http://journal.unoeste.br/index.php/ce/index
DOI: 10.5747/ce.2020.v12.n1.e312
ISSN on-line 2178-8332

Colloquium Exactarum

Submetido: 10/04/2020 Revisado: 06/08/2020 Aceito: 21/08/2020

ANÁLISE NUMÉRICA DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO EM SEÇÃO "I" CONSTITUÍDA POR DUPLO "U" SUBMETIDOS À COMPRESSÃO

NUMERICAL ANALYSIS OF COLD FORMED STEEL "I" SECTION IN DOUBLE CHANNEL UNDER COMPRESSION

Gabriel Cintra Macedo[1]; Wanderson Fernando Maia[2]

[1,2]Departamento de Engenharia Civil/Universidade Federal de São Carlos - UFScar
E-mail: cintragabriel1@gmail.com[1]; wfmaia@ufscar.br[2];

RESUMO - Apesar da seção composta "I", constituída por duplo U, ser bastante utilizada, existem poucos estudos sobre seu comportamento. Logo, este trabalho visa contribuir para um maior domínio sobre o desempenho estrutural dessa seção. Foi realizada análise numérica não-linear pelo Método dos Elementos Finitos no programa Ansys, utilizando estudos experimentais existentes como base de dados comparativos. Avaliou-se o efeito do comprimento, número de conexões, espessura de chapa e presença de imperfeições geométricas e de material na capacidade resistente das barras. Foi essencial a consideração das imperfeições geométricas, pois houve uma redução significativa na força normal resistente dos perfis, ficando assim muito próximo dos valores experimentais. Com relação aos procedimentos normativos, na maioria dos casos, foram contra a segurança, mostrando a necessidade de se realizar mais estudos para o desenvolvimento de formulações mais adequadas.
Palavras-chave: aço formado a frio; duplo "U"; análise numérica.

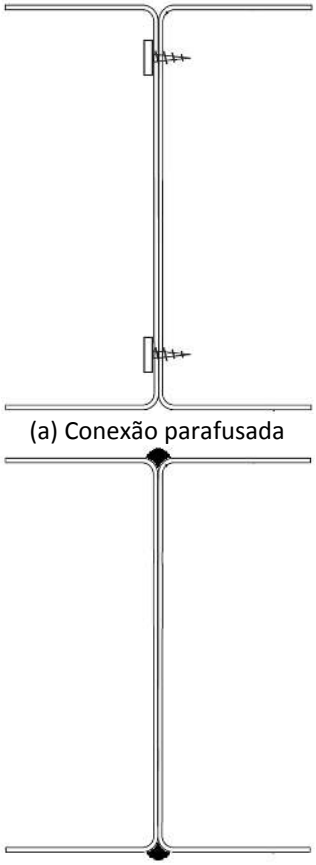
ABSTRACT - Although the section "I", in double channel, is widely used, there are few studies on its behavior. Therefore, this work aims to contribute to a greater mastery over the structural behavior of this built-up sections. A nonlinear numerical analysis was performed using the Finite Element Method in the Ansys program, using existing experimental studies as a comparative database. The effect of length, number of connections, plate thickness and the presence of geometric and material imperfections on the normal strength of the columns. For this analysis, it was essential to consider the initial geometric imperfections, because there was a considerable reduction in the normal strength of the columns, thus getting closer to the values obtained experimentally. With regard to normative procedures, values against security were found in most cases, showing the need to conduct further studies in the area for the development of more appropriate formulations.
Keywords: cold-formed steel; double channel; numerical analysis.

1. INTRODUÇÃO

O custo de elementos estruturais em aço é cada vez mais importante no competitivo mercado da construção civil, com isso, as seções compostas podem fornecer estruturas relativamente leves que oferecem uma elevada capacidade quando submetidas a carregamentos de compressão. Este tipo de elemento é, na maioria dos casos, constituído por duas seções idênticas, dispostas paralelamente e conectadas de forma descontínua por parafusos ou soldas ao longo do comprimento. As seções mais comuns são perfis “U” ou cantoneiras, que podem estar em contato direto ou ligeiramente espaçados. A Figura 1 ilustra uma seção em duplo “U" formando uma seção “I”, que é objeto de estudo no presente trabalho.

Apesar da seção composta, apresentada na Figura 1, ser bastante utilizada, existem poucos estudos sobre seu comportamento. Para consideração da flambagem global por flexão de barras compostas a Norma Norte Americana ANSI/AISI S100 (2016) apresenta uma equação para cálculo de um índice de esbeltez modificado; no entanto, é baseado em pesquisas realizadas em perfis laminados, o que pode levar a resultados divergentes, em função do comportamento diferente dos perfis formados a frio. Vale ressaltar que o procedimento proposto pela ANSI/AISI S100 (2016) não considera a flambagem por flexo-torção, comum nos perfis formados a frio. A Norma Brasileira ABNT NBR 14762 (2010) não apresenta equação específica para o dimensionamento desse elemento estrutural, apenas recomendações para composição do mesmo e limitação do índice de esbeltez.

Figura 1. Seção “I” constituída por duas seções tipo “U”



(a) Conexão parafusada

(b) Conexão soldada

Fonte: (BECQUE; RASMUSSEN, 2009).

Logo, este trabalho visa contribuir para um maior domínio sobre o comportamento estrutural das seções compostas, dando enfoque para a duplo "U" formando uma seção "I" (Figura 1). Para tal, foi realizada análise numérica de seções submetidas à compressão, por meio da análise não-linear pelo Método dos Elementos Finitos, realizada no programa Ansys. Os resultados obtidos foram comparados com os dados experimentais apresentados por outros autores, e com valores adquiridos pelos procedimentos teóricos de dimensionamento adotados com base na ABNT NBR 14762 (2010) e ANSI/AISI S100 (2016). Foram variadas o número de conexões (parafusos), espessura, dimensões das seções e comprimento das barras a fim de estudar a influência de cada uma dessas variáveis na força normal resistente à compressão das barras.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. PREVISÃO NORMATIVA

Para o dimensionamento das barras analisadas no trabalho foi adotado o Método da Resistência Direta (MRD), apresentado no Anexo C da ABNT NBR 14762 (2010) como procedimento alternativo ao tradicional Método da Largura Efetiva (MLE). No MRD calculam-se as forças normais resistentes para os modos de flambagem global ($N_{c,Re}$), local ($N_{c,Rl}$) e distorcional ($N_{c,Rdist}$), sendo adotado o menor deles. Todo o procedimento está detalhado na referida norma.

2.2. ÍNDICE DE ESBELTEZ MODIFICADO

A ANSI/AISI S100 (2016) apresenta uma equação para cálculo da esbeltez modificada de barras compostas constituídas por duas seções em contato, apresentada pela Equação 1.

$$\left(\frac{KL}{r}\right)_m = \sqrt{\left(\frac{KL}{r}\right)_0^2 + \left(\frac{a}{r_i}\right)^2} \qquad (1)$$

Onde:

$\left(\frac{KL}{r}\right)_0$ é o índice de esbeltez da barra composta.

a é a distância entre conexões.

r_i é o raio de giração mínimo da barra individual.

Além disso, a ANSI/AISI S100 (2016) estabelece que o espaçamento entre conexões deve ser limitado de tal forma que a relação "a/r_i" não exceda metade do índice de esbeltez máximo da barra composta. Vale ressaltar que a ABNT NBR 14762 (2010) não apresenta equação para o cálculo de índice de esbeltez modificado, no entanto, também estabelece que o índice de esbeltez de cada perfil componente da barra composta deve ser inferior à metade do índice de esbeltez máximo do conjunto para o caso de barras conectadas por presilhas.

2.3. RESULTADOS DE ANÁLISE EXPERIMENTAL

Em Becque e Rasmussen (2009) são apresentados resultados de análise experimental realizada pelos autores. Foram ensaiadas 24 (vinte e quatro) barras em seção "I" formadas por duplo "U" em contato conectados por parafusos. Todas as barras foram ensaiadas com extremidades rotuladas, submetidas à compressão com uma excentricidade de $L_e/1500$, onde "L_e" é o comprimento efetivo de flambagem.

Duas diferentes ligas de aço inoxidável foram utilizadas, sendo: austenítico AISI 304 e ferrítico AISI 404. Para ambas as ligas foram utilizadas chapas com 1,20 mm de espessura. Para caracterização do material à tração foram extraídos seis corpos de provas na parte plana, sendo três na direção longitudinal (LT), ou seja, na direção da laminação, enquanto os outros três foram extraídos na direção transversal (TT). Além disso, foram realizados ensaios de tração na direção longitudinal nos cantos das seções, visando avaliar a influência do trabalho a frio nas propriedades do material. A Tabela 1 apresenta as propriedades mecânicas médias obtidas nos ensaios de tração.

Tabela 1. Propriedades mecânicas médias dos aços utilizados.

Material	Direção	E (GPa)	$\sigma_{0,01\%}$ (MPa)	$\sigma_{0,2\%}$ (MPa)	σ_u (MPa)	Alongamento (%)
Tração – Parte plana						
304	LT	193	127	259	689	71
	TT	195	177	262	682	74
404	LT	201	231	302	450	34
	TT	216	272	310	451	35
Tração – Parte curva						
304	LT	-	257	387	717	56
404	LT	-	199	376	447	20

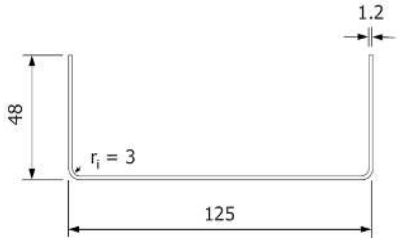
E é o módulo de elasticidade do aço.
$\sigma_{0,01\%}$ é a tensão correspondente ao limite de proporcionalidade em 0,01% de deformação.
$\sigma_{0,2\%}$ é a tensão correspondente a 0,2% de deformação.
σ_u é a resistência à ruptura do aço.
Relação de anisotropia definida como a razão entre a tensão correspondente a 0,2% em uma direção específica e a tensão correspondente a 0,2% na direção de laminação.

Fonte: (Adaptado de Becque e Rasmussen, 2009).

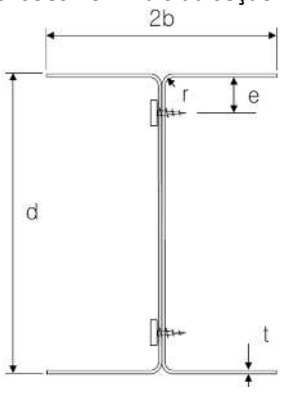
As barras ensaiadas foram fabricadas com seções U 125x48x1,20 (Figura 2a) conectadas costa a costa formando uma seção "I" (Figura 2b). As barras tiveram comprimentos variados de 500 a 3000 mm, com incrementos de 500 mm. Foram instalados dois parafusos ao longo da altura da alma do perfil a uma distância "e" de cerca de 25 mm da face interna das mesas, conforme indicado na (Figura 2-b).

O espaçamento longitudinal das conexões foi adotado com base na Norma Australiana/Neozelandesa AS/NZS 4673 (2001), que estabelece um espaçamento máximo de "L/3", onde "L" é o comprimento da barra. No entanto, um limite de 500 mm foi adotado para garantir uma efetiva conexão entre as seções. Nas extremidades, as seções foram soldadas uma a outra em um número suficiente de pontos de solda que permitisse a usinagem da seção, visando garantir uma introdução uniforme de carga em ambas as seções.

Figura 2. Dimensões nominais das seções e posicionamento das conexões



(a) Dimensões nominais da seção isolada

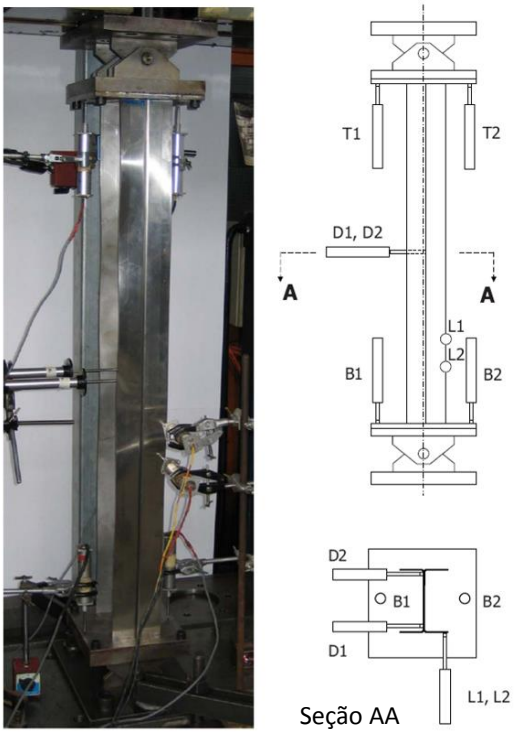


(b) Dimensões e conexões das seções compostas

Fonte: (BECQUE;RASMUSSEN, 2009)

A Figura 3 mostra a configuração utilizada nos ensaios. As condições das extremidades foram obtidas por meio de ligações com pinos (rotuladas). O comprimento efetivo da barra (L_e) foi adotado como a distância entre os pinos, levando em conta a distância do centro dos pinos ao topo das chapas de montagem de 58 mm. Para as barras com comprimentos de até 1500 mm foram utilizadas duas chapas extras nas extremidades com espessura de 10 mm cada uma.

Figura 3. Esquema dos ensaios das barras



Fonte: (BECQUE; RASMUSSEN, 2009)

Becque e Rasmussen (2009) concluíram que os ensaios foram bem-sucedidos, obtendo na maioria dos casos interação entre instabilidade local e global por flexão. Os resultados de barras com mesmo comprimento foram muito próximos. Os autores concluíram ainda que a pesquisa contribuiu com a falta de dados experimentais disponíveis para seções compostas em "I" constituídas por seções "U". Além disso, o trabalho forneceu base para pesquisas futuras, em particular para o desenvolvimento de modelos em elementos finitos para estudos paramétricos.

Os resultados obtidos por Becque e Rasmussen (2009) são apresentados na seção de resultados e discussões, onde são comparados com os resultados da análise numérica desenvolvida no presente trabalho e com resultados dos procedimentos normativos adotados.

3. ANÁLISE NUMÉRICA

Utilizando como base os resultados obtidos experimentalmente por Becque e Rasmussen (2009) foram construídos os modelos numéricos para a realização da pesquisa. Entretanto, além dos modelos ensaiados, realizou-se a variação do número de conexões ao longo do comprimento visando também avaliar seu efeito na força normal resistente das barras. Além disso, para que fosse possível analisar o efeito da espessura na capacidade resistente da

configuração de perfis em estudo, foi realizada uma extrapolação na análise numérica. Além da espessura de 1,20 mm, foram também realizadas simulações para as espessuras de 2,00 mm e 4,00, mantendo-se constante as demais dimensões da seção.

Em todas as simulações foi utilizado o elemento Shell 181 para a modelagem de perfis, chapas de extremidades e dispositivos para aplicação de carga. De acordo com a biblioteca interna do Ansys, o elemento Shell 181 é considerado ideal para análise não-linear de cascas de pequena espessura

sujeitas a grandes deformações e rotações. O elemento possui quatro nós com seis graus de liberdade por nó, sendo três translações e três rotações nas direções principais.

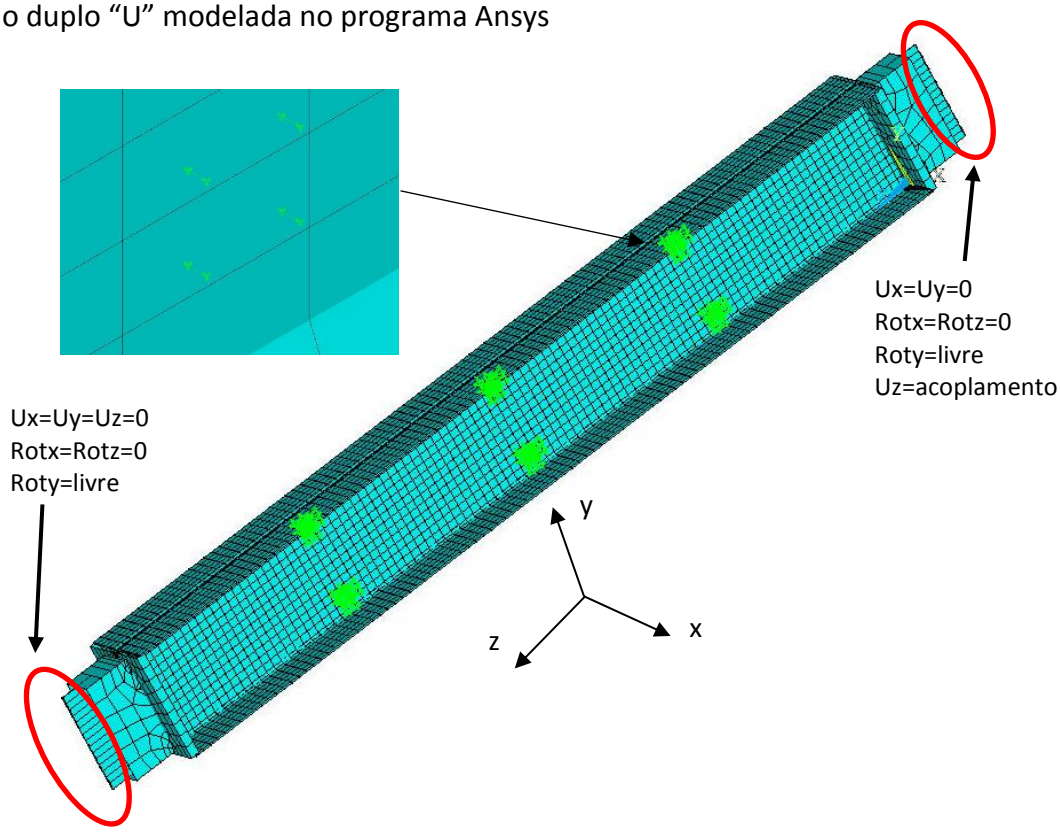
A malha construída para representar o perfil foi formada por quadrados de lado igual a 1 cm, com exceção dos cantos, que foram divididos em dois elementos.

Para a concepção das ligações entre perfis, foram acoplados deslocamentos de nós coincidentes nas direções x, y e z. Para cada posição de parafuso foram acoplados quatro pares de nós (Figura 4).

Com relação a aplicação de carregamento nos perfis estudados, foram criadas chapas de extremidade com grande rigidez para que fosse transmitido de maneira uniforme para toda seção. Os dispositivos construídos nas extremidades dos perfis apresentavam a rotação em torno do eixo “y” livre assim como nos ensaios experimentais. A Figura 4 ilustra a malha concebida para a análise dos perfis, bem como as restrições adotadas nas extremidades e nas conexões.

Assim como as tensões residuais, as imperfeiçoes geométricas iniciais são geradas no processo de fabricação do perfil. Na prática, barras submetidas à compressão centrada resultam flexo-comprimidas. Em função dessas imperfeições, podem ocorrer deslocamentos laterais nos elementos que constituem o perfil desde o início do carregamento, resultando assim em esforços adicionais que podem comprometer a resistência máxima de uma barra submetida à compressão.

Figura 4. Seção duplo “U” modelada no programa Ansys



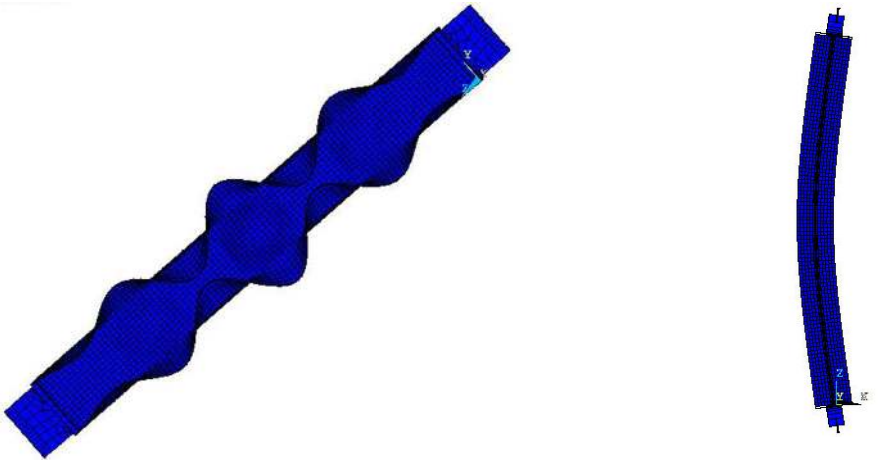
Fonte: O autor.

O procedimento adotado para inserção das imperfeições geométricas iniciais foi o mesmo adotado nos trabalhos de Chodraui (2006), Almeida (2007) e Maia *et al*. (2016). Inicialmente foi realizada uma análise de autovalor utilizando o programa Ansys, que fornece como resposta um valor de força crítica (autovalor) e uma deformada correspondente da barra (autovetor). Buscou-se identificar os modos críticos isolados de interesses para a seção: local e flexão para duplo "U". A Figura 5 mostra os modos adotados para inserção das imperfeições geométricas iniciais na análise.

Com as configurações deformadas foi possível adotar imperfeições para cada um dos modos críticos com o intuito de ampliar ou reduzir a amplitude das deformações. Imperfeições correspondentes ao modo local foram adotadas com base no trabalho de Schafer e Peköz (1998) e imperfeições associadas ao modo global de flexão, o valor de "L_e/1500".

Com relação ao modelo reológico, simulações numéricas realizadas por Rocha e Maia (2019) mostraram que em casos onde não se conhecia o diagrama "Tensão x Deformação" do aço, o modelo aproximado trilinear apresentou resultados bastante satisfatórios. Tendo isso em vista, tal modelo foi utilizado nas análises numéricas deste trabalho. Com relação às características mecânicas do aço, foram utilizados os valores médios apresentados na Tabela 1.

Figura 5. Modos adotados para inserção das imperfeições geométricas iniciais



(a) Local (b) Flexão

Fonte: O autor.

As análises foram realizadas levando em consideração a não-linearidade geométrica, ou seja, buscou-se obter o equilíbrio das barras em seu estado deformado. Desta forma, foi possível a obtenção de suas configurações de equilíbrio ao longo das sucessivas aplicações de força, e, por conseguinte, da trajetória de equilíbrio da estrutura. Para a resolução do sistema não-linear utilizou-se o método iterativo e incremental "Newton-Raphson Completo", que atualiza a matriz de rigidez tangente a cada iteração realizada.

Em todas as análises foi aplicado deslocamento de forma incremental através da ferramenta do Ansys conhecida como "Automatic Load Stepping", havendo a atualização automática do incremento a cada passo, no entanto, sendo introduzidos limites superior e inferior para tais adições. Foi utilizado o critério de convergência, que verifica a adequabilidade da solução obtida, ou seja, se a precisão é tida como suficiente. Segundo Lourenço (1999), o critério de convergência, em termos de deslocamentos, é dado pela expressão " $\delta u < \beta u$ ", em que "δu" refere-se à correção iterativa do deslocamento, "u" é o deslocamento total e "β" é a tolerância, ou erro máximo admitido. Para o trabalho em questão, este último teve o valor adotado de 0,001, sendo este o valor recomendado pelo Ansys.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os perfis analisados e comparados no trabalho foram do material I304, sendo utilizadas as propriedades apresentadas na Tabela 1. Foram realizadas simulações sem imperfeições e com imperfeições no valor de "0,14*t" associada ao modo de instabilidade local e "L_e/1500" associada ao modo de instabilidade global por flexão, conforme Figura 5, sendo "t" a espessura da seção e "L_e" o comprimento efetivo da barra.

Outra análise realizada foi a comparação dos resultados experimentais e numéricos com os valores calculados pela ABNT NBR 14762 (2010) utilizando o Método da Resistencia Direta. Foram adotadas duas hipóteses: uma considerando barra isolada e outra considerando barra composta, utilizando a esbeltez modificada do ANSI/AISI S100 (2016). Vale ressaltar que a análise de estabilidade elástica das seções foi realizada no programa CUFSM, que fornece os modos críticos de flambagem e as tensões relativas a cada um deles, sendo estas necessárias para aplicação do Método da Resistência Direta.

4.1 SEÇÃO 2U 125X48X1,20

A Tabela 2 mostra os resultados obtidos na análise numérica, da análise experimental de Becque e Rasmussen (2009) e os obtidos pela ABNT NBR 14762 (2010) para a seção 2U 125x48x1,20. Na Figura 6 os resultados numéricos são comparados com os correspondentes experimentais e com os calculados pela ABNT NBR 14762 (2010). Os resultados utilizados foram aqueles com o número máximo de conexões adotados para cada comprimento e estão destacados na Tabela 2. A Figura 7 mostra a variação dos resultados numéricos, com imperfeições, em função do número de conexões adotadas ao longo do comprimento das barras.

Fica nítido na Tabela 2 que os valores obtidos na análise numérica que melhor representam os resultados experimentais são os que levam em conta as imperfeições geométricas iniciais. Além disso, a diferença entre os valores numéricos com e sem imperfeições aumenta de acordo com o comprimento da barra (Figura 6). Ao analisar a influência que as imperfeições geram no perfil fica evidente que a instabilidade que é mais influenciada é de caráter global. Assim, com o aumento do comprimento das barras aumenta a diferença entre os valores com e sem imperfeições. Isso explica a proximidade dos valores para barras de até 1000 mm em que a instabilidade é predominantemente local. Já para perfis com maior comprimento a instabilidade predominante é a global por flexão, assim, as imperfeições apresentam maior influência. As Figuras 8 e 9 ilustram os modos de instabilidade observados na análise numérica.

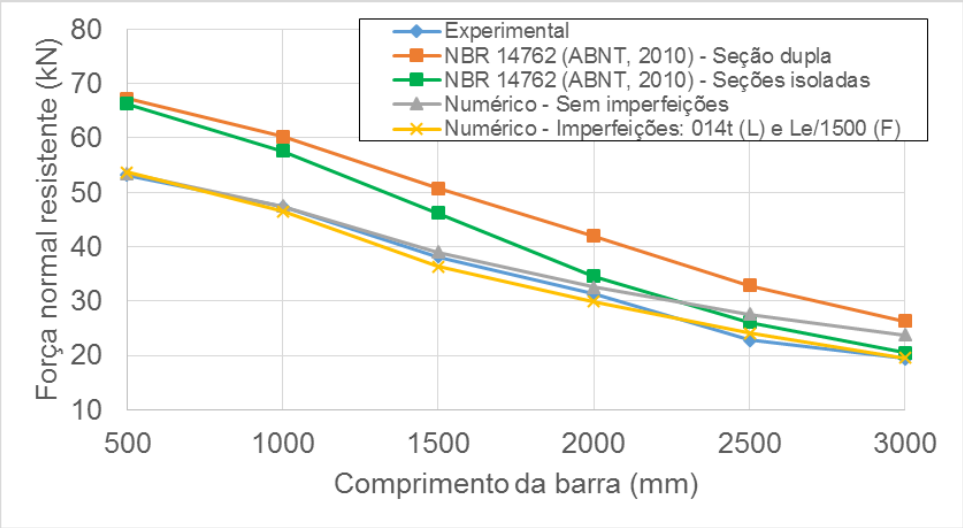
Tabela 2. Resultados da análise numérica comparados com os experimentais e os obtidos pela ABNT NBR 14762 (2010): seção 2U 125x48x1,20.

L_{barra} e L_e (mm)	Nº de conexões	a/r_i		Sem imperfeiçoes		Imperfeições de 0,14*t (L) e L_e/1500 (F)		N_{EXP} (kN)	$N_{c,Rk}^{1}$ (kN)	$N_{c,Rk}^{2}$ (kN)
				N_{EF} (kN)	M. F.	N_{EF} (kN)	M. F.			
500 e 635 (λ=34,3)	0	32,9	N	53,43	L+F	53,46	L+F	-	63,48	**66,24**
	1	16,4	S	52,99	L	53,75	L	-	66,59	-
	2	**11,0**	**S**	**53,47**	**L**	**53,64**	**L**	**53,17**	**67,18**	**-**
1000 e 1135 (λ=61,1)	0	65,8	N	48,28	L+F	47,43	L+F	-	50,25	**57,60**
	1	32,9	N	47,23	L+F	46,35	L+F	-	58,58	-
	2	**21,9**	**S**	**47,42**	**L+F**	**46,55**	**L+F**	**47,34**	**60,26**	**-**
1500 e 1635 (λ=88,0)	0	98,7	N	40,00	L+F	35,70	L+F	-	34,70	**46,19**
	1	49,3	N	39,60	L+F	37,16	L+F	-	47,85	-
	2	**32,9**	**S**	**39,02**	**L+F**	**36,33**	**L+F**	**38,15**	**50,77**	**-**
2000 e 2115 (λ=113,9)	0	131,6	N	32,98	L+F	28,75	L+F	-	24,57	**34,55**
	1	65,8	N	32,57	L+F	29,92	L+F	-	36,58	-
	2	43,9	S	32,25	L+F	29,28	L+F	-	40,50	-
	3	**32,9**	**S**	**32,52**	**L+F**	**29,88**	**L+F**	**31,22**	**41,95**	**-**
2500 e 2615 (λ=140,7)	0	164,5	N	29,43	F	23,01	L+F	-	17,90	**26,08**
	1	82,2	N	27,24	L+F	23,78	L+F	-	27,64	-
	2	54,8	S	27,08	L+F	23,31	L+F	-	30,83	-
	3	41,1	S	27,41	L+F	23,93	L+F	-	32,18	-
	4	**32,9**	**S**	**27,53**	**L+F**	**24,09**	**L+F**	**22,83**	**32,85**	**-**
3000 e 3115 (λ=165,8)	0	197,4	N	25,86	F	18,56	L+F	-	12,59	**20,53**
	1	98,7	N	23,20	L+F	19,20	L+F	-	21,78	-
	2	65,8	S	23,64	L+F	19,07	L+F	-	24,35	-
	3	49,3	S	23,44	F	19,36	L+F	-	25,43	-
	4	39,5	S	23,58	F	19,47	L+F	-	25,97	-
	5	**32,9**	**S**	**23,71**	**F**	**19,58**	**L+F**	**19,46**	**26,27**	**-**

"L_{barra}" é o comprimento da barra. "L_e" é o comprimento efetivo de flambagem. "λ" é o índice de esbeltez máximo da barra. "a" é a distância entre conexões. "r_i" é o raio de giração mínimo da barra individual. "N" indica que a esbeltez entre conexões não atende ao critério $(a/r_i) < 0{,}5*\lambda$, de acordo com a ABNT NBR 14762 (2010) e ANSI/AISI S100 (2016). "S" indica que a esbeltez entre conexões atende ao critério $(a/r_i) < 0{,}5*\lambda$. "N_{EF}" é a força normal resistente obtida na análise numérica. "M. F." é o modo de falha observado. "N_{EXP}" é a força normal resistente experimental obtida por Becque e Rasmussen (2009). "$N_{c,Rk}^{1}$" calculado como seção dupla com $(KL)_{mod}$ pelo Método da Resistência Direta. "$N_{c,Rk}^{2}$" calculado como seção isolada pelo Método da Resistência Direta. "L" é a instabilidade local e "F" é a instabilidade global por flexão.

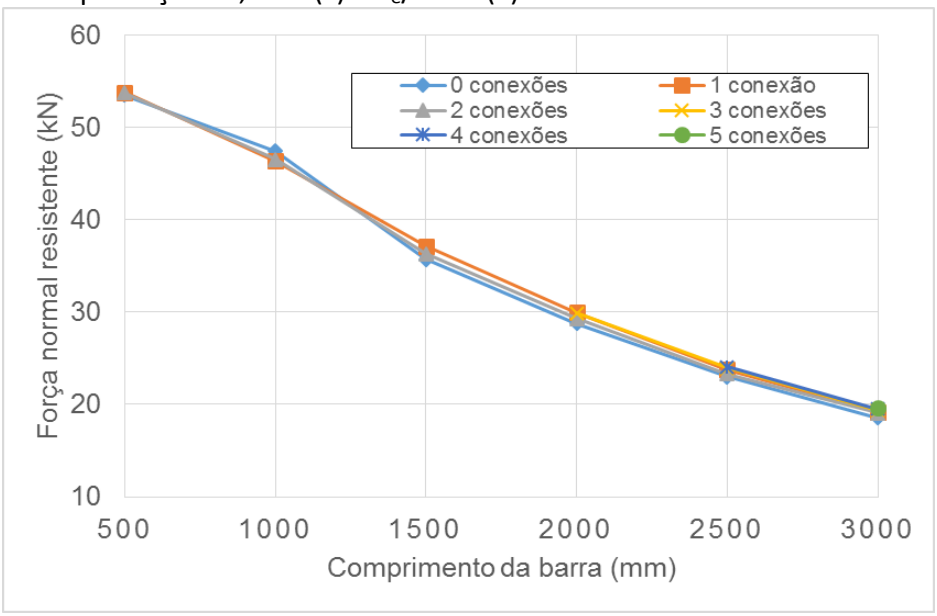
Fonte: O autor.

Figura 6. Comparação dos resultados numéricos, experimentais e calculados pela ABNT NBR 14762 (2010): seção 2U 125x48x1,20



Fonte: O autor.

Figura 7. Comparação dos resultados numéricos variando o número de conexões: seção 2U 125x48x1,20 com imperfeições 0,14*t (L) e L_e/1500 (F)



Fonte: O autor.

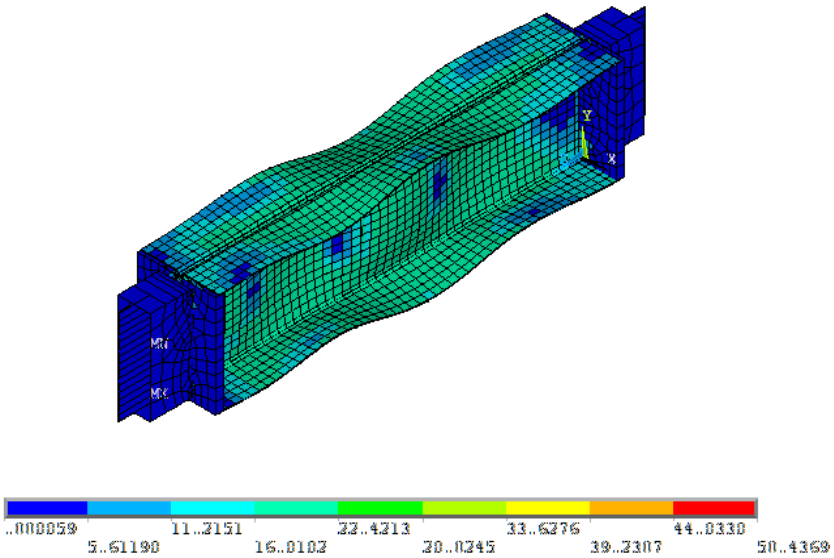
Com relação ao número de conexões, os resultados mostraram pouca influência na capacidade resistente das barras com seção 2U 125x48x1,20 (Figura 7). Na maioria dos casos, foi possível observar que ao adicionar um número maior de conexões a capacidade resistente diminuiu em relação aos perfis que não possuíam conexões intermediárias, em função do modo de instabilidade verificado.

O procedimento da ABNT NBR 14762 (2010) que considerou barra composta, utilizando a esbeltez modificada da ANSI/AISI S100 (2016), se mostrou contra a segurança para todas as barras analisadas. Mesmo o procedimento que considerou barras isoladas foi contra a segurança na maioria dos casos, principalmente para comprimentos menores, onde predominou instabilidade local.

Ao analisar os resultados obtidos na análise numérica, fica claro a eficiência do método para representar o comportamento de perfis formados a frio submetidos a compressão. Essa eficiência valida o modelo para a extrapolação realizada para perfis com

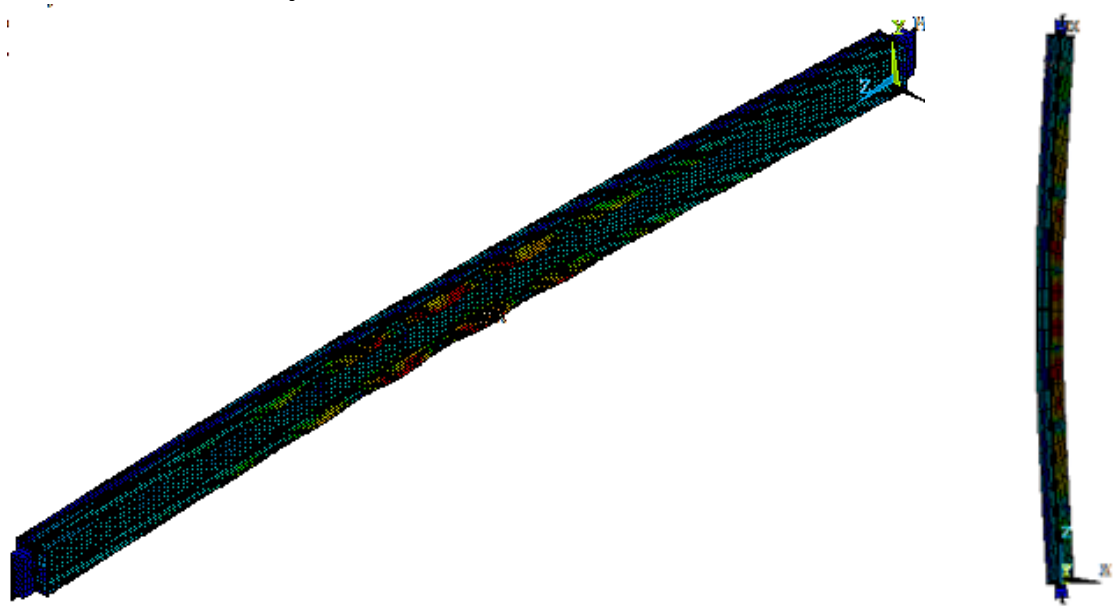
espessuras superiores à utilizada na análise experimental.

Figura 8. Instabilidade local em perfis com menor comprimento e distribuição de tensões de von Mises: seção 2U 125x48x1,20



Fonte: O autor.

Figura 9. Instabilidade global por flexão e local em perfis com maior comprimento e distribuição de tensões de von Mises: seção 2U 125x48x1,20



Fonte: O autor.

4.1 SEÇÕES 2U 125X48X2,00 E 2U 125X48X4,00

A segunda etapa do trabalho foi a extrapolação da análise numérica, objetivando dessa maneira, avaliar a influência da espessura no comportamento dos perfis. Foram analisadas as seções 2U 125x48x2,00 e 2U 125x48x4,00, mantendo-se os mesmos comprimentos analisados para a seção 2U 125x48x1,20. Nas Tabelas 3 e 4 são apresentados os resultados obtidos da análise numérica e os calculados pelas hipóteses adotadas com base na ABNT NBR 14762 (2010).

Tabela 3. Resultados da análise numérica comparados com os obtidos pela ABNT NBR 14762 (2010): seção 2U 125x48x2,00.

L_{barra} e L_e (mm)	Nº de conexões	a/r_i		Sem imperfeiçoes		Com imperfeiçoes 0,14*t (L) e L_e/1500 (F)		$N_{c,Rk}^{1}$ (kN)	$N_{c,Rk}^{2}$ (kN)
				N_{EF} (kN)	M. F.	N_{EF} (kN)	M. F.		
500 e 635 (λ=34,3)	0	43,3	N	131,99	F	125,88	L+F	155,99	**159,50**
	1	21,7	N	133,12	L+F	127,42	L+F	161,25	-
	2	**14,4**	**S**	**134,43**	**L+F**	**130,35**	**L+F**	**162,24**	-
1000 e 1135 (λ=61,1)	0	86,6	N	135,52	L+F	123,46	L+F	128,44	**137,99**
	1	43,3	N	119,92	L+F	114,26	L+F	142,89	-
	2	**28,9**	**S**	**130,67**	**L+F**	**111,07**	**L+F**	**145,73**	-
1500 e 1635 (λ=88,01)	0	130,0	N	132,23	L+F	110,92	L+F	94,17	**109,63**
	1	65,0	N	106,27	L+F	91,05	L+F	117,99	-
	2	**43,3**	**N**	**112,19**	**L+F**	**92,31**	**L+F**	**122,97**	-
2000 e 2115 (λ=113,9)	0	173,3	N	111,85	L+F	94,33	L+F	56,72	**75,83**
	1	86,6	N	84,91	F+L	78,15	F+L	90,67	-
	2	57,8	N	86,31	F+L	78,73	F+L	98,18	-
	3	**43,3**	**S**	**88,43**	**F+L**	**80,78**	**F+L**	**100,63**	-
2500 e 2615 (λ=140,7)	0	216,6	N	69,6	F+L	60,51	F+L	37,20	**49,73**
	1	108,3	N	62,76	F+L	57,71	F+L	59,52	-
	2	72,2	N	63,55	F+L	58,1	F+L	66,95	-
	3	54,2	S	64,8	F+L	59,56	F+L	70,02	-
	4	**43,3**	**S**	**65,12**	**F+L**	**59,87**	**F+L**	**71,53**	-
3000 e 3115 (λ=167,8)	0	259,9	N	46,54	F	37,97	F	26,17	**34,98**
	1	130,0	N	46,7	F	42,60	F	41,87	-
	2	86,6	N	47,34	F	43,76	F	47,10	-
	3	65,0	S	48,15	F	44,72	F	49,25	-
	4	52,0	S	48,36	F	44,92	F	50,32	-
	5	**43,3**	**S**	**48,43**	**F**	**45,04**	**F**	**50,92**	-

"L_{barra}" é o comprimento da barra. "L_e" é o comprimento efetivo de flambagem. "λ" é o índice de esbeltez máximo da barra. "a" é a distância entre conexões. "r_i" é o raio de giração mínimo da barra individual. "N" indica que a esbeltez entre conexões não atende ao critério $(a/r_i) < 0,5*\lambda$, de acordo com a ABNT NBR 14762 (2010) e ANSI/AISI S100 (2016). "S" indica que a esbeltez entre conexões atende ao critério $(a/r_i) < 0,5*\lambda$. "N_{EF}" é a força normal resistente obtida na análise numérica. "M. F." é o modo de falha observado. "$N_{c,Rk}^{1}$" calculado como seção dupla com $(KL)_{mod}$ pelo Método da Resistência Direta. "$N_{c,Rk}^{2}$" calculado como seção isolada pelo Método da Resistência Direta. "L" é a instabilidade local e "F" é a instabilidade global por flexão.

Fonte: O autor.

Tabela 4. Resultados da análise numérica comparados com os obtidos pela ABNT NBR 14762 (2010): seção 2U 125x48x4,00.

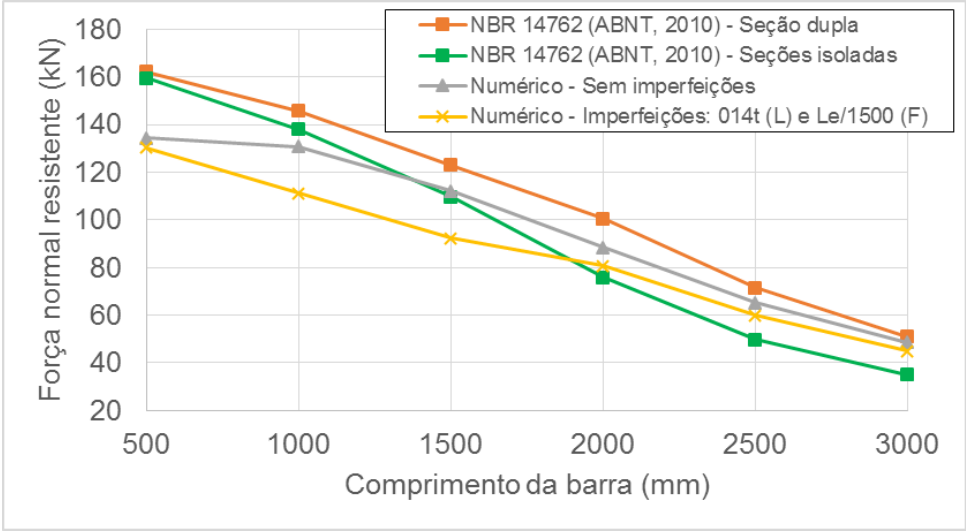
L_{barra} e L_e (mm)	Nº de conexões	a/r_i		Sem imperfeiçoes		Com imperfeiçoes 0,14*t (L) e L_e/1500 (F)		$N_{c,Rk}^{1}$ (kN)	$N_{c,Rk}^{2}$ (kN)
				N_{EF} (kN)	M. F.	N_{EF} (kN)	M. F.		
500 e 635 (λ=34,3)	0	32,9	N	348,45	F	344,99	F	399,76	**413,45**
	1	20,9	N	346,14	F+L	328,78	F+L	416,84	-
	2	**14,0**	**S**	**355,82**	**F+L**	**340,36**	**F+L**	**422,66**	-
1000 e 1135 (λ=61,1)	0	74,7	N	286,91	F+L	286,73	F+L	268,86	**332,50**
	1	37,4	N	278,24	F+L	276,56	F+L	341,24	-
	2	**24,9**	**S**	**278,99**	**F+L**	**277,47**	**F+L**	**356,64**	-
1500 e 1635 (λ=88,01)	0	107,6	N	247,05	F+L	247,04	F+L	152,50	**236,35**
	1	53,8	N	216,19	F+L	210,72	F+L	249,41	-
	2	**35,9**	**S**	**215,30**	**F+L**	**207,48**	**F+L**	**273,32**	-
2000 e 2115 (λ=113,9)	0	139,3	N	215,08	F+L	215,68	F+L	90,99	**151,81**
	1	69,6	N	164,23	F+L	154,77	F+L	165,30	-
	2	46,4	S	166,87	F+L	155,88	F+L	193,12	-
	3	**34,8**	**S**	**172,65**	**F+L**	**161,47**	**F+L**	**203,77**	-
2500 e 2615 (λ=140,7)	0	172,0	N	176,1	F+L	177,40	F+L	59,67	**99,55**
	1	86,0	N	123,31	F+L	115,23	F+L	108,40	-
	2	57,3	S	124,32	F+L	115,41	F+L	127,71	-
	3	43,0	S	127,12	F+L	118,72	F+L	136,21	-
	4	**34,4**	**S**	**127,82**	**F+L**	**119,39**	**F+L**	**140,53**	-
3000 e 3115 (λ=167,8)	0	205,1	N	114,13	F	89,06	F	41,97	**70,03**
	1	102,5	N	92,51	F	86,73	F	76,25	-
	2	68,4	S	92,97	F	85,84	F	89,84	-
	3	51,3	S	94,50	F	88,75	F	95,81	-
	4	41,0	S	94,86	F	89,08	F	98,86	-
	5	**34,2**	**S**	**94,86**	**F**	**89,23**	**F**	**100,59**	-

"L_{barra}" é o comprimento da barra. L_e é o comprimento efetivo de flambagem. "λ" é o índice de esbeltez máximo da barra. "a" é a distância entre conexões. "r_i" é o raio de giração mínimo da barra individual. "N" indica que a esbeltez entre conexões não atende ao critério $(a/r_i) < 0,5*\lambda$, de acordo com a ABNT NBR 14762 (2010) e ANSI/AISI S100 (2016). "S" indica que a esbeltez entre conexões atende ao critério $(a/r_i) < 0,5*\lambda$. "N_{EF}" é a força normal resistente obtida na análise numérica. "M. F." é o modo de falha observado. "$N_{c,Rk}^{1}$" calculado como seção dupla com $(KL)_{mod}$ pelo Método da Resistência Direta. "$N_{c,Rk}^{2}$" calculado como seção isolada pelo Método da Resistência Direta. "L" é a instabilidade local e "F" é a instabilidade global por flexão.

Fonte: O autor.

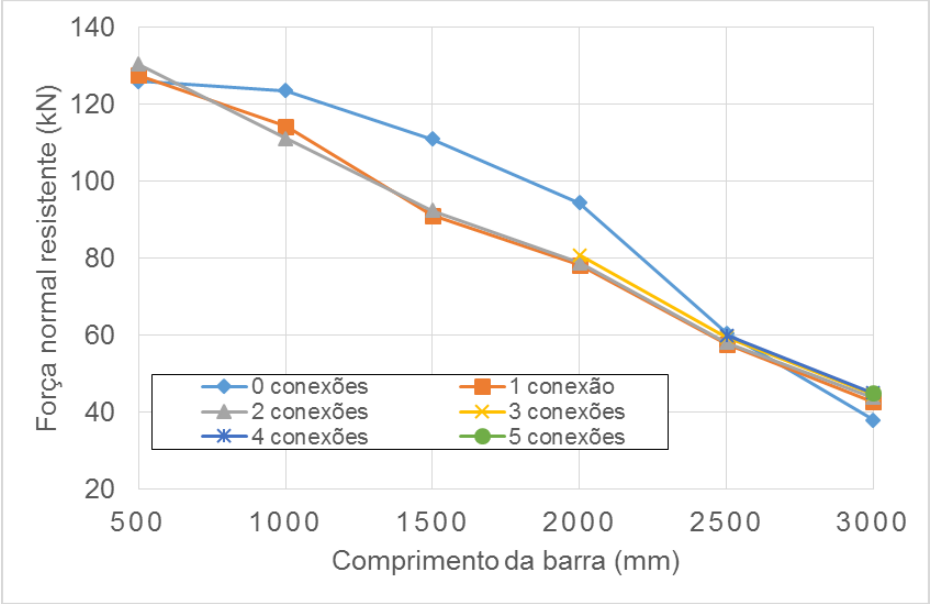
Nas Figuras 10 e 12 os resultados numéricos são comparados com os valores calculados pela ABNT NBR 14762 (2010). Os resultados utilizados foram aqueles com o número máximo de conexões adotados para cada comprimento e estão destacados nas Tabelas 3 e 4. As Figuras 11 e 13 mostram a variação dos resultados numéricos, com imperfeições, em função do número de conexões adotadas ao longo do comprimento das barras.

Figura 10. Comparação dos resultados numéricos com os calculados pela ABNT NBR 14762 (2010): seção 2U 125x48x2,00.



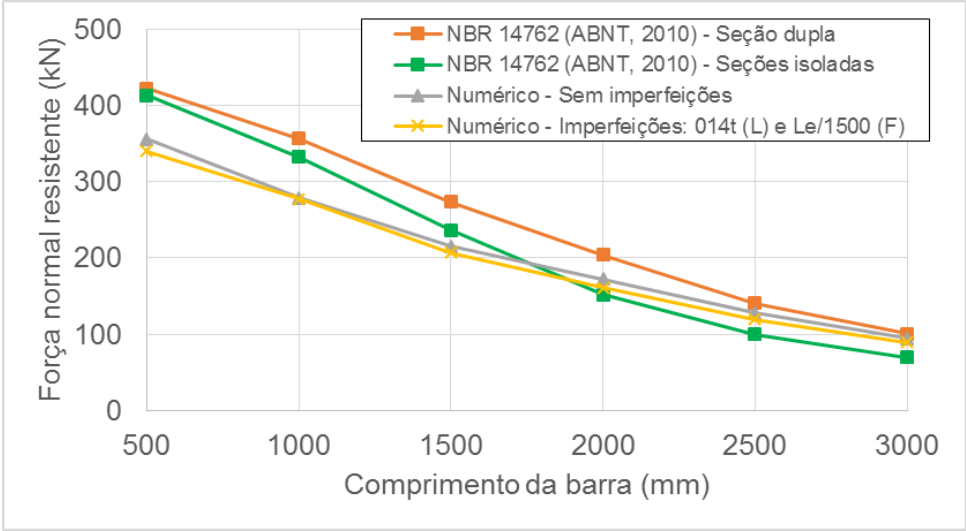
Fonte: O autor.

Figura 11. Comparação dos resultados numéricos variando o número de conexões: seção 2U 125x48x2,00 com imperfeições 0,14*t (L) e L_e/1500 (F).



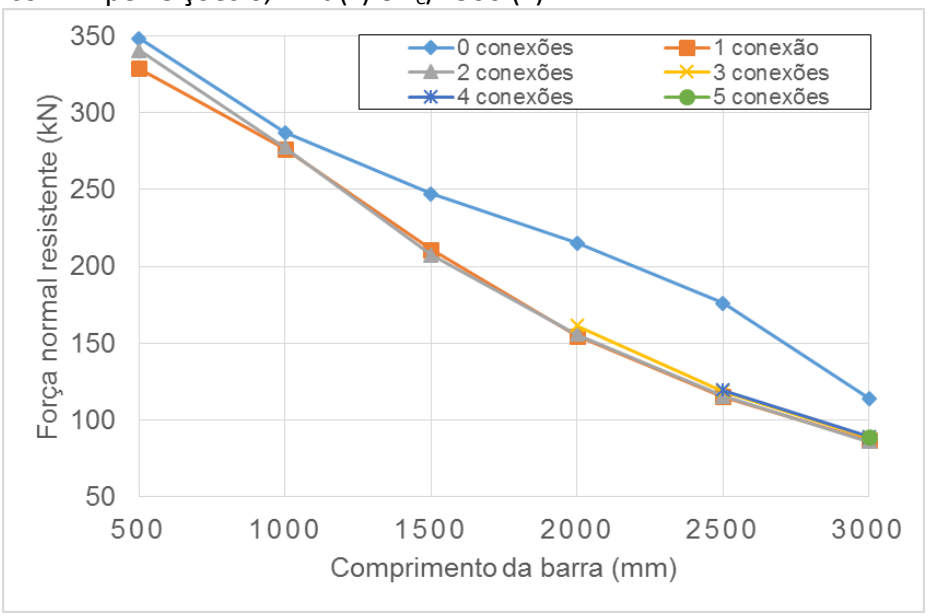
Fonte: O autor.

Figura 12. Comparação dos resultados numéricos com os calculados pela ABNT NBR 14762 (2010): seção 2U 125x48x4,00.



Fonte: O autor.

Figura 13. Comparação dos resultados numéricos variando o número de conexões: seção 2U 125x48x4,00 com imperfeições 0,14*t (L) e L_e/1500 (F).



Fonte: O autor.

Com relação ao número de conexões, novamente os resultados mostraram pouca influência na capacidade resistente das barras. Em vários casos foi possível observar que ao adicionar conexões a capacidade resistente diminuiu em relação aos perfis que não possuíam conexões intermediárias (Figuras 11 e 13). Entende-se que isso ocorreu em função dos modos de instabilidade verificados nos perfis.

Da mesma forma, o procedimento da ABNT NBR 14762 (2010) que considerou barra composta, utilizando a esbeltez modificada da ANSI/AISI S100 (2016), se mostrou ineficiente para estimar a resistência das barras, sendo que para a maioria dos casos os valores obtidos foram contra a segurança. Ao analisar as Figuras 10 e 12 fica visível que o procedimento se torna mais eficiente com o aumento do comprimento das barras. Essa conclusão era esperada devido a mudança do tipo de instabilidade predominante; pois com o aumento do comprimento, a instabilidade crítica deixa de ser local e se torna a global por flexão. Comparando esses resultados com os

da seção 2U 125x48x1,20 fica ainda mais evidente essa conclusão.

5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os resultados obtidos na análise numérica de perfis formados a frio em seção composta "I" formada por duplo "U" se mostraram muito eficientes para o estudo e conclusões referentes ao tema. As comparações realizadas, utilizando os resultados obtidos no programa Ansys e na análise experimental permitiram comprovar essa efetividade e possibilitou a extrapolação das análises. Concluiu-se, entretanto que a validade das análises numéricas está relacionada à inserção de imperfeições geométricas iniciais para que fossem obtidos resultados mais coerentes com os experimentais.

A principal conclusão com relação aos valores de força normal resistente foi com relação ao procedimento de cálculo da ABNT NBR 14762 (2010) com o índice de esbeltez modificado da ANSI/AISI S100 (2016), em que, para a maioria dos casos se mostrou contra a segurança.

Sobre as conexões inseridas nos modelos, estas se mostraram importantes no aumento da força normal resistente em alguns casos específicos, ou seja, situações em que predomina a instabilidade global por flexão. Nos casos em que predomina instabilidade local, a presença das conexões não aumenta a capacidade resistente das barras, pelo contrário, em alguns casos até reduz.

Assim, tais conclusões evidenciam a validade dos resultados obtidos e contribuem para proporcionar maior contribuição científica sobre o comportamento dos perfis formados a frio, em seção duplo "U", submetidos à compressão.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao CNPq pela bolsa concedida e ao Departamento de Engenharia Civil da UFSCar pela infraestrutura fornecida.

REFERÊNCIAS

ALMEIDA, S. J. C. **Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais**. 2007. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **ANSI/AISI S100:** North American specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington, DC: AISI, 2016.

ANSYS. **Structural nonlinearities**. v.13.0, Houston, USA, 2011.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14762:** Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Rio de Janeiro: ABNT, 2010.

AUSTRALIAN STANDARD/NEW ZEALAND STANDARD. **AS/NZS 4673:** Cold-formed stainless steel structures. Sydney, Australia, 2001.

BECQUE, J.; RASMUSSEN, K. J. R. Experimental Investigation of the Interaction of Local and Overall Buckling of Stainless Steel I-Columns. **Journal of Structural Engineering,** v. 135, n. 11, p. 1340-1348, 2009. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000051

CHODRAUI, G. M. B. **Análise teórica e experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão**. 2006. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2006.

LOURENÇO, P. B. **Métodos computacionais na mecânica dos sólidos não linear**. Relatório 99-DEC/E-1. Departamento de Engenharia Civil Universidade do Minho, Braga, Portugal, 1999.

MAIA, W. F.; VIEIRA JUNIOR, L. C. M.; SCHAFER, B. W.; MALITE, M. Experimental and numerical investigation of cold-formed steel

double angle members under compression. **Journal of Constructional Steel Research,** v. 121, p. 398 - 412, 2016. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.03.003

ROCHA, M. S.; MAIA, W. F. Análise numérica de cantoneiras enrijecidas de aço formadas a frio submetidas à compressão. **Revista da Estrutura de Aço**, v. 8, p. 360-379, 2019. https://doi.org/10.17648/aco-2238-9377-8-3-2

SCHAFER, B. W. Finite strip analysis of thin-walled members. In: **CUFSM**: Cornell University – Finite Strip Method, 2001.

SCHAFER, B. W.; PEKÖZ, T. Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 47, p. 193-210, 1998. https://doi.org/10.1016/S0143-974X(98)00007-8