng, S.; Becque, J. A design methodology for side wall failure of RHS truss X-joints accounting for compressive chord pre-load. **Engineering Structures**, v. 126, p. 689–702, 2016.

De Winkel, G. D. The Static Strength of I-Beam to Circular Hollow Section Column Connections. **Delft University of Technology**, p. 263, 1998.

De Winkel, G. D.; Rink, H. D.; Wardenter, J.; Isope; Ompec; Ksnaj. Static strength of uniplanar and multiplanar I-beam to tubular column connections loaded with in-plane bending moments. **Proceedings of the 4th International Offshore and Polar Engineering Conference**, v. 4, p. 65–72, 1994.

EN 1993-1-1. **Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings**. [s.l.] CEN (European Committee for Standardization), 2005.

EN 1993-1-8. **Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints**. Bruxelas: CEN (European Committee for Standardization), 2005.

Estruturas Tubulares. **Passarela do anel rodoviário de Belo Horizonte**. Disponível em: <<http://www.estruturastubulares.com/Obras/SitePages/Nacionais>>. Acesso em: 20 jul. 2017.

Fan, Y. **RHS-to-RHS Axially Loaded X-Connections Offset Towards an Open Chord End**. Toronto: University of Toronto, 2017.

Fan, Y.; Packer, J. A. RHS-to-RHS axially loaded X-connections near an open chord end. **Canadian Journal of Civil Engineering**, v. 44, n. 11, p. 881–892, nov. 2017.

Firmo, C. DA S. **Estruturas tubulares enrijecidas por superfícies de dupla curvatura (hiperbólicas)**. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2003.

Fleischer, O.; Puthli, R.; Ummenhofer, T.; Wardenier, J. Axially loaded K joints made of thin-walled rectangular hollow sections. In: **Tubular Structures XV**. [s.l.] CRC Press, 2015. p. 457–464.

Fleischer, O.; Wardenier, J. Effect of chord tensile stress on the capacity of RHS K joints with gap in real girders. **Tubular Structures XVI**, 2017.

- Garifullin, M.; Pajunen, S.; Mela, K.; Heinisuo, M.; Havula, J. Initial in-plane rotational stiffness of welded RHS T joints with axial force in main member. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 139, p. 353–362, 2017.
- Gomes, N. V. **Avaliação de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa**. Dissertação de Mestrado. Rio de Janeiro: Universidade Estadual do Rio de Janeiro, 2017.
- Guerra, M. J. L. **Estudo de ligações tipo “T” com perfis tubulares de seção composta de paredes esbeltas**. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2017.
- Guerra, M. J. L.; Sarmanho, A. M. C.; Nunes, G. V.; Pereira, D. J. R.; Neto, J. B. S. **Análise numérica de ligações tipo “T” com perfis tubulares de paredes esbeltas** *Revista da Estrutura de Aço - REA*, 2017.
- Historic Environment Scotland. **The Forth Bridge World Heritage Journey**. Disponível em: <<https://blog.historicenvironment.scot/2016/07/forth-bridge-world-heritage-journey/>>. Acesso em: 10 set. 2017.
- Hottinger Baldwin Messtechnik. **Catman 4.5** Darmstadt, 2003.
- ISO 14346. **Static design procedure for welded hollow-section joints - Recommendations**. Genebra: International Organization for Standardization, 2013.
- Kosteski, N.; Packer, J. A.; Puthli, R. S. A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 59, n. 4, p. 453–471, abr. 2003.
- Lu, L. H.; De Winkel, G. D.; Yu, Y.; Wardenier, J. Deformation limit for the strength of hollow section joints. **Tubular Structures VI**, p. 341–347, 1994a.
- Lu, L. H.; Wardenier, J.; Isope; Ompec; Ksnaj; Winkel, G. D.; Rink, H. D.; Wardenter, J.; Isope; Ompec; Ksnaj. Ultimate deformation criteria for uniplanar connections between I-beam and RHS columns under in-plane bending. **Proceedings of the Fourth (1994) International Offshore and Polar Engineering Conference**, v. 4, p. 73–80, 1994b.
- Mayor, I. M. S. **Análise teórico-experimental de ligações tipo “K” e “KT” compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular**. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2010.
- Mazon, A. A. O. **Análise de sistemas treliçados com barras de extremidades achatadas enrijecidas**. [s.l.] Tese de Doutorado. Universidade Federal de Ouro Preto, 2016.
- Mendanha, F. O. **Análise de ligações de perfis tubulares em aço do tipo “K” e “KT”**. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2006.
- Mendes, F. C. **Análise teórico-experimental de ligações tipo “T”, “K” e “KT” com perfis metálicos tubulares**. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2008.
- NBR 14762. **Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio**. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2010.
-

NBR 16239. **Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares**. 1. ed. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2013.

NBR 8800. **Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios**. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2008.

NBR ISO 6892. **Materiais metálicos - Ensaio de tração à temperatura ambiente**. Rio de Janeiro: Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2002.

Nizer, A.; De Lima, L. R. O.; Da S. Vellasco, P. C. G.; De Andrade, S. A. L.; Da S. Goulart, E.; Da Silva, A. T.; Da C. Neves, L. F. Experimental and numerical assessment of RHS T-joints subjected to brace and chord axial forces. **Steel Construction**, v. 9, n. 4, p. 315–322, nov. 2016.

Nobre, D. S.; De Lima, L. R. O.; Vellasco, P. C. G. S.; Costa-Neves, L. F.; Da Silva, A. T. Evaluation of CHS tubular KK joints. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 12, n. 11, 2015.

Nunes, G. V. **Estudo paramétrico de ligações tipo “T”, “K” e “KT” compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular**. Dissertação de Mestrado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2012.

Nunes, G. V. **Análise teórica-experimental de ligações com perfis metálicos tubulares (retangulares e circulares) considerando o efeito do carregamento do banzo**. Tese de Doutorado. Ouro Preto: Universidade Federal de Ouro Preto, 2017.

Nunes, G. V.; Sarmanho, A. M. C.; Araújo, A. H. M. DE; Requena, J. A. V.; De Lima, L. R. O. **Análise do comportamento de ligações tubulares T**. XXXII CILAMCE. **Anais...**Ouro Preto: Congresso Ibero Latino Americano de Métodos Computacionais em Engenharia, 2011

Packer, J. A.; Sun, M.; Tousignant, K. Experimental Evaluation of Design Procedures for Fillet Welds to Hollow Structural Sections. **Journal of Structural Engineering**, v. 142, n. 5, 2016.

Packer, J. A.; Wardenier, J.; Zhao, X. L.; Van der Vegte, G. J.; Kurobane, Y. Design guide for bridge engineers. **Reinforced Plastics**, v. 54, n. 2, p. 8, mar. 2010.

Puthli, R. S. **Geometrical non-linearity in collapse analysis of thick shells, with application to tubular steel joints**Heron, 1981.

Resende, A. D. F. L. **Diagnóstico numérico de vigas Vierendeel formadas por perfis tubulares metálicos de seção circular**. Dissertação de Mestrado. Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

Tousignant, K.; Packer, J. A. Fillet weld effective lengths in CHS X-connections. II: Finite element modelling, parametric study and design. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 141, p. 77–90, 2018.

Vallourec. **Tubos estruturais**. Disponível em: <www.vallourec.com/countriez/brazil/PT/Media/catalogues>. Acesso em: 7 fev. 2017.

Vegte, G. J. VAN DER; Wardenier, J.; Puthli, R. S. FE analysis for welded hollow-section joints and bolted joints. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 163, n. 6, p. 427–437, dez. 2010.

Vo Trong Nghia Architects. **Diamond Island Community Hall**. Disponível em: <<http://votrongnghia.com/projects/diamond-island-community-hall/>>. Acesso em: 10 set. 2017.

Voth, A. P.; Packer, J. A. Numerical study and design of T-type branch plate-to-circular hollow section connections. **Engineering Structures**, v. 41, p. 477–489, 2012.

Wardenier, J.; Packer, J. A.; Zhao, X.-L.; Van der Vegte, G. J. **Hollow sections in structural applications**. Genebra: CIDECT, 2010.

Zhao, X.-L. Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 53, n. 2, p. 149–165, 2000.

Zhao, X.-L.; Wardenier, J.; Packer, J. A.; Vegte, G. J. VAN DER. Current static design guidance for hollow-section joints. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 163, n. 6, p. 361–373, dez. 2010.

Zhao, X.; Hancock, G. J. T-Joints in Rectangular Hollow Sections Subject to Combined Actions. **Journal of Structural Engineering**, v. 117, n. 8, p. 2258–2277, ago. 1991.

APÊNDICE A

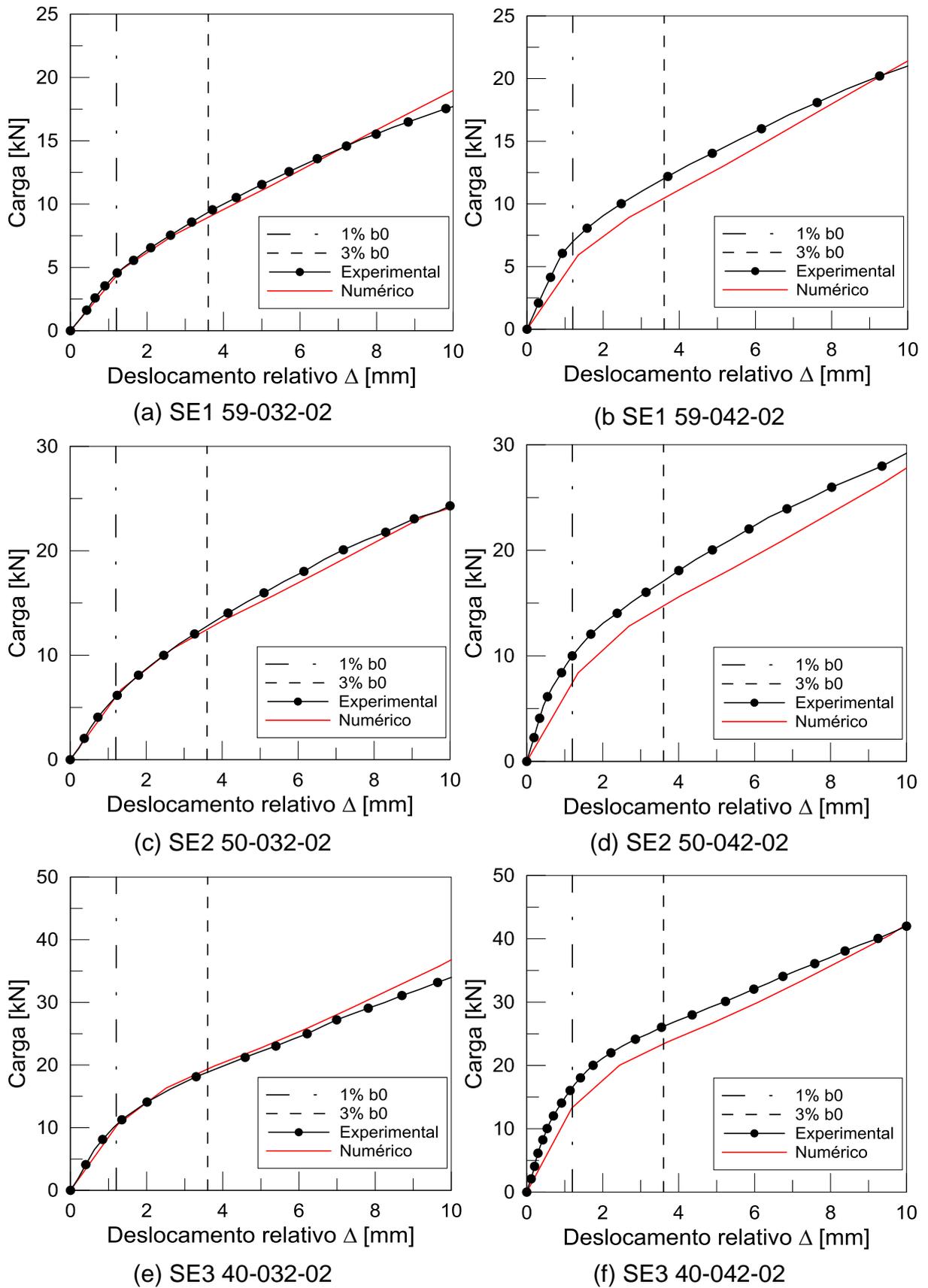


Figura A.1: Gráficos de calibração

APÊNDICE B

Tabela B.1: Propriedades geométricas dos modelos analisados no estudo paramétrico (Continua)

Modelo	t0 [mm]	d1 [mm]	β	2γ	Classe	$\frac{N_{NBR,ISO}}{f_{y0}t_0^2}$	$\frac{N_{ult,num}}{f_{y0}t_0^2}$	$\frac{N_{ult,num}}{N_{NBR,ISO}}$
1	1,50	30,00	0,25	80	Classe 4	4,15	4,26	1,03
2	1,50	38,00	0,32			4,53	4,71	1,04
3	1,50	44,00	0,37			4,86	5,10	1,05
4	1,50	50,00	0,42			5,24	5,57	1,06
5	1,50	56,00	0,47			5,68	6,17	1,09
6	1,50	62,00	0,52			6,20	6,96	1,12
7	1,50	68,00	0,57			6,83	8,14	1,19
8	1,50	74,00	0,62			7,60	9,60	1,26
9	1,50	80,00	0,67			8,58	11,89	1,38
10	1,50	86,00	0,72			9,88	14,91	1,51
11	1,50	92,00	0,77			11,66	19,58	1,68
12	1,50	96,00	0,80			13,31	23,87	1,79
13	2,00	30,00	0,25	60	Classe 4	4,15	3,93	0,95
14	2,00	38,00	0,32			4,53	4,46	0,99
15	2,00	44,00	0,37			4,86	4,95	1,02
16	2,00	50,00	0,42			5,24	5,50	1,05
17	2,00	56,00	0,47			5,68	6,22	1,10
18	2,00	62,00	0,52			6,20	7,17	1,16
19	2,00	68,00	0,57			6,83	8,34	1,22
20	2,00	74,00	0,62			7,60	9,91	1,30
21	2,00	80,00	0,67			8,58	12,18	1,42
22	2,00	86,00	0,72			9,88	15,26	1,54
23	2,00	92,00	0,77			11,66	18,54	1,59
24	2,00	96,00	0,80			13,31	21,61	1,62
25	2,50	30,00	0,25	48	Classe 4	4,15	3,74	0,90
26	2,50	38,00	0,32			4,53	4,32	0,95
27	2,50	44,00	0,37			4,86	4,82	0,99
28	2,50	50,00	0,42			5,24	5,45	1,04
29	2,50	56,00	0,47			5,68	6,20	1,09
30	2,50	62,00	0,52			6,20	7,18	1,16
31	2,50	68,00	0,57			6,83	8,39	1,23
32	2,50	74,00	0,62			7,60	10,04	1,32
33	2,50	80,00	0,67			8,58	12,12	1,41
34	2,50	86,00	0,72			9,88	14,23	1,44
35	2,50	92,00	0,77			11,66	17,22	1,48
36	2,50	96,00	0,80			13,31	19,62	1,47

Tabela B.1: Propriedades geométricas dos modelos analisados no estudo paramétrico (Conclusão)

Modelo	t0 [mm]	d1 [mm]	β	2γ	Classe	$\frac{N_{NBR,ISO}}{f_{y0} t_0^2}$	$\frac{N_{ult,num}}{f_{y0} t_0^2}$	$\frac{N_{ult,num}}{N_{NBR,ISO}}$
37	3,00	30,00	0,25	40	Classe 4	4,15	4,00	0,96
38	3,00	38,00	0,32			4,53	4,63	1,02
39	3,00	44,00	0,37			4,86	5,20	1,07
40	3,00	50,00	0,42			5,24	5,88	1,12
41	3,00	56,00	0,47			5,68	6,73	1,19
42	3,00	62,00	0,52			6,20	7,77	1,25
43	3,00	68,00	0,57			6,83	9,00	1,32
44	3,00	74,00	0,62			7,60	10,47	1,38
45	3,00	80,00	0,67			8,58	12,01	1,40
46	3,00	86,00	0,72			9,88	14,28	1,45
47	3,00	92,00	0,77			11,66	15,10	1,29
48	3,00	96,00	0,80			13,31	16,83	1,26
49	3,50	30,00	0,25	34	Classe 2	4,15	4,25	1,02
50	3,50	38,00	0,32			4,53	4,94	1,09
51	3,50	44,00	0,37			4,86	5,55	1,14
52	3,50	50,00	0,42			5,24	6,26	1,20
53	3,50	56,00	0,47			5,68	7,12	1,25
54	3,50	62,00	0,52			6,20	8,14	1,31
55	3,50	68,00	0,57			6,83	9,16	1,34
56	3,50	74,00	0,62			7,60	9,59	1,26
57	3,50	80,00	0,67			8,58	11,00	1,28
58	3,50	86,00	0,72			9,88	12,72	1,29
59	3,50	92,00	0,77			11,66	14,85	1,27
60	3,50	96,00	0,80			13,31	16,55	1,24
61	4,00	30,00	0,25	30	Classe 1	4,15	4,06	0,98
62	4,00	38,00	0,32			4,53	4,62	1,02
63	4,00	44,00	0,37			4,86	5,85	1,20
64	4,00	50,00	0,42			5,24	6,59	1,26
65	4,00	56,00	0,47			5,68	7,34	1,29
66	4,00	62,00	0,52			6,20	7,62	1,23
67	4,00	68,00	0,57			6,83	8,51	1,25
68	4,00	74,00	0,62			7,60	9,62	1,27
69	4,00	80,00	0,67			8,58	12,40	1,44
70	4,00	86,00	0,72			9,88	14,68	1,49
71	4,00	92,00	0,77			11,66	16,84	1,44
72	4,00	96,00	0,80			13,31	18,68	1,40