



Contribuição tecnocientífica ao Construmetal 2025
10º Congresso Latino-americano da Construção Metálica
09 de setembro de 2025, São Paulo - SP, Brasil

Tema: Ligações: concepção, projeto e elementos de fixação

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO E OTIMIZAÇÃO NUMÉRICA DE LIGAÇÕES SOLDADAS ENTRE PILARES TUBULARES CIRCULARES DE AÇO E CHAPAS DIAFRAGMA EXTERNAS

Alex Eduardo Guerreiro Massoneto¹

Renato Silva Nicoletti²

Emerson Alexandro Bolandim³

RESUMO

No Brasil, a ausência de normas técnicas e literatura específica dificulta o cálculo da capacidade resistente de chapas diafragma externas para ligações rígidas entre pilares tubulares circulares e vigas em perfil “I” de aço. O presente estudo realizou uma avaliação numérica, utilizando o método dos elementos finitos via *software* Ansys, possibilitando a compreensão do comportamento mecânico e a otimização do cálculo desse tipo específico de ligação. A análise paramétrica considerou variações nas dimensões das chapas diafragma, no tipo de carregamento e no nível de compressão aplicados no pilar, utilizando como base a capacidade resistente à plastificação do pilar, totalizando 90 modelos. Por meio das análises, observaram-se reduções de até 55% na quantidade de solda necessária para realizar a ligação entre as chapas diafragma e o pilar, sendo dispensável a soldagem completa da interface no caso de chapas com maiores larguras. Também foi observado, para alguns casos, que nem toda largura da chapa diafragma é solicitada, sendo obtidas tensões nulas em até 45% da sua área. Por fim, concluiu-se que o nível de compressão no pilar é favorável para o comportamento das ligações, de modo que a redução da área resistente necessária da chapa pode ser de até 25%.

Palavras-chave: Ligações soldadas; Chapas diafragma externas; Pilares tubulares circulares; Análise numérica por elementos finitos.

EVALUATION OF THE BEHAVIOR AND NUMERICAL OPTIMIZATION OF WELDED JOINTS BETWEEN CIRCULAR HOLLOW SECTION STEEL COLUMNS AND EXTERNAL DIAPHRAGM PLATES

Abstract

In Brazil, the lack of technical standards and specific literature complicates the calculation of the load-bearing capacity of external diaphragm plates used in rigid connections between circular hollow section steel columns and steel I-beams. This study conducted a numerical evaluation through the finite element method using Ansys, providing insights into the mechanical behavior and optimization of calculations for this type of connection. The parametric analysis examined variations in the dimensions of the diaphragm plate, loading type, and column compression level. The study was based on the plastic load-bearing capacity of the column and included 90 models. Results showed that the welding required to connect the diaphragm plates to the column could be reduced by up to 55%, indicating that complete welding may not be necessary for plates with larger widths. Additionally, in some cases, it was found that not the entire width of the diaphragm plate is required, as zero stresses were recorded in up to 45% of its area. In conclusion, the level of compression in the column positively influences the performance of these connections, allowing for a reduction of up to 25% in the necessary load-bearing area of the plate.

Keywords: Welded connections; External diaphragm plates; Circular hollow sections columns; Finite element analysis.

¹ Engenheiro Civil pela Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" (FEIS/UNESP). Calculista e Projetista em empresa especializada na elaboração de projetos estruturais, avaliação de capacidade portante e inspeção técnica em estruturas de concreto armado, estruturas de concreto protendido, estruturas de aço, estruturas mistas de aço e concreto e estruturas de madeira, com ênfase em reforço estrutural e Obras de Arte Especiais (OAE's). São Paulo - SP, Brasil.

² Engenheiro Civil pela Universidade Federal de São Carlos (UFSCar). Doutor em Engenharia Civil, ênfase em Estruturas e Geotecnia, pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de São Carlos (UFSCar). Professor Doutor do Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (SET / EESC / USP). São Carlos - SP, Brasil.

³ Engenheiro Civil pela Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" (FEIS / UNESP). Doutor em Engenharia de Estruturas pela Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo (EESC / USP). Professor Doutor do Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho" (DEC / FEIS / UNESP). Ilha Solteira - SP, Brasil.

1. INTRODUÇÃO

No Brasil, segundo pesquisas elaboradas pelo Centro Brasileiro da Construção em Aço – CBCA [1], o setor industrial responsável pela produção de estruturas de aço vem apresentando acentuado e constante crescimento nos últimos anos. Como exemplo, em 2023 as empresas do setor apresentaram um aumento de 2,4% em relação ao ano anterior, em um total de 1,07 milhão de toneladas. Estas estatísticas confirmam a progressiva consolidação do aço como uma alternativa estratégica na construção industrializada.

Quando executadas em aço, as estruturas apresentam várias características positivas, como alta capacidade resistente, leveza, precisão, durabilidade e praticidade. Por estes e outros motivos, o material tende a permitir a idealização de sistemas estruturais otimizados, com maior controle de qualidade e menor tempo de execução [2].

Na Figura 1 é possível observar um edifício de múltiplos pavimentos, composto por elementos de aço e em processo de construção, destacando certas vantagens, como o baixo consumo de material para estruturas de grande porte, a organização do canteiro de obras e a harmonia estética na arquitetura do ambiente.

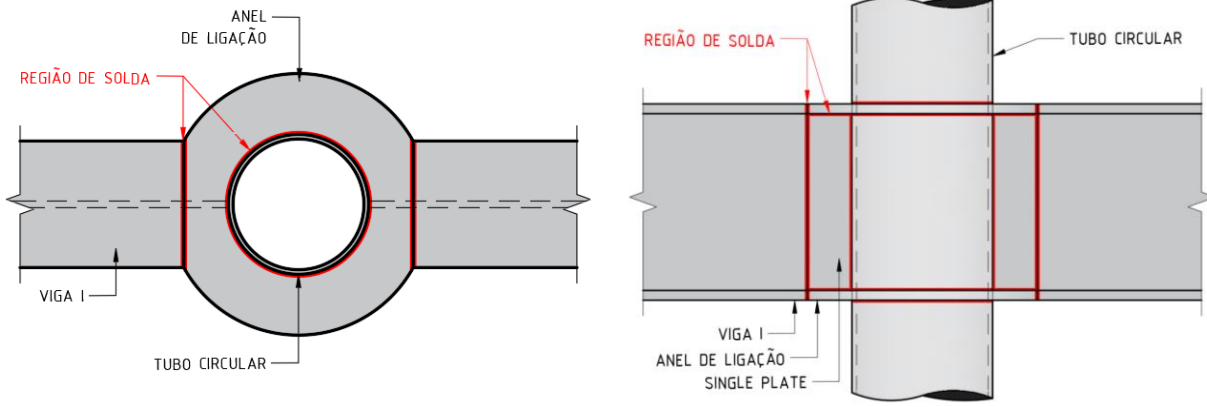
Figura 1: Sistema estrutural para um edifício com estrutura mista de aço e concreto



Fonte: Acervo pessoal dos autores

Ao se tratar de ligações entre as vigas em perfil “I” e pilares tubulares circulares (*Circular Hollow Section* - CHS), comumente observadas em pórticos rígidos de edifícios altos, é possível a utilização de chapas diafragma externas, comumente conhecidas como anéis de ligação, compondo uma ligação rígida, capaz de transferir força axial, momento fletor e força cortante, sem significativa rotação relativa entre a viga e o pilar [3]. Pela Figura 2 é possível a visualização de um modelo de ligação entre vigas em perfil “I” e pilares CHS bastante utilizado, realizada por meio de chapas diafragma externas.

Figura 2: Modelo de ligação de pórtico entre um pilar CHS e vigas em perfil “I”



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Neste contexto, as vigas em perfil “I” se sobressaem pelo elevado momento de inércia em comparação à quantidade de material empregado, demonstrando bom desempenho em situações de flexão. Adicionalmente, os pilares CHS são valorizados por sua rigidez torcional elevada, simetria radial e relação otimizada entre capacidade resistente e peso [4 - 8].

Outrossim, a transição entre elementos com geometrias tão distintas gera incompatibilidades geométricas e desafios na transferência eficiente dos esforços, o que limita o uso de ligações soldadas ou parafusadas convencionais. Desta forma, o uso de chapas diafragma externas na ligação surge como uma solução amplamente utilizada para superar tais limitações, pois são idealizadas para envolver o contorno do pilar, sendo rigidamente soldadas a tal elemento [7; 9].

Estudos como os de Cheng e Chung [10], Fukumoto e Morita [11], Schneider *et al.* [12] e Wang *et al.* [13], demonstraram que as chapas diafragma externas, quando adequadamente dimensionadas, conferem adequado comportamento estrutural, sem comprometer a estabilidade global do sistema. Além disso, simplificam a execução, por serem fabricadas para soldagem direta sem a necessidade de cortes complexos, conforme constatado pela Figura 3, além de proporcionarem maior estabilidade local e global ao sistema [7; 14].

Figura 3: Exemplo de ligação de pórtico entre um pilar CHS e vigas em perfil “I”



Fonte: Acervo pessoal dos autores

A ligação anteriormente citada deve apresentar comportamento dúctil, possibilitando a formação de rótula plástica, sem que haja o colapso estrutural. Dessa maneira, é necessário que ela suporte os esforços solicitantes oriundos das vigas, sem apresentar problemas de estabilidade ou rupturas localizadas (casos B, D, E, F e G, da Figura 4). Respeitadas essas características, toda a resistência dos materiais será esgotada, otimizando o sistema e garantindo a segurança estrutural [9; 12; 15].

Desta forma, para evitar possíveis colapsos na ligação, conforme previsto pelo EN 1993-1-8 [16], deve-se atentar principalmente à plastificação da seção transversal das chapas diafragma (casos A e C, da Figura 4) ou do pilar (casos B, C e D, da Figura 4), à ruptura das soldas (caso E, Figura 4), às possíveis punções na parede do tubo (caso B e D, da Figura 4) e ao cisalhamento da face do pilar na região tracionada (caso D, da Figura 4), mesmo que o último caso seja minimizado pela geometria da chapa diafragma [12].

A geometria da chapa diafragma de ligação também deve ser considerada, de modo que haja a menor concentração de tensão possível no fluxo de cargas. Isto é, deve-se evitar vincos que fragilizem a chapa, gerando a possibilidade de rupturas localizadas, conforme ilustrado pelos casos F e G, da Figura 4 [17; 18].

A respeito da região do painel (RP), localizada entre as chapas diafragma externas e que inclui a circunferência que recebe a solda, é de crucial importância para a capacidade resistente e rigidez final do pórtico, uma vez que é nessa região que ocorrem as transferências de forças entre a viga e o pilar. Logo, a sua capacidade resistente e, conseqüentemente, o desempenho da ligação depende fundamentalmente das soldas, já que elas são o meio mecânico que possibilita a interação entre os componentes [7; 19].

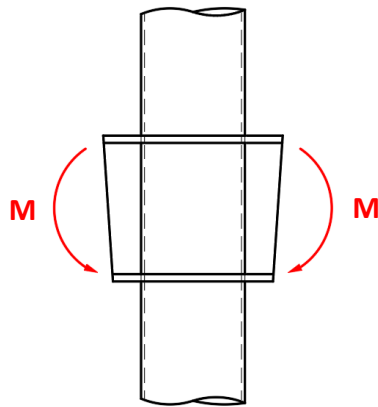
Em relação aos procedimentos normativos sobre o comportamento mecânico desse tipo de ligação, Kurobane *et al.* [20], Kamba e Kanatani [17] e Packer e Henderson [3] apresentam modelos analíticos de cálculo para a determinação da capacidade resistente da chapa diafragma externa. Adicionalmente, devido à escassez de estudos específicos sobre o comportamento da solda a ser empregada na interface entre o pilar e a chapa diafragma, sua determinação tende a ser conservadora, resultando em consumo excessivo de material e maior tempo de execução [15].

A ausência de diretrizes normativas claras para o dimensionamento das soldas e a falta de estudos que correlacionem a geometria das ligações à sua eficiência mecânica, também são fatores determinantes na incorporação deste tipo de método construtivo. Este fator desacelera o avanço da construção em aço no Brasil, restringindo a competitividade do aço frente aos demais sistemas construtivos tradicionais, além de desestimular os profissionais da área em adotar esse tipo de solução, devido à insegurança no processo de projeto [7; 21].

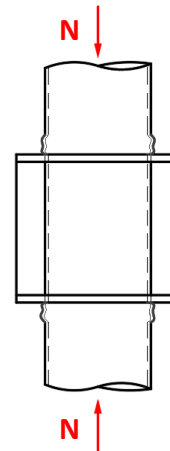
Porém, conforme Wang *et al.* [22] confirmaram em seu estudo, é possível controlar a espessura das chapas e o comprimento da solda para a obtenção da capacidade resistente da ligação à solicitação por momentos fletores, garantindo desempenho estrutural satisfatório conjuntamente com a racionalidade construtiva.

Em contrapartida, caso seja observado o superdimensionamento dos elementos da ligação por meio de chapas diafragma externas, isto implicará em aumento dos custos, consumo excessivo de material, desperdícios e diversos impactos ambientais, que são causados diretamente e indiretamente pelo método construtivo, impondo sérias limitações à difusão dessa solução em projetos, especialmente em países em desenvolvimento, como o Brasil, onde a adoção de estruturas metálicas ainda é influenciada por fatores econômicos e culturais [1].

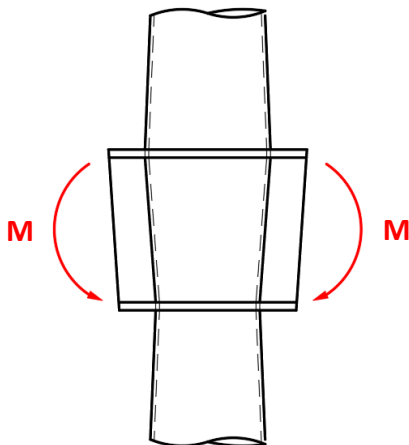
Figura 4: Possíveis falhas de ligações soldadas por meio de chapas diafragma externas



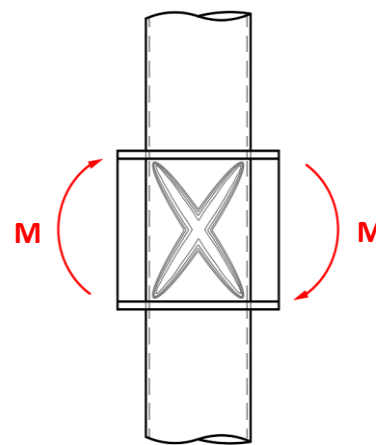
A) Plastificação das chapas diafragma devido momentos fletores



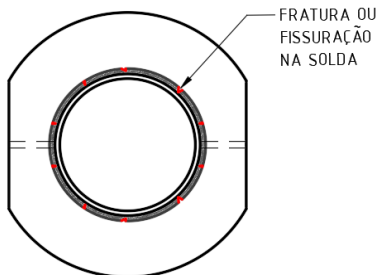
B) Plastificação do pilar tubular circular devido esforços axiais



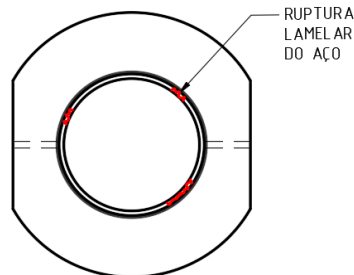
C) Plastificação do pilar tubular circular e/ou chapas diafragma devido momentos fletores



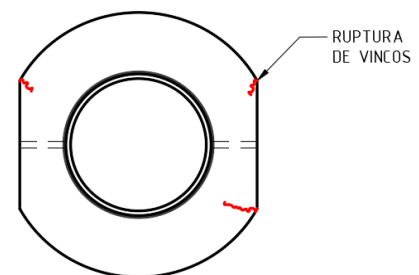
D) Cisalhamento da região de painel, devido, principalmente, aos esforços axiais



E) Insuficiência de resistência da solda de ligação



F) Insuficiência de resistência do aço dos elementos



G) Insuficiência de resistência do aço dos elementos

Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Assim, o objetivo do presente trabalho é investigar, por meio de análises numéricas, o comportamento mecânico de um modelo de ligação rígida entre pilares tubulares circulares de aço e vigas de aço com seção “I”, utilizando chapas diafragma externas associadas a chapas verticais soldadas, destinadas à transmissão de esforços cisalhantes e enrijecimento da ligação (*single plates*), visando a otimização do modelo e à averiguação da capacidade resistente da região do painel, considerando os estágios de carregamento do sistema estrutural.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Para a avaliação do modelo de ligação proposto, foi conduzido um estudo por meio de uma análise paramétrica investigativa, utilizando o pacote de elementos finitos Ansys Mechanical APDL. Diversas geometrias de ligação foram estudadas a partir da variação das dimensões das chapas diafragma, com o auxílio de uma macro (*script*) desenvolvida na linguagem nativa do programa, a *Ansys Parametric Design Language* (APDL).

2.1. Geometria e carregamentos

Para a elaboração da macro, foram consideradas as variáveis associadas às dimensões dos elementos que compõem a ligação, suas propriedades geométricas e as propriedades físicas do aço. Os principais dados utilizados na macro estão apresentados pela Tabela 1 e na Figura 5 e os demais dados, como momento de inércia e de plastificação, foram calculados analiticamente, seguindo os conceitos clássicos da resistência dos materiais.

É importante destacar, que para garantir que as dimensões adotadas para as análises fossem suficientes para resistir às solicitações em todos os casos de carregamento estudados, a capacidade resistente das chapas diafragma externas foram previamente avaliadas de acordo com o *Design Guide - DG 9: For structural hollow section column connections* [20], apresentando respostas positivas para o prosseguimento de modelagem numérica da ligação.

Tabela 1: Dimensões geométricas consideradas para os modelos estudados e propriedades mecânicas do aço.

MODELO	TUBO			VIGAS				CHAPAS DIAFRAGMA	
	ϕ (mm)	t (mm)	L (mm)	h (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	S_c (mm)	t_c (mm)
1	508,00	6,30	5080,00	600,00	250,00	19,00	12,50	105,00	19,00
2	508,00	6,30	5080,00	600,00	250,00	19,00	12,50	140,00	19,00
3	508,00	6,30	5080,00	600,00	250,00	19,00	12,50	175,00	19,00
4	508,00	6,30	5080,00	600,00	250,00	19,00	12,50	210,00	19,00

PROPRIEDADES FÍSICAS DO AÇO

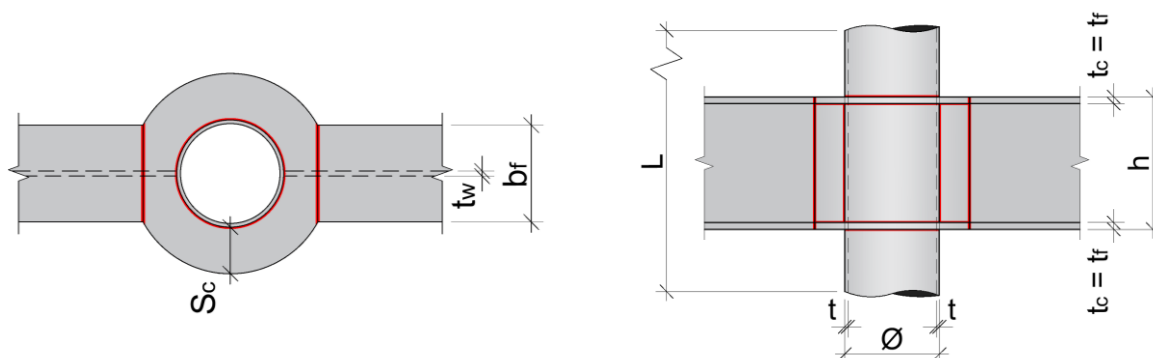
$$f_y = 350,00 \text{ MPa}$$

$$\nu = 0,30$$

$$E = 200 \text{ GPa}$$

Fonte: Elaborado pelos próprios autores

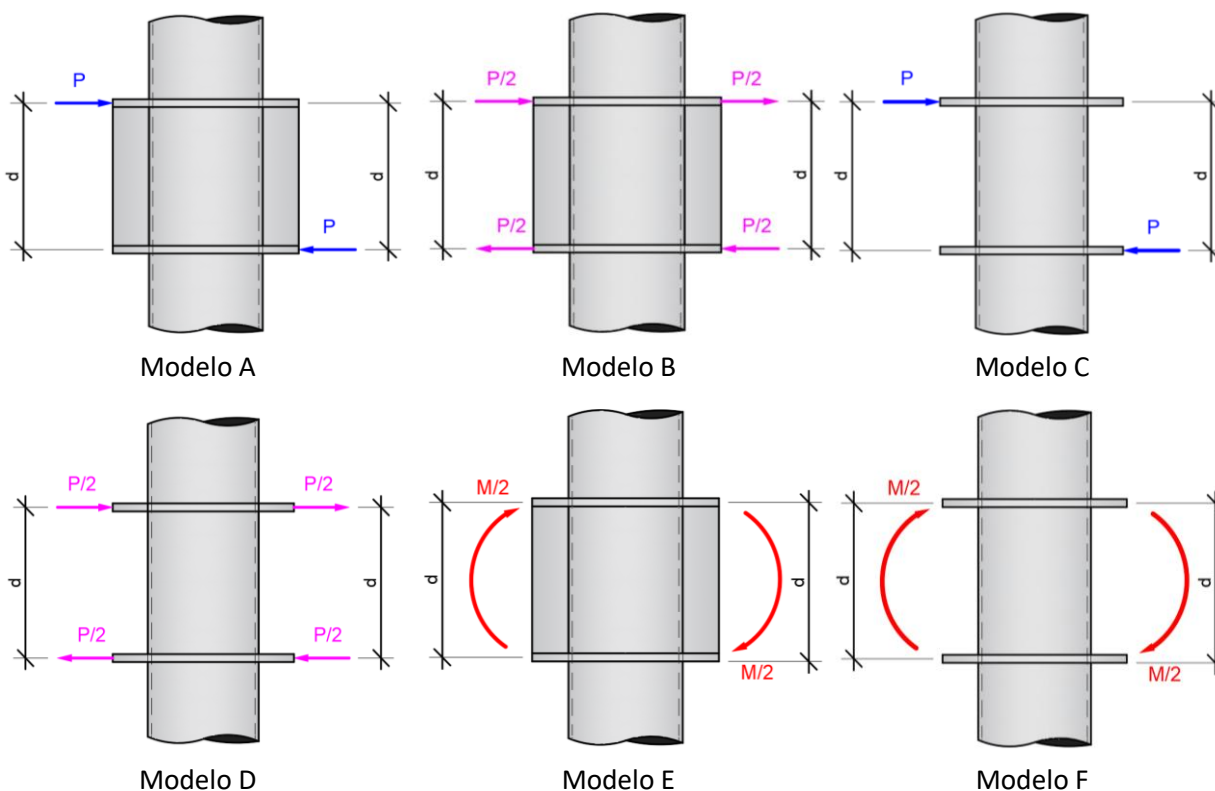
Figura 5: Parâmetros de geometria utilizados para o processamento do modelo



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Para o carregamento na ligação, além de testes com momento fletor (M) com intensidade suficiente para a plastificação do tubo de aço, foram utilizadas forças concentradas (P) equivalentes a esse momento, com o objetivo de confirmar os resultados. Também foram analisados casos sem a presença de *single plates*, utilizados unicamente para verificar se as chapas diafragma externas são capazes de transferir os momentos fletores de forma independente. Cada um dos modelos de carregamento avaliados, estão apresentados adiante, pela Figura 6.

Figura 6: Esquemas de carregamento utilizados para as análises



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

O momento fletor (M) e as forças concentradas (P), foram calculados utilizando as equações (1) e (2).

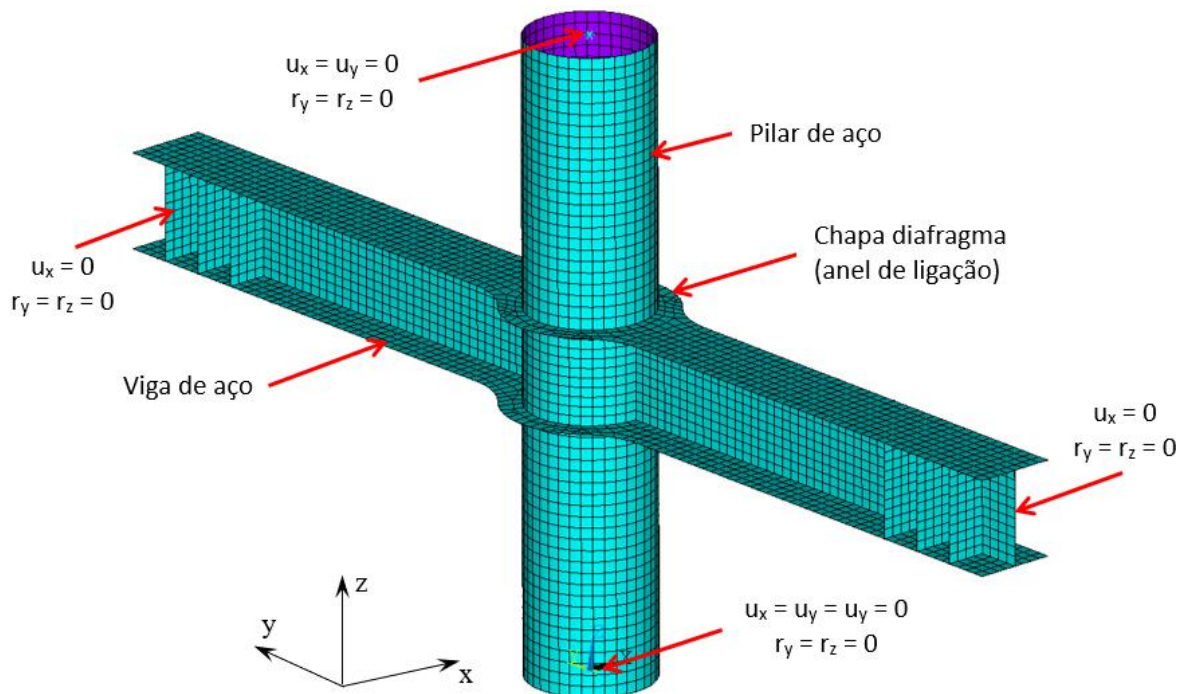
$$M_{pl} = Z \times f_y = 1/6 \times (D_{ext}^3 - D_{int}^3) \times f_y \quad (1)$$

$$P = M_{pl}/d \quad (2)$$

2.2. Calibração do modelo numérico

A fim de verificar o comportamento da estrutura modelada, após o teste de malha, foi realizado o processo de calibração do modelo numérico, também por meio do *software* ANSYS, utilizando análises não lineares físicas e geométricas (GMNA), tomando como referência o protótipo t-0-1 do trabalho de Sui *et al.* [8]. Neste estudo, foram utilizados elementos de casca do tipo *Shell* 181, com quatro nós e seis graus de liberdade por nó, com integração completa e cinco pontos de Gauss ao longo da espessura, adequados para simular o comportamento não linear de cascas finas. As ligações viga-pilar com chapas diafragma externas foram discretizadas com uma malha de tamanho médio igual a 25 mm, conforme ilustra a Figura 7, visando a redução do custo computacional.

Figura 7: Modelo em elementos finitos da ligação viga-pilar utilizada para a calibração



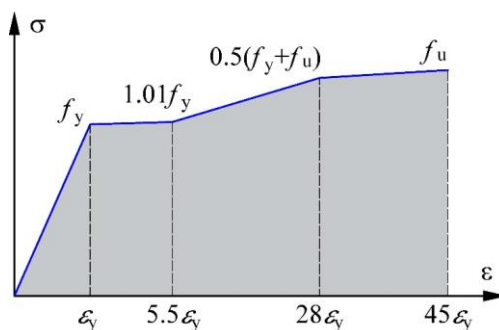
Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Ainda com relação à Figura 7, pode-se observar que não foram consideradas as soldas de filete entre as mesas das vigas e as chapas diafragma externas (anéis de ligação), tampouco a ligação parafusada entre a alma das vigas e as chapas de ligação (*single plates*). As mesas e almas das vigas foram acopladas diretamente às chapas diafragma e às chapas de ligação, respectivamente. Adicionalmente, as análises desconsideraram as imperfeições iniciais de material (tensões residuais) e as imperfeições geométricas iniciais.

Foi aplicado, nas extremidades das vigas, um deslocamento prescrito (δ) de mesma amplitude e sentidos opostos em relação à posição de repouso, com magnitude igual à 1,50 vezes o deslocamento que gera o início de escoamento na região do painel (RP). Também foi considerada uma força de compressão axial (N_{TP}) no topo do pilar, igual a 0,3 vezes a força de plastificação total da seção do pilar (N_{pl}). As condições de contorno, apresentadas na Figura 7, representam um apoio fixo na base do pilar e um apoio móvel no topo do pilar. As pontas das vigas tiveram alguns graus de liberdade restritos, para manter a consistência com o protótipo ensaiado experimentalmente.

As análises contemplaram não linearidades físicas e geométricas, sendo o comportamento plástico do aço simulado de acordo com o modelo constitutivo proposto por Earls [23; 24], de acordo com a Figura 8, sendo abordado por meio de um diagrama multilinear com encruamento cinemático, seguindo o critério de escoamento de von Mises e uma regra associativa para o fluxo plástico. Na Figura 9, f_y é a resistência ao escoamento do aço, f_u a resistência à ruptura do aço e ε_y a deformação elástica referente à f_y . O método do comprimento de arco (*arc-length method*) foi utilizado para resolver o problema estrutural não linear.

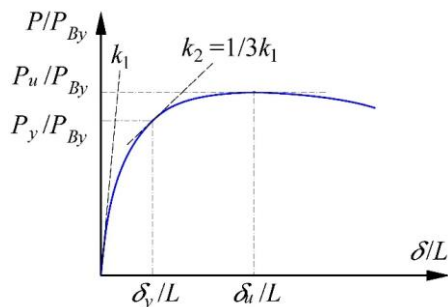
Figura 8: Modelo constitutivo quadrilinear de Earls [23; 24]



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Prosseguindo com a calibração do modelo numérico, foi utilizada a estratégia empregada por Wang *et al.* [22] para a determinação da capacidade resistente da ligação perante o início de escoamento (P_y) e a capacidade resistente última (P_u), conforme define a Figura 9.

Figura 9: Modelo para a determinação da capacidade resistente da ligação viga-pilar



Fonte: Adaptado de Wang *et al.* [22]

Na Figura 9, P é o valor da força equivalente aplicada no modelo, referente ao deslocamento prescrito δ ; L é o vão efetivo da viga de aço; P_{By} é a força de início de escoamento da viga; P_y é a força referente ao

início de escoamento da ligação, calculada por meio da curva normalizada ilustrada na Figura 10, quando a rigidez tangente do *subassembly*, k_2 , é igual a um terço da rigidez inicial, k_1 ; δ_y é o deslocamento na ponta da viga referente à força P_y ; P_u é a força última da ligação, obtida como sendo o ponto mais alto da curva antes da diminuição da capacidade resistente; δ_u é o deslocamento na ponta da viga referente à força P_u .

2.3. Teste de malha

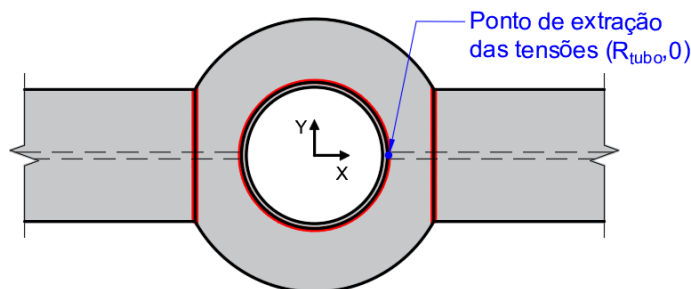
Visando a maior precisão nas respostas obtidas pelo *software*, também foi realizada uma análise prévia do comportamento da estrutura frente a variação do tamanho médio dos elementos empregados para a malha de elementos finitos. O objetivo principal foi buscar a estabilização das respostas, mesmo que houvesse variação na quantidade de elementos utilizados no processo de discretização das partes que constituem a ligação. Sendo assim, para este processo, foi utilizada uma das geometrias estipuladas para a pesquisa e os tamanhos médios adotados para as malhas foram de 10, 20, 25, 30, 50, 100 e 150 mm.

Com estes tamanhos e com o *script* de modelagem, foi possível a coleta das tensões de von Mises no ponto $(R_{tubo}, 0)$, conforme ilustrado pela Figura 10, localizado na região de painel, para a verificação da influência da variação do tamanho da malha. Na Tabela 2 constam as dimensões geométricas consideradas para o teste de malha. As propriedades mecânicas consideradas nas análises foram resistência ao escoamento $f_y = 350,00$ MPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,30$ e módulo de elasticidade longitudinal $E = 200$ GPa.

Tabela 2: Dimensões geométricas consideradas para o teste de malha

MODELO	TAMANHO MÉDIO DOS ELEMENTOS (mm)	TUBO			VIGAS				CHAPAS DIAFRAGMA	
		ϕ (mm)	t (mm)	L (mm)	h (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	S_c (mm)	$t_c = t_f$ (mm)
1	10,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5
2	20,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5
3	25,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5
4	30,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5
5	50,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5
6	100,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5
7	150,0	508,0	6,3	3900,0	600,0	250,0	31,5	19,0	105,0	31,5

Figura 10: Esquemas de carregamento utilizados para as análises



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

2.4. Conjunto de análises

Para as etapas de avaliação da ligação, foram realizadas quatro conjuntos de análises numéricas, uma para cada largura de chapa diafragma definida ($S_c = 105 / 140 / 175 / 210$ mm), cobrindo os seis casos de carregamento citados, mantendo os esforços solicitantes na chapa constantes e com intensidade suficiente para a plastificação do aço. Para o tubo, considerou-se esforço axial de compressão, em cinco níveis com variações de 20% de N_{pl} , onde N_{pl} é a força normal de compressão necessária para a plastificação do tubo. Logo, ao todo, foram avaliados 120 casos, que podem ser consultados pela Tabela 3.

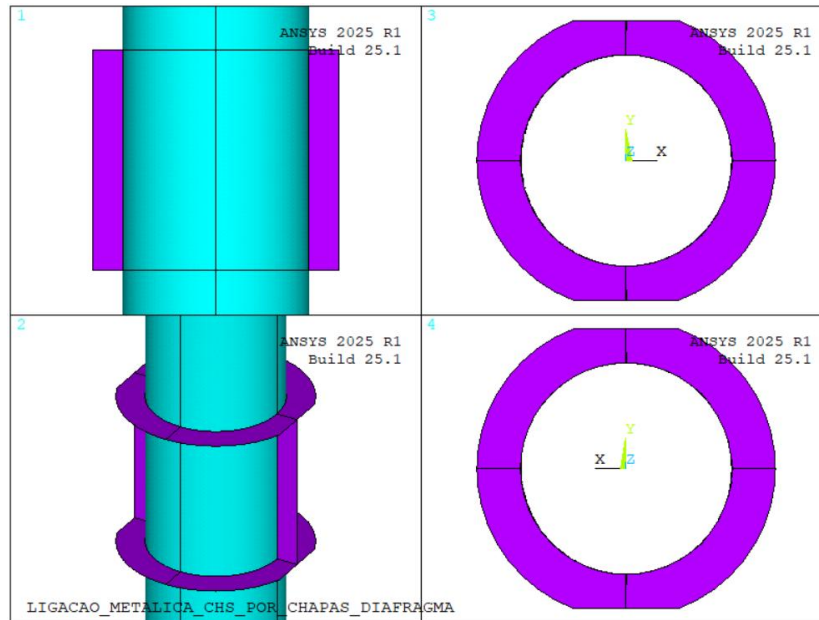
Tabela 3: Resumo das baterias de modelos numéricos processados

BATERIA DE PROCESSAMENTO	MODELOS DE CARREGAMENTO DAS CHAPAS DIAFRAGMA PARA A BATERIA	FORÇA NORMAL DE COMPRESSÃO NO TUBO (N) PARA A BATERIA	LARGURA DA CHAPA DIAFRAGMA (S_c - mm)
1	A B C D E F	0,00% N_{pl} 25,00% N_{pl} 50,00% N_{pl} 75,00% N_{pl} 100,00% N_{pl}	105,00
2	A B C D E F	0,00% N_{pl} 25,00% N_{pl} 50,00% N_{pl} 75,00% N_{pl} 100,00% N_{pl}	140,00
3	A B C D E F	0,00% N_{pl} 25,00% N_{pl} 50,00% N_{pl} 75,00% N_{pl} 100,00% N_{pl}	175,00
4	A B C D E F	0,00% N_{pl} 25,00% N_{pl} 50,00% N_{pl} 75,00% N_{pl} 100,00% N_{pl}	210,00

Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Na Figura 11 é possível observar de maneira geral um exemplo de geometria estudada. As imagens foram obtidas pela interface do programa durante os processamentos, após a execução da macro de modelagem.

Figura 11: Modelo de ligação estudada gerada pelo software Ansys

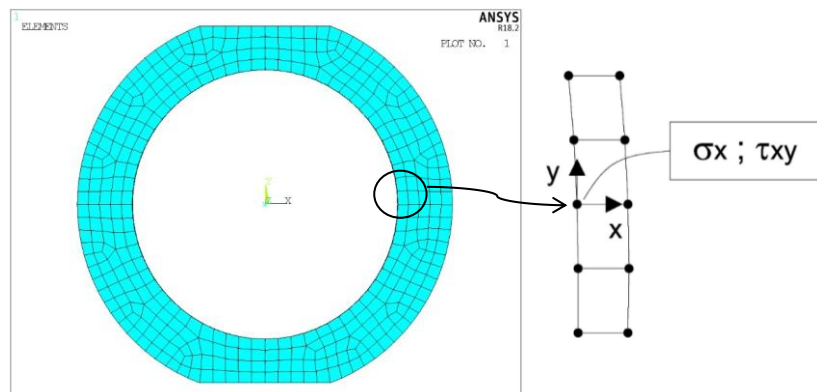


Fonte: Elaborado pelos próprios autores

2.5. Extração e processamento dos resultados

Após o processamento dos modelos, além das tensões de von Mises, também foram extraídas as tensões normais (σ_x) e as tensões cisalhantes (τ_{xy}) na interface de contato entre a chapa diafragma e o pilar de perfil tubular circular, utilizando um sistema de referência local cilíndrico alinhado com o sistema cartesiano global. Estas tensões foram relacionadas para a obtenção da tensão resultante (σ_R) na RP. A seguir, na Figura 12, é possível visualizar o esquema para os eixos dos sistema de referência anteriormente descrito, assim como a indicação dos vetores de tensão.

Figura 12: Sistema de referência cilíndrico utilizado para retirar os esforços na interface entre o tubo de aço e os anéis de ligação (esforços para a verificação das soldas)



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

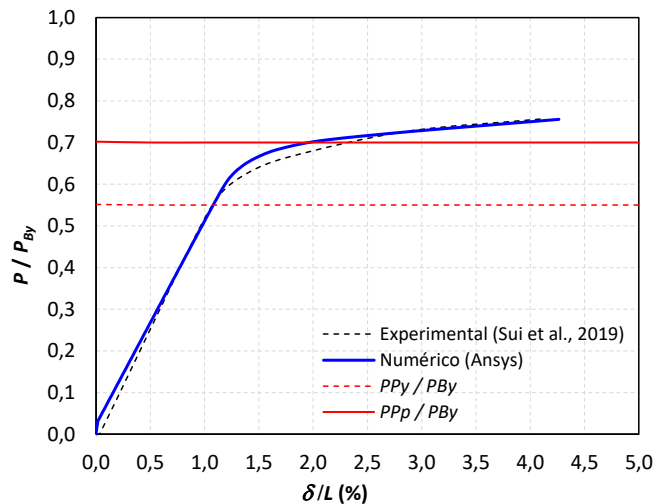
Considerando que o propósito dos seis casos de carregamento foi verificar qual deles solicitava mais intensamente a região do painel (exigindo, por consequência, uma maior quantidade de solda na interface entre o tubo de aço e as chapas diafragma externas), foram elaborados gráficos que apresentam os valores da tensão resultante (σ_R) e o valor mínimo da perna da solda de filete ($b_{w,min}$) necessário para garantir a resistência na referida interface, conforme estabelecido pela norma NBR 8800 [25].e NBR 16239 [26].

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1. Calibração do modelo numérico

A seguir, a Figura 13 apresenta o gráfico da força normalizada aplicada na ponta da viga, (P/P_{By}), versus o ângulo de rotação interpavimento (δ/L) obtido após o conjunto de análises feitas durante o processo de calibração do modelo numérico realizado.

Figura 13: Força normalizada na ponta da viga vs. ângulo de rotação interpavimento



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

P_{Py} e P_{Pp} na Figura 13, representam as forças referentes ao início de escoamento e à plastificação total da região do painel (RP), respectivamente. Dessa maneira, as relações P_{Py} / P_{By} e P_{Pp} / P_{By} representam o valor da força adimensional aplicada na ponta da viga que gera o escoamento e a plastificação total da RP, respectivamente.

A Tabela 4 apresenta os resultados obtidos por meio da análise numérica e uma comparação com as respostas medidas experimentalmente no lado esquerdo do protótipo.

Tabela 4: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais

Prot. t-0-1	k_1	P_y / P_{By}	δ_y / L (%)	P_u / P_{By}	δ_u / L (%)
Num.	51,13	0,65	1,39	0,76	4,25
Exp.	59,09	0,66	1,47	0,76	4,13
Num./Exp.	0,87	0,99	0,95	1,0	1,03

Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Desta forma, mediante as respostas apresentadas pela Figura 13 e Tabela 4, foi possível constatar a confiança do comportamento físico observado pelo modelo numérico elaborado, possibilitando a continuidade das análises.

3.2. Teste de malha

Por meio do teste de malha foi possível afirmar que o tamanho médio mais indicado para os elementos utilizados na discretização dos modelos é de 10 mm. Todavia, a partir de 25 mm, a variação das respostas pode ser considerada como aceitável, dado o baixo desvio apresentado, conforme apresentado pela Tabela 5, por este motivo, este foi o tamanho de malha adotado para o processamento das análises.

Tabela 5: Resultado do teste de malhas

MODELO	TAMANHO MÉDIO DOS ELEMENTOS (mm)	TENSÃO OBTIDA (MPa)	VARIAÇÃO (%)
1	10	257,78	0,00
2	20	253,68	0,36
3	25	253,84	0,06
4	30	292,85	15,37
5	50	254,57	13,07
6	100	160,83	36,82
7	150	216,76	34,78

Fonte: Elaborado pelos próprios autores

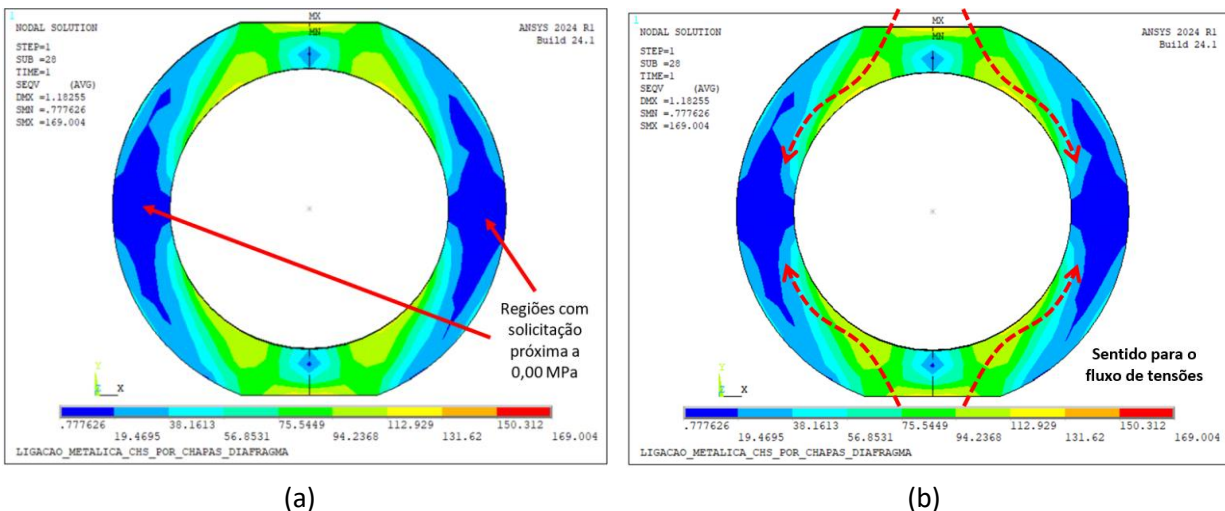
3.3. Comportamento mecânico da ligação

Mediante as repostas obtidas para os casos de carregamento sem *single plates* (modelos C, D e F), embora não sejam factíveis do ponto de vista prático pois não permitem a transferência do esforço cortante das vigas para os pilares, foram observados resultados interessantes, pois permitiram a determinação da distribuição do filete de solda necessária para resistir a força de plastificação total na interface entre o tubo de aço e as chapas diafragmas externas.

Nos demais casos de carregamento, para todas as geometrias de chapas diafragma adotadas, foi possível observar, de modo geral, que a transferência de forças das vigas para os pilares não mobiliza grande parte do material das chapas diafragmas, conforme apresentado pela Figura 14-a, com tensões nulas (regiões em azul) em até 45% da área total do elemento estrutural, sendo possível a redução da dimensão das chapas, ou até mesmo a modificação de sua geometria. A compressão no tubo também auxilia na diminuição de área resistiva necessária nas chapas diafragma, implicando em valores até 5% menores. A situação foi observada em todos os modelos avaliados, sendo que em chapas diafragma externas com dimensões maiores, a redução de área é mais significativa, uma vez que o fluxo de tensões é mais estrito.

Outrossim, analisando-se a distribuição de tensões nas chapas, foi possível notar que o espriamento de tensões segue um padrão comum em todos os modelos analisados, independentemente do carregamento aplicado. Neste fluxo, as tensões advindas dos pontos de aplicação dos esforços na chapa seguem até a região soldada, sem solicitar todo a circunferência no contato chapa diafragma-tubo, conforme evidenciado pela Figura 14-b.

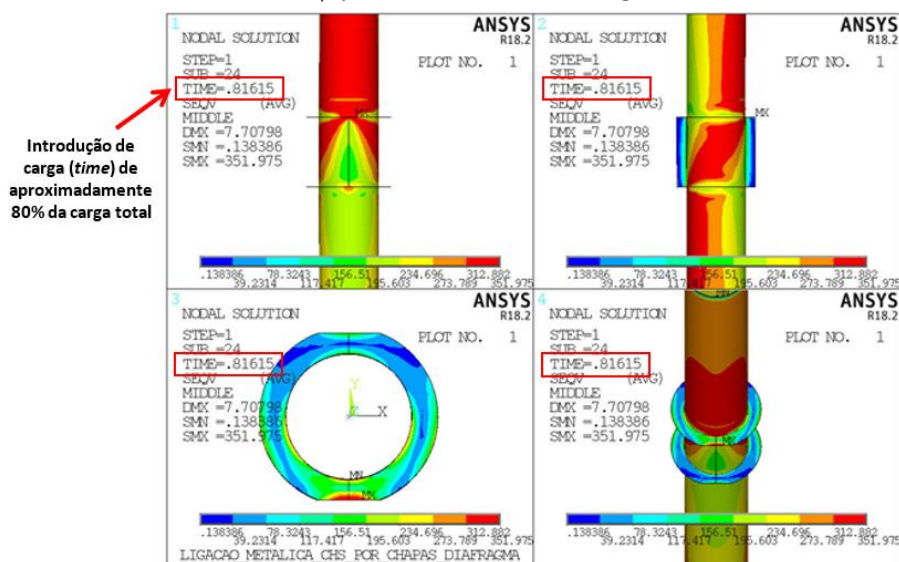
Figura 14: Comportamento mecânico da ligação: (a) Exemplo de distribuição de tensões de von Mises na chapa diafragma externa e (b) Exemplo do fluxo de tensões nas chapas diafragma



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

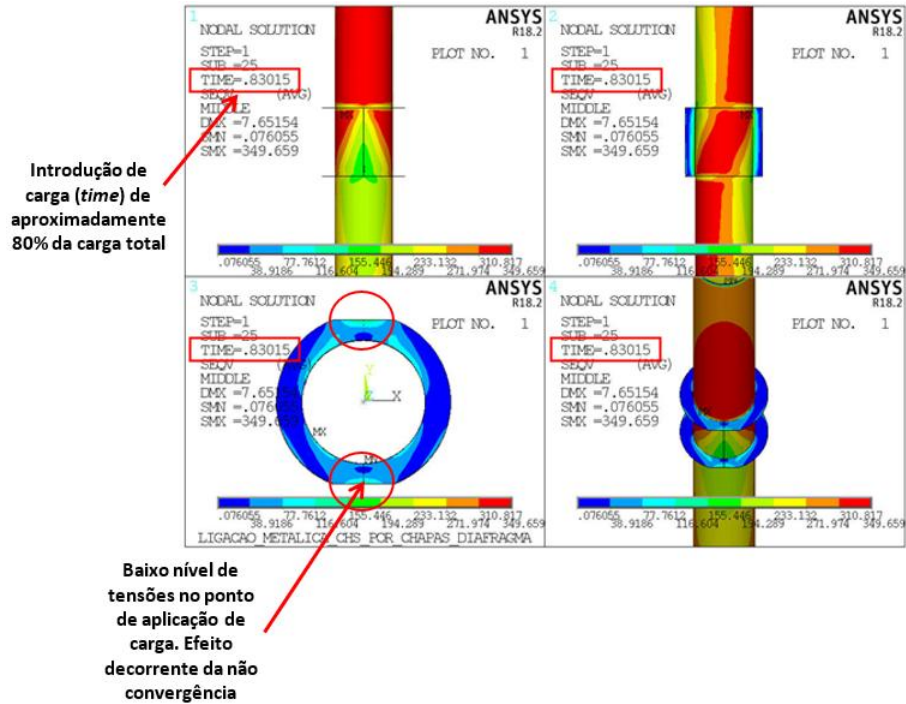
Em relação ao comportamento do tubo de aço, percebeu-se que a sua plastificação total só ocorre no caso de carregamento em que $N = 100\% N_{pl}$ (força normal de plastificação total do tubo) é aplicada em conjunto com o momento fletor de plastificação total do tubo (M_{pl}), onde não se obteve a convergência completa do modelo durante o processo iterativo do *software* (conforme destacado da Figura 15 a Figura 17), isto é, a carga aplicada ao modelo numérico não foi completamente absorvida pela ligação. Isso se repetiu para as todas as geometrias de chapas diafragmas, independentemente de sua largura.

Figura 15: Distribuição de tensões de von Mises para os anéis de 105 mm de diâmetro, com força axial de 100% de N_{pl} para o modelo de carregamento A



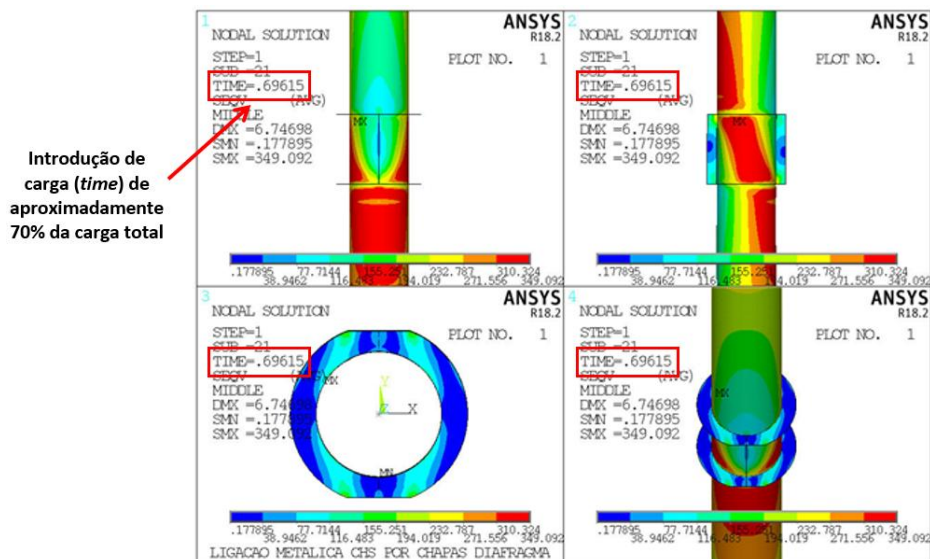
Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Figura 16: Distribuição de tensões de von Mises para os anéis de 105 mm de diâmetro, com força axial de 100% de N_{pl} para o modelo de carregamento B



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

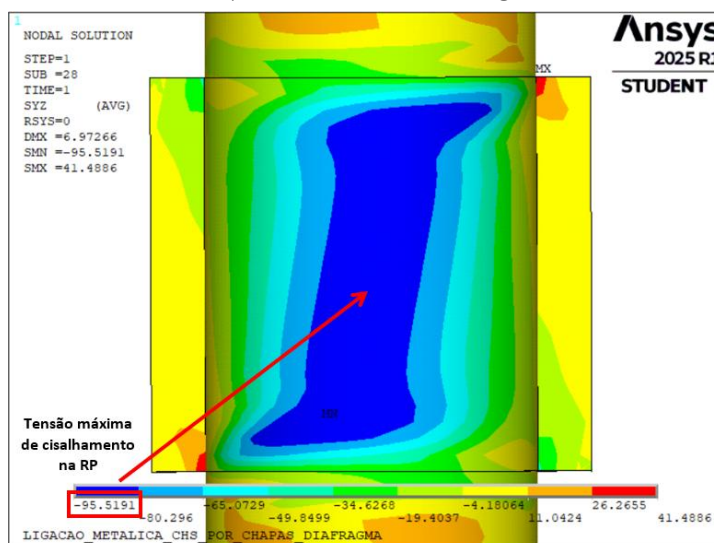
Figura 17: Distribuição de tensões de von Mises para os anéis de 105 mm de diâmetro, com força axial de 100% de N_{pl} para o modelo de carregamento E



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

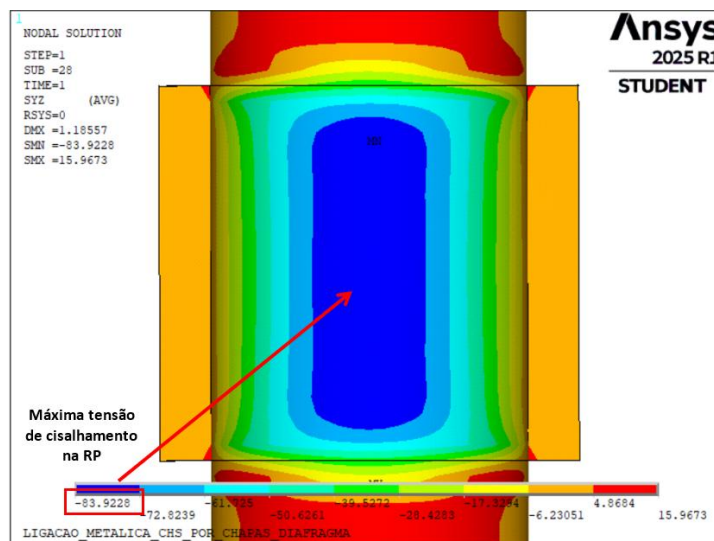
A respeito da região do painel, verificou-se que as forças de compressão aplicadas ao tubo afetam a entrada de momento fletor, de forma que para um nível de $N = 50\% N_{pl}$, a plastificação por cisalhamento foi quase alcançada, passando perto do limite normativo ($0,60 f_{vd}$), estabelecido pela NBR 8800 [25] e NBR 16239 [26], o que é possível observar pela Figura 18, Figura 19, Figura 20, adiante. O caso anteriormente descrito prejudica as transferências de forças na RP, evitando a convergência do modelo, ou seja, a completa introdução dos momentos fletores advindos das vigas na ligação.

Figura 18: Distribuição de tensões de cisalhamento S_{yz} (MPa) na região de painel, para $S_c = 105$ mm, $N = 50\% N_{pl}$, e o modelo de carregamento A



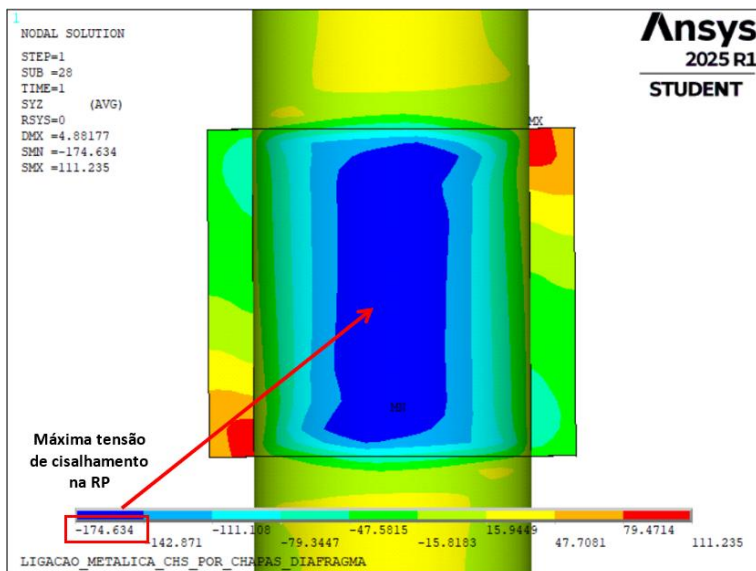
Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Figura 19: Distribuição de tensões de cisalhamento S_{yz} (MPa) na região de painel, para $S_c = 105$ mm, $N = 50\% N_{pl}$, e o modelo de carregamento B



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

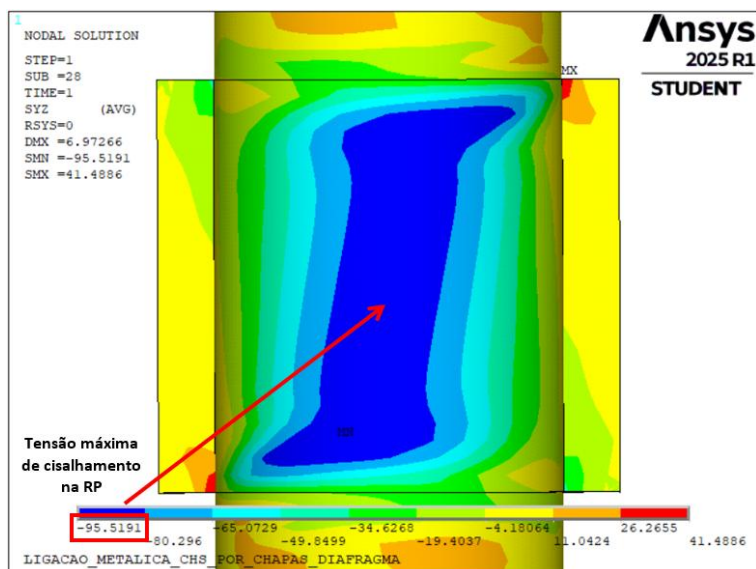
Figura 20: Distribuição de tensões de cisalhamento S_{yz} (MPa) na região de painel, para $S_c = 105$ mm, $N = 50\% N_{pl}$, e o modelo de carregamento E



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

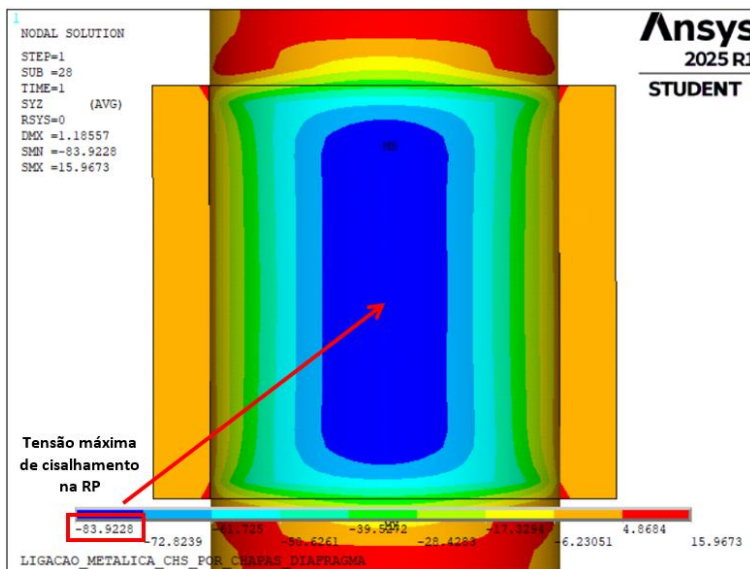
Aumentando o nível de compressão no tubo para $N = 75\% N_{pl}$, a plastificação do tubo impossibilita a região de painel a alcançar o seu máximo desempenho resistivo em relação a solicitação por cisalhamento. A Figura 21, a Figura 22 e a Figura 23 ilustram a constatação anteriormente descrita.

Figura 21: Distribuição de tensões de cisalhamento S_{yz} (MPa) na região de painel, para $S_c = 105$ mm, $N = 75\% N_{pl}$, e o modelo de carregamento A



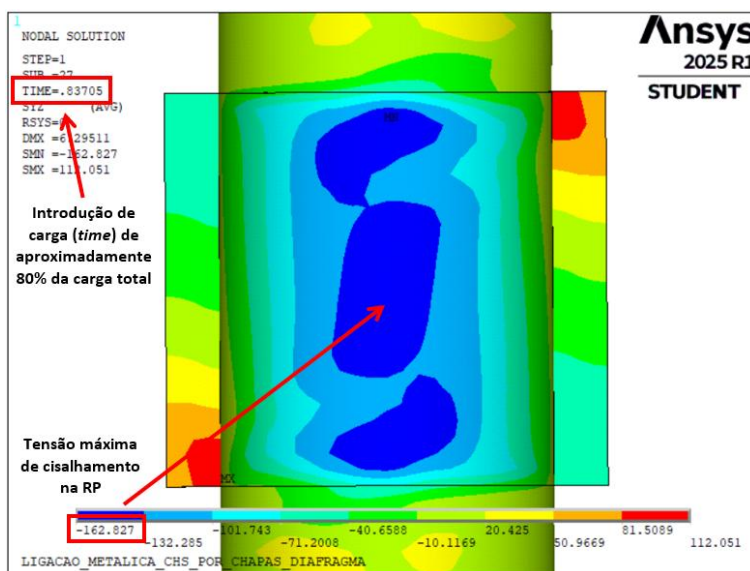
Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Figura 22: Distribuição de tensões de cisalhamento S_{yz} (MPa) na região de painel, para $S_c = 105$ mm, $N = 75\% N_{pl}$, e o modelo de carregamento B



Fonte: Elaborado pelos próprios autores

Figura 23: Distribuição de tensões de cisalhamento S_{yz} (MPa) na região de painel, para $S_c = 105$ mm, $N = 75\% N_{pl}$, e o modelo de carregamento E

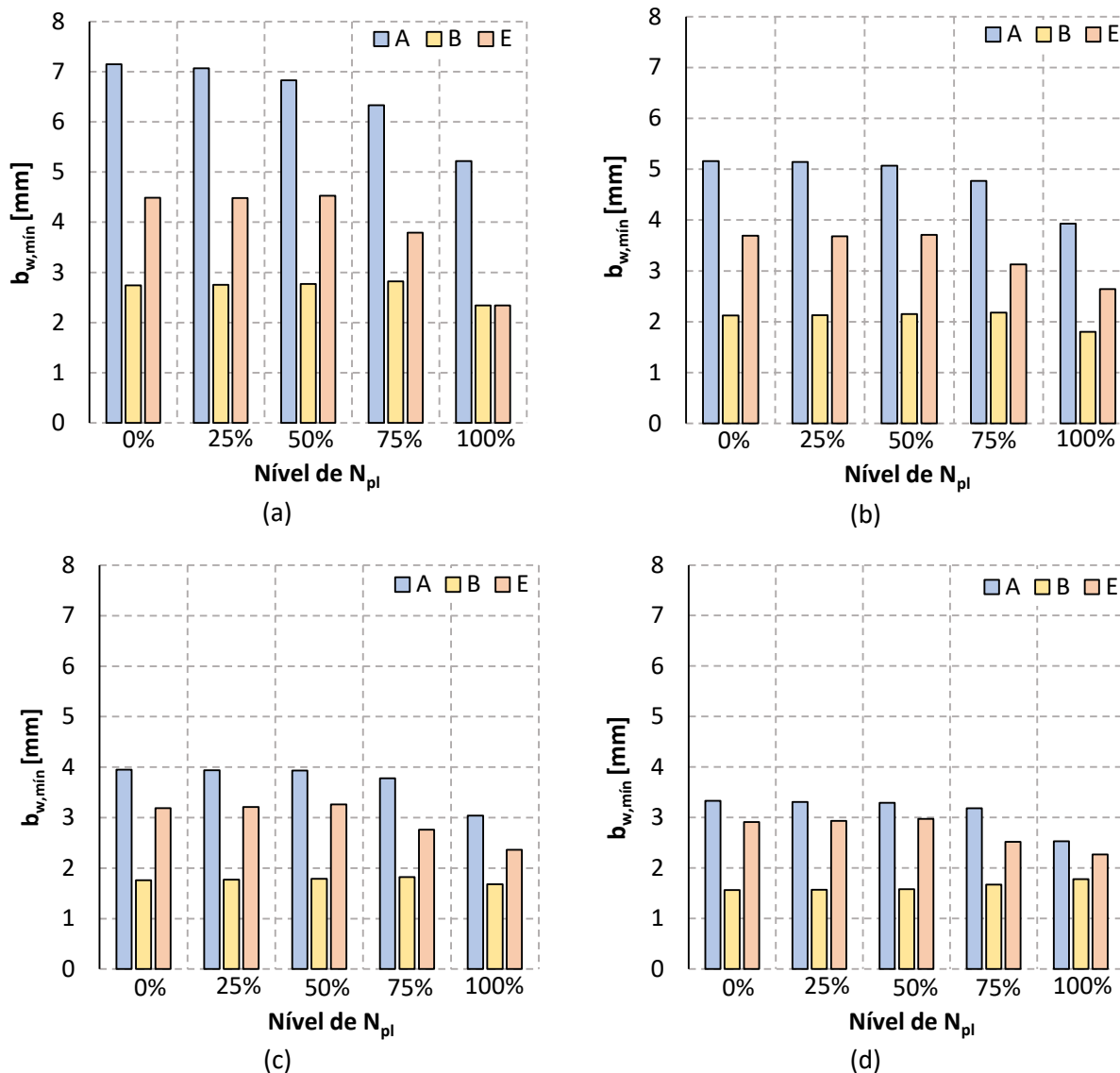


Fonte: Elaborado pelos próprios autores

3.4. Soldagem na interface entre tubo e as chapas diafragma externas

A Figura 24, apresentada a seguir, destaca os principais resultados de obtidos, após o cálculo do filete mínimo de solda a ser empregado na interface entre o tubo e as chapas diafragma externas, a fim de garantir a segurança estrutural dos elementos, dada a solicitação pelos casos de carregamento analisados (vide Figura 6).

Figura 24: Resumo de resultados para soldas mínimas na RP para chapas diafragma: (a) $S_c = 105$ mm, (b) $S_c = 140$ mm, (c) $S_c = 175$ mm e (d) $S_c = 210$ mm



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

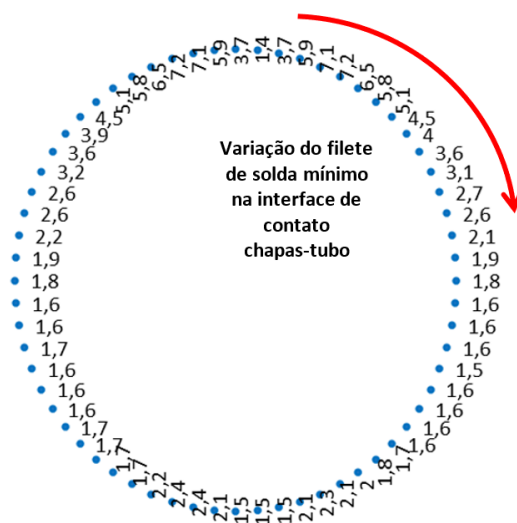
Avaliando os resultados obtidos em relação a soldagem da chapa diafragma ao tubo, foi possível comprovar uma significativa diminuição da necessidade de solda, dado o aumento da largura da chapa. Esta observação pode ser avaliada a partir da Figura 24.

Também foi notada variação da necessidade de soldagem da chapa diafragma externa no pilar tubular circular, com a variação do caso de carregamento, conforme apresentado pela Figura 24. Foi observado que os casos onde a sollicitação ocorre de maneira equilibrada (modelo de carregamento B – vide Figura 6), o filete mínimo de solda requerido para a segurança da ligação é o menor, ao passo que, casos de carregamento onde a sollicitação ocorre de maneira desequilibrada (modelo de carregamento A – vide Figura 6), o filete mínimo de solda requerido para a segurança da ligação apresenta o maior valor observado. Dentre os modelos estudados, a variação máxima de solda foi de 61%, tomando os casos máximos e mínimos, isto é, modelo A e B.

Ademais, tal fenômeno se repete quando se tem a força axial de compressão atuando no tubo. Neste sentido, observou-se reduções de até 55% na quantidade de solda (vide Figura 24).

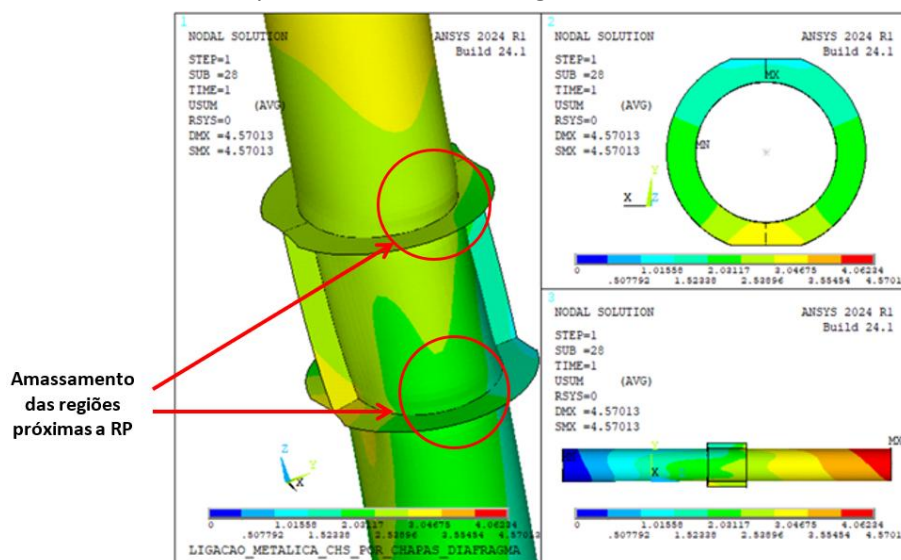
Por fim, também foi possível perceber que não é necessária a soldagem completa da circunferência do anel, já que nas regiões mais distantes do ponto de aplicação da carga (contato viga-chapa diafragma), a tensão é próxima de zero. A partir da Figura 25, é possível se observar este efeito, uma vez que a dimensão do filete mínimo de solda tende a reduzir em 77%, entre os valores máximos e mínimos observados. O fenômeno acontece em todos os modelos de ligação estudada.

Figura 25: Distribuição genérica de filetes mínimos de solda ($b_{w,min}$) nos nós da interface de contato das chapas diafragma com o pilar tubular (mm)



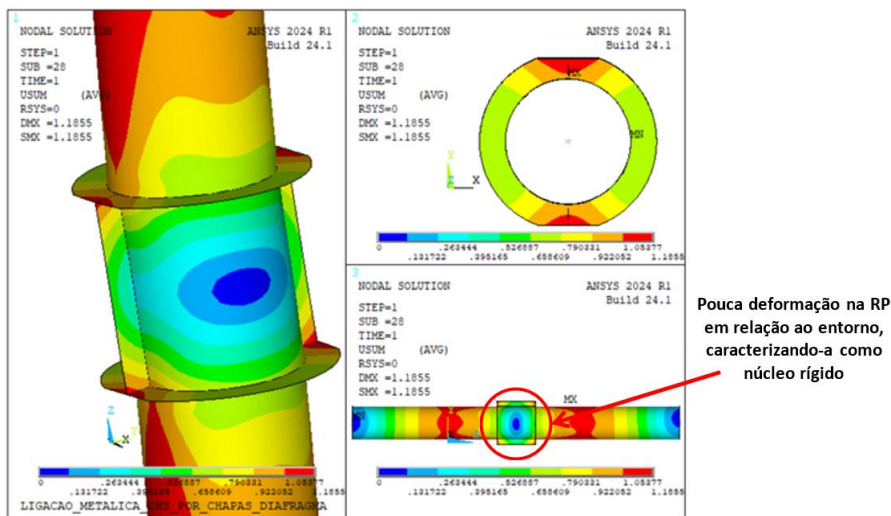
Quando o tubo é solicitado pela força normal de compressão, percebeu-se deformações mais significativas em tal elemento, aumentando em cerca de 75% e provocando o esmagamento de suas paredes, em especial nas regiões próximas à RP (vide Figura 26). Tal fator confirma a hipótese de enrijecimento e aumento de resistência da região, caracterizando-a como um núcleo rígido [12]. Além disso, é possível afirmar que as deformações nas chapas diafragmas são mais intensas, quando estes elementos têm menores diâmetros.

Figura 26: Deslocamentos resultante para os anéis de 105 mm de largura, com força axial de 50% de N_{pl} , para o modelo de carregamento A



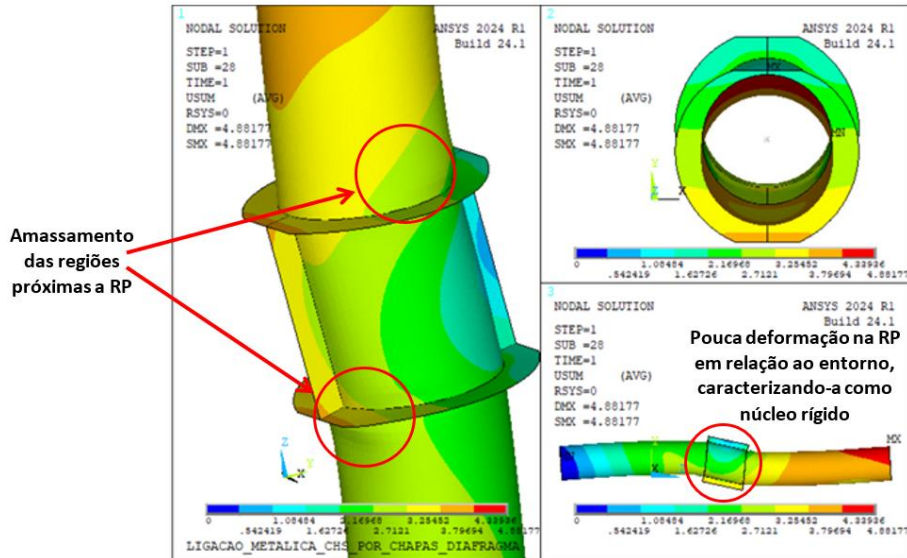
Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Figura 27: Deslocamentos resultante para os anéis de 105 mm de largura, com força axial de 50% de N_{pl} , para o modelo de carregamento B



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

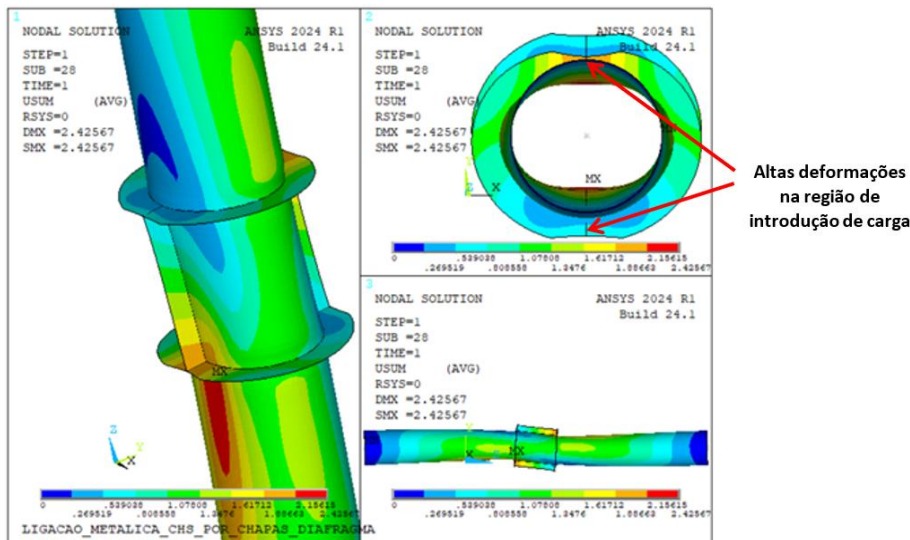
Figura 28: Deslocamentos resultante para os anéis de 105 mm de largura, com força axial de 50% de N_{pl} , para o modelo de carregamento E



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

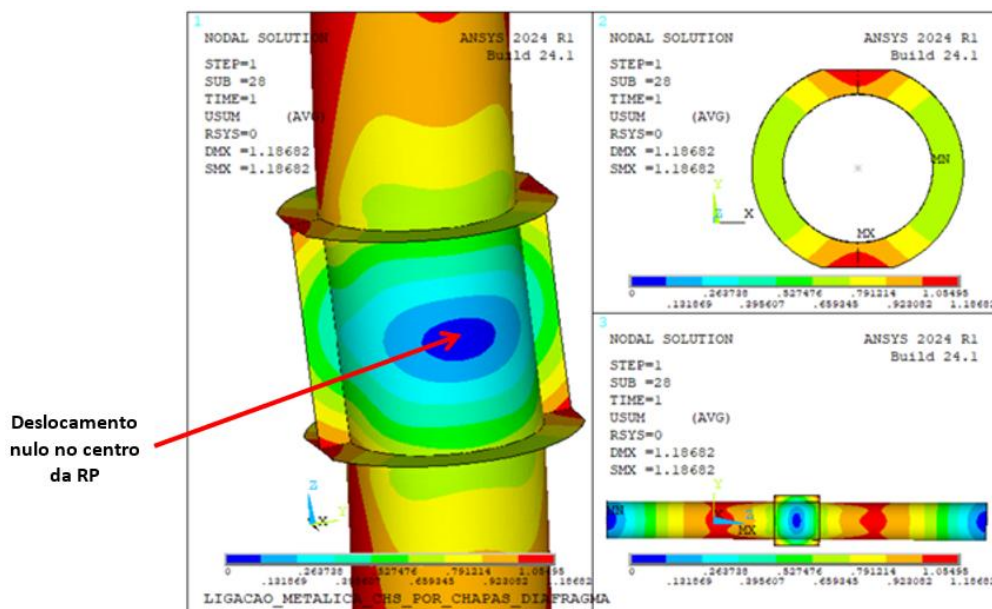
Finalmente, foi possível perceber que a RP configura uma espécie de “núcleo rígido” que quando solicitado mobiliza todo o seu entorno, deslocando-o sem apresentar grandes deformações, fato comprovado quando se avalia as Figura 29 a Figura 31, já que o centro da região de painel apresentou pouco ou nenhum deslocamento. Este caso, pode agravar os efeitos da compressão do tubo, já que configura para ele uma posição mais instável no contexto global.

Figura 29: Deformação resultante para os anéis de 105 mm de diâmetro, com força axial de 0% de N_{pl} , para o modelo de carregamento A



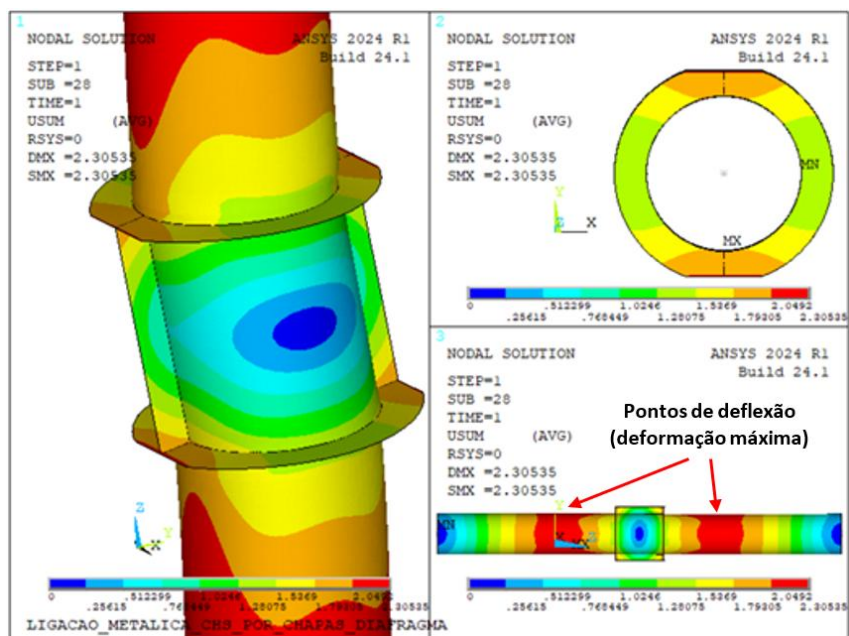
Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Figura 30: Deformação resultante para os anéis de 105 mm de diâmetro, com força axial de 0% de N_{pl} , para o modelo de carregamento B



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

Figura 31: Deformação resultante para os anéis de 105 mm de diâmetro, com força axial de 0% de N_{pl} , para o modelo de carregamento E



Fonte: Elaborado pelo próprio autor

4. CONCLUSÃO

Diante da análise dos modelos de ligação entre o tubo de aço e as chapas diafragmas externas estudados, observou-se que os resultados apontam para um comportamento mecânico variado em cada uma das condições de carregamento, de modo que todos os casos executáveis foram adequados para a transferência de forças, verificando as recomendações de dimensionamento de chapas diafragmas encontradas, de maneira muito superficial, nas normas vigentes e nos *Design Guides*.

Em todos os casos estudados, foi possível perceber que nem toda chapa diafragma é solicitada e, portanto, é possível ajustar a sua geometria para atender melhor as solicitações impostas, reduzindo a área de aço utilizada, como também uma melhor distribuição dos pontos de soldagem, reduzindo os filetes em pontos menos solicitados.

Ademais, a plastificação do tubo naturalmente implica em um comportamento inadequado para a região da ligação, visto que a carga última na chapa diafragma não é alcançada. O incremento de força axial de compressão no tubo também implica em redução na capacidade resistente da RP frente aos esforços cisalhantes, penalizando a transferência de forças oriundas das chapas diafragma externas. Sendo assim, é de suma importância que o tubo possua capacidade resistente suficiente para suportar os esforços solicitantes promovendo um melhor aproveitamento dos elementos estruturais.

Em relação às soldas, por meio dos resultados obtidos, nota-se uma redução significativa no seu consumo em função do aumento da circunferência (largura) da chapa, o que ressalta a importância da configuração geométrica na otimização da estrutura. A aplicação de compressão no tubo também influencia positivamente na soldagem das chapas diafragma, pois há redução no cisalhamento na interface de soldagem. À vista disso, é possível afirmar que o aumento do diâmetro da chapa diafragma reduz o filete mínimo, $b_{w,min}$, necessário de solda para a garantia da segurança estrutural, por conta de um melhor espraio de tensões.

Em relação aos deslocamentos observados, verifica-se que o carregamento possui influência direta, sendo que, quando eles ocorrem de maneira equilibrada (modelo de carregamento B – vide Figura 6), o deslocamento das chapas diafragma externas são menores, ao passo que, casos de carregamento onde a solicitação ocorre de maneira desequilibrada (modelo de carregamento A – vide Figura 6), o deslocamento é mais significativo, sendo até 44% maior. A presença de esforço axial de compressão também modifica o comportamento da deformação da estrutura, definindo novas regiões de instabilidade, como a posição central localizada entre as extremidades do tubo e as chapas diafragma.

De maneira geral, ainda no que diz respeito as deformações, é possível concluir que as chapas diafragma atuam como enrijecedores estruturais, diminuindo o comprimento de flambagem do tubo. Além disso, por serem compactas, conferem um ideal comportamento de distribuição de cargas, sem sofrer altas deformações, exceto em casos em que o carregamento é pontual.

Conclui-se que, a depender do modo de execução da ligação e do tipo de carregamento resultante, o comportamento da ligação é alterado, o que pode aumentar ou reduzir a região de chapa necessária para a transferência das forças, assim como o filete mínimo exigido para a solda.

AGRADECIMENTOS

Os autores expressam sua gratidão a todas as pessoas que, de forma direta ou indireta, contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho. É evidente que a colaboração mútua entre os autores foi imprescindível para o aperfeiçoamento das ideias e para a elaboração das análises do trabalho. Agradecemos, principalmente, aos colegas que, durante os debates iniciais, ofereceram ideias que foram relevantes durante a pesquisa, redação e construção do texto, como exemplo, o Dr. Guilherme Augusto Nascimento Amorim, extremamente colaborativo durante o processo de redação deste artigo, através dos seus conhecimentos profissionais da área. Também é justo reconhecer o suporte e a paciência de familiares que, ao longo dos intensos períodos de trabalho, se mostraram fundamentais para os autores do projeto. Este artigo resulta dos esforços conjuntos com base na colaboração e no rigor científico, tendo em vista o aprofundamento do conhecimento na área em questão.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. CENTRO BRASILEIRO DA CONSTRUÇÃO EM AÇO (CBCA). Produção de estruturas de aço em 2023 gerou faturamento de 17,2 bilhões de reais, crescimento de cerca de 6% em relação ao ano anterior, revela pesquisa do CBCA. Disponível em: <https://www.cbca-acobrasil.org.br/site/estatisticas.php>. Acesso em: 05 de maio de 2025.
2. CORTEZ, L. A. da R.; MACIEL, C. A. dos S.; SANTOS, P. B.; LIMA, R. T.; SANTOS, T. M. F. dos; NASCIMENTO, M. M. G. do. Uso das Estruturas de Aço no Brasil. **Caderno de Graduação - Ciências Exatas e Tecnológicas - UNIT - ALAGOAS**, [S. l.], v. 4, n. 2, p. 217, 2018.
3. PACKER, J. A.; HENDERSON, J. E. Hollow structural section connections and trusses. **Alliston: Canadian Institute of Steel Construction**, 1997. 465 p.
4. DING, F.-X.; CHEN, Y. B.; WANG, L.; PAN, Z.-C.; LI, C.-Y.; YUAN, T.; DENG, C.; LUO, C.; YAN, Q.-W.; LIAO, C. B. Hysteretic behaviour of CFST column-steel beam bolted joints with external reinforcing diaphragm. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 183, 106729, 2021.
5. LI, W.Q.; WANG, W.; XU, Y.J.; LV, X. D. Experimental study of external diaphragm joint connecting CHS column and H-shaped beam. **Advanced Steel Construction**, v. 6, p. 578–588, 2010.
6. QUAN, C.; WANG, W.; CHAN, T. M.; KHADOR, M. FE modelling of replaceable I-beam-to-CHS column joints under cyclic loads. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 138, p. 221–234, 2017.
7. SABBAGH A. B.; CHAN T. M.; MOTTRAM J. T. Detailing of I-beam-to-CHS column joints with external diaphragm plates for seismic actions. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 88, p. 21-33, 2013.
8. SUI, W.; WANG, Z.; LI, X. Experimental performance of irregular PZs in CHS column H-shape beam steel frame. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 158, p. 547–559, 2019.
9. ALOSTAZ Y. M.; SCHNEIDER S. P. Analytical behavior of connections to concrete-filled steel tubes. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 40, p. 95–127, 1996
10. CHENG, C. T.; CHUNG, L. L. Seismic performance of steel beams to concrete-filled steel tubular column connections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 59-3, p. 405–426, 2003.

11. FUKUMOTO, T.; MORITA, K. Elastoplastic behaviour of panel zone in steel beam-to-concrete filled steel tube column moment connections. **Journal of Structural Engineering**, v. 131-12, p. 1841–1853, 2005.
12. SCHNEIDER, S. P.; ALOSTAZ, Y. M. Experimental behavior of connections to concrete-filled steel tubes. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 45-3, p. 321–352, 1998.
13. WANG W.; CHEN Y.; LI W.; LEON R. T. Bidirectional seismic performance of steel beam to circular tubular column connections with outer diaphragm. **Earthquake Engineering and Structural Dynamics**, v. 40, p. 1063–81, 2011.
14. KHADOR M.; CHAN T. Cyclic behaviour of external diaphragm joint to CHS column with built-in replaceable links. **Steel Construction: Design and Research**, v. 9, p. 331-338, 2016.
15. TAO, Z.; LI, W.; SHI, B.L.; HAN, L.H. Behaviour of bolted end-plate connections to concrete-filled steel columns. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 134, p. 194–208, 2017.
16. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (CEN). **EN 1993-1-8:2005: Eurocode 3: Design of steel structures — Part 1-8: Design of joints**. Brussels, 2005. 93 p.
17. KAMBA T.; KANATANI H. Design Formula for CHS Column-to-Beam Connections with Exterior Diaphragms. **Tubular Structures V: Proceedings of the Fifth International Symposium Nottingham**, p. 249-256, 1993.
18. WARDENIER, J. Hollow sections in structural applications. Geneva: **CIDECT and Verlag TÜV Rheinland**. 2010. 240 p.
19. YANG, Y.; LIU, X.; ZHANG, J.; LIU, J.; CHENG, W. Behavior of large-scale connections between circular concrete-filled steel tubular columns and H-section steel beams. **Advanced in Structural Engineering**, v. 10 (1), p. 1–13, 2019.
20. KUROBANE, Y; PACKER J. A.; WARDENIER J.; YEOMANS N. Design Guide 09: For Structural Hollow Section Column Connections. Alemanha: **CIDECT and Verlag TÜV Rheinland**, 2004, v. 9, 215 p.
21. MCMULLIN K. M.; ASTANEH-ASL A. Steel Semirigid Column–Tree Moment Resisting Frame. **Journal of Constructional Steel Research**, 2003, v. 9, p. 129.
22. WANG W. D.; HAN L. H.; UY B. Experimental behaviour of steel reduced beam section to concrete-filled circular hollow section column connections. **Journal of Constructional Steel Research**, p. 493–504, 2008.
23. EARLS, C. J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 51, n. 2, p. 147–175, 1999;
24. EARLS, C. J. On the inelastic failure of high strength steel I-shaped beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 49, n. 1, p. 1–24, 1999;
25. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800: Projeto de estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios**. Rio de Janeiro, 2024. 247 p.
26. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 16239: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edificações com perfis tubulares**. Rio de Janeiro, 2013. 93 p.