

Tema: Outros temas - Simulação numérica de perfis de aço formados a frio.

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE PERFIS DE AÇO FORMADOS A FRIO EM SEÇÃO DUPLO “U” COSTA A COSTA SUBMETIDOS À COMPRESSÃO

Gabriel Cintra Macedo¹
Wanderson Fernando Maia²

Resumo

O presente estudo aborda perfis compostos em seção duplo “U” costa a costa submetidos a compressão por meio de análise numérica não-linear pelo Método dos Elementos Finitos, no programa ANSYS [1], utilizando estudos experimentais como base de dados comparativos. Foram avaliados, influência do comprimento das barras (esbeltez global), espessura da seção (esbeltez local), conexões entre perfis (parafusadas e soldadas) e presença de imperfeições geométricas e de material na capacidade resistente. Os resultados obtidos foram comparados com valores experimentais e normativos, dessa maneira, permitindo validar a análise numérica e verificar a eficiência dos procedimentos normativos para descrever o comportamento dos perfis em estudo. Foi constatado que a análise numérica possui grande efetividade na representação da capacidade resistente à compressão, entretanto, necessitando da consideração das imperfeições geométricas e do material. Com relação aos procedimentos normativos, foram encontrados valores contra a segurança em diversos casos, mostrando uma ineficiência nos métodos e uma necessidade de ser realizado mais estudos na área para o desenvolvimento de formulações mais adequadas.

Palavras-chave: Estruturas de aço; Perfis de aço formado à frio; Análise numérica não-linear; Seção duplo “U”.

NUMERICAL SIMULATION OF COLD FORMED STEEL COLUMNS IN DOUBLE CHANNEL SECTION BACK-TO-BACK UNDER COMPRESSION

Abstract

The present study approach built-up columns in double “U” section back-to-back under compression through non linear numerical analysis using the Finite Element Method in the ANSYS [1] software, using experimental studies as a comparative database. The effect of columns length (global slenderness), plate thickness (local slenderness), connections between sections (bolted and welded) and the presence of geometric and material imperfections in the resistant capacity were evaluated. The results obtained were compared with experimental and normative values, thus allowing validating the numerical analysis and verifying the efficiency of the normative procedures to describe the behavior of the profiles under



study. It was found that numerical analysis has great effectiveness in representing the compression-resistant capacity, however, requiring the consideration of geometric and material imperfections. Regarding normative procedures, unconservative values were found in most cases, showing an inefficiency in the methods and requirement for further studies in the area for the development of more appropriate formulations.

Keywords: Steel structures; Cold formed steel; Non linear numerical analysis; Double channel section.

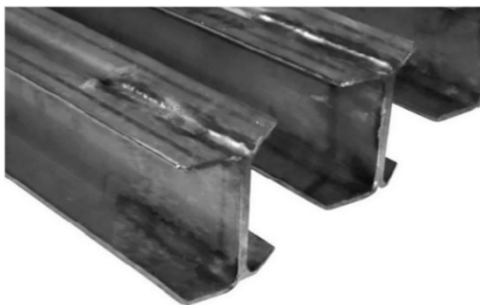
¹ Engenheiro Civil, Agente Comercial do Banco do Brasil, Goiânia, GO, Brasil.

² Engenheiro Civil, Doutor, Professor da Faculdade de Engenharia da UFJF, Juiz de Fora, MG, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

A utilização de perfis de aço formados a frio em estruturas tem sido cada vez maior no Brasil, devido a intensa aplicação como elementos estruturais nas construções, especialmente nas treliçadas e de pequena altura. O uso em maior escala é devido a fatores como: grande variedade de seções transversais que podem ser obtidas; facilidade e rapidez de fabricação e montagem, o que possibilita um retorno de investimento mais rápido; otimização do canteiro de obras; redução do desperdício e menor peso das estruturas.

Em algumas situações, por opção ou necessidade, são utilizadas seções compostas que, geralmente, apresentam um melhor comportamento estrutural. Essas seções são constituídas pela associação de duas ou mais seções, que podem estar em contato direto ou ligeiramente espaçadas, interligadas por meio de soldas ou parafusos em alguns pontos ao longo do comprimento. A Figura 1 ilustra barras compostas por seções duplo “U” costa a costa conectadas por soldas e parafusos, que é objeto de estudo no presente trabalho.



(a) Conexão soldada



(b) Conexão parafusada

Figura 1 – Seções duplo “U” conectadas por soldas e parafusos (Adaptado de Dobrić et al. [2])

Apesar das seções compostas, apresentadas na Figura 1, serem cada vez mais utilizadas, existem poucos estudos sobre seu comportamento. Para consideração da flambagem por flexão de barras compostas por perfis de aço formados a frio, a norma norte americana (ANSI/AISI S100 [3]) 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 específico dos perfis formados a frio. Vale ressaltar que o procedimento proposto pelo ANSI/AISI S100 [3] não considera a flambagem por flexo-torção, comum nos perfis formados a frio. A norma brasileira de perfis de aço formados a frio (ABNT NBR 14762 [4]) não apresenta procedimento específico para o dimensionamento de barras compostas. No entanto, traz algumas recomendações no item 9.7.5 quanto ao índice de esbeltez de cada perfil componente da barra composta, que deve ser inferior: (i) à metade do índice de esbeltez máximo do conjunto, para o caso de presilhas (chapas separadoras) e (ii) ao índice de esbeltez máximo do conjunto, para o caso de travejamento em treliça.

Com o intuito de avaliar o comportamento de barras compostas em seção duplo “U”, Becque e Rasmussen [5] investigaram experimentalmente o comportamento de seções conectadas por parafusos

e concluíram que os procedimentos normativos foram contra a segurança. O mesmo comportamento, em relação aos procedimentos normativos, foi observado por Macedo e Maia [6] que analisaram numericamente as seções ensaiadas experimentalmente por Becque e Rasmussen [5], além de realizar uma análise numérica paramétrica. Destacam-se ainda os trabalhos de Dobrić et al.[2] e [7], em que foram realizados ensaios experimentais e análise numérica de barras compostas em seção duplo “U” conectadas por soldas e parafusos. Nesse caso, os autores concluíram que os procedimentos normativos adotados foram conservadores. Eles atribuíram esse conservadorismo às baixas imperfeições geométricas medidas nas barras ensaiadas.

Logo, este trabalho visa contribuir com um maior domínio sobre o comportamento estrutural de barras compostas por seções duplo “U” conectadas por soldas e parafusos (Figura 1). Para tal, foi realizada análise numérica de seções submetidas à compressão, por meio da análise não-linear física e geométrica pelo Método dos Elementos Finitos, utilizando o programa ANSYS [1]. Variou-se o número de conexões ao longo do comprimento das barras e os índices de esbeltez local e global. Além disso, foram avaliados os efeitos das imperfeições geométricas iniciais e de material na força normal resistente das barras. Os resultados obtidos na análise numérica foram comparados com valores de análises experimentais desenvolvidas por outros autores e com resultados obtidos por procedimentos normativos.

1.1 Análise experimental de referência

Os resultados de análise experimental utilizados como referência foram obtidos por Dobrić et al. [2], que realizaram trinta e seis ensaios de barras em seção duplo “U” costa a costa conectadas por soldas e parafusos em perfis formados a frio (Figura 1). Para determinação das propriedades mecânicas do aço, foram extraídos corpos-de-prova da mesa, alma, da região de dobra e de regiões aleatórias do perfil e submetidos a ensaios de tração. Os resultados obtidos estão apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 – Propriedades mecânicas médias do aço

Amostra	E (GPa)	$\sigma_{0,01\%}$ (MPa)	$\sigma_{0,05\%}$ (MPa)	f_y (MPa)	$\sigma_{1,0\%}$ (MPa)	f_u (MPa)	Alongamento (%)
Aleatória	192	181	243	307	350	634	53
Mesa	191	224	274	310	350	629	47
Alma	201	209	266	313	354	642	49
Dobra	193	246	345	458	511	680	37

E é o módulo de elasticidade do aço.

$\sigma_{0,01\%}$ é a tensão correspondente a 0,01% de deformação.

$\sigma_{0,05\%}$ é a tensão correspondente a 0,05% de deformação.

f_y é a resistência ao escoamento do aço, correspondente a 0,2% de deformação.

$\sigma_{1,0\%}$ é a tensão correspondente a 1,0% de deformação.

f_u é a resistência à ruptura do aço.

Adaptado de Dobrić et al. [2]

A seção utilizada para composição das barras compostas foi a U 100x40x4,0 com raio interno de dobra de 8,0 mm. Foram ensaiados dois comprimentos de barras, sendo, 1500 mm (esbeltez de 92) e 3000 mm (esbeltez de 184). As barras foram identificadas seguindo a nomenclatura “1500w-1-1” (Adaptada de Dobrić et al.[2]); onde o primeiro número indica o comprimento da barra em mm, a letra “w” indica conexão soldada ou “b” indica conexão parafusada; o segundo número indica a quantidade de módulos entre as conexões e o último número indica a repetição do ensaio. A Figura 2 ilustra os parâmetros geométricos das conexões entre as seções.

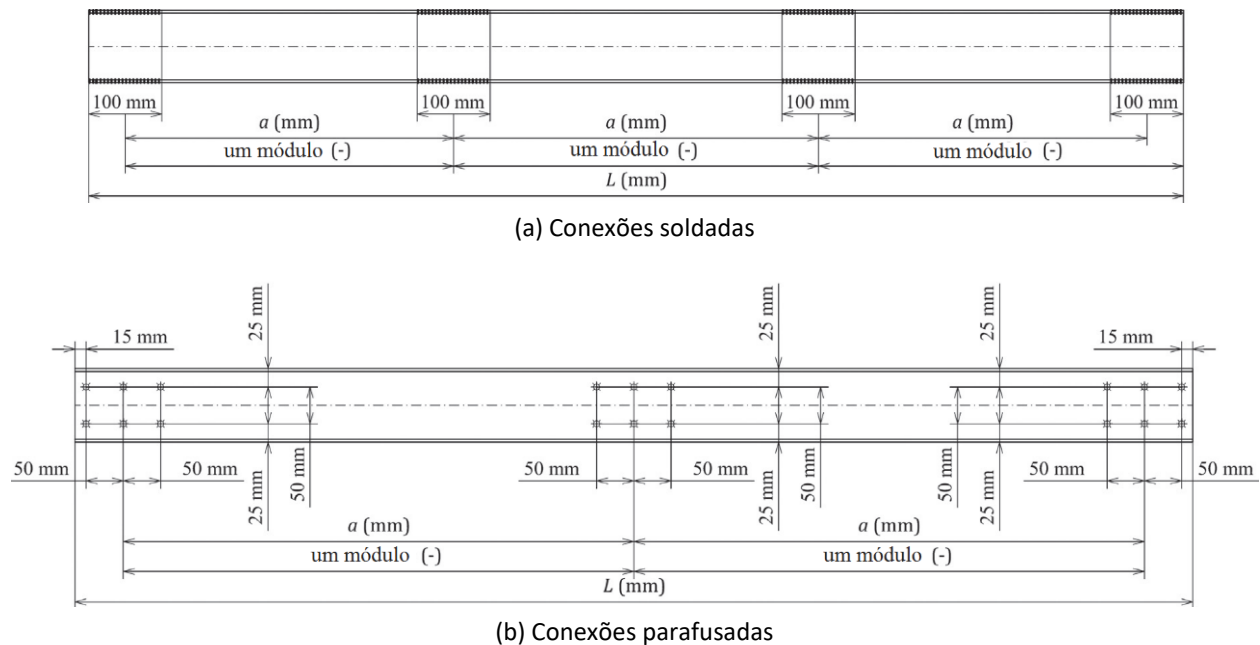


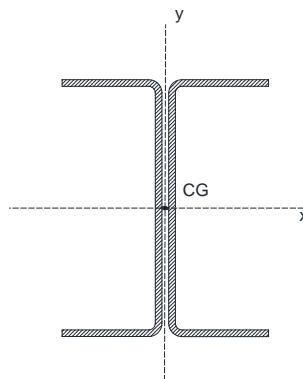
Figura 2 – Parâmetros geométricos das conexões entre as seções (Adaptado de Dobrić et al. [2])

Todas as barras foram ensaiadas sob compressão centrada, conforme configuração apresentada na Figura 3. A Figura 3a mostra a barra posicionada na máquina de ensaios. Para liberar a flexão em torno do eixo que mobiliza as conexões (eixo y, conforme Figura 3b), as duas extremidades das barras foram cortadas de forma angular, permitindo assim o contato entre a barra e a base apenas nas almas e nas partes curvas dos perfis. A Figura 3c mostra a geometria das extremidades das barras.

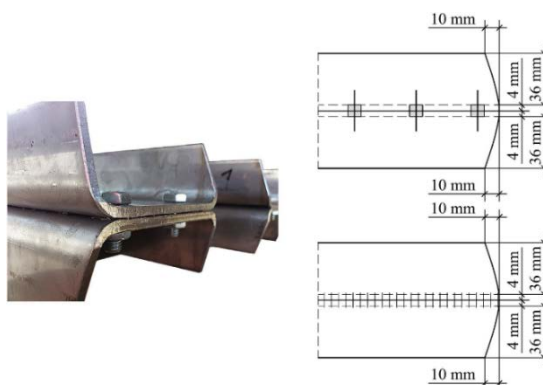
A Tabela 2 mostra as dimensões das seções e das barras, as imperfeições geométricas iniciais medidas e os resultados dos ensaios experimentais. As Figuras 4 e 5 ilustram os modos de instabilidade observados nos ensaios experimentais.



(a) Barra posicionada na máquina de ensaios



(b) Eixos da seção



(c) Geometria das extremidades das barras

Figura 3 – Configuração dos ensaios (Adaptado de Dobrić et al. [2])

Para as barras de menor comprimento (1500 mm) quando variou o número de conexões soldadas de três para quatro, houve uma redução em torno de 3,0% na capacidade resistente das barras. No entanto, para a mesma variação considerando conexão parafusada, houve um aumento de 7,1%. Entretanto, o tipo de conexão não levou a diferenças significativas entre os resultados. Para as barras de maior comprimento (3000 mm), o número e o tipo de conexões exerceram maior influência nos resultados. Ao variar o número de conexões de quatro para três, observou-se uma redução de 24,5% na capacidade resistente das barras com conexões parafusadas, enquanto para as barras com conexões soldadas a redução foi de 10,2%. Observou-se que para ligações soldadas houve uma maior interação entre as barras, levando a uma maior capacidade resistente.

Tabela 2 – Dimensões das seções e das barras, imperfeições medidas e resultados experimentais

Modelo	L_{barra} (mm)	$\lambda=a/r_1$	h (mm)	2b (mm)	t (mm)	r_i (mm)	δ_{0y} (mm)	$L_{\text{barra}}/\delta_{0y}$	N_{EXP} (kN)
1500w-1-2	1500,3	-	100,9	81,2	4,10	7,9	0,198	7576	202,2
1500w-1-3	1500,5	-	101,3	81,4	4,10	8,0	0,165	9091	221,7
1500w-5-1	1506,2	23,2	100,2	81,4	4,00	8,1	0,125	12000	217,7
1500w-5-2	1499,8	23,2	101,1	81,8	4,00	8,3	0,195	7692	228,7
1500w-5-3	1500,1	23,2	100,0	80,9	3,98	8,2	0,231	6494	242,0
1500w-3-1	1501,3	41,5	100,4	81,4	3,98	7,9	0,175	8571	243,6
1500w-3-2	1501,5	41,5	100,8	81,7	3,98	7,8	0,194	7732	249,6
1500w-3-3	1501,4	41,5	101,2	81,5	4,10	8,1	0,216	6944	216,7
1500w-2-1	1498,7	58,0	100,6	81,8	3,97	7,9	0,267	5618	246,0
1500w-2-2	1501,3	58,0	100,2	82,3	3,99	8,2	0,155	9677	235,1
1500w-2-3	1501,1	58,0	100,2	81,2	3,93	8,2	0,225	6667	250,4
Média	1500,8	-	100,6	81,5	4,02	8,0			-
3000w-3-1	3001,2	80,4	100,2	81,5	3,97	8,2	0,450	6667	100,4
3000w-3-2	3000,9	80,4	100,2	81,5	3,97	7,9	0,475	6316	97,2
3000w-3-3	3000,2	80,4	100,9	81,5	4,11	7,8	0,504	5952	95,1
3000w-3-4	2998,7	80,4	100,7	81,0	4,11	8,1	0,482	6224	89,4
3000w-2-1	3001,2	120,2	101,1	80,8	4,00	8,2	0,807	3717	79,3
3000w-2-2	3000,9	120,2	100,3	81,5	3,99	8,0	0,856	3505	85,8
3000w-2-3	3001,0	120,2	101,2	81,7	3,99	8,1	0,874	3432	84,4
3000w-2-4	3001,3	120,2	100,7	81,7	4,03	8,2	0,724	4144	93,3
Média	3000,5	-	100,6	81,4	4,01	8,1		9087	-
3000b-3-1	3000,1	79,6	101,2	81,1	4,10	8,1	0,125	24000	91,9
3000b-3-2	2998,9	79,6	100,6	81,4	3,97	7,9	0,278	10791	97,2
3000b-3-3	3001,0	79,6	100,0	82,1	4,00	8,2	0,235	12766	100,3
3000b-3-4	2998,2	79,6	100,2	81,2	3,93	8,2	0,15	20000	100,6
3000b-2-1	3001,5	119,0	100,1	81,3	3,95	8,0	0,568	5282	70,3
3000b-2-2	3002,0	119,0	100,7	81,5	4,00	8,0	0,253	11858	70,6
3000b-2-3	3001,2	119,0	101,0	81,5	4,10	8,1	0,188	15957	77,1
3000b-2-4	2999,5	119,0	100,7	80,9	4,00	8,1	0,400	7500	76,4
Média	3000,5	-	100,6	81,4	4,01	8,1		9087	-

L_{barra} é o comprimento da barra. λ é o índice de esbeltez entre conexões. a é distância entre conexões, conforme Figura 2. r_1 é o raio de giração mínimo da seção isolada. h é a altura da alma da seção. b é a largura da mesa da seção. t é a espessura da seção. r_i é o raio interno de dobra. δ_{0y} é a imperfeição medida em torno do eixo y (Figura 3b). $L_{\text{barra}}/\delta_{0y}$ é a imperfeição parametrizada em função do comprimento da barra. N_{EXP} é a força normal resistente obtida no ensaio experimental.

Adaptado de Dobrić et al. [2]

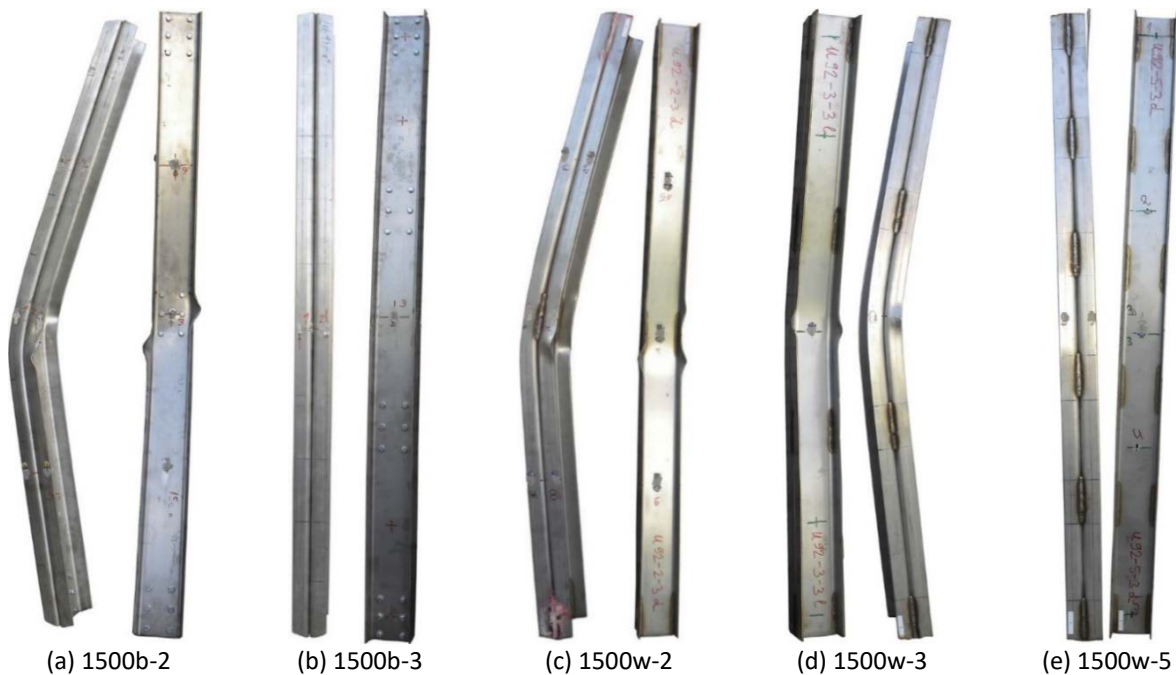


Figura 4 – Típicos modos de instabilidade de barras da série 1500 (Dobrić et al. [2])

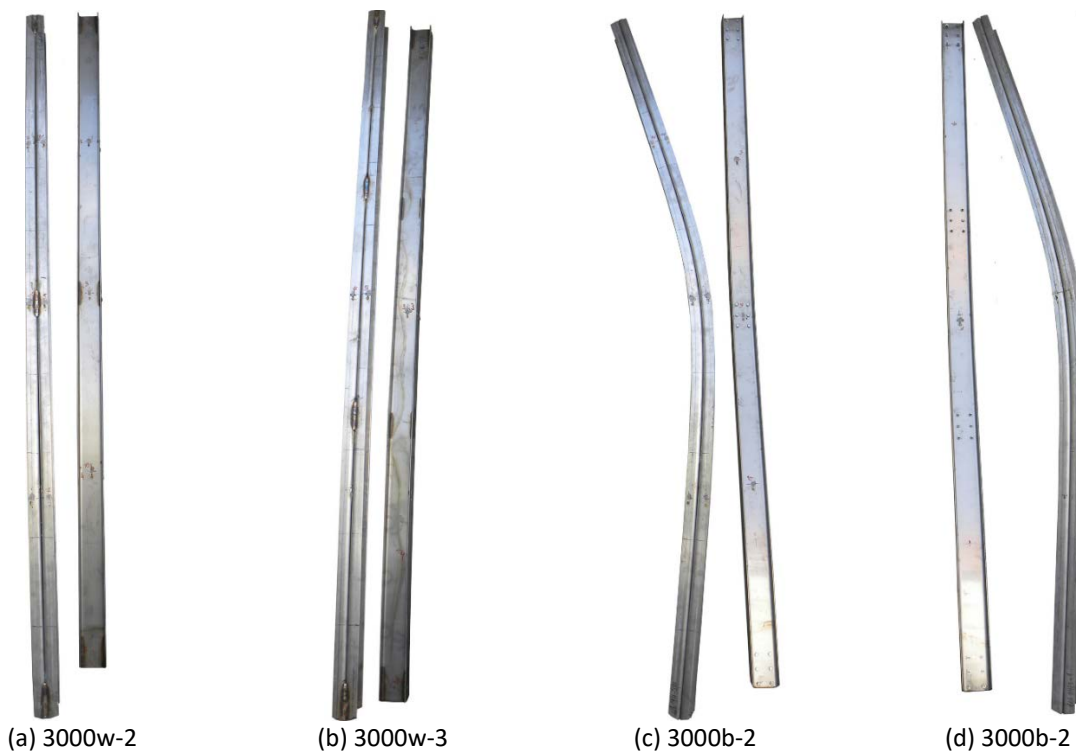


Figura 5 – Típicos modos de instabilidade de barras da série 3000 (Adaptado de Dobrić et al. [2])

O típico modo de instabilidade observado nos ensaios experimentais foi o de flexão em torno do eixo que mobiliza as conexões (eixo y), como mostram as Figuras 4 e 5. Os resultados mostraram ainda que as barras se comportaram como seção composta, mostrando a eficiência das ligações. Vale ressaltar, que não se observou instabilidade local, o que já era esperado pela esbelteza dos elementos que compõem a seção.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

A metodologia utilizada para o desenvolvimento do trabalho compreendeu às seguintes etapas: revisão bibliográfica, revisão de procedimentos normativos, análise numérica não-linear via Método dos Elementos Finitos e comparação dos resultados numéricos com os resultados dos procedimentos normativos e de análise experimental disponíveis na literatura.

A revisão bibliográfica consistiu na busca e estudo de trabalhos acadêmicos relacionados ao tema, fornecendo embasamento para a análise numérica a ser realizada. Na revisão dos procedimentos normativos e posterior comparação dos resultados, foram adotadas hipóteses de cálculo com base nos procedimentos da ABNT NBR 14762 [4] e da ANSI/AISI S100 [3].

Para a análise numérica não-linear foi utilizado o programa ANSYS [1]. Na modelagem numérica foi utilizado elemento de casca que é adequado para simular os perfis de chapas finas, como os perfis estudados. Foi também considerada a não linearidade do material por meio de um diagrama tensão-deformação aproximado trilinear. Além disso, foram inseridas imperfeições geométricas iniciais nas barras. A estratégia da análise numérica foi a mesma já utilizada por outros autores, como Chodraui [8], Maia et al.[9], Macedo e Maia [6] e Silva e Maia [10], que apresentaram resultados bem-sucedidos, em comparação a ensaios experimentais realizados.

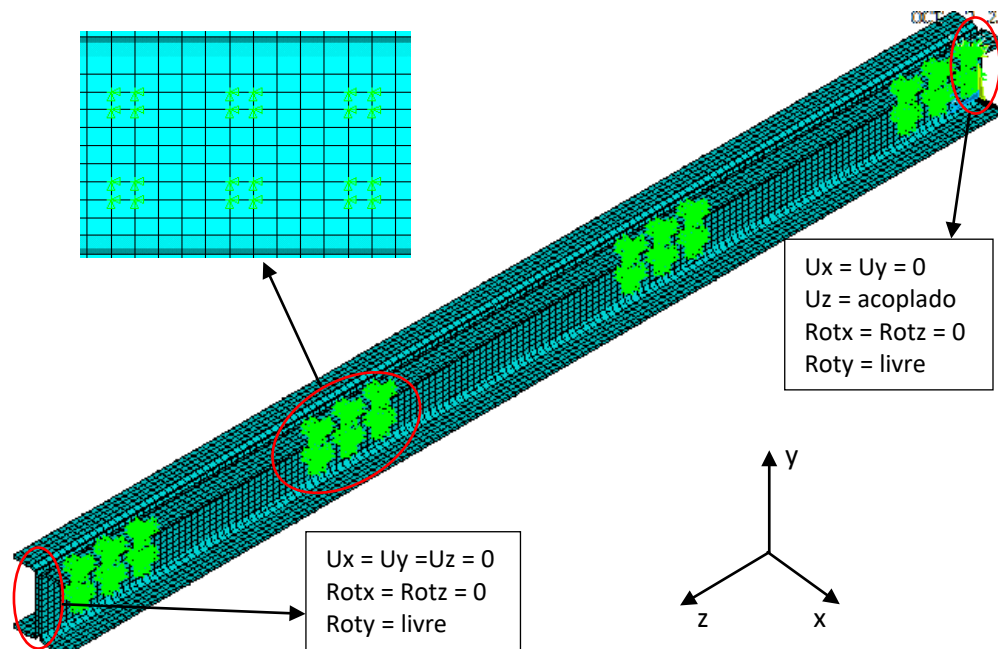
2.1 Análise numérica

Para realização da análise numérica foi utilizado o programa ANSYS [1], em que, baseia-se no Método dos Elementos Finitos. Em todas as simulações foi utilizado o elemento SHELL 181 para a modelagem dos perfis. De acordo com a biblioteca interna do ANSYS [1], 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, translações nas direções dos eixos x, y e z e rotações em relação aos mesmos eixos.

Utilizando como base os resultados experimentais obtidos por Dobrić et al.[2] foram construídos os modelos iniciais para a realização do trabalho. Foram adotadas as dimensões médias apresentadas na Tabela 2. A Figura 6 mostra um modelo construído no programa ANSYS [1], em que, a malha construída para representar os perfis foram constituídas por quadrados de 1 cm de lado, com exceção dos cantos, que foram divididos em dois elementos. As seções compostas foram construídas com espaçamento de 1 mm entre elas para não haver sobreposição de elementos e nós.

As extremidades dos perfis tiveram rotação liberada em relação ao eixo “y” (Roty), igual aos ensaios experimentais, e rotações impedidas em relação aos eixos “x” e “z” (Rotx e Rotz). Com relação aos deslocamentos, em uma das extremidades eles foram impedidos nas três direções (Ux, Uy e Uz), enquanto na outra foram impedidos nas direções “x” e “y” e acoplado na direção longitudinal “z” para aplicação do deslocamento/força (Figura 6). Para aplicação das restrições citadas, foram selecionados todos os nós das almas e das partes curvas dos perfis (Figura 6c), assim distribuindo a força de maneira análoga aos modelos experimentais.

Para a concepção das conexões foram acoplados os deslocamentos de nós dos dois perfis nas três direções (x, y e z) nas posições de interesse. Para as conexões parafusadas, na posição de cada parafuso, foram acoplados 4 nós em cada perfil, sempre aos pares (Figura 6a). Nas conexões soldadas o acoplamento foi realizado em uma faixa de nós dos dois perfis para representar o cordão de solda (100 mm – 11 nós), sempre aos pares (Figura 6b). A Figura 6 ilustra a malha concebida para a análise dos perfis bem como os vínculos das extremidades e das conexões entre perfis.



(a) Conexões parafusadas

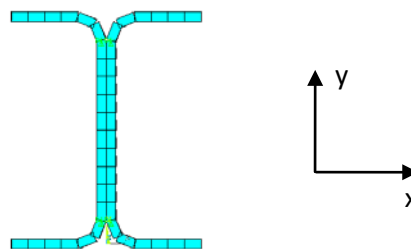
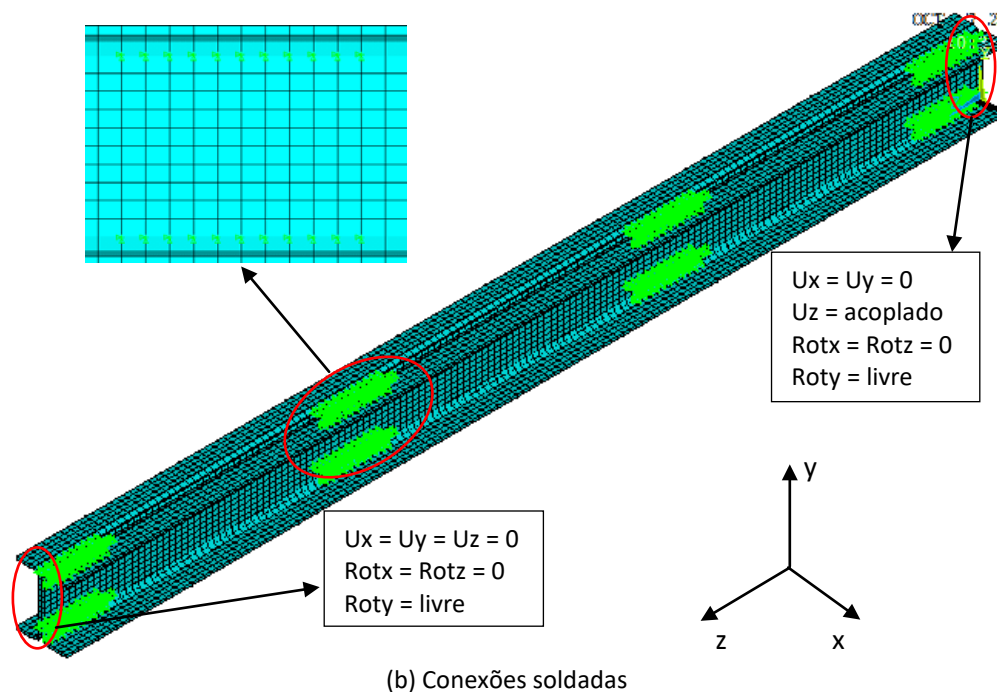


Figura 6 – Perfil em seção duplo “U” modelado no programa ANSYS [1]

Como indicado na Figura 6, foi possível inserir as conexões entre os perfis e variar o número e o espaçamento entre elas assim como nos modelos experimentais. Cada ligação foi adicionada pensando no posicionamento e nas distâncias utilizadas experimentalmente, desse modo, aumentando a eficiência dos modelos gerados.

Para o diagrama “Tensão x Deformação” foi utilizado o modelo aproximado trilinear, conforme apresentado na Figura 7. Os valores adotados para a análise foram os apresentados na Tabela 1. Foi calculado o valor médio desprezando o valor da região das dobras, sendo utilizado os valores de resistência ao escoamento (f_y), resistência à ruptura (f_u) e módulo de elasticidade (E) de 310 MPa, 635 MPa e 194,7 GPa, respectivamente.

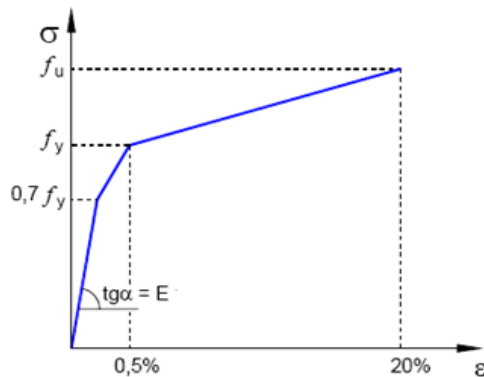


Figura 7 – Diagrama “Tensão x deformação”: modelo aproximado trilinear

As imperfeições geométricas são fundamentais para a análise e comparação de resultados. Ao omitir sua presença, considera-se que as barras são perfeitas, ou seja, sem nenhuma imperfeição e, portanto, sua resistência mecânica e deformação são significativamente diferentes dos resultados obtidos em ensaios experimentais. O procedimento adotado para inserção das imperfeições geométricas iniciais segue o mesmo utilizado por Chodraui [8], Maia et al. [9], Macedo e Maia [6] e Silva e Maia [10]. Primeiramente foi realizada uma análise de autovalor utilizando o programa ANSYS [1], que fornece como resposta um autovalor (valor de força crítica) e um autovetor (deformada da barra). Buscou-se identificar os modos críticos de flambagem isolados de interesses para cada barra: local e global de flexão (Figura 8).

Com as configurações deformadas foi possível atribuir imperfeições referentes a 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 [11] e imperfeições associadas ao modo global de flexão, foram adotados os valores de $L_{\text{barra}}/1500$ e valores medidos por Dobrić et al. [2], conforme apresentados na Tabela 2.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Inicialmente foi realizada uma análise numérica dos modelos ensaiados experimentalmente por Dobrić et al. [2], variando o nível de imperfeições referentes aos modos local e global de flexão, visando avaliar o efeito no comportamento dos modelos. A Tabela 3 e as Figuras 9 e 10 apresentam os resultados obtidos comparados aos experimentais.

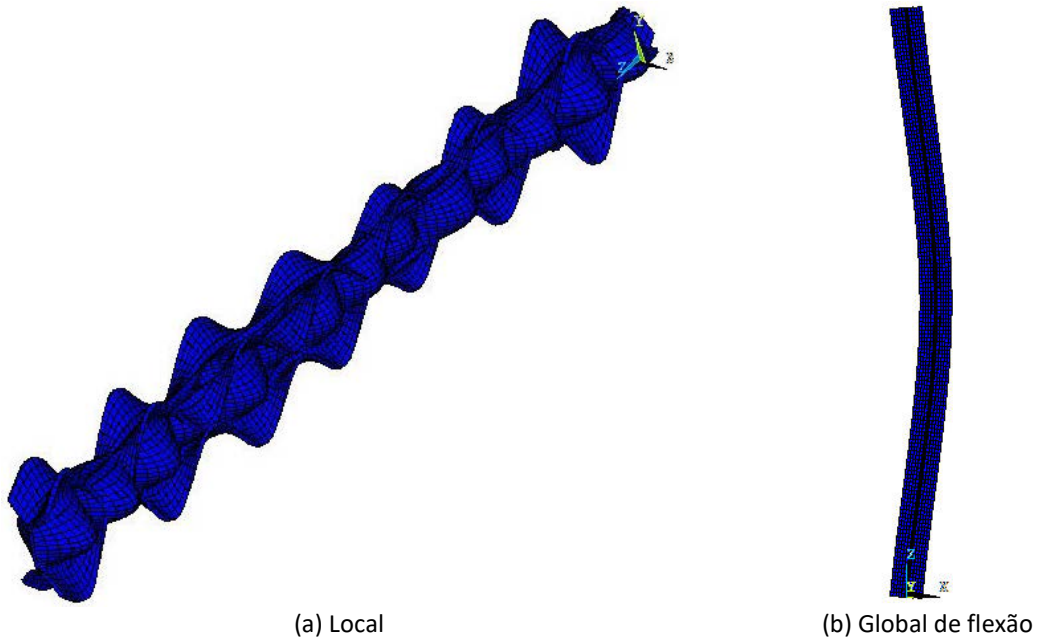


Figura 8 – Modos críticos de flambagem obtidos para um dos modelos

Tabela 3 – Comparação dos resultados da análise numérica com os experimentais de Dobrić et al. [2]
(Seção 2U 100x40x4,00)

Modelo	Imp.: 0 (L) e 0 (F)			Imp.: 0,14*t (L) e L _{barra} /1500 (F)			Imp.: 0,14*t (L) e variável (F) ¹			Imp.: 0,64*t (L) e L _{barra} /1500 (F)			Imp.: 064*t (L) e variável (F) ¹			N _{EXP} (kN)
	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} /N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} /N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} /N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} /N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} /N _{EF}	
1500b-2-1			0,70			1,11	235,2	F	0,99	233,6		1,11	228,1	F	1,02	233,6
1500b-2-2	334,0	F	0,72	210,9	F	1,14	235,9	F	1,02	240,9		1,15	228,4	F	1,05	240,9
1500b-2-3			0,70			1,11	238,4	F	0,98	233,9	F	1,11	230,1	F	1,02	233,9
1500b-2-4			0,76			1,21	234,3	F	1,09	255,5		1,22	227,4	F	1,12	255,5
Média			0,72			1,14			1,02			1,15			1,05	
1500b-3-1			0,72			1,15	245,8	F	1,02	250,7		1,14	237,0	F	1,06	250,7
1500b-3-2	348,9	F	0,78	217,6	F	1,24	247,2	F	1,10	270,9		1,24	237,9	F	1,14	270,9
1500b-3-3			0,71			1,13	247,9	F	0,99	246,5	F	1,12	238,2	F	1,03	246,5
1500b-3-4			0,77			1,24	245,8	F	1,10	269,5		1,23	237,0	F	1,14	269,5
Média			0,74			1,19			1,05			1,18			1,09	
3000b-2-1			0,26			0,77	102,4	F	0,69	70,3		0,77	102,7	F	0,68	70,3
3000b-2-2	273,9	F	0,26	91,1	F	0,77	105,6	F	0,67	70,6		0,77	106,0	F	0,67	70,6
3000b-2-3			0,28			0,85	107,1	F	0,72	77,1	F	0,84	107,1	F	0,72	77,1
3000b-2-4			0,28			0,84	104,0	F	0,73	76,4		0,83	104,4	F	0,73	76,4
Média			0,27			0,81			0,70			0,80			0,70	

Continua...

...continuação da Tabela 3

Modelo	Imp.: 0 (L) e 0 (F)			Imp.: 0,14*t (L) e L _{barra} /1500 (F)			Imp.: 0,14*t (L) e variável (F) ¹			Imp.: 0,64*t (L) e L _{barra} /1500 (F)			Imp.: 064*t (L) e variável (F) ¹			N _{EXP} (kN)
	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} / N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} / N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} / N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} / N _{EF}	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EXP} / N _{EF}	
3000b-3-1			0,32			0,93	118,2	F	0,78	91,9		0,93	118,1	F	0,78	91,9
3000b-3-2	288,5	F	0,34	98,8	F	0,98	115,4	F	0,84	97,2		0,98	115,4	F	0,84	97,2
3000b-3-3			0,35			1,02	116,1	F	0,86	100,3	F	1,01	116,0	F	0,86	100,3
3000b-3-4			0,35			1,02	117,6	F	0,86	100,6		1,02	117,5	F	0,86	100,6
Média			0,34			0,99			0,83			0,98			0,84	
1500w-1-2	279,5	F	0,72	218,1	F	0,93	249,3	F	0,81	202,2	F	0,98	230,0	F/L	0,88	202,2
1500w-1-3			0,79			1,02	247,4	F	0,90	221,7	F	1,08	229,2	F/L	0,97	221,7
Média			0,76			0,97			0,85			1,03			0,92	
1500w-2-1			0,71			1,14	237,6	F	1,04	246,0	F	1,17	224,6	F	1,10	246,0
1500w-2-2	345,6	F	0,68	216,7	F	1,08	244,1	F	0,96	235,1	F	1,12	228,0	F	1,03	235,1
1500w-2-3			0,72			1,16	239,1	F	1,05	250,4	F	1,19	225,8	F	1,11	250,4
Média			0,71			1,13			1,02			1,16			1,08	
1500w-3-1			0,81			1,10	248,1	F	0,98	243,6	F/L	1,13	232,4	F/L	1,05	243,6
1500w-3-2	301,9	F	0,83	222,4	F	1,12	247,6	F	1,01	249,6	F/L	1,16	231,8	F/L	1,08	249,6
1500w-3-3			0,72			0,97	246,0	F	0,88	216,7	F/L	1,01	230,9	F/L	0,94	216,7
Média			0,78			1,06			0,96			1,10			1,02	
1500w-5-1			0,72			0,97	253,9	F/L	0,86	217,7	F/L	1,00	237,6	F/L	0,92	217,7
1500w-5-2	302,1	F+L	0,76	225,5	F	1,01	250,2	F/L	0,91	228,7	F/L	1,05	234,8	F/L	0,97	228,7
1500w-5-3			0,80			1,07	248,3	F/L	0,97	242,0	F/L	1,11	233,4	F/L	1,04	242,0
Média			0,76			1,02			0,92			1,05			0,98	
3000w-2-1			0,28			0,86	102,2	F	0,78	79,3	F	0,86	101,9	F	0,78	79,3
3000w-2-2	280,8	F	0,31	92,1	F	0,93	102,2	F	0,84	85,8	F	0,93	101,5	F	0,85	85,8
3000w-2-3			0,30			0,92	101,5	F	0,83	84,4	F	0,91	101,4	F	0,83	84,4
3000w-2-4			0,33			1,01	102,6	F	0,91	93,3	F	1,01	102,5	F	0,91	93,3
Média			0,31			0,93			0,84			0,93			0,84	
3000w-3-1			0,29			0,99	117,9	F	0,85		F	0,99	117,9	F	0,85	100,4
3000w-3-2	343,9	F	0,28	101,5	F	0,96	117,6	F	0,83	100,4	F	0,96	117,6	F	0,83	97,2
3000w-3-3			0,28			0,94	116,9	F	0,81		F	0,94	117,2	F	0,81	95,1
3000w-3-4			0,26			0,88	117,4	F	0,76		F	0,88	117,5	F	0,76	89,4
Média			0,28			0,94			0,81			0,94			0,81	

N_{EF} é a força normal resistente obtida na análise numérica

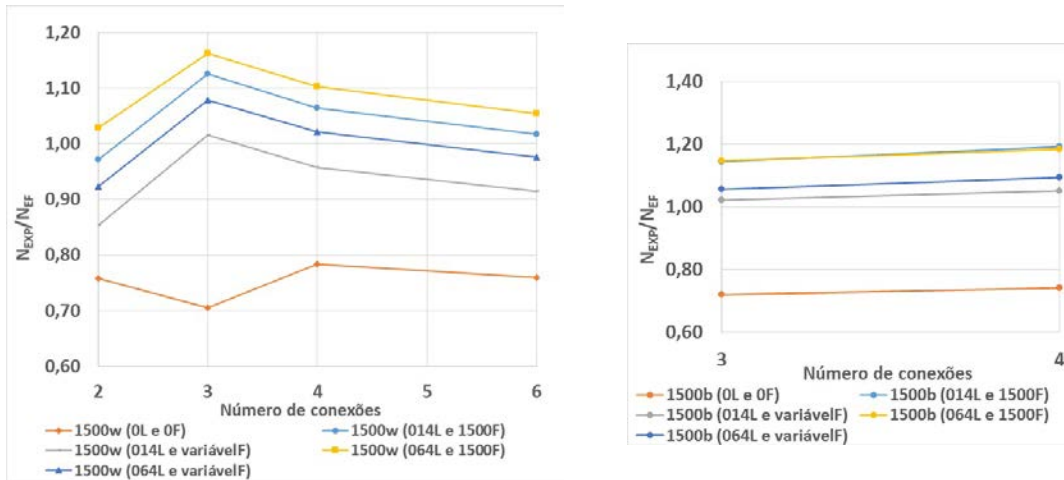
M. I. é o modo de instabilidade observado.

N_{EXP} é a força normal resistente experimental obtida por Dobric et al. [2].

¹Valor de imperfeição global de flexão para cada barra, conforme Tabela 2.

L é a instabilidade local.

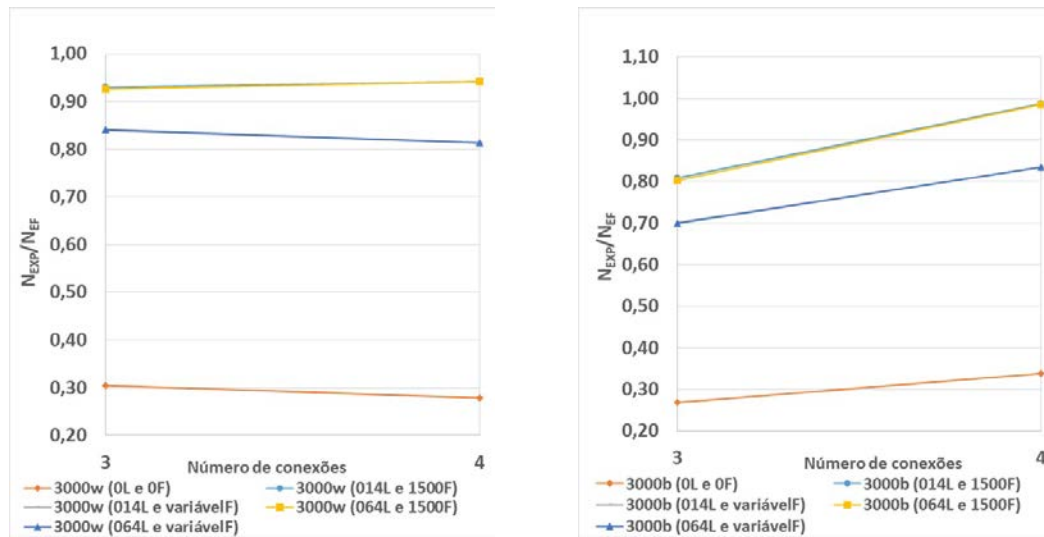
F é a instabilidade global por flexão.



(a) Conexões soldadas

(b) Conexões parafusadas

Figura 9 – Relação média entre a força normal resistente experimental e a numérica (Modelos de 1500mm)



(a) Conexões soldadas

(b) Conexões parafusadas

Figura 10 – Relação média entre a força normal resistente experimental e a numérica (Modelos de 3000mm)

A inserção das imperfeições geométricas referentes aos modos local e global de flexão se mostraram de extrema importância para reproduzir o comportamento dos perfis estudados. Isso fica claro ao analisar a relação entre a força normal resistente experimental e a numérica, a distribuição de tensões de von Mises e os modos de instabilidade observados. Dessa forma, foi essencial a consideração e variação das imperfeições para uma boa relação entre os resultados numéricos e experimentais. Outro ponto a ser comentado é com relação a maior dificuldade de simular o comportamento de perfis com 3000 mm.

Para esse comprimento a utilização de valores maiores de imperfeição global de flexão se mostraram mais eficientes para a análise obtendo valores mais próximos entre as análises numérica e experimental. Por se tratar de comprimento maior, o tipo de instabilidade predominante foi característico global de flexão, assim, explicando essa maior sensibilidade a esse tipo de imperfeição. As Figuras 11 e 12 ilustram os modos de instabilidade típicos e a distribuição de tensões de von Mises observados para os modelos de 1500 mm e 3000 mm, respectivamente.

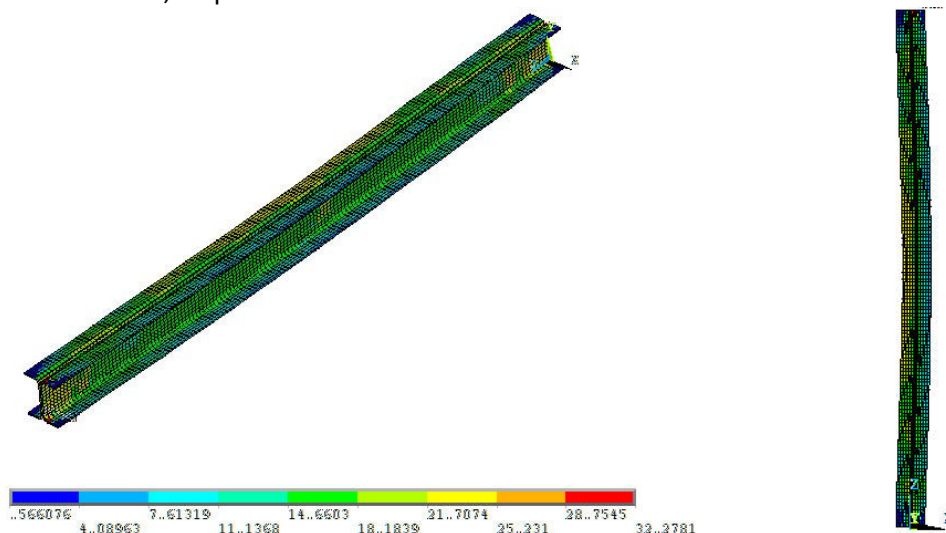


Figura 11 – Modo de instabilidade global de flexão e distribuição de tensões de von Mises para o modelo 1500b-3 (Seção 2U 100x40x4,00 – Imperfeições: $0,64 \cdot t$ (L) e $L_{\text{barra}}/1500$ (F))

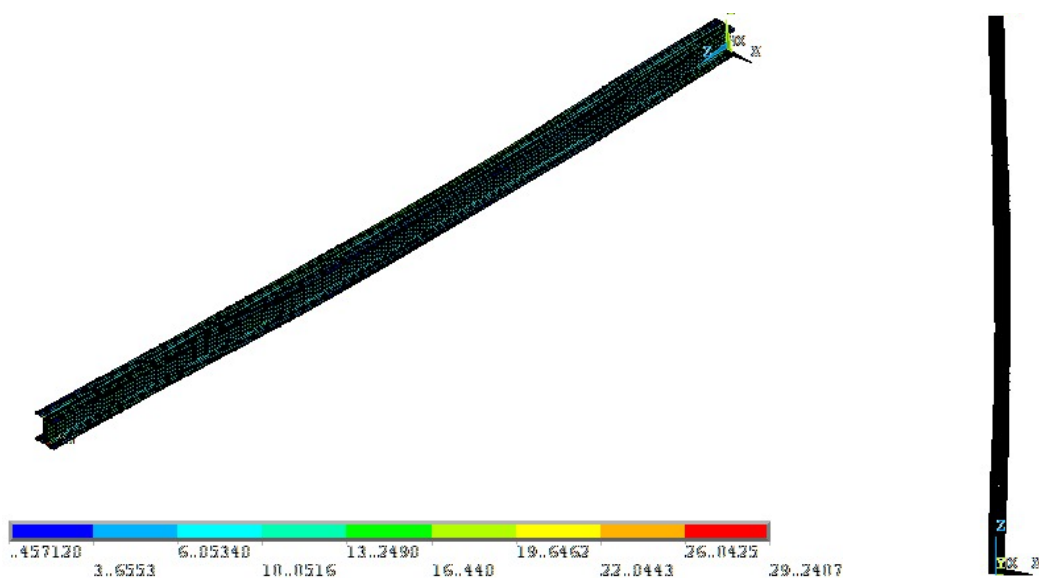


Figura 12 – Modo de instabilidade global de flexão e distribuição de tensões de von Mises para o modelo 3000w-3 (Seção 2U 100x40x4,00 – Imperfeições: $0,64 \cdot t$ (L) e $L_{\text{barra}}/1500$ (F))

A segunda etapa do trabalho consistiu no estudo de diferentes comprimentos e número de conexões. A Tabela 4 apresenta os valores obtidos por meio da simulação numérica para os mesmos perfis, variando-se comprimento em 750, 1500, 2250 e 3000 mm. Para essas simulações foram analisados perfis sem a inserção de conexões até a utilização de 6 conexões soldadas, formando 5 módulos. Foram simulados perfis com imperfeição associada ao modo local igual a $0,64 \cdot t$ e associadas ao modo global de flexão de $L_{\text{barra}}/1500$ e valores medidos experimentalmente por Dobrić et al. [2]. Para situações em que não havia valores medidos de imperfeição global por flexão foi utilizado o valor médio das imperfeições medidas nos ensaios experimentais, obtendo-se $L_{\text{barra}}/9087$.

Como os resultados numéricos obtidos foi realizada a comparação com os valores experimentais e com os calculados pela ABNT NBR 14762 [4], utilizando o Método da Resistência Direta. Para a análise de estabilidade elástica das seções foi o utilizado o programa CUFEM [12], que adota o Método das Faixas Finitas em sua formulação. Vale ressaltar que a análise no CUFEM [12] foi sempre realizada utilizando seções isoladas, já que a ligação entre seções não é contínua. Foram adotadas duas hipóteses de cálculo: uma considerando barras isoladas e outra considerando barra composta, utilizando a esbeltez modificada da ANSI/AISI S100 [3]. Os resultados são apresentados na Tabela 4 e nas Figuras 13 e 14.

Tabela 4 – Comparação dos resultados da análise numérica com experimentais e calculados pela ABNT NBR 14762 [4] (Seção 2U 100x40x4,00)

Modelo (Esbeltez)	N. C.	(a/r _i)		Imp.: 064*t (L) e $L_{\text{barra}}/1500$ (F)				Imp. 064*t (L) e variável (F)				N _{EXP} (kN)	N _{c,Rk} (kN)	N _{c,Rk} * (kN)
				N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EF} /N _{c,Rk}	N _{EF} /N _{c,Rk} *	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EF} /N _{c,Rk}	N _{EF} /N _{c,Rk} *			
750w-0 (46)	0	62	N	196,2	F	0,73	0,63	196,1	F	0,73	0,63	-	268,6	
750w-1 (46)	2	54	N	265,7	F/L	0,93	0,86	271,3	F/L	0,95	0,87	-	286,9	
750w-2 (46)	3	27	S	270,5	F/L	0,81	0,87	275,0	F/L	0,83	0,89	-	332,8	310,5
750w-3 (46)	4	18	S	273,9	F/L	0,80	0,88	278,3	F/L	0,81	0,90	-	342,1	
750w-4 (46)	5	14	S	278,0	F/L	0,80	0,90	282,9	F/L	0,82	0,91	-	345,4	
750w-5 (46)	6	11	S	279,3	F/L	0,81	0,90	284,3	F/L	0,82	0,92	-	347,0	
1500w-0 (92)	0	124	N	123,1	F	1,36	0,88	123,0	F	1,35	0,87	-	90,8	
1500w-1-2 (92)	2	116	N	206,0	F/L	2,08	1,47	230,0	F	2,32	1,64	202,2	99,0	
1500w-1-3 (92)					F	2,08		229,2	F	2,31	1,63	221,7		
1500w-2-1 (92)	3	58	S	209,8	F	1,17		224,6	F	1,25	1,60	246,0		
1500w-2-2 (92)					F	1,17	1,49	228,0	F	1,27	1,62	235,1	180,0	
1500w-2-3 (92)					F	1,17		225,8	F	1,25	1,61	250,4		
1500w-3-1 (92)	4	42	S	214,7	F/L	1,05		232,4	F/L	1,14	1,65	243,6		140,6
1500w-3-2 (92)					F/L	1,05	1,53	231,8	F/L	1,13	1,65	249,6	204,5	
1500w-3-3 (92)					F/L	1,05		230,9	F/L	1,13	1,64	216,7		
1500w-4 (92)					F/L	1,01	1,54	233,3	F/L	1,09	1,66	-	213,9	
1500w-5-1 (92)	5	29	S	215,9	F/L	1,00		237,6	F/L	1,09	1,69	217,7		
1500w-5-2 (92)					F/L	1,00	1,55	234,8	F/L	1,08	1,67	228,7	218,4	
1500w-5-3 (92)					F/L	1,00		233,4	F/L	1,07	1,66	242,0		
2250w-0 (138)	0	187	N	72,8	F	1,80	1,16	74,7	F	1,85	1,20	-	40,3	
2250w-1 (138)	2	179	N	135,2	F/L	3,16	2,16	157,1	F+L	3,67	2,51	-	42,7	
2250w-2 (138)	3	89	S	135,6	F	1,69	2,17	157,1	F	1,95	2,51	-	80,4	
2250w-3 (138)	4	60	S	144,5	F	1,50	2,31	167,6	F	1,74	2,68	-	96,1	62,5
2250w-4 (138)	5	45	S	145,9	F	1,41	2,33	171,3	F	1,66	2,74	-	103,2	
2250w-5 (138)	6	36	S	147,8	F	1,38	2,36	172,9	F	1,62	2,77	-	106,8	

Continua...

... Continuação da Tabela 4.

Modelo (Esbeltez)	N. C.	(a/r _i)	Imp.: 064*t (L) e					Imp. 064*t (L) e variável (F)					N _{EXP} (kN)	N _{C,RK} (kN)	N _{C,RK} * (kN)
			L _{barra} /1500 (F)		L _{barra} /1500 (F)			L _{barra} /1500 (F)		L _{barra} /1500 (F)					
			N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EF} / N _{C,RK}	N _{EF} / N _{C,RK} *	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EF} / N _{C,RK}	N _{EF} / N _{C,RK} *					
3000w-0 (184)	0	249	N	53,1	F	2,34	1,51	52,8	F	2,33	1,50	-	22,7		
3000w-1 (184)	2	241	N	91,0	F	3,84	2,59	106,9	F	4,51	3,04	-	23,7		
3000w-2-1 (184)					F	2,06		101,9	F	2,27	2,90	79,3			
3000w-2-2 (184)					F	2,06		101,5	F	2,26	2,89	85,8			
3000w-2-3 (184)	3	121	S	92,5	F	2,06	2,63	101,4	F	2,26	2,88	84,4	44,9		
3000w-2-4 (184)					F	2,06		102,5	F	2,28	2,92	93,3			
3000w-3-1 (184)					F	1,88		117,9	F	2,19	3,35	100,4			35,2
3000w-3-2 (184)					F	1,88		117,6	F	2,18	3,35	97,2			
3000w-3-3 (184)	4	80	S	101,5	F	1,88	2,89	117,2	F	2,17	3,33	95,1	53,9		
3000w-3-4 (184)					F	1,88		117,5	F	2,18	3,34	89,4			
3000w-4 (184)	5	60	S	104,8	F	1,81	2,98	123,9	F	2,14	3,52	-	57,9		
3000w-5 (184)	6	48	S	107,1	F	1,79	3,05	132,3	F	2,21	3,76	-	60,0		

N. C. é o número de conexões ao longo do comprimento.

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 [4] e ANSI/AISI S100 [3].

S indica que a esbeltez entre conexões atende ao critério $(a/r_i) < 0,5*\lambda$.

λ é o índice de esbeltez máximo da barra.

N_{EF} é a força normal resistente obtida na análise numérica.

M. I. é o modo de instabilidade observado.

N_{EXP} é a força normal resistente experimental obtida por Dobric et al. [2].

N_{C,RK} é a força normal resistente calculada considerando seção dupla com $(KL/r)_{mod}$ pelo Método da Resistência Direta.

N_{C,RK}* é a força normal resistente calculada considerando seções isoladas pelo Método da Resistência Direta.

L é o modo de instabilidade local.

F é o modo de instabilidade global por flexão.

$(KL/r)_{mod}$ é o índice de esbeltez modificado.

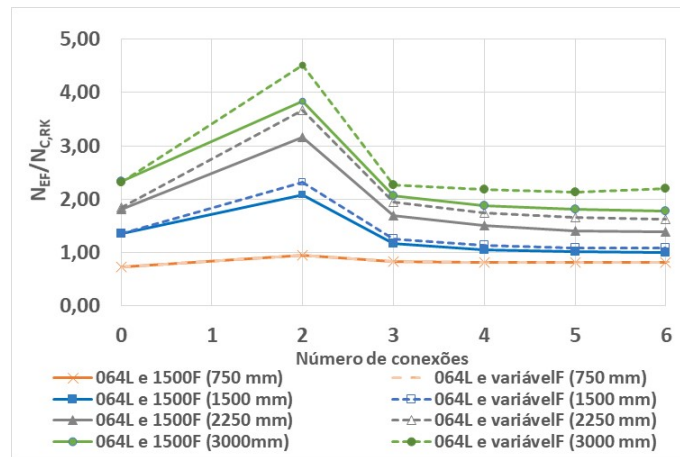


Figura 13 – Relação entre a força normal resistente numérica e a obtida pela ABNT NBR 14762 [4] considerando seção composta (Seção 2U 100x40x4,00)

A Figura 13 refere-se ao gráfico comparativo dos valores encontrados na análise numérica e os calculados pela ABNT NBR 14762 [4], evidenciando a discrepância entre eles. Além disso, a relação

predominantemente encontrada foi de subdimensionamento, sendo que, a relação entre força normal resistente numérica e força normal resistente obtida pela ABNT NBR 14762 [4] foi maior do que 1,0 para a maioria dos casos. Essa diferença é ampliada de acordo com o aumento do comprimento dos perfis atingindo valores próximos a 4,50 em alguns casos para comprimentos iguais a 3000 mm. Os únicos casos de superdimensionamento ocorreram para perfis de 750 mm, em que, a relação apresentou valores inferiores a 1,0. Outra análise realizada foi com relação a influência do número de conexões na força normal resistente dos perfis, conforme apresentado na Figura 14.

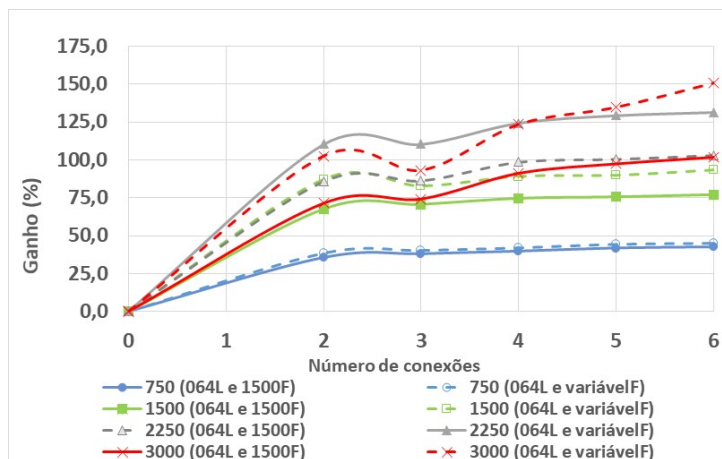


Figura 14 – Influência do número de conexões na força normal resistente (Seção 2U 100x40x4,00)

O aumento de resistência se torna mais relevante para perfis com comprimentos maiores, sendo que, para 750 mm esse aumento é de aproximadamente 5% ao comparar perfis com duas e seis conexões, como é apresentado na Figura 14, obtendo ganhos significativos apenas quando comparados perfis sem conexões e perfis com conexões nas extremidades (ganho de 38%). Os perfis com maior comprimento apresentam um ganho significativo ao se comparar condições sem conexões e com conexões nas extremidades (em torno de 50% para perfis de 3000 mm). Entretanto, a maior diferença é visível ao analisar a presença de conexões intermediárias. Nesses casos, quanto maior o comprimento, maior o ganho e maior a eficiência da adição de mais conexões. Exemplo disso, o ganho de perfis de 1500 mm é de 1,3% comparando duas com seis conexões. Já em perfis de 3000 mm o ganho é de 24,5% nas mesmas condições.

A última etapa do trabalho foi a extrapolação da análise numérica, objetivando, dessa maneira, estudar qual a influência da espessura dos perfis e como os procedimentos normativos adotados se relacionam com a análise numérica do programa ANSYS [1]. Para essa etapa foi considerado uma chapa de 2 mm e perfis com raio interno de dobra igual a 4 mm, ou seja, a seção 2U 100x40x2,00. Foram adotadas imperfeições de $0,64 \cdot t$ associada ao modo local e $L_{\text{barra}}/1500$ e $L_{\text{barra}}/9087$ associadas ao modo global de flexão; sendo $L_{\text{barra}}/9087$ a média dos valores medidos experimentalmente por Dobrić et al. [2]. Os resultados obtidos estão representados na Tabela 5 e nas Figuras 15 e 16.

Tabela 5 – Comparação dos resultados da análise numérica com os calculados pela ABNT NBR 14762 [4]
(Seção 2U 100x40x2,00)

Modelo (Esbeltez)	N. C.	(a/r _i)	Imp.: 064*t (L) e						Imp. 064*t (L) e				N _{c,RK} (kN)	N _{c,RK} * (kN)
			L _{barra} /1500 (F)			L _{barra} /9087 (F)			L _{barra} /9087 (F)		L _{barra} /9087 (F)			
			N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EF} / N _{c,RK}	N _{EF} / N _{c,RK} *	N _{EF} (kN)	M. I.	N _{EF} / N _{c,RK}	N _{EF} / N _{c,RK} *				
750w-0 (46)	0	59	N	82,6	F	0,58	0,57	82,6	F	0,58	0,57	142,5		
750w-1 (46)	2	51	N	108,2	L	0,73	0,75	111,2	L	0,75	0,77	148,3		
750w-2 (46)	3	26	N	111,0	L	0,68	0,77	113,5	L	0,70	0,79	162,3		
750w-3 (46)	4	17	S	108,5	L	0,66	0,75	112,1	L	0,68	0,78	165,0	143,7	
750w-4 (46)	5	13	S	116,2	L	0,70	0,81	119,5	L	0,72	0,83	166,0		
750w-5 (46)	6	10	S	121,7	L	0,73	0,85	127,4	L	0,77	0,89	166,4		
1500w-0 (92)	0	118	N	51,7	F	0,87	1,05	51,7	F	0,87	0,65	59,6		
1500w-1 (92)	2	111	N	83,7	F/L	1,27	1,05	95,5	F/L	1,45	1,20	65,7		
1500w-2 (92)	3	55	N	83,6	F/L	0,70	1,01	92,8	F/L	0,77	1,17	120,0	79,6	
1500w-3 (92)	4	37	S	80,2	F/L	0,62	1,09	89,3	F/L	0,69	1,12	129,9		
1500w-4 (92)	5	28	S	86,6	F/L	0,65	1,07	96,5	F/L	0,72	1,21	133,5		
1500w-5 (92)	6	22	S	84,8	F/L	0,63	0,38	93,3	F/L	0,69	1,17	135,2		
2250w-0 (138)	0	177	N	30,6	F	1,15	0,83	30,6	F	1,15	0,83	26,5		
2250w-1 (138)	2	170	N	50,4	F/L	0,77	1,36	60,1	F/L	0,92	1,63	65,7		
2250w-2 (138)	3	85	N	51,4	F	0,43	1,39	58,0	F/L	0,48	1,57	120,0	37,0	
2250w-3 (138)	4	57	S	53,0	F	0,41	1,43	61,7	F/L	0,47	1,67	129,9		
2250w-4 (138)	5	42	S	53,6	F	0,40	1,45	62,0	F/L	0,46	1,68	133,5		
2250w-5 (138)	6	34	S	54,1	F	0,40	1,46	63,6	F/L	0,47	1,72	135,2		
3000w-0 (184)	0	236	N	19,8	F	1,33	0,95	19,8	F	1,33	0,95	14,9		
3000w-1 (184)	2	237	N	30,8	F	1,97	1,48	37,3	F/L	2,39	1,80	15,6		
3000w-2 (184)	3	114	N	31,8	F	0,96	1,53	37,3	F/L	1,13	1,79	33,1	20,8	
3000w-3 (184)	4	76	S	33,1	F	0,79	1,59	37,9	F/L	0,91	1,82	41,7		
3000w-4 (184)	5	57	S	33,7	F	0,73	1,62	40,2	F/L	0,87	1,93	45,9		
3000w-5 (184)	6	46	S	34,0	F	0,71	1,64	40,5	F/L	0,84	1,95	48,1		

N. C. é o número de conexões ao longo do comprimento.

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 [4] e ANSI/AISI S100 [3].

S indica que a esbeltez entre conexões atende ao critério $(a/r_i) < 0,5*\lambda$.

λ é o índice de esbeltez máximo da barra.

N_{EF} é a força normal resistente obtida na análise numérica.

M. F. é o modo de instabilidade observado.

N_{c,RK} é a força normal resistente calculada considerando seção dupla com $(KL/r)_{mod}$ pelo Método da Resistência Direta.

N_{c,RK}* é a força normal resistente calculada considerando seções isoladas pelo Método da Resistência Direta.

L é o modo de instabilidade local.

F é o modo de instabilidade global por flexão.

$(KL/r)_{mod}$ é o índice de esbeltez modificado.

Com relação aos perfis com seção 2U 100x40x2,00, as imperfeições mostraram-se mais relevantes em comprimentos maiores. Essa diferença novamente se justifica pelo modo de instabilidade observado nos modelos analisados. Assim, para barras de maior comprimento, a predominância de flexão fez com que variações nas imperfeições globais fossem mais expressivas na força normal resistente.

Com relação aos valores obtidos por meio da ABNT NBR 14762 [4] houve mudanças significativas. Mesmo com valores da relação entre força normal resistente numérica e força normal resistente obtida pela ABNT NBR 14762 [4] mais próximos de 1,0 (Figura 15) a preocupação com a segurança mostra-se visível, já que neste caso a maioria dos resultados foram contra a segurança. As Figuras 17 e 18 ilustram

os modos de instabilidade típicos e a distribuição de tensões de von Mises observados para os modelos de 1500 mm e 3000 mm, respectivamente.

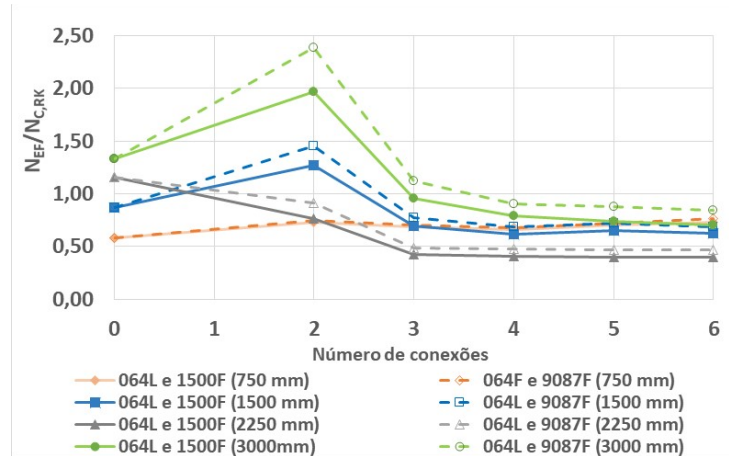


Figura 15 – Relação entre a força normal resistente numérica e a obtida pela ABNT NBR 14762 [4] (Seção 2U 100x40x2,00)

Com relação ao ganho de resistência das barras (Figura 16), com a adição de conexões foi claro o grande salto encontrado ao se adicionar duas conexões nas extremidades, sendo, 47,5% para comprimento igual a 750 mm e 104% para 1500 mm. O acréscimo de mais conexões intermediárias possui caráter crescente na resistência, apresentando aumento ao comparar duas e seis conexões iguais à 14,4% e 8,1% para 750 e 3000 mm, respectivamente.

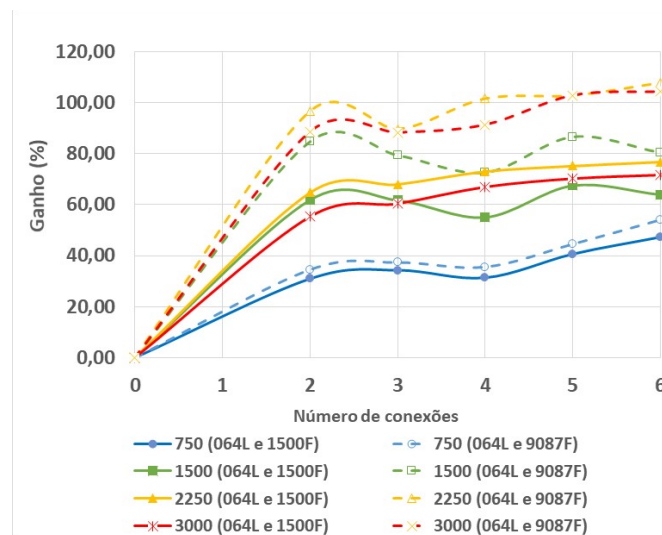


Figura 16 – Influência do número de conexões na força normal resistente(Seção 2U 100x40x2,00)

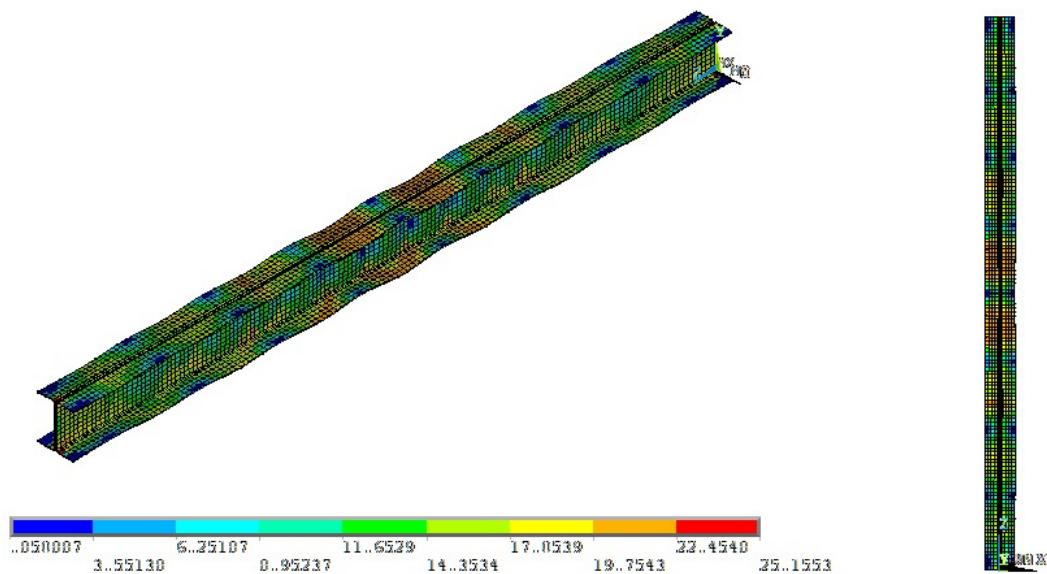


Figura 17 – Modos de instabilidade local e global por flexão e distribuição de tensões de von Mises para o modelo 1500w-3 (Seção 2U 100x40x2,00 – Imperfeições: $0,64 \cdot t$ (L) e $L_{\text{barra}}/1500$ (F))

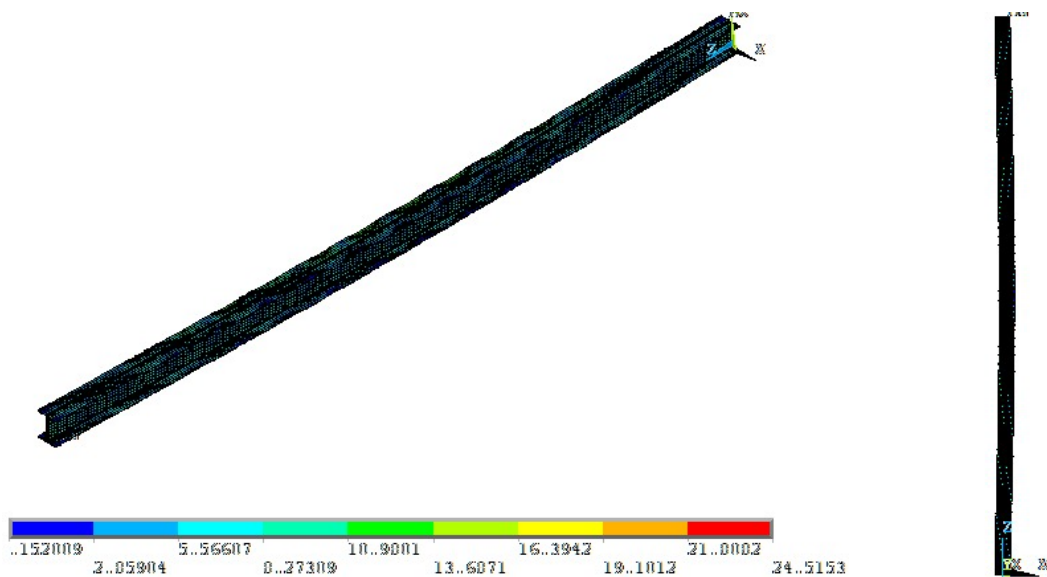


Figura 18 – Modos de instabilidade local e global por flexão e distribuição de tensões de von Mises para o modelo 3000w-4 (Seção 2U 100x40x2,00 – Imperfeições: $0,64 \cdot t$ (L) e $L_{\text{barra}}/9087$ (F))

4 CONCLUSÃO

Os resultados obtidos na análise numérica dos perfis de aço formados a frio em seção composta formada por duplo “U”, mostraram-se eficientes para o estudo e conclusões referentes a área. Além disso, foi possível observar a eficiência da análise numérica ao comparar com dados experimentais, permitindo, dessa maneira, a possibilidade de extrapolação da análise. Entretanto, os resultados se mostraram válidos para a análise numérica apenas ao se considerar a presença de imperfeições geométricas iniciais nos perfis.

Outro ponto de extrema importância proveniente dos resultados é com relação à ineficiência da ABNT NBR 14762 [4] e ANSI/AISI S100 [3] para descrever o comportamento das seções compostas em duplo “U”. Os valores encontrados tiveram predominantemente caráter antieconômico ou contra a segurança, variando em função da esbeltez local e global dos perfis. De uma forma geral, para perfis com maior esbeltez local o procedimento foi contra a segurança e para perfis com menor esbeltez conservadores.

Ao se analisar a presença de conexões nos perfis estudados, fica claro a grande importância da sua adição nas extremidades, em que, para todos os casos houve um aumento significativo na resistência a compressão. Já para a presença de conexões intermediárias, o ganho de resistência se mostrou mais relevante em perfis que possuíam predominância da instabilidade global.

Assim, tais conclusões evidenciam a validade dos resultados obtidos e contribuem para proporcionar maior contribuição sobre o comportamento de perfis compostas de aço formado a frio em seção duplo “U” submetidas à compressão.

Agradecimentos

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

REFERÊNCIAS

[1] ANSYS. Structural non linearities. v.13.0. Houston, USA; 2011.

[2] DOBRIĆ, J.; MARKOVIĆ, Z.; BUDEVAC, D.; SPREMIĆ, M.; FRIC, N. Resistance of cold-formed built-up stainless-steel columns – Part I: Experiment. Journal of Constructional Steel Research. 2018; v.145; p. 552-572.

[3] AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. ANSI/AISI S100. North American specification for the design of cold-formed steel structural members. Washington, DC: AISI, 2020.

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

- [5] BECQUE, J.; RASMUSSEN, K. J. R. (2009). Experimental Investigation of the Interaction of Local and Overall Buckling of Stainless Steel I-Columns. *Journal of Structural Engineering*. 2009; v. 135 (11); p. 1340-1348.
- [6] MACEDO, G. C.; MAIA, W. F. Análise numérica de perfis de aço formados a frio em seção “I” constituída por duplo “U” submetidos à compressão. *Colloquim Exactarum*. 2020; v.12; p.95 - 110.
- [7] DOBRIĆ, J.; MARKOVIĆ, Z.; BUDEVAC, D.; SPREMIĆ, M.; FRIC, N. Resistance of cold-formed built-up stainless steel columns – Part II: Numerical simulation. *Journal of Constructional Steel Research*. 2018; v.140, p. 247-260.
- [8] CHODRAUI, G. M. B. Análise teórica e experimental de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão. Tese de Doutorado. São Carlos. Escola de Engenharia de São Carlos/Universidade de São Paulo; 2006.
- [9] 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*. 2016; v.121, p. 398-412.
- [10] SILVA, L. H. L.; MAIA, W. F. Análise numérica paramétrica de perfis de aço formados a frio em seção duplo U afastados com travejamento em quadro sob compressão. *Revista da Estrutura de Aço*. 2023; v.12;p.191-210.
- [11] SCHAFER, B. W.; PEKÖZ, T. Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. *Journal of Constructional Steel Research*. 1998; v. 47; p. 193-210.
- [12] SCHAFER, B. W. Finite strip analysis of thin-walled members. In: CUFMS: Cornell University – Finite Strip Method, 2001.