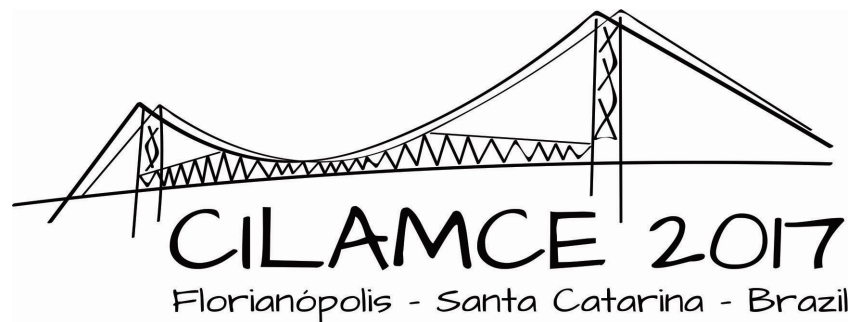




EVOLUÇÃO DA PREDIÇÃO DE CARGA DE RUPTURA DE PERFIS DE AÇO EM CHAPA DOBRADA CONECTADAS POR PARAFUSOS CONSIDERANDO O FENÔMENO “SHEAR LAG”

Jéssica Ferreira Borges

Luciano Mendes Bezerra

Francisco Evangelista Jr

jessicafb.eng@gmail.com

lmbz@unb.br

fejr@unb.br

Universidade de Brasília, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental - Programa de Pós-Graduação em Estruturas e Construção Civil (PECC).

Campus Darcy Ribeiro, SG-12, CEP 70910-900, Brasília-DF, Brasil.

Valdeir Francisco de Paula

valdeir.paula@ifg.edu.br

Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia de Goiás – IFG

Campus Goiânia – Departamento de áreas acadêmicas 3, Goiânia – GO, Brasil.

Abstract. A tensão de ruptura da seção líquida efetiva (R_{Nt}) só pode ser calculada levando-se em conta o fenômeno de “Shear Lag” através do coeficiente C_t . Atualmente há um grande interesse das normas brasileiras, americanas e europeias - que lidam com perfis em chapa dobrada - em determinar expressões mais confiáveis para o cálculo de C_t . Diferentes trabalhos apresentaram equações para calcular C_t através do uso da regressão dos ensaios. Assim, esse trabalho irá utilizar dados de ensaios de perfis cantoneira para avaliar a aproximação com os valores das previsões de resistências do estado limite de ruptura da seção líquida obtidas pelas equações de Yip e Cheng (2000), a da ABNT NBR 14762:2001, a de Paula (2006), a de Yu e LaBoube (2010), da NBR 14762:2010 e a da AISI (2016). As menores variações da razão entre a resistência ao rompimento do ensaio e a previsão matemática garantem mais economia e segurança, como é o caso do Paula (2006 e 2008) que apresentaram baixa variação para 3 e 4 seções de conectores. Também avalia a probabilidade de falha das equações para as diversas situações de ensaio para auxiliar os projetistas nas escolhas de suas formulações.

Keywords: Conexões parafusadas, Fator Shear lag, Chapa dobrada, Probabilidade de Falha.

INTRODUÇÃO

A ruptura dos perfis metálicos tracionados ocorre normalmente na região das conexões, devido à concentração de tensões e a redução da área do perfil. Nas peças conectadas por parafusos esses fatores atuam juntos, onde a redução da área bruta é definida facilmente pela subtração do comprimento dos furos dos conectores no comprimento da aba. Já a concentração de tensões varia dependendo da geometria escolhida para as conexões. A distribuição de tensão não ocorre uniformemente em toda a área da seção bruta e esse efeito é denominado de “*Shear lag*” (HOLCOMB, YU e LABOUBE, 1995).

Através de regressões dos resultados experimentais diversas equações têm sido desenvolvidas para encontrar um fator que represente o “*Shear lag*”, aqui denominado de coeficiente de redução de área líquida (C_t). Alguns pesquisadores vêm desenvolvendo equações para representar o C_t , como Yip e Cheng (2000), Paula (2006), Bolandim et al. (2013), Clements e Teh (2013), Liu et al (2014), Teh e Gilbert (2013, 2014), Yu e Panyanouvong (2013).

Além dos pesquisadores citados, vale analisar as equações propostas pela especificação brasileira (NBR 14762) e americana (AISI), que foram atualizadas recentemente e que fundamentam as previsões de ruptura dos projetos. Mas como C_t é um fator para corrigir a não uniformidade da tensão na seção, ele varia devido às geometrias das conexões e os modos de contato entre o parafuso e os perfis.

De modo a avaliar essa interferência, esse trabalho irá avaliar a aderência de forças de tração experimentais com as predições das formulações especificadas em Yip e Cheng (2000), ABNT NBR 14762:2001, Paula (2006), ABNT NBR 14762:2010, Yu e LaBoube (2010) e AISI (2016). Os valores experimentais foram obtidos do trabalho de Paula (2006) que consta de diferentes combinações geométricas dimensionadas para romper pela seção líquida. Sendo que, com a razão desses valores se conseguirá avaliar a proximidade entre o valor real e a predição, indicando em quais casos não é conveniente utilizar dada formulação por apresentar muito conservador ou resultar em falha.

1 METODOLOGIA

Levantar os dados experimentais realizados em Paula (2006) de perfis cantoneira ensaiados à tração conectados a uma chapa *Gusset*, com diferentes geometrias e metodologias de fixação. Buscando melhorar a análise, entende-se que o “*Shear lag*” terá mais influência com a mudança do número de seções de conectores, com o modo de realização dos furos, com a distância entre os furos, uso ou não de arruelas. Para representação dividiu os ensaios em grupos nomeados com a simbologia apresentada na Tabela 1. Nos ensaios também variou a dimensão dos perfis, ensaiando-os nas medidas 50x50 mm, 80x80 mm, 100x100 mm, 50x80 mm, 50x100 mm e 80x100 mm com siglas de A à F, respectivamente.

Os ensaios resultaram em 116 experimentos, sendo que a grande parcela foi de cantoneiras conectadas apenas por uma aba. A espessura dos perfis variou de 2,25 mm a 3,75 mm, com intenção de avaliar a influência na não uniformidade de tensão. Utilizou a combinação de conectores em série e em paralelo, variando de 0 a 4 seções transversais de conectores.

Tabela 1. Tipos de conexões

Característica	Sigla	Símbolo
Cantoneira simples conectada por uma aba	A - F	A
Afastamento do primeiro furo à borda do perfil na direção da solicitação (1,5d a 3,5d)	A - F: E	B
Cantoneira conectada pelas 2 abas	A - F: F	C
Cantoneira de abas desiguais conectada pela maior aba	A - F: L	D
Furos executados por punção	A - F: P	E
Parafusos instalados sem aplicação de torque mínimo	A - F: T	F
Parafusos instalados sem uso de arruelas	A - F: W	G
Furos executados com excentricidades variadas	A - F: X	H

Dos trabalhos escolheu analisar seis equações de estudos consolidadas, sendo elas Yip e Cheng (2000), ABNT NBR 14762:2001, Paula (2006), Yu e LaBoube (2010), ABNT NBR 14762:2010 e AISI (2016). Em todos os casos, os valores de C_t foram obtidos por regressão e o valor de resistência à tração será dependente das variáveis de C_t .

Realizando a razão do valor do ensaio e os valores da resistência prevista por cada formulação, obtém um coeficiente para avaliar a qualidade da equação no valor da predição. Conseguindo avaliar para quais situações é melhor aplicável. Nos casos que este coeficiente for inferior a um significa que a predição da força foi inferior ao valor do ensaio, encontrando um ponto de falha.

2 REVISÃO TEÓRICA

Diversos teóricos ao longo dos anos realizam experimentos para predizer uma equação que represente a perda de área da seção transversal devido à distribuição de tensões no perfil. Em geral, se realiza ensaios de peças submetidas à tração direta em que o valor de C_t é encontrado através da razão entre a carga de ensaio obtida e a carga de ruptura considerando toda a seção transversal como efetiva.

A predição de projeto para os valores da força de tração resistente é encontrada através da equação 1, em que C_t é o coeficiente de redução da área líquida, A_n é a área líquida (Eq. 2) e f_u é a tensão última de ruptura do aço.

$$R_{Nt} = C_t A_n f_u . \quad (1)$$

$$A_n = A_g - n_f(d_f + 3,5)t + \sum \frac{4s^2}{g}. \quad (2)$$

Em que A_g é a área bruta da seção transversal, n_f é o número de conectores na seção, d_f é o diâmetro do conector, t é a espessura do perfil, s é a distância entre as seções dos conectores e g é a distância entre os conectores perpendicular a linha de ação da força de tração. O último termo da direita da Eq. (2) só é considerado quando a seção analisada fizer um zigue-zague. O coeficiente C_t da Equação 2 varia conforme o perfil a conectar e as configurações dos furos dos conectores.

Como dito anteriormente os valores de C_t acabam englobando os fatores de excentricidades das seções, a não linearidade das tensões na seção do perfil. Essas características são variáveis de ensaio para ensaio, por exemplo, a variação da distribuição de tensão na seção transversal é modificada pela utilização ou não de arruelas e pela aplicação de torque controlado nos parafusos.

Com isso, pesquisadores vêm desenvolvendo fatores para ponderar a área líquida que garantam a confiabilidade da previsão de carga da ruptura. Em geral, essas equações consideram as características geométricas das conexões que levam em conta a (a) espessura da chapa do perfil formado a frio, (b) distância do plano da aba/alma conectada até o centro de gravidade do perfil, (c) comprimento total da ligação parafusada, (d) largura total da aba conectada (e) largura total da aba desconectada e (f) largura líquida da aba conectada.

Alguns trabalhos que podem ser consultados como referência são Fox e Schusters (2006), Holcomb et. al. (1995), Paula (2006), Yip e Cheng (2000). No próximo subtópico se apresenta as equações para C_t definidas nos trabalhos escolhidos para análise.

2.1 Coeficiente de redução de área líquida

Yip e Cheng (2000) realizaram ensaios com 23 cantoneiras, além de utilizar um software de elementos finitos para validar os modelos. Em sua análise chegou a conclusão de que o coeficiente da área de seção líquida efetiva (C_t) se relacionava com a razão entre o comprimento da aba (b_c) e a espessura da chapa (t) e do diâmetro do conector (d) e t . A equação (3) apresenta o resultado da regressão dos ensaios para o coeficiente de redução da área líquida.

$$C_t = 1 - 0,085 \left(\frac{\bar{x}}{L} \right)^{0,41} \left(\frac{b_c}{t} \right)^{0,36} \left(\frac{b_c}{d} \right)^{0,51}. \quad (3)$$

No Brasil, a norma para perfis formados a frio, ABNT NBR 14762, na versão do ano de 2001, e a equação do fator de “Shear Lag” depende da quantidade de conectores. Em peças tracionadas com dois conectores ou mais, na linha de ação da força, a redução da área líquida considera a excentricidade da chapa de ligação com o centróide do perfil ($\bar{x}$) e o comprimento da conexão (L) (Eq. (4)), sendo que esse valor não deve ser inferior a 0,40 ou superior a 0,90.

$$C_t = 1 - 1,20 \left(\frac{\bar{x}}{L} \right). \quad (4)$$

No caso de perfis com os conectores em uma única seção, o perfil deve ser tratado como chapa equivalente e o coeficiente C_t é encontrado pela Eq. (5). Para peças conectadas pelas duas abas esse coeficiente valerá 1.

$$C_t = 2,50 \left(\frac{d}{g} \right). \quad (5)$$

Em que d é o diâmetro do conector e g é o comprimento das abas, para um único conector, ou a distância entre os conectores para dois conectores. Outra consideração é a redução em 90% da área líquida (A_n) e um coeficiente de redução da força (Eq. 6) por um coeficiente γ de 1,35.

$$N_{t,Rd} = \frac{C_t 0,9 A_n f_u}{\gamma}. \quad (6)$$

Em busca de aprimorar o coeficiente de redução da área líquida (C_t), Paula et al (2008) realizou uma série de experimentos para através de regressão encontrar uma nova equação para o mesmo. Como desejado a maioria dos perfis rompeu pela seção líquida e a equação regredida é apresentada a seguir (Eq. 7).

$$C_t = 1,12 - 0,29 \left(\frac{\bar{x}}{L} \right) - \frac{0,55b_{cn} + 0,13b_d - 2,51t}{b_c}. \quad (7)$$

Em que b_{cn} é a largura líquida da aba conectada, b_c é a largura da aba conectada, b_d é a largura da aba desconectada, t é a espessura do perfil e as demais variáveis já foram especificadas anteriormente.

A partir de novos estudos, a ABNT NBR 14762 foi colocada em revisão, entrando em vigor sua última versão no ano de 2010. Porém, quando se trata de ruptura da seção líquida a única alteração que se teve referente à norma de 2001 foi no coeficiente γ , que mudou de 1,35 para 1,65. Mesmo que essa mudança não interfira no valor de C_t ele modificará na carga de ruptura, encontrando menores valores de resistências com as equações de 4, 5 e 6.

Outra vertente publicada nesse mesmo ano foi à atualização do livro de Yu e LaBoube (2010), que na sua terceira edição levava em consideração as relações entre as dimensões das abas conectadas dos perfis e o diâmetro dos conectores, deixando de lado essa formulação. Na nova edição ele adota a Eq. (4) como coeficiente de C_t para perfis cantoneira, restringindo a utilização de conexões com apenas um conector na linha de força. O coeficiente de minoração da carga de tração é de 0,65 segundo a metodologia de *LRFD* dos coeficientes de minoração das resistências.

E por fim a última equação a ser analisada é a AISI:2016, que é a especificação norte americana de perfis formado a frio. A ruptura pela seção líquida dessa especificação deve ser multiplicada por um coeficiente apresentado na Eq. (8), que leva em conta a largura da aba conectada (b_c), a largura da aba desconectada (b_d) e a razão entre a excentricidade e o comprimento da conexão ($\bar{x}/L$). A carga de tração para ser considerada de projeto deve ser minorada pelo fator de 0,65 definida pela *LRFD*.

$$C_t = \frac{1}{1,1 + \frac{0,5b_d}{b_c + b_d} + 2\left(\frac{x}{L}\right)}. \quad (8)$$

3 DISCUSSÕES

Este item apresentará os resultados encontrados da razão entre a força de ensaio (P) e a predição (R_{Nt}) variando o número de seções de conectores (NS). Apresentando os gráficos de dispersão e as probabilidades de falha de cada uma das configurações das ligações ensaiadas.

3.1 Resultados

A metodologia de Yip e Cheng (2000) mostraram uma variação no valor calculado de até o dobro do real, independente do número de seções de conectores, como se vê na Fig. 1. Mesmo com a utilização do coeficiente de minoração da resistência utilizada, nota-se a ocorrência de falha nas configurações quando apenas uma seção está conectada. Para situações com mais de duas seções os valores previstos se deram na maioria dos casos superior ao valor de ensaio, resultando em P/R_{Nt} sempre maiores que 1, apresentando um método conservador.

Os resultados encontrados com a Eq. 6, ABNT NBR 14762:2001, apresentaram próximos dos valores de ensaio nos casos de 3 e 4 seções (Fig. 2), entretanto para as configurações em que a ligação possuía excentricidades na aba conectada (sigla H) ocorreu falhas, independente do número de seções da ligação. Para perfis conectados apenas por uma aba (A) com duas seções transversais ocorreu o aumento da força calculada em até 2,75 o valor de falha do ensaio, diminuindo essa variação quando se utiliza mais seções, ou seja, quando se aumenta o comprimento da conexão (L).

Nos perfis conectados apenas pela maior aba (D) o valor de ensaio se aproxima da predição quando aumenta o número de seções, mas a sua dispersão ocorre em uma mesma taxa. Agora nos casos que o furo foi realizado por puncionamento ou quando não garantiu o torque mínimo o valor da predição apresentou praticamente igual à carga de ensaio, tendo pequena variação, ou seja, a equação de C_t representa bem essa situação.

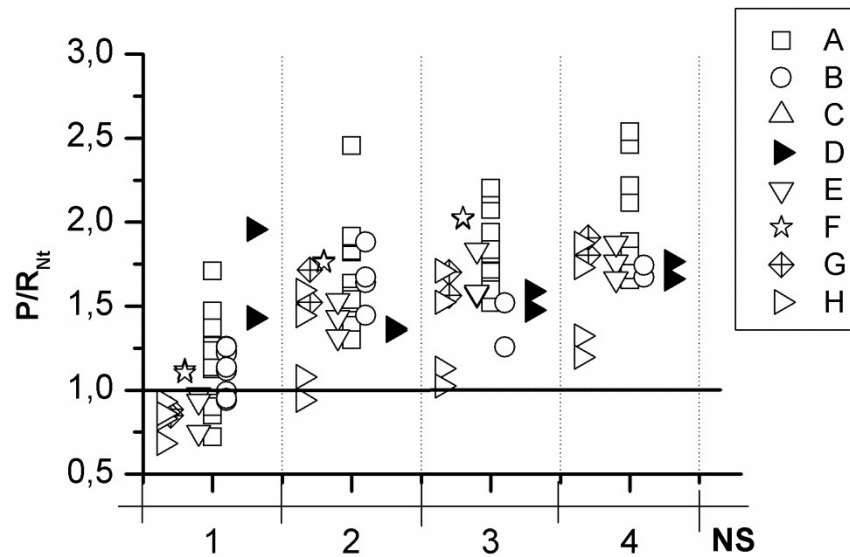


Figura 1. Razão entre a força de tração de ensaio (P) e a predição da carga de ruptura (R_{Nt}) por Yip e Cheng (2000).

Com a Eq. 7 desenvolvida por Paula et al (2008) os valores de predição de carga de ruptura apresentaram menor relação com a carga de ensaio, apresentando maior variação para os perfis conectados apenas por uma seção (Fig. 3). Os perfis conectados por mais de uma seção apresentaram baixas variações, o que pode ser explicado pelo fato da regressão da equação 7 ter sido realizada em cima desses dados, mas esse comportamento é o que se espera de uma boa equação.

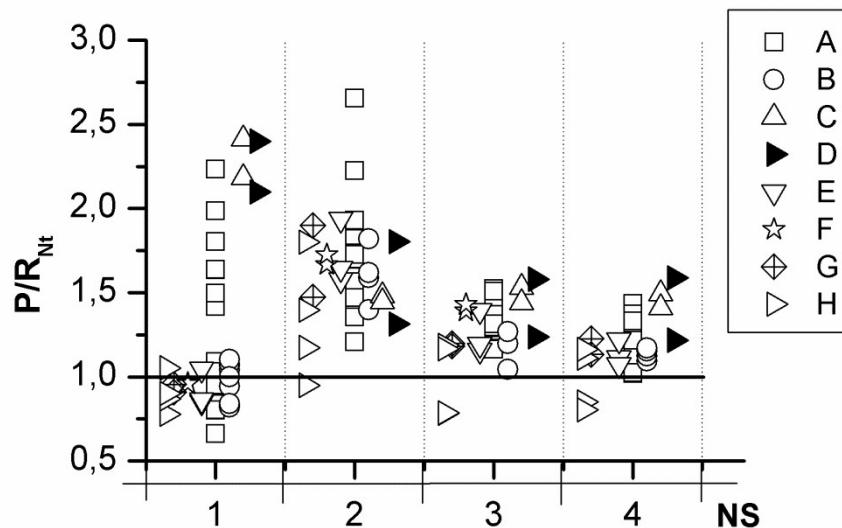


Figura 2. Razão entre a força de tração de ensaio (P) e a predição da carga de ruptura (R_{Nt}) pela ABNT NBR 14762:2001.

Entretanto os valores do coeficiente tiveram variação de aproximadamente 0,25 para mais e para menos, resultando em uma elevada probabilidade de falha. Mas vale ressaltar que nessa

formulação não foi aplicado nenhum coeficiente de minoração, explicando a diferença com as demais predições.

Comparando a Figura 3 com as Figuras 2 e 1 percebe-se que a Eq. (7) reproduz mais fielmente o comportamento de peças com conectores em mais de uma seção. A razão entre os carregamentos possui pouca variação para mais de duas seções. Indicando que o fator C_t consegue representar bem a redução de área efetiva.

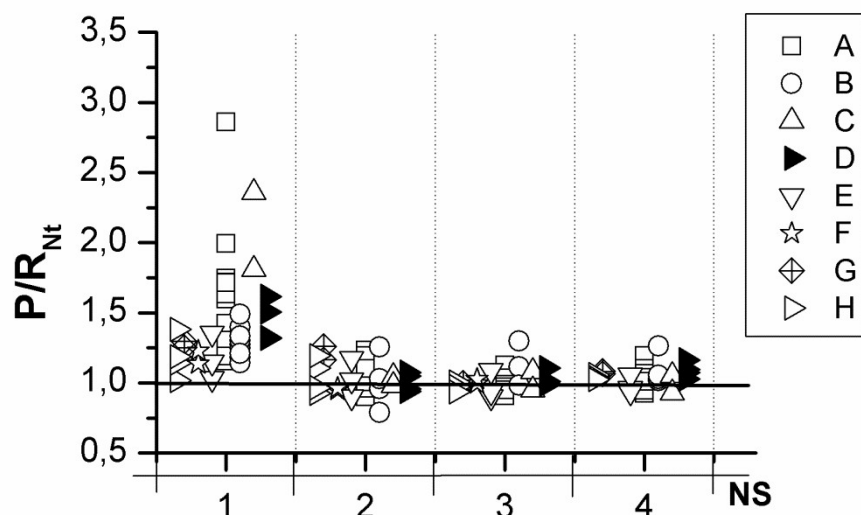


Figura 3. Razão entre a força de tração de ensaio (P) e a predição da carga de ruptura (R_{Nt}) por Paula et al (2008).

Como visto na Fig. 4 a ABNT NBR 14762:2001 resultou em valores bem próximos de 1, mesmo utilizando o coeficiente de minoração, talvez por isso com a revisão no ano de 2010 esse valor foi aumentado. Como esperado, a diferença está em menores falhas obtidas em comparação com a predição e os valores dos ensaios. A razão entre a carga de ensaio e a carga de predição também aumentou em comparação com os valores apresentados na Fig. 4 devido à mudança do coeficiente γ .

Apresentando uma excelente convergência entre a predição e a força de ensaio para 3 e 4 seções com conectores. Agora para um número menor que duas seções conectadas obteve dispersão em todas as geometrias.

No ano de 2010 o livro referência em aço formado a frio foi revisado e a equação a considerar é a mesma da ABNT NBR 14762 o comportamento segundo essa metodologia (Fig. 5) é bem similar aos da Fig. 4 e 2. A dispersão entre os valores de 3 e 4 seções é pequena, mas com o coeficiente de minoração utilizado ele permanece mais econômico, aumentando em média 60% do valor da carga de predição.

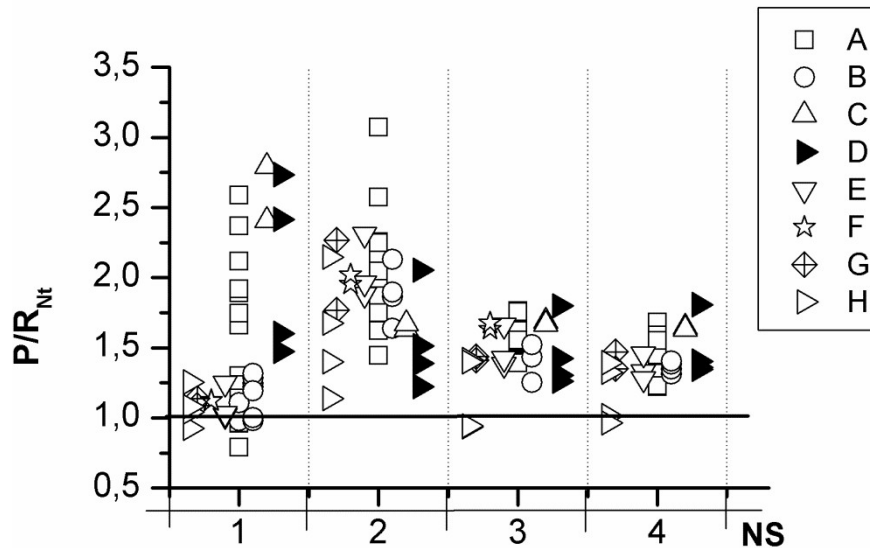


Figura 4. Razão entre a força de tração de ensaio (P) e a previsão da carga de ruptura (R_{Nt}) pela ABNT NBR 14762:2010.

O coeficiente de minoração da resistência resulta em mais variação entre o valor real e o valor previsto devido ao aumento da razão entre esses carregamentos, máximo valor de 2,70. Nas combinações com 3 e 4 seções essa formulação apresenta menor variação, nas situações de apenas uma seção teve alguns casos de ruptura por esmagamento nos ensaios, que também foram considerados, com a resistência calculada através dessa metodologia. Já os que romperam por ruptura da seção líquida com apenas uma seção foram desprezados, pois a Eq. (4) não se aplica a essa situação.

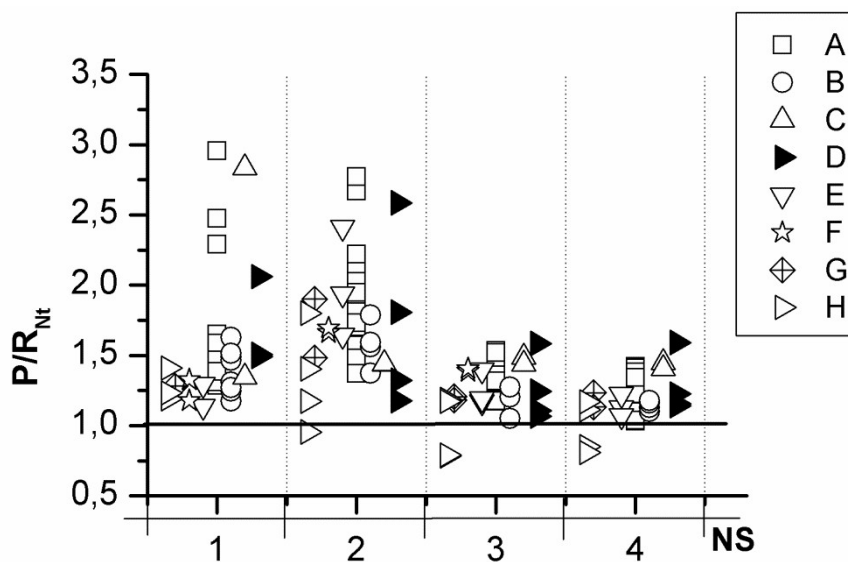


Figura 5. Razão entre a força de tração de ensaio (P) e a previsão da carga de ruptura (R_{Nt}) por Yu e LaBoube (2010).

Agora com a equação 8 se analisa a previsão da norma americana para perfil formado a frio (AISI, 2016). Na mesma, também é especificado a equação para hipótese de ruptura por

rasgamento, sendo que nos casos experimentais que apresentaram esse rompimento se utilizou a formulação para esse tipo de ruptura. Na Fig. 6 é apresentada a dispersão dos valores encontrados por essa metodologia, nota-se que a dispersão para situações de 3 e 4 seções de conectores resultou em uma baixa dispersão, aproximadamente 0,75. Mas nos casos de 1 e 2 seções ocorreu dispersão em torno de 1. No caso de mais de duas seções o coeficiente de minoração da norma resultou em falha nula, ocorrendo apenas nos casos de única seção de conectores.

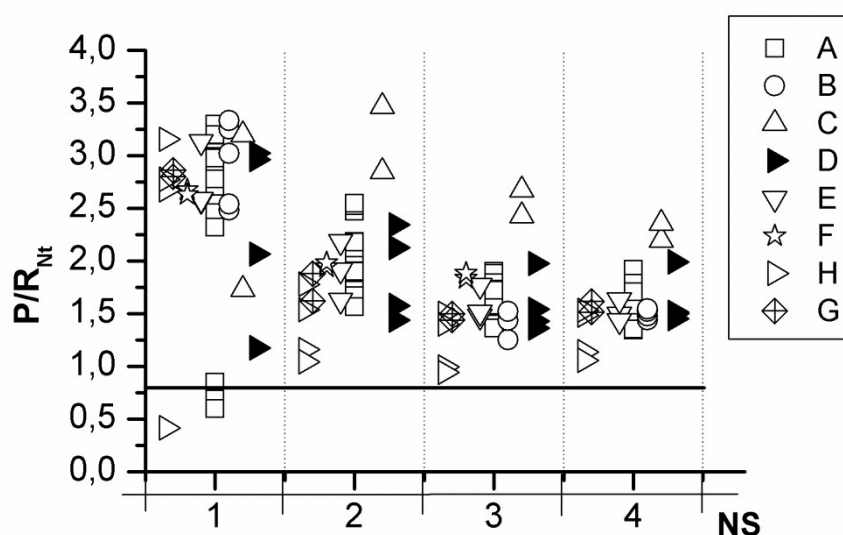


Figura 6. Razão entre a força de tração de ensaio e a predição da carga de ruptura pela AISI:2016.

Em geral se realizou a análise dessas sete especificações de cálculo para predição da ruptura de peças tracionadas pela seção líquida, no entanto em algumas situações ocorreu a ineficiência da predição de carga, ou seja, em todos os momentos que a razão foi inferior a 1,00. Permitindo avaliar a probabilidade de falha (p_f) para cada uma das configurações das ligações, conseguindo estabelecer em quais situações as formulações são inadequadas. Os valores das p_f estão apresentados na Figura 7, aonde apresenta que a maior p_f encontrada em todas as configurações são as predições realizadas por Paula (2008), seguido da formulação de Yip e Cheng (2000), principalmente para peças com conexões excêntricas (H) na aba conectada.

Os valores com piores predições foram os que apresentam a excentricidade das conexões das formulações que consideram a distância entre os conectores e a chapa *Gusset*, mas não consideram a posição do conector na aba, como a ABNT NBR 14762. Note que com o aumento do coeficiente de minoração da NBR 14762:2010 não ocorreu quase nenhuma falha das conexões.

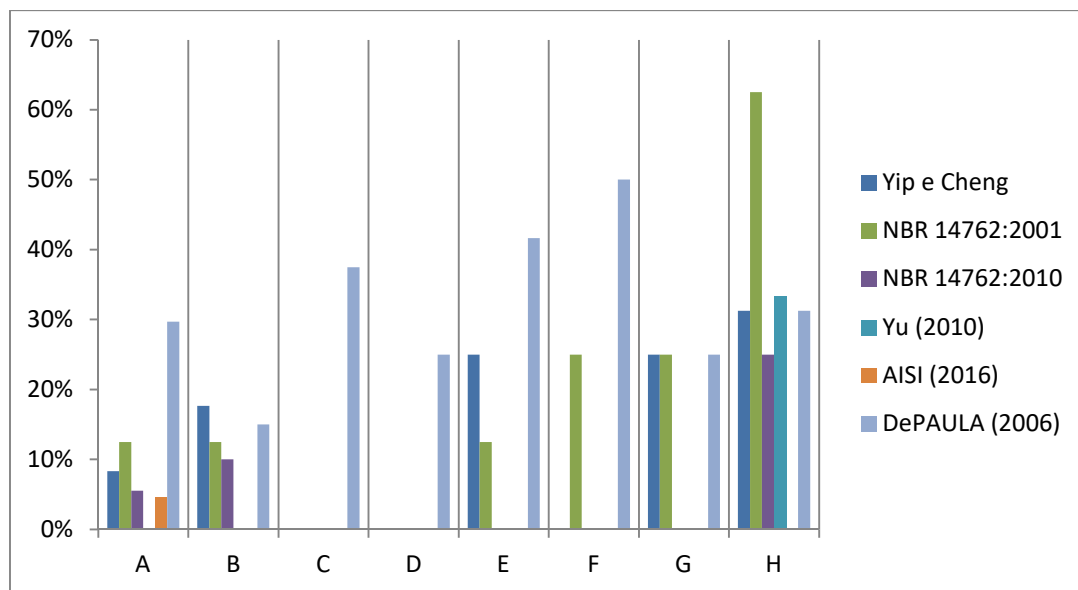


Figura 7. Porcentagem de predição de falha para cada uma das formulações e configurações das conexões.

Vale ressaltar que os valores considerados no trabalho Paula (2008) não se utilizou nenhum coeficiente de redução para se tornar uma carga de tração de projeto, por este motivo essa quantidade elevada de falhas pode ser corrigida com a inserção dessa minoração. Portanto, para determinada configuração geométrica pode-se julgar qual a melhor equação para prever essa ruptura, sendo a que não apresentou falha na Figura 7 e que a razão entre os carregamentos possuem pouca variação do seu valor médio.

4 CONCLUSÕES

O cálculo da área líquida efetiva do perfil submetido à tração é encontrado através da fatoração da área líquida por um coeficiente que será responsável por transmitir a variação da distribuição das tensões na seção. As equações de predições desses coeficientes são encontradas por processos de regressão que podem variar de acordo com as variáveis escolhidas, com as configurações de ensaio e à qualidade de execução do mesmo.

Notou-se que de todas as especificações consideradas ocorre uma variação na razão entre a carga de ensaio e a predição de carga, quanto menor for essa variação mais preciso será a equação para a predição da real carga de ruptura. Quase todas as especificações aqui utilizadas ainda especificam qual o coeficiente de minoração da resistência se deve utilizar, garantindo uma margem de segurança para as predições.

Devido à maioria das equações de C_t utilizarem como variáveis o comprimento da conexão, escolheu analisar a variação da razão de carga ensaiada e a predição de carga com o número de seções da conexão. Concluindo que a maioria das equações de C_t conseguem prever melhor o valor de ruptura das conexões com 3 ou 4 seções ao longo da linha do carregamento, apenas a equação de Yip e Cheng (2000) apresentou quase a mesma variação da razão para qualquer valor de seção.

Como nos ensaios se utilizou diversas configurações de conexões, a avaliação das falhas ocorreu de modo separado para identificar quais as configurações às formulações eram mais falhas na predição, concluindo que a maior probabilidade de falha foi encontrada quando se utilizou as equações de Paula (2008), seguido da ABNT NBR 14762:2001, principalmente quando os conectores possuíam excentricidade com a aba do perfil conectado. As falhas encontradas em Paula (2008) podem ser minoradas com o uso do coeficiente de ponderação, implicando que essas falhas tenderam a não existir.

Outra consideração importante a se analisar é que todos os seis modos de predição apresentaram maior probabilidade de falha para o caso com excentricidade da conexão na aba, indicando que as predições de C_t não estão considerando a variação de tensão causada pelo momento no perfil. Implicando em uma consequência a ser analisada como variável. E todas as equações descritas não representam bem situações de ligações com uma única seção de conectores.

REFERÊNCIAS

- American Institute of Steel Construction – AISC, 2016. *Specification for structural steel buildings*. Chicago, IL.
- American Iron and Steel Institute – AISI, 2016. *Edition of the specification for the design of cold-formed steel structural members*. Washington DC.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2001. *NBR 14.762 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio – Procedimento*. Rio de Janeiro.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT, 2010. *NBR 14.762 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio – Procedimento*. Rio de Janeiro.
- Bolandim EA, Beck AT and Malite M., 2013. Bolted connections in cold-formed steel: reliability analysis for rupture in net section. *Journal of Structural Engineering* 139(5): 748–756.
- Clements, D.D.A. and Teh L. H., 2013. Active shear planes of bolted connections failing in block shear. *Journal of Structural Engineering* 139(3): 320–327.
- Fox, D. M.; Schuster, R. M., 2006. Single bolted tension member design—A new approach. *Proc., 18th Int. Speciality Conf. ColdFormed Steel Structures*, University of Missouri, Rolla, MO, 695–713.
- Holcomb, B.D.; Yu, W. W.; LaBoube, R.A., 1995. Tensile and bearing capacities of bolted connections. *Second Summary Report, Civil Engineering Study 95-1*. University of Missouri-Rolla.
- Liu J., Xu L. and Fox S., 2014. Structural strength of lapped cold-formed steel Z-shaped purlin connections with vertical slotted holes. In: *22nd international specialty conference on cold-formed steel design and construction*, St Louis, MO, 5–6 November, pp. 697–712. Rolla, MO: Missouri University of Science and Technology.
- Paula, V. F. de, 2006. *Análise Experimental e Numérica de Cantoneiras de Aço Formadas a Frio, sob Tração e Conectadas por Parafusos*, Publicação n.º E.TD 005A/06, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 167p.

- Paula, V. F. de; Bezerra, L. M; Matias, W. T., 2008. Efficiency reduction due to shear lag on cold-formed steel angles connected with bolts. *Journal of Constructional Steel Research*. VI. 64.
- Prabha, P.; Jayachandran, S. A.; Saravanan, M.; Marimuthu, V., 2011. Prediction of the tensile capacity of cold formed angles experiencing shear lag. *Thin-Walled Structures*, 49 (2011), 1348 – 1358.
- Rogers, C. A., Hancock, G. J., 1998. Bolted connection tests of thin G550 and G300 sheet steels. *J. Struct. Eng.*, 124(7), 798–808.
- Teh L. H. and Gilbert B. P., 2013b. Net section tension capacity of cold-reduced sheet steel channel braces bolted at the web. *Journal of Structural Engineering* 139(5): 740–747.
- Teh L. H. and Gilbert B. P., 2014a. Design equations for tensile rupture resistance of bolted connections in cold-formed steel members. In: *22nd international specialty conference on cold-formed steel design and construction*, St Louis, MO, 5–6 November, pp. 713–728. Rolla, MO: Missouri University of Science and Technology.
- Teh L. H. and Gilbert B. P., 2014b. Net section tension capacity of equal angle braces bolted at different legs. *Journal of Structural Engineering* 140(6): 06014002.
- Teh L. H. and Gilbert B.P., 2013a. Net section tension capacity of cold-reduced sheet steel angle braces bolted at one leg. *Journal of Structural Engineering* 139(3): 328–337.
- Teh, L. H. and Gilbert, Benoit P., 2012. In-plane Shear Lag of Bolted Connections. *International Specialty Conference on Cold Formed Steel Structures*. 2.
- Teh, L. H.; ASCE, A. M.; Gilbert, B. P., 2012. Net section tension capacity of bolted connections in cold-reduced steel sheets. *J. Struct. Eng.*, 138 (3), 337 – 345.
- Yip, A. S.; Cheng, J. J. R. *Structural Engineering Report No. 233: Shear lag in bolted cold-formed steel angles and channels in tension*. Department of Civil & Environmental Engineering, University of Alberta.
- Yu C. and Xu K., 2013. Shear strength of a cold-formed steel sheet in bolted connections using oversized holes. *Journal of Structural Engineering*, 139(5): 860–864.
- Yu, W. W., LaBoube, R. A., 2000. *Cold-formed Steel Design*, 3rd Ed., New York, John Wiley & Sons, Inc..
- Yu, W. W., LaBoube, R. A., 2010. *Cold-formed Steel Design*, 4rd Ed., New York, John Wiley & Sons, Inc.