



**Universidade do Estado do Rio de Janeiro**  
Centro de Tecnologia e Ciências  
Faculdade de Engenharia

Douglas Rodriguez Brasil


**Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa**

Rio de Janeiro

2013

Douglas Rodriguez Brasil

**Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa**



Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima

Coorientador: Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco

Rio de Janeiro

2013

CATALOGAÇÃO NA FONTE  
UERJ / REDE SIRIUS / BIBLIOTECA CTC/B

B823 Brasil, Douglas Rodriguez.  
Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa/  
Douglas Rodriguez Brasil. – 2013.  
107f.

Orientador: Luciano Rodrigues Ornelas de Lima.  
Coorientador(es): Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade do Estado do Rio de  
Janeiro, Faculdade de Engenharia.

1. Engenharia Civil - Teses. 2. Estabilidade Estrutural -  
Dissertação. I. Lima, Luciano Rodrigues Ornelas de. II.  
Universidade do Estado do Rio. III. Título.

CDU 624.07

Autorizo, apenas para fins acadêmicos e científicos, a reprodução total ou parcial desta dissertação, desde que citada a fonte.

---

Assinatura

---

Data

Douglas Rodriguez Brasil

**Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa**

Dissertação apresentada, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre, ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, da Universidade do Estado do Rio de Janeiro. Área de concentração: Estruturas.

Aprovado em:

Banca Examinadora:

---

Prof. Dr. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima (Orientador)  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (Coorientador)  
Faculdade de Engenharia – UERJ

---

Prof. Dr. Ricardo Rodrigues Araújo  
Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca  
- CEFET/RJ

---

Prof.<sup>a</sup> Dra. Arlene Maria Sarmanho Freitas  
Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP

Rio de Janeiro

2013

## DEDICATÓRIA

A Deus, por ter iluminado meu caminho ao longo de todos estes anos e aos meus pais Carmen Brasil e Marco Brasil, pelo amor, carinho e incentivo ao meu trabalho.

## **AGRADECIMENTOS**

A Deus que esteve ao meu lado em todos os momentos guiando-me e me dando forças para alcançar meus objetivos, mesmo diante de tantas provações.

Ao meu orientador, Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima e coorientador Prof. Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco por toda a ajuda e amizade fortalecida durante a realização deste trabalho.

A todos os queridos amigos que Deus colocou em minha vida e que foram imprescindíveis na conquista desse objetivo. Agradeço especialmente ao André TENCHINI por ter sido para mim, além de grande irmão, exemplo de força e determinação.

Aos professores do corpo docente da UERJ pelo conhecimento transmitido durante os cursos ministrados.

Aos companheiros de trabalho pela paciência demonstrada durante os trabalhos desenvolvidos. Em especial ao Sr. Capitão-de Mar-e-Guerra Engenheiro Naval André Luis Ferreira Marques e ao Engenheiro Civil Júlio Pesce, pela compreensão durante os dias que estive realizando este trabalho, e ao Engenheiro Mecatrônico Adriano Romanello pelo apoio prestado.

A UERJ, porque sem os seus programas e instalações, nada disso seria possível.

A todos que embora não citados nominalmente compreenderam e contribuíram de forma direta ou indireta para a realização deste trabalho.

## RESUMO

BRASIL, Douglas Rodriguez. *Análise de ligações tubulares T com reforço de chapa*. 2013. 107f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.

O uso de perfis estruturais tubulares vem aumentando em grande escala no mundo, principalmente devido às vantagens associadas ao comportamento estrutural e estético, levando a uma intensa utilização nos países da Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e na Austrália. Países como Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda fazem uso intensivo dessas estruturas e contam com uma produção corrente, industrializada e contínua com alto grau de desenvolvimento tecnológico. Diante deste fato, no Brasil, o uso desses perfis era bastante limitado, restringindo-se praticamente a coberturas espaciais. A situação do mercado brasileiro começou a se alterar em razão da maior oferta desses perfis proporcionada pelo início da produção pela V&M do BRASIL no ano de 2000. Sendo assim, diante da novidade da tecnologia, impõe-se a necessidade de divulgação e implementação do uso desse tipo de perfil, além de uma ampliação do número de trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural. O presente trabalho apresenta uma análise paramétrica de ligação reforçada tipo "T", através da determinação da resistência última da ligação obtida pelo critério de deformação limite proposto por diversos pesquisadores, comparando os resultados com as prescrições do Eurocode 3, do Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004 e do CIDECT. As ligações objeto deste estudo são compostas por perfil tubular retangular (RHS) no banzo e perfis circulares (CHS) nos montantes. Nestas análises verificou-se a influência do reforço na região de encontro de banzo e montante, bem como a influência do esforços atuantes no banzo no comportamento global das ligações. As não-linearidades físicas e geométricas foram incorporadas aos modelos, a fim de se mobilizar totalmente a capacidade resistente dessa ligação. Os modelos em elementos finitos, foram desenvolvidos no programa Ansys 12.0. Como resultado final deste trabalho é apresentado o comportamento da ligação tipo T com reforço para diversos tipos de perfis (banzo e montante) e diferentes espessuras da chapa de reforço, fazendo comparação com o dimensionamento proposto pelo Projeto de Norma Brasileira PN 02.125.03-004.

Palavras-chave: Estruturas metálicas; Ligações tubulares; Análise numérica; Método dos elementos finitos; Análise não linear; Chapa de reforço.

## ABSTRACT

The use of tubular structural profiles has increased in large-scale worldwide, mainly because of the technical advantages associated with the structural behavior and aesthetic, led to an intense use in Europe, Southeast Asia, North America and Australia. Countries like Canada, England, Germany and Netherlands make use these structures and have a current, industrialized and continuing production with a high level of technological development. Considering this fact, in Brazil, the use of these profiles has been quite limited, being restricted just to spatial coverage. Nonetheless situation in the Brazilian market has changed due to the supply of these profiles provided by the start of production from V&M do BRASIL in the year 2000, in front of this technological novelty, imposing the need for dissemination and implementation of the use of this type of profile, as well as an increase in the number of research papers providing a better understanding of its structural behavior. This dissertation presents a parametric analysis of reinforced T-joints by determining the joint ultimate strength obtained by the limit deformation criteria proposed by several researchers comparing the results with Eurocode 3, Brazilian Design Code Project PN 02.125.03-004 and CIDECT requirements. The joints object of this study are composed by tubular rectangular hollow section (RHS) in the chord and circular hollow section (CHS) in the braces. In these analyzes, it was verified the influence of reinforcements in the area against of the chord and brace, as well as the influence of acting efforts in the chord in the joint global behavior. The physical and geometrical nonlinearities were incorporated in the models, in order to fully mobilize the joint resistance capacity. The finite element method was developed with the Ansys 12.0 software. As final results of this dissertation, it is presented the reinforced T-joint behavior for several profile types (chord and brace) and different thicknesses reinforcement plates, in comparison to the design proposed by Brazilian Design Code Project PN 02.125.03-004.

Key-words: Metal structures; Tubular joints; Numerical analysis; Finite element method; Nonlinear analysis; reinforced plate.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares .....	17
Figura 2 – Diferença de área de pintura entre perfis abertos e tubulares .....	19
Figura 3 – Processo de fabricação de perfil RHS [9].....	21
Figura 4 – Processo de laminação contínua [8]. .....	21
Figura 5 – Processo de laminação por ficha [8]. .....	22
Figura 6 – Processo de laminação de Pilger [8].....	23
Figura 7 – Processo de solda por indução à alta frequência [8].....	23
Figura 8 – Ligações entre os elementos tubulares [9].....	25
Figura 9 – Gráfico carga <i>versus</i> deslocamento proposto por Lu <i>et al.</i> [32]. .....	33
Figura 10 – Modos de ruína para ligações tubulares [5], [6]. .....	37
Figura 11 – Dados geométricos de ligação “T” .....	38
Figura 12 – Dados geométricos de ligação “T” com reforço e carga de tração no montante .....	43
Figura 13 – Dados geométricos de ligação “T” com reforço e carga de compressão no montante .....	44
Figura 14 – Esquema geral das ligações T ensaiadas [20].....	46
Figura 15 – Esquema geral do sistema de aplicação de carregamento [38].....	46
Figura 16 – Geometria do Elemento SHELL181 .....	47
Figura 17 – Seção Transversal do Perfil Circular .....	48
Figura 18. Malha de elementos finitos do modelo numérico. ....	49
Figura 19 – Curva carga <i>versus</i> deslocamento – modelo de calibração da ligação “T” .....	50
Figura 20 – Modelo de reforço tipo “Chapa” [3].....	51
Figura 21 – Modelo de reforço tipo “Colar” [3].....	52
Figura 22 – Método de modelagem das áreas [3].....	52
Figura 23 – Modelo numérico criado no Ansys [18] .....	53
Figura 24 – Malha do banzo [18].....	53
Figura 25 – Malha do montante [18].....	54
Figura 26 – Malha da solda [18].....	54
Figura 27 – Malha da chapa de reforço ( $t_0+t_p$ ) [18].....	55
Figura 28 – Malha do reforço tipo colar e tipo chapa [18] .....	55

Figura 29 – Gráfico $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante comprimido.....	59
Figura 30 – Gráfico $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante tracionado.....	59
Figura 31 – Gráfico $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante comprimido.....	60
Figura 32 – Gráfico $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante tracionado.....	60
Figura 33 – Malha da chapa de reforço “com furo” (colar) [18] .....	61
Figura 34 – Malha da chapa de reforço “sem furo” (chapa) [18] .....	62
Figura 35 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 1.0mm.....	63
Figura 36 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 3.0mm.....	63
Figura 37 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 1.0mm.....	64
Figura 38 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 3.0mm.....	64
Figura 39 – Gráfico $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante tracionado.....	73
Figura 40 – Gráfico $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante comprimido.....	74
Figura 41 – Gráfico $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante tracionado.....	74
Figura 42 – Gráfico $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante comprimido.....	75
Figura 43 – Comparativo da resistência da ligação para montante tracionado.....	76
Figura 44 – Comparativo da resistência da ligação para montante comprimido .....	76
Figura 45 – Gráfico $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante comprimido.....	78
Figura 46 – Gráfico $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ versus modelos numéricos com montante tracionado.....	78
Figura 47 – Gráfico do modelo 1.4 com espessura do reforço de 2mm.....	79
Figura 48 – Tensão de Von Mises obtida pelo modelo numérico.....	79
Figura 49 – Gráfico sem furo versus com furo para chapa de reforço com espessura de 2.0mm .....	80
Figura 50 – Gráfico sem furo versus com furo para chapa de reforço com espessura de 4.0mm .....	81

Figura 51 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 2.0mm .....	82
Figura 52 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 4.0mm .....	82
Figura 53 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço.....	83
Figura 54 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 4.0mm .....	84
Figura 55 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 6.0mm .....	84
Figura 56 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 4.0mm .....	85
Figura 57 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 6.0mm .....	86
Figura 58 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço.....	86
Figura 59 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 5.0mm .....	87
Figura 60 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 8.0mm .....	88
Figura 61 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 5.0mm .....	88
Figura 62 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 8.0mm .....	89
Figura 63 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço.....	89
Figura 64 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 6.0mm .....	90
Figura 65 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 10.0mm .....	91
Figura 66 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 6.0mm .....	92
Figura 67 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 10.0mm .....	92
Figura 68 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço.....	93
Figura 69 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 8.0mm .....	94

Figura 70 – Gráfico sem furo <i>versus</i> com furo para chapa de reforço com espessura de 12.0mm .....	94
Figura 71 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 8.0mm .....	95
Figura 72 – Gráfico compressão <i>versus</i> tração para chapa de reforço com espessura de 12.0mm .....	96
Figura 73 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço.....	96

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Dimensões e propriedades das ligações ensaiadas [20].....	45
Tabela 2 – Modelos com variação da espessura da chapa de reforço .....	57
Tabela 3 – Comparação de resistências – Numérico x Projeto de Norma .....	58
Tabela 4 – Dados geométricos e de material – Banço, montante e chapa de reforço .....	66
Tabela 5 – Cálculos auxiliares e verificação dos elementos estruturais.....	67
Tabela 6 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_1$ ) .....	68
Tabela 7 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_2$ ) .....	69
Tabela 8 – Cálculos auxiliares e verificação dos elementos estruturais.....	70
Tabela 9 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_1$ ) .....	71
Tabela 10 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_2$ ) .....	72

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Eurocode	European Committee for Standardisation
FEN	Faculdade de Engenharia
UERJ	Universidade do Estado do Rio de Janeiro
EC3	European Committee for Standardisation – Desing of Steel Structures (Eurocode 3)
CIDECT	Comité International pour le Développement et l’Etude de la Construction Tubulaire
CHS	Circular Hollow Section
RHS	Rectangular Hollow Section
SHS	Square Hollow Section
PN02:125.03-004	Projeto de Norma Brasileira (Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares)
V&M	Vallourec & Mannesmann do Brasil
ELU	Estado Limite Último
ELS	Estado Limite de Serviço

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_0$	área da seção transversal do banzo
$E$	excentricidade das ligações
$G$	gap - afastamento entre os elementos soldados
$E$	módulo de elasticidade
$E_t$	módulo tangente
$b_0$	largura da seção transversal do banzo
$b_p$	largura da chapa de reforço
$h_0$	altura da seção transversal do banzo
$t_0$	espessura do banzo
$r_0$	raio de curvatura do perfil do banzo
$d_1$	diâmetro do montante na ligação "T"
$t_1$	espessura do montante na ligação "T"
$t_p$	espessura da chapa de reforço
$l_p$	comprimento da chapa de reforço
$L$	comprimento do membro
$f_y$	tensão de escoamento do aço
$f_{yp}$	tensão de escoamento do aço da chapa
$f_u$	tensão de ruptura do aço
$f_w$	tensão de escoamento da solda
$\nu$	coeficiente de Poisson
$\beta$	relação entre o diâmetro do montante e a largura do banzo
$\gamma$	relação entre a largura do banzo e duas vezes a sua espessura
$N_{i,Rd}$	força axial resistente de cálculo do montante na ligação ( $i = 1, 2, 3$ )
$N_{i,Sd}$	força axial solicitante de cálculo do montante na ligação ( $i = 1, 2, 3$ )
$N_{0,Sd}$	força axial solicitante de cálculo no banzo
$N_{i,Ed}$	força axial solicitante ( $i = 1, 2, 3$ )
$N_s$	carga correspondente ao deslocamento de 1% da largura do banzo
$N_u$	carga correspondente ao deslocamento de 3% da largura do banzo
$n$	parâmetro de cálculo
$k_n$	parâmetro de cálculo

$\varepsilon$	parâmetro $=\sqrt{235/f_y}$
$\gamma_{al}$	fator de segurança utilizado pela PN02:125.03-004
$\gamma_{M5}$	fator de segurança utilizado pelo Eurocode 3
$\gamma_n$	coeficiente de ajustamento utilizado pela PN02:125.03-004
$\gamma_{M0}$	coeficiente de ponderação utilizado pelo Eurocode 3
$W_{pl}$	módulo plástico da seção
$\Delta_s$	deslocamento para fora do plano correspondente a 1% da largura do banzo
$\Delta_u$	deslocamento para fora do plano correspondente a 3% da largura do banzo
$I$	momento de inércia da seção transversal
$N_{EC3}$	resistência da ligação obtida pelo Eurocode
$N_{PN}$	resistência da ligação obtida pela PN02:125.03-004
$N_1^*$	resistência da ligação obtida pelo CIDECT
$N_{Ansys}$	resistência da ligação obtida pelo Ansys
$N_{pl}$	esforço plástico
$N_{b,rd}$	esforço de flambagem
$N_{def}$	resistência da ligação obtida pelo critério de deformação limite
$Q_u$	parâmetro de cálculo do CIDECT
$Q_f$	parâmetro de cálculo do CIDECT
$C_1$	parâmetro de cálculo do CIDECT



## SUMÁRIO

	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	16
1	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	28
1.1	<b>Principais estudos realizados</b> .....	28
1.2	<b>Critério de deformação limite</b> .....	32
2	<b>DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES</b> .....	35
2.1	<b>Introdução</b> .....	35
2.2	<b>Critérios de dimensionamento</b> .....	36
2.2.1	<b>Modos de falha</b> .....	36
2.2.2	<b>Ligação tipo “T” sem reforço</b> .....	37
2.2.2.1	Modo A .....	38
2.2.2.2	Modo B .....	39
2.2.2.3	Modo D .....	41
2.2.2.4	Modo E .....	42
2.2.3	<b>Ligação tipo “T” com chapa de reforço na face superior do banzo</b> .....	42
3	<b>MODELOS NUMÉRICOS</b> .....	45
3.1	<b>Descrição do ensaio experimental – Ligação T sem reforço</b> .....	45
3.2	<b>Descrição do modelo numérico – Ligação T sem reforço</b> .....	46
3.3	<b>Calibração do modelo numérico – Ligação “T” sem reforço</b> .....	49
3.4	<b>Descrição do modelo numérico – Ligação tipo “T” com chapa de reforço</b> .....	51
4	<b>ANÁLISE PARAMÉTRICA E RESULTADOS</b> .....	56
4.1.1	<b>Fase 1</b> .....	56
4.1.1.1	Comparativo entre reforço “com furo” (colar) <i>versus</i> reforço “sem furo” (chapa) .....	61
4.1.1.2	Comparativo entre carga axial de compressão <i>versus</i> tração aplicada no montante.....	63
4.1.2	<b>Fase 2</b> .....	65
4.1.2.1	Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 1.....	80
4.1.2.2	Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 2.....	83
4.1.2.3	Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 3.....	87
4.1.2.4	Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 4.....	90

4.1.2.5	Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 5.....	93
5	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS</b> .....	98
5.1	<b>Introdução</b> .....	98
5.2	<b>Principais conclusões</b> .....	99
5.3	<b>Sugestões para trabalhos futuros</b> .....	101
	<b>REFERÊNCIAS</b> .....	103

## INTRODUÇÃO

### Generalidades

Ao longo dos anos, um incremento substancial do uso e aplicação dos perfis tubulares como elementos estruturais pode ser notado. Muitos exemplos na natureza mostram o uso dos perfis tubulares não somente como tubos para transmissão de fluidos, mas também por suas excelentes propriedades de resistência à compressão, torção e flexão nas diversas direções. Estas vantagens foram rapidamente percebidas desde a antiguidade quando o bambu tornou-se tanto um elemento de transmissão de fluido na irrigação como também um elemento estrutural utilizado na construção de pequenas cabanas.

A necessidade de se obter soluções para os diversos problemas estruturais na engenharia associado ao amplo crescimento da construção metálica fez surgir, por volta dos anos 60, os perfis tubulares e por isso estes são considerados um dos grupos estruturais mais recentes dos perfis metálicos. Seu surgimento e difusão motivaram a fundação do CIDECT (International Comitee for the Development and Study of Tubular Structures), em 1962, que é a maior organização internacional de fabricantes de perfis tubulares. Sua aplicações podem ser observadas nas diversas estruturas apresentadas na Figura 1.

De acordo com Lima [1], os estudos patrocinados pelo CIDECT tiveram como intenção proporcionar melhores resultados tanto na fabricação quanto na execução das construções em perfis tubulares. Tais estudos servem inclusive como base para a grande maioria das normas internacionais que regulamentam a construção metálica no mundo, como por exemplo: DIN (Deutsch Industrie Normen – Norma Alemã), NF (Norme Française – Norma Francesa), BS (British Standard – Norma Inglesa), ACNOR/CSA (Canadian Standard – Norma Canadense), AIJ (Architectural Institute of Japan), IIW (International Institute of Welding), Eurocode 3 (draft), etc.

Pode-se dizer ainda que existem diferenças entre o dimensionamento de perfis circulares (CHS- Circular Hollow Section) e quadrados (SHS- Square Hollow Section) ou retangulares (RHS- Rectangular Hollow Section). Os perfis circulares proporcionam uma melhor distribuição das tensões sobre o tubo devido logicamente

a sua geometria, em que todos os pontos da seção transversal são equidistantes, o que os difere dos perfis retangulares e quadrados, onde pode ocorrer concentração de tensões em um determinado ponto (normalmente nas bordas), causando a falha dos mesmos. No entanto, os perfis retangulares e quadrados possibilitam uma grande vantagem na execução: a facilidade de se fazer as ligações, pois sua superfície é propriamente designada para tal, o que facilita a execução do elemento estrutural.



a) Passarela, Rio de Janeiro[1]



b) Ripshorster Bridge, Alemanha[2]



c) Estádio Olímpico João Havelange, Rio de Janeiro[3]



d) Hotel Burj Al Arab, Dubai[3]



e) Viaduto do Metrô, Rio de Janeiro[3]



f) Estádio Maracanã, Rio de Janeiro[1]

Figura 1 – Exemplos de estruturas com perfis tubulares

Inúmeras vantagens apresentadas pelas estruturas constituídas de seções tubulares, compensam o fato de seu custo ser mais alto em relação ao custo do material de seção aberta, tais como:

- Por serem constituídas por aço de elevada resistência, atendem desta forma a uma enorme variedade de solicitações de projeto;
- Propiciam soluções leves e econômicas, face a sua elevada resistência e baixo peso próprio, propiciando, conseqüentemente, uma redução significativa nos custos, devido a uma possibilidade de execução de uma fundação mais econômica, um canteiro de obras menos obstruído, mais limpo e racionalizado;
- O desenvolvimento da fabricação desses tubos tem tornado este tipo de concepção mais atrativa, traduzindo um aspecto de arrojo e modernidade;
- A maior resistência à flambagem das barras da estrutura possibilita o uso de maiores vãos livres com significativa redução do número de pilares e diagonais com espaçamentos maiores;
- Visto que a construção passa a ser regida por um sistema de montagem industrial com alta precisão, elimina significativamente desperdícios oriundos de improvisações, correções e adequações, comuns nos métodos convencionais de construção, além de possibilitar orçamentos mais precisos reduzindo significativamente os prazos de construção, os custos de gerenciamento do canteiro de obras antecipando o retorno do capital;
- Podem ser utilizados em estruturas mistas (tubos preenchidos com concreto), ganhando resistência adicional a esforços de compressão;
- Possuem menor área superficial se comparadas às seções abertas, o que conduz a menores custos de pintura e proteção contra o fogo, facilitando os serviços de manutenção e minimizando seus custos.

Atualmente, os perfis tubulares são mais caros do que os perfis ditos abertos, no entanto, tal fator pode ser compensado de outras maneiras, tais como a redução da pintura para proteção contra corrosão e a significativa diminuição do peso próprio da estrutura, o que proporcionalmente diminui as cargas sobre as fundações gerando uma considerável economia de material como pode ser observado na Figura 2.

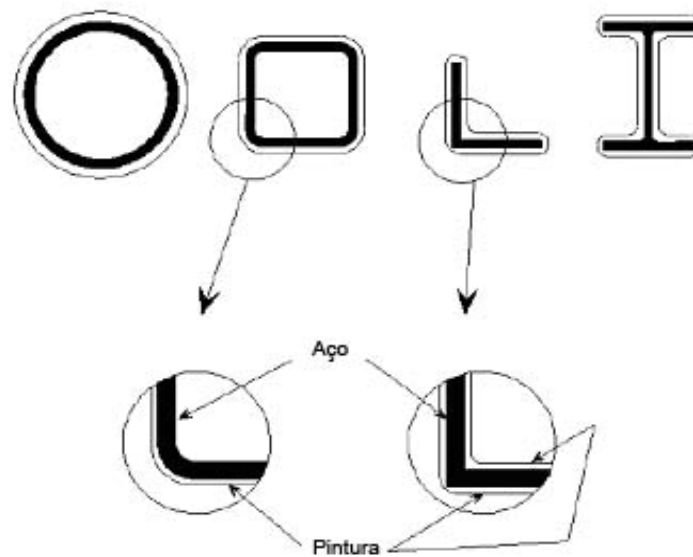


Figura 2 – Diferença de área de pintura entre perfis abertos e tubulares

A situação do mercado brasileiro começou a se alterar em razão da oferta de perfis tubulares estruturais sem costura pela Vallourec & Mannesmann do Brasil. Diante da novidade da tecnologia, impõe-se a necessidade de divulgação e implementação do uso desse tipo de perfil para fins estruturais, além de uma ampliação do número de trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural.

Os tubos de aço podem ser classificados de acordo com o seu processo de fabricação. Os tubos com costura são produzidos a partir de chapas de aço dobradas e soldadas no encontro de suas extremidades. E os tubos sem costura são produzidos por processo de laminação a quente, a partir de um bloco circular maciço de aço que é laminado e perfurado por um mandril, obtendo-se suas dimensões finais. A distribuição de tensões residuais acaba por ser distinta em cada tipo de tubo, em função de cada processo de fabricação. Nos tubos sem costura, a distribuição de tensões residuais é mais uniforme conduzindo a um melhor desempenho do aço em seu emprego estrutural [1].

Os perfis tubulares são largamente utilizados na Europa, Sudeste Asiático, América do Norte e na Austrália. Países como Canadá, Inglaterra, Alemanha e Holanda fazem uso intensivo de estruturas tubulares e contam com uma produção corrente, industrializada e contínua com alto grau de desenvolvimento tecnológico[4].

Perante este cenário, torna-se indispensável o aprofundamento dos estudos a fim de se conhecer melhor seu comportamento estrutural e assim, dar respaldo aos projetistas. Desta forma, encontra-se em desenvolvimento no Brasil, uma norma específica para o dimensionamento das estruturas em perfis tubulares e suas ligações [5] com base nas prescrições do Eurocode 3 [6].

O estudo das ligações em estruturas treliçadas que utilizam seções tubulares representa um importante papel e requer uma profunda avaliação do seu comportamento, já que estas provocam no tubo, tensões que devem ser conhecidas para que seja possível a elaboração de projetos otimizados.

## **Processos de Fabricação [2]**

Existem registros de utilização de perfis tubulares desde os tempos mais remotos, porém, apenas com o desenvolvimento dos processos de fabricação, em particular com relação às ligações entre os elementos, a utilização destas estruturas tornou-se cada vez mais difundida. Soluções viáveis e competitivas começaram a surgir como apostas ao desenvolvimento destes perfis.

Em 1886, os irmãos Mannesmann desenvolveram uma técnica de fabricação de seções tubulares espessas sem costura [7]. Esta técnica, aliada ao processo desenvolvido por Pilger anos mais tarde, tornou possível a obtenção de seções tubulares de paredes finas sem costura [7]. Ao longo dos anos, estes processos foram sendo aperfeiçoados e otimizados no âmbito de uma linha de produção industrial, conforme se observa na Figura 3.

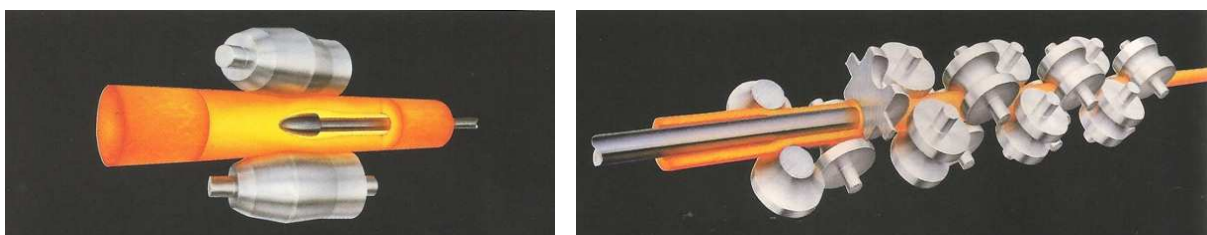
Na primeira metade do século anterior, o inglês Whitehouse desenvolveu o processo de fabricação de seções tubulares circulares soldadas a quente [9]. Entretanto, a produção deste tipo de seção tornou-se mais importante após o desenvolvimento do processo de solda contínua, em 1930, pelo americano Fretz Moon [9].





Figura 3 – Processo de fabricação de perfil RHS [9].

No que diz respeito a fabricação de perfis tubulares sem costura, destaca-se o processo conhecido como *Laminação Contínua*. Este método consiste em aquecer um lingote de aço bruto até a temperatura de laminação em um forno de soleira rotativa. Após o aquecimento, a peça é transferida para um laminador perfurador para ser moldada na forma tubular, através de dois roletes externos, que possuem a mesma direção de rotação e são posicionados inclinados em relação ao eixo longitudinal da peça, enquanto que um mandril perfurador é inserido no centro do lingote através do seu eixo longitudinal - Figura 4(a). O perfil é então transportado para outro laminador de roletes com oito suportes, onde uma barra cilíndrica é inserida no eixo da peça - Figura 4(b). Estes roletes objetivam reduzir o diâmetro do tubo e a espessura da parede. Após este processo, a barra é removida e o tubo reaquecido à temperatura de laminação, para então entrar no laminador de estiramento, onde são dadas as suas dimensões e formas finais.



a) Laminador perfurador

b) Laminador de roletes

Figura 4 – Processo de laminação contínua [8].

Outro processo utilizado para fabricação de perfis tubulares sem costura é conhecido como *Laminação por Ficha*. Assim como acontece no processo de laminação contínua, no processo de laminação por ficha, a seção tubular é obtida



através da inserção de um mandril perfurador no lingote de aço. Entretanto, no processo de estiramento, o perfil é submetido a duas passagens em um laminador de roletes, os quais possuem uma ficha curta posicionada na geratriz superior do perfil, alinhada ao centro da ranhura do rolete posicionado na geratriz inferior (Figura 5). Após a segunda passagem pelo laminador de roletes, o perfil é reaquecido até a temperatura necessária à passagem do rolete subsequente. A laminação final é realizada pela passagem do perfil em três ou quatro roletes, dependendo da forma da seção final.

Ainda no âmbito de fabricação de perfis tubulares sem costura, o processo de Laminação de Pilger é caracterizado pela utilização de lingotes fundidos por gravidade na forma circular. Após aquecer a peça à temperatura de laminação em forno de soleira rotativa, os lingotes são perfurados através de uma prensa. A peça resultante deste processo é então alongada em um laminador de perfuração, onde a espessura da parede é reduzida. Seguindo o processo, a peça é então levada ao suporte Pilger, onde tomará sua forma tubular final. Os roletes do suporte Pilger movimentam-se no sentido oposto à movimentação da peça (Figura 6). Após a laminação Pilger, a peça é transferida para um laminador de acabamento para receber seu diâmetro e espessura final.

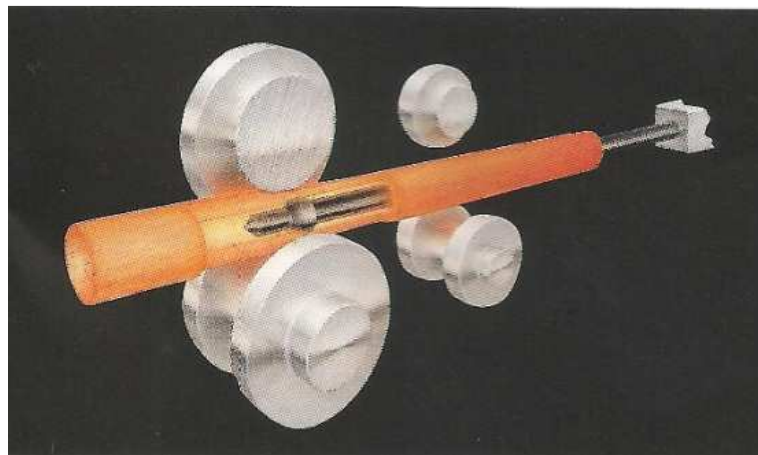


Figura 5 – Processo de laminação por ficha [8].

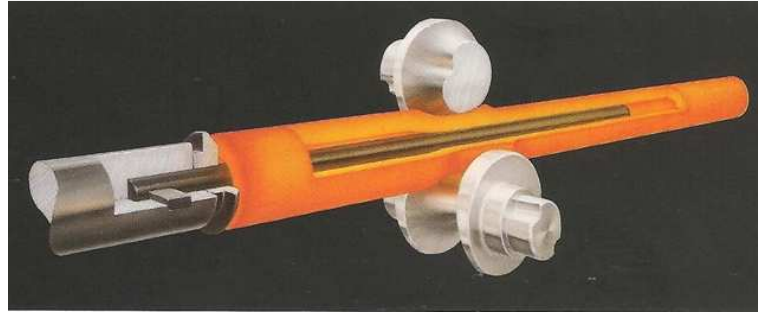


Figura 6 – Processo de laminação de Pilger [8].

Nos processos de fabricação de perfis tubulares com costura, destaca-se o processo conhecido como *Processo por Solda de Indução à Alta Frequência*. Neste método, a matéria-prima são tiras de aço moldadas em forma de tubo aberto na seção da solda. Ambas as extremidades do tubo são aquecidas até a temperatura de solda sobre uma zona estreita e, em seguida, soldada por meio de roletes de pressão (Figura 7). O excesso externo de solda gerada pela pressão do rolete é removido utilizando laminadores especiais. A remoção do excesso interno é desnecessária para a maioria das aplicações, mas pode ser realizada caso seja requerido. A seção tubular de origem é aquecida por indução à temperatura de laminação e subsequentemente, moldada na forma requerida em um laminador de rolete.

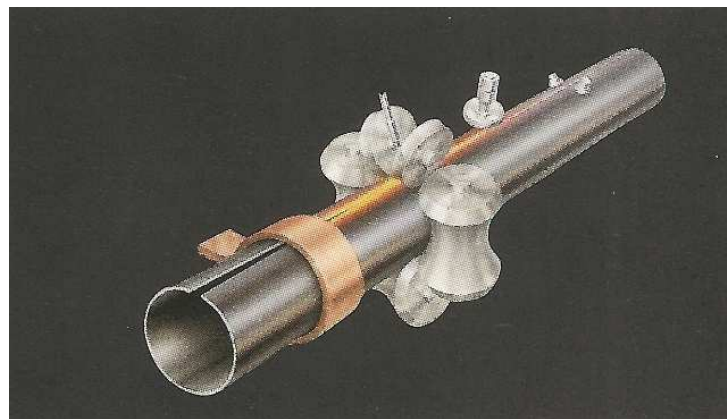
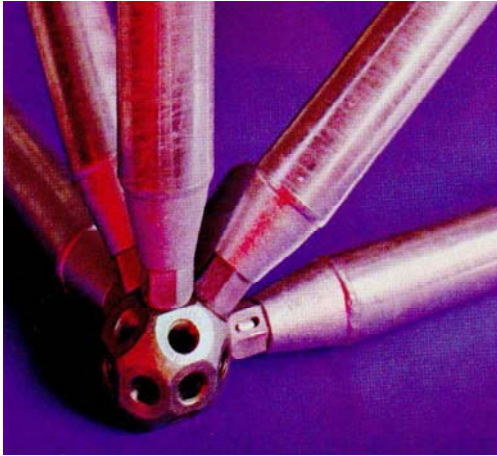


Figura 7 – Processo de solda por indução à alta frequência [8].

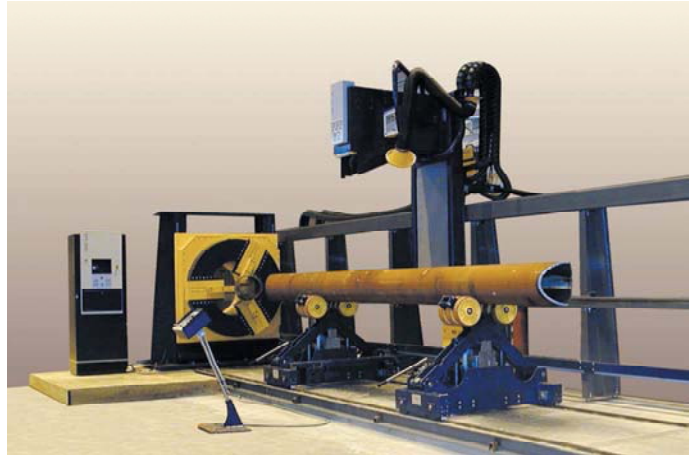
Quanto à distribuição de tensões residuais, observa-se uma diferenciação significativa em função do processo de fabricação do tubo. Os tubos sem costura apresentam uma distribuição mais uniforme conduzindo a um melhor desempenho estrutural.

Com o aperfeiçoamento dos processos de fabricação de perfis tubulares, a utilização destas estruturas passou a depender do domínio de técnicas que possibilitassem a ligação entre os elementos. Objetivando evitar problemas no ajuste entre elementos de ligações, frequentemente, fazia-se uso de nós pré-fabricados, como o desenvolvido por Mengerinhausen em 1937 na Alemanha [9]. Conhecido como Sistema Mero, esta ligação consistia de um nó esférico onde se ligavam 18 porcas oitavadas rosqueadas, nos quais se conectavam as barras circulares também rosqueadas - Figura 8(a). Este sistema tornou possível fabricar estruturas para grandes espaços de modo industrializado.

O aperfeiçoamento dos processos de corte e ajuste de extremidades apresentado na Figura 8(b), bem como o desenvolvimento dos métodos de solda, possibilitou uma otimização nas técnicas de ligação entre estas estruturas. Antes do advento destas técnicas, a ligação entre os elementos tubulares tornava praticamente impeditiva a utilização destes perfis. Nos anos 50, os problemas relacionados ao fabrico, preparação de extremidades e solda entre perfis tubulares foi completamente solucionado, possibilitando, então, uma melhor disseminação do uso destas estruturas. A partir daquele momento, o principal entrave à utilização dos perfis tubulares deu-se em função do pouco conhecimento que se tinha do seu comportamento estrutural e da resistência das ligações. Em função deste quadro, surge em 1962 uma organização internacional de fabricantes de seções tubulares, intitulada International Committee for the Study and Development of Tubular Structures (CIDECT). A ideia principal foi reunir todos os recursos disponíveis nas indústrias, universidades, e outros órgãos nacionais e internacionais para pesquisa e disseminação de informações técnicas, desenvolvimento de projetos, métodos matemáticos e divulgação dos resultados em pesquisas e publicações. Desde o início de suas atividades, o foco principal têm sido voltado para os aspectos que envolvem o projeto de seções tubulares, incluindo comportamento estrutural, resistência estática e a fadiga das ligações, propriedades aerodinâmicas, resistência à corrosão, fabricação e manutenção dessas estruturas [9].



a) Sistema MERO



b) Máquina de corte de extremidades

Figura 8 – Ligações entre os elementos tubulares [9].

## Motivação

Diante do aumento do emprego dos perfis tubulares nos últimos anos para diversos fins estruturais, faz-se necessário um aprofundamento e ampliação dos trabalhos de pesquisa para melhor compreensão de seu comportamento estrutural, tendo em vista que existem poucos estudos nesta área. Visando uma melhor aceitação e otimização nos projetos estruturais, encontra-se em desenvolvimento, um projeto de norma no Brasil que contempla o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Desta forma, a presente dissertação tem como motivação, dar subsídios para a implementação da PN 02:125.03-004 - Projetos de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares [5].

## Objetivo

O presente trabalho tem por objetivo fazer um estudo numérico de uma ligação tipo T com chapa de reforço, em perfis tubulares retangulares (RHS) para o banzo, e em perfis tubulares circulares (CHS) para os montantes. Isto faz-se necessário tendo em vista que em estruturas tubulares, muitas vezes, as ligações

controlam o dimensionamento das mesmas. Sendo assim, de forma a evitar a substituição de banzos, a utilização de reforços de chapa pode representar a solução do problema

A primeira parte do estudo consiste de uma análise paramétrica de ligação tipo T, através da determinação da resistência última da ligação obtida pelo critério de deformação limite, proposto por diversos pesquisadores, comparando-se os resultados com as prescrições do Eurocode 3 [6], do Projeto de Norma Brasileira PN02:125.03-004 [5] e do CIDECT [9].

A segunda parte refere-se a análise numérica de uma ligação tipo T com chapa de reforço, comparando-se os resultados obtidos através de critérios de cálculo apresentados pelo Projeto de Norma Brasileira PN02:125.03-004 [5].

## **Escopo**

Nesta etapa inicial de introdução, foram apresentadas algumas considerações a respeito da utilização de estruturas tubulares e, principalmente, aspectos relevantes a serem considerados no dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Apresentou-se também, a motivação para o estudo do comportamento estrutural de ligação tubular tipo “T” com chapa de reforço, bem como os objetivos principais da presente dissertação. Um resumo dos capítulos subsequentes é descrito a seguir.

No capítulo um, será apresentado um resumo dos principais trabalhos de autores existentes na literatura no estudo de ligações tubulares, abrangendo aspectos mais relevantes ou atinentes aos objetivos deste trabalho.

No capítulo dois, serão apresentados os critérios e equações de dimensionamento de ligação tubular “T” de acordo com a norma europeia [6], o projeto de norma brasileira [5] e o CIDECT [9].

No capítulo três, serão feitas as considerações necessárias para elaboração e calibração do modelo numérico desenvolvido neste trabalho bem como os ensaios experimentais utilizados na calibração do mesmo.

No capítulo quatro, serão apresentados os resultados obtidos na análise numérica desenvolvida na presente dissertação para ligação tubular tipo “T”

comparando-os com os resultados da norma europeia [6], o projeto de norma brasileira [5] e o CIDECT [9].

Finalmente, o capítulo cinco apresentará as conclusões obtidas nesta dissertação bem como algumas sugestões para trabalhos futuros.

## 1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta a revisão bibliográfica desenvolvida nesta dissertação de forma a dar os subsídios necessários para o entendimento e avaliação de ligações soldadas entre perfis tubulares.

### 1.1 Principais estudos realizados

Shao *et al.* [11] fizeram um estudo com exemplos experimentais de ligações T formadas por perfis tubulares circulares nos banzos e circulares nos montantes com reforço tipo “Collar Plate”, onde se observou o aumento de resistência da estrutura com reforço, em relação a estrutura sem reforço. Os dados foram obtidos através dos resultados extraídos dos testes realizados e apresentados por meio de gráficos e tabelas.

Feng e Young [12] desenvolveram um trabalho sobre modelagem de ligações tubulares do tipo “T” e “X” por meio de um refinado modelo de elementos finitos no qual consideraram diversos fatores como geometria da solda, condições de contorno das extremidades dos membros e do banzo, modos de carregamento, comprimento do banzo e propriedades dos materiais. Para calibração do modelo fizeram uso de dados obtidos de modelos experimentais. Utilizaram o programa ABAQUS e fizeram comparação entre os resultados obtidos pelo programa, ensaios experimentais, CIDECT [9] e Eurocode 3 [6].

Green e Schlafly [13] analisaram os métodos para a realização de solda em ligações tipo T, podendo estes serem executados em perfis tubulares ou não tubulares, levando em consideração o ângulo de aplicação do “fillet” em 90°, destacando também que quanto mais complexa for a geometria da estrutura de aço, mas complexo será o uso da solda.

Vegte *et al.* [14] realizaram 12 testes em ligações tipo T com perfis tubulares com e sem reforço com aplicação de carga axial. Para isso foi feita a modelagem em elementos finitos, cujo modelo foi executado considerando a chapa de reforço, tipo doubler e aplicação de carga de compressão sobre o montante.

Choo *et al.* [15] realizaram ensaios experimentais em ligações tipo T com reforço, utilizando reforços com chapa do tipo colar e do tipo chapa em perfis

tubulares de seção circular. Nesses ensaios foram aplicadas cargas de tração e de compressão e os resultados obtidos foram apresentados em gráficos carga versus deslocamento, sendo feito um comparativo entre tração, compressão, com reforço e sem reforço, analisado no estado limite último.

Lima *et al.* [16] apresentaram uma revisão bibliográfica de diversos autores que abordam o tema de ligações entre perfis tubulares, seguida de uma análise numérica pelo Método dos Elementos Finitos de ligações soldadas entre perfis RHS do tipo “T” objetivando investigar a formulação proposta no Eurocode 3 [6] verificando assim, a sua aplicabilidade. Os resultados obtidos mostraram que determinados limites considerados naquele regulamento podem fornecer valores contra a segurança para ligações soldadas tipo “T” entre perfis retangulares.

Gho e Yang [17] fizeram um estudo de ligações soldadas do tipo “Y” e “T”, constituídas por perfis tubulares em aço, de seção circular no banzo e circular nas diagonais e montante, através de ensaios experimentais. Este estudo foi realizado em uma estrutura na qual o montante foi soldado sobre a diagonal e se aplicou uma carga axial de compressão sobre o montante. Posteriormente, foi criado um modelo em elementos finitos para ser calibrado com os resultados dos testes experimentais. Este trabalho apresentou algumas equações propostas para dimensionamento desse tipo de ligação.

Sopha *et al.* [19] fizeram uma investigação experimental com ensaios em três protótipos de ligações tipo “K” com sobreposição formadas com perfis RHS nas diagonais e no banzo, com os seguintes parâmetros:  $0,6 \leq \beta \leq 0,75$ ;  $30 \leq 2\gamma \leq 35$  e percentual de sobreposição de 50% e 100%. Os resultados experimentais mostraram que para estas ligações, o modo de falha foi a plastificação da face do banzo, sendo que em um dos casos específicos, este modo foi combinado com uma falha por cisalhamento na diagonal sobreposta. Com base neste estudo e em trabalhos numéricos anteriormente realizados, recomendam, para melhorar o cálculo de ligações tipo “K” com sobreposição, em perfis tubulares retangulares, verificar também falhas devido ao cisalhamento da diagonal sobreposta.

Mendes [20] apresentou um estudo em ligações soldadas tipo “K”, “KT” e “T” com afastamento, formadas por perfis tubulares estruturais de aço sem costura, com seção transversal retangular no banzo e circular nos demais membros. Desenvolveu análise teórica e numérica dos nós das ligações, ensaios experimentais em protótipos em escala real, e ensaios de tensões residuais no perfil retangular do



banzo. As análises teóricas realizadas a partir das prescrições de norma e as análises numéricas em elementos finitos envolveram a geração, análise e calibração, a partir dos resultados obtidos nos ensaios experimentais. Os resultados experimentais indicaram que a relação entre as cargas experimentais e as de projeto, obtidas pela Eurocode 3 [3], para ligação tipo “T”, possuem boa correlação, o mesmo não sendo verificado para as ligações tipo “K” e “KT”. Quanto aos resultados numéricos, obteve bons resultados para as ligações tipo “T” não ocorrendo o mesmo para as ligações “K” e “KT”, em comparação com os resultados experimentais.

Bittencourt [4] desenvolveu dois modelos numéricos, um considerando ligação tipo “T” entre perfis tubulares quadrados e outro para uma ligação tipo “K” entre perfis circulares caracterizados através de elementos de casca com seis graus de liberdade por nó considerando-se adicionalmente o efeito de membrana. Procedeu com a análise da resistência das ligações pelo modelo numérico utilizando-se do critério de deformação limite comparando os resultados obtidos com os calculados pelo Eurocode 3 [6]. Através da análise paramétrica concluiu que os resultados para as ligações tipo “T”, o Eurocode 3 [6] fornece resultados que precisam ser observados com cautela.

Mayor [21] fez um estudo de ligações soldadas do tipo “K” e “KT” com afastamento, formadas por perfis tubulares sem costura, com banzos retangulares, e com diagonais e montantes circulares. Através do programa ANSYS [18] elaborou, em elementos finitos, o modelo numérico a partir de ensaios experimentais. A comparação dos resultados dos ensaios indicou que a relação entre as cargas experimentais e as de projeto, obtidas pelo Eurocode 3 [6], apresentam boa correlação, tal como os obtidos pelo modelo numérico. A análise indicou que quanto maior a carga no montante menor a resistência da ligação no que tange a resistência correspondente ao estado limite último de plastificação da face conectada do banzo.

Santos *et al.* [22] desenvolveram um modelo numérico calibrado com resultados experimentais realizados por Mayor [21] para uma ligação tipo “K” constituída de perfis RHS para o banzo e CHS para as diagonais. Procedeu numa análise paramétrica que evidenciou que o dimensionamento pelo Eurocode 3 [6] forneceu valores a favor da segurança enquanto que pelo CIDECT contra a

segurança. A resistência numérica foi obtida considerando o critério de deformação limite.

Affonso *et al.* [23] fizeram um estudo paramétrico para ligações tipo “T” constituídas de banzo com seção retangular e montante circular, com carregamento de tração no montante. O modelo em elementos finitos de casca foi devidamente calibrado através de uma ligação experimental já ensaiada. Os resultados obtidos evidenciaram que o dimensionamento através do Eurocode 3 [6] e do CIDECT [9] forneceram valores compatíveis com os obtidos na análise numérica após a modificação do critério de deformação limite proposto por Zhao [24].

Oliveira *et al.* [25] apresentaram um estudo do comportamento de ligação “T” entre perfis tubulares CHS. Após a calibração do modelo numérico procedeu numa análise paramétrica considerando apenas esforço de tração no montante. O dimensionamento pelo Eurocode 3 [6] forneceu valores a favor da segurança em 95% dos casos, já para o CIDECT [9] contra a segurança em 20% dos casos. Realizou também a análise para um modelo aplicando além da carga no montante, esforço axial no banzo variando-se todos os carregamentos em tração e compressão. Verificou-se que ocorreu uma diminuição na resistência da ligação tanto para cargas de tração como para cargas de compressão aplicadas no montante.

Mashiri e Zhao [26] realizaram ensaio em uma ligação do tipo “T” formada por perfis de paredes finas com CHS no montante e RHS no banzo. Aplicou-se momento fletor na ligação até a plastificação da face do banzo e se identificou que para várias ligações são conservadas suas características de trabalhabilidade até a deformação de 1% da largura do banzo, valor proposto como estado limite de serviço. Para o estado limite último, foram observados valores de deformação em torno de 3% da largura do banzo. Os autores observaram que os limites de deformação para plastificação da face do banzo obtiveram uma boa correlação com os valores obtidos através das equações de dimensionamento do CIDECT [9] e do Eurocode 3 [6], para valores de  $\beta$  entre 0,34 e 0,64.

Lee e Gazzola [27] fizeram uma modelagem em elementos finitos para ligação tipo “K” com o objetivo de determinar resultados para ligações com sobreposição e afastamento sob a ação de momento fletor no plano. Para tais análises foram feitas variações nos parâmetros geométricos dos tubos de forma a

obterem a influência de cada um destes na ligação e com isso, a equação proposta pode ser analisada para ambas as ligações.

Nunes [39] apresentou um estudo numérico de ligações soldadas tipo “T”, “K” com afastamento e “KT” com afastamento, formadas por perfis tubulares de seção retangular no banzo e circular no montante e nas diagonais. O modelo numérico foi calibrado com os resultados experimentais obtidos por Mendes [20] e Mayor [21], fazendo comparação com os resultados obtidos pelas equações propostas pelo projeto de norma brasileira [5] e pelo CIDECT [9].

## 1.2 Critério de deformação limite

As normas de projeto de ligações de perfis tubulares em aço são normalmente baseadas em uma análise plástica, ou em critérios de deformações limites como descritos em Kosteski *et al.* [28] e Zhao [24]. Na análise plástica pelo método dos mecanismos, a cada mecanismo de colapso cinematicamente admissível, está associado um multiplicador das cargas da estrutura que é igual ou maior do que o seu multiplicador de colapso. A solução encontrada é, portanto dependente do mecanismo adotado, e será tão mais exata quanto mais adequado for aquele mecanismo. Como exemplos, os casos estudados por Cao *et al.* [29], Packer [30], Packer *et al.* [31] e Kosteski *et al.* [28] podem ser referenciados. Os critérios de limites de deformação usualmente associados ao estado limite último da face de um perfil tubular solicitado perpendicularmente ao seu plano, correspondem à máxima deformação desta componente naquela direção.

A justificativa para se utilizar o critério de deformação limite é que, para faces do banzo esbeltas, a rigidez da ligação não se anula depois do escoamento completo, mas pode assumir valores elevados devido ao efeito de membrana. Este fenômeno pode ser observado nas curvas obtidas através da análise geométrica e material não-linear a ser discutida em seções futuras do presente trabalho. É evidente que se a máxima carga é obtida através de curvas experimentais, a ausência de um “cotovelo” na curva pode dificultar a identificação do ponto referente ao estado limite último. Desta forma, comparações de resultados experimentais com

resultados referentes a uma análise plástica, podem, nestes casos, ser baseadas nos critérios de deformação, como proposto por Koteski *et al.* [28].

O critério limite de deformação proposto por Lu *et al.* [32] pode ser usado na avaliação das cargas axiais e/ou rotação de uma ligação submetida a esforços axiais e flexão. A resistência da ligação é baseada numa comparação da deformação na interseção montante-banzo para dois níveis de carregamento: a resistência última,  $N_u$ , que corresponde a uma endentação do banzo ( $\Delta_u = 0,03b_0$ ), e o limite de serviço ( $\Delta_s = 0,01b_0$ ), conforme Figura 9. Lu *et al.* [32] determinou que o primeiro ponto com perda de rigidez na curva carga-deslocamento pode ser considerado caso o deslocamento corresponda a um limite menor que  $\Delta_u = 0,03b_0$ . De acordo com o autor, se a razão  $N_u/N_s$  for menor que 1,5, o dimensionamento da ligação deve ser baseado no estado limite último. Caso a razão  $N_u/N_s$  seja maior que 1,5 a resistência limite de serviço controla o dimensionamento. Desta forma, caso das ligações onde a razão do banzo  $N_u/N_s < 1,5$ , a deformação limite apropriada para determinar a resistência última da ligação deve ser igual a  $0,03b_0$ , conforme Figura 9.

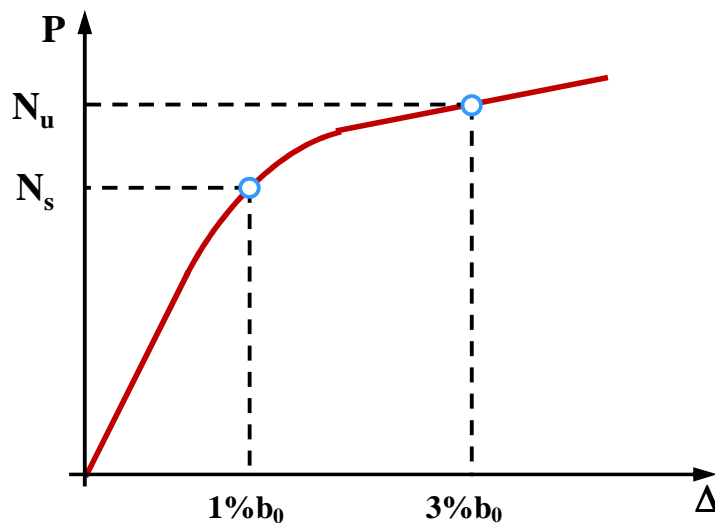


Figura 9 – Gráfico carga *versus* deslocamento proposto por Lu *et al.* [32].

Todavia, Zhao [24] avaliou que para os casos de ligações “T” entre RHS onde o critério de deformação limite estivesse sendo controlado pelo estado limite de serviço, ou seja,  $N_s$ , a resistência seria sempre muito inferior a obtida através das equações de dimensionamento do Eurocode 3 [6] e do CIDECT [9],

respectivamente. Desta forma, Zhao [24] propõe que nestas situações, o valor de  $N_s$  seja multiplicado por 1,5.

Koteski *et al.* [28] comparou resultados obtidos através de uma análise plástica com o critério da deformação limite de 3% citado acima, e concluiu que se a punção não é o mecanismo governante, a diferença entre os resultados analíticos e experimentais situa-se dentro de limites da ordem de 20%. Este fenômeno pode ser observado nas curvas obtidas através da análise geométrica e materialmente não-linear.

Este capítulo apresentou uma breve revisão bibliográfica dos principais artigos e dissertações utilizadas na presente dissertação com o objetivo de se obter a base necessária para o estudo de ligações soldadas entre perfis tubulares. O capítulo seguinte apresentará os critérios e equações de dimensionamento de ligações tubulares “T” de acordo com a norma europeia [6], o projeto de norma brasileira [5] e o CIDECT [9].

## 2 DIMENSIONAMENTO DE LIGAÇÕES TUBULARES

### 2.1 Introdução

Depois do advento das seções estruturais tubulares na Inglaterra, estudos experimentais e teóricos sobre ligações soldadas com membros quadrados e circulares foram desenvolvidos na Universidade de Sheffield. Estes estudos foram introduzidos no Canadá e publicados pela Stelco como o primeiro manual de ligações entre perfis estruturais tubulares. Depois disso, estes manuais foram disponibilizados para os engenheiros americanos no guia da American Iron and Steel Institute (AISI) e em manuais desenvolvidos pela American Welding Society (AWS) [33].

Durante os anos 70 e 80, muitas pesquisas sobre ligações entre perfis tubulares estruturais foram desenvolvidas em muitos países, mas a grande maioria foi coordenada pelos comitês técnicos do CIDECT [9] e do International Institute of Welding (IIW). Estas recomendações já têm sido parcialmente ou completamente implementadas em vários países, além de já terem sido adotadas pelo Eurocode 3 [6] garantindo uma difundida aceitação [33].

Nas treliças planas ou espaciais, o principal objetivo da ligação é desenvolver a resistência à tração ou à compressão necessária sem comprometer a integridade estrutural da barra a qual é ligada. Por muitos anos esta premissa foi atingida por barras tubulares soldadas, utilizadas na montagem de aeronaves e torres leves. Entretanto, em muitas destas ligações, os diâmetros dos tubos eram pequenos e as paredes relativamente finas, e não havia muitas diferenças entre os diâmetros das barras que formavam a ligação [33], [1].

Ao longo dos últimos anos, o quadro de aplicação deste tipo de estrutura foi modificado. Estruturas mais arrojadas tem sido desenvolvidas com perfis tubulares, principalmente, por apresentar um aspecto de modernidade. Muitos exemplos na natureza mostram o uso dos perfis tubulares não somente como tubos para transmissão de fluidos, mas também por suas excelentes propriedades de resistência à compressão, torção e flexão nas diversas direções.

As seções tubulares circulares (CHS) possuem forma favorável e apresentam uma distribuição de tensões muito eficiente em relação ao centroide da seção

transversal, porém, exigem mão-de-obra extremamente especializada quando ligações com outras seções de perfis tubulares circulares são necessárias. Como consequência, seções tubulares retangulares (RHS) ou quadradas (SHS) apresentam-se como alternativas bastante viáveis devido a facilidade de execução das ligações em superfícies planas sendo muito populares em colunas e treliças planas.

O presente trabalho apresenta o estudo de uma ligação do tipo “T” reforçada entre perfis RHS – seções tubulares retangulares para o banzo e CHS – seções tubulares circulares, para o montante, e uma chapa de espessura reduzida para o reforço, sob carregamentos predominantemente estáticos, submetidas a esforços axiais de compressão e de tração aplicados no montante.

Neste capítulo serão apresentados os aspectos que devem ser observados no dimensionamento de uma ligação “T” com base na norma europeia, Eurocode 3 [6], no CIDECT [9] e no projeto de norma brasileira [5], e no dimensionamento de uma ligação “T” com chapa de reforço, através do projeto de norma brasileira [5].

## 2.2 Critérios de dimensionamento

### 2.2.1 Modos de falha

Distintos modos de falha podem ocorrer nas ligações soldadas com perfis tubulares de aço, que estão associados a geometria da ligação, as dimensões das peças componentes do nó e das condições de carregamento. Na Figura 10 estão representados os possíveis mecanismos de colapso considerados no Projeto de Norma Brasileira PN02:125.03-004 [5] elaborado com base no Eurodoce 3 [6].

- **Modo A:** Plastificação da face ou de toda a seção transversal do banzo, junto as diagonais ou montantes;
- **Modo B:** Plastificação, amassamento ou instabilidade 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 montantes devido a distribuição não uniforme de tensão;
- **Modo F:** Flambagem localizada de diagonais ou montantes comprimidos ou do banzo, na região da ligação.

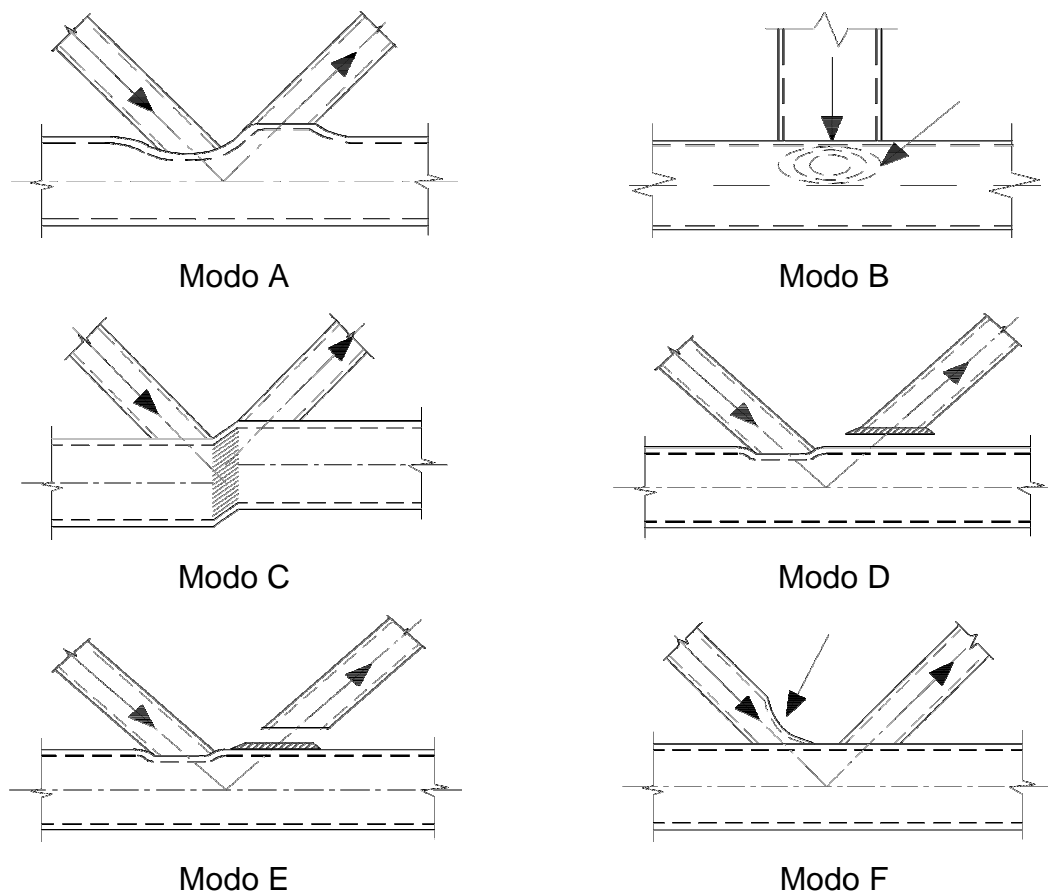


Figura 10 – Modos de ruína para ligações tubulares [5], [6].

### 2.2.2 Ligação tipo “T” sem reforço

Para se dimensionar uma ligação é necessário que seja levado em conta alguns critérios iniciais, sendo assim, no caso de ligação tipo T apresentam-se as



condições de validade de ligações com perfil tubular circular no montante, de acordo com o PN 02:125.03-004 [5]:

$$0,4 \leq \beta = \frac{d_1}{b_0} \leq 0,85 \quad (1)$$

$$\frac{d_1}{t_1} \geq \begin{cases} 50 \\ 0,05 \frac{E}{f_y} \end{cases} \quad (2)$$

$$\frac{h_0}{t_0} \leq \left( 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \right) \quad (3)$$

$$\frac{b_0}{t_0} \leq \left( 1,45 \sqrt{\frac{E}{f_y}} \right) \quad (4)$$

$$t_1 \leq t_0 \quad (5)$$

### 2.2.2.1 Modo A

Para o modo de falha A caracterizado pela plastificação da face superior do banzo, tem-se as equações de dimensionamento de acordo com as normas usadas nesta dissertação. Ressalta-se nestas equações que as propriedades geométricas são adotadas de acordo como apresentado na Figura 11. Se  $f_{y0} \geq 350 \text{MPa}$ , a resistência da ligação deve ser multiplicada por 0,9.

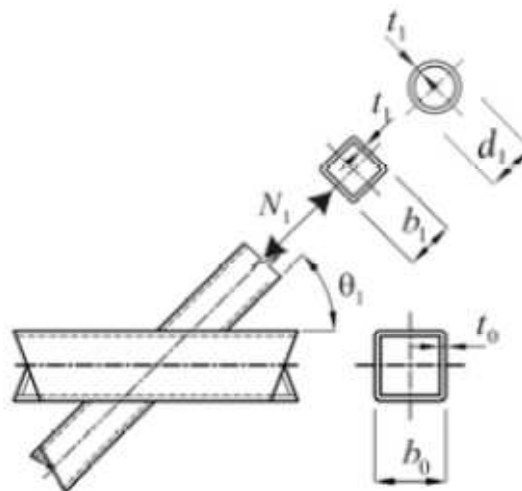


Figura 11 – Dados geométricos de ligação “T”

**Equação proposta pelo Eurocode 3 [6]:**

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} \left( \frac{2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{M5} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (6)$$

**Equação proposta pelo PN 02:125.03-004 [5]:**

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} \left( \frac{2,2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4,4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{a1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (7)$$

**Equação proposta pelo CIDECT [9]:**

$$N_i^* = \left( Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen}\theta_1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad Q_u = \frac{2\beta}{(1-\beta) \text{sen}\theta_1} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \quad \text{e} \quad Q_f = (1-|n|)^{C_1} \quad (8)$$

Onde,

$$n = \frac{N_{0,Sd}}{A_0 f_{y0}} + \frac{M_{0,Sd}}{W_{pl} f_{y0}} \quad (9)$$

$$k_n = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} n \leq 1,0, \text{ se } n > 0 \quad (10)$$

$$k_n = 1,0, \text{ se } n \leq 0 \quad (11)$$

O parâmetro  $C_1$  é tomado igual a  $0,6-0,5\beta$  para banzos com tensões de compressão e igual a  $0,1$  para tensões de tração; e  $n$  é dado pela equação (9).

Ressalta-se que as equações (6), (7) e (8), segundo suas respectivas normas, são válidas para  $0,40 \leq \beta \leq 0,85$ .

### 2.2.2.2 Modo B

Para o modo de falha B caracterizado pela plastificação da face lateral do banzo, tem-se as equações de dimensionamento de acordo com as normas usadas nesta dissertação. Ressalta-se nestas equações que as propriedades geométricas são adotadas de acordo como apresentado na Figura 11.

**Equação proposta pelo Eurocode 3 [6]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{k_n f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0 \right) / \gamma_{M5} \quad (12)$$

**Equação proposta pelo PN 02:125.03-004 [5]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_b t_0}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2,2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 11t_0 \right) / \gamma_{a1} \quad (13)$$

onde:

$k_n$  da equação (12) é dado pela equação (10)

$f_b = f_{y0}$  (para o montante submetido a esforço de tração)

$f_b = \chi f_{y0}$  (para o montante submetido a esforço de compressão. Onde  $\chi$  é o fator de redução para flambagem, que é obtido para a equação (12) utilizando as curvas de flambagem encontradas no Eurocode 3 EN 1993-1-1 [34]; e para a equação (13) obtido conforme a ABNT NBR 8880 [35] ou no item 5.2 do PN 02:125.03-004 [5]. Para as duas normas deve-se utilizar um índice de esbeltez reduzido igual a equação (14):

$$\lambda_0 = 3,46 \frac{\left( \frac{h_0}{t_0} - 2 \right) \sqrt{\frac{1}{\text{sen}\theta_1}}}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_{y0}}}} \quad (14)$$

As equações (12) e (13) são válidas para  $\beta = 1,0$ . Para  $0,85 \leq \beta \leq 1,0$  deve-se seguir as prescrições da tabela 6.10 no Eurocode 3 [6] e tabela 7.11 no PN 02:125.03-004 [5].

**Equação proposta pelo CIDECT [9]:**

$$N_i^* = \frac{f_k t_0}{\text{sen}\theta_1} b_w Q_f \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad Q_f = (1 - |n|)^{C_1} \quad (15)$$

onde:

$C_1$  é tomado igual a 0,6-0,5 $\beta$  para banzos com tensões de compressão e igual a 0,1 para tensões de tração;

$n$  é dado pela equação (9).

$f_k$  assume os mesmos valores de  $f_b$  referente a equação (12).

$b_w$  é dado pela equação (16) se  $\beta = 1,0$ . Se  $0,85 \leq \beta \leq 1,0$  deve-se seguir as prescrições contidas na tabela 4.1 do CIDECT [9].

$$b_w = \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 10t_0 \quad (16)$$

### 2.2.2.3 Modo D

Para o modo de falha D caracterizado pela ruptura por punção na parede do banzo, têm-se as equações de dimensionamento de acordo com as normas usadas nesta dissertação. Ressalta-se nestas equações que as propriedades geométricas são adotadas de acordo como apresentado na Figura 11.

**Equação proposta pelo Eurocode 3 [6]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \text{sen}\theta_1} \left( \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 2b_{e,p} \right) / \gamma_{M5} \quad (17)$$

**PN 02:125.03-004 [5]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} \frac{0,60f_{y0} t_0}{\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2,2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 2,2b_{e,p} \right) / \gamma_{a1} \quad (18)$$

$$b_{e,p} \text{ e } b_{i,e,p} = \frac{10}{b_0 / t_0} d_i \leq d_i, \quad (i=1 \text{ ou } 2) \quad (19)$$

onde:

$b_{e,p}$  é dado pela equação (19) e as equações (17) e (18) são válidas para  $0,85 \leq \beta \leq (1-1/\gamma)$ .

**Equação proposta pelo CIDECT [9]:**

Equações válidas para  $d_1 \leq b_0 - 2t_0$  :

$$N_i^* = \frac{0,58f_{y0} t_0}{\text{sen}\theta_1} I_{p,eff} \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad I_{p,eff} = \frac{2d_1}{\text{sen}\theta_1} + 2b_{e,p} \quad \text{e} \quad b_{e,p} = \left( \frac{10}{b_0 / t_0} \right) d_1 \leq d_1 \quad (20)$$

### 2.2.2.4 Modo E

Para o modo de falha E caracterizado pela ruptura ou plastificação na região da solda, têm-se as equações de dimensionamento de acordo com as normas usadas nesta dissertação. Ressalta-se nestas equações que as propriedades geométricas são adotadas de acordo como apresentado na Figura 11.

**Equação proposta pelo Eurocode 3 [6]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} f_{y1} t_1 (2d_1 - 4t_1 + 2b_{eff}) / \gamma_{M5} \quad (21)$$

**Equação proposta pelo PN 02:125.03-004 [5]:**

$$N_{1,Rd} = \frac{\pi}{4} f_{y1} t_1 (2,2d_1 - 4,4t_1 + 2,2b_{eff}) / \gamma_{a1} \quad (22)$$

$$b_{eff} \text{ e } b_{i,ef} = \frac{10}{b_0 / t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} d_i \leq d_i, \text{ (i=1 ou 2)} \quad (23)$$

onde  $b_{eff}$  é dado pela equação (23).

As equações (21) e (22) são válidas para  $\beta \geq 0,85$ .

**Equação proposta pelo CIDECT [9]:**

$$N_i^* = f_{y1} t_1 l_{b,eff} \times \frac{\pi}{4} \quad \text{com} \quad l_{b,eff} = 2h_1 + 2b_e - 4t_1 \quad \text{e} \quad b_e = \left( \frac{10}{b_0 / t_0} \right) \left( \frac{f_{y0} t_0}{f_{y1} t_1} \right) d_1 \leq d_1 \quad (24)$$

### 2.2.3 Ligação tipo “T” com chapa de reforço na face superior do banzo

Para se dimensionar um reforço em uma ligação é necessário que sejam considerados alguns critérios iniciais. Sendo assim, no caso de ligação tipo “T” com chapa de reforço, apresentam-se as equações propostas para cálculo da força

resistente e as condições de validade de ligações com perfil tubular circular no montante e perfil retangular no banzo, de acordo com o PN 02:125.03-004 [5]:

### Equações propostas pelo PN 02:125.03-004 [5]:

- **Montante tracionado**

De acordo o Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5], a máxima carga de tração que pode ser aplicada no montante, na ligação T é apresentada a seguir considerando-se as propriedades geométricas da Figura 12.

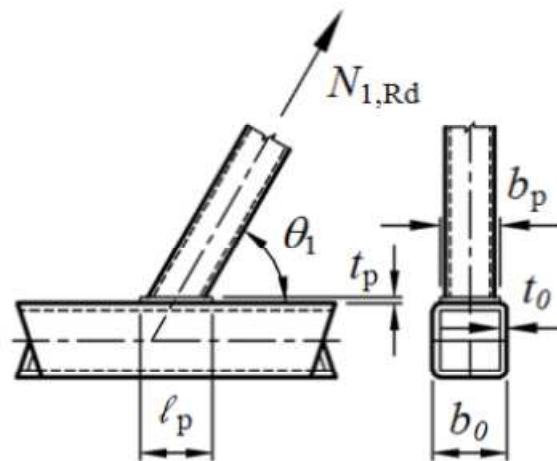


Figura 12 – Dados geométricos de ligação “T” com reforço e carga de tração no montante

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{1,1f_{yp}t_p^2}{\left(1 - \frac{b_1}{b_p}\right)\text{sen}\theta_1} \left( \frac{2\frac{h_1}{b_p}}{\text{sen}\theta_1} + 4\sqrt{1 - \frac{b_1}{b_p}} \right) / \gamma_{a1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (25)$$

Atendendo as seguintes condições:

$$b_p \leq b_0 - 2t_o$$

$$I_p \geq \begin{cases} \frac{h_1}{\text{sen}\theta_1} + \sqrt{b_p(b_p - b_1)} \\ 1,5 \frac{h_1}{\text{sen}\theta_1} \end{cases} \quad (26)$$

- **Montante comprimido**

De acordo o Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5], a máxima carga de compressão que pode ser aplicada no montante, na ligação T é apresentada a seguir considerando-se as propriedades geométricas da Figura 13.

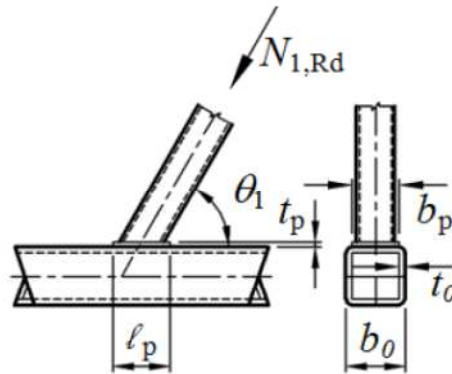


Figura 13 – Dados geométricos de ligação “T” com reforço e carga de compressão no montante

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{k_n f_{yp} t_p^2}{(1-\beta) \text{sen} \theta_1} \left( \frac{2,2\beta}{\text{sen} \theta_1} + 4,4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{a1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (27)$$

Atendendo às seguintes condições:

$$k_n = 1,0$$

$$b_p \leq b_0 - 2t_0$$

$$l_p \geq \frac{h_1}{\text{sen} \theta_1} + \sqrt{b_p(b_p - b_1)} \geq 1,5 \frac{h_1}{\text{sen} \theta_1} \quad (28)$$

De acordo com o PN 02:125.03-004 [5] a equação (27) é igual a equação (7) usada para dimensionamento de ligações tipo “T” sem reforço, substituindo-se  $t_0$  por  $t_p$  que representa a espessura da chapa de reforço.

Foram descritos neste capítulo os critérios que devem ser observados no dimensionamento de uma ligação “T” com base na norma europeia, Eurocode 3 [6], no CIDECT [9] e no projeto de norma brasileira [5], e no dimensionamento de uma ligação “T” com chapa de reforço, através do projeto de norma brasileira [5]. O capítulo seguinte apresentará algumas considerações sobre os modelos numéricos desenvolvidos na presente dissertação.

### 3 MODELOS NUMÉRICOS

Este capítulo apresenta as características sobre os modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho. Levando em consideração que estes modelos foram calibrados com resultados experimentais, apresenta-se inicialmente, os dados referentes aos ensaios experimentais realizados por Mendes [20] para ligações “T”.

#### 3.1 Descrição do ensaio experimental – Ligação T sem reforço

Os ensaios dos modelos experimentais realizados por Mendes [20] e citados em Freitas *et al.* [37] e Nunes *et al.* [38] para a ligação tipo “T”, foram feitos em dois protótipos, identificados como T02 e T03, ambos com as mesmas dimensões, compostos por perfil retangular no banzo (RHS) e circular no montante (CHS).

Na Tabela 1 são apresentadas as dimensões dos protótipos ensaiados tal como as propriedades mecânicas dos perfis. Na Figura 14 está representado o esquema geral das ligações T ensaiadas e na Figura 15 é apresentado o esquema geral do sistema de aplicação de carregamento.

Tabela 1 – Dimensões e propriedades das ligações ensaiadas [20]

Banzo						Montante					
$h_0$ (mm)	$b_0$ (mm)	$t_0$ (mm)	$L_0$ (mm)	$f_{y0}$ (MPa)	$f_{u0}$ (MPa)	$d_1$ (mm)	$t_1$ (mm)	$\theta$ (°)	$L_1$ (mm)	$f_{y1}$ (MPa)	$f_{u1}$ (MPa)
60	110	4,8	1000	456	555	38,1	3,2	90	714	250	325

O carregamento aplicado foi de compressão no montante através de deslocamentos prescritos, para os dois ensaios sendo o modo de colapso preponderante caracterizado pela plastificação da face do banzo, ou seja, modo A, assim como determinado teoricamente através das equações do Eurocode 3 [6], do PN 02:125.03-004 [5] e do CIDECT [9].



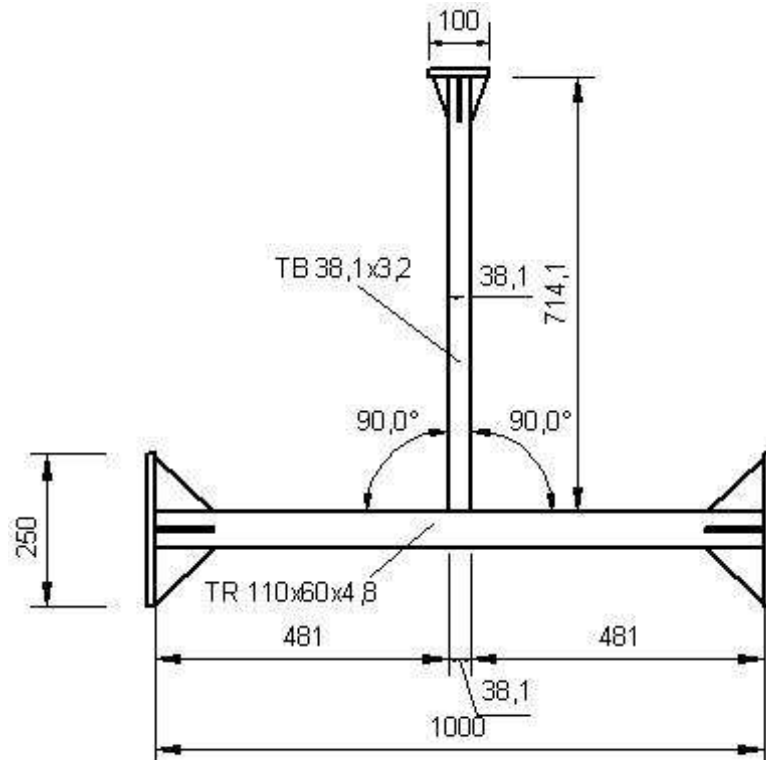


Figura 14 – Esquema geral das ligações T ensaiadas [20]

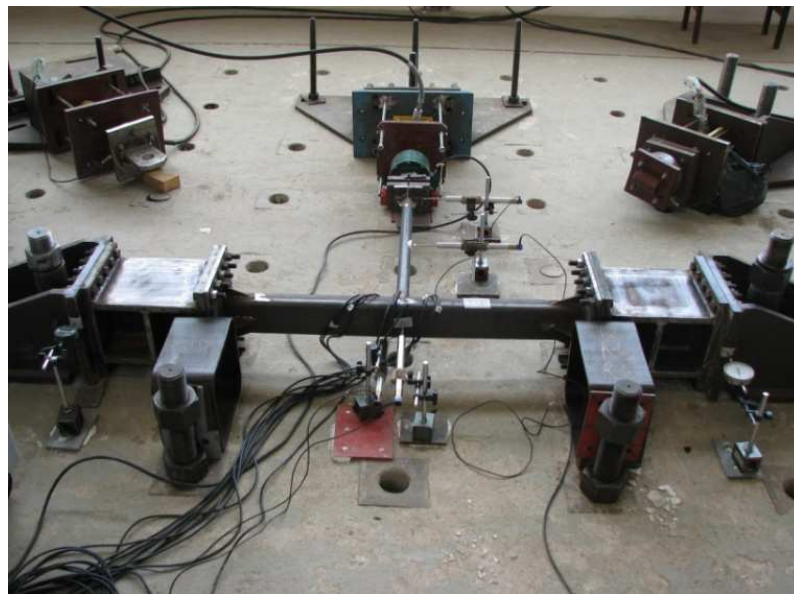


Figura 15 – Esquema geral do sistema de aplicação de carregamento [38]

### 3.2 Descrição do modelo numérico – Ligação T sem reforço

Para o modelo numérico referente a ligação tipo “T” constituída de banzo RHS e montante CHS, procedeu-se também ao teste de densidade de malha para efeitos

de calibração e validação da análise numérica. Foram testadas duas malhas distintas:

- Modelo 1 – utilizando elemento SHELL181;
- Modelo 2 – utilizando elemento SHELL181 e o dobro de divisões do modelo 1.

No presente trabalho foi utilizado o elemento de casca SHELL181, que considera quatro nós por elemento (Ansys Manual Reference, 2010 - Figura 16). Este elemento foi escolhido por apresentar bons resultados em trabalhos anteriores a este, e por logo nas primeiras análises, mostrar-se coerente com o modelo experimental estudado como referência. Cabe ressaltar que o elemento permite efetuar uma análise associada aos esforços de flexão e cisalhamento, e do efeito de membrana.

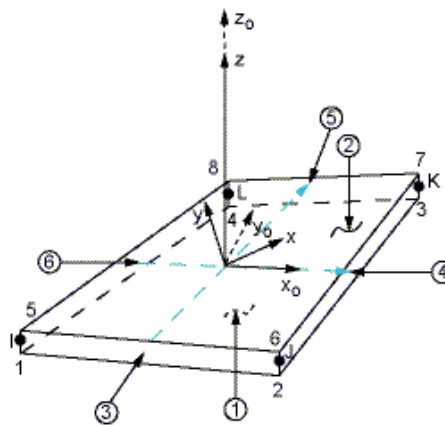


Figura 16 – Geometria do Elemento SHELL181

Considerando-se que a análise seria desenvolvida por meio de elementos de casca, com o intuito de comprovar a eficiência da análise de ligações reforçadas com este tipo de elemento, a geometria da seção transversal foi estabelecida na superfície média da seção (Figura 17).

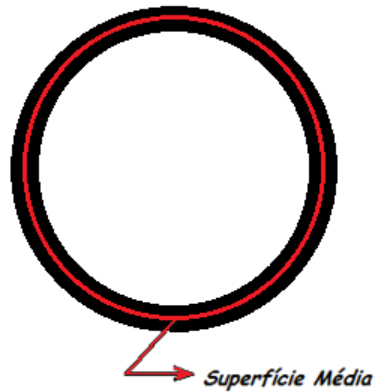


Figura 17 – Seção Transversal do Perfil Circular

A malha do modelo 2 apresentada na Figura 18 forneceu resultados mais próximos aos obtidos nos ensaios experimentais conforme será apresentado posteriormente ainda neste item da dissertação. Observa-se na Figura 18 (a), que a malha encontra-se mais refinada na região da solda (onde concentrações de tensões são esperadas) e o mais regular possível com proporções adequadas entre elementos, no intuito de evitar problemas numéricos.

A solda foi considerada com elementos de casca conforme apresentado na Figura 18 (b) e Figura 18 (c), respectivamente. Esta solução já foi testada anteriormente para outros tipos de ligações tubulares sem prejuízo para o resultado final.

Com o objetivo de se obter o comportamento global desta ligação em termos de rigidez, resistência e capacidade de deformação, efetuou-se uma análise não linear geométrica e de material. A lei constitutiva do material adotada foi bi-linear com comportamento elasto-plástico perfeito. A não-linearidade geométrica foi considerada através do algoritmo de Lagrange atualizado.

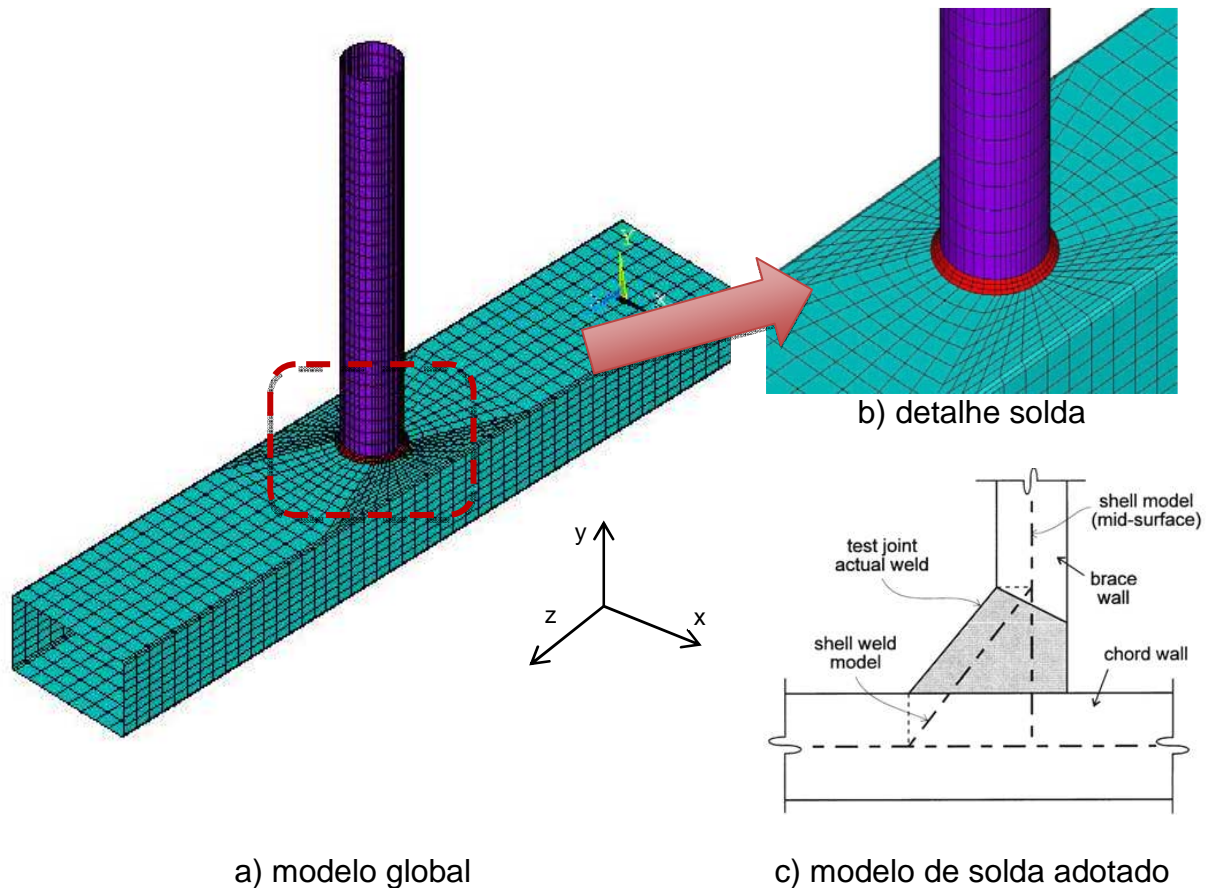


Figura 18. Malha de elementos finitos do modelo numérico.

### 3.3 Calibração do modelo numérico – Ligação “T” sem reforço

De forma a exemplificar a aplicação do critério de deformação limite, apresenta-se na Figura 19, a curva carga *versus* deslocamento obtida numericamente para a ligação utilizada na calibração e os valores de resistência obtidos analiticamente pelo Eurocode 3 [6], pelo PN 02:125.03-004 [5] e pelo CIDECT [9], para o modo de ruína A que controla a ligação.

Neste gráfico, podem ser observados os limites de  $1,1\%b_0$  e  $3,3\%b_0$ , obtendo-se  $N_s = 39,4$  kN e  $N_u = 56,6$  kN, respectivamente, de acordo com o critério de deformação proposto por Lu *et al.* [32] para atendimento aos estados limites de utilização e último.

Como a razão  $N_u/N_s = 1,44 < 1,5$ ,  $N_u$  controla o dimensionamento. Desta forma, aplicando-se o critério de deformação limite, a ligação teria uma resistência  $N_u = 56,6$  kN.

De acordo com a equação (6) preconizada pelo Eurocode 3 [6], a carga máxima a ser aplicada no montante de forma que não provoque plastificação na face superior do banzo (modo de falha A) é  $N_{1,rd} = 44,6$  kN (considerando o fator de redução devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 350 MPa).

Aplicando-se a equação (7) referente ao PN 02:125.03-004 [5], obtém-se a carga máxima  $N_{1,rd} = 44,6$  kN (considerando o coeficiente de ajuste devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 350 MPa).

Finalmente pela equação (8) do CIDECT [9], encontra-se para a carga máxima, o valor de  $N_{1,rd} = 44,6$  kN. (considerando o fator de redução devido a tensão de escoamento do banzo ser superior a 350 MPa).

Observa-se então, que os resultados determinados pelas equações propostas pelo Eurocode 3 [6], pelo PN 02:125.03-004 [5] e pelo CIDECT [9] são inferiores e a favor da segurança quando comparados ao obtido numericamente pelo critério de deformação limite.

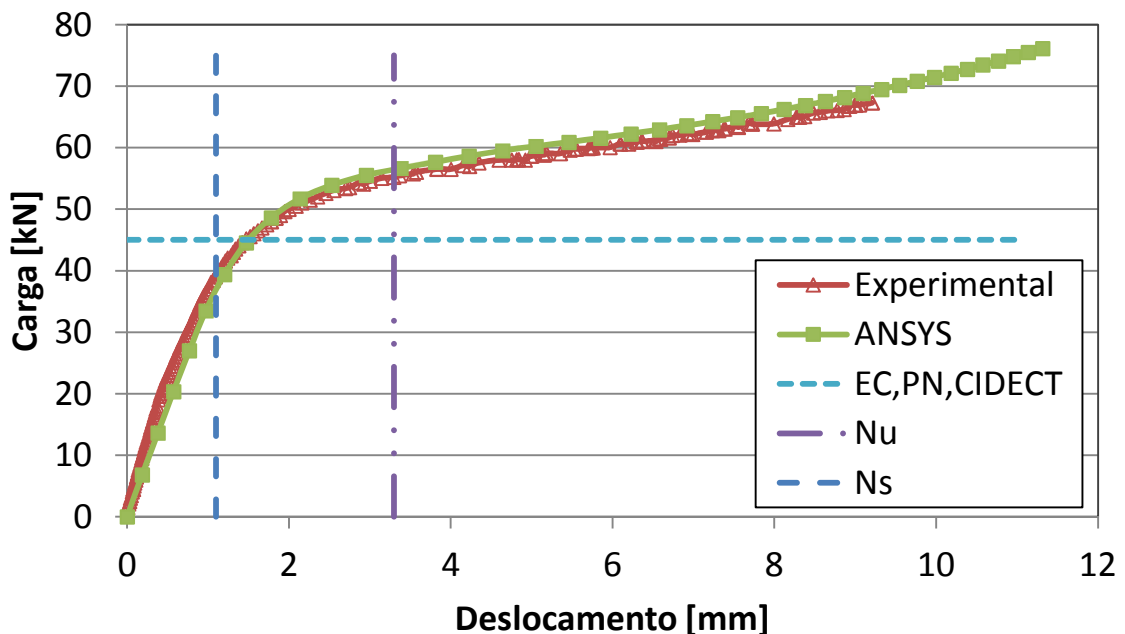


Figura 19 – Curva carga versus deslocamento – modelo de calibração da ligação “T”

### 3.4 Descrição do modelo numérico – Ligação tipo “T” com chapa de reforço

A ligação tipo T com chapa de reforço é utilizada para se obter uma melhor performance da estrutura, onde a chapa de reforço é aplicada na parte superior do banzo, na região da solda que faz a ligação com o montante, com o intuito de se aumentar o valor da força resistente aplicada no sentido axial ao montante.

Nesta dissertação a aplicação da chapa de reforço foi feita de duas formas, sendo uma, em que a chapa de reforço é colocada antes da execução da solda da ligação, entre o banzo e o montante, denominado chapa, como apresentado na Figura 20, e a outra, em que a chapa de reforço é colocada em forma de colar, sobre a parte superior do banzo ao redor da solda da ligação como apresentado na Figura 21, para estruturas já executadas anteriormente sem o reforço.

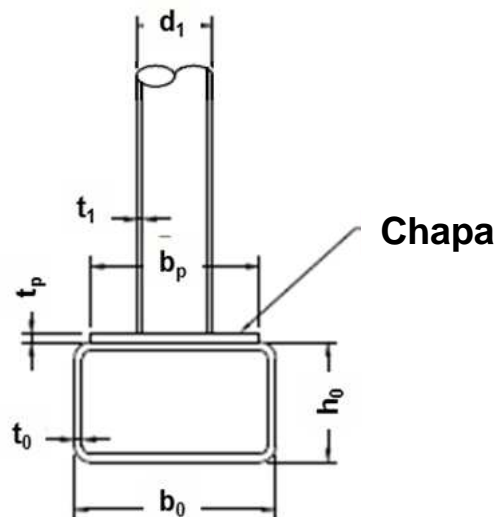


Figura 20 – Modelo de reforço tipo “Chapa” [3]

Existem duas formas de se modelar a ligação tipo “T” com chapa de reforço no Ansys [18], sendo criadas duas áreas distintas, uma sobre a outra, de modo que a espessura do banzo  $t_0$  esteja em uma área e a espessura da chapa de reforço  $t_p$  esteja em outra área, e a outra forma é criar uma área única na parte superior do banzo, na seção do reforço, com o valor da espessura sendo igual às espessuras  $t_0$  e  $t_p$  somadas.

Rodrigues [3] efetuou uma análise numérica com base em resultados experimentais realizados por Choo *et al.* [15] e verificou que usar o modelo numérico com soma das espessuras na mesma área para simular o reforço, fornece

resultados satisfatórios quando comparados com os obtidos experimentalmente. A Figura 22 apresenta os resultados obtidos com os dois modelos numéricos citados e comparados com o resultado experimental.

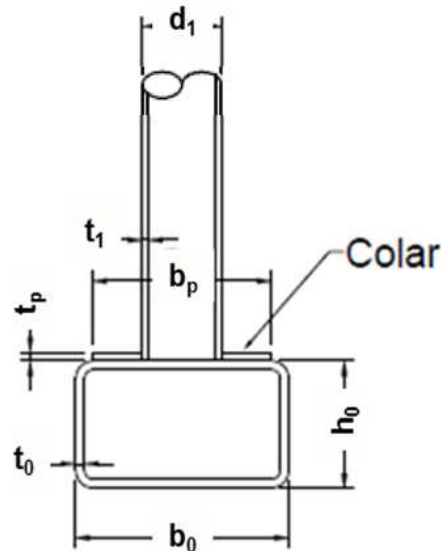


Figura 21 – Modelo de reforço tipo “Colar” [3]

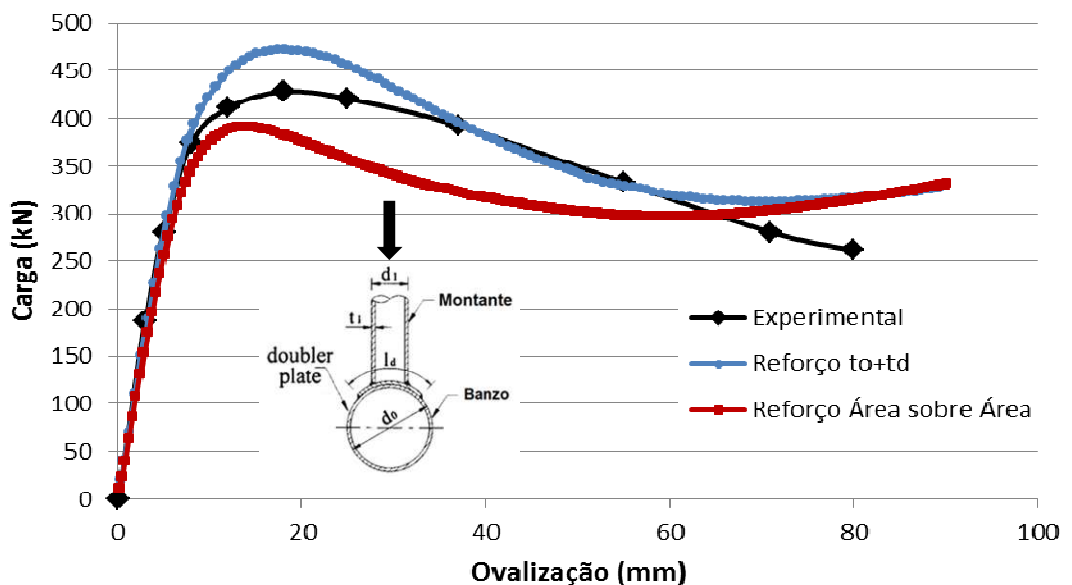


Figura 22 – Método de modelagem das áreas [3]

Considerando-se as premissas anteriores, o presente estudo foi realizado com a modelagem da ligação no programa computacional Ansys [18] (Figura 23), com a criação de três materiais diferentes, sendo um para o banzo (Figura 24), um



para o montante (Figura 25) e um para a solda (Figura 26). As espessuras do banzo e da chapa de reforço foram somadas ( $t_0+t_p$ ) em uma mesma área (Figura 27).

Observa-se na Figura 23, que foi considerado engaste nas extremidades do banzo e apoio móvel de primeiro gênero no topo do montante liberando o deslocamento no sentido axial ao montante.

A Figura 28 representa o modelo numérico criado em elementos finitos para o reforço tipo colar e tipo chapa.

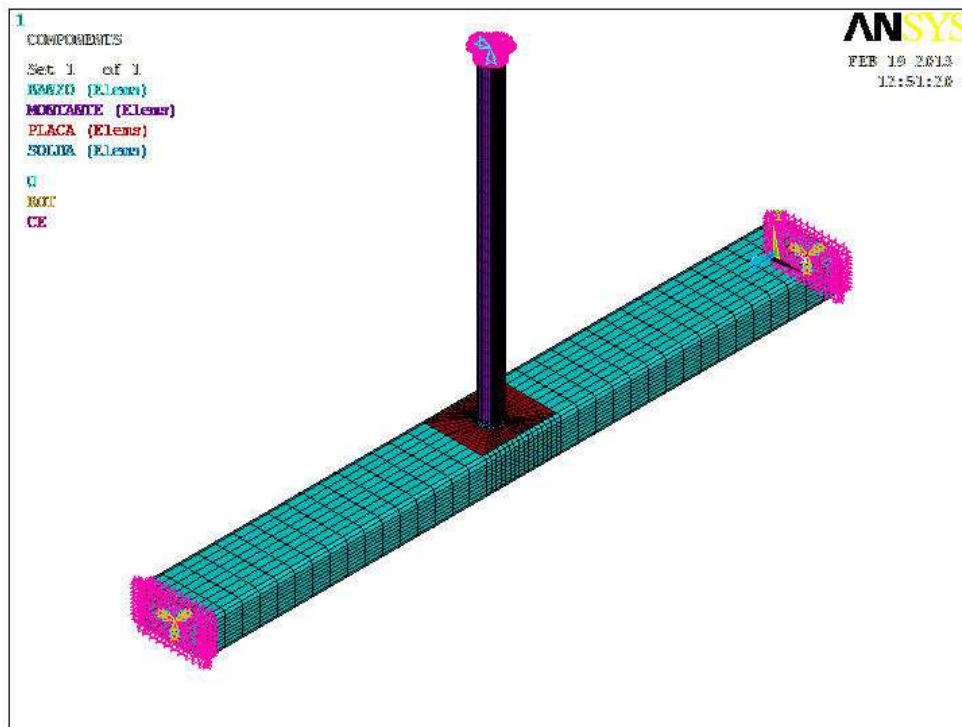


Figura 23 – Modelo numérico criado no Ansys [18]

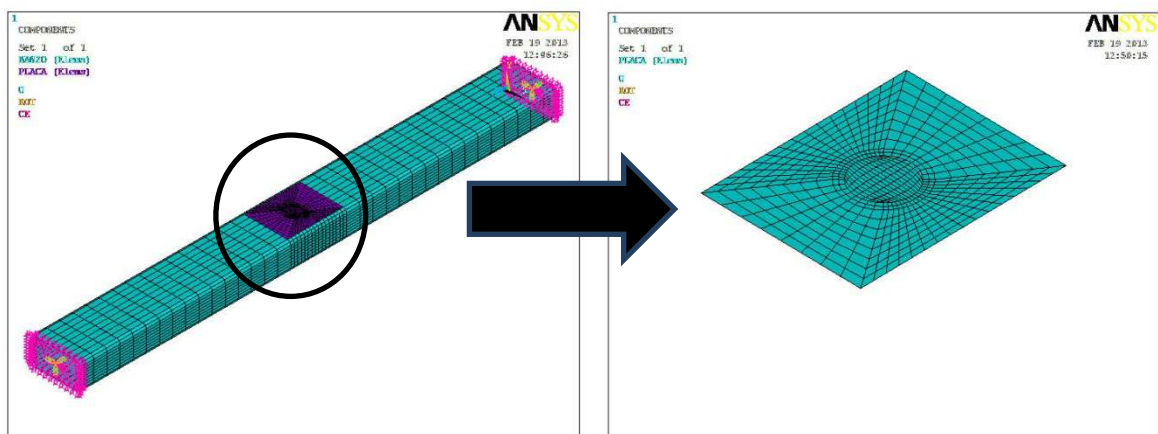


Figura 24 – Malha do banzo [18]



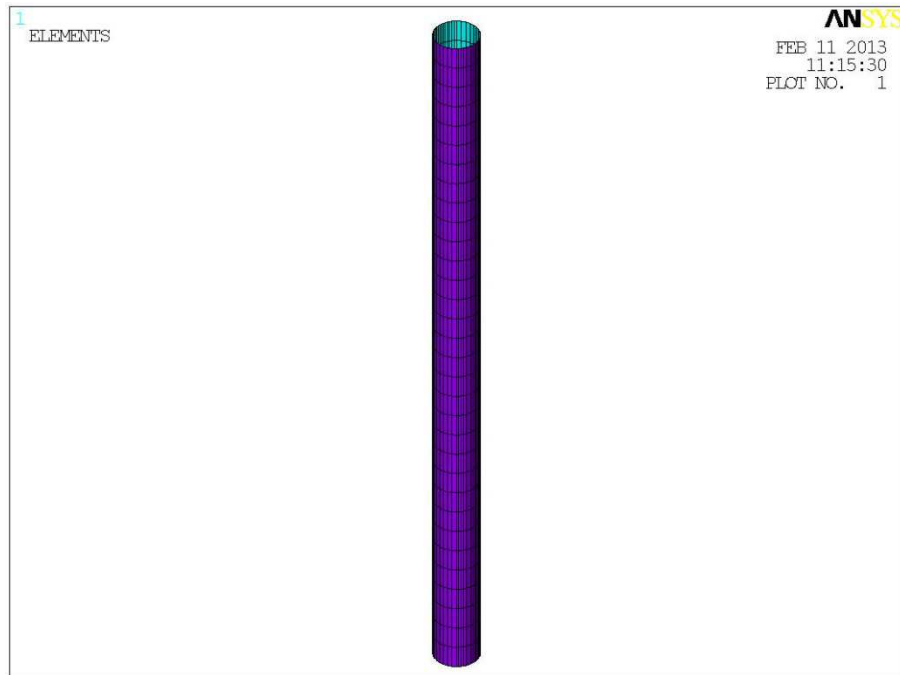


Figura 25 – Malha do montante [18]

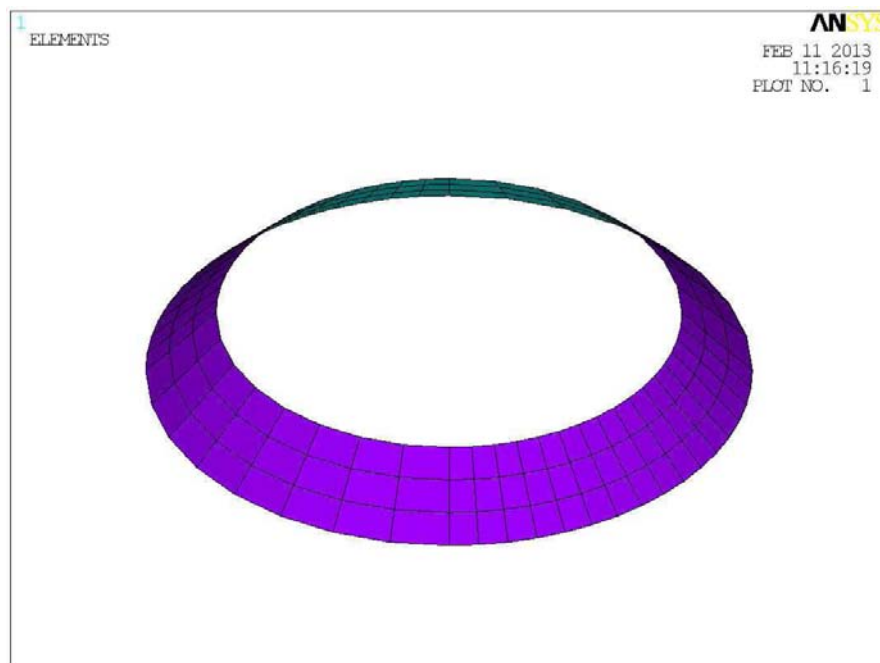


Figura 26 – Malha da solda [18]

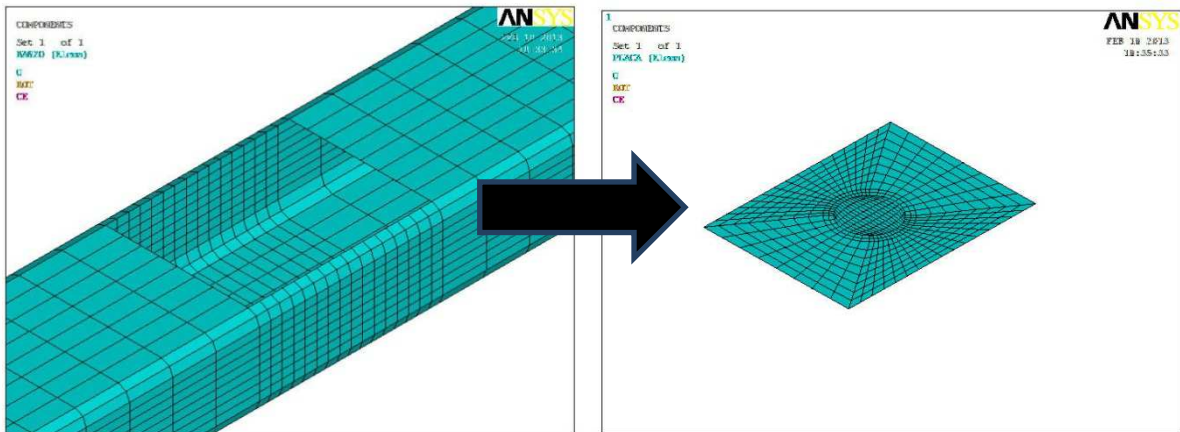


Figura 27 – Malha da chapa de reforço ( $t_0+t_p$ ) [18]

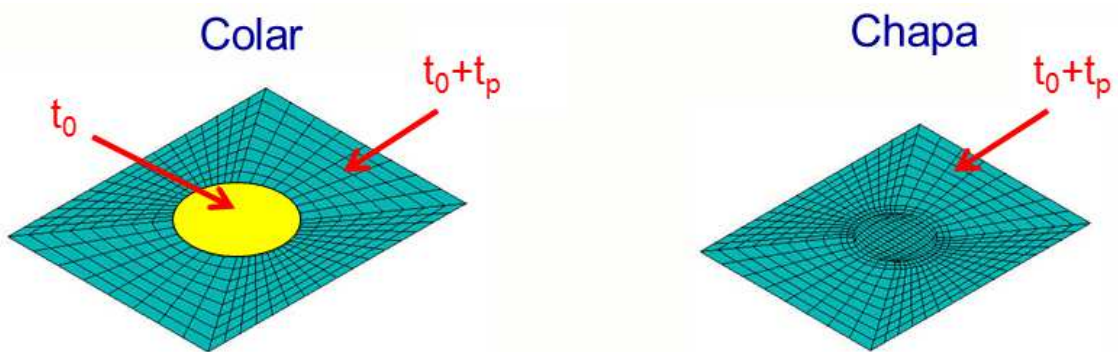


Figura 28 – Malha do reforço tipo colar e tipo chapa [18]

Este capítulo apresentou as considerações necessárias para elaboração e calibração do modelo numérico desenvolvido neste trabalho bem como os ensaios experimentais utilizados. O capítulo seguinte apresentará a análise paramétrica desenvolvida na presente dissertação de forma a ampliar o campo de aplicação das equações da norma europeia [6], do projeto de norma brasileira [5] e do CIDECT [9].

## 4 ANÁLISE PARAMÉTRICA E RESULTADOS

Será descrita neste capítulo a análise paramétrica desenvolvida na presente dissertação com o intuito de mostrar algumas formas de aplicação das equações do Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5] baseado na norma europeia Eurocode 3 [6] e no CIDECT [9], através de resultados obtidos por meio de um modelo numérico, desenvolvido no programa Ansys 12.0 [18] em comparação com os valores encontrados por meio das equações propostas pelas normas. Ressalta-se aqui que as três normas citadas fornecem o mesmo valor de resistência para a ligação em estudo tendo em vista que não foi considerada a aplicação de esforço normal no banzo.

A presente dissertação apresenta um estudo que foi desenvolvido em duas fases distintas a saber:

- Na fase 1 do estudo utiliza-se um modelo cujos perfis do banzo e do montante apresentam as mesmas dimensões do modelo experimental e se faz a variação das espessuras da chapa de reforço tanto para carga de tração como para carga de compressão no montante;
- Na fase 2 do estudo, utilizam-se cinco modelos cujos perfis variam as dimensões para o banzo (RHS), e para cada perfil do banzo faz-se quatro variações de dimensões de perfis do montante (CHS) e da espessura da chapa de reforço, tanto para carga de tração como para carga de compressão no montante.

### 4.1.1 Fase 1

Nesta etapa, a análise paramétrica compreendeu a criação de vinte modelos numéricos divididos da seguinte forma: dez variando a espessura da chapa de reforço, sendo cinco modelos com aplicação da carga axial de compressão no montante e cinco modelos com aplicação da carga axial de tração no montante, e dez variando o tipo de reforço para cada espessura, sendo cinco para reforço tipo colar e cinco para reforço tipo chapa, com aplicação de carga de compressão no

montante. Ressalta-se mais uma vez que o banzo e o montante foram mantidos os mesmos do modelo usado na calibração citada no capítulo anterior.

Foram extraídos dos modelos numéricos, dados que serão apresentados na forma de gráficos comparativos para a geometria do reforço “com furo” (colar) *versus* “sem furo” (chapa) e gráficos comparativos para a aplicação da carga axial de compressão *versus* tração.

O estudo paramétrico nesta fase foi realizado de acordo com dados apresentados na Tabela 2. Na Tabela 3 são apresentados os valores obtidos pelo modelo feito no Ansys [18] em comparação com os valores obtidos através do Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5].

Tabela 2 – Modelos com variação da espessura da chapa de reforço

ITEM	BANZO	MONTANTE	CHAPA				CARGA
			$b_p$ (mm)	$f_y$ (MPa)	$l_p$ (mm)	$t_p$ (mm)	
0	110x60x4,8 $f_y= 456$ MPa	38,1x3,2 $f_y= 350$ MPa	-	-	-	-	compressão
1			100,4	456	117	1,0	
2						2,0	
3						3,0	
4						4,0	
5						4,8	
6			100,4	456	117	1,0	tração
7						2,0	
8						3,0	
9						4,0	
10	4,8						

onde o item zero refere-se a ligação T sem chapa de reforço

Apresenta-se na Tabela 3 um comparativo entre as resistências da ligação com chapa de reforço e sem chapa de reforço através das equações propostas pelo Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5] e resultados obtidos pelo programa Ansys [18]. Na coluna análise de resultados, verifica-se que para todos os tipos de reforço apresentados, o resultado é satisfatório, pois seus valores são menores que 1,0, representando um dimensionamento a favor da segurança.

A coluna verificação faz um comparativo entre a soma das resistências com e sem chapa de reforço pela resistência obtida no programa Ansys [18]. Para isto foi considerada no modelo numérico, uma carga axial de compressão no montante e

reforço com chapa. Ressalta-se ainda que as equações utilizadas no cálculo referem-se ao modo de falha A, pois a chapa de reforço fica na face superior do banzo e o  $\beta \leq 0,85$ .

No item zero da Tabela 2 e da Tabela 3 são apresentados os dados referentes a ligação “T” sem chapa de reforço para que seja feito um comparativo entre os outros itens que possuem dados de ligação “T” com chapa de reforço.

Tabela 3 – Comparação de resistências – Numérico x Projeto de Norma

ITEM	CARREGAMENTO						ANÁLISE DE RESULTADOS	
	$(N_{1,rd})_{ref}$	$(N_{1,rd})_{s/ref}$	$N_s$	$N_u$	$N_{ansys}$	(*)	VERIFICAÇÃO	(**)
0	-	44,61	39,43	56,65	56,65	-	OK	0,79
1	1,94	44,61	39,43	56,65	56,65	0,03	OK	0,82
2	7,75	44,61	59,44	71,82	71,82	0,11	OK	0,73
3	17,43	44,61	66,06	84,82	84,82	0,21	OK	0,73
4	30,98	44,61	85,42	97,81	97,81	0,32	OK	0,77
5	44,61	44,61	90,64	106,27	106,27	0,42	OK	0,84
6	2,03	44,61	43,84	68,76	68,76	0,03	OK	0,68
7	8,12	44,61	63,02	85,55	85,55	0,09	OK	0,62
8	18,28	44,61	68,69	100,20	100,20	0,18	OK	0,63
9	32,50	44,61	89,44	107,53	107,53	0,30	OK	0,72
10	46,79	44,61	93,77	118,64	118,64	0,39	OK	0,77

onde:  
 (\*)= $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ ;  
 (\*\*)= $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$ ;  
 $(N_{1,rd})_{ref}$  é a resistência do reforço  
 As resistências estão em kN

Com os resultados obtidos na Tabela 3, observa-se que quanto maior a espessura da chapa do reforço maior será a resistência da ligação com reforço.

Apresentam-se na Figura 29 e na Figura 30, com montante comprimido e com montante tracionado, respectivamente, os dados obtidos na Tabela 3, na coluna  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18].

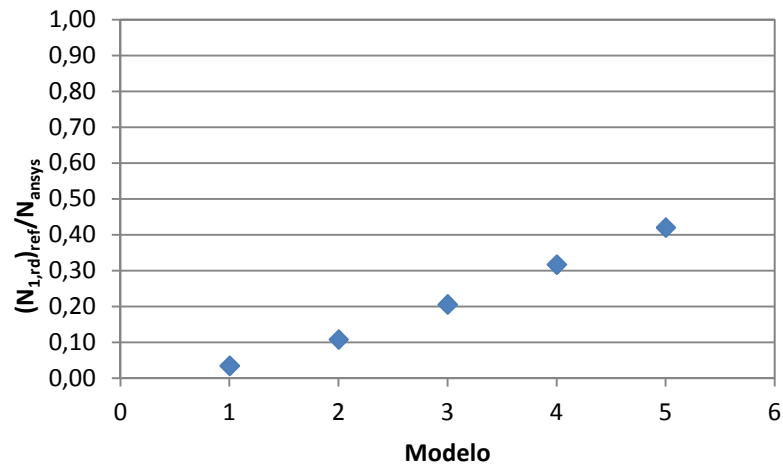


Figura 29 – Gráfico  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante comprimido

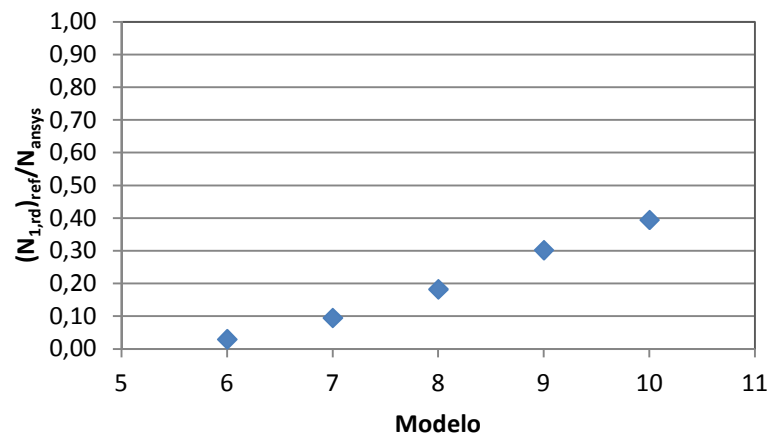


Figura 30 – Gráfico  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante tracionado

Apresentam-se na Figura 31 e na Figura 32, com montante comprimido e com montante tracionado, respectivamente, os dados obtidos na Tabela 3, na coluna  $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$  de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18].

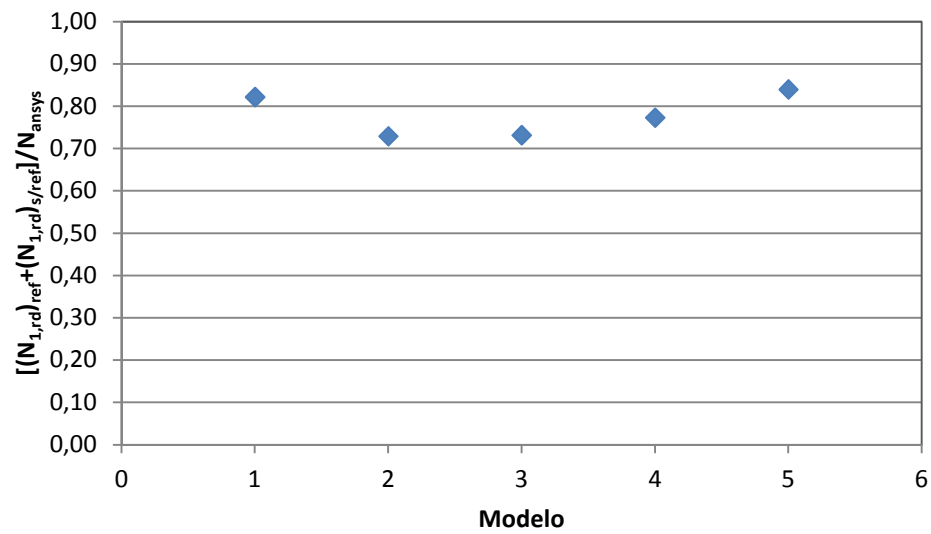


Figura 31 – Gráfico  $[(N_{1,rd})_{ref} + (N_{1,rd})_{s/ref}] / N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante comprimido

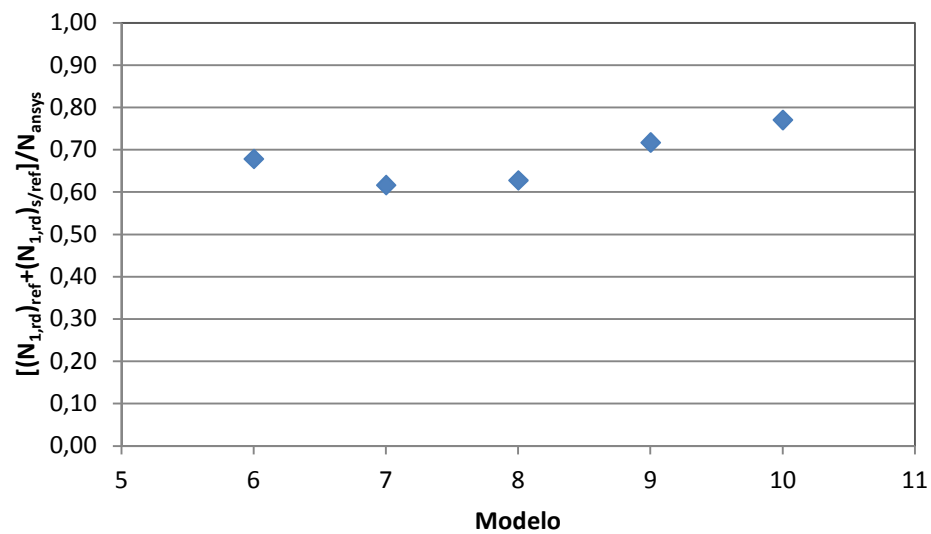


Figura 32 – Gráfico  $[(N_{1,rd})_{ref} + (N_{1,rd})_{s/ref}] / N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante tracionado

Nota-se na Figura 31 e na Figura 32 que todos os valores são menores do que 1,0, concluindo-se que para estes perfis, o dimensionamento está a favor da segurança.

#### 4.1.1.1 Comparativo entre reforço “com furo” (colar) versus reforço “sem furo” (chapa)

Nesta parte do estudo serão apresentados gráficos comparativos, onde pode-se observar um comportamento não-linear da ligação, por meio de uma curva traçada por valores obtidos de carga e deslocamento, aplicados de forma axial sobre o montante, podendo ser observados também, os valores para o estado limite de serviço e estado limite último de acordo com critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [32].

A Figura 33 mostra a malha do modelo numérico utilizado para esta análise, com chapa de reforço “com furo” (colar) e a Figura 34 mostra a malha com a chapa de reforço “sem furo” (chapa).

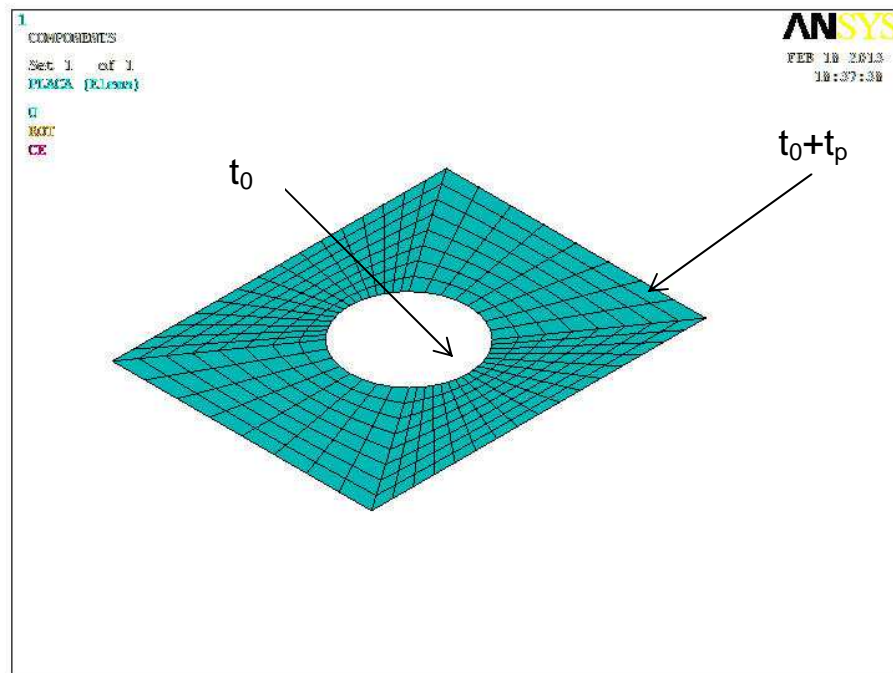


Figura 33 – Malha da chapa de reforço “com furo” (colar) [18]



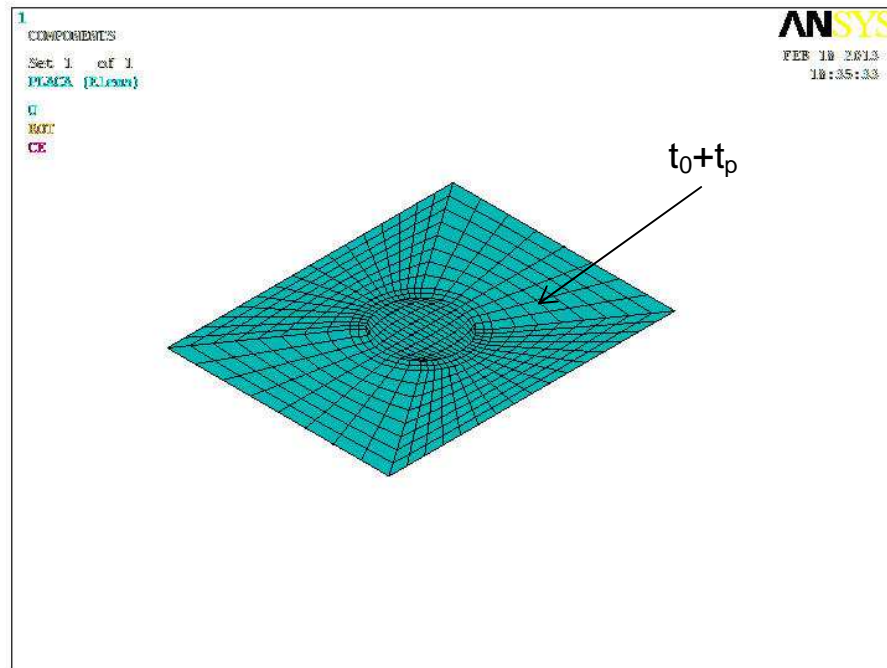


Figura 34 – Malha da chapa de reforço “sem furo” (chapa) [18]

Observa-se na Figura 35 que para uma chapa de reforço com uma espessura de 1,0mm, inicialmente, há um ganho de resistência e depois, a partir do deslocamento referente ao estado limite último, começa a apresentar perdas em relação a chapa de reforço com furo.

Já na Figura 36 nota-se que o ganho de resistência, ao se usar chapa de espessura de 3,0mm sem furo, é maior que o apresentado pela chapa de reforço com furo, em toda a extensão do gráfico.

Pode-se concluir que com o aumento da espessura da chapa de reforço, o reforço tipo chapa proporciona uma resistência maior para ligação do que o reforço tipo colar.

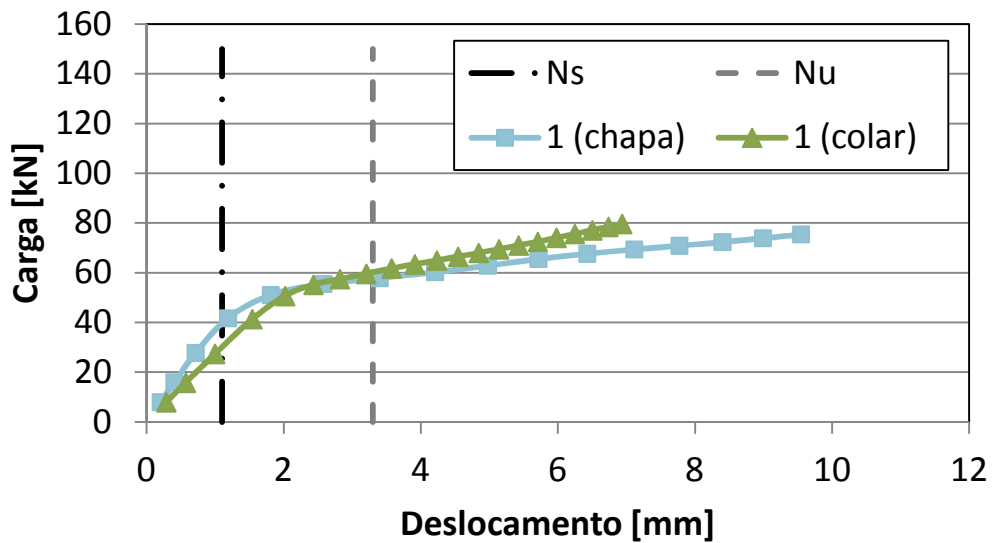


Figura 35 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 1,0mm

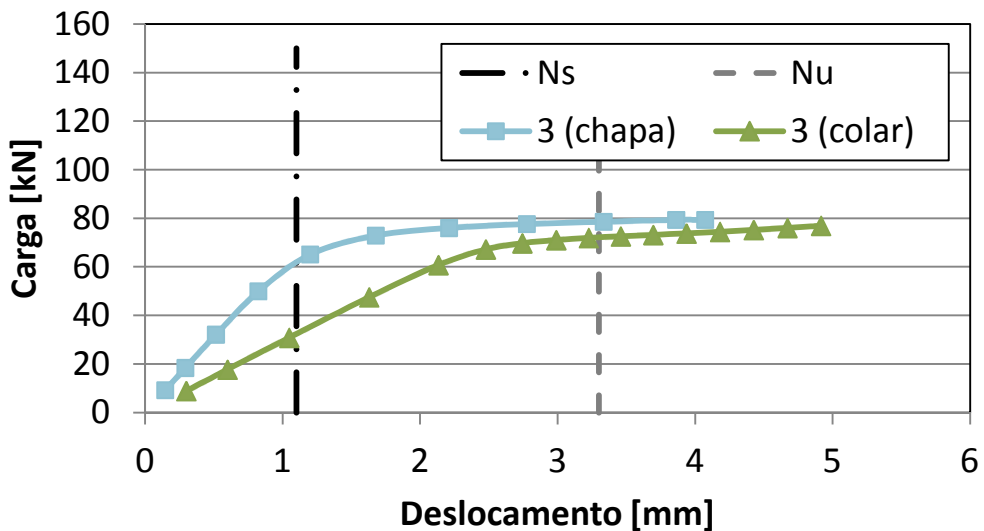


Figura 36 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 3,0mm

#### 4.1.1.2 Comparativo entre carga axial de compressão *versus* tração aplicada no montante

Observa-se na Figura 37 e na Figura 38, respectivamente, que tanto para uma chapa de reforço com espessura de 1,0mm, como de 3,0mm, inicialmente, há um ganho de resistência igual, na tração e na compressão, e a partir do estado limite de serviço, para a carga axial de tração, a chapa de reforço começa a apresentar um aumento na resistência da ligação em relação a carga axial de compressão.

Pode-se concluir que com uma chapa de reforço, a resistência da ligação para cargas axiais de tração é maior do que para cargas axiais de compressão.

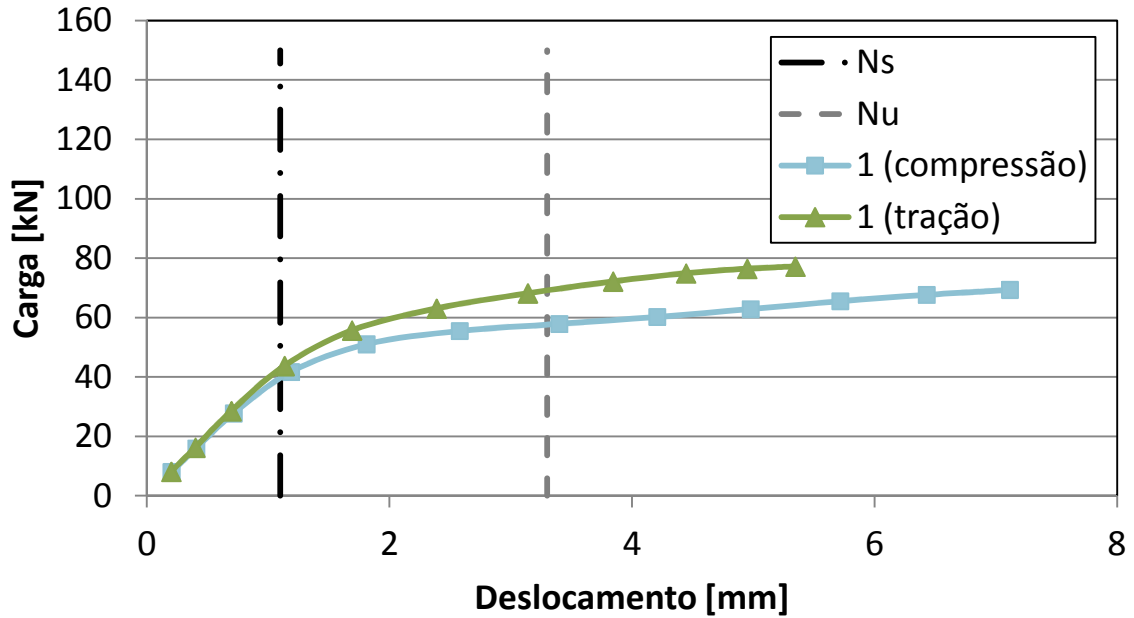


Figura 37 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 1,0mm

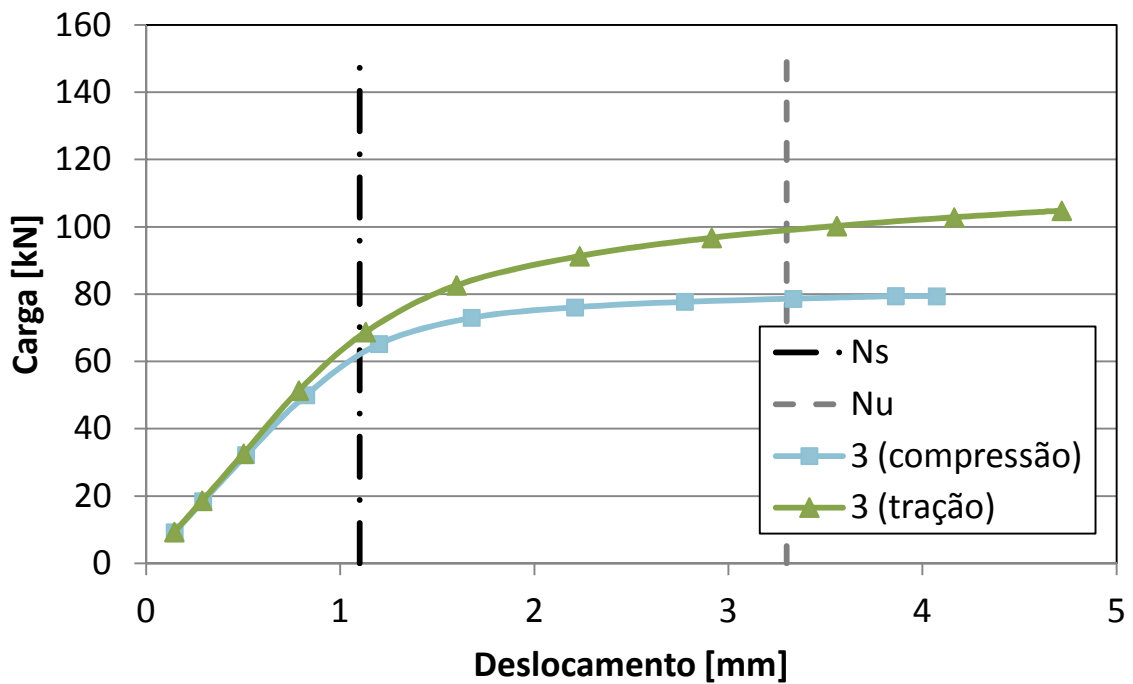


Figura 38 – Comparativo para chapa de reforço com espessura de 3,0mm

#### 4.1.2 Fase 2

Nesta segunda etapa, a análise paramétrica compreendeu a criação de cento e sessenta modelos numéricos variando o perfil do banzo, o perfil do montante, a espessura da chapa de reforço, sendo quarenta modelos com aplicação da carga axial de compressão no montante e quarenta modelos com aplicação da carga axial de tração no montante, e oitenta modelos variando o tipo de reforço para cada espessura, sendo quarenta para reforço tipo colar e quarenta para reforço tipo chapa.

Novamente foram extraídos dos modelos numéricos, dados que serão apresentados na forma de gráficos comparativos para a geometria do reforço “com furo” (colar) *versus* “sem furo” (chapa) e gráficos comparativos para a aplicação da carga axial de compressão *versus* tração.

Os diversos tipos de perfis tubulares apresentados na Tabela 4, estão disponíveis comercialmente no Brasil através do catálogo de produtos da Vallourec & Mannesmann [36].

O estudo paramétrico nesta fase foi realizado de acordo com dados apresentados na Tabela 4 para carga axial de tração e carga axial de compressão. As colunas  $t_1$  e  $t_2$  apresentam valores de espessuras para uma primeira análise e uma segunda análise, respectivamente, conforme Tabela 6 e Tabela 7. Na Tabela 6 e na Tabela 7 são apresentados os valores obtidos pelo modelo feito no Ansys [18] em comparação com os valores obtidos através do Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5].

Tabela 4 – Dados geométricos e de material – banzo, montante e chapa de reforço

		BANZO (RHS)				MONTANTE (CHS)			REFORÇO				
		b	h	t	$f_y$ (MPa)	d	t	$f_y$ (MPa)	b	$f_y$ (MPa)	l	$t_1$	$t_2$
1	1.1	110	60	4,8	456	38,1	3,2	350	100,4	456	117	2	4
	1.2					48,3	4,0	350	100,4	456	121	2	4
	1.3					60,3	4,0	350	100,4	456	124	2	4
	1.4					76,1	4,0	350	100,4	456	125	2	4
2	2.1	200	120	8,0	456	88,9	4,0	350	184	456	221	4	6
	2.2					101,6	5,0	350	184	456	225	4	6
	2.3					114,3	6,3	350	184	456	228	4	6
	2.4					127	8,0	350	184	456	229	4	6
3	3.1	300	150	10,0	456	159	6,3	350	280	456	343	5	8
	3.2					168,3	8,0	350	280	456	345	5	8
	3.3					177,8	8,0	350	280	456	347	5	8
	3.4					193,7	10,0	350	280	456	349	5	8
4	4.1	400	200	12,5	456	177,8	10,0	350	375	456	450	6	10
	4.2					193,7	12,5	350	375	456	454	6	10
	4.3					219,1	12,5	350	375	456	461	6	10
	4.4					244,5	16,0	350	375	456	466	6	10
5	5.1	400	300	16,0	456	193,7	10,0	350	368	456	447	8	12
	5.2					219,1	10,0	350	368	456	453	8	12
	5.3					244,5	12,5	350	368	456	458	8	12
	5.4					273	10,0	350	368	456	460	8	12

onde a unidade não está indicada, considerar milímetro.

- **Modelos analisados com carga axial de tração no montante**

Na Tabela 5 são apresentados os valores utilizados para verificação dos elementos estruturais considerando-se o modo A de falha pois esta análise é feita para a chapa de reforço colocada na face superior do banzo e com  $0,40 \leq \beta \leq 0,85$  de acordo com o Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5], obtendo-se desta

forma, a resistência de flambagem ( $N_{b,rd}$ ) e o esforço de plastificação ( $N_{pl}$ ), para verificar se a ligação “T” não apresentará falha no montante.

Tabela 5 – Cálculos auxiliares e verificação dos elementos estruturais

		DADOS DE CÁLCULO											
		$\beta$	$\gamma$	$h_o/t_o$	$h_o/(t_o+t_1)$	$h_o/(t_o+t_2)$	$d_i/t_i$	$0,05E/f_y$	$A(\text{cm}^2)$	$I(\text{cm}^4)$	$k_n$	$N_{b,rd}$	$N_{pl}$
1	1.1	0,35	11,46	12,50	8,82	6,82	11,91	30,00	3,51	5,39	1,0	111,75	122,80
	1.2	0,44	11,46	12,50	8,82	6,82	12,08	30,00	5,57	13,77	1,0	177,31	194,84
	1.3	0,55	11,46	12,50	8,82	6,82	15,08	30,00	7,07	28,17	1,0	225,34	247,62
	1.4	0,69	11,46	12,50	8,82	6,82	19,03	30,00	9,06	59,06	1,0	288,57	317,11
2	2.1	0,44	12,50	15,00	10,00	8,57	22,23	30,00	10,67	96,34	1,0	339,80	373,41
	2.2	0,51	12,50	15,00	10,00	8,57	20,32	30,00	15,17	177,47	1,0	483,29	531,09
	2.3	0,57	12,50	15,00	10,00	8,57	18,14	30,00	21,38	312,71	1,0	680,81	748,14
	2.4	0,64	12,50	15,00	10,00	8,57	15,88	30,00	29,91	531,80	1,0	952,57	1046,78
3	3.1	0,53	15,00	15,00	10,00	8,33	25,24	30,00	30,22	882,38	1,0	962,59	1057,79
	3.2	0,56	15,00	15,00	10,00	8,33	21,04	30,00	40,29	1297,27	1,0	1283,17	1410,08
	3.3	0,59	15,00	15,00	10,00	8,33	22,23	30,00	42,68	1541,44	1,0	1359,21	1493,64
	3.4	0,65	15,00	15,00	10,00	8,33	19,37	30,00	57,71	2441,59	1,0	1838,10	2019,89
4	4.1	0,44	16,00	16,00	10,81	8,89	17,78	30,00	52,72	1861,99	1,0	1679,01	1845,06
	4.2	0,48	16,00	16,00	10,81	8,89	15,50	30,00	71,16	2934,32	1,0	2266,36	2490,50
	4.3	0,55	16,00	16,00	10,81	8,89	17,53	30,00	81,13	4344,59	1,0	2584,05	2839,61
	4.4	0,61	16,00	16,00	10,81	8,89	15,28	30,00	114,86	7532,93	1,0	3658,19	4019,99
5	5.1	0,48	12,50	18,75	12,50	10,71	19,37	30,00	57,71	2441,59	1,0	1838,10	2019,89
	5.2	0,55	12,50	18,75	12,50	10,71	21,91	30,00	65,69	3598,45	1,0	2092,25	2299,18
	5.3	0,61	12,50	18,75	12,50	10,71	19,56	30,00	91,11	6147,43	1,0	2901,74	3188,72
	5.4	0,68	12,50	18,75	12,50	10,71	27,30	30,00	82,62	7154,11	1,0	2631,58	2891,84

Na Tabela 6 e na Tabela 7, a coluna verificação faz um comparativo entre a soma das resistências com e sem chapa de reforço pela resistência obtida no programa Ansys [18], para isto foi considerado no modelo numérico, uma carga axial de compressão no montante e reforço com chapa. Ressalta-se ainda que as equações utilizadas no cálculo referem-se ao modo de falha A, pois a chapa de reforço fica na face superior do banzo e  $0,40 \leq \beta \leq 0,85$ .

Tabela 6 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_1$ )

		CARREGAMENTO						VERIFICAÇÃO	
		$(N_{1,rd})_{s/ref}$	$(N_{1,rd})_{c/ref/tracção}$	$\frac{(N_{1,rd})_{s/ref} + (N_{1,rd})_{c/ref}}{ref}$	$N_s$	$N_u$	$N_{ansys}$	(*)	(**)
1	1.1	44,61	8,12	52,74	63,02	85,55	85,55	0,09	0,62
	1.2	51,29	9,55	60,84	72,71	105,23	105,23	0,09	0,58
	1.3	62,21	12,04	74,25	97,87	122,75	122,75	0,10	0,60
	1.4	86,85	18,56	105,41	130,00	149,21	149,21	0,12	0,71
2	2.1	143,73	38,34	182,06	181,72	272,76	272,58	0,14	0,67
	2.2	160,24	43,54	203,78	201,00	322,00	301,50	0,14	0,68
	2.3	181,08	50,43	231,51	245,00	386,00	367,50	0,14	0,63
	2.4	208,36	60,05	268,40	320,41	463,83	463,83	0,13	0,58
3	3.1	260,76	70,21	330,97	290,60	507,00	435,90	0,16	0,76
	3.2	276,97	75,32	352,29	340,00	571,00	510,00	0,15	0,69
	3.3	295,81	81,39	377,20	405,00	617,00	607,50	0,13	0,62
	3.4	334,07	94,23	428,30	479,00	735,80	718,50	0,13	0,60
4	4.1	350,89	84,93	435,82	373,65	690,30	560,48	0,15	0,78
	4.2	375,09	91,55	466,64	432,00	771,90	648,00	0,14	0,72
	4.3	421,56	104,60	526,16	547,00	882,80	820,50	0,13	0,64
	4.4	481,48	122,16	603,65	713,20	1006,00	1006,00	0,12	0,60
5	5.1	614,55	165,75	780,30	697,68	1181,73	1046,52	0,16	0,75
	5.2	690,69	190,43	881,12	812,89	1334,88	1219,34	0,16	0,72
	5.3	788,86	224,12	1012,98	1005,00	1650,00	1507,50	0,15	0,67
	5.4	940,52	280,97	1221,49	1115,00	1760,00	1672,50	0,17	0,73

onde:

$$(*) = (N_{1,rd})_{ref} / N_{ansys};$$

$$(**) = [(N_{1,rd})_{ref} + (N_{1,rd})_{s/ref}] / N_{ansys};$$

$(N_{1,rd})_{ref}$  é a resistência do reforço

As resistências estão em kN

Tabela 7 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_2$ )

		CARREGAMENTO						VERIFICAÇÃO	
		$(N_{1,rd})_{s/ref}$	$(N_{1,rd})_{c/ref/tração}$	$\frac{(N_{1,rd})_{s/ref} + (N_{1,rd})_{c/ref}}{ref}$	$N_s$	$N_u$	$N_{ansys}$	(*)	(**)
1	1.1	44,61	32,50	77,11	89,44	107,47	107,47	0,30	0,72
	1.2	51,29	38,20	89,49	101,98	140,68	140,68	0,27	0,64
	1.3	62,21	48,15	110,37	129,31	151,25	151,25	0,32	0,73
	1.4	86,85	74,23	161,09	152,47	169,75	169,75	0,44	0,95
2	2.1	143,73	86,26	229,98	189,07	300,18	283,61	0,30	0,81
	2.2	160,24	97,97	258,21	251,40	378,70	377,10	0,26	0,68
	2.3	181,08	113,47	294,55	300,51	458,90	450,77	0,25	0,65
	2.4	208,36	135,10	343,46	362,77	571,67	544,16	0,25	0,63
3	3.1	260,76	179,74	440,50	359,50	621,10	539,25	0,33	0,82
	3.2	276,97	192,81	469,78	414,05	727,90	621,08	0,31	0,76
	3.3	295,81	208,36	504,17	508,30	763,68	762,45	0,27	0,66
	3.4	334,07	241,24	575,30	552,00	919,00	828,00	0,29	0,69
4	4.1	350,89	235,92	586,81	487,75	892,53	731,63	0,32	0,80
	4.2	375,09	254,30	629,39	646,75	1005,30	970,13	0,26	0,65
	4.3	421,56	290,56	712,12	547,00	882,83	820,50	0,35	0,87
	4.4	481,48	339,34	820,82	952,00	1360,00	1360,00	0,25	0,60
5	5.1	614,55	372,93	987,49	954,40	1410,10	1410,10	0,26	0,70
	5.2	690,69	428,47	1119,16	1092,40	1579,20	1579,20	0,27	0,71
	5.3	788,86	504,27	1293,13	1332,60	1933,70	1933,70	0,26	0,67
	5.4	940,52	632,18	1572,70	1370,00	2043,00	2043,00	0,31	0,77

onde:

$$(*) = (N_{1,rd})_{ref} / N_{ansys};$$

$$(**) = [(N_{1,rd})_{ref} + (N_{1,rd})_{s/ref}] / N_{ansys};$$

$(N_{1,rd})_{ref}$  é a resistência do reforço

As resistências estão em kN



- **Modelos analisados com carga axial de compressão no montante**

Na Tabela 8 são apresentados os valores utilizados para verificação dos elementos estruturais considerando-se o modo de falha A pois esta análise é feita para a chapa de reforço colocada na face superior do banzo e com  $0,40 \leq \beta \leq 0,85$  de acordo com o Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5], obtendo-se desta forma, a resistência de flambagem ( $N_{b,rd}$ ) e a resistência de plastificação ( $N_{pl}$ ), para verificar se a ligação “T” não apresentará falha no montante.

Tabela 8 – Cálculos auxiliares e verificação dos elementos estruturais

		DADOS DE CÁLCULO											
		$\beta$	$\gamma$	$h_o/t_o$	$h_o/(t_o+t_1)$	$h_o/(t_o+t_2)$	$d_i/t_i$	$0,05E/f_y$	A(cm <sup>2</sup> )	I(cm <sup>4</sup> )	$K_n$	$N_{b,rd}$	$N_{pl}$
1	1.1	0,35	11,46	12,50	8,82	6,82	11,91	30,00	3,51	5,39	1,0	111,75	122,80
	1.2	0,44	11,46	12,50	8,82	6,82	12,08	30,00	5,57	13,77	1,0	177,31	194,84
	1.3	0,55	11,46	12,50	8,82	6,82	15,08	30,00	7,07	28,17	1,0	225,34	247,62
	1.4	0,69	11,46	12,50	8,82	6,82	19,03	30,00	9,06	59,06	1,0	288,57	317,11
2	2.1	0,44	12,50	15,00	10,00	8,57	22,23	30,00	10,67	96,34	1,0	339,80	373,41
	2.2	0,51	12,50	15,00	10,00	8,57	20,32	30,00	15,17	177,47	1,0	483,29	531,09
	2.3	0,57	12,50	15,00	10,00	8,57	18,14	30,00	21,38	312,71	1,0	680,81	748,14
	2.4	0,64	12,50	15,00	10,00	8,57	15,88	30,00	29,91	531,80	1,0	952,57	1046,78
3	3.1	0,53	15,00	15,00	10,00	8,33	25,24	30,00	30,22	882,38	1,0	962,59	1057,79
	3.2	0,56	15,00	15,00	10,00	8,33	21,04	30,00	40,29	1297,27	1,0	1283,17	1410,08
	3.3	0,59	15,00	15,00	10,00	8,33	22,23	30,00	42,68	1541,44	1,0	1359,21	1493,64
	3.4	0,65	15,00	15,00	10,00	8,33	19,37	30,00	57,71	2441,59	1,0	1838,10	2019,89
4	4.1	0,44	16,00	16,00	10,81	8,89	17,78	30,00	52,72	1861,99	1,0	1679,01	1845,06
	4.2	0,48	16,00	16,00	10,81	8,89	15,50	30,00	71,16	2934,32	1,0	2266,36	2490,50
	4.3	0,55	16,00	16,00	10,81	8,89	17,53	30,00	81,13	4344,59	1,0	2584,05	2839,61
	4.4	0,61	16,00	16,00	10,81	8,89	15,28	30,00	114,86	7532,93	1,0	3658,19	4019,99
5	5.1	0,48	12,50	18,75	12,50	10,71	19,37	30,00	57,71	2441,59	1,0	1838,10	2019,89
	5.2	0,55	12,50	18,75	12,50	10,71	21,91	30,00	65,69	3598,45	1,0	2092,25	2299,18
	5.3	0,61	12,50	18,75	12,50	10,71	19,56	30,00	91,11	6147,43	1,0	2901,74	3188,72
	5.4	0,68	12,50	18,75	12,50	10,71	27,30	30,00	82,62	7154,11	1,0	2631,58	2891,84

Na Tabela 9 e na Tabela 10, a coluna verificação faz um comparativo entre a soma das resistências com e sem chapa de reforço pela resistência obtida no programa Ansys [18]. Para isto foi considerado no modelo numérico, carga axial de compressão no montante e reforço com chapa. Ressalta-se ainda que as equações utilizadas no cálculo referem-se ao modo de falha A, pois a chapa de reforço fica na face superior do banzo e o  $0,40 \leq \beta \leq 0,85$ .

Tabela 9 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_1$ )

		CARREGAMENTO						VERIFICAÇÃO	
		$(N_{1,rd})_{s/ref}$	$(N_{1,rd})_{c/ref/comp}$	$(N_{1,rd})_{s/ref} + (N_{1,rd})_{c/ref}$	$N_s$	$N_u$	$N_{ansys}$	(*)	(**)
1	1.1	44,61	7,75	52,36	59,44	71,82	71,82	0,11	0,73
	1.2	51,29	8,90	60,20	68,75	82,82	82,82	0,11	0,73
	1.3	62,21	10,80	73,02	78,14	100,25	100,25	0,11	0,73
	1.4	86,85	15,08	101,93	110,00	131,00	131,00	0,12	0,78
2	2.1	143,73	35,93	179,66	172,00	240,00	240,00	0,15	0,75
	2.2	160,24	40,06	200,30	192,00	282,00	282,00	0,14	0,71
	2.3	181,08	45,27	226,35	234,00	313,00	313,00	0,14	0,72
	2.4	208,36	52,09	260,45	305,00	384,00	384,00	0,14	0,68
3	3.1	260,76	65,19	325,95	276,00	446,00	414,00	0,16	0,79
	3.2	276,97	69,24	346,22	324,76	502,67	487,14	0,14	0,71
	3.3	295,81	73,95	369,76	345,87	531,99	518,81	0,14	0,71
	3.4	334,07	83,52	417,58	438,77	609,30	609,30	0,14	0,69
4	4.1	350,89	80,85	431,74	356,81	631,16	535,22	0,15	0,81
	4.2	375,09	86,42	461,51	458,76	682,66	682,66	0,13	0,68
	4.3	421,56	97,13	518,69	463,96	749,86	695,94	0,14	0,75
	4.4	481,48	110,93	592,42	694,55	895,88	895,88	0,12	0,66
5	5.1	614,55	153,64	768,19	670,10	1071,77	1005,15	0,15	0,76
	5.2	690,69	172,67	863,36	777,92	1197,85	1166,88	0,15	0,74
	5.3	788,86	197,22	986,08	1006,45	1457,65	1457,65	0,14	0,68
	5.4	940,52	235,13	1175,65	1101,56	1536,06	1536,06	0,15	0,77

onde:

$$(*) = (N_{1,rd})_{ref} / N_{ansys};$$

$$(**) = [(N_{1,rd})_{ref} + (N_{1,rd})_{s/ref}] / N_{ansys}; (N_{1,rd})_{ref} \text{ é a resistência do reforço}$$

As resistências estão em KN

Tabela 10 – Cálculo das resistências da ligação com reforço e sem reforço ( $t_2$ )

		CARREGAMENTO						VERIFICAÇÃO	
		$(N_{1,rd})_{s/ref}$	$(N_{1,rd})_{c/ref/comp}$	$(N_{1,rd})_{s/ref} + (N_{1,rd})_{c/ref}$	$N_s$	$N_u$	$N_{ansys}$	(*)	(**)
1	1.1	44,61	30,98	75,59	85,42	97,81	97,81	0,32	0,77
	1.2	51,29	35,62	86,91	97,57	116,82	116,82	0,30	0,74
	1.3	62,21	43,20	105,42	123,40	135,15	135,15	0,32	0,78
	1.4	86,85	60,31	147,17	142,00	145,00	145,00	0,42	1,01
2	2.1	143,73	80,85	224,57	204,00	286,00	286,00	0,28	0,79
	2.2	160,24	90,13	250,37	241,00	334,00	334,00	0,27	0,75
	2.3	181,08	101,86	282,94	267,00	400,00	400,00	0,25	0,71
	2.4	208,36	117,20	325,56	349,00	470,00	470,00	0,25	0,69
3	3.1	260,76	166,89	427,65	343,62	562,30	515,43	0,32	0,83
	3.2	276,97	177,26	454,24	396,32	634,99	594,48	0,30	0,76
	3.3	295,81	189,32	485,13	482,92	667,83	667,83	0,28	0,73
	3.4	334,07	213,80	547,87	532,90	777,35	777,35	0,28	0,70
4	4.1	350,89	224,57	575,47	528,13	819,05	792,20	0,28	0,73
	4.2	375,09	240,06	615,15	618,18	896,92	896,92	0,27	0,69
	4.3	421,56	269,80	691,36	713,50	1007,95	1007,95	0,27	0,69
	4.4	481,48	308,15	789,63	902,63	1171,00	1171,00	0,26	0,67
5	5.1	614,55	345,68	960,24	833,20	1282,75	1249,80	0,28	0,77
	5.2	690,69	388,51	1079,20	954,43	1425,31	1425,31	0,27	0,76
	5.3	788,86	443,73	1232,60	1201,73	1717,53	1717,53	0,26	0,72
	5.4	940,52	529,04	1469,57	1253,68	1817,66	1817,66	0,29	0,81

onde:  
 (\*)= $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ ;  
 (\*\*)= $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$ ;  
 $(N_{1,rd})_{ref}$  é a resistência do reforço  
 As resistências estão em KN

- **Estudo dos resultados obtidos pelos modelos numéricos**

### Gráficos de dispersão com valores obtidos pelos modelos numéricos

Apresentam-se na Figura 39, os dados obtidos na Tabela 6 e na Tabela 7, na coluna  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ , de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18], para o caso de montante tracionado.

Observa-se na Figura 39 e na Figura 40, que a partir do modelo numérico de número 20, os valores obtidos são maiores que os anteriores. Esta configuração é apresentada para as ligações que possuem a espessura da chapa de reforço  $(t_0+t_p)>8,0\text{mm}$ . Nota-se que os valores apresentados são apenas para a resistência da chapa de reforço e estão a favor da segurança.

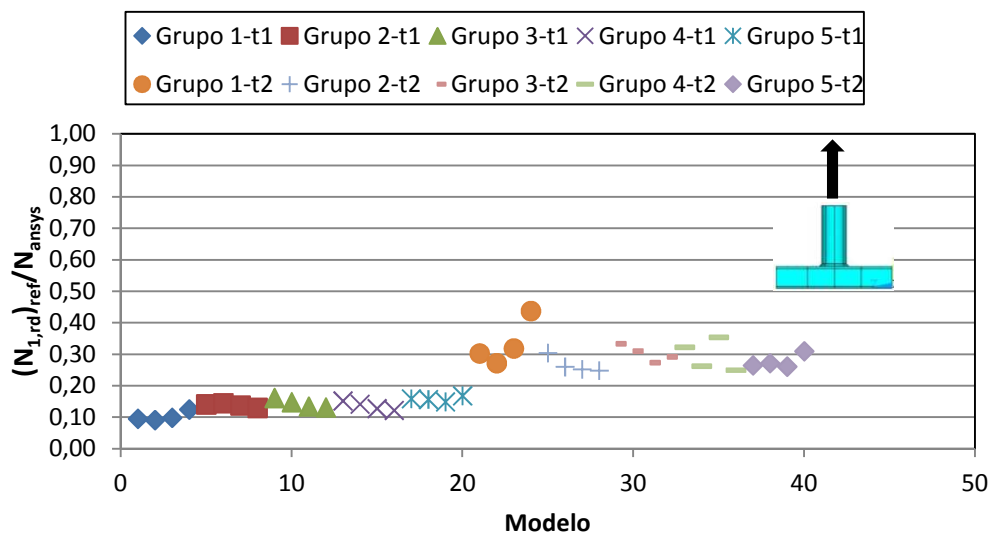


Figura 39 – Gráfico  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante tracionado

Apresentam-se na Figura 40, com montante comprimido, os dados obtidos na Tabela 9 e na Tabela 10, na coluna  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18].

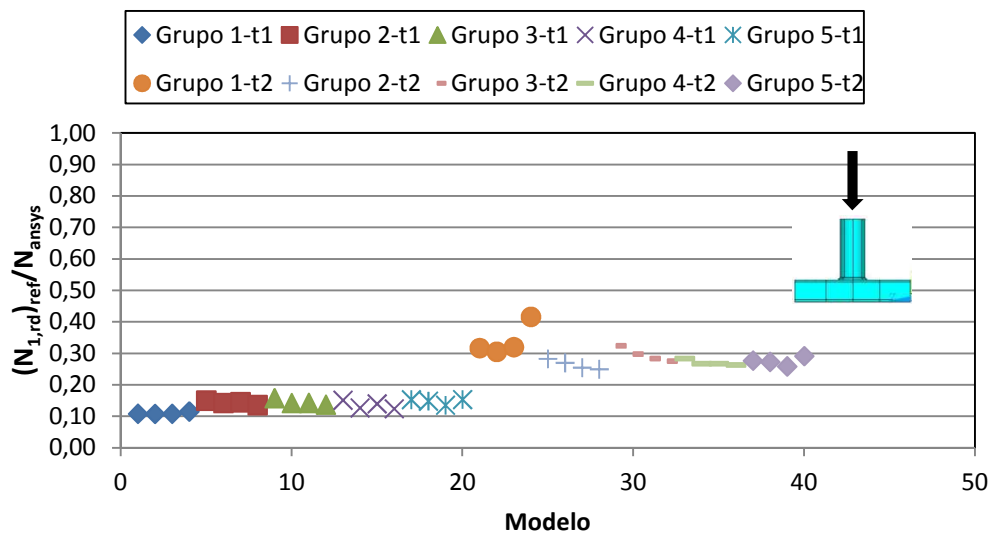


Figura 40 – Gráfico  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante comprimido

Apresentam-se na Figura 41, com montante tracionado, os dados obtidos na Tabela 6 e na Tabela 7, na coluna  $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$  de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18].

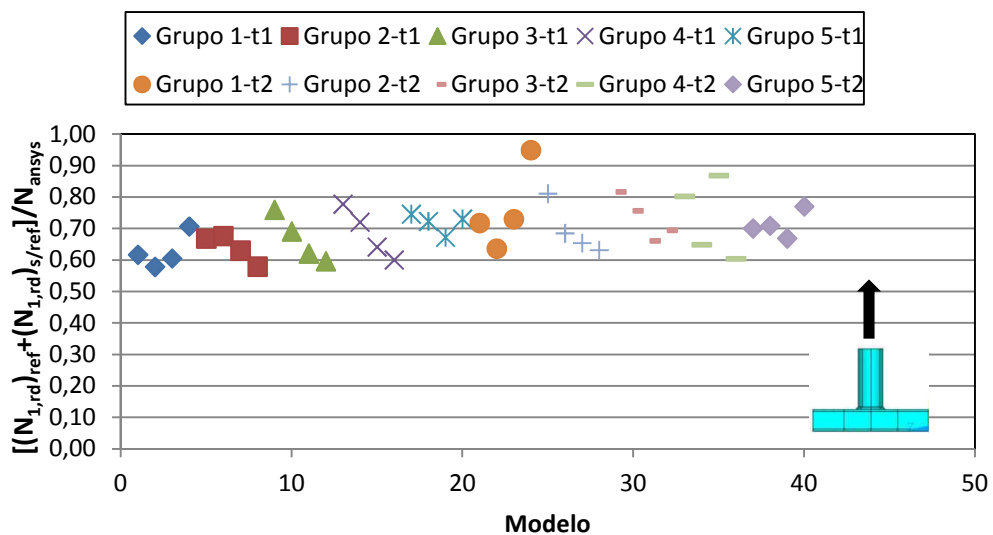


Figura 41 – Gráfico  $[(N_{1,rd})_{ref}+(N_{1,rd})_{s/ref}]/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante tracionado



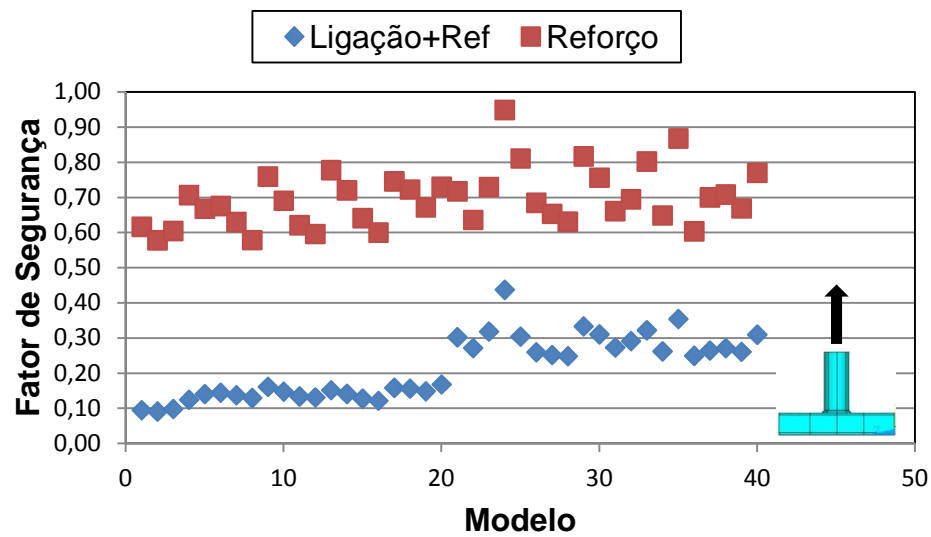


Figura 43 – Comparativo da resistência da ligação para montante tracionado

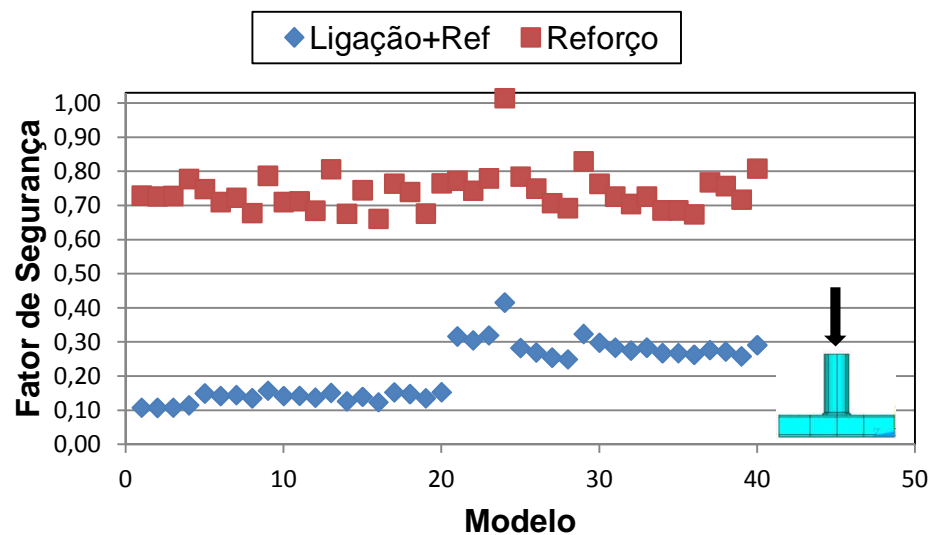


Figura 44 – Comparativo da resistência da ligação para montante comprimido

### Novas equações propostas

Diante dos resultados apresentados no item anterior, fez-se necessária uma avaliação minuciosa das equações de dimensionamento da chapa de reforço, propostas pelo Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5]. Desta forma, efetuaram-se alguns ajustes nas referidas equações fornecendo uma nova proposta para as equações através dos estudos realizados nesta dissertação. A equação (29) para ligação T com montante tracionado e a equação (30) para ligação T com

montante comprimido, são propostas pelo presente trabalho, apresentando duas constantes  $C_1$  e  $C_2$ , que variam de acordo com a espessura do banzo.

- **Montante tracionado**

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{1,1f_{yp}}{\left(1 - \frac{b_1}{b_p}\right) \text{sen}\theta_1} \left( \frac{[(t_0 + t_p)C_1]^2}{(t_0 + t_p)^{C_2}} \right) \left( \frac{2\frac{h_1}{b_p}}{\text{sen}\theta_1} + 4\sqrt{1 - \frac{b_1}{b_p}} \right) / \gamma_{a1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (29)$$

Considerações necessárias:

para  $t_0 \leq 8,0$ ,  $C_1=0,4$  e  $C_2=1,1$ ;

para  $8,0 < t_0 \leq 16,0$ ,  $C_1=0,7$  e  $C_2=1,2$ .

- **Montante comprimido**

$$N_{1,Rd} = \left( \frac{k_n f_{y0}}{(1 - \beta) \text{sen}\theta_1} \left( \frac{[(t_0 + t_p)C_1]^2}{(t_0 + t_p)^{C_2}} \right) \left( \frac{2,2\beta}{\text{sen}\theta_1} + 4,4\sqrt{1 - \beta} \right) / \gamma_{a1} \right) \times \frac{\pi}{4} \quad (30)$$

Considerações necessárias:

para  $t_0 \leq 8,0$ ,  $C_1=0,37$  e  $C_2=1,1$ ;

para  $8,0 < t_0 \leq 16,0$ ,  $C_1=0,6$  e  $C_2=1,1$ .

### **Gráficos de dispersão com valores obtidos pelas novas equações propostas**

Apresentam-se na Figura 45, com montante comprimido, os dados obtidos pelas equações (29) e (30), na coluna  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$ , de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18].



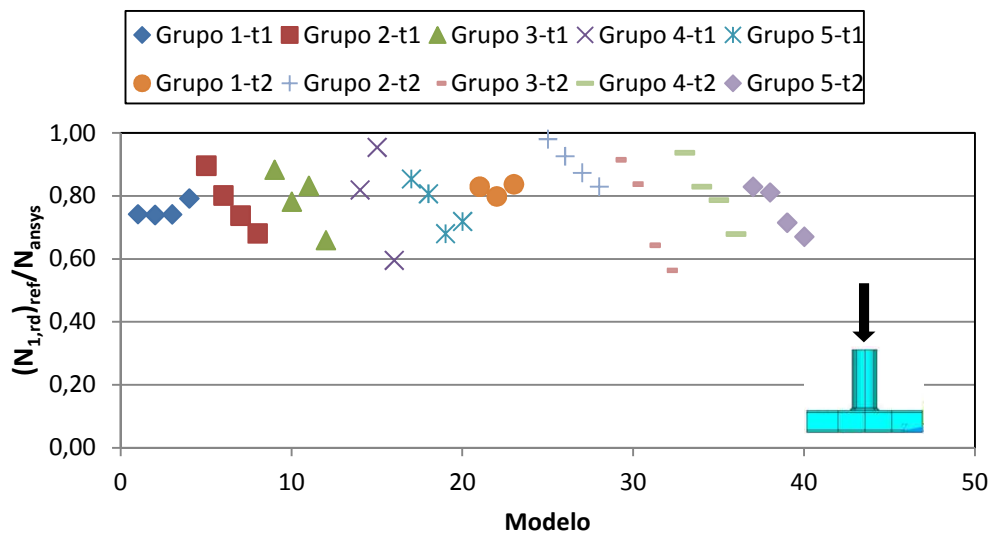


Figura 45 – Gráfico  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante comprimido

Apresentam-se na Figura 46, com montante tracionado, os dados obtidos pelas equações (29) e (30), na coluna  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  de acordo com o número de modelos numéricos criados no programa Ansys [18].

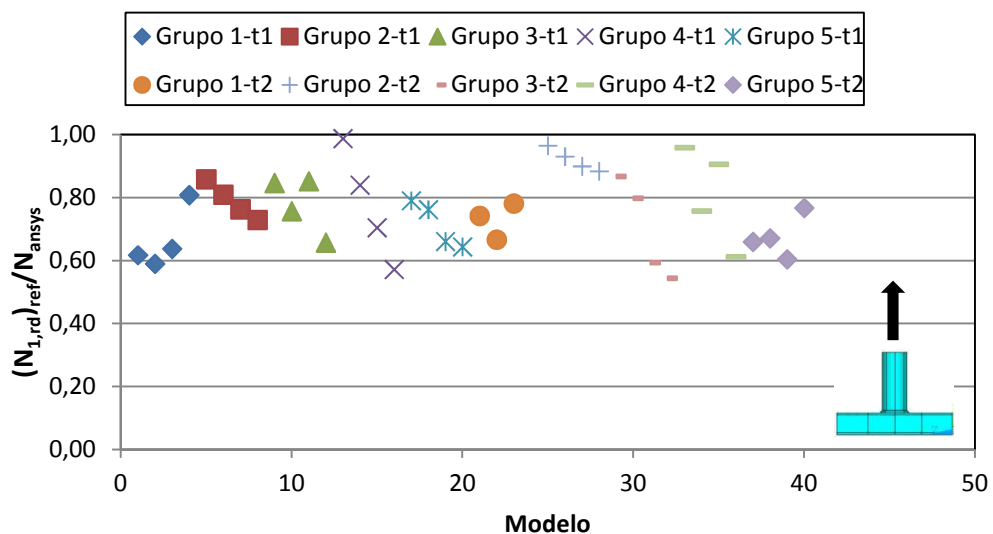


Figura 46 – Gráfico  $(N_{1,rd})_{ref}/N_{ansys}$  versus modelos numéricos com montante tracionado

Nota-se na Figura 45 e na Figura 46 que todos os valores estão abaixo de 1,0. Desta forma, conclui-se que para os tipos de perfis estudados nesta dissertação, o dimensionamento está a favor da segurança. Sendo assim, as novas equações propostas, (29) e (30), estão de acordo com os critérios de dimensionamento, obtendo-se as respectivas validações.

### Análise da tensão de Von Mises obtida pelo modelo numérico

A Figura 47 apresenta os resultados do carregamento para os deslocamentos de 3,35mm e 4,72mm, cujos valores obtidos são 110kN e 131kN, respectivamente. Nota-se na Figura 48(a) que ao atingir a carga de 110kN, o modelo numérico começa a plastificar na face superior do banzo, de acordo com a análise da tensão de Von Mises, e na Figura 48(b), para a carga de 131kN, o modelo numérico já possui a face superior do banzo, próximo a ligação, completamente plastificada e passando a plastificar a face lateral do banzo. Conclui-se com esta análise, através da distribuição de tensão de Von Mises, que o modo de falha A utilizado para o cálculo da ligação T com chapa de reforço, em estudo nesta dissertação, está correto.

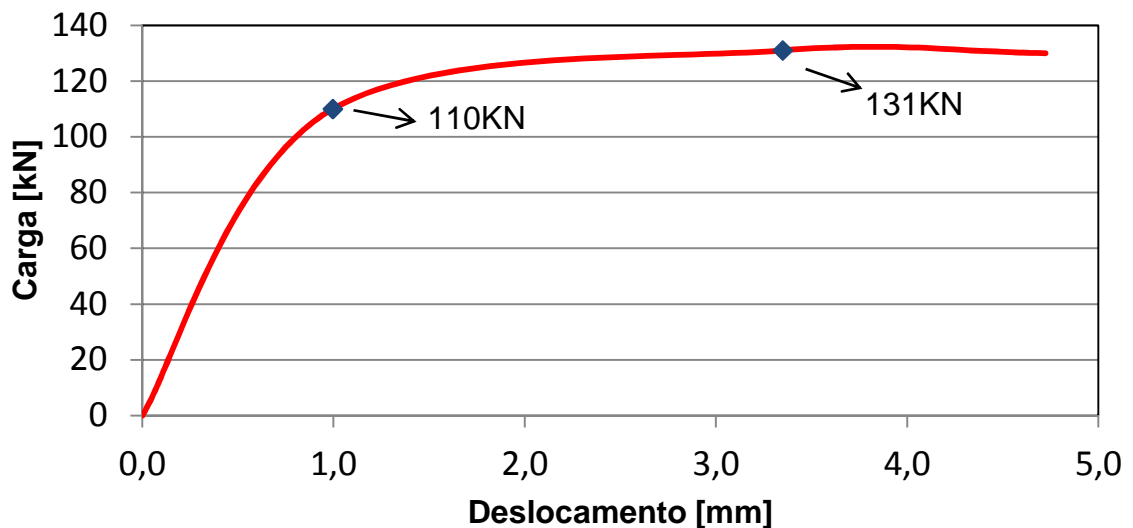
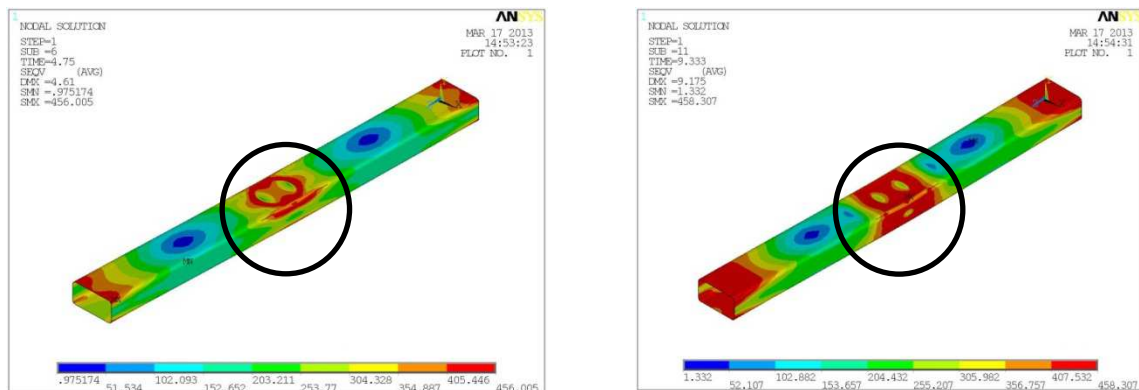


Figura 47 – Gráfico do modelo 1.4 com espessura do reforço de 2mm



a) Carga de 110kN

b) Carga de 131kN

Figura 48 – Tensão de Von Mises obtida pelo modelo numérico

#### 4.1.2.1 Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 1

Este estudo consiste em apresentar os gráficos comparativos, onde pode-se observar um comportamento não-linear da ligação, por meio de uma curva traçada por valores obtidos de carga e deslocamento, aplicados de forma axial sobre o montante, podendo ser observados também, os valores para o estado limite de serviço e estado limite último.

Pode-se observar na Figura 49 e na Figura 50 que a resistência ao carregamento para a chapa de reforço sem furo, inicialmente, é maior em ambos os casos, passando pela zona compreendida entre o estado limite de serviço e o estado limite último, e logo após essa faixa, as duas curvas começam a se igualar. Desta forma, leva-se a concluir que a geometria da chapa de reforço também influencia na resistência da ligação.

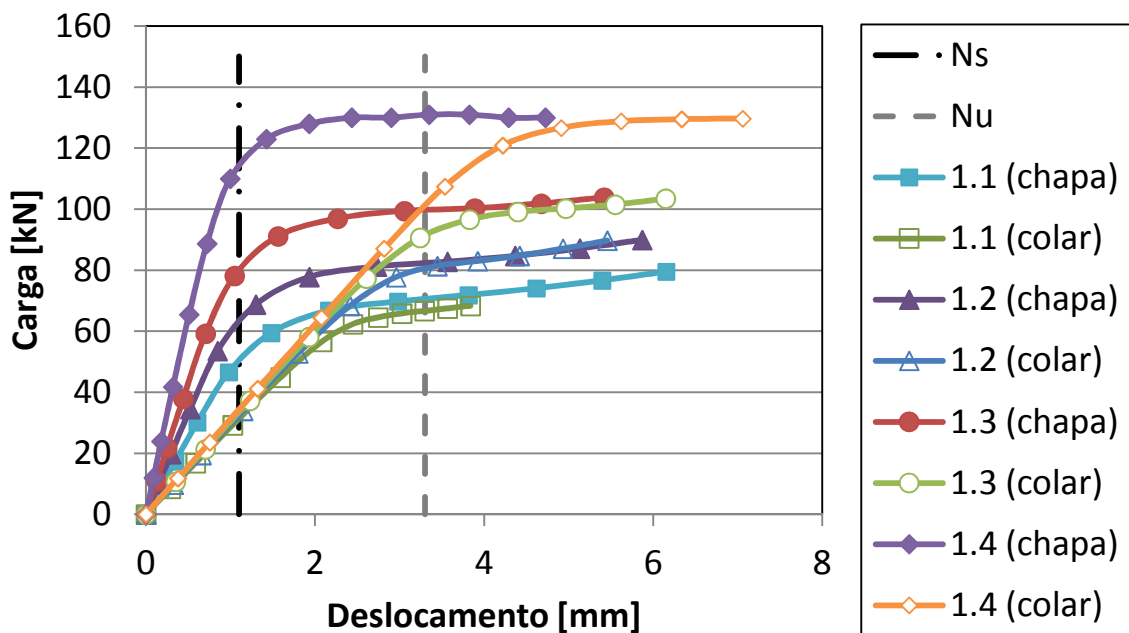


Figura 49 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 2.0mm

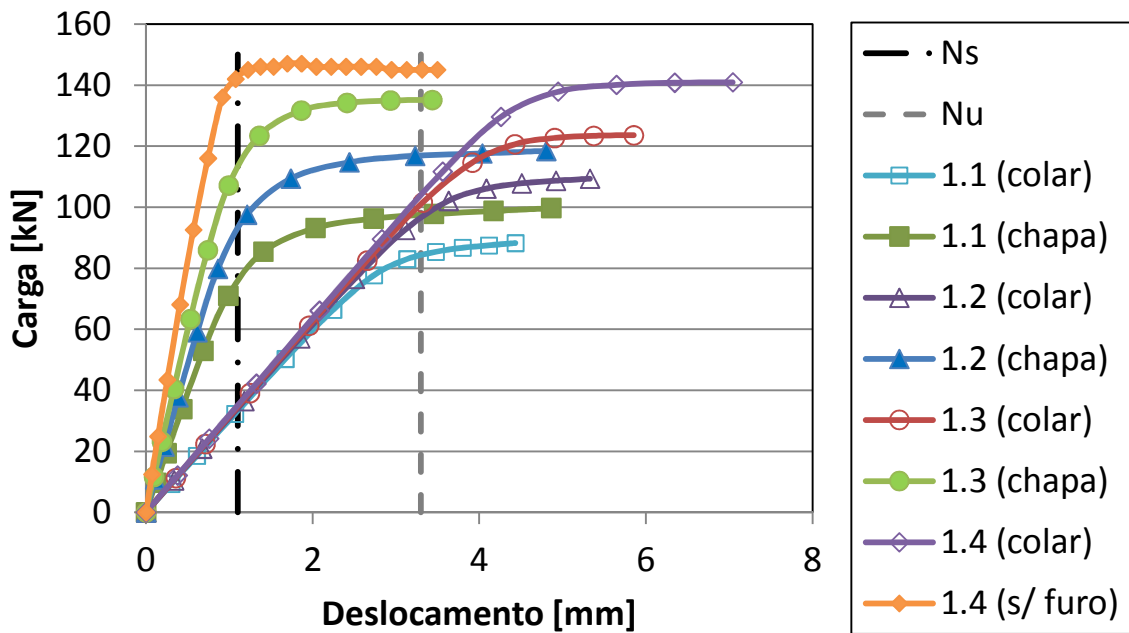


Figura 50 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 4.0mm

Para a análise da curva carga *versus* deslocamento para os modelos numéricos submetidos a cargas de tração e compressão aplicadas axialmente sobre o montante, utilizaram-se os modelos que apresentam a geometria da chapa de reforço sem furo, ou seja, tipo chapa. A Figura 51 em comparação com a Figura 52 apresenta uma melhor performance da resistência da ligação para a carga de tração, sendo esta aplicada sobre o montante. Para se garantir a eficácia do reforço é necessário que sejam feitas algumas verificações iniciais como apresentado na Tabela 5 e na Tabela 8, pois o montante pode não resistir ao carregamento, podendo plastificar quando submetido à tração ou flambar quando submetido à compressão.

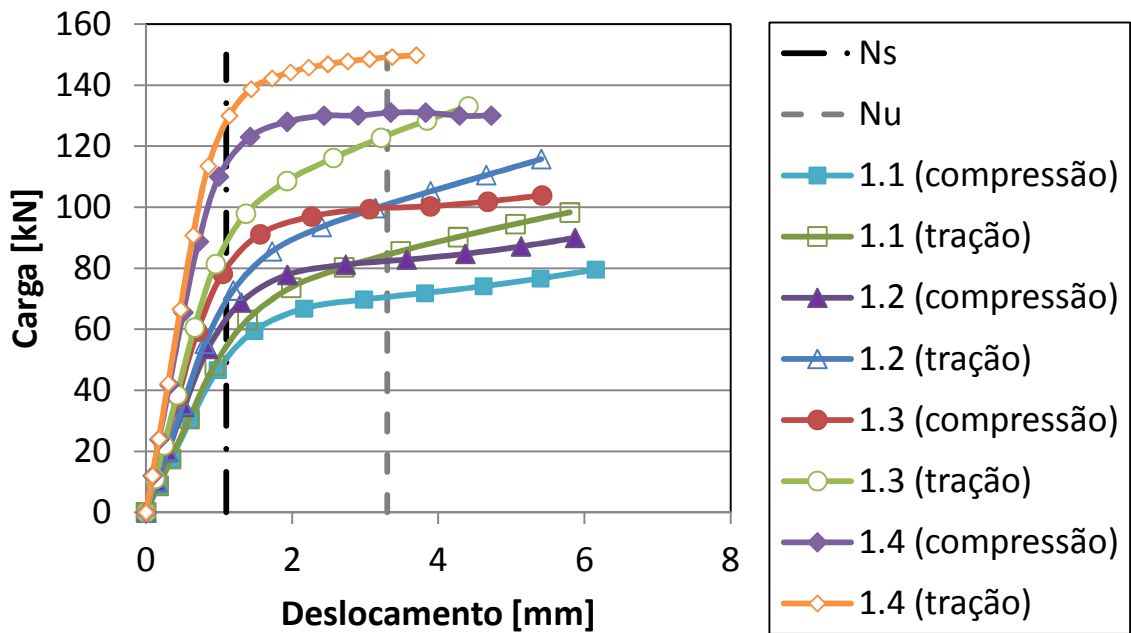


Figura 51 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 2.0mm

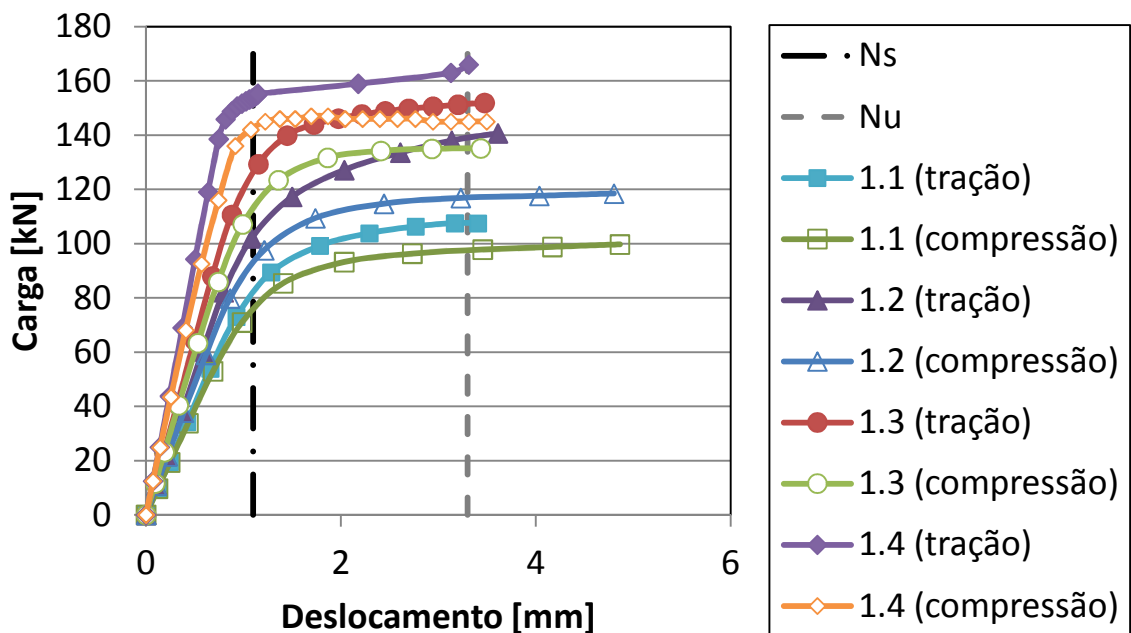


Figura 52 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 4.0mm

A Figura 53 apresenta um gráfico carga *versus* deslocamento com dados extraídos dos modelos numéricos, onde se varia a espessura da chapa de reforço

para todos os tipos de perfis propostos pelo grupo 1 da Tabela 4, sendo notória a conclusão de que para todos os tipos de perfis, a espessura da chapa de reforço tem influência direta sobre a resistência da ligação, mostrando que quanto maior a espessura da chapa, maior é a resistência ao carregamento daquela ligação.

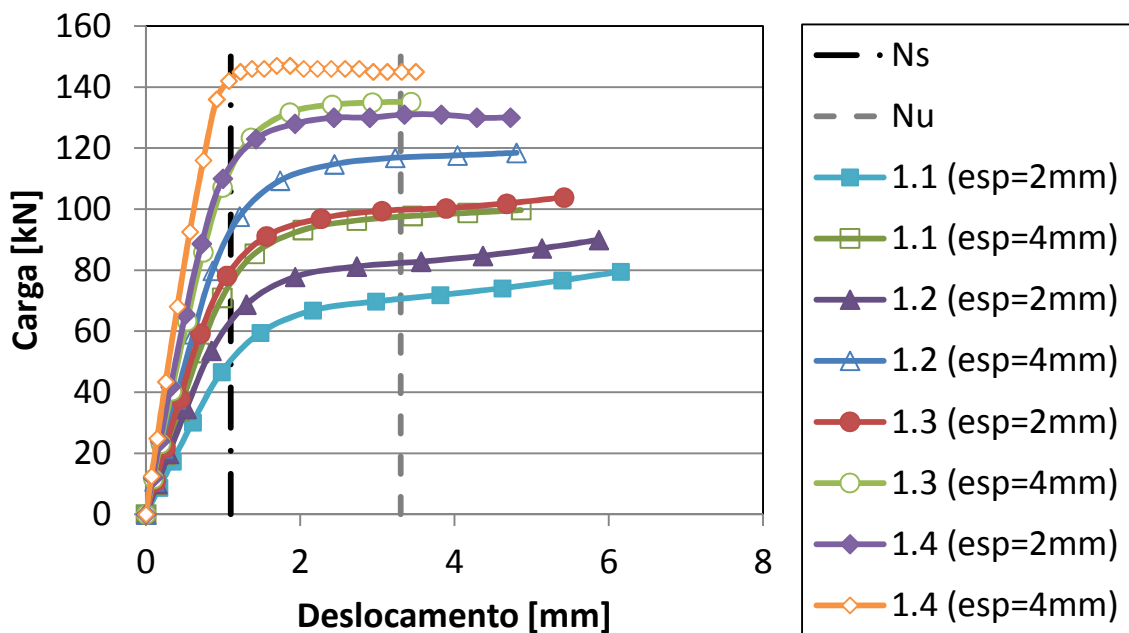


Figura 53 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço

#### 4.1.2.2 Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 2

Este estudo consiste em apresentar os gráficos comparativos, onde pode-se observar um comportamento não-linear da ligação, por meio de uma curva traçada por valores obtidos de carga e deslocamento, aplicados de forma axial sobre o montante, podendo ser observados também, os valores para o estado limite de serviço e estado limite último.

Pode-se observar na Figura 54 e na Figura 55 que a resistência ao carregamento para a chapa de reforço com furo, inicialmente, é maior em ambos os casos, passando pela zona compreendida entre o estado limite de serviço e o estado limite último, e logo após essa faixa, as duas curvas começam a se igualar. Desta forma, leva-se a concluir que a geometria da chapa de reforço também influencia na resistência da ligação.

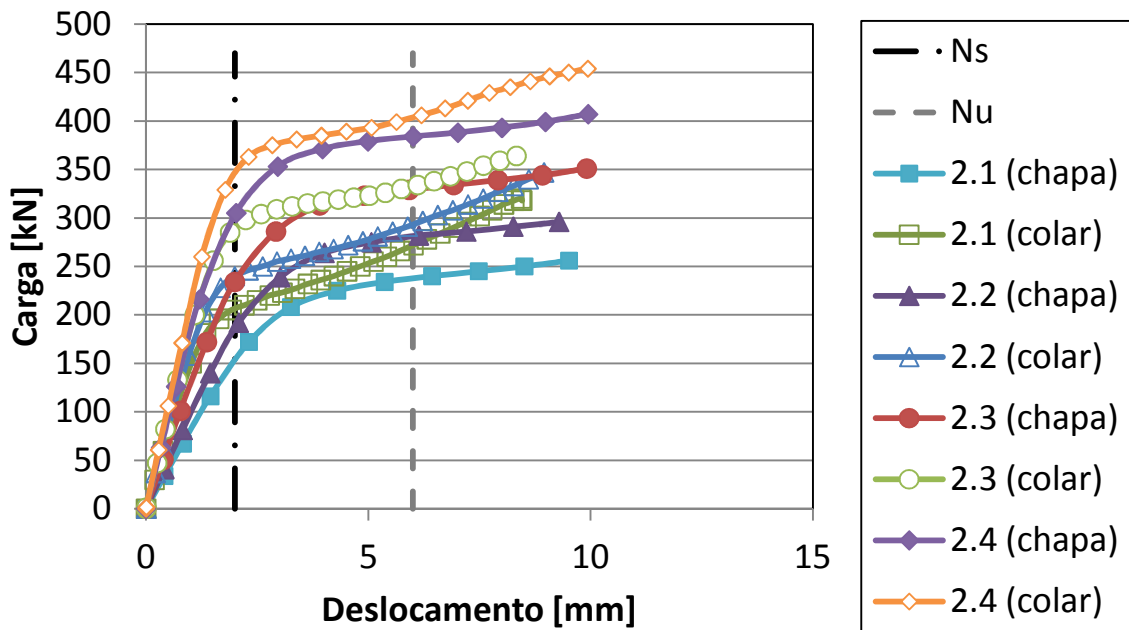


Figura 54 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 4.0mm

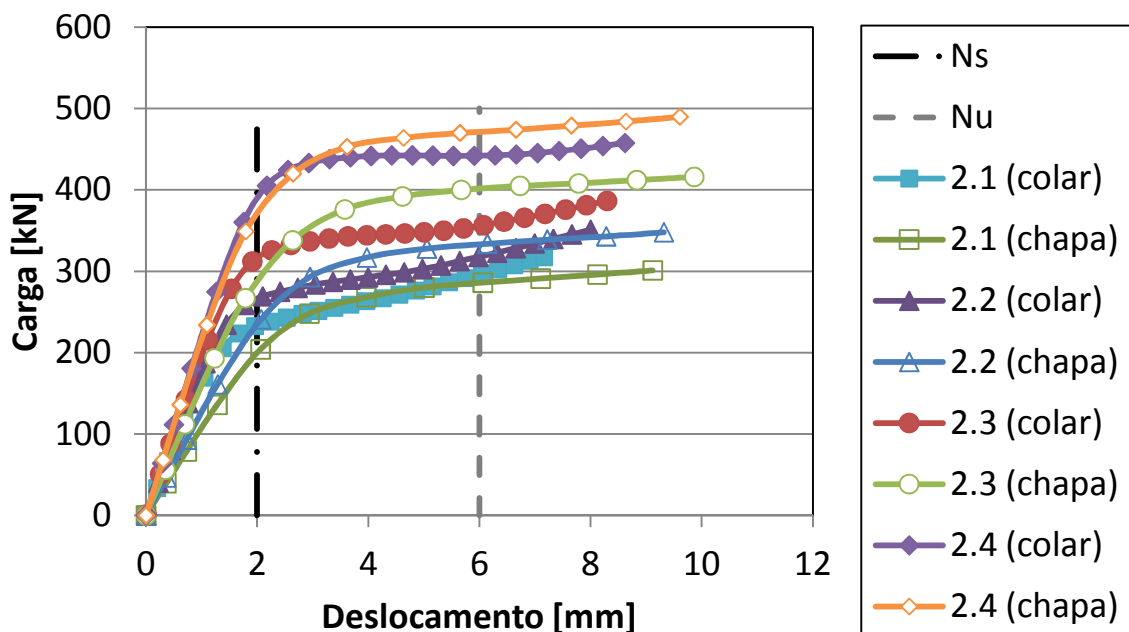


Figura 55 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 6.0mm

Para a análise da curva carga *versus* deslocamento para os modelos numéricos submetidos a cargas de tração e compressão aplicadas axialmente sobre

o montante, utilizaram-se os modelos que apresentam a geometria da chapa de reforço sem furo, ou seja, tipo chapa. A Figura 56 em comparação com a Figura 57 apresenta uma melhor performance da resistência da ligação para a carga de tração, sendo esta aplicada sobre o montante. Para se garantir a eficácia do reforço é necessário que sejam feitas algumas verificações iniciais como apresentado na Tabela 5 e na Tabela 8, pois o montante pode não resistir ao carregamento, podendo plastificar quando submetido à tração ou flambar quando submetido à compressão.

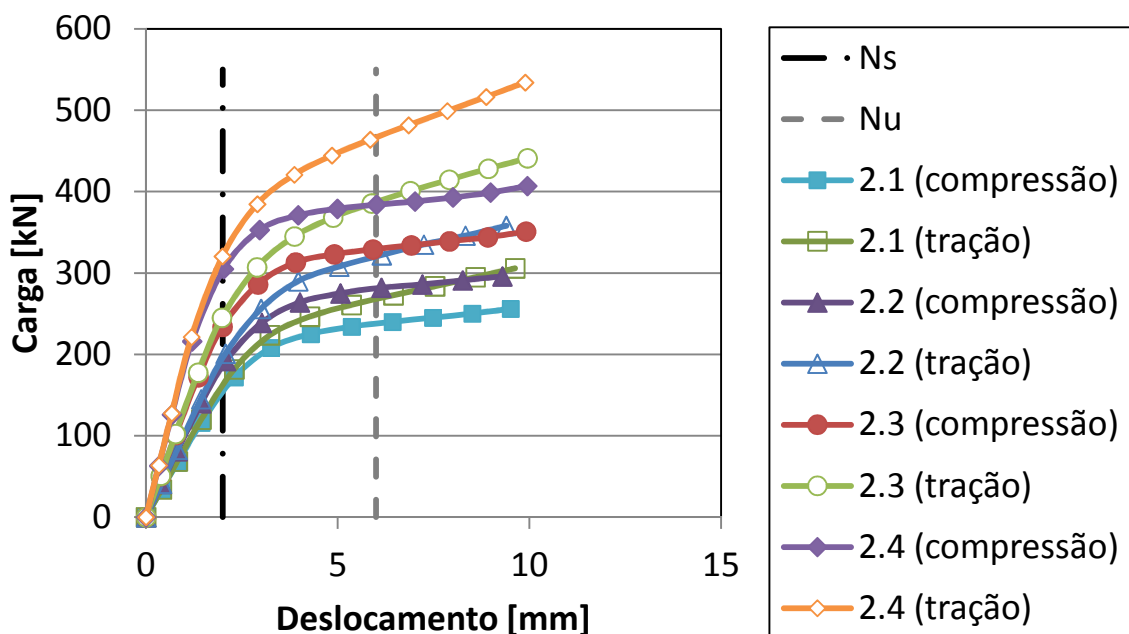


Figura 56 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 4.0mm

A Figura 58 apresenta um gráfico carga *versus* deslocamento com dados extraídos dos modelos numéricos, onde se varia a espessura da chapa de reforço para todos os tipos de perfis propostos pelo grupo 2 da Tabela 4, sendo notória a conclusão de que para todos os tipos de perfis, a espessura da chapa de reforço tem influência direta sobre a resistência da ligação, mostrando que quanto maior a espessura da chapa, maior é a resistência ao carregamento daquela ligação.



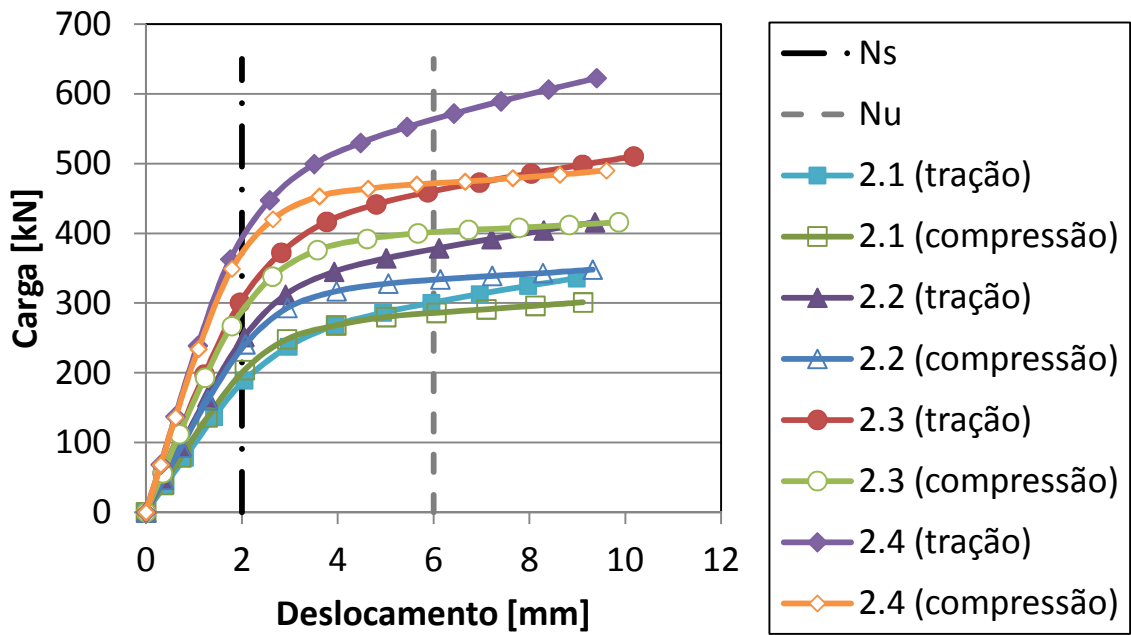


Figura 57 – Gráfico compressão versus tração para chapa de reforço com espessura de 6.0mm

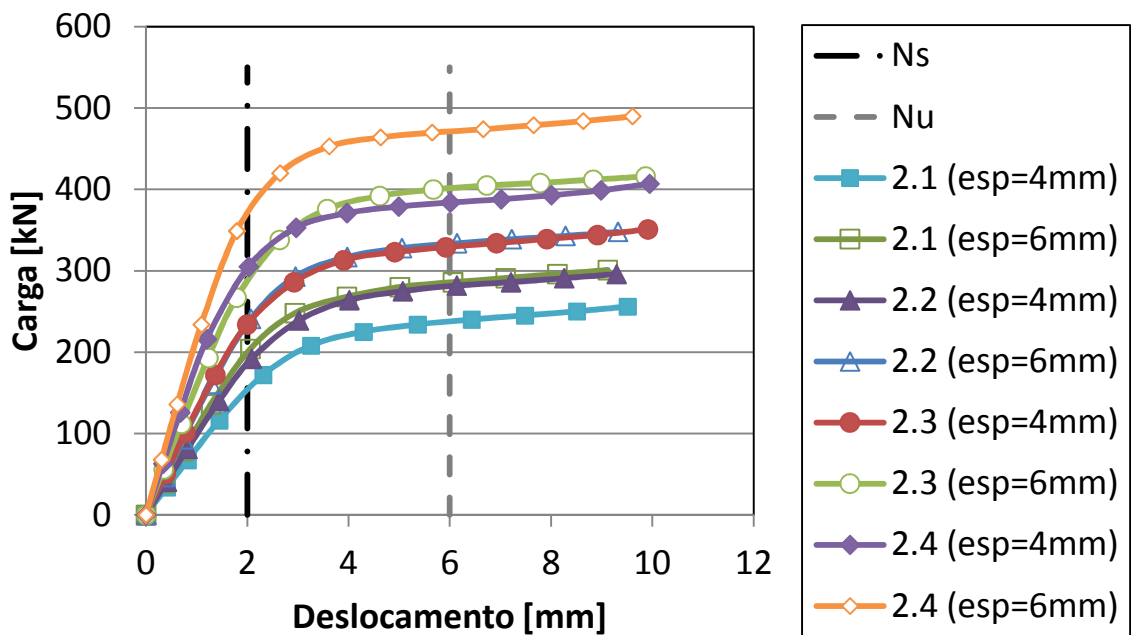


Figura 58 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço

#### 4.1.2.3 Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 3

Este estudo consiste em apresentar os gráficos comparativos, onde pode-se observar um comportamento não-linear da ligação, por meio de uma curva traçada por valores obtidos de carga e deslocamento, aplicados de forma axial sobre o montante, podendo ser observados também, os valores para o estado limite de serviço e estado limite último.

Pode-se observar na Figura 59 e na Figura 60 que a resistência ao carregamento para a chapa de reforço com furo, inicialmente, é maior em ambos os casos, passando pela zona compreendida entre o estado limite de serviço e o estado limite último, e logo após essa faixa, as duas curvas começam a se igualar. Desta forma, leva-se a concluir que a geometria da chapa de reforço também influencia na resistência da ligação.

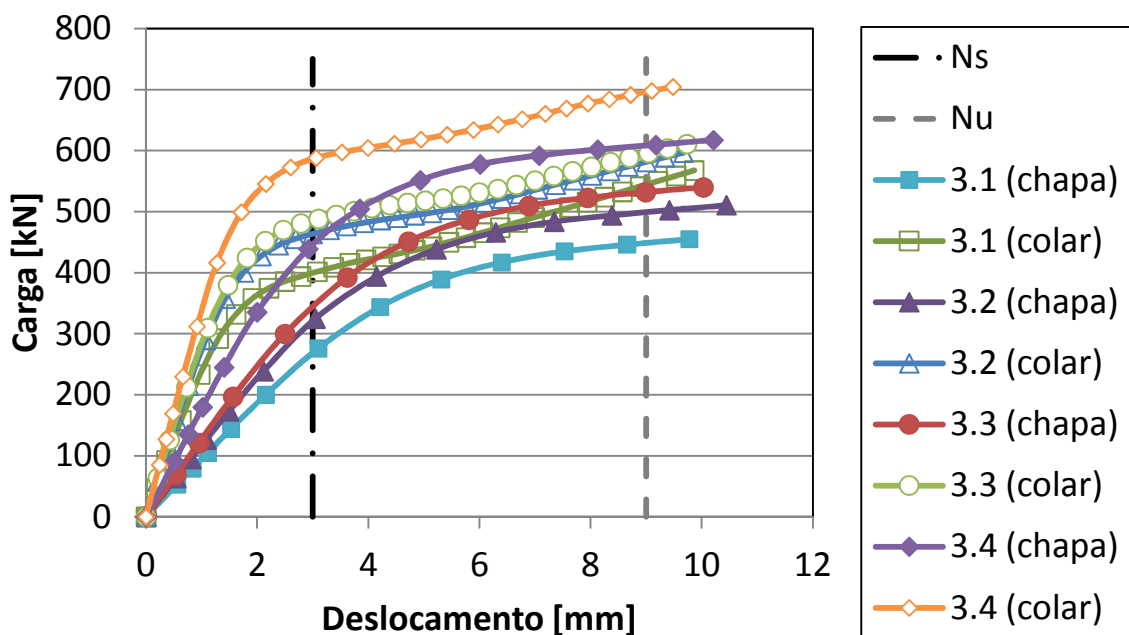


Figura 59 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 5.0mm

Para a análise da curva carga *versus* deslocamento para os modelos numéricos submetido a cargas de tração e compressão aplicadas axialmente sobre o montante, utilizaram-se os modelos que apresentam a geometria da chapa de reforço sem furo, ou seja, tipo chapa. A Figura 61 em comparação com a Figura 62 apresenta uma melhor performance da resistência da ligação para a carga de tração,

sendo esta aplicada sobre o montante. Para se garantir a eficácia do reforço é necessário que sejam feitas algumas verificações iniciais como apresentado na Tabela 5 e na Tabela 8, pois o montante pode não resistir ao carregamento, podendo plastificar quando submetido à tração ou flambar quando submetido à compressão.

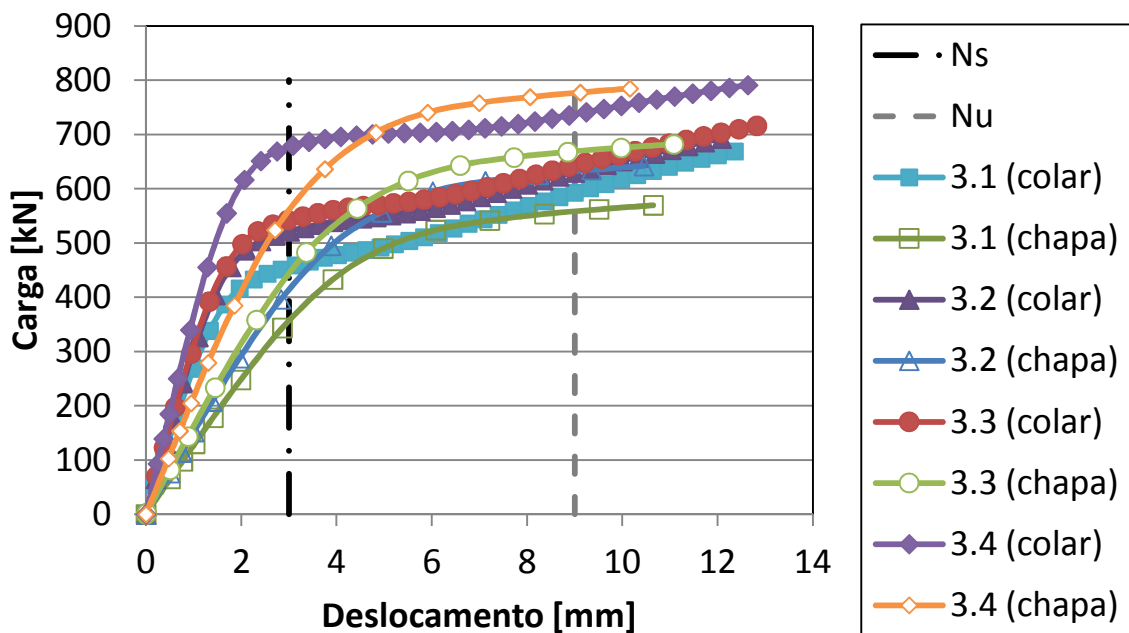


Figura 60 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 8.0mm

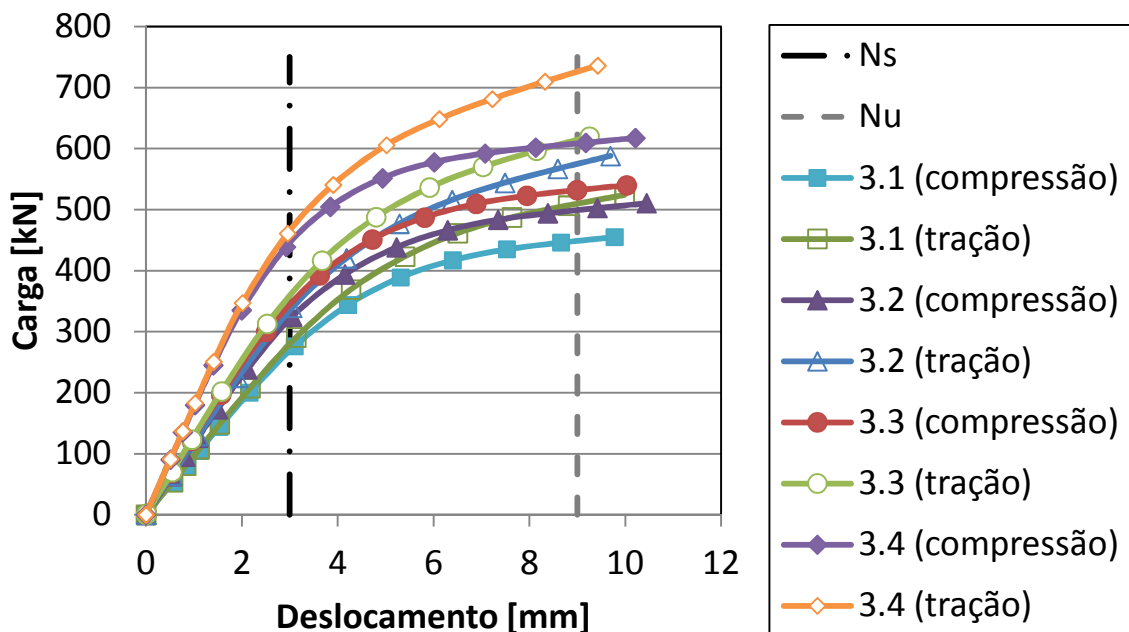


Figura 61 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 5.0mm

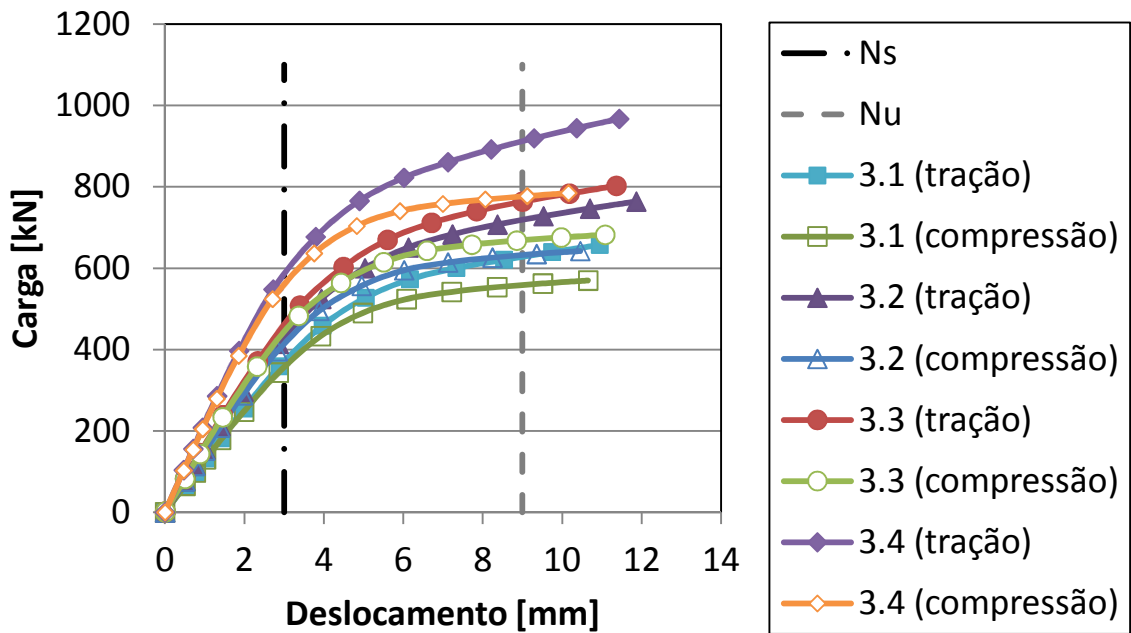


Figura 62 – Gráfico compressão versus tração para chapa de reforço com espessura de 8.0mm

A Figura 63 apresenta um gráfico carga versus deslocamento com dados extraídos dos modelos numéricos, onde se varia a espessura da chapa de reforço para os perfis propostos pelo grupo 3 da Tabela 4. Pode-se concluir que para todos que a espessura da chapa de reforço tem influência direta sobre a resistência da ligação, mostrando que quanto maior a espessura da chapa, maior é a resistência da ligação.

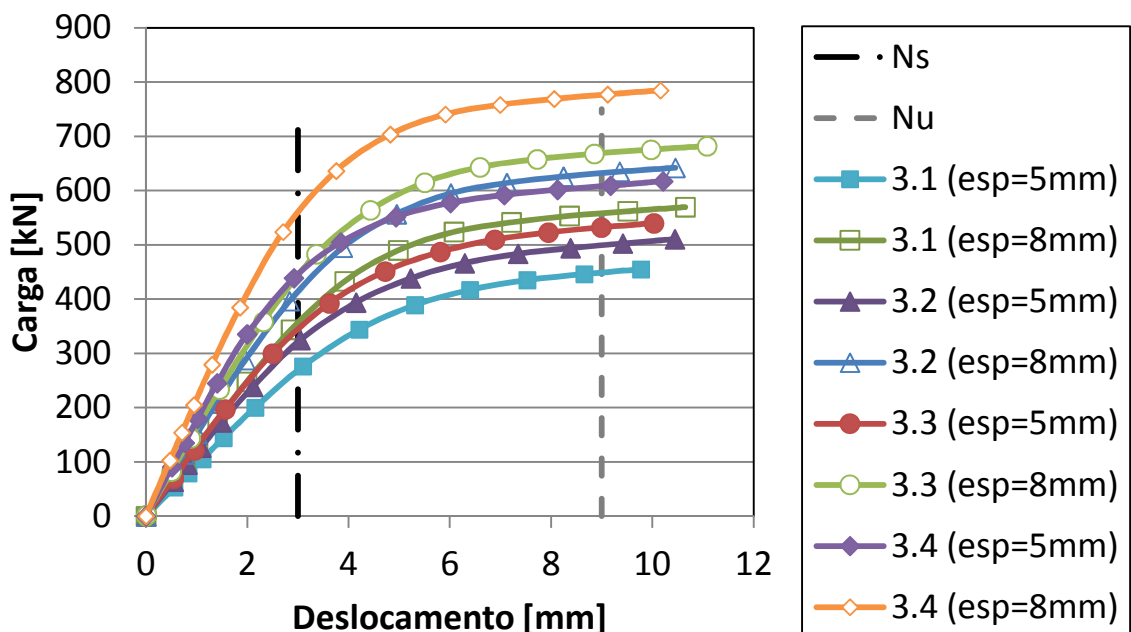


Figura 63 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço

#### 4.1.2.4 Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 4

Este estudo consiste em apresentar os gráficos comparativos, onde pode-se observar um comportamento não-linear da ligação, por meio de uma curva traçada por valores obtidos de carga e deslocamento, aplicados de forma axial sobre o montante, podendo ser observados também, os valores para o estado limite de serviço e estado limite último.

Pode-se observar na Figura 64 e na Figura 65 que a resistência ao carregamento para a chapa de reforço com furo, inicialmente, é maior em ambos os casos, passando pela zona compreendida entre o estado limite de serviço e o estado limite último, e logo após essa faixa, as duas curvas começam a se igualar. Desta forma, leva-se a concluir que a geometria da chapa de reforço também influencia na resistência da ligação.

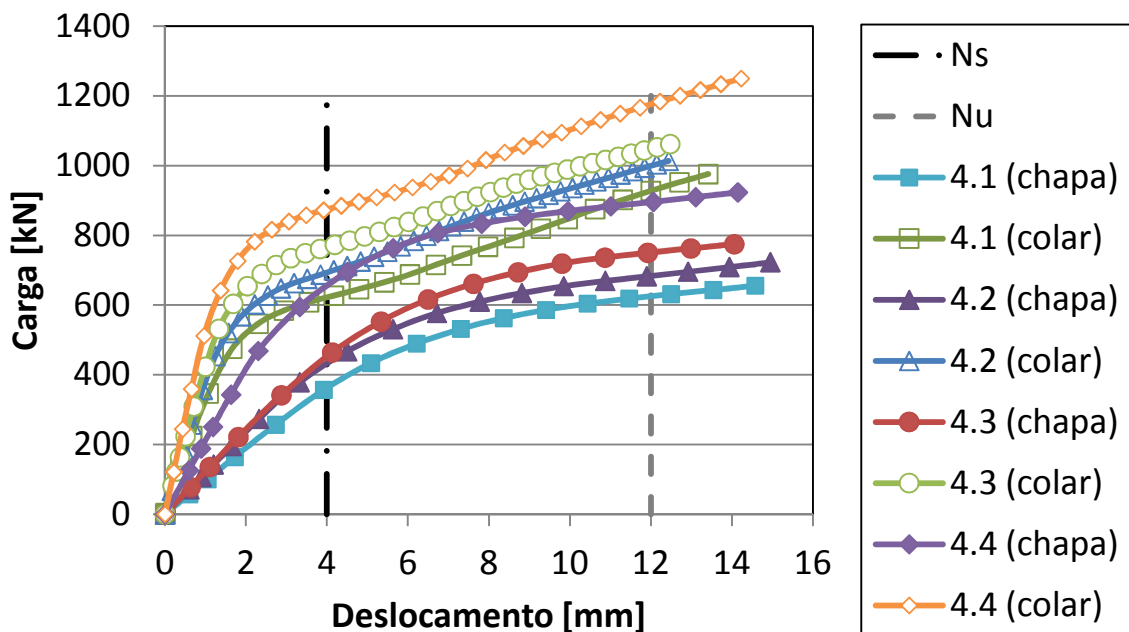


Figura 64 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 6.0mm

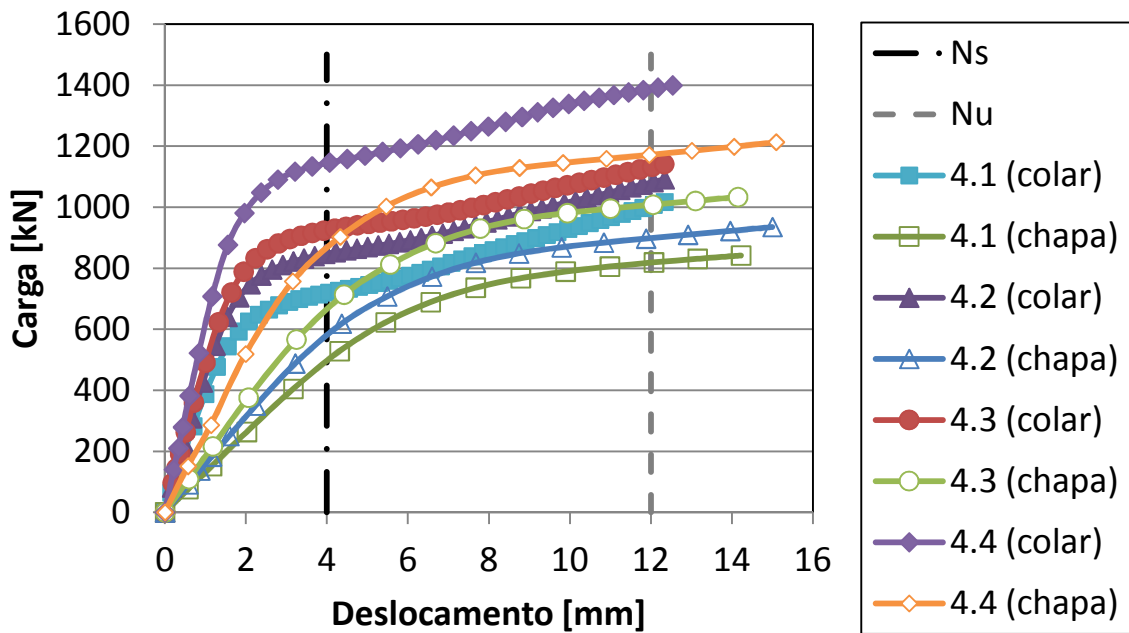


Figura 65 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 10.0mm

Para a análise da curva carga *versus* deslocamento para os modelos numéricos submetido a cargas de tração e compressão aplicadas axialmente sobre o montante, utilizaram-se os modelos que apresentam a geometria da chapa de reforço sem furo, ou seja, tipo chapa. A Figura 66 em comparação com a Figura 67 apresenta uma melhor performance da resistência da ligação para a carga de tração, sendo esta aplicada sobre o montante. Para se garantir a eficácia do reforço é necessário que sejam feitas algumas verificações iniciais como apresentado na Tabela 5 e na Tabela 8, pois o montante pode não resistir ao carregamento, podendo plastificar quando submetido à tração ou flambar quando submetido à compressão.

A Figura 68 apresenta um gráfico carga *versus* deslocamento com dados extraídos dos modelos numéricos, onde se varia a espessura da chapa de reforço para todos os tipos de perfis propostos pelo grupo 4 da Tabela 4, sendo notória a conclusão de que para todos os tipos de perfis, a espessura da chapa de reforço tem influência direta sobre a resistência da ligação, mostrando que quanto maior a espessura da chapa, maior é a resistência ao carregamento daquela ligação.

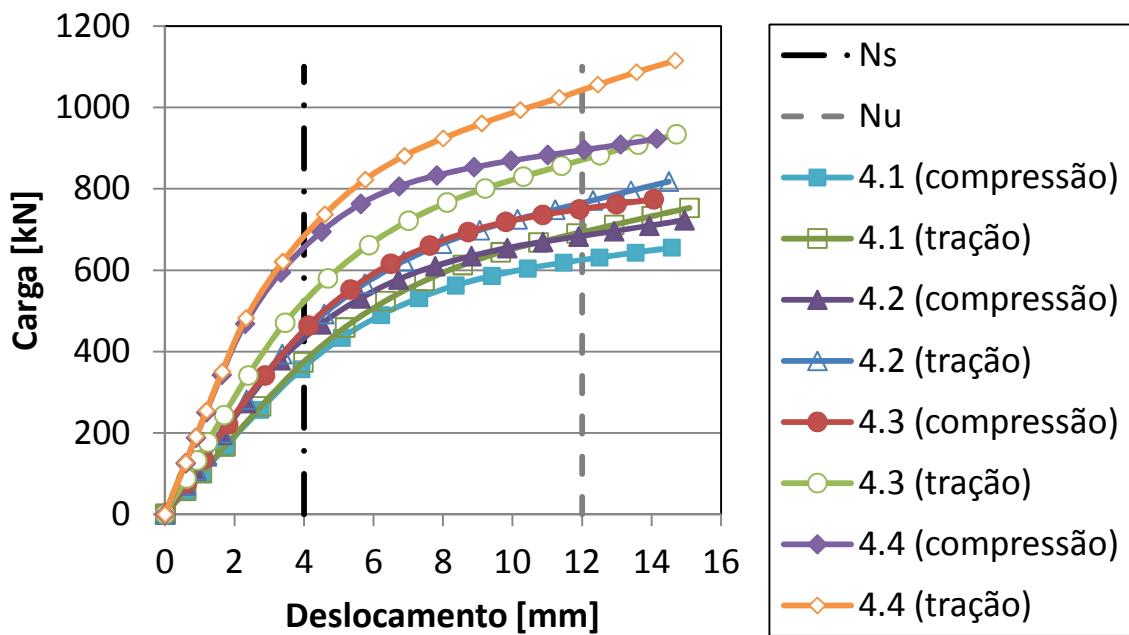


Figura 66 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 6.0mm

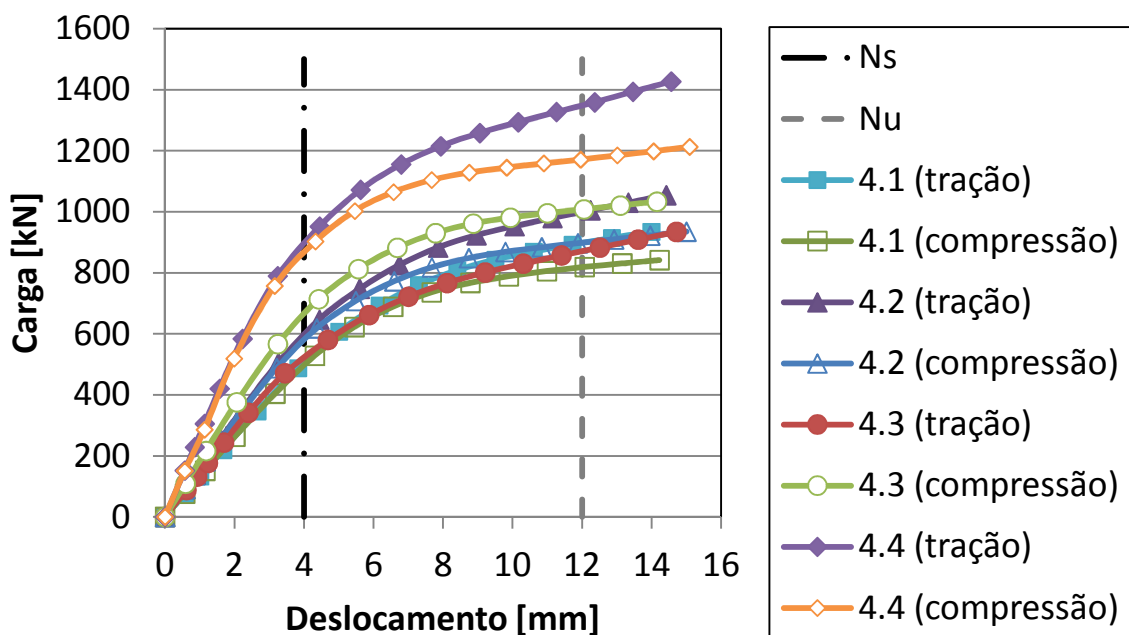


Figura 67 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 10.0mm

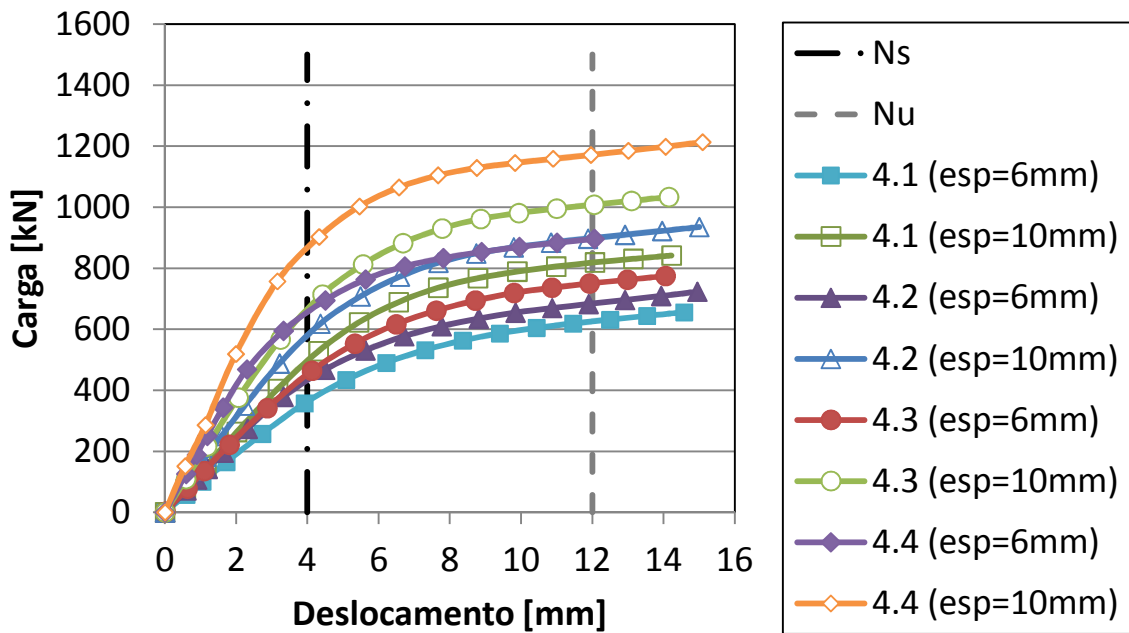


Figura 68 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço

#### 4.1.2.5 Estudos realizados com os tipos de perfis do grupo 5

Este estudo consiste em apresentar os gráficos comparativos, onde pode-se observar um comportamento não-linear da ligação, por meio de uma curva traçada por valores obtidos de carga e deslocamento, aplicados de forma axial sobre o montante, podendo ser observados também, os valores para o estado limite de serviço e estado limite último.

Pode-se observar na Figura 69 e na Figura 70 que a resistência ao carregamento para a chapa de reforço com furo, inicialmente, é maior em ambos os casos, passando pela zona compreendida entre o estado limite de serviço e o estado limite último, e logo após essa faixa, as duas curvas começam a se igualar. Desta forma, leva-se a concluir que a geometria da chapa de reforço também influencia na resistência da ligação.



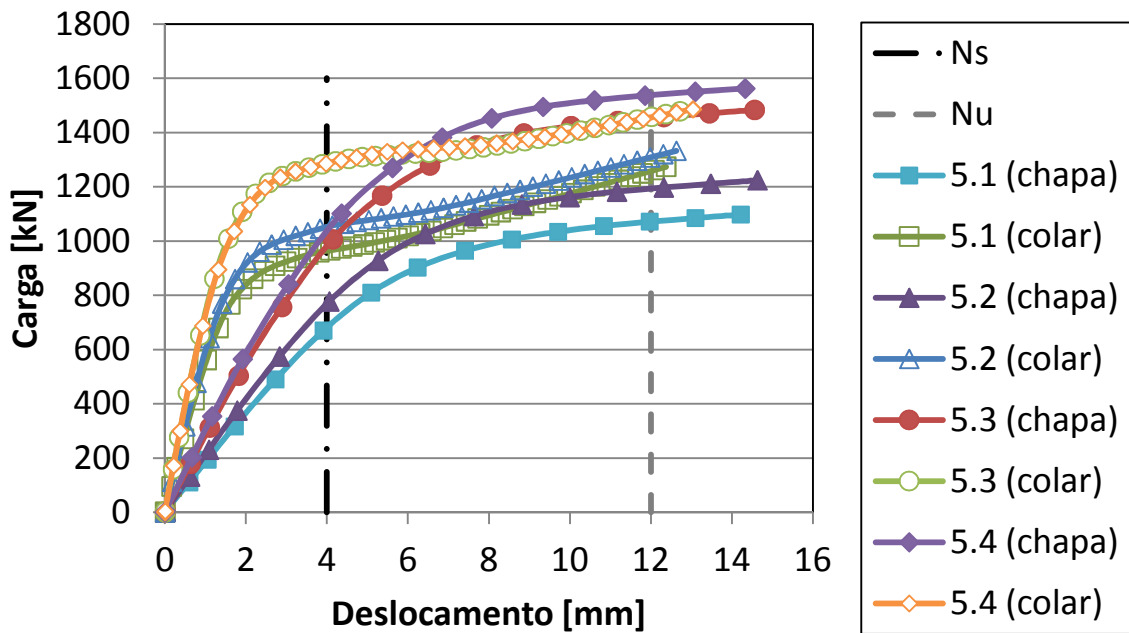


Figura 69 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 8.0mm

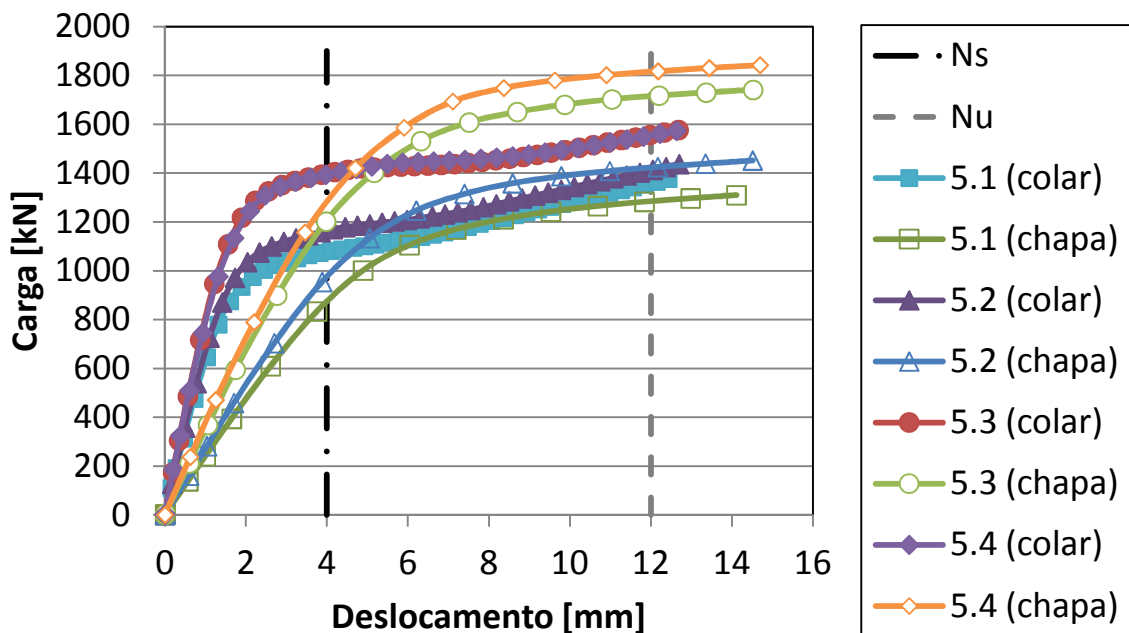


Figura 70 – Gráfico sem furo *versus* com furo para chapa de reforço com espessura de 12.0mm

Para a análise da curva carga *versus* deslocamento para os modelos numéricos submetidos a cargas de tração e compressão aplicadas axialmente sobre

o montante, utilizaram-se os modelos que apresentam a geometria da chapa de reforço sem furo, ou seja, tipo chapa. A Figura 71 em comparação com a Figura 72 apresenta uma melhor performance da resistência da ligação para a carga de tração, sendo esta aplicada sobre o montante. apresenta uma melhor performance da resistência da ligação para a carga de tração, sendo esta aplicada sobre o montante. Para se garantir a eficácia do reforço é necessário que sejam feitas algumas verificações iniciais como apresentado na Tabela 5 e na Tabela 8, pois o montante pode não resistir ao carregamento, podendo plastificar quando submetido à tração ou flambar quando submetido à compressão.

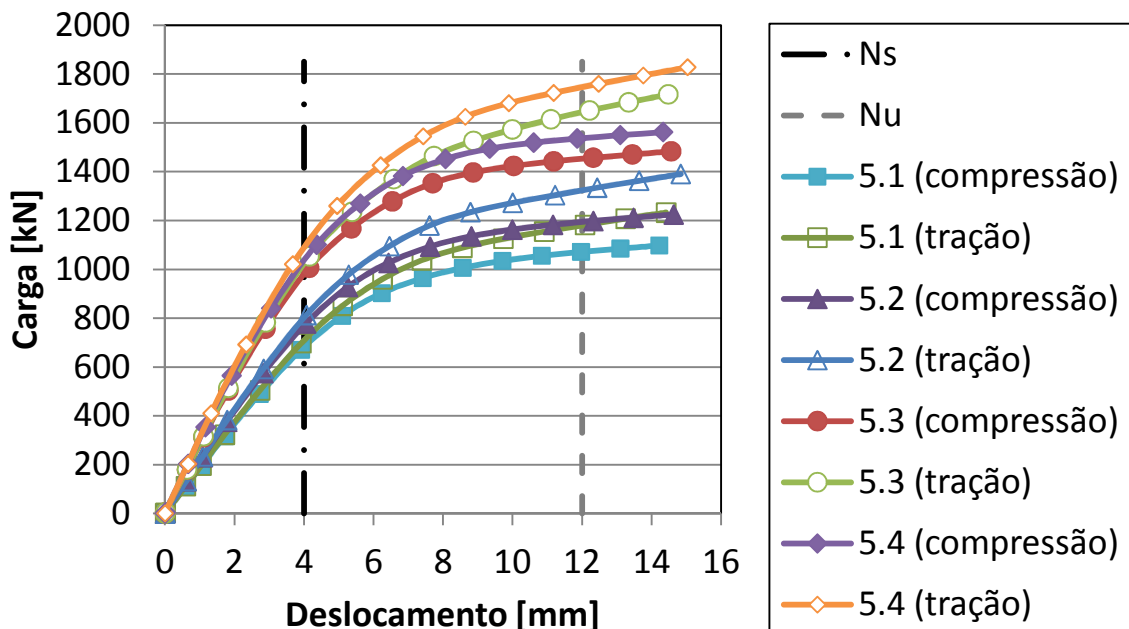


Figura 71 – Gráfico compressão *versus* tração para chapa de reforço com espessura de 8.0mm

A Figura 73 apresenta um gráfico carga *versus* deslocamento com dados extraídos dos modelos numéricos, onde se varia a espessura da chapa de reforço para todos os tipos de perfis propostos pelo grupo 5 da Tabela 4, sendo notória a conclusão de que para todos os tipos de perfis, a espessura da chapa de reforço tem influência direta sobre a resistência da ligação, mostrando que quanto maior a espessura da chapa, maior é a resistência ao carregamento daquela ligação.

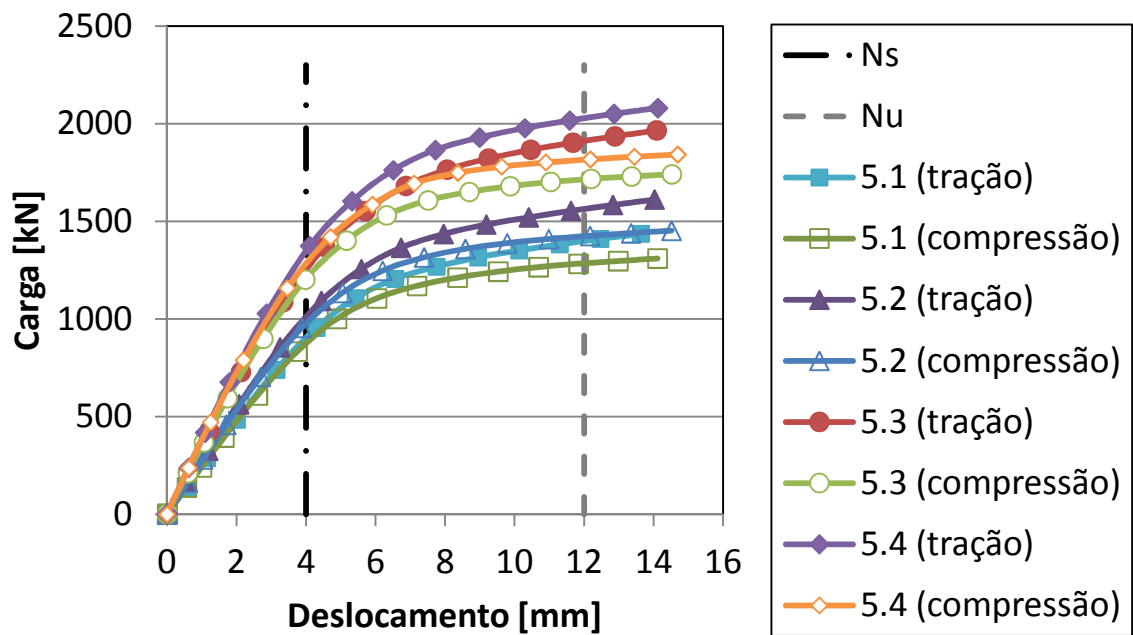


Figura 72 – Gráfico compressão versus tração para chapa de reforço com espessura de 12.0mm

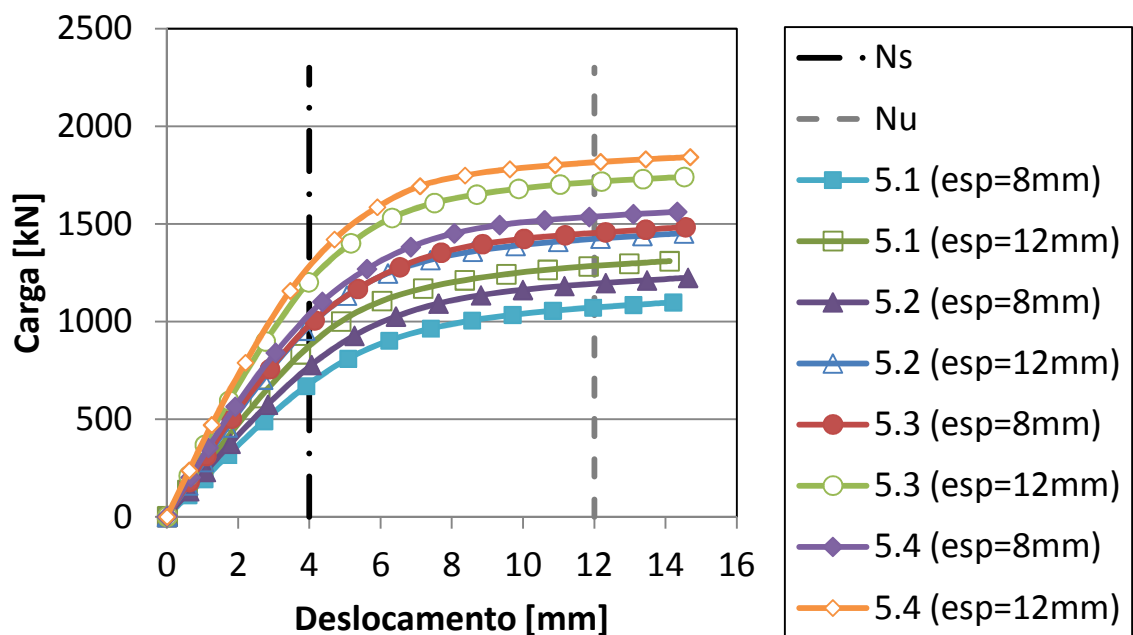


Figura 73 – Gráfico variando a espessura da chapa de reforço

Este capítulo apresentou os resultados obtidos na análise numérica desenvolvida na presente dissertação para ligações tubulares tipo "T" com chapa de

reforço no banzo, podendo ser tipo colar ou tipo chapa, comparando com os resultados do Projeto de Norma Brasileira [5]. O capítulo seguinte apresentará a conclusão deste trabalho apresentando fatores que foram observados durante o estudo e propondo pesquisas para trabalhos futuros.

## 5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

### 5.1 Introdução

Os estudos patrocinados pelo CIDECT [9] tiveram como intenção proporcionar melhores resultados tanto na fabricação quanto na execução das construções em perfis tubulares. Tais estudos servem inclusive como base para a grande maioria das normas internacionais que regulamentam a construção metálica no mundo, como por exemplo: DIN (Deutch Industrie Normung – Norma Alemã), NF (Norme Francaise – Norma Francesa), BS (British Standard – Norma Inglesa), ACNOR/CSA (Canadian Standard – Norma Canadense), AIJ (Architectural Institute of Japan), IIW (International Institute of Welding), Eurocode 3 (draft), etc.

Pode-se dizer ainda que existem diferenças entre o dimensionamento de perfis circulares (CHS- Circular Hollow Section) e quadrados (SHS- Square Hollow Section) ou retangulares (RHS- Rectangular Hollow Section). Os perfis circulares proporcionam uma melhor distribuição das tensões sobre o tubo devido logicamente a sua geometria, em que todos os pontos da seção transversal são equidistantes, o que o difere dos perfis retangulares e quadrados, onde pode ocorrer concentração de tensões em um determinado ponto (normalmente nas bordas) causando a falha do material. No entanto, os perfis retangulares e quadrados possibilitam uma grande vantagem na execução: a facilidade de se fazer as ligações, pois sua superfície é propriamente designada para tal, o que facilita a execução do elemento estrutural.

O uso desse tipo de estrutura aqui no Brasil intensificou-se devido a maior oferta proporcionada pelo início da produção de perfis tubulares sem costura para a construção civil pela V&M do BRASIL [8] no ano de 2000.

Diante do aumento do uso de estruturas metálicas na construção civil em todo o mundo, o Brasil deparou-se com a necessidade de criar uma norma própria, sendo assim, está em fase final de elaboração, um projeto de norma no Brasil que contempla o dimensionamento de ligações entre perfis tubulares. Desta forma, a presente dissertação teve como motivação, dar subsídios para a implementação da PN 02:125.03-004 - Projetos de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares [5]. Além disso, foram consideradas a

norma europeia Eurocode 3 [6] e o CIDECT [9] além do critério de deformação limite proposto por Lu *et al.* [32].

Para o estudo realizado, foram desenvolvidos modelos numéricos no programa Ansys [18] para avaliação da ligação tipo “T” que foram calibrados com resultados experimentais realizados por Mendes [20],[39]. Em seguida, foram desenvolvidos modelos numéricos, a partir dos modelos já calibrados, de forma que fosse possível analisar as ligações “T” com chapa de reforço tipo chapa e tipo colar na parte superior do banzo obtendo os resultados para se comparar com os propostos pelo PN 02:125.03-004 [5].

## 5.2 Principais conclusões

Primeiramente, faz-se necessário falar sobre o resultado satisfatório que foi obtido através dos modelos numéricos desenvolvidos com base no método dos elementos finitos através do programa Ansys [18] quando comparados com os resultados experimentais de Mendes [20], [39] para ligações tipo “T” por meio de um gráfico, no qual a curva carga *versus* deslocamento, para os dois casos, ficaram praticamente sobrepostas. Aplicou-se também na calibração dos modelos numéricos, o critério de deformação limite, comparando-se os resultados obtidos com a norma europeia Eurocode 3 [6], o Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5] e o CIDECT [9].

Em seguida, com o modelo numérico calibrado, foram desenvolvidos no programa Ansys [18], cento e sessenta modelos com geometrias diferentes para diversos tipos de perfis, para análise de ligações “T” com chapa de reforço na parte superior do banzo, variando-se o banzo, o montante e a geometria da chapa de reforço. A geometria dos perfis foi extraída da tabela comercial da empresa V&M do BRASIL [8].

Para as análises paramétricas desenvolvidas neste estudo, foi considerada uma carga axial aplicada sobre o montante sob a forma de deslocamento prescrito, de tração e outra de compressão, separadamente. Foi desenvolvida também a

análise de dois tipos de geometria para a chapa de reforço, uma “sem furo” (tipo colar) e outra “com furo” (tipo chapa).

O dimensionamento de uma ligação tipo “T” deve ser feito utilizando-se as equações propostas na norma europeia Eurocode 3 [6], no projeto de norma brasileira PN 02:125.03-004 [5] e no CIDECT [9]. Para tal, algumas considerações fazem-se necessárias conforme citado anteriormente. Havendo a necessidade de se realizar um reforço estrutural na ligação, este pode ser executado com uma chapa de pequena espessura soldada na parte superior do banzo no local da ligação, podendo esta chapa ser de dois tipos: tipo colar, quando a solda da ligação já foi executada, ou tipo chapa quando a solda da ligação ainda não foi executada. Esta chapa serve para aumentar a espessura do banzo na região da ligação.

Para se validar o dimensionamento da ligação T com chapa de reforço deve-se levar em consideração que se  $N_{1,rd}/N_{ansys} < 1.0$ , o dimensionamento está a favor da segurança e se  $N_{1,rd}/N_{ansys} > 1.0$  está contra a segurança, sendo  $N_{ansys}$  definido da seguinte forma: quando  $N_u/N_s < 1.5$ ,  $N_u$  controla o dimensionamento, ou seja, o estado limite último da ligação; caso contrário,  $N_s$  controla, isto é, estado limite de serviço e este deve ser majorado por um fator de 1,5. A resistência  $N_s$  é obtida a partir do valor encontrado para um deslocamento para fora do plano de 1%  $b_0$ , na curva carga *versus* deslocamento, e  $N_u$  é obtido a partir do deslocamento de 3%  $b_0$ .

De acordo com a análise desenvolvida nesta dissertação, as equações (25) e (27) do Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5], apresentam resultados somente para  $N_{1,rd}$  da chapa de reforço, e para obter o  $N_{1,rd}$  da ligação com o reforço, é necessário utilizar as equações (29) e (30) propostas por este estudo, ou se realizar um estudo mais detalhado, sendo comparados com resultados de ensaios experimentais, para se validar as equações propostas. Através do estudo realizado foi observado também que na equação (27) proposta pelo Projeto de Norma Brasileira PN 02:125.03-004 [5], a tensão de escoamento  $f_y$  a ser considerada, deve ser a da chapa de reforço e não a do banzo, como está proposto na referida norma.

Com a análise da tensão de Von Mises para o modelo numérico utilizado provou-se neste trabalho que a plastificação do banzo começa a ocorrer na face superior próximo a região da ligação, deixando a certeza de que o modo de falha A considerado no dimensionamento está correto.

Observou-se que para se realizar um reforço no banzo, como proposto neste trabalho, deve ser calculada a resistência de flambagem  $N_{b,rd}$  e a resistência de plastificação  $N_{pl}$  para saber se a ligação não irá apresentar falhas no montante após ser reforçada. Se caso uma dessas forças for menor que  $N_{1,rd}$  da ligação, a ligação não terá validade.

Concluiu-se que diante dos resultados obtidos pelos gráficos carga *versus* deslocamento apresentados nesta dissertação, aumentando-se a espessura da chapa de reforço, aumenta-se também a resistência da ligação. No caso de reforço tipo colar e tipo chapa, nota-se que para pequenas espessuras da chapa, não há muita diferença entre esses dois tipos de geometria, e conforme aumenta-se a espessura da chapa, aumenta-se a diferença entre eles, prevalecendo o reforço tipo chapa.

Deve ser citada também a diferença entre os resultados obtidos devido a aplicação da carga axial sobre o montante, na forma de tração e de compressão, levando-se a concluir que em todos os gráficos apresentados, as curvas referentes ao carregamento de tração evidenciam uma resistência maior do que o de carregamento de compressão na ligação, apresentando assim, um melhor desempenho do reforço na ligação T para a carga axial de tração no montante.

### 5.3 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se citar:

- Consideração de outros tipos de ligações com utilização de outros perfis tubulares diferentes da configuração com banzos constituídos por perfis RHS e montantes por perfis CHS;
- Realização de ensaios experimentais destas e de outras ligações bem como, a consideração de aplicação de esforço axial no banzo para validação dos resultados obtidos nos modelos numéricos;
- Consideração de outros tipos de reforço no banzo para casos de  $0,85 < \beta < 1,0$ , para diferentes tipos de perfis para o banzo e para o montante;



- Realização de ensaios experimentais de ligações com chapa de reforço;
- Avaliação das ligações soldadas com chapa de reforço considerando o comportamento à fadiga quando submetidas a ações dinâmicas.

## REFERÊNCIAS

- [1] Lima, N. S., 2012. Comportamento Estrutural de Ligações Tubulares “T” e “KT”. Dissertação de mestrado. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil.
- [2] Silva, R. S., 2012. Avaliação de ligações “K” e “T” entre perfis estruturais tubulares circulares. Dissertação de mestrado. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil.
- [3] Rodrigues, T. O., 2012. Estudo do Comportamento de Ligações “T” Tubulares Reforçadas entre Perfis CHS por Meio do Método dos Elementos Finitos. Projeto final de graduação. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Faculdade de Engenharia.
- [4] Bittencourt, M. C. Avaliação de Ligações Soldadas de Perfis Tubulares em Estruturas de Aço Através do Método dos Elementos Finitos, Dissertação de Mestrado, UERJ - Universidade do Estado do Rio de Janeiro – PGECIV, 2008.
- [5] PN 02:125.03-004 Projetos de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares, 2011.
- [6] DIN EN 1993-1-8:2010-12, Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1.8. Design of joints, 2010.
- [7] Wardenier, J., Kurobane, Y., Packer, J. A., Vegte, G. J. Van der; Zhao, X. I. Design guide for circular hollow section (CHS) joints under predominantly static loading. CIDECT, 2a. Edição, "Construction with Hollow Steel Sections series", Verlag TUV Rheinland, 2008.

- [8] Vallourec & Mannesmann Tubes. Structural Hollow Sections (MSH): circular, square and rectangular. Nominal dimensions, sectional properties and materials. Technical Information, 2010 Edition.
- [9] Packer, J.A., Wardenier, J., Zhao, X.-L., Van der Vegte, G.J. and Kurobane, Y. Design Guide - For Rectangular Hollow Section (RHS) Joints Under Predominantly Static Loading - 2nd Edition, CIDECT, 2010.
- [10] Araújo, A. H. M., Requena, J. A. V., Minchillo, D. G. V., Thomaz, S. A. M. Projeto, fabricação e montagem de estruturas com perfis tubulares. I CICOM, IV Seminário Internacional do uso de estruturas metálicas na construção civil. São Paulo, 2001.
- [11] Yong-Bo, Shao, Seng-Tjhen, Lie, Sing-Ping, Chiew, Yan-Qing, Cai. Hysteretic performance of circular hollow section tubular joints with collar-plate reinforcement. Journal of Constructional Steel Research, vol. 67. p. 1936-1947, 2011.
- [12] Feng, Ran, Young, Ben. Design of cold-formed stainless steel tubular T- and X-joints. Journal of Constructional Steel Research, vol. 67. p. 421-436, 2011.
- [13] Green, T. e Schlafly, T.. Designing and detailing welded skewed T-joints. Structures Congress 2011, ASCE 2011, p. 909-917, 2011.
- [14] Vegte, G. J. van der, Choo, Y. S., Liang, J. X., Zettlemoyer, N., Liew, J. Y. R. Static strength of T-joints reinforced with doubler or collar plates. Journal of structural engineering, ASCE, p. 129-138, Janeiro 2005.
- [15] Choo, Y. S., Vegte, G. J. van der, Zettlemoyer, N., Li, B. H. e Liew, J. Y. R. Static Strength of T-Joints Reinforced with Doubler or Collar Plates. Journal of structural engineering, ASCE, p. 119-128, Janeiro 2005.

- [16] Lima, L. R., et al., 2005. Análise Paramétrica de Ligações “T” com Perfis Tubulares em Aço através de um Modelo de Elementos Finitos. CILAMCE 2005, Guarapari, Espírito Santo.
- [17] Gho, W. M., e Yang, Y. Parametric Equation for Static Strength of Tubular Circular Hollow Section Joints with Complete Overlap of Braces. Journal of structural engineering, ASCE, p. 393-401, Março 2008.
- [18] Ansys 12.0 ©, ANSYS - Inc. Theory Reference, 2010.
- [19] Sopha, T. , Chiew , S.P. , Wardenier, J. Test results for RHS K-Joints with 50% and 100% overlap. Anais do 11º ISTS, International Symposium on Tubular Structures, Québec, Canada, 2006.
- [20] Mendes, F. C. Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo “T”, “K” e “KT” com Perfis Metálicos Tubulares, Dissertação de Mestrado, UFOP - Universidade Federal de Ouro Preto – PROPEC, 2008.
- [21] Mayor, I. M. S., Análise Teórica-Experimental de Ligações Tipo “K” e “KT” Compostas por Perfis Tubulares de Seção Retangular e Circular, Dissertação de Mestrado, UFOP – Universidade Federal de Ouro Preto – PPEC, 2010.
- [22] Santos, M. L., Lima, L. R. O. de, Freitas, A. M. S., Vellasco, P. C. G. da S., Silva, J. G. S. da, Neves, L. F. da C., Modelagem Numérica de Ligações “K” Tubulares entre RHS e CHS, In CMNE - Congresso de Métodos Numéricos em Engenharia, Coimbra, Portugal, 2011.
- [23] Affonso, G. R. ; Lima, L. R. O. ;Freitas, A. M. S. ; Vellasco, P. C. G. da S. ; Silva, J. G. S. ; Comportamento de Ligações Tipo “T” entre RHS e CHS. CILAMCE 2011, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [24] Zhao, X., "Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections", Journal of Constructional Steel Research, vol. 53, p. 149-165, 2000.

- [25] Oliveira, A. E. C. de ; Nobre, D. S. ; Lima, L. R. O. ; Vellasco, P. C. G. da S. ; Silva, J. G. S. ; Comportamento de Ligações Tipo “T” entre perfis CHS sujeitas a esforços axiais no banzo. CILAMCE 2011, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [26] Mashiri, F. R.; Zhao, X. L., 2003. Plastic Mechanism Analysis of Welded Thin-Walled T-Joint Madeupof Circular Braces and Square Chords under In-Plane Bending. Australia: Monash University, Department of Civil Engineering.
- [27] Lee, M. M. K., Gazola, F., Design Equation for Offshore Overlap Tubular K-Joints under In-Plane Bending, Journal of Structural Engineering, Vol. 132, Nº 7, p. 1087-1095, Julho, ASCE, 2006.
- [28] Kosteski, N., Packer, J.A., Puthli, R.S., A finite element method based yield load determination procedure for hollow structural section connections, Journal Constructional Steel Research, vol. 59, nº 4, p. 427-559, 2003.
- [29] Cao, J.J., Packer, J.A., Young, G.J., Yield line analysis of RHS connections with axial loads, J. Constructional Steel Research, vol. 48, nº 1, p. 1-25, 1998.
- [30] Packer, J.A. Moment Connections between Rectangular Hollow Sections, Journal Constructional Steel Research 25, p. 63-81, 1993a.
- [31] Packer, J.A., Wardenier, J., Kurobane, Y., Dutta, D., Yeomans, N., Assemblages de sections creusesrectangulaires sous chargementstatique predominant, Série CIDECT "Construire avec des profiles creux", Verlag TUV Rheinland, Koln, 1993b.
- [32] Lu, L.H., de Winkel, G.D., Yu, Y., Wardenier, J., Deformation limit for the ultimate strength of hollow section joints, 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, p. 341-347,1994.

- [33] Silva, R. S. da, Lima, L. R. O. de, Vellasco, P. C. G. da S., Silva, J. G. S. da. Análise Paramétrica de Ligações Tipo “K” Entre perfis Tubulares Circulares em Aço. CILAMCE 2011, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [34] DIN EN 1993-1-1:2010-12, Eurocode 3: Design of steel structures: Part 1.1. General rules and rules for buildings, 2010.
- [35] ABNT NBR 8800:2003, Projeto e execução de estruturas de aço e de estruturas mistas aço-concreto de edifícios. Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, 2003.
- [36] Technical Information No. 1: Structural hollow sections (MSH) circular, square, rectangular. Valourec & Mannesmann, 2002.
- [37] Freitas, A. M. S., Mendes, F. C., Esteves, S. Análise de ligações “T” em perfis tubulares de aço com consideração das tensões residuais. Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural, Santiago, Chile, 2008.
- [38] Nunes, G. V. ; Freitas, A. M. S. ; Araújo, A. H. M. de ; Requena, J. A. V. ; Lima, L. R. O., Análise do Comportamento de Ligações Tubulares “T”. CILAMCE 2012, Ouro Preto, Minas Gerais.
- [39] Nunes, G. V. Análise numérica paramétrica de ligações tipo “T”, “K” e “KT” compostas por perfis tubulares de seção retangular e circular. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Ouro Preto, Minas Gerais, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil.