



## ANÁLISE DE LIGAÇÕES TUBULARES TIPO T ENTRE PERFIS SHS COM PLACA DE REFORÇO LATERAL SUJEITAS A TENSÕES NORMAIS NO BANZO

### Assessment of T tubular joints between SHS profiles with side wall reinforcement plates subject to chord axial stresses

Monique Cordeiro Rodrigues (1)(P); Luciano Rodrigues Ornelas de Lima (2); Vanessa Lanzieri Neves (3); Pedro Colmar Gonçalves da Silva Vellasco (2); André Tenchini da Silva (2).

(1) Profa, Dra. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro - RJ, Brasil.

(2) Prof, Dr. Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro - RJ, Brasil.

(3) Aluna Graduação, Universidade do Estado do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro - RJ, Brasil

Email para Correspondência: moniquecordeiorodrigues@gmail.com; (P) Apresentador

**Resumo:** A utilização de estruturas metálicas na construção civil tornou-se mais relevante no cenário brasileiro ao longo dos últimos anos, uma vez que permitiram soluções de alto padrão arquitetônico com maior vão livre, com redução de prazo e menor geração de resíduos. O emprego de perfis tubulares, em especial, tem se destacado nesse contexto devido a sua elevada resistência à compressão, torção e flexão em todas as direções. Diante deste cenário, decorre a necessidade de estudos específicos nessa área, visando determinar a utilização mais efetiva deste elemento estrutural, aperfeiçoando a técnica de dimensionamento e as normas vigentes. O objetivo do presente trabalho é desenvolver um estudo numérico de uma ligação soldada tipo T composta por perfil tubular quadrado (SHS) com chapa de reforço inserida na parede lateral do banzo, considerando-se a atuação do esforço axial no montante e no banzo, de acordo com os critérios descritos na ABNT NBR 16239, na ISO 14346, no Eurocode 3, Parte 1-8, e em formulações existentes na literatura. Uma análise numérica foi realizada considerando a variação de parâmetros que afetam diretamente a resistência da estrutura analisada, por meio do método dos elementos finitos no programa Ansys. Na elaboração do modelo foi empregado o elemento sólido, considerando o critério de plastificação de von Mises e a não linearidade geométrica introduzida pela formulação de Lagrange Atualizado, sendo a calibração do modelo realizada com resultados experimentais desenvolvido por Gomes. Pretende-se estudar a influência da introdução do esforço axial no banzo no comportamento da ligação, bem como da variação da espessura da chapa de reforço, e modificação do modo de falha conforme esta alteração.

*Palavras chaves:* ligações; tubulares; reforço; estrutural; numérica.



**Abstract:** The use of steel structures in construction has become more relevant in the Brazilian scenario over the last few years, since they encompass solutions with a high architectural value with larger free spans, optimising projects schedules and are associated to a small residues generation. The use of tubular profiles, in particular, has emerged within this context due to its high resistance to compression, torsion and bending in all directions. Therefore, there is a need for specific studies in this area, aiming to determine the most effective use of this structural element, improving the current design standards and techniques. The aim of the present paper was to develop a numerical model of a T welded joint composed of a square tubular profile (SHS) adopting reinforcement plates in the chord sidewalls. The model was subjected to axial forces in the chord and the brace, according to the criteria described in ABNT NBR 16239, ISO 14346, Eurocode 3, Part 1-8 and other formulations from the literature. Numerical finite element analyses using the Ansys program were performed varying parameters that directly affect the strength of the analysed structure. The model adopted solid element while considering the von Mises yielding criteria and the Updated Lagrangian formulation. The model calibration was performed with experimental results developed by Gomes. The present paper aimed to study the influence of the chord axial stress over the joint behaviour, as well as the effect of increasing of the reinforcement plate thickness, and if this modification changed the joint failure mode and load carrying capacity.

**Keywords:** *joints; tubular; reinforcement; structural; numerical.*



## 1 INTRODUÇÃO

Nos últimos anos, foi possível observar o aumento do uso de perfis tubulares para fins estruturais. Dentre os principais fatores que contribuíram para esse crescimento pode-se citar a resistência característica desses perfis quando submetidos a esforços simples e combinados. Isto ocorre devido a sua geometria, que ocasiona boa distribuição de tensões ao longo da seção transversal. Além disso, estes elementos possuem configuração com elementos afastados do centro de gravidade, proporcionando inércias superiores e, por conseguinte, maiores módulos de resistência à flexão do elemento estrutural. Eles podem ser circulares, quadrados ou retangulares, fabricados com e sem costura. Ainda pode ser citada como vantagem a possibilidade de construções com alto padrão estético e baixo peso próprio, com vãos maiores e menor quantidade de pilares, o que pode levar a redução de prazo e resíduos oriundos do desperdício de material. Pode-se citar como exemplos de coberturas projetadas com estruturas tubulares o Shopping Trinity Leeds, na Inglaterra, e o Estádio do Maracanã, no Brasil.

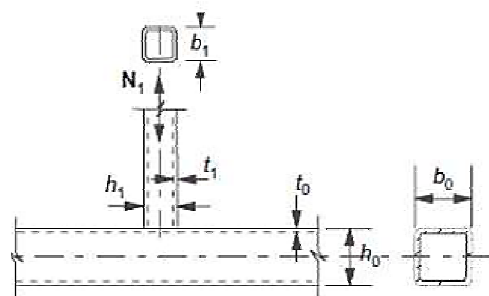
Os estudos de elementos tubulares levaram a necessidade de se analisar suas ligações e possíveis reforços. Considerando a chapa soldada na parede lateral do banzo, verifica-se o aumento na resistência da ligação, sendo assim uma solução eficiente, devido ao acréscimo de resistência, sem um aumento significativo de peso próprio. Além disso, esta solução pode ser empregada em estruturas já existentes, facilitando sua execução. Desta forma, esse trabalho apresenta o estudo de ligações tubulares, reforçadas no banzo da ligação, considerando a análise da solicitação axial no montante e banzo. Para tanto, é desenvolvida uma análise numérica, pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), utilizando o programa Ansys 12 (2010), sendo comparado aos ensaios realizados por Gomes (2017), para calibração do modelo. São estudadas ainda diversos esforços atuantes no banzo da ligação, bem como a influência da espessura da chapa de reforço. Os resultados são comparados com os valores de resistência última provenientes da ABNT NBR 16239 (2013), da ISO 14346 (2013) e do Eurocode 3, Parte 1-8 (2010), e das formulações propostas por Gomes (2017) e por Zhao (2000).

## 2 REFERENCIAL TEÓRICO

A resistência de ligações tubulares vem sendo estudada de forma a desenvolver formulações que descrevam o comportamento quando submetidas a variados esforços. A Figura 1 apresenta os parâmetros geométricos utilizados para descrever as ligações, onde as letras  $b$ ,  $h$  e  $t$  representam a base, altura e a espessura dos perfis, respectivamente, e o número 0 e 1 correspondem as medidas do banzo e do montante, nesta ordem. O comprimento dos elementos será referenciado pela letra  $l$ . Referentes a chapa de reforço,  $t_p$  e  $l_p$  correspondem a espessura e comprimento da chapa de reforço. São também apresentadas duas relações importantes para a análise das ligações. Para a presença da chapa de reforço na espessura da parede do banzo será somada a da chapa ( $t_0+t_p$ ).

Nas normas estudadas são considerados seis modos de falha que podem ocorrer nas ligações tubulares. Para este trabalho será analisado os modelos com modo de falha B, em

que ocorre a plastificação, amassamento ou instabilidade da face lateral da seção transversal do banzo junto a diagonais ou montantes sob compressão.



$$\beta = \frac{b_1}{b_0}$$

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0}$$

**Figura 1. Parâmetros geométricos de uma ligação tipo T.**

**Fonte: (GOMES, 2017)**

O Critério de Deformação Limite vigente, que considera apenas a deformação de  $3\%b_0$  é empregado desde 2010. Esse critério define que nos casos em que a carga de pico ocorra antes da deformação equivalente a  $3\%b_0$ , a carga de ruptura é igual a carga de pico; caso contrário, é tomada como sendo a carga correspondente a  $3\%b_0$ , sendo também utilizada esta referência para os casos em que não há carga de pico definida.

Zhao (2000) conduziu um estudo de tensão última e limite de deformação em ligações soldadas tipo T com perfil tubular retangular conformado a frio, tendo como objetivo verificar a validade do critério de deformação limite para os perfis conformados a frio, bem como propor uma equação para a resistência máxima da ligação. Por meio dos resultados experimentais, conclui-se que para ligações soldadas tipo T conformadas a frio com  $0,8 \leq \beta \leq 1,0$  a falha ocorre na parede lateral do banzo e o critério de deformação é aplicável.

Gomes (2017) conduziu análise experimental e numérica de ligações tubulares tipo T com chapa de reforço e montante submetido a esforço axial, objetivando aplicar as recomendações das normas e de conceituados autores, e apresentando uma proposta de equação, para a configuração estudado. As ligações ensaiadas eram constituídas por perfil SHS 110x110x6,35, conformadas a frio ( $\beta = 1,0$ ), ASTM A36. Além de serem testadas ligações com e sem reforço, foram estudadas a variação da espessura e comprimento da chapa de reforço soldada na parede lateral do banzo devido ao modo de falha B. O autor conclui que o aumento do comprimento da chapa de reforço não colabora para um aumento considerável de resistência da ligação, que o reforço com a mesma espessura do banzo apresentou melhor relação de carga e que a recomendação da espessura mínima pelo Eurocode 3, Parte 1-8 (2010) modifica o modo de falha.

A Tabela 1 apresenta as formulações que serão empregadas neste artigo. Zhao (2000) propôs a Eq. (1) para a resistência da ligação soldada tipo T, considerando perfil conformado a frio, tipo RHS, sendo modificada para a Eq. (3) para o caso de ligação com chapa de reforço, tendo como limite  $0,8 \leq \beta \leq 1,0$ , sendo  $N_s$  a resistência da seção do banzo a flambagem lateral, obtida pela Eq. (2) e  $\alpha_c$  o fator de redução da resistência da seção a

flambagem lateral, igual a 0,7 para  $\beta=1$ ,  $r_{ext}$  é o raio externo do banzo, e  $f_y$  é a tensão de escoamento. O esforço axial no banzo é introduzido pelo coeficiente  $k_n$ , sendo  $k_n=1$  para o esforço axial de tração e  $k_n=1,3+0,4n/\beta$  para compressão, e  $n$  igual a porcentagem do esforço axial atuante no banzo.

**Tabela 1. Formulações para ligações tubulares empregadas.**

Fonte	Formulação
Zhao (2000)	$P_{Zhao} = \alpha_c \cdot N_s$ (1)
	$N_s = 2 \cdot (h_1 + 5r_{ext}) \cdot t_0 \cdot f_y$ (2)
	$N_{Zhao} = \alpha_c k_n N_s$ (3)
Gomes (2017)	$N_{SRGOMES} = 0,8f_y t_0^{1,9} \left[ 2,5 \left( \frac{h_0}{t_0} \right)^{0,7} + 10 \left( \frac{h_1}{h_0} \right)^{0,8} \right]^{1,1}$ (4)
	$N_{CRGOMES} = 0,78f_y (t_0^2 + t_p^{0,9}) \left[ 1,5 \left( \frac{h_0}{t_0} \right)^{0,85} + 13 \left( \frac{h_1}{h_0} \right)^{0,6} \right]^{1,3}$ (5)
	$N_{Gomes} = 0,78f_y (t_0^2 + t_p^{0,9}) k_n \left[ 1,5 \left( \frac{h_0}{t_0} \right)^{0,85} + 13 \left( \frac{h_1}{h_0} \right)^{0,6} \right]^{1,3}$ (6)
Eurocode 3, Parte 1-8 (2010)	$N_{EC3} = \frac{k_n f_b (t_p + t_0)}{\sin \theta_1} \left( \frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 10(t_p + t_0) \right) / \gamma_{M5}$ (7)
ABNT NBR 16239 (2013)	$N_{NBR} = \frac{k_n f_b (t_0 + t_p)}{\sin \theta_1} \left( \frac{2,2h_1}{\sin \theta_1} + 11(t_0 + t_p) \right) / \gamma_{\alpha 1}$ (8)
ISO 13346 (2013)	$N_{ISO} = \frac{\sigma_k \times (t_0 + t_p) \times Q_f}{\sin \theta_1} \left( \frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 10(t_0 + t_p) \right)$ (9)
	$Q_f = (1 -  n )^{C_1}$ (10)

Gomes (2017) propôs a Eq. (4), para ligações sem reforço, e a Eq. (5), para ligações com reforço, devendo as dimensões serem empregadas em mm, e a tensão em MPa. Tais expressões não consideram a aplicação de esforço axial no banzo, sendo proposta a Eq. (6), que considera a introdução do coeficiente  $k_n$ .

Pelo Eurocode 3, Parte 1-8 (2010), para a ligação estudada ( $\beta=1$ ) a capacidade resistente da ligação é dada pela Eq. (7), onde  $\theta_1$  é o ângulo entre o montante e o banzo, nesse caso  $90^\circ$ ,  $\gamma_{M5}$  é o coeficiente de segurança, igual a 1,  $k_n$  é um fator relativo à aplicação do esforço axial no banzo, sendo  $f_b$  é o coeficiente que considera a tensão de escoamento, quando o





esforço é de tração tem-se que  $f_b=f_{y0}$  e, quando compressão, tem-se  $f_b= \chi f_{y0}$ , sendo  $f_{y0}$  a tensão de escoamento no banzo e  $\chi$  é o fator de redução devido a flambagem, dado em função das curvas de flambagem e da esbeltez normalizada existentes no código europeu. A convenção dada pelo código europeu é positiva para compressão e negativa para a tração.

Pela norma brasileira, a capacidade de resistência é dada pela Eq. (8), onde  $\gamma_{a1}$  é o coeficiente de segurança, igual a 1,10. Esta equação já apresenta uma adequação ao disposto na edição da ABNT NBR 16239 (2013), que possui um equívoco se comparado ao Eurocode 3, Parte 1-8 (2010). Neste caso, o fator de redução devido a flambagem é obtido pelo índice de esbeltez reduzido ( $\lambda_0$ ), calculado pela norma.

A capacidade de resistência para a ISO 14346 (2013) é dada pela Eq. (9), onde  $\sigma_k$  considera a tensão de escoamento e, para o montante submetido a compressão, é dado por  $\sigma_k=\chi f_{y0}$ , sendo  $f_{y0}$  a tensão de escoamento no banzo e  $\chi$  o fator de redução devido a flambagem obtido por meio do Eurocode 3, Parte 1-8 (2010). A Eq. (10) apresenta a função que considera a aplicação do esforço axial no banzo,  $Q_f$ , onde  $n$  é a porcentagem da tensão de escoamento correspondente a carga aplicada,  $C_1$  é o coeficiente que considera o tipo de esforço ao qual o banzo está submetido, sendo  $C_1=0,6-0,5\beta$ , para os casos de compressão, e  $C_1=0,1$ , para tração.

As equações de Gomes (2017) são válidas para perfis Classe 1 ou 2, e com as seguintes relações:  $b_0/t_0, h_0/t_0, b_1/t_1$  e  $h_1/t_1 \leq 35$ ;  $0,5 \leq h_0/b_0$  e  $h_1/b_1 \leq 2,0$ . Para o Eurocode 3, Parte 1-8 (2010) e para a ISO 14346 (2013), além dessas relações, deve-se atender também  $b_1/b_0 \geq 0,25$ . Para a ABNT NBR 16239 (2013) os parâmetros a serem seguidos são:  $b_0/t_0, h_0/t_0, b_1/t_1$  e  $h_1/t_1 \leq 36$  ou  $\leq 1,45 \sqrt{E/f_y}$ ;  $b_1/b_0 \geq 0,25$ ; e  $h_1/b_1, h_1/t_1 \leq 35$ , e as recomendações do Eurocode 3, Parte 1-8 (2010) referentes a espessura e comprimento da chapa são mantidas, apesar de não ser mencionado nenhum limite quanto ao valor da espessura da chapa de reforço.

A espessura da chapa de reforço,  $t_p$ , deve ser maior ou igual a duas vezes a espessura da parede do montante ( $t_p \geq 2t_1$ ), de acordo com o Eurocode 3, Parte 1-8 (2010). A chapa de reforço deve possuir um comprimento  $l_p \geq 1,5h_1/\text{sen}\theta_1$ . Ressalta-se que os ensaios realizados por Gomes (2017) não consideraram as limitações da espessura da chapa de reforço.

A aplicação de esforço axial aplicado no banzo pode ser calculado em função da porcentagem da força normal de escoamento atuante nesse elemento, sendo pelo Eurocode 3, Parte 1-1 (2005) dado por  $A_g f_y$  ou pela ABNT NBR 8800 (2008), descrito por  $A_g f_y / \gamma_{a1}$ , onde  $A_g$  é a área bruta da seção transversal do perfil.

### 3 MODELO NUMÉRICO

#### 3.1 Descrição do ensaio experimental

O modelo numérico será baseado nos ensaios conduzidos por Gomes (2017), submetido a esforço axial no montante. Foram ensaiados seis modelos de ligação tipo T ( $\beta = 1$ ), sendo dois sem reforço (SR1 e SR2) e quatro com chapa de reforço de diferentes espessuras (CR1,

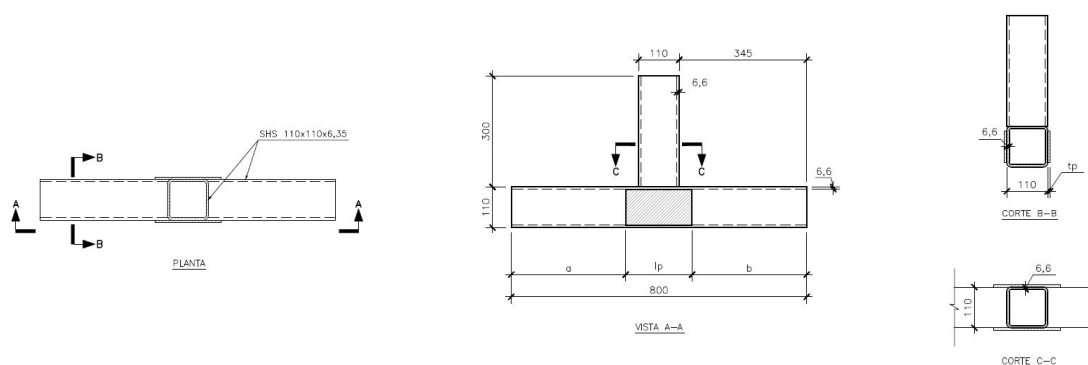
CR2, CR3 e CR4). A esquematização dos ensaios das ligações que serão utilizados neste artigo é detalhada na Figura 2, sendo que a placa de reforço pode existir ou não.

As ligações entre o banzo e o montante, e entre a chapa de reforço e banzo, foram realizadas por meio de solda filete, com eletrodo E70XX. Os perfis utilizados para banzo e montante foram SHS 110x110x6,35, sendo que as medidas reais foram de 110x110x6,6, em mm. O aço empregado era ASTM A36, cujas propriedades mecânicas ensaiadas obtiveram os seguintes valores:  $f_y = 321,1$  MPa,  $f_u = 439,2$  Mpa e  $E = 205045$  MPa.

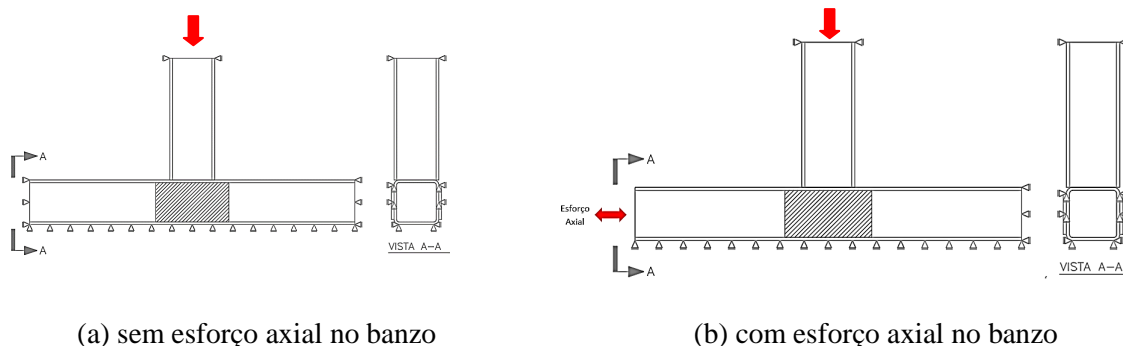
As condições de apoio dos ensaios seguiram a seguinte configuração: a seção transversal do banzo foi restringida nas três direções, as extremidades inferiores ao longo da seção longitudinal do banzo foram restringidas na vertical e, a seção transversal superior do montante foi restringida em todas as direções, exceto na direção vertical, onde foi aplicada a carga. A representação dessas condições é apresentada na Figura 3 (a), sendo apresentada na letra (b) as condições de contorno para o caso de esforço axial no banzo, que é estudado na análise paramétrica.

O modo de falha observado nos protótipos utilizados para calibração, foi o Modo B, segundo o qual ocorre a plastificação, instabilidade ou amassamento da parede lateral do banzo. Nos ensaios SR1 e SR1 verificou-se acentuada deformação na parede lateral do banzo devido a flambagem desta, com reduzida deformação nas paredes do montante. Para os modelos CR1 e CR2 verificou-se a flambagem da parede lateral do banzo, além de uma pequena deformação nas paredes do montante.

Ensaio	$l_0$	$l_1$	$l_p$	$t_p$
SR1/SR2	800	300	-	-
CR1/CR2	800	300	165	6,6



**Figura 2. Desenho esquemático das ligações.**

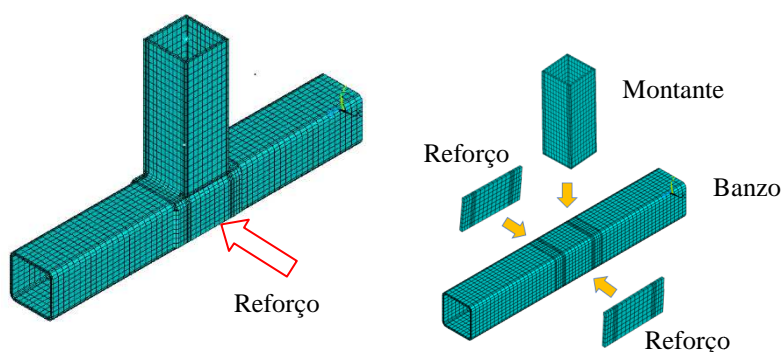


**Figura 3. Condições de contorno.**

### 3.2 Descrição do modelo numérico

A análise numérica foi realizada no programa Ansys 12.0 (2010). Com o modelo numérico calibrado, será incluído então o esforço axial atuando também no banzo, bem como a variação da espessura da chapa de reforço. Empregou-se o elemento SOLID 185, o qual é definido por oito nós que possuem três graus de liberdade cada, sendo um elemento apropriado para regiões que possuem formas irregulares, adequando-se bem à modelagem das soldas da ligação do banzo com a chapa de reforço e desse com o montante.

Foi realizada uma análise não linear geométrica, considerada por meio da formulação de Lagrange, e do material, por meio do critério de plastificação de Von Mises. A chapa foi obtida por meio da extrusão do banzo, de forma a simular a conexão perfeita entre os elementos. A malha de elementos finitos foi escolhida de forma a se obter elementos homogêneos, tendo sido realizado o estudo da malha, por meio da comparação dos resultados experimentais com diferentes divisões. A Figura 4 apresenta o modelo numérico.



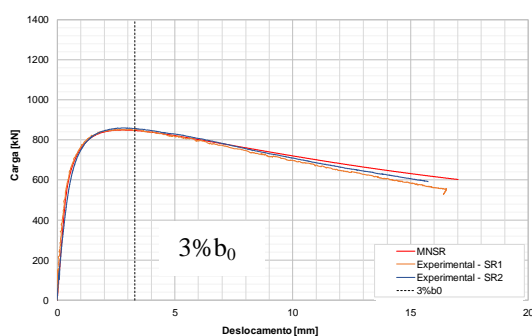
**Figura 4. Modelo numérico.**

As características do material do perfil, que também constitui a chapa de reforço, foram incluídas por meio da curva multilinear tensão *versus* deformação. Em relação a solda, foi utilizado uma curva bilinear para descrever seu comportamento, já que o previsto era que não ocorresse sua ruptura, com tensão de escoamento considerada igual a 800 MPa.

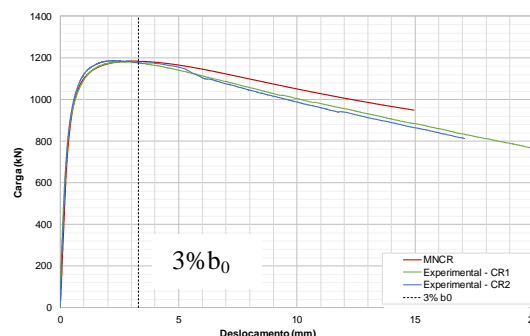


O carregamento foi aplicado por incrementos de deslocamentos no montante, utilizando o método de iteração de Newton-Raphson. Para o banzo, utilizou-se a aplicação de força, pois é a forma que melhor representa tal esforço. Para a aplicação dessas cargas foi necessário criar um elemento de massa no centro do perfil tubular, de tal forma que a força aplicada seja distribuída ao longo dos nós da extremidade do perfil.

Nesta fase, foram desenvolvidos os ensaios sem e com reforço realizados por Gomes (2017), considerando a aplicação de esforço axial somente no montante. A nomenclatura dos modelos segue o seguinte padrão: MNSR (modelo numérico sem reforço), que possui as características dos ensaios SR1 e do SR2; MNCR (modelo numérico com reforço), equivalente aos ensaios CR1 e CR2. A Figura 5 apresenta os resultados numéricos e experimentais, relativos ao deslocamento da parede lateral do banzo. Para o modelo numérico, verificou-se que a carga de pico ocorreu antes da carga correspondente a  $3\%b_0$  e, portanto, foi considerada como sendo a carga de resistência da ligação. Observa-se que os modelos numéricos conseguiram, com boa precisão, representar o comportamento das ligações ensaiadas.



(a) Carga versus deslocamento (sem reforço)



(b) Carga versus deslocamento (com reforço)

Numérico / Experimental	$P_{num}$ (kN)	$P_{exp}$ (kN)	$\frac{P_{num}}{P_{exp}}$
MNSR - SR1/ SR2	848,76	856,65	0,99
MNCR - CR1/ CR2	1182,96	1183,92	1,00

Figura 5. Comparação dos resultados numéricos e experimentais.

#### 4 ANÁLISE PARAMÉTRICA

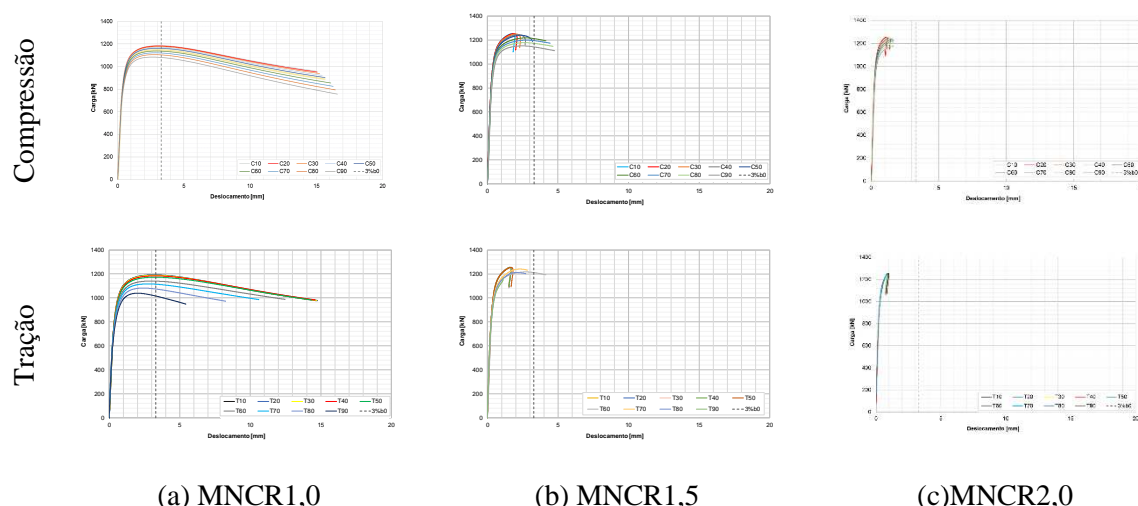
Nesta análise, será considerada a aplicação de esforço axial no banzo e a modificação da espessura da chapa de reforço. Para tanto, foi necessário realizar uma alteração nas condições de contorno da extremidade do banzo, a qual era restringida em todas as direções e, nesta etapa, será liberado na direção de aplicação da carga axial no banzo, conforme Figura 3 (b).

Foram elaborados três grupos, os quais se distinguem pelo valor da espessura da chapa de reforço, cuja variação era igual a 1,0, 1,5 e 2,0 vezes o valor da espessura do montante ( $t_p$ ). A nomenclatura foi adaptada para considerar a espessura da chapa, sendo MNCR1,0, MNCR1,5 e MNCR2,0, correspondente a 6,6, 9,9 e 13,2 mm, respectivamente. As características do perfil, bem como os comprimentos permaneceram as mesmas dos ensaios sem esforço axial no banzo, com comprimento de reforço de 165 mm.

O esforço normal introduzido no banzo, variou em função da carga de plastificação do banzo, sendo aplicadas cargas de compressão ou tração. Exemplificando, para  $n$  igual a -0,7, tem-se a atuação de uma carga de compressão correspondente a 70% da carga de plastificação do banzo. O carregamento inicia-se pela solicitação axial do banzo por meio de um valor constante de carga. A partir da aplicação desse esforço, há a introdução da carga no montante, permanecendo por meio de deslocamento.

A Figura 6 apresenta os resultados obtidos. As curvas foram nomeadas de acordo com o grau de porcentagem da carga de plastificação aplicada em forma de esforço axial no banzo, sendo C referente a compressão e T, a tração.

O grupo MNCR1,0 apresentou falha de acordo com o Modo B. Com o aumento da espessura da chapa de reforço, observou-se que o grupo MNCR1,5 apresentou dois tipos de falha: devido a plastificação com posterior flambagem local do montante e conforme o Modo B. De forma geral, observou-se que os deslocamentos da parede lateral do banzo são mais significativos nos casos onde a falha ocorre pelo Modo B, e que para valores de  $n$  superiores a 0,60 e - 0,60, verificou-se que a falha ocorre no banzo. Já o grupo MNCR2,0 apresentou falha devido a plastificação e posterior flambagem local do montante, com deslocamentos reduzidos no banzo pela mudança do modo de falha.



**Figura 6. Carga versus deslocamento da parede lateral do banzo.**

#### 4.1 Modelos sem esforço no banzo

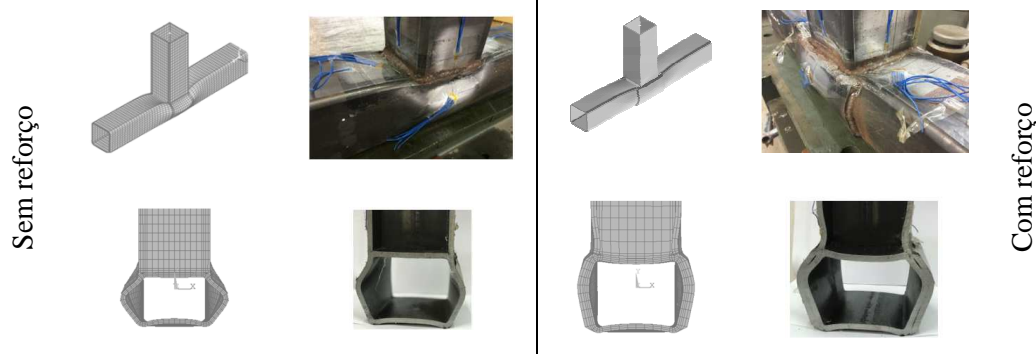
A Tabela 2 apresenta os resultados do modelo numérico, experimental e das formulações teóricas para o caso da ligação tipo T sem esforço axial no banzo. Pode-se observar que a introdução da chapa de reforço proporcionou um aumento de 39,4% na capacidade de carga da ligação. Para a ligação sem reforço, a ABNT NBR 16239 (2013) e a equação proposta por Zhao (2000) foram as que apresentaram os resultados mais próximos ao modelo numérico. As equações do Eurocode 3, Parte 1-8 (2010) e da ISO 14346 (2013) forneceram valores com maior diferença, e a formulação proposta por Gomes (2017), os piores resultados, apesar de ser esperado, uma vez que o autor afirma que a formulação mantém significativo fator de segurança e é mais conservadora para altos valores de  $h_0/t_0$ .

Para as ligações com reforço, as formulações do Eurocode 3, Parte 1-8 (2010), da ISO 14346 (2013) e de Zhao (2000) apresentaram valores muito próximos ao valor de resistência do modelo numérico. A equação proposta por Gomes (2017) também apresentou boa aproximação com o valor da resistência obtida numericamente. Entretanto, a ABNT NBR 16239 (2013) teve valores inferiores ao modelo numérico.

Pode-se observar na Figura 7 que as deformadas obtidas para as análises numéricas estão compatíveis aos resultados experimentais. Observa-se, que em MNSR a maior deformação ocorre na parede lateral do banzo, com quase nula deformação no montante. Para MNCR é possível observar a deformação mais significativa do montante. A distribuição de tensões segue o observado nas deformadas, com distribuição mais uniforme para o caso de MNCR.

**Tabela 2. Valores de resistência numérica, experimental e teóricas (em kN).**

Modelo	$N_{Num}$	$N_{EC3}$ ou $N_{ISO}$	$N_{NBR}$	$N_{Zhao}$	$N_{Gomes}$	$\frac{N_{NUM}}{N_{EC3}}$	$\frac{N_{NUM}}{N_{NBR}}$	$\frac{N_{NUM}}{N_{Zhao}}$	$\frac{N_{NUM}}{N_{Gomes}}$
MNSR	848,8	461,8	572,9	571,1	360,8	1,8	1,5	1,5	2,4
MNCR	1183,0	1136,7	1410,1	1142,3	995,1	1,0	0,8	1,0	1,2



**Figura 7. Comparação entre as deformadas.**



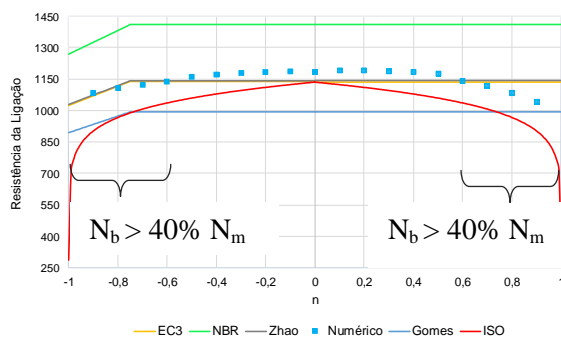
## 4.2 Modelos com esforço no banzo

A Figura 8 apresenta os resultados obtidos dos valores de resistência. Para o grupo MNCR1,0, tanto as formulações da ISO 14346 (2013) e de Gomes (2017) resultaram em valores próximos ao modelo numérico. O Eurocode 3, Parte 1-8 (2010) e Zhao (2000) apresentam maiores distorções para valores de  $n$  superiores a 0,6 e -0,6, e a ABNT NBR 16239 (2013) apontaram valores superiores. Os resultados do modelo numérico apresentados demonstram um pequeno ganho de resistência quando introduzido esforços de tração e de compressão, na ordem de valores de  $n$  até 0,3 e -0,2, respectivamente. Isso pode estar relacionado ao efeito de membrana, mesmo este não sendo tão relevante para a ligação estudada, onde as deformações na superfície do elemento podem provocar um aumento na sua capacidade de carga.

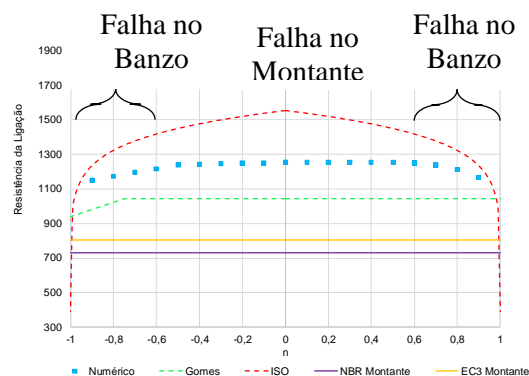
Observou-se ainda, que a redução de resistência da ligação é mais significativa para valores de  $n$  iguais ou superiores a 0,6 (tração) e -0,6 (compressão), onde verificou-se que o valor da carga axial aplicada no banzo ( $N_b$ ) corresponde a cerca de 40% da carga de compressão aplicada no montante ( $N_m$ ). Tal porcentagem cresce com o aumento de  $n$ . Este fato pode levar a conclusão de que, para a ligação estudada, o esforço axial aplicado no banzo tem maior influência na redução da resistência da ligação quando este assume valores superiores a 40% da carga de compressão atuante no montante, não sendo observado este fato para valores inferiores. Dessa forma, as considerações da ISO 14346 (2013) se mostraram mais próximas ao resultado numérico, principalmente pela consideração da redução de resistência tanto para a compressão quanto para tração.

Em relação as deformadas verificadas nas ligações, constatou-se a ocorrência do amassamento da parede lateral do banzo para todos as variações de  $n$ . Em relação as tensões de Von Mises, verifica-se o escoamento da parede lateral do banzo, tanto para esforço axial de tração, quanto para compressão. Entretanto, para o esforço axial de tração, observou-se que o conjunto de esforços atuantes provocam tensões mais elevadas na ligação, as quais aumentam significativamente com o aumento de  $n$ . Assim, os esforços resultantes são de maior magnitude quando o banzo está submetido a tração. Isso pode explicar o motivo pelo qual ocorre, para o grupo MNCR1,0, significativa redução na resistência da ligação quando o carregamento é de tração, para elevados valores de  $n$ .

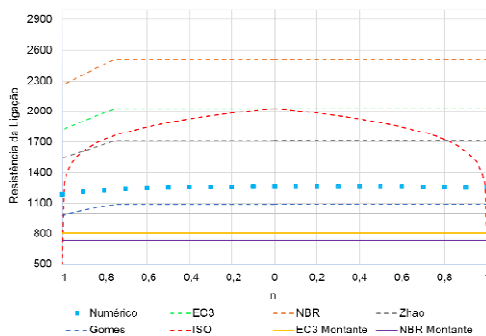
Com o aumento da espessura da chapa de reforço (MNCR1,5), observou-se que os modelos mostraram dois modos de falha. A maior parte, apresentou falha devido a plastificação e posterior flambagem local do montante. Nos demais casos, verificou-se a ocorrência da falha de acordo com o Modo B. Para o grupo MNCR1,5, as curvas de resistência da ligação proposta por Gomes (2017) e pela ISO 14346 (2013), foram representadas por linha tracejada, sendo válidas apenas para os intervalos onde ocorre a falha na parede lateral do banzo. Para a falha no montante, a resistência da ligação passa a ser controlada pela resistência desse elemento e os valores encontrados para o Eurocode 3, Parte 1-8 (2010) e ABNT NBR 16239 (2013) consideram este modo, sendo representadas por linhas cheias. Observa-se ainda que os valores de Zhao (2000) não foram apresentados, uma vez que são consideravelmente superiores as demais formulações e ao modelo numérico.



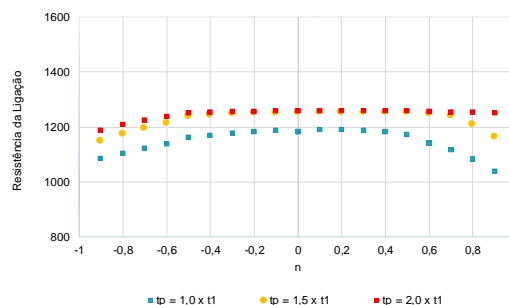
(a) MNCR1,0



(b) MNCR1,5



(c) MNCR2,0



(d) Variação de  $h_0/(t_0 + t_p)$ .

**Figura 8. Gráfico da resistência da ligação versus n.**

Para o código europeu e a norma brasileira, os valores obtidos foram inferiores aos numéricos. Os valores mais próximos correspondem aos obtidos em ISO 14346 (2013), apesar de serem inferiores quando comparados ao numérico. Observa-se que a ligação não apresenta significativa variação de resistência quando a falha ocorre no montante. Entretanto, quando a falha é dada pela parede lateral do banzo, nota-se acentuada queda. Além disso, verificou-se que a transição do modo de falha do montante para o banzo, ocorreu para valores de n superiores a 0,6 e -0,6, onde o valor da carga axial aplicada no banzo ( $N_b$ ) corresponde a cerca de 40% da carga de compressão aplicada no montante ( $N_m$ ). Esse fato pode indicar que, para a ligação estudada, esforços axiais ( $N_b$ ) inferiores a 40% da carga do montante ( $N_m$ ), não influenciam de maneira significativa a resistência da ligação, sendo preponderante o efeito da rigidez da placa de reforço.

Para o grupo MNCR2,0 ocorre a falha devido a plastificação e posterior flambagem local do montante. Esse resultado demonstra que a introdução da chapa de reforço, com espessura superior à do montante, transfere a falha da parede lateral para esse elemento, ocorrendo de igual forma mesmo sem a aplicação de esforço no banzo, conforme observado por Gomes (2017). Para o dimensionamento da ligação percebe-se que a média da correlação





entre a resistência numérica e teórica é inferior a 1,0, excetuando-se os resultados obtidos por Gomes (2017). Para o dimensionamento do montante referente ao código europeu e a norma brasileira, as diferenças ao modelo numérico são significativas, que pode ter ocorrido pelas normas considerarem o modo de falha B. De igual modo, as proposições da ABNT NBR 16239 (2013), de Zhao (2000) e da ISO 14346 (2013), também apresentam valores superiores ao numérico. Dado que a falha ocorreu apenas no montante, a ligação passa a ser controlada pela resistência deste elemento, cujas curvas foram representadas por linhas cheias.

Pode-se ainda observar que o esforço axial, aplicado no banzo, não produz alteração significativa do valor da resistência da ligação. É provável que isso seja decorrente da falha acontecer no montante, já que a rigidez da região da chapa de reforço, sobre a qual o montante está apoiado, se torna elevada a ponto de resultar em tensões concentradas no montante, solicitado por compressão axial.

A Figura 9 (d) apresenta a comparação entre os resultados, quando comparado em função dos valores da esbelteza da parede lateral do banzo ( $h_0/(t_0 + t_p)$ ), sendo  $h_0$  e  $t_0$  iguais a 6,6 mm para todos os modelos e  $t_p$  igual a 6,6, 9,9 e 13,2 mm, para MNCR1,0, MNCR1,5 e MNCR2,0, respectivamente. Assim sendo a relação, nesta ordem será: 0,50, 0,44 e 0,33. Com o aumento da espessura do reforço e, conseqüente redução da relação  $h_0/(t_0 + t_p)$ , observou-se que as formulações dos códigos e de Zhao (2000) passaram a apresentar valores superiores aos obtidos numericamente. Tais formulações predizem que a falha ocorre segundo o Modo B, quando, o encontrado foi a falha no montante.

Observa-se que a redução da relação  $h_0/(t_0 + t_p)$  fornece um acréscimo significativo de resistência da ligação quando a falha ocorre no banzo. Entretanto, quando a falha ocorre no montante, o aumento de espessura da chapa, com a conseqüente redução de  $h_0/(t_0 + t_p)$ , não promove um ganho significativo de resistência da ligação, pois o dimensionamento passa a ser regido pela resistência do montante.

## 5 CONCLUSÕES

O presente estudo consistiu na análise de uma ligação tubular tipo T com chapa de reforço na parede lateral no banzo. Ambos os elementos estruturais foram submetidos a carregamento axial, sendo o montante sujeito a compressão e, o banzo, sujeito tanto a tração quanto a compressão, com carregamento variando em função da tensão de escoamento do perfil do banzo.

O comportamento do modelo numérico, sem esforço axial, apresentou boa correlação com os resultados do ensaio experimental. A introdução da chapa de reforço com a mesma espessura do montante, proporcionou um aumento de 39,4% na capacidade de carga da ligação, promovendo uma distribuição de tensões mais uniforme entre os elementos da estrutura. Por esse motivo, foram observadas deformações menores do que as verificadas na ligação sem reforço.

A introdução do esforço axial no banzo, apresentou, para a estrutura estudada, maior influência na redução da resistência da ligação quando o esforço axial atuante no banzo



assume valores superiores a 40% da carga de compressão atuante no montante. Entretanto, com o aumento da espessura da chapa de reforço e, conseqüente redução de  $h_0/(t_0 + t_p)$ , verificou-se que o esforço axial no banzo deixa de influenciar significativamente no valor de resistência da ligação, visto que o ponto de falha é transferido para o montante, o qual passa a controlar a resistência.

O aumento da espessura demonstrou que as formulações para a ligação tubular tipo T com reforço, propostas pelos códigos, superestimam o valor da resistência da ligação. Isso ocorre para valores reduzidos de  $h_0/(t_0 + t_p)$ , pois as normas predizem falha na parede lateral do banzo, segundo o modo B, quando, na verdade, ocorre a falha no montante.

Constatou-se que a recomendação proposta pelo Eurocode 3, Parte 1-8 (2010), que limita o valor da espessura a no mínimo igual a duas vezes a espessura do montante, pode ser considerada conservadora, a ponto de modificar o tipo de falha da ligação, a qual, ao invés de ocorrer na parede lateral do banzo, ocorre no montante.

### **AGRADECIMENTOS**

Os autores gostariam de agradecer o apoio da CAPES, CNPq e FAPERJ a este programa de pesquisa.

### **REFERÊNCIAS**

- ABNT NBR 8800, 2008. *Projeto de Estrutura de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações*, 2018.
- ABNT NBR 16239, 2013. *Projeto de Estrutura de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edificações com Perfis Tubulares*, 2013.
- ANSYS 12.0®, ANSYS - Inc. *Theory Reference*, 2010.
- EUROCODE 3, Parte 1-8, 2010. *Eurocode 3: Design of steel structures - Structures - Part 1-8: Design of joints*. European Committee for Standardization, Brussels, 2010.
- Gomes, N. V., 2017. *Avaliação de ligações tubulares tipo T com reforço de chapa lateral*. 104f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Faculdade de Engenharia, Universidade do Estado do Rio de Janeiro - UERJ, Rio de Janeiro, 2017.
- ISO 14346, 2013. *Static design procedure for welded hollow-section joints – Recommendations*. International Organization for Standardization, Switzerland, 2013.
- Zhao, X., 2000. *Deformation Limit and Ultimate Strength of Welded T-joints in Cold-formed RHS Sections*. Journal of Construction Steel Research, v.53, n. 2, p. 149-165, fev. 2000. Elsevier BV. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(99\)00063-2](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(99)00063-2).