

**PEDRO DIEGO ALMEIDA BERGAMASCO**

**ESTUDO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE LIGAÇÕES  
PARAFUSADAS VIGA-PILAR COM CHAPA DE TOPO ESTENDIDA:  
ANÁLISE NUMÉRICA**

**VERSÃO CORRIGIDA**

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos – EESC/USP

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

**ORIENTADOR: PROF. ASSOC. ROBERTO MARTINS GONÇALVES**

**São Carlos  
2012**

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTES  
TRABALHOS, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO,  
PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento  
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

B487e Bergamasco, Pedro Diego Almeida  
Estudo do comportamento estrutural de ligações  
parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida :  
análise numérica / Pedro Diego Almeida Bergamasco ;  
orientador Roberto Martins Gonçalves. -- São Carlos,  
2012.

Dissertação (Mestrado - Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia de Estruturas) -- Escola de Engenharia de São  
Carlos da Universidade de São Paulo, 2012.

1. Estruturas. 2. Aço. 3. Análise numérica.  
4. Ligações parafusadas. 5. Viga-pilar. 6. Chapa de topo.  
7. Semi-rígidas. I. Título.

## FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheiro **PEDRO DIEGO ALMEIDA BERGAMASCO**.

Título da dissertação: "Estudo do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida: análise numérica".

Data da defesa: 09/08/2012

### Comissão Julgadora:

### Resultado:

Prof. Associado **Roberto Martins Gonçalves (Orientador)**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

APROVADO

Prof. Dr. **Jorge Munaiar Neto**  
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Dr. **Carlos Eduardo Javaroni**  
(Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho"/UNESP - Bauru)

APROVADO

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas):

Profa. Associada **Ana Lucia Homce de Cresce El Debs**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:  
Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**





*“Não importa quão estreito seja o portão,  
Quão carregado de punição o caminho  
Eu sou o mestre do meu destino:  
Eu sou o capitão de minha alma”*

**(William Ernest Henley, Invictus)**

## AGRADECIMENTOS

Agradeço, em primeiro lugar, a Deus. A Ele entrego a minha existência e as minhas conquistas. “Tudo posso naquele que me fortalece”.

À minha família, com amor: meus pais Ney e Solange e meu irmão João Guilherme. A meus avós, tios, primos. Família: base de tudo! Formadores dos meus princípios. Sempre me dando apoio, primordiais na minha vida. Aos momentos de alegria e de tristeza, sempre unidos. Minha fortaleza.

À minha noiva, Sâmela, pelo amor, carinho, compreensão, apoio. Obrigado por ter sido uma grande companheira ao longo do caminho.

Ao professor Roberto Martins Gonçalves, pela confiança, incentivo e, sobretudo, amizade. Ótimo profissional, excelente pessoa. Muitas foram as dificuldades e momentos de reflexão ao longo do trabalho, mas nunca esqueço dos bons conselhos e da sinceridade, e da oportunidade de lutar pelo que eu acredito. Devo grande parte do meu crescimento profissional e pessoal, como engenheiro e pesquisador, ao professor. Obrigado pelo apoio.

À CAPES, pelo suporte financeiro ao longo de grande parte do período de desenvolvimento deste trabalho.

Ao grande amigo, um irmão, o Prof. Rodrigo Pagnussat. Pela amizade sincera. Por ser fiel aos seus princípios, assim como eu. Pelas conversas e conselhos sobre Engenharia e Pesquisa, que tanto enriqueceram profissionalmente. Pelo incentivo e confiança de que a realização deste trabalho seria possível.

Aos amigos Fernando e Roberto, pela amizade e pelos bons momentos que passamos.

Aos amigos Bruno Higaki, Érica Kimura, Prof. Rodrigo Paccola e Prof. Wanderson Maia, pela ajuda com os modelos numéricos e softwares de análise numérica.

A todos os colegas do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, em especial aos amigos Mateus Ortigosa, Marcelo Reis, Rafael Eclache Camargo, Davi Fagundes Leal, Rafael Tamanini Machado, Daniel Veiga Adolfs, Rodrigo Barros, Jesus Daniel Villalba, Jesus Garcia, Dorival, Higor, pela amizade, companheirismo, conversas e bons momentos que passamos.

Ao Prof. José Samuel Giongo, pela amizade, bons conselhos e excelentes conversas. Excelente pessoa (apesar de seu corinthianismo).

A todos os professores do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, pela dedicação no ensino e por terem ajudado a enriquecer o meu conhecimento em estruturas, e por contribuírem, direta ou indiretamente, com a realização deste trabalho.

A todos os funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP, pela presteza e amizade, sempre nos tratando com respeito e carinho.

À CCB-P Engenharia e Projetos S/A, meus empregadores, pelo apoio e incentivo à conclusão do mestrado.

A todos que não foram citados, mas que tiveram participação, direta ou indiretamente, no desenvolvimento deste trabalho.

# SUMÁRIO

RESUMO .....	xi
ABSTRACT .....	xii
1. INTRODUÇÃO .....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA E CONCEITOS GERAIS .....	7
2.1 ASPECTOS GERAIS DAS LIGAÇÕES .....	9
2.2 CLASSIFICAÇÃO DAS LIGAÇÕES .....	9
2.3 RESISTÊNCIA E RIGIDEZ DAS LIGAÇÕES .....	13
2.4 HISTÓRICO DOS ESTUDOS DAS LIGAÇÕES VIGA-PILAR .....	14
2.5 SISTEMAS DE CLASSIFICAÇÃO PARA AS LIGAÇÕES .....	26
2.5.1 Comportamento momento-rotação das ligações .....	27
2.5.2 Organização dos sistemas de classificação .....	34
2.5.2.1 Classificação do AISC (1978) .....	35
2.5.2.2 Classificação do AISC/LFRD (1986) .....	36
2.5.2.2.1 Revisão da classificação do AISC/LFRD (2005) .....	37
2.5.2.2.3 Classificação de STARK & BIJLAARD (1988) .....	39
2.5.2.2.4 Classificação do EUROCODE 3 (1992) .....	41
2.5.2.4.1 Parâmetros utilizados .....	42
2.5.2.4.2 Comentários sobre a classificação do EUROCODE 3 (1992) .....	45
2.5.2.5 Classificação de BJORHOVDE et al. (1990) .....	46

2.5.2.5.1 Parâmetros utilizados .....	48
2.5.2.5.2 Capacidade rotacional da ligação .....	50
2.5.2.5.3 Comentários sobre a classificação de BJORHOVDE et al. (1990) .....	52
2.5.2.6 Classificação de NETHERCOT et al. (1998).....	53
2.5.2.6.1 Ligações totalmente conectadas .....	56
2.5.2.6.2 Ligações flexíveis .....	58
2.5.2.6.3 Ligações parcialmente conectadas.....	60
2.5.2.6.4 Ligações não-estruturais.....	61
2.5.2.6.5 Resumo da classificação .....	61
2.5.2.6.6 Comentários sobre a classificação de NETHERCOT et al. (1998) .....	62
2.5.2.7 Classificação do EUROCODE 3 (2005).....	64
2.5.3 Comentários a respeito dos sistemas de classificação apresentados .....	68
<b>3. LIGAÇÕES VIGA-PILAR COM CHAPA DE TOPO .....</b>	<b>71</b>
3.1 PROCEDIMENTO PROPOSTO POR KHRISHNAMURTHY (1978a e 1978b).....	72
3.2 EFEITO ALAVANCA (“PRying ACTION”) .....	84
3.3 PROCEDIMENTO PROPOSTO PELO EUROCODE 3 (2005) .....	85
3.3.1 Esforços presentes na ligação .....	85
3.3.2 Método das componentes.....	86

3.3.3 Método <i>T-stub</i> .....	90
3.3.4 Descrição e equacionamento das componentes .....	99
3.3.4.1 Cisalhamento no painel da alma do pilar .....	101
3.3.4.2 Compressão transversal na alma do pilar .....	105
3.3.4.3 Tração transversal na alma do pilar .....	108
3.3.4.4 Flexão na mesa do pilar .....	109
3.3.4.5 Flexão na chapa de topo .....	114
3.3.4.6 Compressão na mesa e alma da viga .....	116
3.3.4.7 Tração na alma da viga .....	117
3.3.4.8 Tração ou compressão de chapas .....	118
3.3.4.9 Pressão de contato .....	120
3.3.4.10 Tração nos parafusos.....	122
3.3.4.11 Cisalhamento nos parafusos .....	123
3.3.5 Momento resistente .....	124
3.3.6 Rigidez rotacional .....	127
3.3.7 Capacidade rotacional.....	130
3.3.7.1 Ligações parafusadas .....	130
3.3.7.2 Ligações soldadas.....	131
3.4 PROCEDIMENTO PROPOSTO PELO AISC Design Guide 4 (2003) .....	132
3.4.1 Método de dimensionamento .....	133

3.4.1.1 Dimensionamento da chapa de topo e dos parafusos (Passos 1 ao 13)	136
3.4.1.2 Dimensionamento do lado do pilar (Passos 14 ao 20)	143
3.4.2 Procedimento de análise	147
3.4.3 Limitações do método	148
<b>4. MODELAGEM NUMÉRICA</b>	<b>155</b>
4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS	155
4.2 CRITÉRIOS CONSIDERADOS NA MODELAGEM NUMÉRICA	159
4.2.1 Não linearidade física	162
4.2.2 Descontinuidades geométricas	163
4.3 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS	164
4.3.1 Elementos volumétricos	168
4.3.1.1 SOLID45	169
4.3.1.2 SOLID95	171
4.3.2 Elemento de barra	172
4.3.2.1 BEAM3	173
4.3.3 Elementos de contato	173
4.3.3.1 TARGE170	175
4.3.3.2 CONTA173 E CONTA174	176
4.4 MODELOS CONSTITUTIVOS PARA OS MATERIAIS	177
4.4.1 Modelo constitutivo para viga, pilar, enrijecedores e chapa de topo	178

4.4.2 Modelo constitutivo para os parafusos .....	179
4.5 DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA DOS MODELOS .....	180
4.6 CONDIÇÕES DE CONTORNO .....	188
4.7 APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO .....	189
4.7.1 Aplicação da protensão inicial nos parafusos.....	189
4.7.2 Aplicação do deslocamento na extremidade da viga .....	192
4.8 DESCRIÇÃO DA SOLUÇÃO INCREMENTAL-INTERATIVA.....	196
<b>5. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS .....</b>	<b>199</b>
5.1 COMPARAÇÃO ENTRE OS ELEMENTOS VOLUMÉTRICOS	
SOLID45 E SOLID95 .....	200
5.2 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS MISTOS BARRA-VOLUME	
E OS MODELOS TOTALMENTE VOLUMÉTRICOS .....	203
5.3 CURVAS FORÇA x DESLOCAMENTO (EXTREMIDADE DA VIGA).....	206
5.3.1 Modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm.....	206
5.3.2 Modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm.....	208
5.3.3 Modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm.....	216
5.4 CURVAS MOMENTO x ROTAÇÃO.....	217
5.4.1 Modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm.....	219
5.4.2 Modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm.....	220
5.4.3 Modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm.....	221
5.5 ANÁLISE DA VIGA .....	226



5.5.1 Distribuição das tensões longitudinais na região de intersecção da viga com a chapa de topo (face da chapa) .....	227
5.5.2 Distribuição das tensões longitudinais na região distante em H/2 da face da chapa de topo.....	229
5.6 ANÁLISE DA CHAPA.....	233
5.6.1 Curva tensão x deformação na chapa de topo .....	233
5.6.2 Deformadas da chapa de topo.....	235
5.6.2.1 Comentários sobre as deformadas da chapa de topo .....	238
5.6.3 Avaliação qualitativa do efeito alavanca ( <i>prying action</i> ).....	238
5.6.3.1 Modelo CTEE-C095-P125 .....	240
5.6.3.2 Modelo CTEE-C160-P125 .....	247
5.6.3.3 Modelo CTEE-C125-P160 .....	253
5.6.3.4 Modelo CTEE-C160-P160 .....	258
5.6.3.5 Modelo CTEE-C125-P190 .....	263
5.6.3.6 Modelo CTEE-C160-P190 .....	269
5.6.4 Distribuição de tensões de von Mises na chapa de topo .....	274
5.6.5 Comentários finais a respeito da análise da chapa de topo.....	283
5.7 ANÁLISE DOS PARAFUSOS .....	284
5.8 COMENTÁRIOS FINAIS SOBRE OS RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA.....	296
<b>6. CONCLUSÕES .....</b>	<b>299</b>

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	303
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	305
ANEXO I .....	316
ANEXO II .....	346
ANEXO III .....	369

## RESUMO

BERGAMASCO, P. D. A. (2012). **Estudo do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida: Análise Numérica**. 396p. São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

Este trabalho apresenta um estudo do comportamento estrutural das ligações metálicas parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida. Enfatiza-se a fundamentação teórica, abordando os principais conceitos, os métodos de dimensionamento apresentados em normas internacionais e os principais sistemas de classificação de ligações existentes. O objetivo deste trabalho é apresentar uma metodologia capaz de aprimorar a análise numérica de ligações, com relação aos estudos anteriores, obtendo resultados com melhor representatividade do comportamento real das ligações. Desenvolve-se análise numérica, via Método dos Elementos Finitos (MEF), com a elaboração de diversos modelos numéricos tridimensionais de ligações parafusadas com chapa de topo estendida. Utilizou-se na modelagem numérica o código de pré-processamento *TrueGrid*<sup>®</sup> e o código de análise numérica *ANSYS*<sup>®</sup>. Os modelos foram desenvolvidos e validados a partir de resultados experimentais. Na análise dos resultados foram comparados os resultados numéricos obtidos com resultados experimentais previamente conhecidos. Faz-se uma abordagem das propostas de dimensionamento apresentadas por normas internacionais em comparação com os resultados numéricos. Através da variação de parâmetros, como espessura da chapa e diâmetro dos parafusos, observam-se os modos de falha das ligações, e a plastificação da chapa de topo e dos parafusos. Por fim, apresenta-se a conclusão do trabalho e sugestões para pesquisas futuras.

**Palavras-chave:** estruturas, aço, análise numérica, ligações, parafusadas, viga-pilar, chapa de topo, semi-rígidas.

## ABSTRACT

BERGAMASCO, P. D. A. (2012). **Analysis of structural behavior of extended end-plate bolted beam-to-column connections: Numerical Analysis**. 396p. São Carlos. M.Sc. Dissertation (Master's Degree). São Carlos School of Engineering, University of São Paulo.

This work presents a study about the structural behavior of extended end-plate bolted beam-to-column steel connections. Emphasizes the theoretical foundation, addressing the main concepts, the design methods presented in international standards and the main classification systems for connections existing. The objective of this work is to present a methodology capable of improving the numerical analysis of connections, in comparison with previous studies, getting results with better representation of the actual behavior of the connections. It develops numerical analysis via Finite Element Method (FEM) with the development of various numerical models of three-dimensional bolted end plate connections. It was used in numerical modeling the preprocessing code *TrueGrid*<sup>®</sup> and the numerical analysis code *ANSYS*<sup>®</sup>. The models were developed and validated from experimental results. In the analysis of the results were compared the numerical results obtained with experimental results previously known. It approaches the design proposals presented by international standards in comparison with the numerical results. By varying the parameters such as end-plate thickness and bolts diameter, it was observed failure modes of the connections, as well as yielding mechanism at the end-plate and bolts. Finally, it presents the conclusion of the work and suggestions for future researches.

**Keywords:** structures, steel, numerical analysis, connections, bolted, beam-to-column, end-plate, semi-rigid.

# 1. INTRODUÇÃO

As ligações apresentam grande influência no comportamento das estruturas metálicas. São através delas que se definem os mecanismos de transmissão de esforços entre os elementos conectados, bem como permitem considerações de projeto que influenciam diretamente no dimensionamento da estrutura como um todo.

A consideração correta da ligação entre os elementos permite, por exemplo, uma distribuição mais equilibrada dos esforços na estrutura, e conseqüentemente, um dimensionamento mais econômico, porém não menos seguro. Ao se considerar, por exemplo, um engaste ou uma rótula em uma situação usual de projeto, é necessário garantir que a ligação apresente o desempenho idealizado.

Portanto, deve-se sempre buscar ampliar o conhecimento do comportamento real das ligações entre elementos metálicos, através de análises numéricas e experimentais, avaliando sempre a influência dos principais componentes e dispositivos envolvidos na ligação.

Outro motivo de fundamental importância no incentivo às pesquisas no campo das ligações metálicas é garantir um desempenho adequado da estrutura perante os Estados Limites Último e de Serviço. Para isso, são necessários estudos e análises aprofundados a respeito dos mecanismos de plastificação e colapso das ligações.

Desta forma, é cada vez mais necessário, no caso da análise numérica das ligações, considerar as imperfeições geométricas dos elementos envolvidos e as propriedades mecânicas corretas dos materiais, já que estes provocam um comportamento não linear da estrutura. As imperfeições na geometria dos elementos, ou a descontinuidade verificada entre os elementos conectados, quando solicitados, impõem uma não linearidade geométrica no comportamento da ligação. As propriedades e modelos constitutivos dos materiais componentes dos elementos envolvidos na ligação apresentam comportamento não linear também, impondo na estrutura a chamada não linearidade física do material.

Levando-se em conta essas situações na análise da ligação, é possível uma representação mais realista do comportamento das ligações metálicas.

Os objetivos do presente trabalho são:

- dar continuidade aos estudos de ligações viga-pilar parafusadas com chapa de topo estendida, desenvolvidos anteriormente no departamento de Engenharia de Estruturas da EESC/USP por RIBEIRO (1998), MAGGI (2000) e MAGGI (2004);
- realizar um estudo a respeito dos sistemas de classificação das ligações, e também apresentar uma compilação dos principais e mais recentes trabalhos desenvolvidos sobre o tema;
- apresentar uma melhoria na modelagem numérica de ligações, pela aplicação de novas considerações, diferentes tipos de elementos finitos e explorando a evolução da capacidade de processamento verificada nos microcomputadores atuais;
- obter resultados com melhor representatividade do comportamento real das ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida.

Devido a simplificações nos cálculos, ou à falta de conhecimento adequado sobre o comportamento real das ligações, é comum considerarem-se situações idealizadas para as conexões: ligações rígidas ou flexíveis. A ligação perfeitamente rígida é aquela em que, na presença do carregamento solicitando a estrutura, transmite o momento fletor em sua totalidade entre os elementos conectados, mantendo constante o ângulo relativo formado entre eles. Em resumo, ocorre a rotação do nó da ligação, sem que o ângulo formado entre os elementos conectados se modifique, garantindo assim a transmissão plena do momento fletor entre os elementos.

A ligação flexível é aquela em que não ocorre a transmissão de momento fletor, permitindo a rotação entre os elementos conectados e alterando o ângulo formado entre eles.

Entretanto, no caso das ligações usuais, é praticamente impossível garantir que o comportamento idealizado de ligação perfeitamente rígida ou flexível ocorra. A partir deste fato, é necessário considerar um comportamento semi-rígido para as

ligações, de forma a aproximar as considerações adotadas nos cálculos ao seu comportamento real. Uma ligação semi-rígida é aquela que apresenta comportamento intermediário entre a rígida e a flexível, permitindo a transmissão parcial do momento fletor e uma rotação relativa entre os elementos conectados.

No caso em que se considera uma ligação como perfeitamente rígida, o momento fletor transmitido entre os elementos conectados é elevado, fato que torna a ligação mais “robusta”, com elementos e dispositivos de ligação de maiores dimensões.

No caso de considerar a ligação como perfeitamente flexível, o momento fletor no meio do vão da viga é elevado, fazendo com que se adotem perfis estruturais mais “pesados” para ela, além da necessidade de contraventar a estrutura devido à instabilidade provocada pelos esforços horizontais.

Quando se considera uma ligação como semi-rígida, busca-se um equilíbrio entre as duas situações citadas acima, aliviando a ligação e garantindo um dimensionamento mais econômico para o perfil da viga.

Estudos têm sido desenvolvidos a fim de permitir a quantificação da semi-rigidez nas ligações entre elementos metálicos. Busca-se, também, conhecer os limites que distinguem o comportamento das ligações entre si. Alguns autores procuram dividir as ligações em categorias, cada qual adotando diferentes critérios, classificando-as principalmente quanto à capacidade resistente e à rigidez. Um dos objetivos deste trabalho é apresentar as principais classificações existentes, comparando-as e fazendo uma análise crítica a respeito.

Devido ao avanço tecnológico no processamento de modelos numéricos e ao aprimoramento dos conhecimentos na área, uma importante justificativa para a realização deste trabalho é desenvolver análise numérica mais aprimorada de ligações viga-pilar parafusadas com chapa de topo estendida, via Método dos Elementos Finitos (MEF). Pretende-se comparar os resultados numéricos obtidos com estudos e análises experimentais desenvolvidas até o momento, a fim de obter um modelo numérico que se adéqüe o melhor possível ao comportamento real da estrutura (obtido experimentalmente), a fim de contribuir para o conhecimento das ligações semi-rígidas e verificar os estados limites a que estão submetidas.

A análise experimental é melhor do que a análise numérica quanto à qualidade dos resultados obtidos, já que é capaz de representar, na escala do modelo, o comportamento real da ligação e da estrutura. Porém, do ponto de vista financeiro e de tempo, muitas vezes a sua realização torna-se inviável. O desenvolvimento de inúmeros ensaios, com a variação das características e parâmetros dos elementos de ligação (chapas, cantoneiras,...) e dos dispositivos de ligação (parafusos, chumbadores, rebites, solda,...) torna o estudo bastante oneroso, tanto financeiramente quanto na dificuldade de tempo e espaço para a montagem e realização dos experimentos.

Desta forma, a análise numérica é vantajosa, pois permite, sem maiores custos, o desenvolvimento de inúmeros modelos numéricos, com a variação dos parâmetros, como por exemplo, modificando espessura de chapas, espessura e perfil de cantoneiras, diâmetro dos conectores ou do cordão de solda, alterando a geometria dos modelos, o tipo e aplicação de carregamento, etc.

Na análise numérica desenvolvida neste trabalho, via MEF, foi utilizado o software ANSYS<sup>®</sup>. Para a geração e pré-processamento das malhas, utilizou-se o software de pré-processamento Truegrid<sup>®</sup>.

A seguir, apresenta-se uma breve descrição sobre os capítulos deste trabalho.

O capítulo 1 (Introdução) apresenta breve comentário a respeito da pesquisa desenvolvida.

O capítulo 2 (Revisão bibliográfica e conceitos gerais) apresenta uma ampla pesquisa referente ao tema abordado, reunindo conceitos gerais sobre ligações, resistência e rigidez, sistemas de classificação das ligações e histórico dos estudos de ligações metálicas viga-pilar.

O capítulo 3 (Ligações viga-pilar com chapa de topo) apresenta os principais procedimentos de dimensionamento de ligações viga-pilar com chapa de topo. São abordados, em especial, os procedimentos propostos por KHRISHNAMURTHY (1978), pelo EUROCODE 3 (2005) – Parte 1-8 e pelo AISC *Design Guide 4* (2003).

O capítulo 4 (Modelagem numérica) apresenta a descrição de todas as etapas da modelagem numérica, com os softwares utilizados na construção das malhas de elementos finitos e na análise numérica, a apresentação dos critérios considerados



na modelagem, tipos de elementos finitos utilizados, propriedades dos materiais, geometria dos modelos, condições de contorno, carregamentos aplicados e descrição da solução incremental-iterativa.

O capítulo 5 (Análise e discussão dos resultados) apresenta todos os resultados obtidos na modelagem, sua análise e comparação com os resultados obtidos previamente por MAGGI (2004), bem como a discussão sobre eles e conclusões preliminares.

O capítulo 6 (Conclusão) apresenta a síntese da pesquisa, e as conclusões sobre os resultados obtidos e a representatividade dos modelos desenvolvidos perante o comportamento real das ligações analisadas. Apresenta também sugestões para trabalhos futuros.

As referências bibliográficas trazem todo o material utilizado para a consulta e o desenvolvimento desta pesquisa.

O anexo I apresenta a verificação das ligações analisadas na modelagem numérica, segundo o procedimento proposto pelo EUROCODE 3 (2005).

O anexo II apresenta o dimensionamento das ligações analisadas na modelagem, segundo o procedimento proposto pelo *AISC Design Guide 4*.

O anexo III apresenta os resultados de deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para as ligações que não foram apresentadas no capítulo 5.



## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA E CONCEITOS GERAIS

Conforme observação de MAGGI (2000), citando RIBEIRO (1998), a expressão “ligação viga-coluna”, amplamente empregada na bibliografia, refere-se à ligação entre elementos metálicos onde a viga é conectada à mesa do pilar por meio de sua alma e/ou de suas mesas, sendo o pilar o elemento estrutural isolado. Segundo RIBEIRO (1998), a expressão “ligação viga-coluna” não seria a mais adequada para este tipo de ligação em termos de linguagem técnica. Porém, admite-se a aplicação do termo por se tratar de uma expressão consagrada na literatura especializada, visto que a origem do termo provém de uma tradução da expressão americana “*beam-to-column connection*”. O uso mais preciso do termo “coluna” seria para pilares de seção circular.

As ligações entre vigas e pilares metálicos influenciam diretamente no comportamento global das estruturas, principalmente porque geram descontinuidades geométricas e mecânicas na estrutura, devendo ser analisadas com cautela e precisão. Conforme citou PRELORENTZOU (1991), neste tipo de estrutura não se apresenta o monolitismo característico das estruturas de concreto armado convencionais, sendo necessário desenvolver ligações capazes de conectar os elementos, garantindo a adequada transmissão dos esforços entre eles.

De acordo com McGUIRE (1988), a simplicidade na adoção dos detalhes das ligações viga-pilar proporciona um impacto considerável nas dimensões totais da estrutura, gerando grande economia no final.

Segundo RIBEIRO (1998), citando o Manual Brasileiro para o cálculo de estruturas metálicas (1988), os principais parâmetros que influenciam o consumo de mão-de-obra em uma ligação são:

- **tipo de ligação (flexível, rígida ou semi-rígida):** quanto maior a rigidez, maior o consumo de mão-de-obra;
- **configuração geométrica:** aconselha-se evitar os recortes em chapas e vigas;

- **grau de padronização:** devem-se adotar, no máximo, dois tipos de parafuso (ASTM A307 e ASTM A325), somente um diâmetro e um único comprimento para os parafusos; não utilizar rosca fora do plano de cisalhamento; usar um só controle de aperto e não adotar ligações do tipo atrito;
- **tipo de junta e dimensão das soldas:** usar somente soldas de filete (na menor dimensão compatível com as espessuras das chapas);
- **evitar:** usinagem de superfícies, alargamento ou ajuste dos furos e soldas de campo.

Baseado em importantes trabalhos, MORRIS & PACKER (1987) fizeram um resumo dos principais fatores que influenciam no comportamento da maioria das ligações:

- tipo e diâmetro dos parafusos;
- distância dos parafusos à face do pilar;
- espessura das cantoneiras e chapas de ligação;
- altura da viga e da ligação;
- presença ou não de enrijecedores na alma do pilar;
- modo de ligação da viga ao pilar (flange ou alma);
- espessura do flange (ou alma) do pilar;
- limite de escoamento do material da viga, do pilar e dos elementos de ligação.

É objetivo do capítulo 2 apresentar uma revisão bibliográfica direcionada para os conceitos fundamentais que serão abordados nos capítulos seguintes e que serão importantes para a fundamentação teórica deste trabalho. Como parte desta revisão, será apresentado um breve histórico referente às principais pesquisas desenvolvidas até o presente, no âmbito nacional e mundial, sobre o assunto “ligações entre elementos de aço”.

Serão abordados os conceitos gerais a respeito das ligações entre elementos metálicos, como as características de rigidez e resistência delas. Também serão apresentados os principais sistemas de classificação propostos em alguns trabalhos publicados e nos principais documentos normativos.

A consideração do comportamento real das ligações, no que se refere à capacidade resistente e à deformabilidade, é peça chave para uma redução do custo total de estruturas metálicas, pois o dimensionamento leva à adoção de perfis mais leves (redução do peso total da estrutura) e redução no sistema de contraventamento (por considerar um mínimo de rigidez para as ligações que comumente são assumidas como rotuladas). Segundo NEVES (1996), citado por BESSA (2009), a consideração da semi-rigidez para as ligações gera uma economia de 2% (para as estruturas contraventadas) e de 5% (para as estruturas não-contraventadas) no custo total da estrutura.

## **2.1 ASPECTOS GERAIS DAS LIGAÇÕES**

Conforme foi dito por VALENCIANI (1997), as ligações em estruturas de aço são constituídas por dois tipos de componentes: os elementos de ligação e os dispositivos de ligação. Os elementos de ligação são os componentes que facilitam ou permitem a transmissão dos esforços que solicitam a estrutura (enrijecedores, placas de base, chapas de topo, cantoneiras de alma e assento, as chapas de nó, cobrejuntas de alma e mesa,...). Os dispositivos de ligação são os componentes que proporcionam a união entre os elementos de ligação e as peças da estrutura as quais se deseja conectar. Os dispositivos de ligação são:

- a) os conectores (rebites, parafusos comuns e de alta resistência e barras rosqueadas);
- b) e as soldas.

## **2.2 CLASSIFICAÇÃO DAS LIGAÇÕES**

O funcionamento das estruturas compostas por peças pré-fabricadas conectadas, como é o caso de estruturas de aço, depende essencialmente do comportamento das ligações. Por exemplo, no caso de estruturas aperticadas de

edificações, as ligações entre vigas e pilares determinam o esquema estrutural representativo do pórtico. A figura 2.1 mostra os dois tipos ideais de comportamento das ligações: ligação perfeitamente rígida, que impede completamente a rotação relativa entre a viga e o pilar ( $\phi = 0$ ; isto é, os eixos da viga e do pilar se mantêm a  $90^\circ$  após a deformação), e ligação rotulada, que deixa livre a rotação relativa  $\phi$  viga-pilar. (PFEIL, 2009)

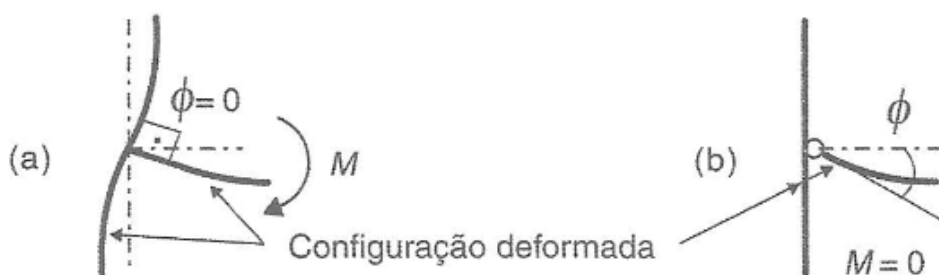


Figura 2.1 – Ligações ideais (a) perfeitamente rígida; (b) rotulada (PFEIL, 2009)

Esses dois tipos teóricos de ligação são difíceis de ser materializados. Na prática, o comportamento de alguns detalhes de ligação podem ser assemelhados a um ou outro caso ideal de ligação. Por exemplo, a ligação viga-pilar com dupla-cantoneira de alma (figura 2.2a) pode ser considerada no modelo estrutural como rotulada, embora haja alguma restrição à rotação relativa  $\phi$ . Já a ligação com chapas de topo e base além de cantoneiras de alma (figura 2.2b) é classificada como rígida e poderia ser modelada como uma ligação perfeitamente rígida. Existem também as ligações semi-rígidas, com comportamento intermediário entre o rígido e o flexível. Essas diferenças de funcionamento podem ser descritas pelas curvas momento fletor  $M$  (transferido pela ligação) x rotação relativa  $\phi$  entre os eixos da viga e do pilar ilustradas na figura 2.2c.

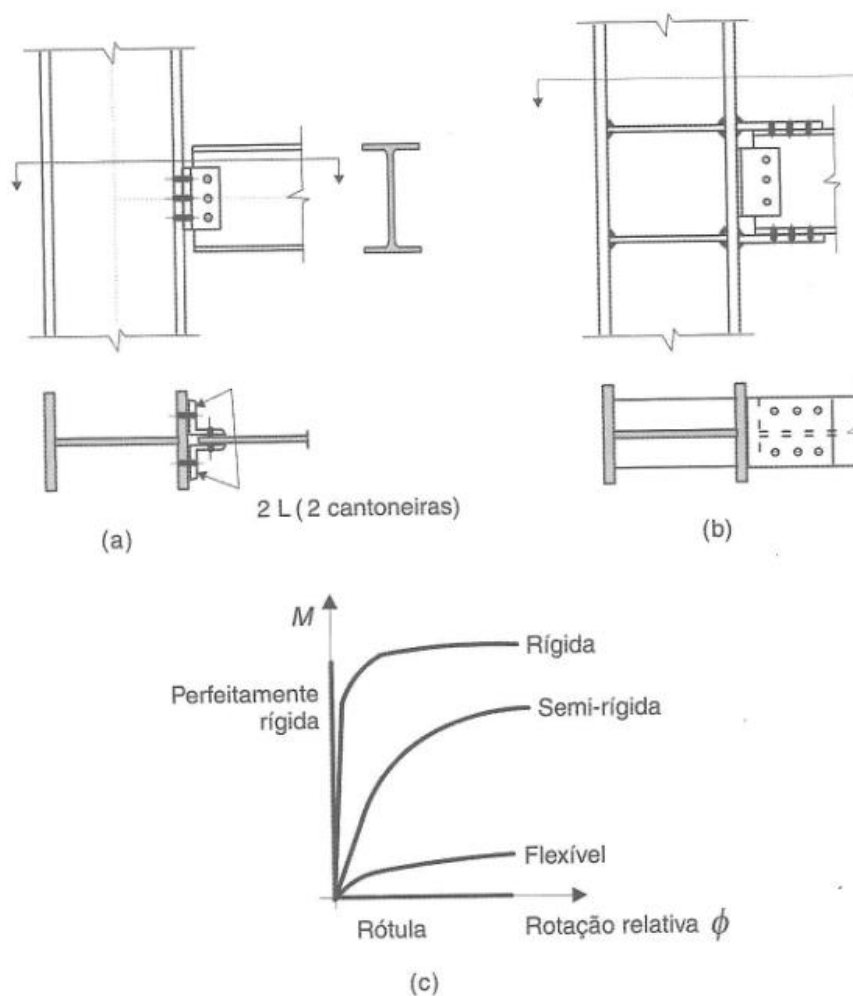


Figura 2.2 – Classificação de detalhes de ligação quanto à rigidez e à rotação (PFEIL, 2009)

De acordo com a figura 2.2, pode-se observar:

- ligação flexível, com dupla cantoneira de alma;
- ligação rígida, com dupla cantoneira de alma e chapas de transpasse nas mesas (ou flanges da viga);
- curvas momento-rotação relativa.

Na figura 2.3 apresentam-se detalhes de ligações usuais em estruturas de edifícios.

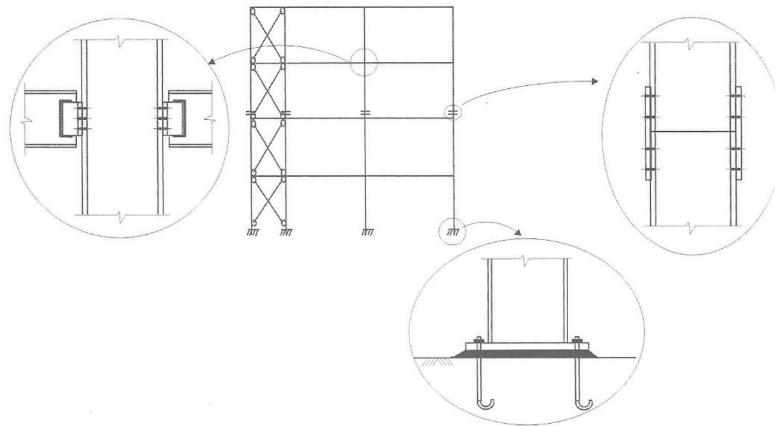


Figura 2.3 – Ligações em edifícios (PFEIL, 2009)

A rigidez de cada ligação adotada no modelo estrutural deve ser consistente com a rigidez oferecida pelo detalhe escolhido para a referida ligação.

De acordo com a rigidez rotacional, as ligações podem ser classificadas em três tipos (figura 2.4), de acordo com o comportamento momento ( $M$ ) versus rotação relativa ( $\phi$ ).

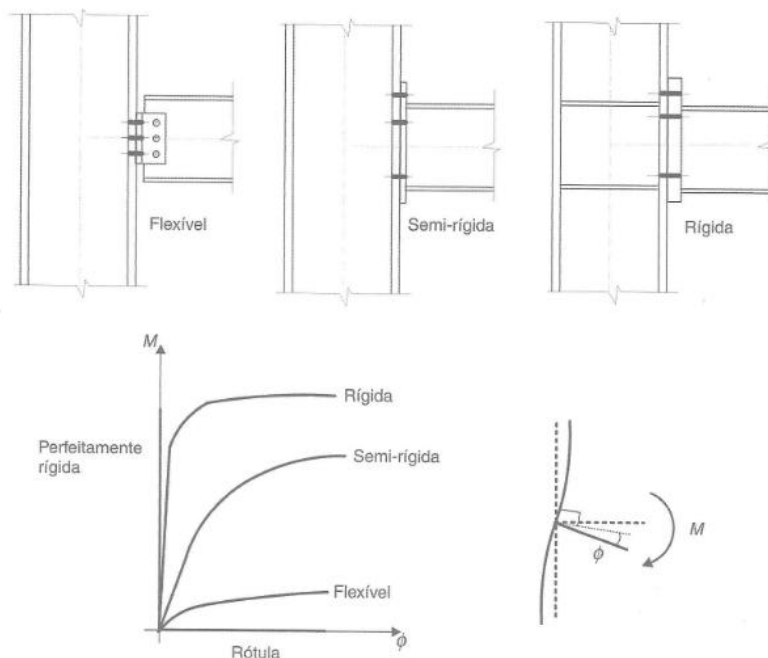


Figura 2.4 – Classificação das ligações quanto ao comportamento momento ( $M$ ) x rotação relativa ( $\phi$ ) (PFEIL, 2009)



**a) ligação rígida:** apresenta rigidez suficiente para manter o ângulo entre as peças praticamente constante (rotação relativa quase nula), para qualquer nível de carga, até que atinja o momento resistente da ligação. Garante-se a continuidade da estrutura, e a rotação relativa entre os elementos conectados é totalmente restrita, ou admite-se uma restrição de, no mínimo, 90% da rotação teórica de rótula ideal.

**b) ligação flexível:** permite a rotação relativa entre as peças, com um comportamento semelhante a uma rótula, e transmitindo um pequeno momento fletor. A rotação relativa entre os elementos conectados não é restringida, ou admite-se uma restrição de até 20% da rotação relativa teórica (na condição de rótula ideal).

**c) ligação semi-rígida:** possui comportamento intermediário entre as ligações rígida e flexível.

### 2.3 RESISTÊNCIA E RIGIDEZ DAS LIGAÇÕES

Com a finalidade de estabelecer a influência que as ligações exercem na transmissão das tensões solicitantes entre os elementos estruturais conectados, os principais sistemas de classificação das ligações se baseiam no comportamento momento resistente-rotação.

Com base na análise elástica, o momento efetivamente transmitido para uma ligação pode ser expresso pela equação 2.1, e depende das rigidezes da ligação, da viga e do pilar.

$$M_1 = M_0 \cdot \left[ \frac{\alpha}{2 + \alpha + \left( \frac{2 \cdot \alpha \cdot E \cdot I_b}{S_j \cdot L_b} \right)} \right] \quad (2.1)$$

onde

$M_1$ : momento real transmitido pela ligação;

$M_0$ : momento de engastamento total;

$I_b$ : momento de inércia da seção transversal da viga na região do engastamento;

$L_b$ : comprimento da viga;

$S_j$ : rigidez da ligação;

$\alpha$ : relação de rigidez rotacional entre o pilar e a viga, expressa por  $(K_c \cdot L_b / E \cdot I_b)$ ;

$K_c$ : soma das rigidezes rotacionais de todos os elementos componentes da ligação, com exceção da viga considerada, de acordo com a tabela 2.1;

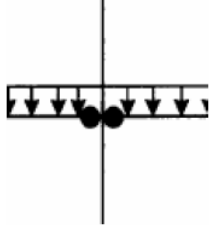


$I_c$ : momento de inércia da seção transversal do pilar (tramo único);

$I_{c1}$  e  $I_{c2}$ : momento de inércia da seção transversal para cada tramo do pilar;

$L_c$ : comprimento do pilar (tramo único);

$L_{c1}$  e  $L_{c2}$ : comprimento de cada tramo do pilar.

Tabela 2.1 – Determinação do  $K_c$  para cada tipo de nó da ligação

Tipo de nó			
$K_c$	$\infty$	$\frac{4EI_{c1}}{L_{c1}} + \frac{4EI_{c2}}{L_{c2}}$	$\frac{4EI_c}{L_c}$

Assim, quando a rigidez da ligação é muito maior que a da viga, a extremidade da viga pode ser considerada engastada. Quando a rigidez da ligação for muito inferior à da viga, a extremidade é considerada rotulada. (TRISTÃO, 2006)

## 2.4 HISTÓRICO DOS ESTUDOS DAS LIGAÇÕES VIGA-PILAR

RIBEIRO (1998) apresenta uma vasta revisão bibliográfica em seu trabalho, apresentando um histórico muito preciso e completo a respeito das principais pesquisas desenvolvidas sobre o tema “ligações metálicas viga-pilar”. O autor cita a importância que tais pesquisas tiveram no entendimento do comportamento real das

ligações, sob o aspecto de resposta rotacional e resistente mediante os esforços solicitantes, permitindo desta forma a adoção de sistemas de classificações cada vez mais precisos das ligações, proporcionando considerações de projeto mais fiéis à realidade do comportamento da ligação analisada.

MAGGI (2000) também cita, respeitando a ordem cronológica dos fatos, as principais pesquisas realizadas sobre o tema, enfatizando as ligações metálicas viga-pilar, e o seu comportamento de rigidez e resistência. Além do histórico das pesquisas apresentadas por RIBEIRO (1998), MAGGI (2000) acrescenta importantes pesquisas ou acontecimentos que foram cruciais para o conhecimento atual do comportamento das ligações metálicas, sobretudo no que diz respeito à sua semi-rigidez.

A seguir, pretende-se reunir as principais pesquisas citadas pelos autores, complementando o histórico com as mais recentes pesquisas desenvolvidas, principalmente no Brasil, a respeito do assunto “ligações viga-pilar”, com enfoque no assunto “ligações viga-pilar parafusadas com chapa de topo”.

**WILSON & MOORE (1917):** primeiro trabalho desenvolvido para avaliar a rigidez de uma ligação e sua influência no comportamento da estrutura. Foi realizado na Universidade de Illinois, utilizando diversos ensaios de ligações rebitadas. A partir deste trabalho, houve um crescente interesse no estudo das ligações semi-rígidas nas estruturas metálicas, impulsionado também pela popularização do uso da solda e dos parafusos de alta resistência.

**(1929):** Criação de um programa teórico-experimental pelo *Steel Structures Research Committee of Great Britain*, envolvendo vários aspectos do comportamento das estruturas metálicas. Este comitê interrompeu suas atividades com o início da Segunda Guerra Mundial.

**BATHO & BATHEMAN (1934):** Sugeriram a substituição, nas ligações, dos rebites por parafusos de alta resistência.

**WILSON & THOMAS (1938):** Realizaram estudos sobre fadiga em ligações rebitadas, também constatando a possibilidade de utilização de parafusos de alta resistência.

**(1947):** Com a criação do *Research Council on Riveted and Bolted Structural Joints* (RCRBSJ), atualmente denominado de *Research Council on Structural Connections* (RCSC), aumentaram as pesquisas nesta área, nos Estados Unidos. O RCRBSJ reunia órgãos governamentais, universidades, institutos de pesquisa e o setor industrial, com a finalidade de apoiar e financiar estudos sobre o comportamento estrutural de ligações rebitadas e parafusadas.

**RCRBSJ (1949):** Com base em várias pesquisas, o RCRBSJ publica a primeira especificação para ligações utilizando parafusos de alta resistência, na qual se permitia a substituição de rebites por parafusos, na proporção de um para um.

**RUBLE (1959):** Relacionou e organizou em sua pesquisa uma grande quantidade de trabalhos desenvolvidos na década de 50, resultado da iniciativa da RCRBSJ. Dentre esses trabalhos destacam-se as pesquisas realizadas por MUNSE et al. (1959a e 1959b) e VASARHELY (1959).

**BALL & HIGGINS (1959):** É feita uma discussão sobre os procedimentos de instalação e aperto dos parafusos de alta resistência, para a obtenção da protensão mínima especificada pelas normas.

**(DÉCADA DE 60):** A partir dos anos sessenta, tanto nos Estados Unidos quanto na Europa, priorizam-se os estudos de ligações com soldas e parafusos de alta resistência como meio de ligação. Neste período, começaram a ser desenvolvidos estudos sobre o comportamento de tipos específicos de ligações, como as completamente soldadas.

**SHERBOURNE (1961):** Considerado como um dos pioneiros no estudo das ligações viga-coluna com chapa de topo. Estudou ligações nas quais a transmissão dos

esforços da viga para o pilar se dava por meio de uma chapa soldada à extremidade da viga e parafusada à mesa do pilar, como esquematizado na figura 2.5. Suas pesquisas foram patrocinadas pela *British Welding Research Association* (BWRA), na Universidade de Cambridge, Inglaterra.

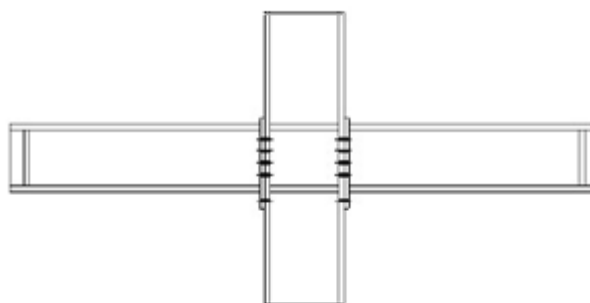


Figura 2.5 - Ligação viga-pilar com chapa de topo (SHERBOURNE, 1961 *apud* MAGGI, 2000)

**RCRBSJ (1962):** É publicada, pela RCRBSJ, uma revisão da especificação para ligações estruturais utilizando parafusos ASTM-A325.

**DOUTY & McGUIRE (1965):** Realizaram um importante estudo sobre ligações nas quais a ligação entre viga e pilar era feita com perfis "T" conectados às mesas da viga e do pilar, como esquematizado na figura 2.6. Analisaram tanto o comportamento local quanto global das ligações, dando maior ênfase aos casos de solicitação de tração, em razão da possibilidade de aparecimento de forças de alavanca (*prying action*). A partir dessas observações estabeleceram um modelo analítico que relaciona as forças de tração aplicadas ao perfil "T" com as forças de alavanca.

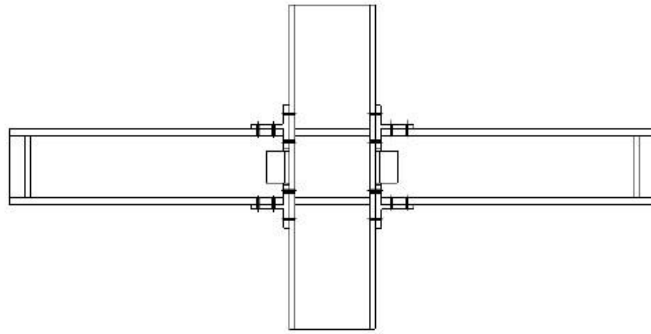


Figura 2.6 - Ligação viga-pilar com perfil "T" (DOUITY & McGUIRE, 1965 *apud* MAGGI, 2000)

**NAIR et al. (1974):** Desenvolveram um estudo analítico-experimental sobre o fenômeno das forças de alavanca, levando em conta solicitações estáticas e cíclicas. Determinaram a influência do efeito alavanca por meio da comparação do comportamento de ligações com perfis "T", com mesas de grande espessura. Estabeleceram, assim, a eficiência dos parafusos e a relação entre a força de alavanca e a força de tração aplicada à alma do perfil "T", sob condições de solicitação última. No mesmo trabalho, realizaram um estudo paramétrico dessas ligações, com análise numérica via elementos finitos. Desta maneira, analisaram a influência de alguns parâmetros, como tipo de parafuso utilizado e espessura da mesa do perfil "T".

**KRISHNAMURTHY (1978 e 1979):** Realizou diversos trabalhos baseados em estudos desenvolvidos nas universidades de Auburn, Vanderbilt e Birmingham. Consistiam, basicamente, na análise de ligações via elementos finitos e na comparação entre os resultados obtidos com a análise numérica e outros obtidos em ensaios de laboratório. Examinando as ligações com chapa de topo, estudou a concentração de esforços nas ligações e os problemas do efeito alavanca. O trabalho serviu de base para a Norma Americana, AISC (1980).

**JONES et al. (1980 e 1983):** coletaram dados de 323 testes, obtidos em 29 diferentes trabalhos.

**GOVERDHAM (1984):** reuniu um total de 230 curvas momento-rotação obtidas experimentalmente, formando um banco de dados relativo ao comportamento de ligações.

**NETHERCOT (1985):** examinou e avaliou mais de 800 ensaios relatados em cerca de 70 artigos.

**KISHI & CHEN (1986):** estenderam a coleta feita por Goverdham para 303 testes e criaram um sistema computadorizado para gerenciamento do banco de dados e tratamento dos resultados experimentais de acordo com três modelos analíticos.

**CHEN & LUI (1988a):** Observando os resultados de ensaios realizados com ligações parafusadas, os autores estabeleceram uma série de conclusões e recomendações de projeto e cálculo, constatando que a resistência à flexão destas ligações poderia ter um acréscimo de 30% ou mais, quando comparadas às ligações soldadas similares. Isso se dá devido ao aumento da capacidade resistente da seção transversal da viga, proporcionado pela presença das chapas soldadas à mesa do pilar e parafusadas às mesas da viga.

**PRELORENTZOU (1991):** Pioneiro no estudo experimental de ligações no Brasil. Analisou o comportamento de ligações com chapa de topo e de ligações com cantoneira de alma, discutindo a sua classificação quanto à rigidez.

**QUEIRÓZ (1992):** Analisou os estados limites aplicáveis às ligações completamente soldadas e às ligações com chapa de topo, determinando as resistências últimas, levando em conta a presença ou não de enrijecedores no pilar. Propôs também um modelo de dimensionamento segundo o qual são consideradas molas equivalentes ao efeito da ligação – adaptação do modelo proposto por HUMER & TSCHEMMERNEGG (1988).

**KISHI (1994):** Analisou diversos métodos de análise do comportamento momento-rotação das ligações, organizando um programa computacional chamado *Steel*

*Connection Data Bank* (SCDB). Trata-se de um banco de dados que incorpora uma grande quantidade de resultados experimentais disponíveis na literatura especializada, e três diferentes equações que estimam o comportamento momento-rotação para diversos tipos de ligação.

**QUEIRÓZ (1995):** Analisou as informações disponíveis na bibliografia sobre resistência, rigidez e capacidade de deformação das ligações completamente soldadas utilizando perfis soldados com dimensões da seção transversal diferentes das usuais para perfis laminados. Com resultados de ensaios, realizados no laboratório do Instituto para Construção em Aço e Madeira, da Universidade de Innsbruck, Áustria, efetuou comparações com outros resultados obtidos por análise elasto-plástica utilizando o método dos elementos finitos, apresentando um modelo teórico para a análise de estruturas formadas por barras.

**BAHAARI & SHERBOURNE (1996):** Os autores apresentaram um trabalho sobre o comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo, em pilares com enrijecedor. Avaliaram-se, analiticamente, as características de rigidez e a resistência das ligações, com o desenvolvimento de modelos numéricos tridimensionais em elementos finitos, processados com o auxílio do software ANSYS®, versão 4.4. Foram considerados no trabalho tudo que pudesse influenciar no comportamento da ligação, incluindo os componentes (pilar, viga e parafusos), a plasticidade do material, encruamento do aço e a interação entre a chapa de topo e a mesa do pilar (com a consideração das regiões de contato). Aplicou-se, nas ligações, apenas momento fletor. A análise limitou-se à meia-seção da ligação, aproveitando-se da simetria. O comportamento global da ligação verificado na análise numérica, sob condições iniciais de aperto e protensão, foi discutido e comparado com os resultados experimentais. As deformações, tensões e o efeito alavanca foram ilustrados através de gráficos estereoscópicos.

**NETHERCOT et al. (1998):** Propôs um novo sistema de classificação para ligações metálicas viga-pilar, o qual leva em conta as características de rigidez e resistência das ligações simultaneamente. Utilizando o sistema de classificação proposto, cada



ligação é classificada em uma única categoria, facilitando as considerações de projeto para os engenheiros. Divide as ligações analisadas em quatro categorias: totalmente conectadas, parcialmente conectadas, flexíveis e não-estruturais. Comparando-se as propriedades da viga conectada e do pilar com as das ligações, têm-se: a ligação totalmente conectada deve apresentar elevada resistência e rigidez; a ligação parcialmente conectada deve apresentar moderada resistência e rigidez; a ligação flexível deve apresentar baixa resistência e rigidez; e a ligação não-estrutural é aquela que não apresenta os requisitos mínimos de resistência, rigidez e ductilidade para ser considerada como estrutural. Os autores apresentaram exemplos numéricos para validar o sistema de classificação, na tentativa de provar que o comportamento global das estruturas, nos estados limites de serviço e último, se aproxima do previsto pelo método de análise.

**RIBEIRO (1998):** Realizou trabalho teórico-experimental ensaiando 35 protótipos de ligações viga-pilar com chapa de topo. Analisou alguns parâmetros que influenciam no comportamento momento-rotação da ligação, como espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos, utilizando também simulações numéricas para comparação dos resultados. Sua análise, que já levou em consideração os parafusos, mantém o apoio rígido, não considerando a flexibilidade da mesa do pilar.

**MAGGI (2000):** Desenvolveu análise numérica a respeito do comportamento estrutural das ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo, baseada nos trabalhos anteriores de RIBEIRO (1998). Estudou dois métodos tradicionais de dimensionamento e apresentou cinco sistemas de classificação de ligações. Desenvolveu alguns modelos numéricos utilizando elementos finitos, e comparou os resultados obtidos com os resultados experimentais previamente conhecidos. Fez uma análise crítica dos resultados numéricos e experimentais com os métodos tradicionais de dimensionamento. O objetivo foi discutir a rigidez das ligações, através de análise de modelos numéricos, verificando a influência da variação de parâmetros (espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos). De posse dos resultados, fez uma análise crítica sobre a representatividade dos modelos

numéricos frente ao comportamento estrutural real das ligações estudadas. A figura 2.7 apresenta o detalhe dos modelos numéricos estudados por MAGGI (2000).

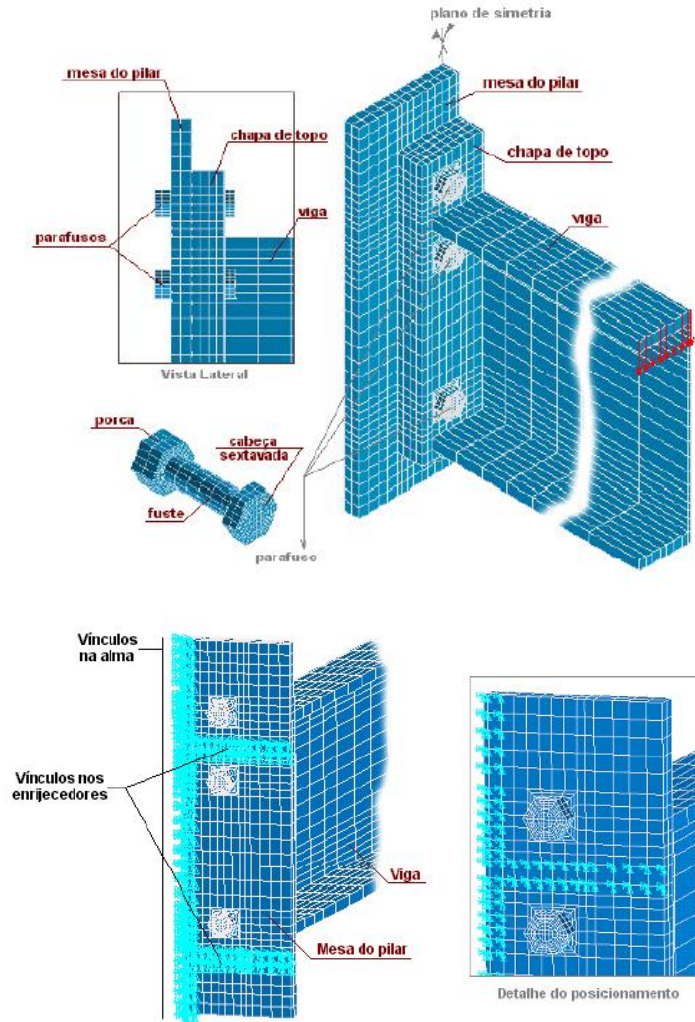


Figura 2.7 - Modelo numérico da ligação com chapa de topo estendida (MAGGI, 2000)

**MAGGI (2004):** Deu continuidade à pesquisa desenvolvida anteriormente pelo próprio autor. Apresentou análise numérica e experimental sobre o comportamento estrutural das ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida. O objetivo foi verificar o comportamento estrutural da chapa de topo e dos parafusos na determinação da capacidade resistente das ligações. A análise numérica foi desenvolvida com a utilização do código ANSYS®, com modelos tridimensionais em elementos finitos desenvolvidos para ligações com chapa de topo estendida (figura

2.8) e ligações duplo “T” (figura 2.9). De posse dos resultados numéricos e experimentais, observaram-se os mecanismos de transferência dos esforços entre viga e pilar e os mecanismos de plastificação da chapa de topo e dos parafusos, avaliando-se as linhas de plastificação na chapa de topo e confrontando com a metodologia proposta pelo EUROCODE 3 na determinação dos perfis “T” equivalentes. Como resultado da comparação, observou-se que os modos de falha indicados pelo EUROCODE 3 não representavam satisfatoriamente o comportamento real das ligações estudadas. Outra conclusão da tese de MAGGI (2004) foi que a modelagem numérica se mostrou generalista, abrangente e representativa como ferramenta para análises paramétricas e como complemento de análises experimentais.

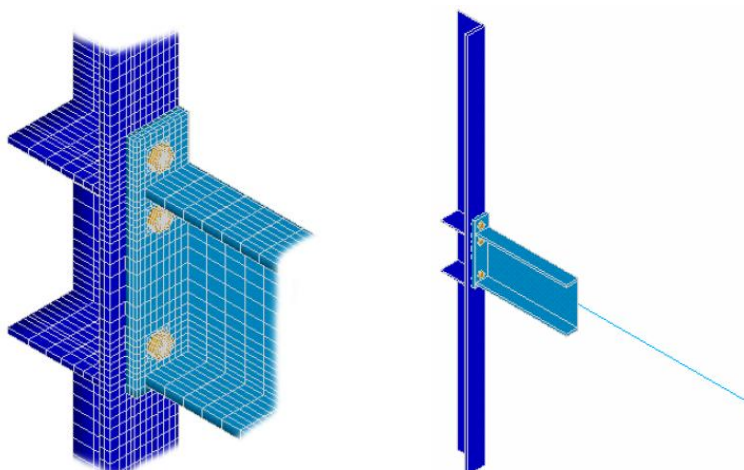


Figura 2.8 - Modelo numérico da ligação com chapa de topo estendida CTEE (MAGGI, 2004)

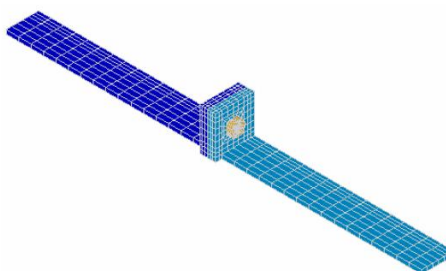


Figura 2.9 - Modelo numérico da ligação duplo “T” TSC (MAGGI, 2004)

**TRISTÃO (2006):** Apresentou estudo numérico e experimental sobre o comportamento estrutural de ligações viga mista-pilar com cantoneiras de alma e assento. O estudo teórico baseou-se no EUROCODE 3 e EUROCODE 4 (o qual apresenta um procedimento para avaliação das ligações mistas com cantoneira de alma e assento e com chapa de topo). A análise experimental verificou modelos submetidos a carregamento monotônico e cíclico, e foi realizado no Instituto Superior Técnico (IST) de Portugal, com o objetivo de avaliar a influência da força axial de compressão no pilar no comportamento do painel da alma do pilar, e conseqüentemente, no comportamento global da ligação mista localizada em nó de extremidade. Nos ensaios experimentais foram analisadas as rotações e deformações no painel da alma do pilar (este com e sem enrijecedor de alma). Também foi verificada a eficiência da ancoragem das barras da armadura longitudinal. Complementando a análise experimental, desenvolveram-se modelos numéricos de ligações mistas em elementos finitos, os quais se mostraram representativos, sendo uma importante ferramenta para análises paramétricas.

**FREITAS (2009):** Analisou numericamente o comportamento de ligações entre viga de seção I e coluna tubular circular, considerando configurações usuais de ligação com anéis externos transversais e chapa de alma. O trabalho traçou um panorama das estruturas tubulares em geral, com o histórico das pesquisas sobre o tema e estabelecendo uma compilação dos procedimentos analíticos de cálculo e classificação apresentados pelas normas EUROCODE 3 e ANSI/AISC. A análise numérica via Método dos Elementos Finitos (MEF) foi desenvolvida com o auxílio dos códigos TRUEGRID<sup>®</sup> e ANSYS<sup>®</sup>. Foram adotados modelos que considerassem as características mecânicas do aço, como plastificação e encruamento, e ainda as não linearidades geométricas e de contato. Os resultados numéricos apresentaram coerência razoável com os modelos analíticos normativos. O trabalho propiciou o conhecimento do comportamento M- $\Phi$  (momento-rotação) das ligações, bem como a determinação dos parâmetros que caracterizam tal relação, como resistência, rigidez inicial e ductilidade. Os estudos comprovaram a eficácia dos anéis externos na distribuição dos esforços oriundos do engastamento parcial da viga, fazendo com que a coluna não seja comprometida. O método apresentado pelo EUROCODE 3

(2005), com as devidas adaptações para a determinação da resistência das ligações viga-coluna estudadas, apresentou resultados coerentes. A análise numérica mostrou-se representativa em comparação com os resultados experimentais. A utilização dos diafragmas externos conectados à viga mostrou eficácia, ajudando na distribuição das tensões na região da ligação e melhorando o comportamento da coluna.

**MASIOLI (2011):** Deu continuidade aos estudos desenvolvidos por FREITAS (2009), desenvolvendo estudo analítico, numérico e experimental sobre o comportamento estrutural de ligações entre viga de seção I e coluna tubular circular. Analisou quatro configurações de ligação, com diafragmas externos transversais, chapa de alma, soldas, parafusos e enrijecedor. Foi avaliada a relação  $M-\phi$  (momento-rotação) das ligações estudadas, e também as variáveis envolvidas, como resistência, rigidez e ductilidade, evidenciando o tipo de colapso delas. O estudo analítico baseou-se nas recomendações do EUROCODE 3 (2005), com a utilização do Método das Componentes. A análise numérica via Método dos Elementos Finitos (MEF) foi desenvolvida com o auxílio dos códigos TRUEGRID<sup>®</sup> e ANSYS<sup>®</sup>. Foram adotados modelos que considerassem as características mecânicas do aço, como plastificação e encruamento, e ainda as não linearidades geométricas e de contato.

Por estes e outros trabalhos, evidenciou-se que o comportamento momento-rotação das ligações é não linear, podendo interferir no comportamento global da estrutura (inclusive limites de resistência e deslocamentos).

MAGGI (2000) cita a importância dos trabalhos referidos anteriormente, na contribuição para o conhecimento do comportamento real das ligações e no aprimoramento do estudo das ligações viga-pilar. Isso permite uma melhoria nos métodos empregados para o dimensionamento e análise das ligações em estruturas metálicas.

MAGGI (2000) comenta que algumas recomendações técnicas se basearam nas propostas e resultados apresentados em alguns desses trabalhos. Por exemplo, o Manual brasileiro para cálculo de estruturas metálicas (1988), que baseou sua formulação em modelos propostos por DOUTY & McGUIRE (1965); e ainda a

normalização americana (segundo o *American Institute of Steel Construction*, AISC) foi baseada nos trabalhos desenvolvidos por KRISHNAMURTHY (1978).

## 2.5 SISTEMAS DE CLASSIFICAÇÃO PARA AS LIGAÇÕES

Os sistemas de classificação das ligações mais adotados na análise estrutural são:

- **AISC/LFRD**: obtida a partir do método dos estados limites de ligações pré-qualificadas, utilizando-se de resultados experimentais;
- **EUROCODE 3 (2005)**: classificação quanto à rigidez e resistência da ligação, de acordo com o tipo de análise global da estrutura;
- **NETHERCOT (1998)**: considera as características de rigidez e resistência simultaneamente, para os estados limites últimos e de serviço.

Serão apresentados, neste trabalho, os principais sistemas de classificação para as ligações viga-pilar, que levam em conta as características de capacidade resistente, rigidez e rotação, a fim de permitir uma consideração mais realista para as ligações. Dentre os principais sistemas de classificação, citam-se:

- AISC (1978);
- AISC/LFRD (1986);
- STARK & BIJLAARD (1988);
- EUROCODE 3 (1992);
- BJORHOVDE et al. (1990);
- NETHERCOT et al. (1998);
- EUROCODE 3 (2005);

### 2.5.1 Comportamento momento-rotação das ligações

Segundo MAGGI (2000), a principal maneira de analisar e classificar uma ligação é através de curvas que relacionam o momento fletor transmitido entre os elementos conectados e a rotação relativa entre eles.

Há quatro maneiras de obtenção das curvas momento-rotação para as ligações: análise experimental, calibração de curvas baseadas em resultados experimentais conhecidos, utilização do Método das Componentes (introduzido pelo EUROCODE 3 em 1993, e revisado em 2005) e por análise numérica via método dos elementos finitos.

No caso de análise estrutural para dimensionamento, os modelos analíticos são os mais indicados, uma vez que se torna inviável a obtenção de resultados experimentais ou numéricos para cada tipo de ligação analisada.

Alguns modelos consideram curvas momento-rotação multi-lineares. MASIOLI (2011) e MAGGI (2004) citaram em seus trabalhos os principais modelos que utilizam regressões com base em resultados experimentais existentes. Os principais são, cronologicamente: o modelo proposto por Ramberg-Osgood (1941); os modelos exponenciais propostos por KISHI & CHEN (1986a e 1986b); e posteriormente os modelos propostos por KISHI & CHEN (1990) e por GHOBARAH et al. (1996). A descrição destes e de outros modelos, bem como exemplos de sua utilização são apresentados por KAMEI (2001).

Ao considerar uma ligação como perfeitamente rígida, supõe-se que o momento fletor é transferido em sua totalidade entre os elementos conectados, e é calculado pela expressão 2.2, no caso de carregamento uniformemente distribuído (figura 2.10a):

$$M_F = \frac{qL^2}{12} \quad (2.2)$$

Porém, considerando-se que na realidade de uma ligação metálica, o comportamento perfeitamente rígido é idealizado, e levando em consideração a influência da rotação relativa entre os elementos no apoio, obtém-se uma redução no valor do momento transferido na ligação, através da expressão 2.3 (figura 2.10b):

$$M_{\theta} = \frac{4EI\theta}{L} - \frac{2EI\theta}{L} = \frac{2EI\theta}{L} \quad (2.3)$$

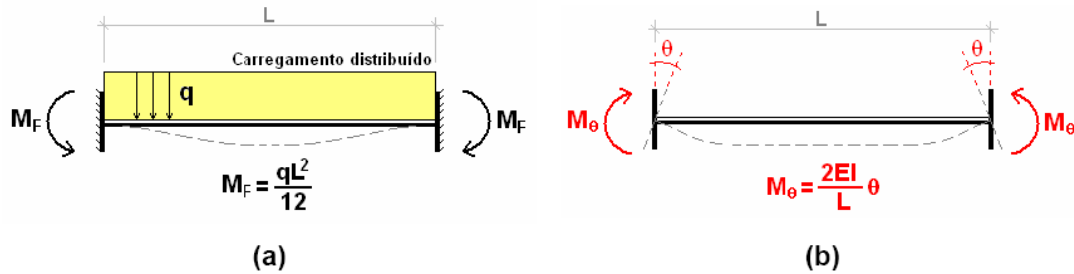


Figura 2.10 – (a) Ligação perfeitamente rígida e (b) semi-rígida (MAGGI, 2004)

Portanto, o momento transferido efetivamente na ligação entre os elementos vale (expressão 2.4):

$$M = \frac{qL^2}{12} - \frac{2EI\theta}{L} \quad (2.4)$$

Analisando a expressão 2.4, na situação idealizada de ligação perfeitamente rígida ( $\theta = 0$ ), o momento transmitido vale  $M = qL^2/12$  (que é o valor do momento para uma situação de engaste perfeito). Para a situação de ligação perfeitamente flexível ( $M = 0$ ), a rotação vale  $\theta = qL^3/24EI$  (correspondendo a uma ligação biapojada). Estes comportamentos das ligações podem ser verificados na figura 2.11.

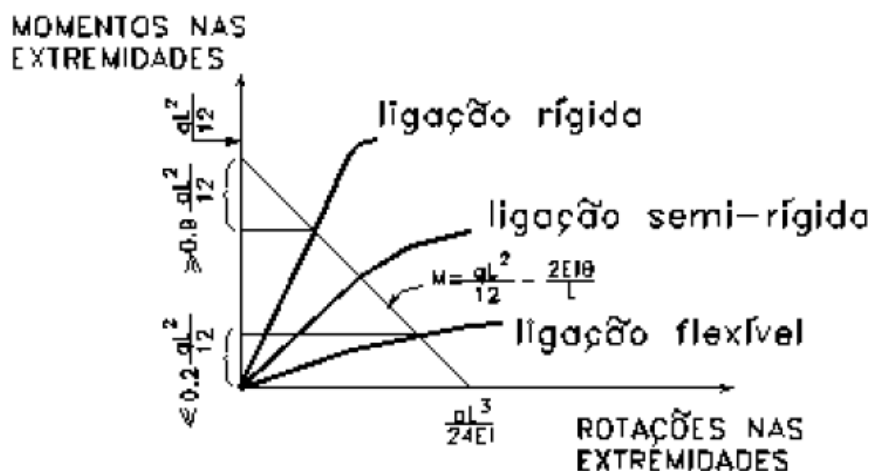


Figura 2.11 – Comportamento teórico das ligações (RIBEIRO, 1998)



De acordo com as expressões 2.2, 2.3 e 2.4, e a figura 2.11, percebe-se uma diminuição da rigidez das ligações, influenciada pelas propriedades estruturais dos elementos conectados (MAGGI, 2000).

Ao desenvolver os diagramas momento-rotação, pretende-se estimar a parcela do momento fletor que é transmitida entre os elementos através da ligação, considerando-se a influência de variáveis como a geometria dos elementos conectados, tipo de carregamento e propriedades físicas do material (MAGGI, 2000).

Segundo MAGGI (2004), ao definir a semi-rigidez de uma ligação, estamos calculando a **“parcela de momento total aplicado que, em termos de energia de deformação, é transformado em rotação por deformações localizadas.”**

No caso específico das ligações com chapa de topo estendida, as deformações citadas são provenientes da flexão da chapa de topo na região tracionada da ligação, da deformação nos parafusos e da deformabilidade do apoio, no caso, a mesa do pilar.

A relação momento-rotação pode ser obtida através de ensaios experimentais ou por modelos analíticos. Estes últimos levam em conta a rigidez, a resistência e a capacidade de deformação das ligações. O comportamento não linear da ligação, em razão das propriedades físicas dos materiais e das discontinuidades geométricas, também deve ser analisado.

Segundo RIBEIRO (1998), o comportamento real de uma estrutura frente às ações solicitantes é dependente das propriedades dos elementos estruturais (vigas e pilares) e das ligações. As propriedades principais são a resistência, a rigidez e a capacidade de deformação. Estas propriedades são analisadas através do gráfico momento-rotação (figura 2.12).

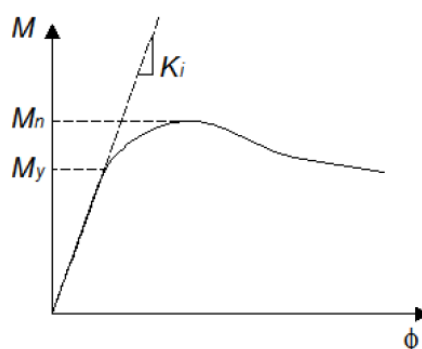


Figura 2.12 – Gráfico momento-rotação de ligações (MASIOLI, 2011)

No gráfico apresentado na figura 2.12,  $K_i$  é a rigidez inicial,  $M_y$  é o momento fletor de início de plastificação da ligação, e  $M_n$  é o momento fletor último, para o qual se atinge a capacidade resistente da ligação. Ainda na figura 2.12, o eixo das ordenadas ( $M$ ) representa uma ligação teoricamente rígida e o eixo das abscissas ( $\phi$ ) representa uma ligação teoricamente articulada.

O momento último  $M_n$  é definido pelo EUROCODE 3 (2005) como o momento máximo (de pico) do gráfico  $M - \phi$ . Nos casos em que o gráfico não apresenta ponto de máximo bem definido, adota-se o valor de  $M_n$  para uma rotação de 20mrad.

Na análise estrutural, uma ligação pode ser representada por uma mola rotacional que faz a conexão entre as linhas médias dos elementos que se encontram em um ponto (nó) da estrutura, conforme pode ser visto nas figuras 2.13a e 2.13b. O dimensionamento da ligação deve levar em conta três propriedades básicas, conforme pode ser visto na figura 2.13c:

- $M_{j,Rd}$ : o momento resistente da ligação;
- $S_{j,ini}$ : a rigidez inicial da ligação; e
- $\phi_{Cd}$ : a capacidade rotacional da ligação.

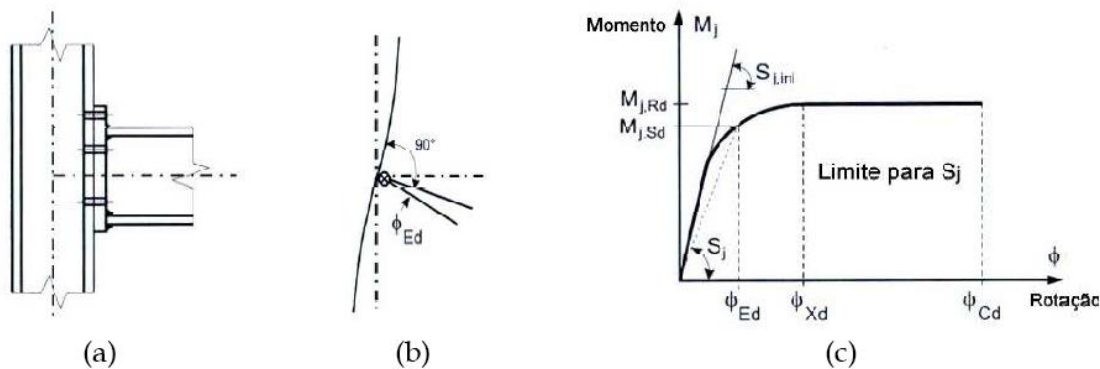


Figura 2.13 – Propriedades importantes no dimensionamento das ligações  
(EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

Apesar de a maioria das ligações apresentarem gráfico momento-rotação com comportamento não linear, o EUROCODE 3 (2005) permite três tipos de análises, de forma a simplificar os procedimentos: a análise linear, a análise rígido-plástica e a análise elasto-plástica.

Segundo o EUROCODE 3 (2005) *apud* MASIOLI (2011), na análise linear, o gráfico momento-rotação é definido por uma reta, cujo coeficiente angular é a rigidez rotacional da ligação, que pode ser considerada como a rigidez inicial nos casos em que o momento fletor solicitante não exceder  $2/3$  do momento resistente da ligação. Para todos os casos, o EUROCODE 3 (2005) recomenda a adoção da rigidez inicial reduzida pelo parâmetro  $\eta$ , que depende do tipo de ligação e pode variar de 2,0 (para ligações viga-pilar) até 3,5 (para outros tipos de ligações). O comportamento momento-rotação pode ser verificado na figura 2.14.

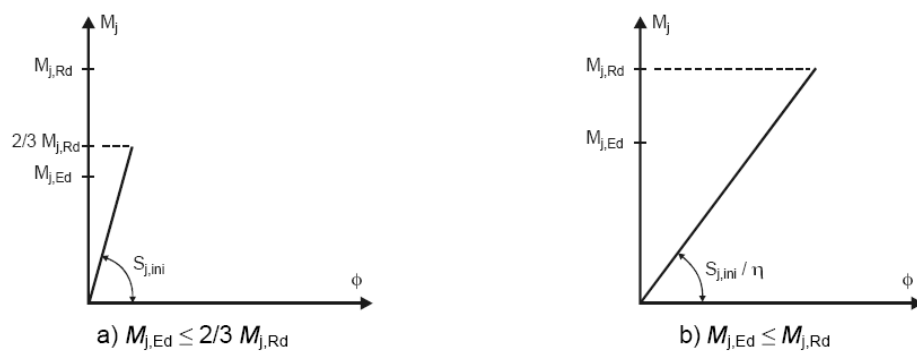


Figura 2.14 – Comportamento  $M - \phi$  linearizados para análise elástica linear com rigidez inicial (a) e rigidez inicial penalizada (b) (EUROCODE 3, 2005)

No caso das análises elasto-plástica e rígido-plástica, o EUROCODE 3 (2005) permite a adoção do gráfico  $M - \phi$  bi-linear. Na análise elasto-plástica é necessário corrigir a rigidez, da mesma maneira que foi necessário na análise elástica. Os dois comportamentos momento-rotação podem ser verificados na figura 2.15.

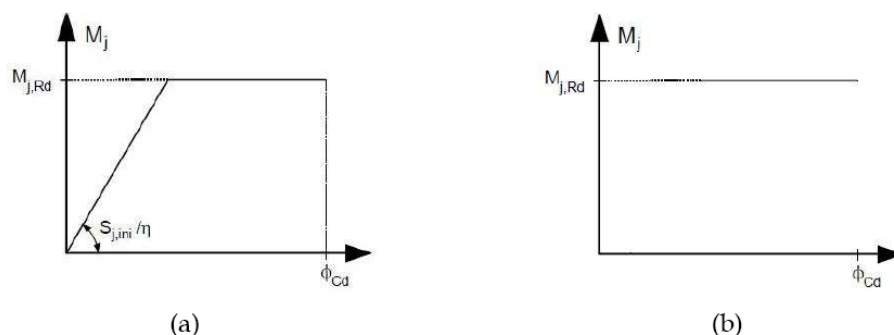


Figura 2.15 – Comportamento  $M - \phi$  bi-linear para análise elasto-plástica (a) e rígido-plástica (b) (EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

Na figura 2.16, são apresentadas cinco curvas momento-rotação (ligações A até E), para exemplificar o comportamento das ligações.

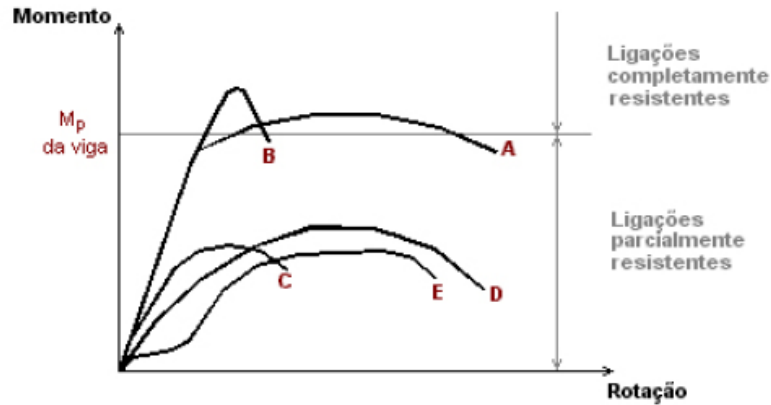


Figura 2.16 – Comportamento  $M - \phi$  de ligações viga-pilar (MAGGI, 2000)

De acordo com a figura 2.16, as ligações viga-pilar para as curvas A e B são ligações completamente resistentes, ou seja, o momento resistente da ligação é igual ou superior ao momento resistente da viga. Podem, desta forma, ser consideradas rígidas. Comparando-se as curvas A e B, a ligação representada por A apresenta maior ductilidade que em B, ou seja, apesar de B apresentar um maior momento resistente que A, a ligação é frágil, apresentando baixa capacidade de deformação, e conseqüentemente, não apresentando uma redistribuição do momento de plastificação. Já na ligação apresentada em A, ocorre uma redistribuição do momento de plastificação, permitindo que a estrutura apresente uma deformação considerável, antes do colapso.

As ligações das curvas C, D e E são consideradas de resistência parcial, o que significa que o momento resistente da ligação é inferior ao momento resistente da viga, e o colapso da estrutura é verificado na ligação. Estas ligações são consideradas semi-rígidas. No caso da ligação C, o momento resistente é maior que das ligações D e E, porém a capacidade de deformação é menor. Portanto, as ligações D e E são mais dúcteis que a ligação C. No caso da curva da ligação E, percebe-se que ela apresenta uma queda prematura no momento resistente, se comparada à curva da ligação D. Esta perda prematura da rigidez inicial se explica por a ligação E ser uma ligação submetida a esforços de cisalhamento, ocorrendo o

deslizamento dos elementos da ligação, até que ocorra o contato dos parafusos com as paredes dos furos (RIBEIRO, 1998).

Em SWANSON (1999), apresentam-se alguns exemplos de curvas momento-rotação para alguns tipos de ligações usuais em edifícios (figura 2.17). As curvas relacionam a rotação da ligação em função da relação entre o momento total solicitante e o momento de plastificação da viga. (MAGGI, 2000)

O comportamento das ligações com chapa de topo quanto à rotação pode apresentar diversas variações, devido a variáveis como espessura da chapa, diâmetro dos parafusos, nível de protensão inicial dos parafusos, etc.

Segundo SWANSON (1999), e ao observar a figura 2.17, as ligações com chapa de topo e as com perfil T apresentam elevada capacidade de resistir a momentos fletores e uma adequada capacidade rotacional, o que permite classificá-las como rígidas ou semi-rígidas. As ligações soldadas, por apresentarem elevada resistência e baixa capacidade rotacional, são consideradas rígidas. As ligações com cantoneira de alma, devido à baixa capacidade resistente e adequada capacidade rotacional, podem ser classificadas como flexíveis. As demais ligações, como nos casos das ligações com chapa de topo e ligações com cantoneiras de alma e assento, podem ser classificadas como semi-rígidas, devido ao comportamento intermediário.

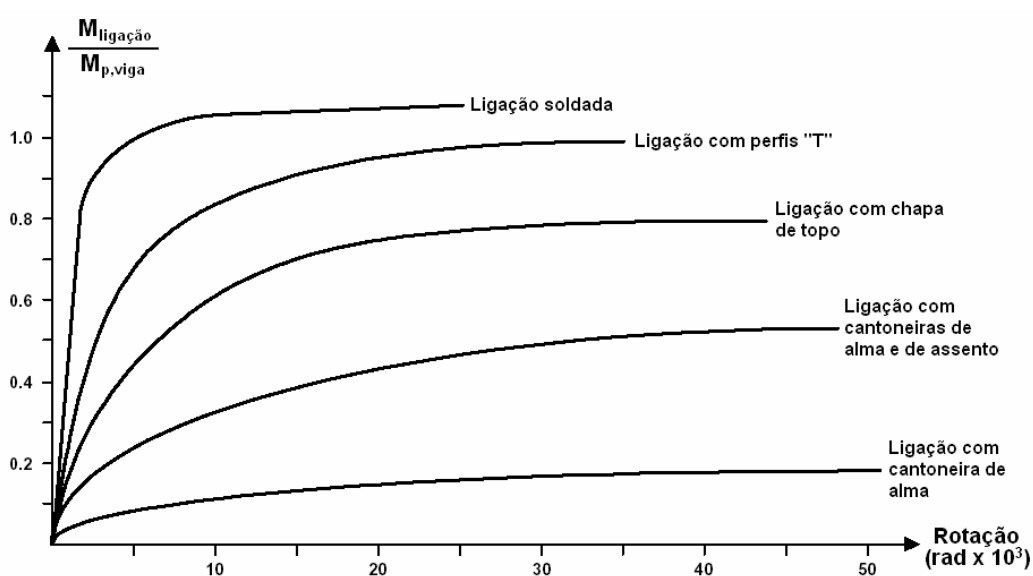


Figura 2.17 – Exemplos de curvas momento-rotação para ligações viga-pilar usuais em estruturas (SWANSON, 1999 *apud* MAGGI, 2004)

### 2.5.2 Organização dos sistemas de classificação

Os sistemas de classificação das ligações são criados para proporcionar uma escolha adequada e realística das características da ligação a serem consideradas no dimensionamento e projeto da estrutura. Vale ressaltar que a escolha coerente da ligação, baseada na transmissão de momentos fletores e na capacidade de deformação, é de fundamental importância para um dimensionamento mais preciso e a favor da segurança para a estrutura.

Para facilitar e tornar o mais próximo da realidade possível a consideração das ligações no projeto, torna-se interessante dividi-las em diferentes categorias, através da criação de sistemas de classificação. A principal motivação para a criação dos sistemas de classificação é facilitar o discernimento do calculista quanto ao tipo de ligação que ele precisa considerar em seu projeto, e que o detalhamento de determinado tipo de ligação permita que o sistema estrutural e a transmissão dos esforços entre os elementos se comportem conforme o que foi idealizado.

Tradicionalmente, para efeito de dimensionamento de estruturas, consideram-se as ligações como rígidas ou flexíveis. Porém, quando se analisa o comportamento real das ligações, percebe-se que estes tipos de comportamento são idealizados, uma vez que é impossível, por exemplo, que uma ligação considerada perfeitamente rígida não apresente um mínimo de capacidade rotacional, ou mesmo uma ligação flexível não apresente uma transmissão mínima de momento fletor entre os elementos conectados. Um exemplo prático são as ligações com cantoneira de alma e assento. São consideradas como flexíveis, uma rótula ideal, sem transmissão de momento fletor e, portanto, com capacidade rotacional plena. Porém, ao observar o comportamento real de uma ligação do tipo, ela não é totalmente livre para rotacionar. Constata-se, portanto, que ela apresenta uma parcela de restrição à rotação, e conseqüentemente, transmite uma parcela de momento fletor entre os elementos conectados. Tal consideração permite uma redução do momento fletor positivo considerado para ligações apoiadas, gerando o dimensionamento de um elemento estrutural com dimensões menores, favorecendo a economia. Surge, então, o interesse de considerar um tipo de ligação com comportamento intermediário, e que é a principal motivação para a criação dos sistemas de classificação das ligações: as ligações semi-rígidas.

Assim, é necessário estipular limites e intervalos capazes de diferenciar os tipos de ligações, baseando-se em parâmetros que representam suas características de capacidade resistente e rigidez. Também é importante acrescentar na análise os efeitos de segunda ordem produzidos na estrutura, que aumentam a influência na medida em que aumenta a flexibilidade na ligação.

Uma observação interessante é feita em MAGGI (2000), quanto à consideração da não linearidade nas curvas momento-rotação, que caracterizam o comportamento das ligações semi-rígidas. Para facilitar a utilização dos gráficos, que são compostos por curvas, é interessante “linearizá-las”, delimitando as regiões de classificação por linhas, adotadas respeitando-se as condições de segurança e economia da estrutura (figura 2.18).

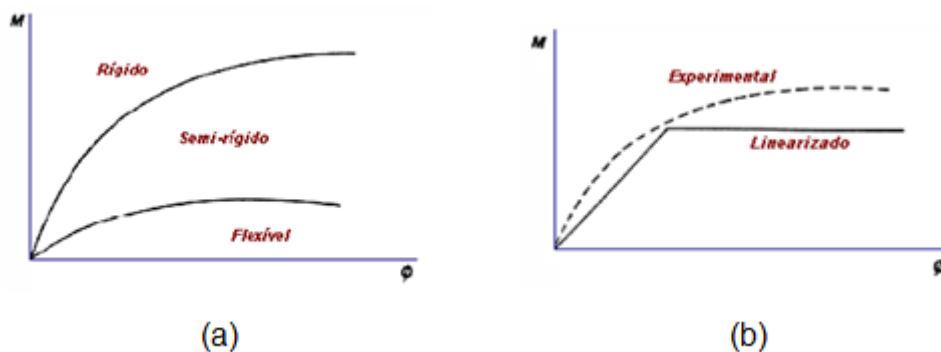


Figura 2.18 – (a) Regiões representativas da resposta não linear e (b) simplificação da curva momento-rotação (MAGGI, 2000)

Conforme será apresentado a seguir, os sistemas de classificação propostos inicialmente, e adotados inclusive por documentos normativos, costumam distinguir as ligações por critérios de resistência ou por critérios de rigidez, ao invés de adotar um sistema que leve em conta os dois critérios simultaneamente.

### 2.5.2.1 Classificação do AISC (1978)

Em 1978, foi publicada uma especificação americana, baseada no método das tensões admissíveis, a qual foi mantida pelo AISC/ASD (1989), que classificava as ligações em:

**a) tipo 1: ligações rígidas**

Definidas como ligações que permitem a consideração da continuidade da estrutura, ocorrendo a restrição total da rotação relativa entre os elementos conectados, ou restrição de no mínimo 90% da rotação teórica verificada no caso de rótula ideal.

**b) tipo 2: ligações flexíveis**

Consideradas as ligações que não aplicam restrição à rotação relativa entre os elementos conectados, ou que admitem restrição de até 20% da rotação teórica verificada no caso de rótula ideal.

**c) tipo 3: ligações semi-rígidas**

Ligações com comportamento intermediário entre a consideração de ligações rígidas e flexíveis.

Ressalta-se que as ligações consideradas como flexíveis seriam consideradas sem restrição à rotação quando solicitadas por ações gravitacionais, e consideradas como rígidas quando solicitadas pela ação do vento.

**2.5.2.2 Classificação do AISC/LFRD (1986)**

Em 1986, a especificação americana introduziu modificações no sistema de classificação das ligações, baseando-se no método dos estados limites, passando a considerar somente duas classes de ligações:

**a) ligações tipo FR (*fully restrained*):** ligações completamente restringidas;

**b) ligações tipo PR (*partially restrained*):** ligações parcialmente restringidas.

As ligações tipo FR são as mesmas consideradas pela especificação anterior como rígidas, enquanto as do tipo PR incorporam os outros dois tipos de ligação (flexível e semi-rígida). As ligações PR englobam todas as ligações com rigidez



insuficiente para impedir a rotação relativa entre os elementos conectados (não mantêm o ângulo original formado pelos elementos conectados).

Nesta nova classificação, é importante levar em consideração a rigidez lateral do sistema (ligações e elementos conectados) e a resistência. (RIBEIRO, 1998)

Outro ponto importante comentado por RIBEIRO (1998) é que para a consideração da rigidez da ligação no dimensionamento ou na estabilidade global da estrutura, é necessário definir a rigidez da ligação por meios analíticos ou empíricos.

#### 2.5.2.2.1 Revisão da classificação do AISC/LFRD (2005)

A revisão de 2005 da classificação do AISC/LFRD apresenta algumas alterações importantes com relação às edições anteriores da norma. Uma delas trata do momento fletor solicitante em Estado Limite de Serviço.

Conhecendo o momento que solicita a ligação (figura 2.19), em Estado Limite de Serviço ( $M_s$ ), bem como a relação  $M - \phi$  da ligação, aplicam-se limites para a classificação:

- limite para ligações FR:

$$S_{j,s} = \frac{EI_b}{L_b} \geq 20 \quad (2.5)$$

- limite para ligações flexíveis:

$$S_{j,s} = \frac{EI_b}{L_b} \leq 2 \quad (2.6)$$

onde

$S_{j,s}$ : rigidez tangente da ligação, referente ao momento  $M_s$  e definida para a rotação  $\phi_s$  de  $2,5\text{mrad}$ ;

$EI_b$ : rigidez da viga;

$L_b$ : comprimento da viga.

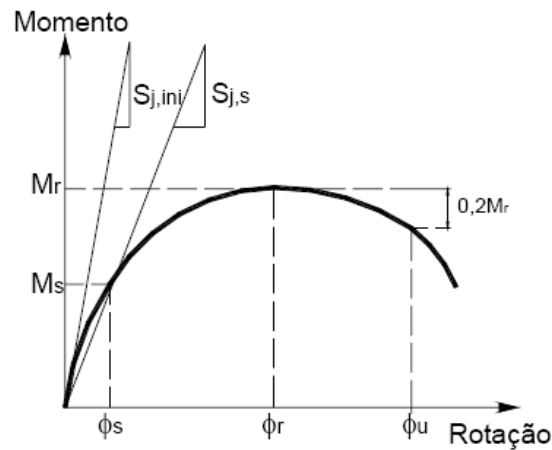


Figura 2.19 – Caracterização da ligação segundo a revisão do AISC/LFRD (2005)  
(TRISTÃO, 2006)

A revisão da classificação do AISC/LFRD (2005) também aborda a questão das ligações totalmente resistentes FR (com resistência superior ou igual à resistência à plastificação total dos elementos conectados) e das ligações parcialmente resistentes PR (com resistência inferior à resistência à plastificação total dos elementos conectados).

Já que muitas das ligações classificadas como PR não apresentam curvas  $M - \phi$  com patamar de escoamento bem definido, mesmo para o caso de grandes rotações, a resistência da ligação pode ser considerada para uma rotação de  $20,0\text{mrad}$ .

A capacidade rotacional da ligação ( $\phi_u$ ) deve ser definida para o caso de o momento resistente da ligação diminuir para 80% do seu valor (reduzir o valor em  $0,2M_r$ ) ou quando a rotação da ligação atingir  $30,0\text{mrad}$ . (TRISTÃO, 2006)

TRISTÃO (2006) comenta que, se o momento resistente da ligação é bastante superior ao momento de plastificação total da viga, então a capacidade de deformações antes de atingir o colapso para o sistema viga-pilar passa a ser controlada pela viga, e o comportamento da ligação pode ser considerado como elástico.

### 2.5.2.3 Classificação de STARK & BIJLAARD (1988)

Em 1988, STARK & BIJLAARD propuseram um sistema de classificação baseado no método de projeto adotado para as ligações (fase elástica ou plástica), quanto à consideração da não linearidade física do material.

No dimensionamento na **fase plástica** (figura 2.16), classificam-se as ligações em:

**a) ligações rotuladas (*nominally pinned connections*):** ligações dimensionadas para transmitir somente esforços normais e de cisalhamento, de forma a apresentar capacidade rotacional com formação de quaisquer tipos de rótulas plásticas, até se caracterizar o colapso.

**b) ligações de resistência total (*full strength connections*):** ligações com momento fletor resistente superior ao momento de plastificação dos elementos conectados, não ocorrendo formação da rótula plástica na ligação, mas sim nos elementos adjacentes a ela (viga ou pilar). Por exemplo, analisando a figura 2.16, as ligações A e B se enquadrariam como de resistência total. Porém, no caso do dimensionamento de ligações do tipo B, é necessário se considerar uma reserva de resistência no projeto, devido à baixa capacidade rotacional, prevendo uma redistribuição plástica dos esforços após a formação da primeira rótula plástica. (RIBEIRO, 1998)

**c) ligações de resistência parcial (*partial strength connections*):** ligações com momento fletor resistente inferior ao momento de plastificação dos elementos conectados, ocorrendo formação da rótula plástica na ligação, e não nos elementos adjacentes a ela (viga ou pilar). Por exemplo, analisando a figura 2.16, as ligações C, D e E se enquadrariam como de resistência parcial. Como a formação da rótula plástica se dá na ligação, esta deve apresentar capacidade rotacional suficiente para tal. No caso da figura 2.16, a ligação do tipo C não se enquadraria neste perfil, uma vez que sua capacidade rotacional é baixa.

No dimensionamento na **fase elástica** (figura 2.20), classificam-se as ligações em:

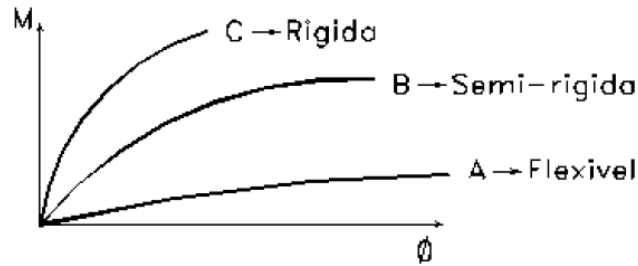


Figura 2.20 – Classificação das ligações na fase elástica (RIBEIRO, 1998)

**a) ligações rígidas:** ligações capazes de transmitir momento fletor entre os elementos conectados, além de esforços normais e de cisalhamento (cortante). O dimensionamento deste tipo de ligação deve considerar que elas apresentem grande rigidez (e conseqüentemente, pequena capacidade rotacional). Assim, qualquer influência na distribuição de momentos e de deslocamentos é insignificante. Exemplos destes tipos de ligação nas estruturas usuais podem ser verificados na figura 2.21a.

**b) ligações flexíveis:** ligações sem capacidade significativa de transmitir momento fletor entre os elementos conectados, somente transmitindo esforços normais e de cisalhamento (cortante). O dimensionamento deste tipo de ligação deve considerar que elas apresentem elevada capacidade rotacional. Exemplos destes tipos de ligação nas estruturas usuais podem ser verificados na figura 2.21b.

**c) ligações semi-rígidas:** ligações que apresentam comportamento intermediário aos outros dois tipos de ligações (rígidas e flexíveis). Apresentam considerável capacidade de transmissão de momento fletor entre os elementos conectados, bem como capacidade rotacional. Verifica-se este tipo de ligação através das curvas momento-rotação. Exemplos destes tipos de ligação nas estruturas usuais podem ser verificados na figura 2.21c.

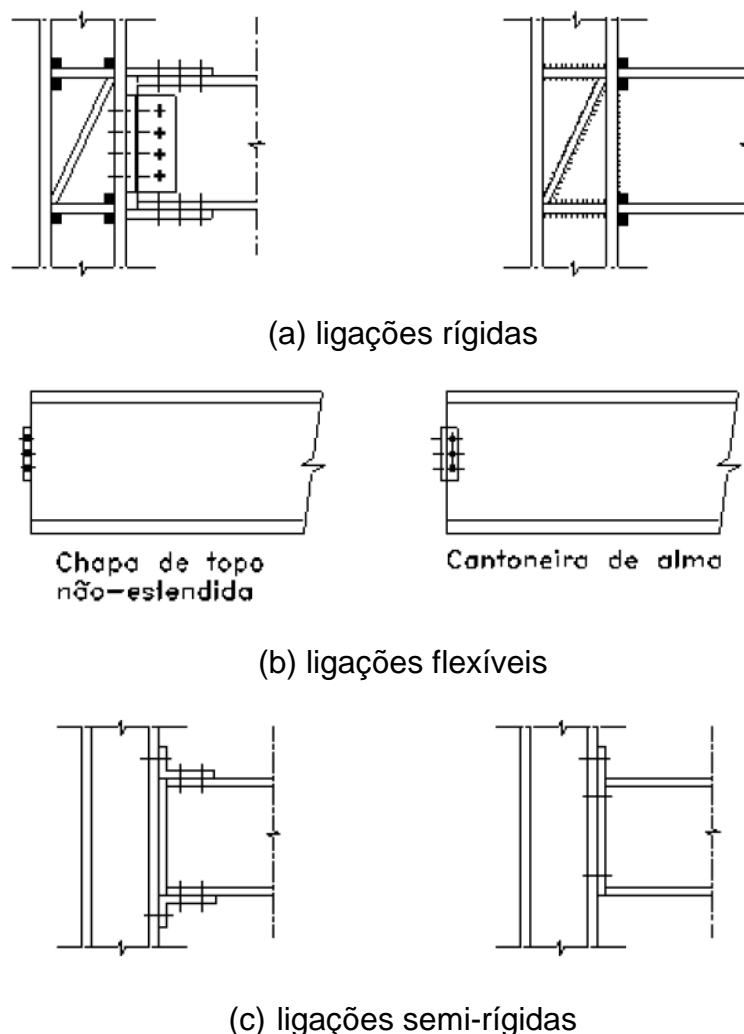


Figura 2.21 – Exemplos de ligações usuais, classificadas quanto à rigidez (RIBEIRO, 1998)

#### 2.5.2.4 Classificação do EUROCODE 3 (1992)

O EUROCODE 3 (1992) propôs uma classificação baseada na capacidade de carga dos elementos estruturais, bem como o comportamento global da estrutura, onde a rigidez das ligações é representada por uma fração da rigidez do elemento conectado (MAGGI, 2000). O sistema de classificação proposto considera o comprimento real da viga para definir a rigidez. Este sistema de classificação depende do tipo de estrutura na qual está inserida a ligação (contraventada ou não), já que os efeitos da semi-rigidez diferem entre os tipos de estruturas.

Segundo MAGGI (2000), as ligações não são tratadas isoladamente, e tanto a resistência quanto a rigidez da ligação, se comparados à rigidez dos elementos conectados, levam em conta o comportamento não linear na estrutura.

O sistema de classificação proposto separa os parâmetros de rigidez e resistência da ligação.

Quanto à **rigidez**, comparando a rigidez da ligação com a dos elementos conectados, as ligações podem ser classificadas como:

- ligações rígidas;
- ligações flexíveis;
- ligações semi-rígidas.

Quanto à **resistência**, as ligações podem ser classificadas de acordo com sua capacidade em resistir ao momento fletor em:

- ligações completamente resistentes;
- ligações parcialmente resistentes;
- ligações flexíveis.

#### 2.5.2.4.1 Parâmetros utilizados

Utilizam-se os parâmetros adimensionais  $\bar{m}$  e  $\bar{\theta}$  na classificação das ligações. Eles são definidos pelas seguintes expressões:

$$\bar{m} = \frac{M}{M_p} \quad (2.7)$$

$$\bar{\theta} = \frac{\theta_r}{\theta_p} \quad (2.8)$$

sendo

$$\theta_p = \frac{M_p L_b}{EI_b} \quad (2.9)$$

onde

$I_b$ : momento de inércia da seção transversal da viga

$L_b$ : comprimento da viga

$M_p$ : momento de plastificação total da seção transversal da viga

$\theta_r$ : rotação da ligação em resposta ao momento fletor  $M$

O EUROCODE 3 estabelece curvas que delimitam intervalos para a consideração da rigidez das ligações (figura 2.22). Através delas, é possível analisar tanto a rigidez quanto a resistência das ligações.

No caso da rigidez, para delimitar a fronteira entre as ligações rígida e semi-rígida, diferenciando-se para o caso das estruturas não-contraventadas e contraventadas, adotam-se as seguintes expressões para o valor de  $\bar{m}$ :

#### a) estruturas não-contraventadas

- para  $\bar{m} \leq 2/3$

$$\bar{m} = 25\bar{\theta} \quad (2.10)$$

- para  $2/3 < \bar{m} \leq 1$

$$\bar{m} = \frac{25\bar{\theta} + 4}{7} \quad (2.11)$$

#### b) estruturas contraventadas

- para  $\bar{m} \leq 2/3$

$$\bar{m} = 8\bar{\theta} \quad (2.12)$$

- para  $2/3 < \bar{m} \leq 1$

$$\bar{m} = \frac{20\bar{\theta} + 3}{7} \quad (2.13)$$

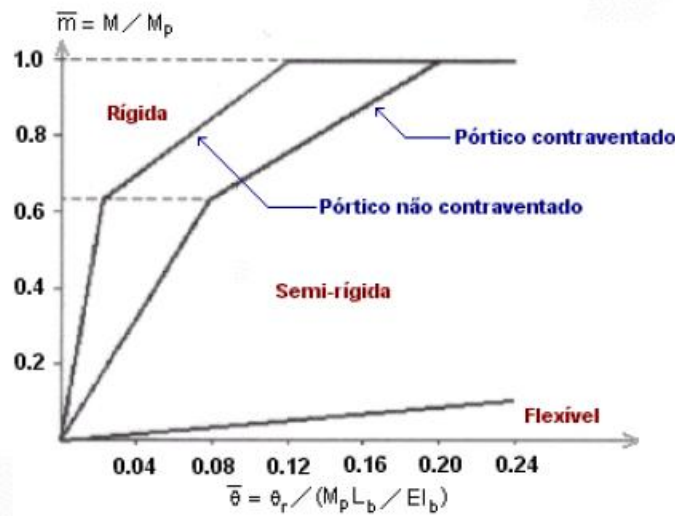


Figura 2.22 – Classificação do EUROCODE 3 (1992) (MAGGI, 2000)

RIBEIRO (1998) comenta que, analisando-se a rigidez (através da curva  $\bar{m} \times \bar{\theta}$ ), a escolha das equações que delimitam a classificação da ligação entre rígida ou semi-rígida foi feita de forma que a diminuição da capacidade resistente da ligação devido ao efeito da semi-rigidez fosse menor do que 5% quando comparada às ligações rígidas.

Analisando-se a resistência (através de  $\bar{m}$ ), o momento de plastificação total da seção transversal da viga é o limite superior, e a curva  $\bar{m} \times \bar{\theta}$  serve para uma melhor visualização do comportamento real das ligações, devido ao efeito da semi-rigidez, e possibilitando uma melhor representação do comportamento não linear, verificada em análises experimentais.

Para se classificar a ligação como flexível, apresentam-se os seguintes limites:

- de acordo com a rigidez:

$$S_j \leq \frac{EI_b}{2L_b} \quad (2.14)$$

onde

$S_j$ : rigidez rotacional secante da ligação



- de acordo com a resistência:

$$M \leq \frac{M_p}{4} \quad (2.15)$$

Segundo RIBEIRO (1998), nos casos em que o momento fletor resistente da ligação exceder em 20% o momento de plastificação da ligação, dispensa-se a verificação da capacidade rotacional da ligação, uma vez que a rótula plástica se formará no elemento conectado, e não na ligação.

Porém, nos casos em que a rótula plástica possa se formar na ligação, é necessário verificar a capacidade rotacional da ligação, sobretudo se for considerada na análise global da estrutura a redistribuição de momento fletor.

#### 2.5.2.4.2 Comentários sobre a classificação do EUROCODE 3 (1992)

Conforme é comentado em MAGGI (2000), citando também o trabalho de KISHI et al. (1997), este sistema de classificação proposto pelo EUROCODE 3 (1992) é deficiente sob dois aspectos:

- não utiliza na ligação uma exigência explícita de rotação;
- uma mesma ligação pode ser enquadrada em diferentes categorias, uma vez que os critérios de resistência e rigidez são tratados separadamente.

Nestas situações, se uma ligação é considerada **totalmente resistente**, além de apresentar resistência elevada comparada ao momento de plastificação dos elementos conectados, ela deve apresentar garantias quanto à continuidade na transmissão dos esforços solicitantes entre os elementos conectados e restrição à rotação. Portanto, além de apresentar resistência total ao momento de plastificação, a ligação deve apresentar rigidez suficiente compatível com o comportamento real da ligação e com as considerações de projeto. Se ela for totalmente resistente, mas apresentar baixa rigidez, há uma incompatibilidade quanto ao comportamento real da ligação e as considerações da ligação no projeto, o que pode acarretar um dimensionamento incorreto e contrário à segurança da estrutura.

Da mesma maneira, se uma ligação é considerada **rígida**, esta ligação deve também apresentar resistência suficiente para garantir a rigidez considerada na classificação. Sendo considerada rígida, ela seria analisada de maneira tradicional, ou seja, considerando a total transmissão do momento fletor entre os elementos conectados, e com continuidade rotacional (restrição total à rotação). Esta consideração também pode ocasionar um dimensionamento contrário à segurança, uma vez que pode considerar um momento resistente da ligação maior do que o que ela realmente apresenta, sub-dimensionando a estrutura.

#### **2.5.2.5 Classificação de BJORHOVDE et. al. (1990)**

BJORHOVDE et al. (1990) propuseram um sistema de classificação para a rigidez das ligações baseado em uma vasta quantidade de resultados experimentais e analíticos (provenientes da análise de modelos numéricos para diferentes tipos de ligações). Para definir a rigidez da ligação, o sistema de classificação considera uma viga de referência com comprimento igual a 5 vezes a altura da seção transversal da mesma, além de levar em conta o desempenho da ligação e parâmetros relativos à capacidade resistente da mesma.

Quanto ao desempenho, é fundamental considerar a rotação no comportamento das ligações. Portanto, é preciso conhecer as leis que regem a curvatura das vigas conectadas. (MAGGI, 2000)

É por isso que o sistema adota a viga de referência para definir a rigidez da ligação: para correlacionar a rotação da ligação com a curvatura na viga conectada, com a inclinação inicial da curva momento-rotação e com a rigidez da viga. (MAGGI, 2000)

Como a rigidez das ligações varia muito entre os diversos tipos de ligação, cada tipo de ligação deveria apresentar um comprimento de referência (figura 2.23). Para simplificar e adotar um padrão considera-se um único comprimento de referência.

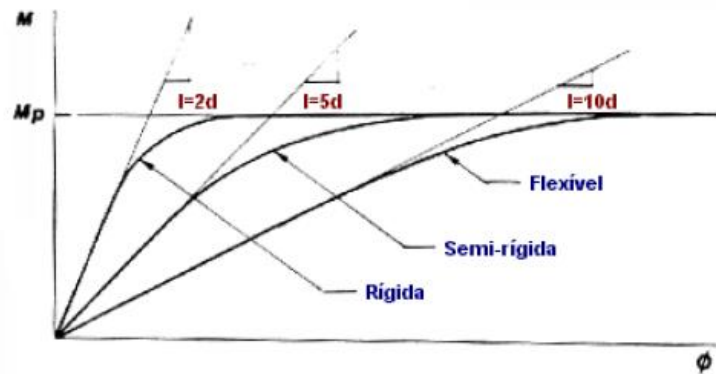


Figura 2.23 – Curvas momento-rotação para diferentes comprimentos de referência das vigas (MAGGI, 2000)

Segundo MAGGI (2000), é possível fazer esta simplificação, uma vez que a maioria das ligações semi-rígidas analisadas através de resultados experimentais apresentou resposta próxima à média obtida através dos resultados feitos com o comprimento de referência escolhido.

As ligações são divididas em três categorias: rígidas, semi-rígidas e flexíveis. São adotados parâmetros para se definir os limites entre as ligações rígidas e semi-rígidas, e também entre as ligações semi-rígidas e flexíveis. Os parâmetros adimensionais adotados neste sistema de classificação são os mesmos empregados no EUROCODE 3 (1992),  $\bar{m}$  e  $\bar{\theta}$ , com a única diferença quanto ao valor de  $\theta_p$ :

$$\bar{m} = \frac{M}{M_p} \quad (2.16)$$

$$\bar{\theta} = \frac{\theta_r}{\theta_p} \quad (2.17)$$

sendo

$$\theta_p = \frac{5M_p d}{EI_b} \quad (2.18)$$

onde

$I_b$ : momento de inércia da seção transversal da viga

$d$ : altura da seção transversal da viga

$M_p$ : momento de plastificação total da seção transversal da viga

$\theta_r$ : rotação da ligação

### 2.5.2.5.1 Parâmetros utilizados

Os resultados experimentais analisados por BJORHOVDE et al. (1990), para ligações viga-pilar, possibilitaram a escolha de um determinado comprimento de referência para as vigas ensaiadas ( $L = 5d$ ). Isto é possível uma vez que as respostas apresentadas pelos diversos tipos de ligações analisadas, quanto à rigidez, se concentraram em uma região próxima ao comprimento de referência igual a cinco vezes a altura da seção transversal da viga correspondente.

A tabela 2.2 apresenta os estudos citados, relacionando os comprimentos de referência e os momentos resistentes para as ligações ensaiadas.

Tabela 2.2 – Comprimentos de referência para as ligações (baseados em resultados de 55 experimentos)

Ligações	Comprimento de referência ( $L_e$ )	Momento resistente último
rígida	$d < L_e < 2d$	$\cong 0,9M_p$
semi-rígida	$2d < L_e < 5d$	$\cong 0,7M_p$
flexível	$\cong 10d$	$\cong 0,2M_p$

A partir dos valores obtidos na tabela 2.2, definiram-se o comprimento de referência igual a  $2d$  para a divisão entre as ligações rígidas e semi-rígidas e o comprimento de referência igual a  $10d$  para a divisão entre as ligações semi-rígidas e flexíveis, conforme apresentado na figura 2.24.

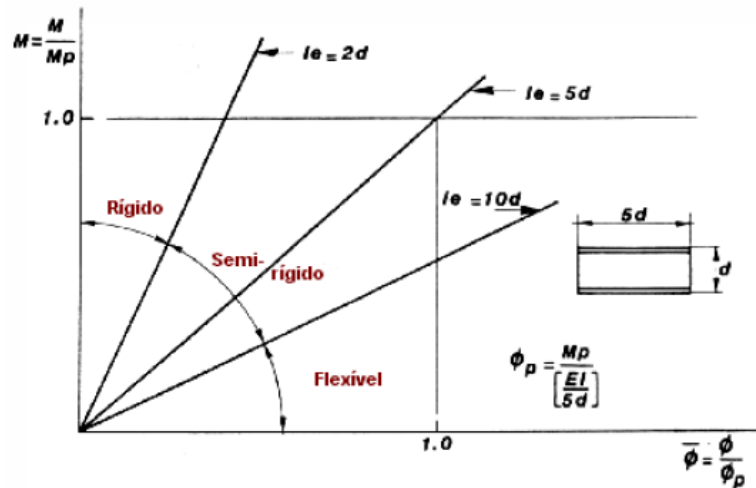


Figura 2.24 – Regiões de acordo com o comprimento de referência (MAGGI, 2000)

Também a partir dos valores obtidos na tabela 2.2, definiram-se os máximos valores do momento resistente para as ligações. Adotou-se o momento igual a  $0,7M_p$  para a divisão entre as ligações rígidas e semi-rígidas, e o momento igual a  $0,2M_p$  para a divisão entre as ligações semi-rígidas e flexíveis (figura 2.25).

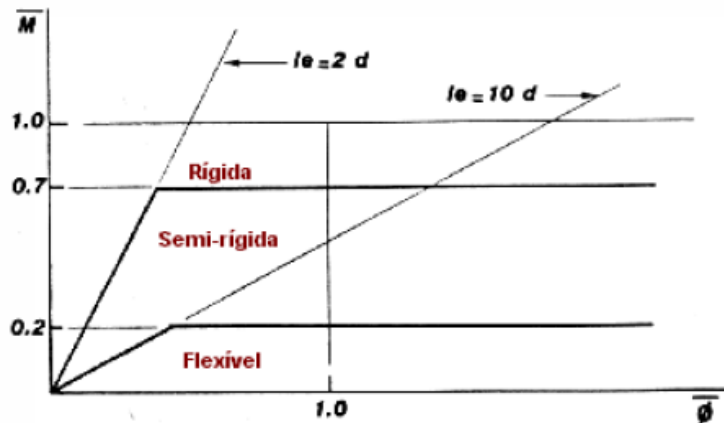


Figura 2.25 – Classificação para rigidez e resistência limites (MAGGI, 2000)

Vale observar, conforme citado por MAGGI (2000), que o momento de plastificação é o limite máximo para as ligações rígidas, segundo os métodos tradicionais de dimensionamento, para evitar falhas estruturais fora da região da ligação.

A classificação se baseia na resistência e na rigidez das ligações, de acordo com as fronteiras que as delimitam. A definição das fronteiras é feita de acordo com as seguintes expressões:

### **a) Ligações rígidas**

- de acordo com a resistência:

$$\bar{m} \geq 0,7 \quad (2.19)$$

- de acordo com a rigidez:

$$\bar{m} \geq 2,5\bar{\theta} \quad (2.20)$$

### **b) Ligações semi-rígidas**

- de acordo com a resistência:

$$0,2 \leq \bar{m} < 0,7 \quad (2.21)$$

- de acordo com a rigidez:

$$0,5\bar{\theta} < \bar{m} < 2,5\bar{\theta} \quad (2.22)$$

### **c) Ligações flexíveis**

- de acordo com a resistência:

$$\bar{m} < 0,2 \quad (2.23)$$

- de acordo com a rigidez:

$$\bar{m} \leq 0,5\bar{\theta} \quad (2.24)$$

#### **2.5.2.5.2 Capacidade rotacional da ligação**

O método de classificação proposto por BJORHOVDE et al. (1990), segundo o próprio autor, pode ser estendido para qualquer tipo de ligação, independente da existência de resultados experimentais. (MAGGI, 2000)

Para tanto, os autores propõem uma equação empírica, calibrada por resultados experimentais, e que descreve o comportamento momento-rotação das ligações, e vale:

$$\bar{m} = \frac{5,4 - 2\bar{\theta}}{3} \quad (2.25)$$

De acordo com a expressão 2.25, a capacidade rotacional que a ligação deve apresentar depende diretamente da razão entre o momento resistente último da ligação e o momento de plastificação total do elemento conectado, sendo inversamente proporcional à rigidez inicial da ligação. Em resumo, a capacidade rotacional da ligação aumenta à medida que se reduz a rigidez inicial da ligação.

Na figura 2.26 são apresentados os limites das regiões que classificam as ligações, bem como a curva que representa a capacidade rotacional da ligação.

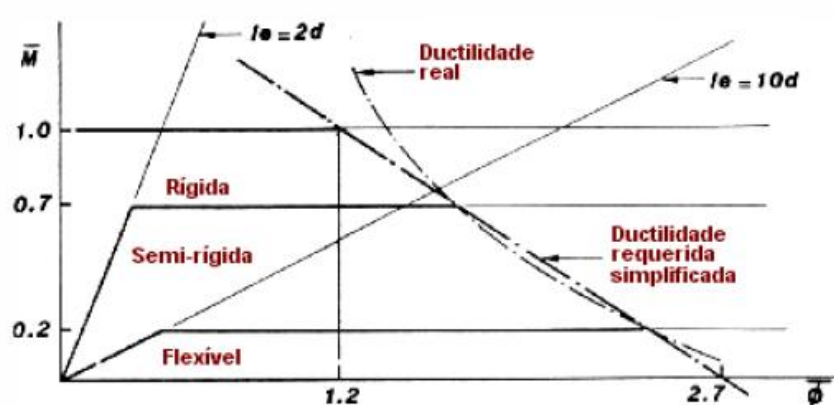


Figura 2.26 – Sistema de classificação completo das ligações proposto por BJORHOVDE et al. (1990) (MAGGI, 2000)

Conforme observado na figura 2.26, a capacidade rotacional real das ligações é definida por uma curva. Como simplificação, permite-se adotar uma reta que é secante à curva real, com inclinação definida pelos pontos de intersecção com a curva de momento resistente relativo, para valores iguais a  $0,7M_p$  e  $0,2M_p$ .

### 2.5.2.5.3 Comentários sobre a classificação de BJORHOVDE et al. (1990)

O sistema de classificação proposto por BJORHOVDE et al. (1990) é semelhante ao proposto pelo EUROCODE 3 (1992). Ele utiliza os mesmos critérios adotados no EUROCODE 3 (1992), no que diz respeito a classificar as ligações separadamente, quanto à rigidez e à resistência.

Conforme comentário feito por MAGGI (2000), o fato de o sistema considerar um comprimento de referência para comparar a rigidez e a resistência da ligação com o elemento conectado permite concluir que toda a metodologia foi desenvolvida para os casos em que não se conhece a estrutura, nem as dimensões dos elementos estruturais.

No caso deste sistema, as ligações são classificadas em três categorias: rígidas, semi-rígidas e flexíveis. A rigidez da ligação vale uma fração da rigidez do elemento conectado, relativa a um comprimento de referência dependente da altura do elemento. O sistema de classificação ainda considera conceitos de capacidade rotacional, relacionando a rigidez da ligação e a rotação devida às solicitações.

Quanto à **rigidez**, apresentam-se três categorias: as ligações com comprimento de referência inferior a  $2d$  são classificadas como rígidas. As ligações com comprimento de referência entre  $2d$  e  $10d$  são classificadas como semi-rígidas. Por fim, as ligações com comprimento superior a  $10d$  são classificadas como flexíveis.

Quanto à **resistência**, apresentam-se três categorias: as ligações com momento resistente superior a 70% do momento de plastificação dos elementos conectados ( $0,7M_p$ ) são classificadas como rígidas. As ligações com momento resistente entre  $0,2M_p$  e  $0,7M_p$  são classificadas como semi-rígidas. Por fim, as ligações com momento resistente inferior a 20% do momento de plastificação dos elementos conectados ( $0,2M_p$ ) são classificadas como flexíveis.

No sistema de classificação proposto é possível classificar uma mesma ligação em categorias diferentes, para os Estados Limites Último e de Serviço, quanto à resistência e à rigidez.

Assim como na classificação do EUROCODE 3 (1992), há casos em que uma mesma ligação pode ser enquadrada em duas categorias diferentes, quanto à



rigidez e à resistência, conforme pode ser visto na figura 2.27 e na tabela 2.3, em casos comentados por BJORHOVDE et al. (1990).

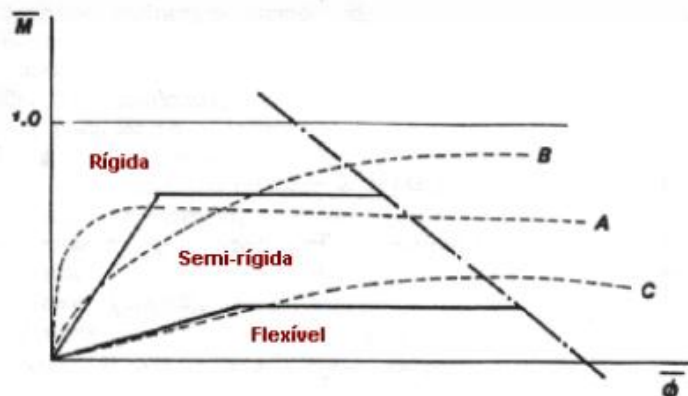


Figura 2.27 – Ligações com diferentes classificações (MAGGI, 2000)

Tabela 2.3 – Ligações com diferentes classificações

Ligações	Estado Limite Último (momento resistente)	Estado Limite de Serviço (rigidez)
A	semi-rígida	rígida
B	rígida	semi-rígida
C	semi-rígida	flexível

#### 2.5.2.6 Classificação de NETHERCOT et. al. (1998)

NETHERCOT et al. (1998) propuseram um novo sistema de classificação (unificado) para as ligações viga-pilar, onde diferentemente dos estudos anteriores, a rigidez e a resistência das ligações são consideradas simultaneamente para os Estados Limites Último e de Serviço.

O sistema de classificação foi criado para evitar casos de ambiguidade na classificação das ligações, como ocorria no sistema de classificação do EUROCODE 3 (1992), onde por exemplo uma ligação poderia ser classificada como rígida e de resistência parcial ao mesmo tempo. Para os casos desta classificação, a

consideração teórica de ligação perfeitamente rígida só é permitida para o Estado Limite de Serviço, e não no Estado Limite Último.

O sistema apresenta quatro categorias para classificar as ligações, baseadas em seu comportamento esperado:

- **totalmente conectadas:** ligações com elevado momento resistente e elevada rigidez. Categoria criada para considerar a ligação como perfeitamente rígida.
- **parcialmente conectadas:** ligações com moderado momento resistente e moderada rigidez.
- **ligações flexíveis:** ligações com baixo momento resistente ou baixa rigidez. Categoria criada para considerar a ligação como rótula ideal.
- **ligações não-estruturais:** as demais ligações, as quais não se enquadram em nenhuma das categorias acima.

Portanto, o sistema de classificação proposto por NETHERCOT et al. (1998) é uma tentativa de evitar ambigüidade na classificação das ligações, garantindo que uma mesma ligação não possa se enquadrar em duas categorias diferentes.

Para o sistema, é necessário corresponder as respostas dadas pela ligação às solicitações nos Estados Limites Último e de Serviço, analisando a influência que a ligação apresenta no comportamento global da estrutura.

NETHERCOT et al. (1998) faz uma avaliação sobre as metodologias de classificação desenvolvidas pelos demais autores, quanto à resistência e à rigidez da ligação frente aos esforços axiais e transversais. Estas são consideradas elevadas, o suficiente para não afetar a capacidade resistente e de deformação das ligações. Por este motivo, foram desconsideradas no desenvolvimento dos sistemas de classificação para as ligações.

Conforme comentado anteriormente, ocorre um problema em alguns sistemas de classificação apresentados anteriormente ao trabalho de NETHERCOT et al. (1998), que é a ambigüidade na classificação de uma determinada ligação, por considerar separadamente os critérios de resistência e rigidez. Nos sistemas citados, uma mesma ligação pode ser classificada em diferentes categorias, o que proporcionaria um dimensionamento incorreto para a ligação, e conseqüentemente

afetando o comportamento global da estrutura. Por exemplo: uma ligação classificada como resistente, com grande capacidade de resistir aos momentos fletores solicitantes, porém com baixa rigidez, permitindo elevados deslocamentos. Neste caso, a ligação não apresentará o comportamento considerado no dimensionamento, uma vez que apresentará elevadas deformações, impedindo que ela desenvolva sua capacidade máxima.

Seguindo com o pensamento, se uma ligação é considerada de elevada rigidez, porém apresenta baixa resistência, ela não apresenta desempenho conforme idealizado no dimensionamento, e se comportará na realidade como uma ligação sub-dimensionada.

A fim de proporcionar uma classificação mais realista e consistente, enquadrando as ligações em uma única categoria evitando ambigüidade, NETHERCOT et al. (1998) propôs um sistema de classificação.

No caso da classificação no Estado Limite Último, foi admitida uma diferença de 5% entre os valores do momento fletor para a ligação totalmente conectada e a ligação perfeitamente rígida.

No caso da classificação no Estado Limite de Serviço, foi admitida uma diferença de 10% entre os valores do deslocamento (flecha) para a ligação totalmente conectada e a ligação perfeitamente rígida. Foi admitida também uma diferença de 10% entre os valores da flecha para a ligação flexível e para a rótula ideal.

As principais variáveis para a classificação da ligação no Estado Limite Último foram: capacidade de transmissão do momento fletor entre os elementos conectados, mínima e máxima rigidez e a capacidade rotacional da ligação. No Estado Limite de Serviço, a única variável adotada para a classificação foi a rigidez.

A seguir serão apresentadas as categorias propostas por NETHERCOT et al. (1998) em seu sistema de classificação.

### 2.5.2.6.1 Ligações totalmente conectadas

#### a) para o Estado Limite Último:

São as ligações em que o momento resistente é maior ou igual ao momento de plastificação da viga conectada.

Segundo esta classificação, as ligações totalmente conectadas poderiam ser dimensionadas de acordo com a análise tradicional, como ligações rígidas, garantindo a continuidade rotacional e a transmissão plena dos momentos fletores. Porém, valem algumas observações.

Na análise tradicional, considera-se que a capacidade da ligação em resistir aos momentos fletores deve ser, no mínimo, igual à capacidade da viga. A rigidez da ligação deve ser suficientemente maior que a rigidez dos elementos conectados, para garantir que a ligação possa resistir aos momentos fletores solicitantes. Desta forma, conhecendo-se o máximo valor do momento resistente dos elementos conectados, já está definida a capacidade resistente da ligação segundo o critério de resistência.

Porém, para a definição da capacidade da ligação quanto aos critérios de rigidez, é necessário conhecer a rigidez da ligação e também a rigidez dos elementos conectados, cuja obtenção não é de forma direta.

Admitindo que o momento absorvido e transmitido pela ligação seja de 95% do valor do momento resistente dos elementos conectados (valor este considerado na análise tradicional), obtém-se que a mínima rigidez requerida para as ligações consideradas totalmente conectadas deve ser:

$$S_j = \frac{38\alpha}{(2 + \alpha)} \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.26)$$

onde

$S_j$ : rigidez da ligação;

$EI_b/L_b$ : rigidez do elemento conectado (viga);

$\alpha$ : taxa de rigidez rotacional entre os elementos conectados (pilar e viga);

$$\alpha = \frac{K_c}{EI_b/L_b} \quad (2.27)$$

$K_c$ : soma da rigidez rotacional de todos os elementos conectados pela ligação, exceto a viga considerada.

Dessa forma, quando uma ligação apresenta rigidez superior ou igual à da equação e com capacidade de resistir aos momentos fletores igual à capacidade resistente do elemento conectado, ela pode ser classificada como **ligação totalmente conectada**.

A relação entre a rigidez da ligação ( $S_j$ ) e a relação de rigidez dos elementos conectados ( $\alpha$ ), no Estado Limite Último, pode ser melhor observada na figura 2.28.

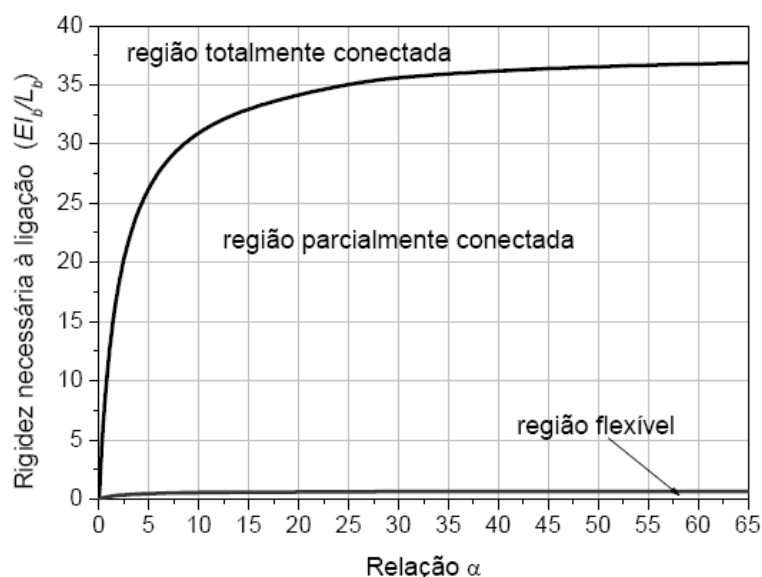


Figura 2.28 – Relação entre a rigidez necessária da ligação e a rigidez relativa entre os elementos conectados, para o Estado Limite Último (TRISTÃO, 2006)

#### b) para o Estado Limite de Serviço:

Ligações cuja rigidez é superior à rigidez calculada pela expressão 2.28. As deformações para o caso da ligação totalmente resistente devem ser semelhantes às deformações para o caso da ligação perfeitamente rígida.

$$S_j = \frac{70\alpha^2 - 20\alpha}{(20 + 12\alpha + \alpha^2)} \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.28)$$

A relação entre a rigidez da ligação ( $S_j$ ) e a relação de rigidez dos elementos conectados ( $\alpha$ ), no Estado Limite de Serviço, pode ser melhor observada na figura 2.29. No caso de pilar interno ( $\alpha \rightarrow \infty$ ), o limite para a ligação totalmente conectada é  $70 EI_b/L_b$ .

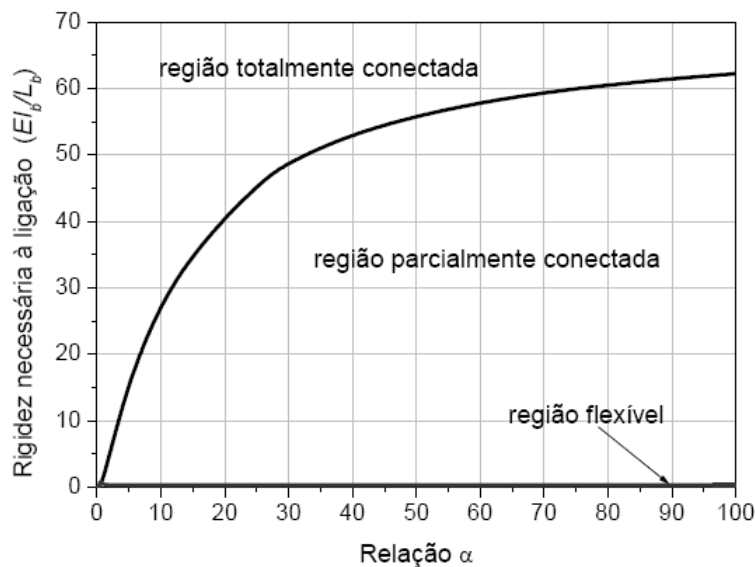


Figura 2.29 – Relação entre a rigidez necessária da ligação e a rigidez relativa entre os elementos conectados, para o Estado Limite de Serviço (TRISTÃO, 2006)

#### 2.5.2.6.2 Ligações flexíveis

##### a) para o Estado Limite Último:

Uma vez que as ligações flexíveis não apresentam momentos fletores significativos, deve-se limitar a rigidez da ligação ou a capacidade de absorver momentos fletores. (MAGGI, 2000)

De acordo com a análise tradicional, a capacidade de absorver momentos para esta classificação de ligações deve ser de no máximo 25% do momento absorvido pelas ligações consideradas rígidas.

Desta forma, se estabelece a expressão para a rigidez da ligação, a partir da relação entre a rigidez da ligação e a rigidez dos elementos conectados, cujo valor é:

$$S_j = \frac{0,67\alpha}{(2 + \alpha)} \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.29)$$

Assim, uma ligação cuja rigidez é menor ou igual ao valor de  $S_j$ , e a capacidade de resistir aos momentos fletores solicitantes é inferior a 25% da capacidade de uma ligação totalmente conectada, é classificada como **flexível**.

No caso desta categoria de ligações, deve-se atentar para uma nova situação. Por absorver um momento de até 25% do valor do momento resistente para as ligações totalmente conectadas, estas ligações devem garantir uma capacidade rotacional suficiente para esta condição.

Para as ligações flexíveis, NETHERCOT et al. (1998) estima que a mínima capacidade rotacional deve ser obtida pela seguinte expressão:

$$\theta_r = \left[ 0,344 + 0,561 \left( \frac{M_d - M_y}{M_p - M_y} \right)^2 \right] \frac{M_d L_b}{EI_b} \quad (2.30)$$

onde

$M_d$ : momento de cálculo solicitante

$M_y$ : momento de início de escoamento

$M_p$ : momento de plastificação (último)

#### **b) para o Estado Limite de Serviço:**

Ligações cuja rigidez é inferior à rigidez calculada pela expressão 2.31.

$$S_j = \frac{2\alpha}{7\alpha - 2} \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.31)$$

Conforme apresentado na figura 2.29, é muito difícil uma ligação apresentar características que a permitam ser considerada como rótula perfeita, pois o limite para a rigidez da ligação é muito baixo. Os resultados apresentados no gráfico

sugerem que a maioria das ligações pode ser classificada como parcialmente conectadas.

A capacidade rotacional mínima exigida para as ligações classificadas como flexíveis vale:

$$\theta_r = \frac{M_d L_b}{3EI_b} \quad (2.32)$$

### 2.5.2.6.3 Ligações parcialmente conectadas

#### a) para o Estado Limite Último:

Qualquer ligação que apresente comportamento intermediário quanto aos parâmetros definidos para as ligações totalmente conectadas e para as ligações flexíveis, e que garanta uma capacidade rotacional adequada, é classificada como **ligação parcialmente conectada**.

De acordo com NETHERCOT et al. (1998), a capacidade rotacional da ligação é determinada pela expressão:

$$\theta_r = \left[ 0,344 - 0,212 \frac{M_c}{M_d} + 0,561 \left( \frac{M_d - M_y}{M_p - M_y} \right)^2 \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{M_c}{M_d}}} \right] \frac{M_d L_b}{EI_b} \quad (2.33)$$

onde

$M_c$ : momento de cálculo da ligação

$M_d$ : momento de cálculo solicitante

$M_y$ : momento de início de escoamento

$M_p$ : momento de plastificação (último)

#### b) para o Estado Limite de Serviço:

No caso do Estado Limite de Serviço, as ligações cujas características se enquadram entre os limites estabelecidos pelas expressões 2.28 e 2.31 são classificadas como **parcialmente conectadas**.



A rigidez das ligações parcialmente conectadas deve garantir uma redução significativa das deflexões da viga quando comparada ao caso de rótula perfeita.

A capacidade rotacional mínima exigida para as ligações classificadas como parcialmente conectadas vale:

$$\theta_r = \frac{2 - R'}{6} \frac{M_d L_b}{EI_b} \quad (2.34)$$

onde

$R'$ : relação entre o momento da ligação e o momento da viga no Estado Limite de Serviço.

#### 2.5.2.6.4 Ligações não-estruturais

As ligações não-estruturais são aquelas que não apresentam comportamento que permita classificá-las em nenhuma das demais categorias descritas anteriormente. Em geral, são as ligações que não apresentam capacidade rotacional adequada para serem classificadas segundo as outras categorias. (MAGGI, 2000)

As ligações desta categoria não podem ser consideradas como estruturais, por não apresentarem capacidade rotacional suficiente, e por apresentarem ruptura frágil, devido à baixa ductilidade.

Segundo NETHERCOT et al. (1998), ligações classificadas como não-estruturais provavelmente são ligações que foram mal-dimensionadas, e que, por isso, necessitam ser verificadas e dimensionadas novamente, para que se enquadrem em uma das outras 3 categorias de ligações estruturais.

#### 2.5.2.6.5 Resumo da classificação

NETHERCOT et al. (1998) desenvolveu um sistema de classificação, que leva em conta, simultaneamente, os critérios de rigidez e resistência das ligações. A seguir, é apresentado um resumo do sistema de classificação para o Estado Limite Último (figura 2.30) e para o Estado Limite de Serviço (figura 2.31).

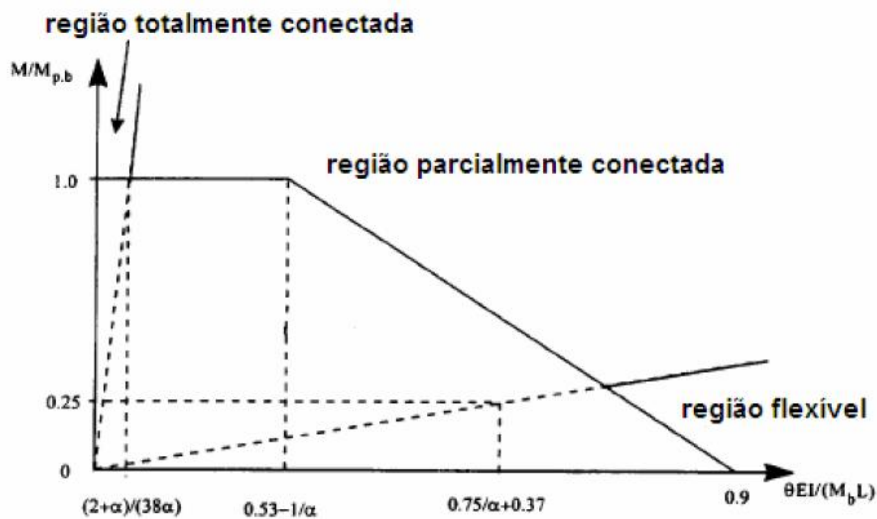


Figura 2.30 – Sistema de classificação unificada das ligações proposto por NETHERCOT et al. (1998) para o Estado Limite Último (TRISTÃO, 2006)

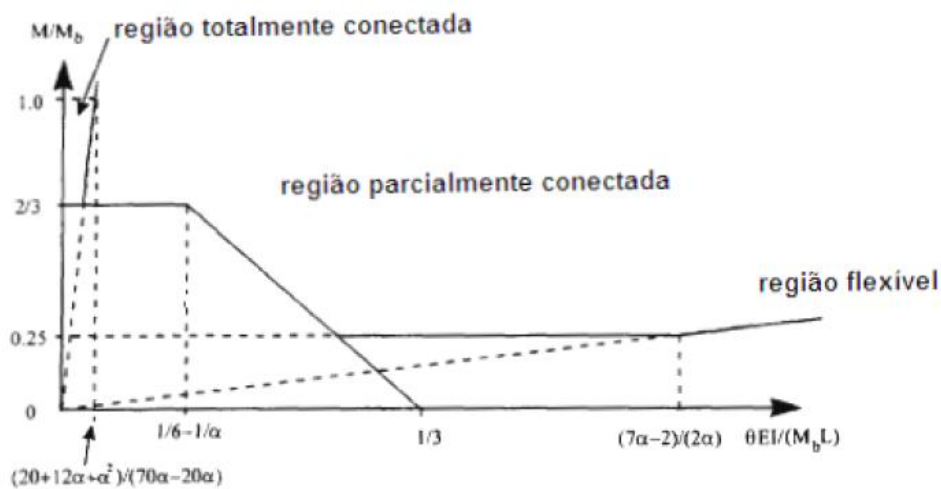


Figura 2.31 – Sistema de classificação unificada das ligações proposto por NETHERCOT et al. (1998) para o Estado Limite de Serviço (TRISTÃO, 2006)

#### 2.5.2.6.6 Comentários sobre a classificação de NETHERCOT et al. (1998)

Um sistema de classificação unificado para as ligações foi desenvolvido por NETHERCOT et al. (1998), onde as ligações são divididas em quatro categorias: totalmente conectadas, flexíveis, parcialmente conectadas e não-estruturais.

Os Estados Limites Último e de Serviço são considerados separadamente.

Para as ligações totalmente conectadas e as flexíveis, os limites para o momento resistente, rigidez rotacional e capacidade de rotação são determinados com base na análise tradicional, pois o comportamento das ligações é muito próximo do idealizado. As ligações não-estruturais são aquelas que não apresentam os requisitos mínimos de capacidade rotacional necessários para serem consideradas no comportamento global da estrutura. Ligações que se enquadram como não-estruturais deveriam ser redimensionadas.

Segundo o autor, apesar de se basear em uma análise relativamente simples, o sistema de classificação proposto pode ser confiável até mesmo para estruturas maiores, de maior complexidade. O sistema proposto apresenta uma aproximação melhor do que os estudos que o precederam, quanto à representação do comportamento real das ligações.

A rotação na região das ligações viga-pilar pode ter duas causas: a rotação da própria ligação, ou a rotação da extremidade do elemento conectado. Se o momento resistente da ligação é menor que o momento resistente do elemento conectado, a deformação rotacional se concentra na ligação. Se o momento resistente da ligação é maior que o momento resistente do elemento conectado, a rotação se dá na extremidade do elemento. Portanto, não é necessário especificar a capacidade rotacional para as ligações totalmente conectadas, uma vez que a rotação se forma na extremidade do elemento conectado. Esta situação é semelhante à da ligação perfeitamente rígida, onde as ligações não são dimensionadas para deformar, e todas as rotações ocorrem na extremidade do elemento conectado, no dimensionamento na fase plástica.

Da análise elástica, sabe-se que o momento no apoio da viga é maior que o momento no meio do vão. Por isso, as ligações não devem permanecer elásticas mesmo no Estado Limite de Serviço, no caso das ligações parcialmente conectadas e das flexíveis. Nestes casos, uma pequena rotação plástica deve ser considerada e necessária no Estado Limite de Serviço. Se a ligação considera uma rotação necessária para o Estado Limite Último, ela automaticamente o satisfaz para o Estado Limite de Serviço.

### 2.5.2.7 Classificação do EUROCODE 3 (2005)

A parte 1.8 do EUROCODE 3 (2005) classifica as ligações em três tipos: simples, contínua e semi-contínua:

- **simples:** não ocorre transmissão de momento fletor pela ligação entre os elementos conectados, e pode ser considerada como uma rótula na análise estrutural;
- **contínua:** a ligação é totalmente engastada;
- **semi-contínua:** é necessário considerar o comportamento da ligação na determinação dos esforços internos da estrutura (análise global).

De acordo com o tipo de análise global a ser feita (elástica, rígido-plástica ou elasto-plástica), é preciso enquadrar as ligações nas classificações quanto à rigidez e resistência. A classificação em função do tipo de análise global pode ser conferida na tabela 2.4:

Tabela 2.4 – Tipos de Ligação de acordo com o EUROCODE 3 (2005)

Análise Global	Classificação da ligação		
<b>elástica</b>	flexível	rígida	semi-rígida
<b>elasto-plástica</b>	flexível	rígida e resistência total	semi-rígida e resistência parcial
			semi-rígida e resistência total
			rígida e resistência parcial
<b>rígido-plástica</b>	flexível	resistência total	resistência parcial
<b>Tipo de ligação</b>	<i>simples</i>	<i>contínua</i>	<i>semi-contínua</i>

Quanto à rigidez rotacional, o sistema de classificação utiliza o comprimento real da viga para definir os limites de rigidez, e depende do tipo de estrutura (contraventada ou não), uma vez que os efeitos da semi-rigidez das ligações diferem entre os diversos tipos de estruturas. (TRISTÃO, 2006)

Quanto à **rigidez**, as ligações podem ser classificadas em:

- **flexível:** Ligações com capacidade de transmitir entre os elementos conectados os esforços internos (axiais e cortantes), sem a transmissão de momentos significativos, apresentando elevada capacidade rotacional;
- **rígida:** Ligações com rigidez rotacional suficiente para permitir uma análise estrutural baseada na continuidade geométrica entre os elementos conectados, conforme a situação de engastamento perfeito;
- **semi-rígida:** Ligações com comportamento intermediário entre as ligações rígidas e flexíveis, com um determinado grau de interação entre os elementos, quanto à transmissão dos esforços, baseado no diagrama momento-rotação para as ligações. São capazes de transmitir momento fletor e esforços internos.

Os limites para a rigidez inicial das ligações, em função de suas classificações, são apresentados na figura 2.32, e obtidos pelas seguintes expressões:

**- Ligações rígidas (zona 1):**

$$S_{j,ini} \geq k_b \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.35)$$

onde

$k_b = 8,0$  (nos casos de pórtico, em que o sistema de contraventamento reduz em pelo menos 80% os deslocamentos horizontais);

$k_b = 25,0$  (nos demais casos, com  $K_b/K_c \geq 0,1$ ); a ligação é semi-rígida se  $K_b/K_c < 0,1$ ;

**- Ligações flexíveis (zona 3):**

$$S_{j,ini} \leq 0,5 \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.36)$$

**- Ligações semi-rígidas (zona 2):**

$$0,5 \frac{EI_b}{L_b} < S_{j,ini} < k_b \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.37)$$

sendo

$K_b$ : o maior valor de  $I_b/L_b$  entre todos os elementos conectados;

$K_c$ : o maior valor de  $I_c/L_c$  entre todos os elementos de suporte;

$I_b$ : momento de inércia dos elementos conectados;

$I_c$ : momento de inércia dos elementos de suporte;

$L_b$ : comprimento do elemento conectado, de centro a centro dos pilares (caso das ligações viga-pilar);

$L_c$ : comprimento do elemento de suporte.

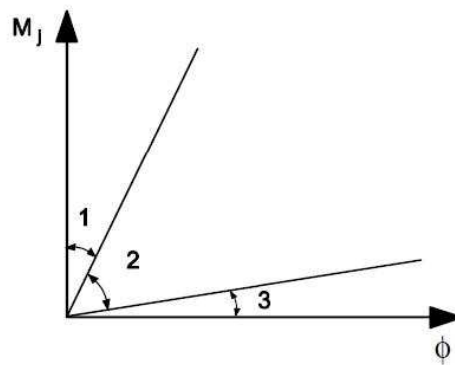


Figura 2.32 – Zonas de classificação das ligações segundo a rigidez, de acordo com o EUROCODE 3 (2005)

O parâmetro  $k_b$  relaciona a rigidez da viga com a rigidez da ligação, sendo calculado pela expressão 2.38:

$$k_b = \frac{S_j L_b}{EI_b} \quad (2.38)$$

São definidos limites parametrizados para classificar as ligações quanto à rigidez, e quanto ao tipo de estrutura (contraventada ou não).

**a) estrutura contraventada:**

- para  $\bar{m} < 2/3 \rightarrow \bar{m} = 8\bar{\phi}$

- para  $2/3 \leq \bar{m} \leq 1 \rightarrow \bar{m} = \frac{20\bar{\phi}+3}{7}$

**b) estrutura não-contraventada:**

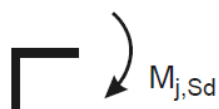
$$\text{- para } \bar{m} < 2/3 \quad \rightarrow \quad \bar{m} = 25\bar{\phi}$$

$$\text{- para } 2/3 \leq \bar{m} \leq 1 \quad \rightarrow \quad \bar{m} = \frac{25\bar{\phi}+4}{7}$$

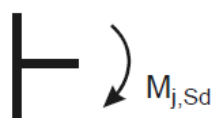
Quanto à **resistência**, as ligações podem ser classificadas em:

- **flexível:** Ligações cujo momento resistente é inferior ou igual a 25% do momento de plastificação total necessário para classificá-la como completamente resistente;
- **completamente resistentes:** Ligações cujo momento resistente deve ser superior ou igual ao momento resistente dos elementos conectados. O EUROCODE 3 (2005) faz duas considerações sobre esta categoria:

**a)** Em ligações viga-pilar, quando não há continuidade do pilar (topo do pilar), o momento resistente da ligação deve ser maior que o momento de plastificação total dos elementos conectados (vigas e pilar);



**b)** Em ligações viga-pilar, quando há continuidade do pilar, o momento resistente da ligação deve ser maior que o momento de plastificação total da viga, e maior que duas vezes o momento de plastificação total do pilar.



- **parcialmente resistentes:** Ligações que não se enquadram nas categorias de ligação flexível e ligação completamente resistente.

### 2.5.3 Comentários a respeito dos sistemas de classificação apresentados

Foram apresentados os principais sistemas de classificação encontrados na bibliografia para as ligações.

O que se observa é que os sistemas de classificação das ligações tendem, ao longo do tempo, para a unificação, ou seja, considerar simultaneamente os critérios de resistência e rigidez para as ligações. Isto proporciona um dimensionamento mais coerente e seguro, pois retrata o comportamento das ligações mais próximo da realidade.

O sistema de classificação proposto pelo AISC (1978) dividia as ligações em três categorias: rígidas, flexíveis e semi-rígidas. Ele definia os limites que separavam as categorias de ligação através de uma porcentagem da rotação verificada para as situações ideais de análise estrutural (rótulas ou engastes).

O sistema de classificação proposto posteriormente pelo AISC (1986) dividia as ligações em duas categorias: totalmente restringidas (para as ligações anteriormente consideradas rígidas) e parcialmente restringidas (para as ligações anteriormente consideradas flexíveis e semi-rígidas).

O sistema de classificação proposto por STARK & BIJLAARD (1988) é desenvolvido baseado nos critérios de projeto considerado. Separa as ligações para o dimensionamento na fase plástica e elástica, considerando a não linearidade do material. Na fase plástica, as ligações são classificadas como rotuladas, totalmente resistentes e parcialmente resistentes. A classificação se baseia na capacidade da ligação em resistir ao momento fletor, quando comparado ao momento resistente dos elementos conectados, e quanto à formação de rótulas plásticas. Na fase elástica, as ligações são classificadas como rígidas, flexíveis e semi-rígidas. A classificação se baseia na capacidade da ligação em transmitir momentos fletores, e em sua capacidade rotacional.

O EUROCODE 3 (1992) apresenta uma classificação baseada exclusivamente na capacidade resistente dos elementos conectados, onde a rigidez das ligações é expressa como uma porcentagem da rigidez dos elementos conectados. O comportamento global da estrutura é levado em conta.

No caso da classificação proposta por BJORHOVDE et al. (1990), as ligações têm a rigidez representada por uma fração da rigidez dos elementos conectados,



relacionado a um comprimento de referência. As expressões e conclusões extraídas deste sistema foram obtidas através da análise experimental de diversas ligações. O sistema de classificação foi proposto para os casos onde não se possui conhecimento preliminar a respeito da estrutura. Este sistema de classificação inclui uma análise do comportamento rotacional das ligações, devido à necessidade de verificar as ligações flexíveis, garantindo a capacidade rotacional das ligações.

O sistema de classificação proposto pelo EUROCODE 3 (1992) é mais racional e complexo que o de BJORHOVDE et al. (1990), já que as ligações não são tratadas isoladamente.

Uma deficiência apresentada em ambos os sistemas de classificação é o fato de uma mesma ligação poder ser classificada em duas categorias diferentes, uma vez que os critérios de rigidez e resistência são levados em conta separadamente.

O sistema de classificação proposto por NETHERCOT et al. (1998) apresenta-se como o mais evoluído e coerente, em relação aos anteriores, uma vez que propõe um sistema unificado para classificar as ligações, levando em conta os critérios de resistência e rigidez simultaneamente.

A idéia principal do desenvolvimento dos sistemas de classificação para as ligações é facilitar o dimensionamento das ligações, enquadrando-as em categorias baseado em valores que caracterizam o seu comportamento. Sabendo usar adequadamente os sistemas de classificação, é possível uma consideração mais realista do comportamento da ligação, gerando um dimensionamento preciso e a favor da segurança, já que foge das considerações tradicionais e idealizadas de ligação rígida e flexível, através da consideração das ligações semi-rígidas.



### 3. LIGAÇÕES VIGA-PILAR COM CHAPA DE TOPO

Uma ligação metálica com chapa de topo é composta por uma chapa metálica soldada na extremidade de uma viga, de forma que o conjunto chapa-viga se conecte à mesa de um pilar através de linhas de parafusos de alta resistência mecânica, podendo estes ser protendidos ou não. Ligações com chapa de topo podem ser não-estendidas ou estendidas, com ou sem enrijecedores na zona tracionada da viga ou entre as mesas do pilar, ou podem ser classificadas dependendo da quantidade de parafusos presentes na região tracionada.

No caso deste trabalho, analisaram-se as ligações com chapa de topo estendida.

Nas ligações com chapa de topo estendida, a chapa de topo é estendida em apenas um lado (tracionado), ou em ambos os lados da viga, de forma a permitir a localização de parafusos externos às mesas da viga (acima ou abaixo das mesas).

Comparando-se as curvas momento-rotação para as ligações com chapa de topo estendida nas duas direções ou somente na direção da região tracionada, observa-se que a presença de parafusos abaixo da mesa da viga, na zona comprimida da ligação, não apresenta influência significativa no comportamento e resistência da mesma. (BAHAARI & SHERBOURNE, 1994)

Em comparação com as ligações com chapa de topo não estendidas, as ligações com chapa de topo estendidas apresentam melhor desempenho quanto à resistência e rigidez. (BAHAARI & SHERBOURNE, 1994)

Nas chapas de topo estendidas, os parafusos tracionados são melhor dispostos com relação à mesa tracionada da viga, e há uma tendência a se utilizar completamente a resistência dos parafusos tracionados. Além disso, com a extensão da chapa de topo, e o conseqüente aumento do braço de alavanca do momento fletor, ocorre um aumento de até 100% na rigidez e no momento resistente da ligação, em comparação com ligações de diferentes configurações, porém com dimensões semelhantes.

Até a década de 70, os estudos sobre ligações parafusadas viga-pilar contribuíram na avaliação de algumas situações, sobretudo nas variações das forças

nos parafusos, as quais puderam ser satisfatoriamente medidas nos trabalhos desenvolvidos por DOUTY & McGUIRE (1965) e por AGERSKOV (1976), utilizando ligações com perfis T. (MAGGI, 2000)

Entretanto, até então não era possível quantificar a influência do “efeito alavanca”, que ocorre devido aos esforços de tração adicionais que solicitam os parafusos. Este efeito era conhecido qualitativamente, ou seja, se sabia que ele ocorria, porém não se conhecia precisamente seu valor. A fim de considerar o efeito alavanca no dimensionamento das ligações parafusadas, alguns trabalhos da época tentavam aplicar ajustes e correções nas fórmulas, a fim de calibrar as expressões analíticas obtidas com os resultados experimentais verificados para as ligações analisadas.

MAGGI (2000) cita em seu trabalho que a limitação dos métodos e modelos analíticos propostos na época se deve à dificuldade de se instrumentar a região de interface entre a chapa de topo e a mesa do pilar.

A seguir, serão apresentadas três propostas de dimensionamento para as ligações viga-pilar com chapa de topo. Uma delas é desenvolvida por KRISHNAMURTHY (1975 e 1978), e é a base da norma americana AISC (1980). A outra é a proposta de dimensionamento do EUROCODE 3 (2005), baseada em diversos estudos realizados na Europa. A terceira é proposta pelo AISC Design Guide 4 (2003).

### **3.1 PROCEDIMENTO PROPOSTO POR KRISHNAMURTHY (1978a 1978b)**

Na tentativa de quantificar o efeito alavanca, verificado nas ligações parafusadas, e de aprimorar a análise das ligações com chapa de topo, KRISHNAMURTHY (1978a e 1978b) coordenou estudos realizados nas universidades de Auburn, Vanderbilt e Birmingham, e apresentou um modelo analítico para o dimensionamento das ligações viga-pilar com chapa de topo, o qual serviu de base para o documento normativo do AISC (1980).

Seus estudos consistiram em analisar numericamente as ligações viga-pilar com chapa de topo, via método dos elementos finitos, e comparar os resultados obtidos com os resultados experimentais obtidos em laboratório.

A fim de considerar o efeito das forças concentradas na ligação, KRISHNAMURTHY (1978b) propõe um modelo analítico baseado no equilíbrio de forças, para a representação dos esforços atuantes na zona tracionada da ligação. O modelo assume que o diagrama de momentos fletores a ser considerado para a chapa de topo deve apresentar variação não linear, conforme ilustrado na figura 3.1, onde:

- Geometria da região tracionada;
- Esforços e bulbo de pressão;
- Deformada da chapa de topo; e
- Diagrama de momentos fletores.

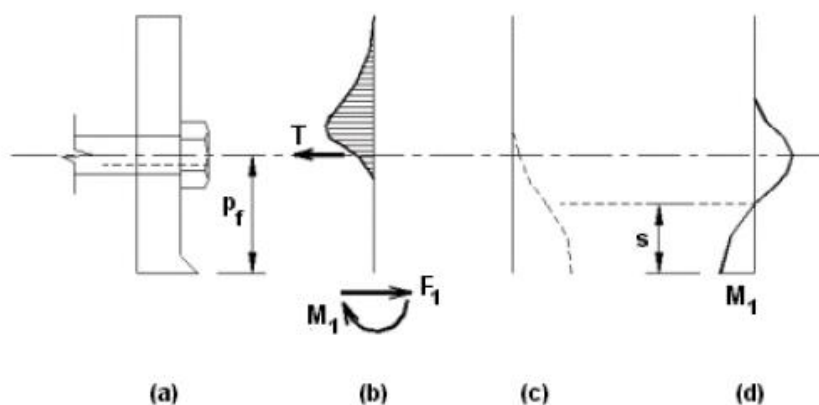


Figura 3.1 – Modelo analítico proposto por KRISHNAMURTHY (1978b)

Para o modelo proposto, KRISHNAMURTHY (1978b) enfatiza que o momento fletor na região da junção da mesa da viga com a chapa de topo é sempre maior que o momento fletor verificado na linha de parafusos e, portanto, será determinante no dimensionamento. Essa consideração é feita assumindo-se que a seção transversal da chapa de topo é reduzida pelos furos, que a restrição ao deslocamento da chapa de topo se dá apenas em pontos isolados pela imposição dos parafusos e que a chapa está submetida à flexão em duas direções. (MAGGI, 2000)

Para a região tracionada, observa-se que a chapa de topo deve ser dimensionada para uma força de cisalhamento  $F_1$  e para um momento fletor  $M_1$ , como indicado na figura 3.1. (MAGGI, 2000)

De acordo com a figura acima e da observação do gráfico de momentos fletores, conclui-se que o braço de alavanca para a força  $F_1$  é dado pela distância  $s$ , possibilitando o cálculo do momento fletor  $M_1$ , na figura 3.1d, pela expressão 3.1:

$$M_1 = F_1 \times s \quad (3.1)$$

A força de tração  $F_t$  atuante na mesa da viga é calculada, simplificada, pela expressão 3.2, admitindo que as mesas da viga transmitem totalmente o momento fletor solicitante para a ligação, através de um binário de forças:

$$F_t = \frac{M}{H - t_{fv}} \quad (3.2)$$

onde:

$F_t$ : força de tração transmitida à ligação pela mesa da viga;

$M$ : momento fletor que solicita a ligação;

$H$ : altura total da viga;

$t_{fv}$ : espessura da mesa da viga.

A força  $F_t$  na expressão 3.2 é calculada considerando-se a transmissão do momento fletor somente pelas mesas da viga, através de um binário de forças.

A distância  $s$  vale a metade da distância entre a linha de parafusos e a face da mesa da viga,  $p_f$ , considerando que, por simetria, a projeção da chapa de topo é submetida à metade da força de tração transmitida pela mesa da viga, não havendo deslocamento na linha de parafusos. Assim, considera-se que a força  $F_1$  é a metade da força  $F_t$ . (MAGGI, 2000)

Para a distância  $p_f$ , KRISHNAMURTHY (1978b) correlacionou resultados experimentais e numéricos (via elementos finitos), e juntamente com observações a respeito das pesquisas de NAIR et al. (1974) e FISHER et al. (1974), concluiu que o valor de  $p_f$  deve ser substituído pela distância  $p_e$  (figura 3.2), com  $p_e \leq p_f$ , sendo adotado o valor obtido pela expressão 3.3:

$$p_e = p_f - 0,25d_p - w_t \quad (3.3)$$

onde

$d_p$ : diâmetro do parafuso;

$w_t$ : garganta efetiva da solda de filete entre viga e chapa de topo.

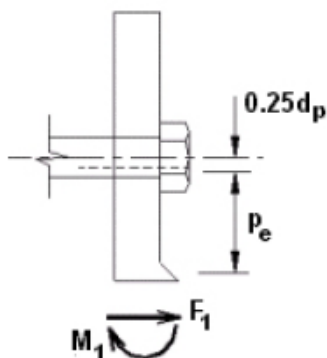


Figura 3.2 – Alteração da distância  $p_f$  por  $p_e$  (MAGGI, 2000)

Assim, o momento fletor considerado para o dimensionamento da chapa de topo é calculado pela expressão 3.4:

$$M_1 = \left(\frac{F_t}{2}\right) \times \left(\frac{p_e}{2}\right) \quad (3.4)$$

KRISHNAMURTHY (1978b) ressalta, segundo MAGGI (2000), que o valor oriundo da expressão 3.4 representa satisfatoriamente a distribuição dos esforços de tração na chapa de topo, apesar desta não ser perfeitamente simétrica, devido à presença da alma da viga e apesar da simplificação na obtenção do braço de alavanca  $s$ .

A análise numérica desenvolvida por KRISHNAMURTHY (1975c) considerou um estado plano de tensões, cuja geometria e malha de elementos finitos estão apresentados na figura 3.3.



Figura 3.3 – Geometria e malha de elementos finitos da análise numérica de KRISHNAMURTHY (1975c) (MAGGI, 2000)

As considerações feitas por KRISHNAMURTHY (1975c), em compatibilidade com o modelo proposto, não permitiam nenhum tipo de deslocamento na linha de parafusos. O apoio para a chapa de topo foi assumido como totalmente rígido e a simulação da separação entre a chapa de topo e o apoio foi feita por meio de um processo iterativo, que considerava a verificação das reações nos vínculos do apoio. A análise desconsiderou a flexibilidade do pilar, adotando-o como rígido, e desconsiderou a contribuição dos parafusos no deslocamento da chapa de topo.

A análise numérica via método dos elementos finitos proposta por KRISHNAMURTHY (1975c), em parceria com o modelo analítico proposto, foi desenvolvida com o objetivo de correlacionar alguns parâmetros, sobretudo de determinar o momento solicitante na chapa de topo. Para tanto, foram definidos alguns fatores de correção, para algumas das principais variáveis que definem o momento solicitante.

O primeiro fator de correção refere-se a  $F_1$  e à transmissão dos esforços de tração  $F_t$  e é calculado pela expressão 3.5. A região interna das mesas da viga apresenta uma rigidez maior que a região externa, na extensão da chapa de topo, em virtude da presença da alma do perfil. Portanto, ocorre um desequilíbrio na distribuição dos esforços de tração com relação à mesa tracionada da viga. Os resultados obtidos da análise numérica de alguns modelos apresentaram uma variação de 30% a 50% na relação entre  $F_1$  e  $F_t$ .



$$F_1 = C_1 F_t \quad \text{onde} \quad 0,3 \leq C_1 \leq 0,5 \quad (3.5)$$

O segundo fator refere-se ao braço de alavanca  $s$ . A redução da rigidez na extensão da chapa de topo, em conjunto com o alongamento e flexão dos parafusos, permitem um aumento na rotação da chapa, podendo reduzir o valor do braço de alavanca  $s$ , modificando-o a partir da expressão 3.6:

$$s = C_2 p_e \quad \text{onde} \quad 0,5 \leq C_2 \leq 1,0 \quad (3.6)$$

O terceiro fator refere-se ao momento crítico na chapa  $M_d$ . Considerando os efeitos da dispersão das forças, provocada pela altura da seção transversal da viga, em conjunto com o aumento da rigidez provocado pela presença da alma e com a redução da rigidez nos parafusos externos à região da seção transversal da viga, conclui-se que o momento crítico na chapa  $M_d$  é menor que o momento fletor  $M_1$ , através da expressão 3.7:

$$M_d = C_3 M_1 \quad \text{onde} \quad C_3 \leq 1,0 \quad (3.7)$$

A partir das expressões apresentadas acima (3.5, 3.6 e 3.7), obtém-se a expressão simplificada 3.8 para o cálculo do momento crítico da chapa:

$$M_d = \alpha_m M_1 \quad (3.8)$$

onde

$\alpha_m$ : fator de correção do momento fletor  $M_1$  que solicita a chapa de topo, levando em conta as hipóteses simplificadoras consideradas no seu dimensionamento, e é obtido através da expressão 3.9:

$$\alpha_m = 4C_1 C_2 C_3 \quad (3.9)$$

Dando continuidade ao trabalho, KRISHNAMURTHY (1974c e 1975c) apresentou uma modificação no fator de correção  $\alpha_m$ , por meio de um estudo

paramétrico dos resultados obtidos através dos modelos numéricos, por regressão matemática. Nesta modificação, consideram-se não apenas as simplificações feitas para o modelo analítico (fatores de correção  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$ ), mas também variáveis referentes à geometria da ligação e às propriedades do material. Assim, a nova expressão para o cálculo de  $M_d$  é:

$$M_d = 1,29 \left( \frac{f_y}{f_{pu}} \right)^{0,4} \left( \frac{f_{pt}}{f_{ch}} \right)^{0,5} \left( \frac{b_{fv}}{b_{ch}} \right)^{0,5} \left( \frac{A_{fv}}{A_{wv}} \right)^{0,32} \left( \frac{p_e}{d_p} \right)^{0,25} M_1 \quad (3.10)$$

onde o fator de correção  $\alpha_m$  passa a ser representado pela expressão 3.11:

$$\alpha_m = C_a C_b \left( \frac{A_{fv}}{A_{wv}} \right)^{0,32} \left( \frac{p_e}{d_p} \right)^{0,25} \quad (3.11)$$

e os coeficiente  $C_a$  e  $C_b$  são representados pelas expressões 3.12 e 3.13, respectivamente:

$$C_a = 1,29 \left( \frac{f_y}{f_{pu}} \right)^{0,4} \left( \frac{f_{pt}}{f_{ch}} \right)^{0,5} \quad (3.12)$$

$$C_b = \left( \frac{b_{fv}}{b_{ch}} \right)^{0,5} \quad (3.13)$$

sendo

$A_{fv}$ : área da mesa tracionada da seção transversal da viga;

$A_{wv}$ : área da alma da seção transversal da viga;

$b_{ch}$ : largura da chapa de topo;

$b_{fv}$ : largura da mesa da seção transversal da viga;

$d_p$ : diâmetro do parafuso;

$f_{ch}$ : tensão admissível de flexão na chapa de topo;

$f_{pt}$ : tensão admissível de tração nos parafusos;

$f_{pu}$ : tensão última de tração nos parafusos;

$f_y$ : resistência ao escoamento do aço da viga e da chapa (média);

$p_e$ : distância efetiva entre parafuso e face da mesa da viga.

Como o estudo paramétrico desenvolvido por KRISHNAMURTHY (1974c) foi muito complexo (analisou 168 ligações com chapa de topo e gerou 559 casos de carregamento), assim como a complexidade da expressão (3.10), é fundamental realizar uma interpretação física dos coeficientes  $C_a$  e  $C_b$ , a fim de facilitar a compreensão das variáveis utilizadas no cálculo de  $\alpha_m$ . (MAGGI, 2000)

O coeficiente  $C_a$  (expressão 3.12) representa as propriedades físicas dos materiais que formam os elementos estruturais envolvidos na ligação, relacionando as propriedades resistentes dos materiais que formam a viga, a chapa de topo e os parafusos.

A análise paramétrica levou em consideração que os materiais componentes da viga e da chapa de topo são os mesmos para todos os casos analisados. Porém, se for considerado que os materiais são diferentes, KRISHNAMURTHY (1978b) afirma que pode ser adotada a média entre os valores do limite de escoamento ( $f_y$ ) como valor consistente do método (MAGGI, 2000). A única exigência é que o valor do coeficiente  $C_a$  não seja menor que o valor considerado para a tensão de escoamento ( $f_y$ ).

O coeficiente  $C_b$  (expressão 3.13) representa uma correção dos parâmetros geométricos dos elementos componentes da ligação, relacionando a largura da mesa do perfil da viga e a largura da chapa de topo. KRISHNAMURTHY (1978b) fez recomendações quanto ao valor mínimo da largura da chapa de topo a ser adotado, que deve ser:

$$b_{ef} = b_{fv} + 2\sqrt{2}w_t + t_{ch} \quad (3.14)$$

sendo

$b_{fv}$ : largura da mesa da seção transversal da viga;

$w_t$ : garganta efetiva da solda de filete entre viga e chapa de topo;

$t_{ch}$ : espessura da chapa de topo.

A relação entre a área da mesa e da alma do perfil ( $A_{fv}/A_{wv}$ ) permite determinar a porcentagem da força longitudinal que é transmitida para a extensão da chapa de topo.

Por fim, a relação  $p_e/d_p$  aborda a influência do diâmetro dos parafusos e os esforços a eles relacionados sobre a distância efetiva da linha de parafusos até a face da mesa tracionada da viga. Segundo KRISHNAMURTHY (1978b), esta relação tem enorme influência na variação do valor do fator de correção  $\alpha_m$ .

A respeito das expressões para o cálculo de  $\alpha_m$ , nos trabalhos desenvolvidos por KRISHNAMURTHY (1979c), a expressão 3.9 para o cálculo de  $\alpha_m$  com os fatores  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$  foi criada apenas para a conceituação simplificada do problema, e foi substituída por uma nova expressão (3.11), de maior consistência, por levar em conta variáveis com maior importância e representatividade física.

No dimensionamento da ligação, obtém-se o diâmetro dos parafusos a partir de uma área mínima necessária, por fila de parafusos, capaz de resistir aos esforços de tração, de acordo com a expressão 3.15:

$$a_t = 0,5 \frac{F_t}{f_{pt}} \quad (3.15)$$

onde:

$a_t$ : área necessária por fila de parafusos;

$F_t$ : força total de tração transmitida pela viga;

$f_{pt}$ : tensão admissível de tração para os parafusos.

É importante atentar, conforme citou MAGGI (2000), para o fato de que a expressão 3.15 não leva em conta o efeito alavanca, e nem a distribuição desigual dos esforços (conforme foi comentado anteriormente) entre os parafusos externos e internos.

Utilizando-se das expressões apresentadas até aqui, KRISHNAMURTHY (1978b) criou um procedimento para o dimensionamento das ligações, cujas etapas são as seguintes:

- i) Cálculo do valor da força total de tração transmitida pela viga,  $F_t$ , através da expressão 3.2;
- ii) Cálculo da área mínima por linha de parafusos necessária para resistir à força de tração  $F_t$ , pela expressão 3.15, e em seguida obtenção do diâmetro dos parafusos ( $d_p$ );
- iii) Cálculo da distância efetiva ( $p_e$ ), pela expressão 3.3;
- iv) Cálculo do momento fletor ( $M_1$ ), pela expressão 3.4;
- v) Cálculo do fator de correção para o momento fletor para a chapa de topo ( $\alpha_m$ ), pela expressão 3.11;
- vi) Cálculo do momento fletor de cálculo  $M_d$ , pela expressão 3.8;
- vii) Cálculo da espessura da chapa de topo, através da teoria da flexão, pela expressão 3.16:

$$t_{ch} = \sqrt{\frac{6M_d}{b_{ch}f_{ch}}} \quad (3.16)$$

- viii) Verificação da largura efetiva da chapa de topo ( $b_{ef}$ ), pela expressão 3.14. Se o valor de  $b_{ch}$  for inferior a  $b_{ef}$ , deve-se repetir as etapas v a viii, para o valor de  $b_{ef}$  substituindo  $b_{ch}$ ;
- ix) Cálculo da tensão máxima de cisalhamento na chapa de topo, pela expressão 3.17:

$$f_{v,ch} = \frac{F_t}{2b_{ch}t_{ch}} \leq 0,4f_y \quad (3.17)$$

Se  $f_{v,ch} > 0,4f_y$ , deve-se aumentar a espessura da chapa de topo,  $t_{ch}$ , até que se respeite a condição de  $f_{v,ch} \leq 0,4f_y$ .

KRISHNAMURTHY (1978b) recomenda, também, que a distância do centro do parafuso à borda da chapa de topo seja maior ou igual a  $1,75d_p$ .

McGUIRE (1979) salientou que o método de dimensionamento proposto por KRISHNAMURTHY (1978b) apresenta extrema importância, e que quaisquer propostas *a posteriori* que permitam um dimensionamento de estruturas metálicas mais liberal merecem uma atenção especial.

A Norma Americana tomou como base os trabalhos apresentados por KRISHNAMURTHY (1978b), incorporando-os com algumas alterações no AISC (1980). Dentre as modificações, destacam-se:

- a)** adota o valor de  $1/3$  para o expoente da relação  $A_{fv}/A_{wv}$ , da expressão 3.10;
- b)** recomenda o valor de  $d_p + 1/2$ " para a distância  $p_f$ , devido à necessidade de uma folga mínima para o aperto dos parafusos;
- c)** adota o valor de  $1,15b_{fv}$  para a largura máxima da chapa de topo. Como não diz nada a respeito da largura mínima, supõe-se que esta deve ser a largura da mesa da viga ( $b_{fv}$ ).

O AISC (1986) apresenta algumas alterações com relação à norma de 1980, principalmente no que diz respeito à área mínima por fila de parafusos necessária para resistir aos esforços de tração que solicitam a ligação, e são transmitidos pela mesa da viga,  $a_t$  (expressão 3.15) e no que diz respeito à determinação da espessura da chapa de topo,  $t_{ch}$  (expressão 3.16).

A área mínima por fila de parafusos passa a ser calculada pela expressão 3.18:

$$a_t = 0,5 \frac{F_t}{n\phi f_{pt}} \quad (3.18)$$

onde

$n$ : número de parafusos, por linha, na região tracionada da ligação;

$\phi f_{pt}$ : tensão limite de cálculo para a tração nos parafusos.

A espessura da chapa de topo passa a ser calculada pela expressão 3.19:

$$t_{ch} = \sqrt{\frac{4M_d}{0,9 \cdot b_{ch} f_{y,ch}}} \quad (3.19)$$

onde

$f_{y,ch}$ : resistência ao escoamento da chapa de topo.

O AISC (1989), em sua nona edição, apresenta algumas recomendações, baseadas no método das tensões admissíveis:

- a)** a largura da chapa de topo deve ser aproximadamente igual à largura da mesa da viga acrescida de 1”;
- b)** o valor da largura da chapa de topo obtido no item a) é considerado como o máximo valor de cálculo admissível para a largura efetiva da chapa de topo, não sendo necessária a verificação do cisalhamento na chapa.

Conforme lembrou MAGGI (2000), destaca-se a enorme contribuição do método de dimensionamento de ligações com chapa de topo proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), visto que foi incorporado no AISC (1980). MAGGI (2000) também faz alguns comentários a respeito do desenvolvimento do método, quanto às suas simplificações e aplicabilidade.

MAGGI (2000) comenta a respeito dos fatores de correlação entre os modelos analíticos e numéricos, quanto à flexão da chapa de topo ( $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$ ). Comenta sobre o grau de aproximação dos coeficientes, obtidos numericamente via método dos elementos finitos, e a respeito da falta de informações sobre os elementos finitos empregados na análise e o grau de sofisticação das simulações numéricas. Conclui-se, em comparação com as ferramentas computacionais disponíveis na atualidade, que a análise é “rudimentar”, termo muito oportunamente utilizado por MAGGI (2000).

Conforme comentário feito por RIBEIRO (1998), citado por MAGGI (2000), outra simplificação da análise feita por KRISHNAMURTHY (1978b) refere-se à não consideração da rigidez da mesa do pilar. Segundo RIBEIRO (1998), o modelo só é adequado para os casos em que se possa afirmar que a mesa e a alma do pilar não exerçam qualquer influência no comportamento dos elementos envolvidos na ligação (conjunto viga, chapa de topo e parafusos), em virtude de suas dimensões ou da presença de enrijecedores.

MAGGI (2000) também comenta que o método não considera o deslocamento da chapa de topo nas linhas de parafusos, e não faz nenhuma ressalva a respeito da flexibilidade da ligação. Sendo assim, o dimensionamento proposto pelo método leva em conta que a ligação é teoricamente rígida, não permitindo qualquer rotação na

ligação quando solicitada pelos momentos fletores, o que pode ocasionar em um dimensionamento conservador, muito favorável à segurança (quanto à espessura da chapa de topo).

MAGGI (2000) também atenta quanto à aplicabilidade do método de dimensionamento proposto por KRISHNAMURTHY (1978b), pois foi desenvolvido para os perfis W padrão americano, e os coeficientes  $C_a$  e  $C_b$  são muito dependentes das propriedades geométricas da seção transversal da viga, sendo necessário tomar os devidos cuidados na utilização do método.

### 3.2 EFEITO ALAVANCA (“PRYING ACTION”)

É comum a praticamente todas as ligações viga-pilar parafusadas um fenômeno físico conhecido como efeito alavanca (“*prying action*”), o qual apresenta significativa influência no comportamento das ligações e nos modelos de dimensionamento.

O “efeito alavanca” consiste na introdução de forças de tração nos parafusos, adicionais às das solicitações externas, de acordo com as características geométricas das ligações e com as características físicas dos materiais utilizados nos componentes.

A demonstração do efeito alavanca é feita na figura 3.4, onde se observam as forças de alavanca atuando sobre um perfil “T”, o qual é solicitado por uma força de tração de valor  $2T$ .

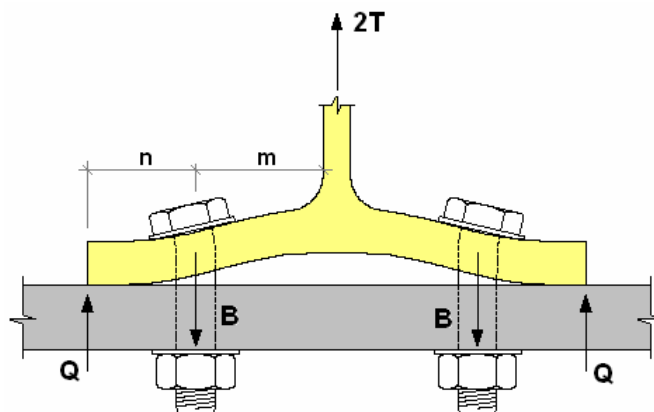


Figura 3.4 – Forças de alavanca em um perfil “T” (MAGGI, 2004)



Em função da flexão que ocorre na mesa do perfil “T”, desenvolvem-se forças de reação nas bordas laterais da mesa, identificadas por **Q** na figura 3.4. Fazendo-se o equilíbrio de forças, obtém-se que a sollicitação em cada parafuso (**B**) vale **T+Q**. (MAGGI, 2004)

SWANSON (1999) *apud* MAGGI (2004), afirma que o efeito alavanca pode ser bastante significativo, com valores de até 50% da força aplicada em cada parafuso (**T**). Desta forma, é de fundamental importância sua consideração no dimensionamento das ligações parafusadas.

### 3.3 PROCEDIMENTO PROPOSTO PELO EUROCODE 3 (2005)

O EUROCODE 3, inicialmente em 1993 e com modificações em 2005, baseado em diversos estudos desenvolvidos na Europa, trouxe algumas modificações nos conceitos sobre o dimensionamento das ligações. O procedimento desenvolvido considera que o comportamento global de uma ligação se baseia na soma dos comportamentos individuais de cada componente da ligação.

#### 3.3.1 Esforços presentes na ligação

Segundo MASIOLI (2011), ligações viga-pilar devem ser dimensionadas para resistir aos esforços introduzidos pelas vigas conectadas (momento fletor, esforço normal e esforço de cisalhamento vertical), sem desprezar a influência dos esforços provenientes do pilar (momento fletor, esforço axial e esforço de cisalhamento).

MASIOLI (2011) também comenta sobre outro tipo de sollicitação que exerce influência na ligação, que é a introdução de esforços de cisalhamento horizontal no painel da alma do pilar, em virtude dos momentos fletores provenientes das vigas conectadas.

Na figura 3.5, apresentam-se os esforços solicitantes das ligações viga-pilar para duas situações distintas. Na figura 3.5a, ilustram-se as sollicitações em uma ligação viga-pilar com pilar interno e a presença de duas vigas conectadas ao pilar. Na figura 3.5b, apresentam-se as sollicitações em uma ligação viga-pilar com pilar de extremidade e apenas uma viga conectada ao pilar.

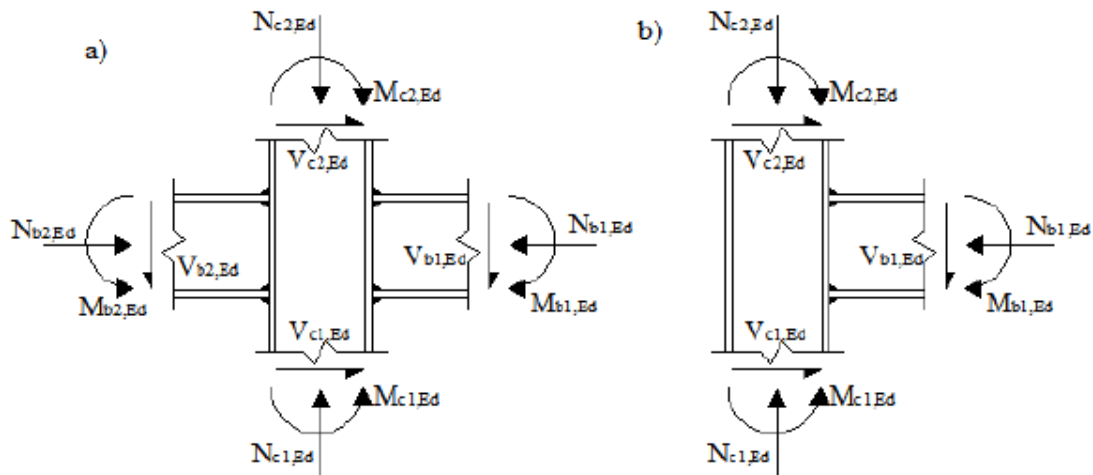


Figura 3.5 – (a) Esforços atuantes em ligações viga-pilar com pilar interno; e (b) esforços atuantes em ligações viga-pilar com pilar de extremidade (MASIOLI, 2011)

### 3.3.2 Método das componentes

O método das componentes é um conjunto seqüencial de regras que determina a participação mecânica e resistente de cada um dos esforços (componentes), que atuam simultaneamente na ligação entre dois ou mais elementos estruturais, definindo assim as propriedades estruturais da ligação (resistência, rigidez e ductilidade). Pode ser empregado para diferentes tipos de ligações, de solicitações (carregamentos) e de perfis estruturais (laminados ou soldados).

De acordo com BESSA (2009), o método se baseia principalmente na distribuição plástica das forças de tração nas linhas de parafusos, de forma que a resistência em cada linha de parafusos é determinada pela sua resistência potencial, e não simplesmente pelo braço de alavanca em relação ao centro de rotação (como é feito tradicionalmente no diagrama de distribuição de esforços triangular, ilustrado na figura 3.6). Citando o exemplo da ligação com chapa de topo, as linhas de parafusos em regiões mais próximas à mesa da viga ou de enrijecedores, apresentam maior resistência.

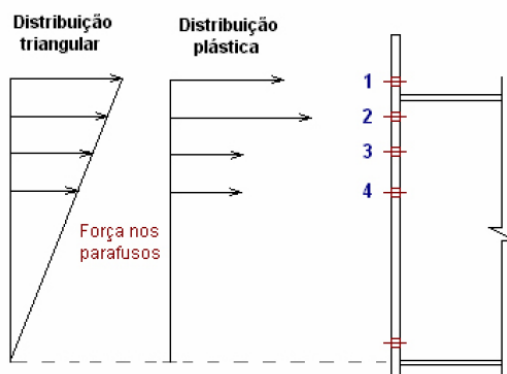


Figura 3.6 – Diagramas de distribuição de esforços nos parafusos (MAGGI, 2004)

É importante apresentar algumas definições para a caracterização das ligações, conforme figura 3.7.

**Nó:** ponto de intersecção dos eixos da viga e do pilar, no qual ocorre a transmissão dos esforços internos entre os elementos conectados;

**Ponto nodal:** inclui o nó e as extremidades dos elementos conectados;

**Elementos da ligação:** são os elementos que realizam, efetivamente, a ligação. Ex.: soldas, parafusos, chapas, cantoneiras, etc;

**Painel da alma do pilar:** região da alma do pilar onde atuam os esforços de cisalhamento;

**Ligação:** região que envolve o painel da alma, os elementos da ligação e a zona nodal;

**Propriedades estruturais do nó:** resistência aos esforços internos, rigidez rotacional e capacidade de rotação.

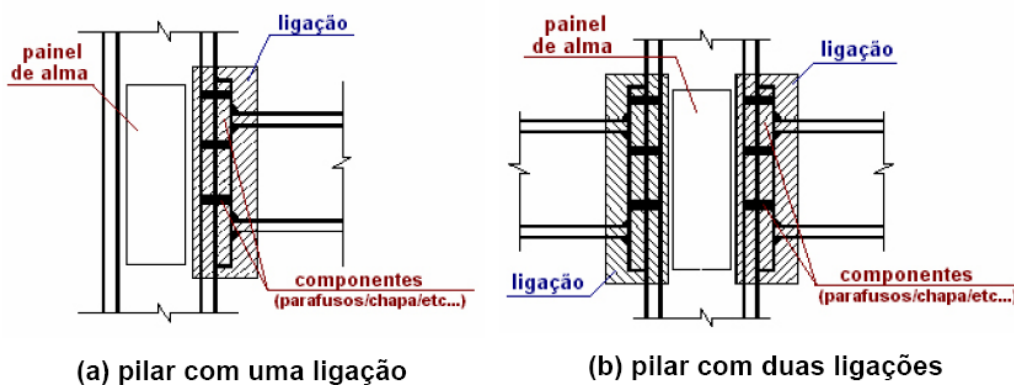


Figura 3.7 – Ligação viga-pilar com chapa de topo (MAGGI, 2004)

O método das componentes foi idealizado por ZOITERMEIJER & DEBACK (1972), e incorporado ao EUROCODE 3 (1993).

De acordo com o método das componentes, o comportamento global de uma ligação é representado por uma curva não linear momento-rotação, a partir da qual se obtêm as três propriedades fundamentais que caracterizam o comportamento estrutural e mecânico da ligação:

- $M_{j,Rd}$ : o momento resistente da ligação;
- $S_{j,ini}$ : a rigidez inicial da ligação; e
- $\phi_{Cd}$ : a capacidade rotacional da ligação.

Somente três tipos de ligações viga-pilar são contemplados pelo método das componentes: ligações completamente soldadas, ligações com placa de extremidade e ligações com cantoneira de assento e topo. Como a aproximação desenvolvida pelo método é bastante generalista, é possível decompor qualquer ligação em algumas componentes importantes para o seu dimensionamento.

A curva momento-rotação, que representa o comportamento da ligação, é obtida através da associação do comportamento individual das diferentes componentes, pelo uso de modelos mecânicos, os quais consistem em barras rígidas e molas deformáveis axialmente representativas. Cada mola representa uma reação específica da ligação, associada a um determinado tipo de carregamento, formando as componentes. Cada componente está associada à transmissão de um determinado tipo de esforço (tração ou cisalhamento no parafuso, por exemplo), caracterizando-se por uma curva força-deformação não linear.

O comportamento das componentes, verificado analiticamente pelas prescrições do EUROCODE 3, parte 1-8 (ligações metálicas), possibilita a análise da influência da ligação no sistema estrutural adotado, resultando na consideração de uma ligação condizente com o comportamento estrutural desejado na fase de projeto.

Assim, o comportamento da ligação fica condicionado à resultante das forças que atuam simultaneamente nos elementos que a compõem, através das seguintes etapas:

- i)** Representação esquemática da ligação, com: a identificação e quantificação dos fluxos de tensões que a solicitam; a caracterização geométrica e resistente dos elementos que a constituem; e a identificação das componentes principais que nela atuam.
- ii)** Verificação da resistência em cada zona da ligação (tração, compressão e cisalhamento), a partir da caracterização das componentes ativas.
- iii)** Redistribuição das forças entre as diversas componentes, de modo a garantir o equilíbrio das forças horizontais, e maximizando o momento fletor resistente da ligação ( $M_{j,Rd}$ ).
- iv)** Associação do modelo mecânico estrutural, em série e paralelo, baseado nas propriedades individuais de cada componente, de forma a determinar o momento resistente, a rigidez inicial da ligação ( $S_{j,ini}$ ) e a capacidade rotacional ( $\phi_{Cd}$ ).

Para a utilização adequada do método das componentes, é necessário proceder a análise realista da transferência de esforços internos na ligação, respeitando-se algumas recomendações:

- a)** As forças internas e os momentos fletores resistentes da ligação devem estar em equilíbrio com as solicitações externas;
- b)** Cada elemento da ligação deve apresentar resistência adequada e suficiente frente aos esforços que o solicitam;
- c)** As deformações resultantes da aplicação dos carregamentos externos não devem exceder à capacidade de deformação dos dispositivos de ligação (conectores, parafusos, chumbadores ou solda, por exemplo) e dos elementos de ligação (chapa de topo, cantoneiras, perfil da viga, perfil do pilar,...);
- d)** A distribuição dos esforços internos da ligação deve ser definida de acordo com a rigidez dos elementos componentes da mesma;
- e)** As deformações consideradas no modelo de cálculo, baseadas na análise elasto-plástica, admitem que a rotação de um corpo rígido e/ou a deformação em um plano são fisicamente possíveis;
- f)** O modelo de cálculo adotado deve estar de acordo com os resultados experimentais de avaliação do tipo de ligação.

### 3.3.3 Método *T-stub*

O Método *T-stub* equivalente foi proposto pelo EURODODE 3 (2005), para simular o comportamento das seguintes componentes das ligações parafusadas com chapa de topo:

- Flexão da mesa do pilar;
- Flexão da chapa de topo.

Para a determinação da resistência e rigidez à flexão da mesa do pilar e da chapa de topo, o EUROCODE 3 propõe a substituição da configuração de charneiras plásticas ao redor do parafuso tracionado da ligação pela consideração de um perfil “T” equivalente, com um comprimento efetivo equivalente que seja capaz de transmitir o mesmo esforço, através da mesa do pilar ou da chapa de topo, que seria obtido pela configuração de charneiras plásticas.

A linha de parafusos deve ser analisada individualmente ou como parte de um grupo de linhas. Para a situação de análise da linha de parafusos como parte de um grupo, a resistência à tração será o menor valor obtido entre:

- a resistência da linha de parafusos trabalhando isoladamente;
- a resistência da linha de parafusos trabalhando como parte de um grupo, subtraída da capacidade resistente das linhas de parafusos analisadas anteriormente, trabalhando isoladamente, conforme ilustrado na figura 3.8.

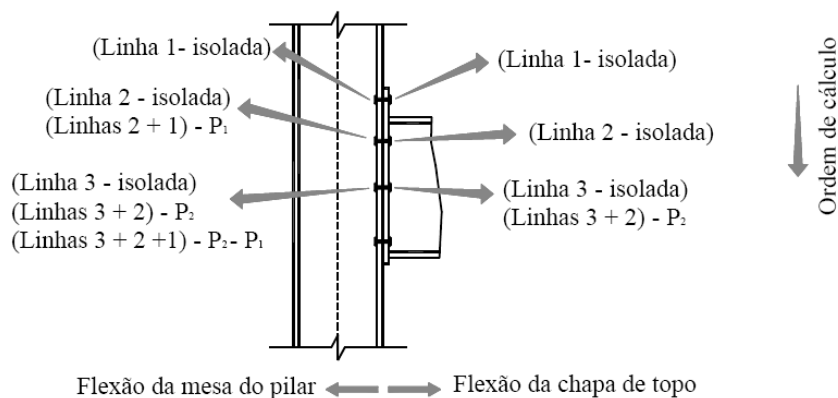


Figura 3.8 – Ordem de verificação da capacidade resistente nas linhas de parafusos (TRISTÃO, 2006)

Conforme pode ser observado na figura 3.8, o enrijecedor da alma do pilar (para a análise da flexão da mesa do pilar) e a mesa da viga (para a análise da flexão da chapa de topo) funcionam como divisores entre as linhas de parafusos, de forma que a linha situada abaixo deles não deve ser considerada em nenhuma combinação com linhas de parafusos acima deles (para o lado analisado da ligação).

Ao estudarem o comportamento das ligações que utilizavam perfis “T” para conectar as mesas inferior e superior da viga com a mesa do pilar, ZOETEMEIJER & DEBACK (1972) chegaram à conclusão que existem três modos de colapso para as referidas ligações, os quais são apresentados na figura 3.9.

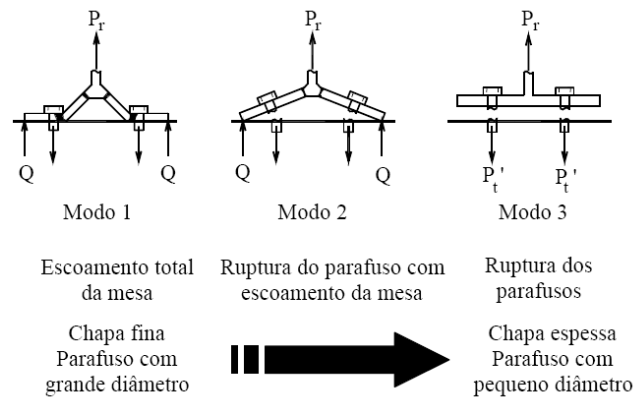


Figura 3.9 – Modos de colapso do perfil “T” (FIGUEIREDO, 2004)

#### a) Modo 1: Formação da rótula plástica na linha de parafusos

Ocorre o escoamento total da mesa do pilar ou da chapa de topo. Neste modo de colapso (vide figura 3.10), a espessura da mesa do perfil “T” é fator fundamental, uma vez que a força de alavanca atinge seu valor máximo ( $Q_{máx}$ ), com a formação da rótula plástica na linha dos parafusos. (MAGGI, 2004)

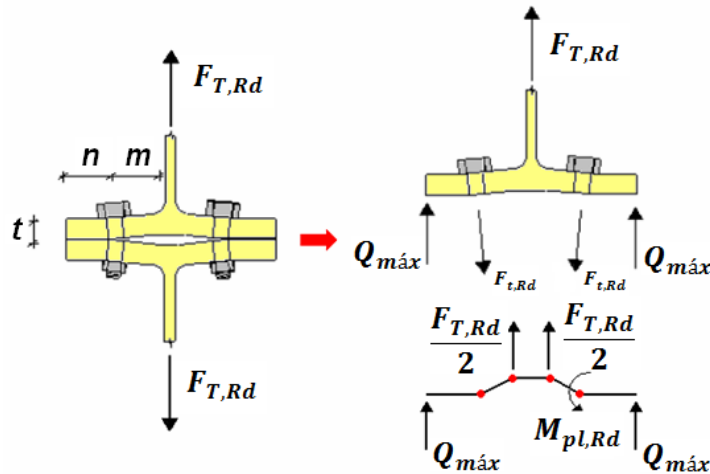


Figura 3.10 – Caracterização do modo de falha 1 (MAGGI, 2004, adaptado)

Dessa forma, a força de alavanca máxima ( $Q_{máx}$ ) vale:

$$Q_{máx} = \frac{M_{pl,1,Rd}}{n} \quad (3.20)$$

A força última de tração na ligação pode ser calculada a partir da seguinte expressão:

$$F_{T,1,Rd} = F_{T,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m} \quad (3.21)$$

onde

**m**: distância do centro do parafuso até a face da alma do pilar ou da viga, menos 80% do raio do perfil ( $r_c$ ) ou da dimensão da solda ( $a\sqrt{2}$ ). Para a linha de parafusos na extensão da chapa de topo,  $m$  deve ser adotado como  $m_x$  (figura 3.11);

**n**: igual a  $e_{min}$  (figura 3.11) e não superior a 1,25m. Para a linha de parafusos na extensão da chapa de topo,  $e_{min}$  deve ser adotado como  $e_x$ ;



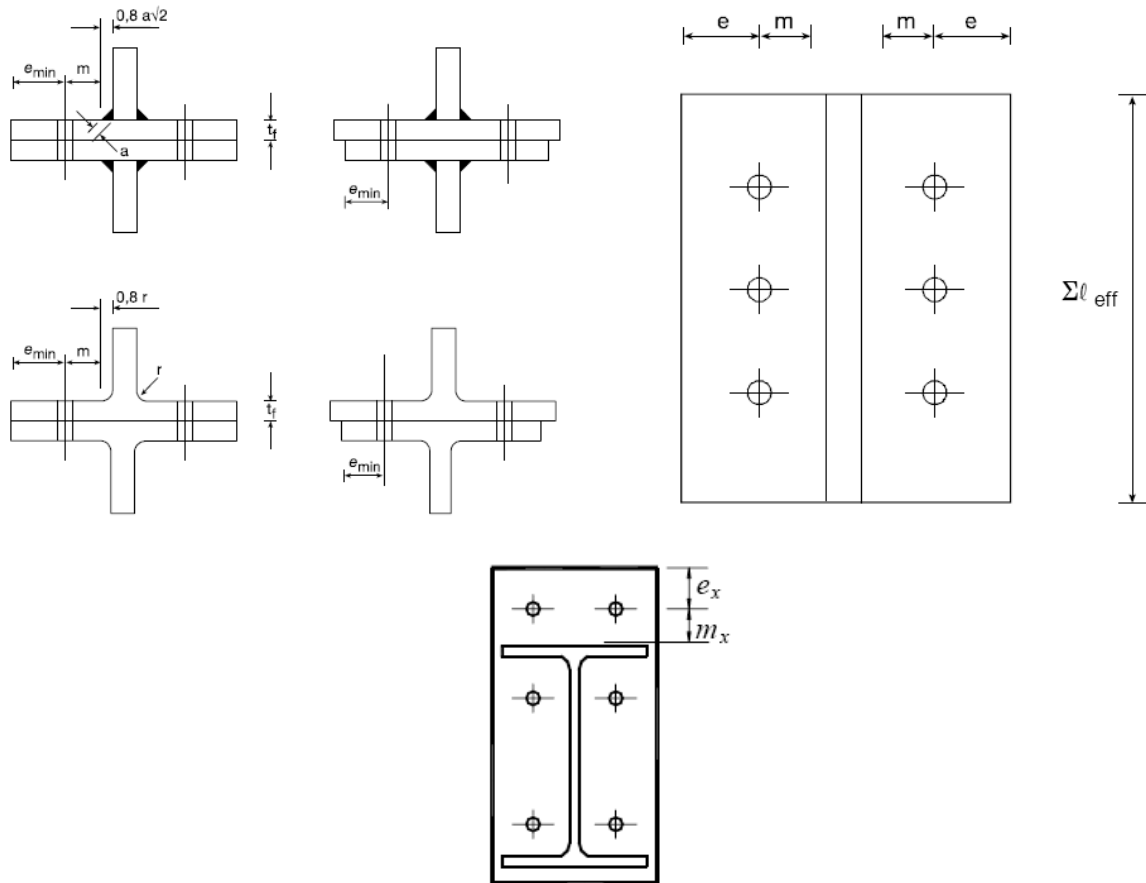


Figura 3.11 – Parâmetros  $m$ ,  $m_x$ ,  $e$  e  $e_{min}$  (EUROCODE 3, adaptado)

$Q_{m\acute{a}x}$ : máxima força de alavanca;

$F_{T,1,Rd}$ : capacidade resistente, para o modo de colapso1, para uma linha ou grupo de linhas de parafuso ( $F_{T,Rd}$  indicada na figura 3.10);

$F_{t,Rd}$ : força de tração última para cada parafuso, e vale:

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75A_b f_u}{1,35} \quad (3.22)$$

$A_b$ : área bruta da seção transversal do fuste do parafuso;

$f_u$ : resistência última à tração do aço do parafuso;

$M_{pl,1,Rd}$ : momento de plastificação da mesa do perfil “T” equivalente, para a mesa do pilar ou para a chapa de topo, para o modo de colapso1;

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{\sum l_{eff,1} t^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} \quad (3.23)$$

$\sum l_{eff,1}$ : comprimento efetivo da linha de plastificação no perfil “*T-stub*” equivalente, paralelo à alma, para o modo de colapso 1, de acordo com a posição das linhas ou grupos de linhas de parafusos, e da presença ou não de enrijecedores de alma do pilar ou da mesa da viga, conforme ilustrado na figura 3.12. Quando a análise for de uma linha de parafusos, adota-se  $\sum l_{eff,1} = l_{eff,1}$ ;

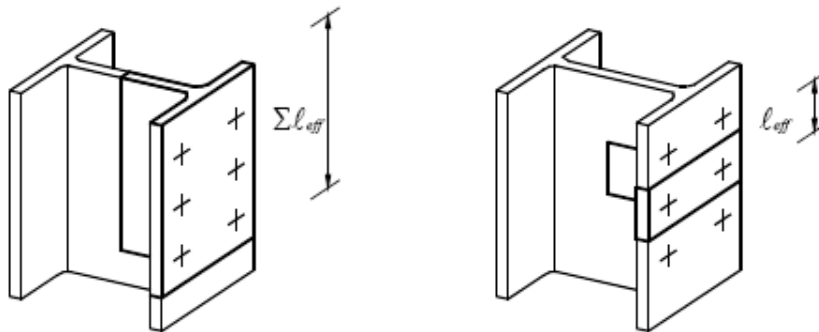


Figura 3.12 – Comprimento efetivo da mesa do perfil “*T-stub*” equivalente para análise de um grupo de linhas ou uma linha isolada de parafusos (COST-C1, 1996 *apud* TRISTÃO, 2006)

$t$ : espessura da mesa do perfil “T”;

$\gamma_{M0} = 1,10$ .

### b) Modo 2: Formação da rótula plástica na intersecção entre a mesa e a alma, com ruptura simultânea do parafuso

Ocorre a ruptura dos parafusos com escoamento da mesa do pilar ou da chapa de topo. Neste modo de colapso, o fator fundamental é a capacidade última dos parafusos. Não se admite formação da rótula plástica na linha de parafusos, que vai passar a ocorrer na região de intersecção da mesa com a alma do perfil “T” (figura 3.13), antes ou simultaneamente à ruptura dos parafusos. (MAGGI, 2004)

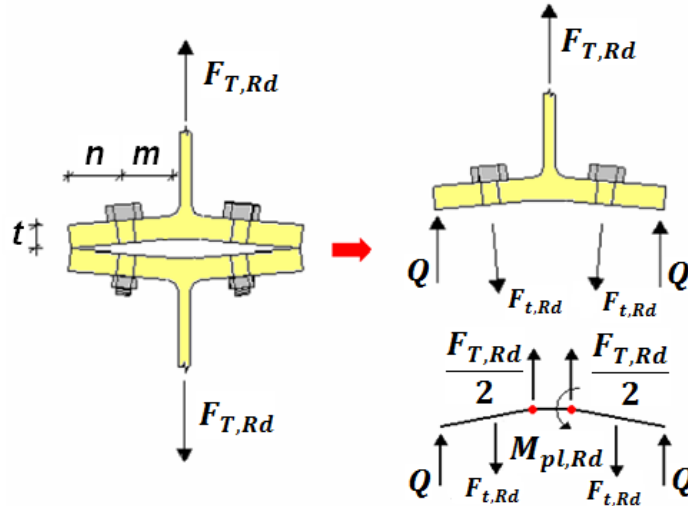


Figura 3.13 – Caracterização do modo de falha 2 (MAGGI, 2004, adaptado)

Dessa forma, a força de alavanca (Q) vale:

$$Q = F_{t,Rd} - \frac{F_{T,Rd}}{2} \quad (3.24)$$

A força última de tração na ligação pode ser calculada a partir da seguinte expressão:

$$F_{T,2,Rd} = F_{T,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} \quad (3.25)$$

onde

$Q$ : força de alavanca atuante na ligação;

$F_{T,2,Rd}$ : capacidade resistente da linha ou grupo de linhas de parafusos, para o modo 2 de colapso ( $F_{T,Rd}$  indicada na figura 3.13);

$F_{t,Rd}$ : força de tração última dos parafusos;

$M_{pl,2,Rd}$ : momento de plastificação da mesa do perfil “T-stub” equivalente, para o modo 2 de colapso;

$$M_{pl,2,Rd} = \frac{\sum l_{eff,2} t^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} \quad (3.26)$$

$\sum l_{eff,2}$ : comprimento efetivo da linha de plastificação no perfil “*T-stub*” equivalente, paralelo à alma, para o modo de colapso 2, de acordo com a posição das linhas ou grupos de linhas de parafusos, e da presença ou não de enrijecedores de alma do pilar ou da mesa da viga, conforme ilustrado na figura 3.12. Quando a análise for de uma linha de parafusos, adota-se  $\sum l_{eff,2} = l_{eff,2}$ ;

$t$ : espessura da mesa do perfil “T”;

$\gamma_{M0} = 1,10$ .

### c) Modo 3: Colapso dos parafusos

Ocorre a ruptura dos parafusos, sem a consideração do efeito alavanca. Neste modo de colapso, o principal é a baixa deformabilidade da mesa do perfil “T” na flexão, com relação à dos parafusos, solicitando-os substancialmente à tração, sem que ocorram forças de alavanca (figura 3.14). A formação de rótulas plásticas não ocorre na mesa do perfil “T”.

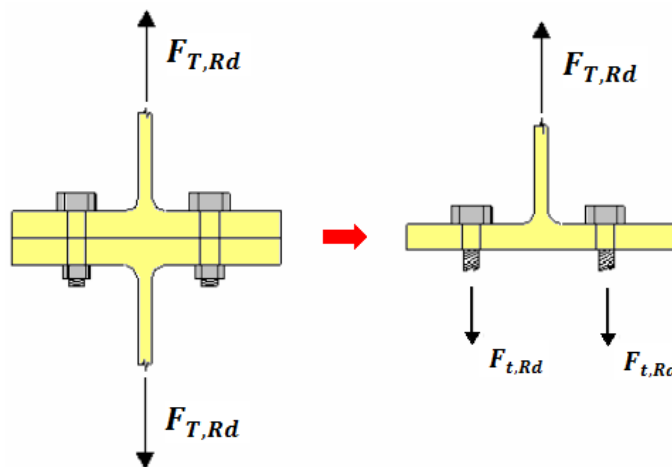


Figura 3.14 – Caracterização do modo de falha 3 (MAGGI, 2004, adaptado)

A força última de tração na ligação pode ser calculada a partir da seguinte expressão:

$$F_{T,3,Rd} = F_{T,Rd} = \sum F_{t,Rd} \quad (3.27)$$

onde

$F_{T,3,Rd}$ : capacidade resistente da linha ou grupo de linhas de parafusos, para o modo 3 de colapso ( $F_{T,Rd}$  indicada na figura 3.14);

$F_{t,Rd}$ : força de tração última dos parafusos;

$\sum F_{t,Rd}$ : somatório das forças de tração última de todos os parafusos.

O EUROCODE 3 (2005) *apud* MASIOLI (2011) apresenta um resumo com o equacionamento do método e as resistências da mesa do perfil “*T-stub*”, o qual é reproduzido a seguir, na tabela 3.1. Na tabela 3.2, apresenta-se a continuação do equacionamento do método.

Tabela 3.1 – Equacionamento do método “*T-stub*” (EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

Quando há desenvolvimento de Forças de Alavanca Q, $L_b \leq L_b^*$		Método 1	Método 2
Modo 1 (plastificação da mesa)	Sem chapa cobrejunte	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$
Modo 1 (plastificação da mesa)	Com chapa cobrejunte	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd} + 2M_{bp,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd} + 4nM_{bp,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$
Modo 2 (plastificação da mesa e ruptura dos parafusos)		$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m+n}$	
Modo 3 (ruptura dos parafusos)		$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd}$	

Tabela 3.2 – Equacionamento do método “*T-stub*” (continuação)  
(EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011, adaptado)

Quando não há desenvolvimento de Forças de Alavanca Q	
Modos 1 e 2	$F_{t,1-2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m}$
Modo 3	$F_{t,3,Rd} = \sum F_{t,Rd}$
<p><math>L_b</math> é a espessura da chapa de topo mais a espessura da mesa do pilar somada à metade da altura da cabeça e altura da porca;</p> $L_b^* = \frac{8,8 \cdot m^3 \cdot 0,75 \cdot A_b}{t_f^3 \cdot \sum l_{eff,1}}$ <p><math>A_b</math> é área bruta do fuste;</p> <p><math>F_{T,Rd}</math> é a resistência à tração;</p> $M_{pl,1,Rd} = 0,25 \sum l_{eff,1} t_f^2 f_y / \gamma_{M0};$ $M_{pl,2,Rd} = 0,25 \sum l_{eff,2} t_f^2 f_y / \gamma_{M0};$	
$M_{bp,Rd} = 0,25 \sum l_{eff,1} t_{bp}^2 f_{y,bp} / \gamma_{M0};$ <p><math>n = e_{min} \leq 1,25m</math> (figura 3.11);</p> <p><math>F_{t,Rd}</math> é a resistência de cálculo do parafuso;</p> <p><math>\sum l_{eff,1}</math> é o valor de <math>\sum l_{eff}</math> para o modo 1;</p> <p><math>\sum l_{eff,2}</math> é o valor de <math>\sum l_{eff}</math> para o modo 2;</p> <p><math>\sum l_{eff}</math> é o somatório das larguras efetivas das linhas de parafusos. Cada <math>l_{eff}</math> depende da sua localização, do modo correspondente e da aplicação específica;</p> <p><math>e_{min}</math> é o menor valor de <math>e</math> (no caso de ligação com chapa de topo, corresponde ao menor valor de <math>e</math> da chapa de topo e da mesa do pilar), ilustrado na figura 3.11;</p> <p><math>m</math> é ilustrado na figura 3.11;</p> <p><math>t_f</math> é a espessura da mesa do “<i>T-stub</i>” (figura 3.11)</p> <p><math>f_{y,bp}</math> é a tensão de escoamento do aço das chapas cobrejunte;</p> <p><math>t_{bp}</math> é a espessura das chapas cobrejunte;</p> <p><math>e_w = d_w/4</math>;</p> <p><math>d_w</math> é o diâmetro da arruela, ou a largura da cabeça do parafuso ou da porca, o que for mais relevante, conforme ilustrado na figura 3.15.</p>	

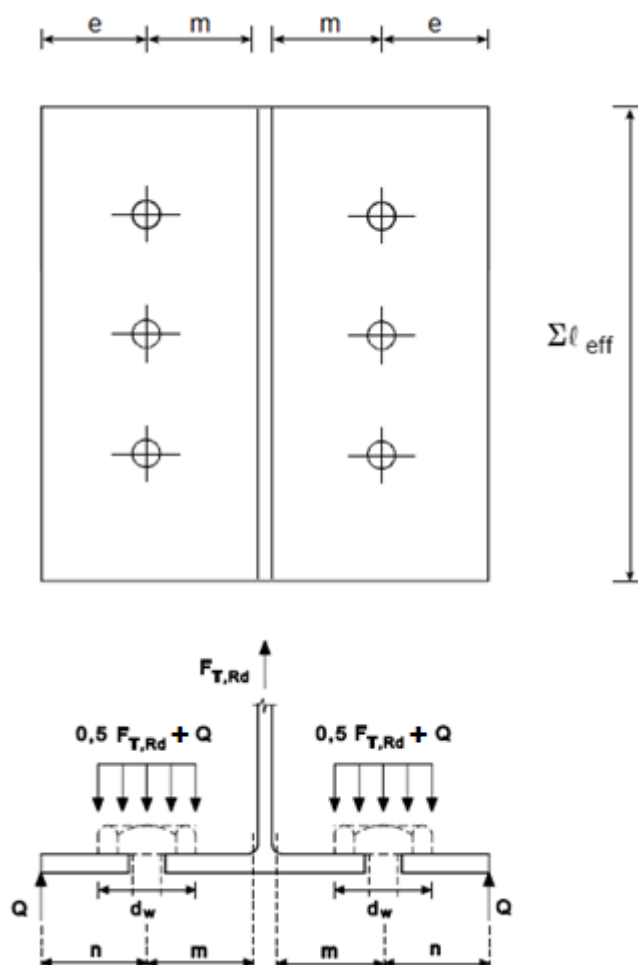


Figura 3.15 – Dimensões e esquema de carregamentos para o perfil “*T-stub*” (EUROCODE, 2005, adaptado)

### 3.3.4 Descrição e equacionamento das componentes

O Método das Componentes é inovador quanto ao conceito de que a resposta da ligação é determinada pelas propriedades mecânicas dos seus componentes. As ligações são consideradas como uma série de elementos básicos, distribuídos em três regiões distintas: zona tracionada, zona comprimida e zona de cisalhamento. Um “componente”, portanto, não é apenas um elemento, mas sim uma combinação entre o elemento e a fonte de deformação, em função do tipo da sollicitação. (MAGGI, 2004)

A representação esquemática dos componentes em serviço de uma ligação viga-pilar com chapa de topo estendida é apresentada na figura 3.16.

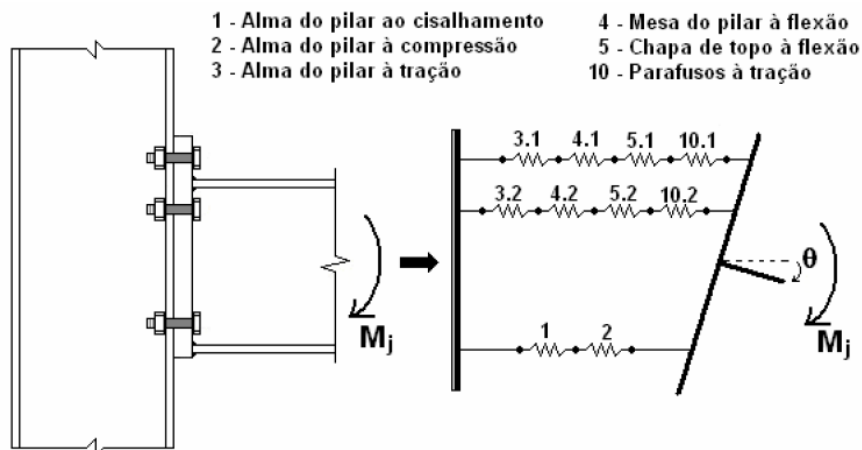


Figura 3.16 – Método das componentes aplicado a uma ligação com chapa de topo estendida – representação esquemática (MAGGI, 2004)

A verificação da resistência da ligação se subdivide em 15 verificações, agrupadas de acordo com a sollicitação. São apresentadas a seguir e na figura 3.17:

**- Zona tracionada:**

- a) Tração nos parafusos;
- b) Flexão na chapa de topo;
- c) Flexão na mesa do pilar;
- d) Tração na alma da viga;
- e) Tração na alma do pilar;
- f) Solda da região de contato entre a mesa tracionada da viga e a chapa de topo;
- g) Solda da região de contato entre a alma da viga e a chapa de topo;

**- Zona de cisalhamento horizontal:**

- h) Cisalhamento no painel de alma do pilar;

**- Zona comprimida:**

- j) Compressão na mesa da viga;
- k) Solda da região de contato entre a mesa comprimida da viga e a chapa de topo;
- l) Enrugamento na alma do pilar;
- m) Flambagem na alma do pilar;



**- Zona de cisalhamento vertical:**

- n) Solda da região de contato entre a alma da viga e a chapa de topo;
- p) Cisalhamento nos parafusos;
- q) Pressão de contato (mesa do pilar ou chapa de topo);

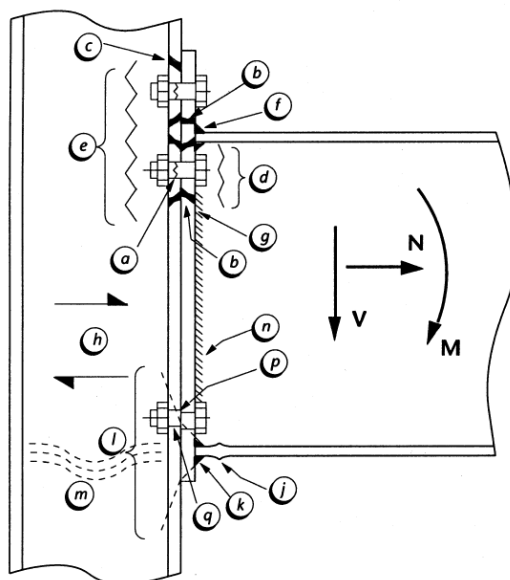
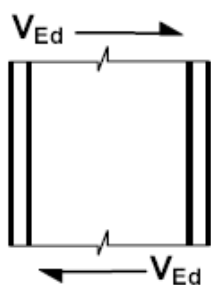


Figura 3.17 – Regiões para verificação da resistência em uma ligação viga-pilar com chapa de topo (BCSA, 1995)

### 3.3.4.1 Cisalhamento no painel da alma do pilar



A força de cisalhamento no painel da alma do pilar é uma combinação da força de cisalhamento horizontal provocada pelo binário de forças que solicitam as mesas da viga em virtude do momento fletor, e da força de cisalhamento no pilar (acima e abaixo da ligação) proveniente da análise global da estrutura.

De forma simplificada, é possível determinar a força de cisalhamento horizontal que atua no painel da alma do pilar ( $V_{wp}$ ) como sendo o produto da força  $F$  pelo parâmetro  $\beta$ , para as situações de pilar externo e pilar interno, conforme apresentado na figura 3.18.

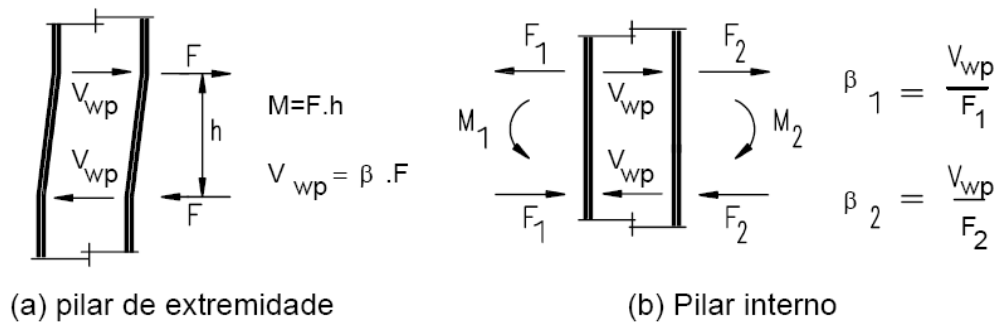


Figura 3.18 – Determinação da força de cisalhamento horizontal no painel da alma do pilar (TRISTÃO, 2006)

O parâmetro  $\beta$  pode ser obtido pelas expressões a seguir, para cada lado do pilar. A tabela 3.3 apresenta valores usuais de projeto, uma vez que a obtenção do parâmetro  $\beta$  é um processo iterativo que depende dos momentos fletores atuantes em cada lado do pilar.

$$\beta_1 = \left| 1 - \frac{M_2}{M_1} \right| \leq 2 \quad (3.28)$$

$$\beta_2 = \left| 1 - \frac{M_1}{M_2} \right| \leq 2 \quad (3.29)$$

onde

$M_1$ : momento fletor no nó que liga o pilar e a viga, do lado esquerdo da ligação;

$M_2$ : momento fletor no nó que liga o pilar e a viga, do lado direito da ligação;

**- Resistência:****- Sem enrijecedor:**

A seguir apresenta-se o cálculo da resistência ao cisalhamento da alma do pilar não-enrijecida, para pilares internos ou externos que possuam vigas conectadas à mesma altura. Este procedimento só é válido quando:

$$d/t_w \leq 69 \sqrt{235/f_{yw}}$$

onde

$f_{yw}$  é adotado em MPa, e adota-se um fator de valor 0,9 para levar em conta a tensão longitudinal de compressão no pilar.

$$V_{wp,Rd} = \frac{0,9f_{y,wc}A_{vc}}{\sqrt{3}\gamma_{M0}} \quad (3.30)$$

onde

$f_{y,wc}$ : tensão de escoamento do aço da alma do pilar;

$A_{vc}$ : área submetida ao esforço cortante;

$$A_{vc} = A_c - 2b_{fc}t_{fc} + (t_{wc} + 2r_c)t_{fc}, \text{ para perfis laminados;}$$

$$A_{vc} = h_{wc}t_{wc}, \text{ para perfis soldados;}$$

$$\gamma_{M0} = 1,10;$$

**- Com enrijecedor:**

Quando se utilizam enrijecedores, é possível aumentar o valor da resistência ao cisalhamento. O valor adicional dessa resistência, quando acrescentados enrijecedores nas zonas de tração e compressão, é calculado por:

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{4M_{pl,fc,Rd}}{d_s} \quad (3.31)$$

sendo que:

$$V_{wp,add,Rd} \leq \frac{2M_{pl,fc,Rd} + 2M_{pl,st,Rd}}{d_s} \quad (3.32)$$

onde

$M_{pl,fc,Rd}$ : momento de plastificação da mesa do pilar em relação ao eixo de menor inércia (Z.f.y);

$M_{pl,st,Rd}$ : momento de plastificação do enrijecedor em relação ao eixo de maior inércia (Z.f.y);

$d_s$ : distância entre as linhas de centro dos enrijecedores.

- Rigidez:

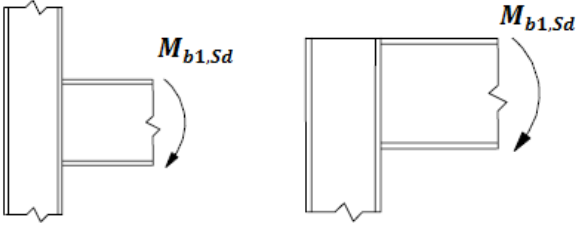
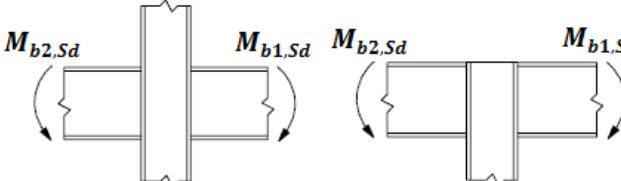
$$k_1 = \frac{0,38A_{vc}}{\beta z} \quad (3.33)$$

onde

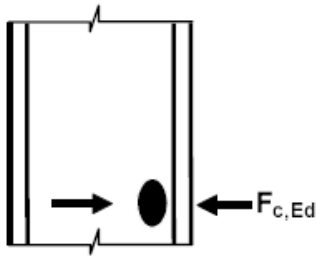
$z$ : distância entre os centros de compressão e tração;

$\beta$ : parâmetro de transformação, de acordo com a tabela 5.4 do EUROCODE 3 (2003) – Part 1-8, que é apresentada na tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetro  $\beta$  da tabela 5.4 do EUROCODE 3 (2005)

Configuração da Ligação	Solicitação	Valor de $\beta$
	$M_{b1.Sd}$	$\beta \approx 1$
	$M_{b1.Sd} = M_{b2.Sd}$	$\beta = 0$
	$M_{b1.Sd}/M_{b2.Sd} > 0$	$\beta \approx 1$
	$M_{b1.Sd}/M_{b2.Sd} < 0$	$\beta \approx 2$
	$M_{b1.Sd} + M_{b2.Sd} = 0$	$\beta \approx 2$

### 3.3.4.2 Compressão transversal na alma do pilar



#### - Resistência:

A resistência da alma do pilar submetida à compressão é obtida pelas expressões 3.34 e 3.35, as quais levam em conta o escoamento e a flambagem da chapa de topo.

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \quad (3.34)$$

sendo que:

$$F_{c,wc,Rd} \leq \frac{\omega k_{wc} \rho b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} \quad (3.35)$$

onde

$\omega$ : fator de redução para interação entre compressão e cisalhamento da alma, de acordo com a tabela 6.3 do EUROCODE 3 (2003), apresentada na tabela 3.4;

Tabela 3.4 – Parâmetro  $\omega$  da tabela 6.3 do EUROCODE 3 (2005)  
(EUROCODE 3, 2005 *apud* TRISTÃO, 2006)

Parâmetro $\beta$	Fator de redução $\omega$
$0 \leq \beta \leq 0,5$	$\omega = 1$
$0,5 \leq \beta \leq 1,0$	$\omega = \omega_1 + 2(1 - \beta)(1 - \omega_1)$
$\beta = 1,0$	$\omega = \omega_1$
$1,0 < \beta < 2,0$	$\omega = \omega_1 + 2(\beta - 1)(\omega_2 - \omega_1)$
$\beta = 2,0$	$\omega = \omega_2$
$\omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1 + 1,3 \left( \frac{b_{eff,c,wc} t_{wc}}{A_{vc}} \right)^2}}$	$\omega_2 = \frac{1}{\sqrt{1 + 5,2 \left( \frac{b_{eff,c,wc} t_{wc}}{A_{vc}} \right)^2}}$

$A_{vc}$  - Área da alma do pilar sob cisalhamento:  
 $A_{vc} = A_c - 2b_{fc}t_{fc} + (t_{wc} + 2r_c)t_{fc}$  (perfis laminados)  
 $A_{vc} = h_{wc}t_{wc}$  (perfis soldados)  
 $\beta$  - Parâmetro que considera o efeito do cisalhamento horizontal na alma do pilar (item 3.2.6)

$f_{y,wc}$ : tensão de escoamento do aço da alma do pilar;

$$\gamma_{M0} = 1,10;$$

$$\gamma_{M1} = 1,10;$$

$b_{eff,c,wc}$ : largura efetiva da alma do pilar na compressão;

- $b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_b + 5(t_{fc} + s)$ , para ligações soldadas;
- $b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_p + 5(t_{fc} + s) + s_p$ , para ligações com chapa de topo parafusadas;
- $b_{eff,c,wc} = 2t_a + 0,6r_a + 5(t_{fc} + s)$ , para ligações parafusadas com cantoneiras de mesa;

$s = r_c$ , para perfis laminados;

$s = \sqrt{2}a_c$ , para perfis de chapas soldadas;

$\rho$ : fator de redução devido à flambagem da chapa de topo;

- $\rho = 1,0$ , se  $\bar{\lambda}_p \leq 0,72$ ;
- $\rho = (\bar{\lambda}_p - 0,2)/\bar{\lambda}_p^2$ , se  $\bar{\lambda}_p > 0,72$ ;

$$\bar{\lambda}_p = 0,932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} d_{wc} f_{y,wc}}{E t_{wc}}}$$

$d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + r_c)$ , para perfis laminados;

$d_{wc} = h_c - 2(t_{fc} + \sqrt{2}a_c)$ , para perfis de chapas soldadas;

$k_{wc}$ : parâmetro que leva em conta o efeito da tensão longitudinal na alma do pilar ( $\sigma_{comp,Ed}$ ) em virtude da força axial e do momento fletor no pilar;

- $k_{wc} = 1,0$  , se  $\sigma_{comp,Ed} \leq 0,7f_{y,wc}$ ;
- $k_{wc} = 1,7 - \sigma_{comp,Ed}/f_{y,wc}$  , se  $\sigma_{comp,Ed} > 0,7f_{y,wc}$ ;

$\sigma_{comp,Ed}$ : máxima tensão axial que solicita a alma do pilar;

$t_{wc}$ : espessura da alma do pilar;

$t_{fb}$ : espessura da mesa comprimida da viga;

$t_{fc}$ : espessura da mesa do pilar;

$a_b$ : espessura da solda em ligações soldadas;

$a_p$ : espessura da solda entre viga e chapa de topo;

$a_c$ : espessura da solda entre alma e mesa do pilar (perfil soldado);

$r_c$ : raio entre alma e mesa do pilar (perfil laminado).

#### - Rigidez:

$$k_2 = \frac{0,70b_{eff,c,wc}t_{wc}}{d_c} \quad (3.36)$$

onde

$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_b + 5(t_{fc} + s)$ ;

$t_{fb}$ : espessura da mesa da viga;

$a_b$ : espessura da solda em ligações soldadas;

$t_{fc}$ : espessura da mesa do pilar;

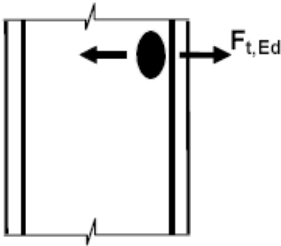
$s = r_c$ , para perfis laminados;

$s = \sqrt{2}a_c$ , para perfis de chapas soldadas;

$a_c$ : espessura da solda entre alma e mesa do pilar (perfil soldado);

$r_c$ : raio entre alma e mesa do pilar (perfil formado a quente).

### 3.3.4.3 Tração transversal na alma do pilar



#### - Resistência:

A resistência à tração transversal da alma do pilar é obtida através da seguinte expressão:

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} \quad (3.37)$$

onde

$$\gamma_{M0} = 1,10;$$

$\omega$ : fator de redução para interação entre compressão e cisalhamento da alma, apresentado na tabela 3.4;

$$b_{eff,t,wc} = t_{fb} + 2\sqrt{2}a_b + 5(t_{fc} + s);$$

$s = r_c$ , para perfis laminados;

$s = \sqrt{2}a_c$ , para perfis de chapas soldadas.

#### - Rigidez:

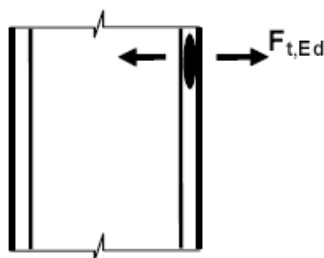
$$k_3 = \frac{0,70 b_{eff,t,wc} t_{wc}}{d_c} \quad (3.38)$$

onde

$b_{eff,t,wc}$ : largura efetiva da alma do pilar sob tração.



### 3.3.4.4 Flexão na mesa do pilar



#### - Resistência:

##### - Ligações parafusadas:

Verificação através do Método “*T-stub*” equivalente (apresentado no item 3.3.3), para o modo de colapso crítico, com as linhas de parafusos analisadas isoladamente ou em grupo.

A determinação do comprimento efetivo do perfil “*T-stub*” equivalente para a mesa do pilar não-enrijecida e enrijecida é feita com base nas tabelas 3.5 e 3.6, respectivamente. Os comprimentos efetivos são agrupados com base nas configurações circular e não circular das charneiras plásticas, conforme ilustrado na figura 3.19. Também se dividem entre linhas de parafusos que trabalham isoladamente ou em grupo.

##### - Ligações soldadas:

$$F_{fc,Rd} = \frac{b_{eff,b,fc} t_{fb} f_{y,fb}}{\gamma_{M0}} \quad (3.39)$$

$$b_{eff,b,fc} = b_{eff} \quad (3.40)$$

$$b_{eff} \geq (f_{y,b}/f_{u,b}) b_b$$

onde

$f_{y,b}$ : tensão de escoamento da mesa da viga;

$f_{u,b}$ : tensão última da mesa da viga;

$\gamma_{M0} = 1,10$ ;

$b_b$ : largura da mesa da viga;

$f_{y,fb}$ : tensão de escoamento da mesa da viga;

$t_{fb}$ : espessura da mesa da viga.

**- Rigidez:**

$$k_4 = \frac{0,90 l_{eff} t_{fc}^3}{m^3} \quad (3.41)$$

onde

$t_{fc}$ : espessura da mesa do pilar.

$l_{eff}$ : menor dos comprimentos efetivos (individualmente ou como parte de um grupo de parafusos) nas linhas de parafusos em ligações com chapa de topo, de acordo com a tabela 6.4 (para mesa do pilar sem enrijecedor) e a tabela 6.5 (para mesa do pilar com enrijecedor), ambas apresentadas no EUROCODE 3 (2003) Part 1-8, as quais são apresentadas nas tabelas 3.5 e 3.6, respectivamente;

Tabela 3.5 – Comprimento efetivo para mesa do pilar não enrijecido da tabela 6.4 do EUROCODE 3 (2005) (EUROCODE 3, 2005 *apud* TRISTÃO, 2006)

Linha de parafuso	Linha de parafuso considerada individualmente		Linha de parafuso considerada como parte de um grupo	
	Configuração circular $l_{eff,c}$	Configuração não-circular $l_{eff,nc}$	Configuração circular $l_{eff,nc}$	Configuração não-circular $l_{eff,nc}$
Interna	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
Externa	Mínimo ( $2\pi m ; \pi m + 2e_1$ )	Mínimo ( $4m + 1,25e ; 2m + 0,625e + e_1$ )	Mínimo ( $\pi m + p ; 2e_1 + p$ )	Mínimo ( $2m + 0,625e + p ; e_1 + 0,5p$ )
Modo 1:	$l_{eff,1} = \text{mínimo}(l_{eff,c} ; l_{eff,nc})$		$\sum l_{eff,1} = \text{mínimo}(\sum l_{eff,c} ; \sum l_{eff,nc})$	
Modo 2:	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

$p$  é a distância entre duas linhas de parafusos

Tabela 3.6 – Comprimento efetivo para mesa do pilar enrijecedor da tabela 6.5 do EUROCODE 3 (2005) (EUROCODE 3, 2005 *apud* TRISTÃO, 2006)

Linha de parafuso	Linha de parafuso considerada individualmente		Linha de parafuso considerada como parte de um grupo	
	Configuração circular $l_{eff,c}$	Configuração não-circular $l_{eff,c}$	Configuração circular $l_{eff,c}$	Configuração não-circular $l_{eff,nc}$
Interna e adjacente ao enrijecedor	$2\pi m$	$\alpha m$	$\pi m + p$	$0,5p + \alpha m - 2m - 0,625e$
Interna e não adjacente ao enrijecedor	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
Externa e adjacente ao enrijecedor	Mínimo $(2\pi m ; \pi m + 2e_1)$	$e_1 + \alpha m - (2m + 0,625e)$	não considerar	não considerar
Modo 1:	$l_{eff,1} = \text{mínimo}(l_{eff,c}; l_{eff,nc})$		$\sum l_{eff,1} = \text{mínimo}(\sum l_{eff,c}; \sum l_{eff,nc})$	
Modo 2:	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

$p$  é a distância entre duas linhas de parafusos

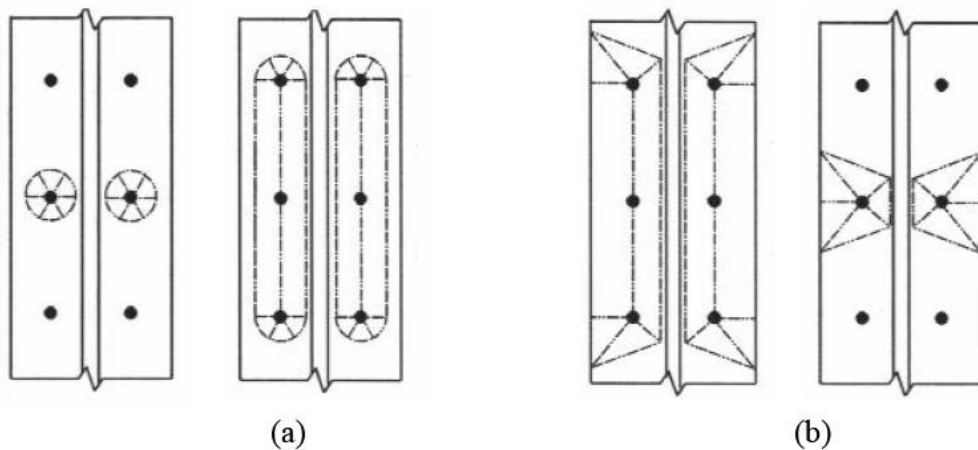


Figura 3.19 – Charneiras plásticas com (a) configurações circulares (b) e não-circulares (FIGUEIREDO, 2004 *apud* TRISTÃO, 2006)

$m$ : distância do centro do parafuso até a face da alma do pilar ou da viga, subtraída de 80% do raio do perfil laminado ( $r_c$ ) ou da dimensão da solda ( $\alpha\sqrt{2}$ ), ilustrado na figura 3.20;

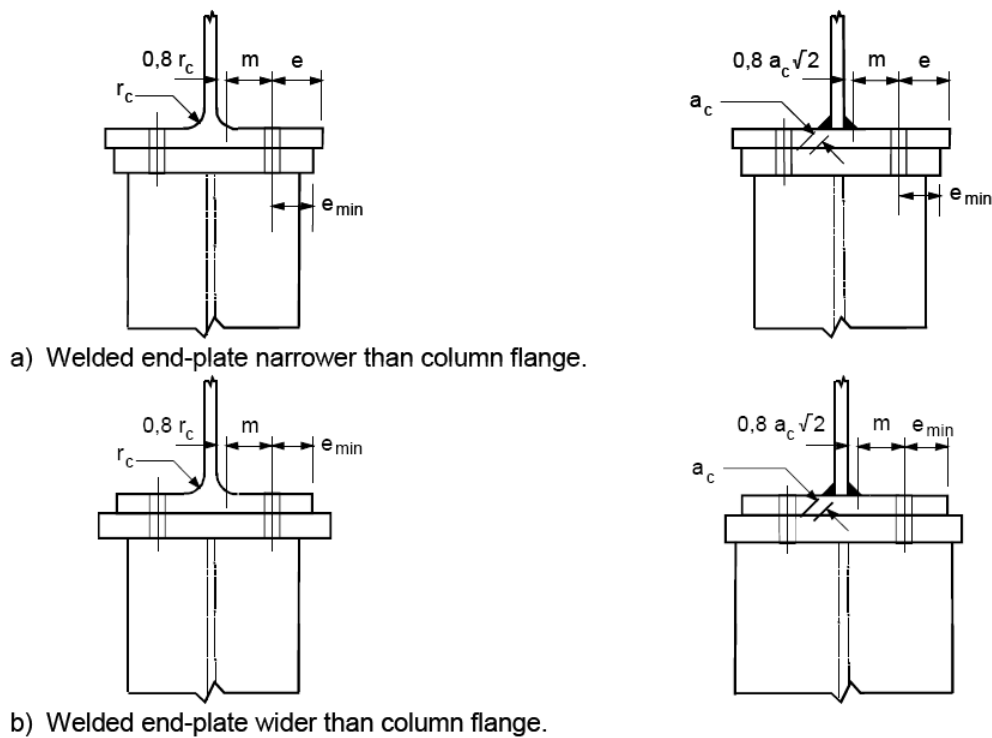


Figura 3.20 – Parâmetros  $e$ ,  $e_{min}$ ,  $r_c$  e  $m$  para duas configurações de ligação viga-pilar, com perfis laminados e soldados: (a) chapa de topo menos larga que a mesa do pilar; (b) chapa de topo mais larga que a mesa do pilar  
(EUROCODE 3 Part 1-8, 2003)

Na definição dos comprimentos efetivos do perfil “*T-stub*” equivalente, através das tabelas 3.5 e 3.6 apresentadas anteriormente, é necessário calcular o parâmetro  $\alpha$ , que é obtido a partir dos parâmetros  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$ , e do ábaco da figura 6.11 apresentada no EUROCODE 3 (2005), e é ilustrado na figura 3.21 a seguir.

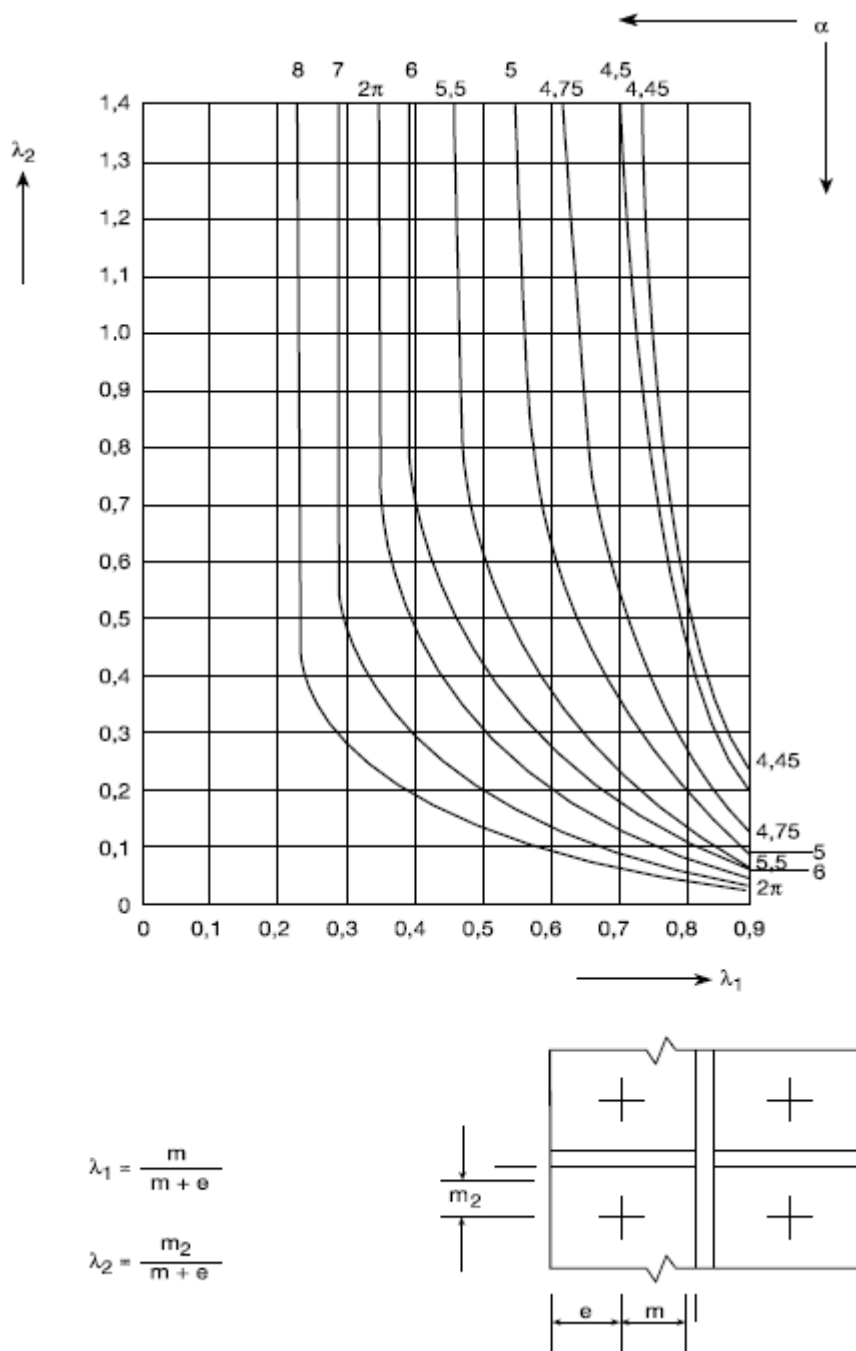
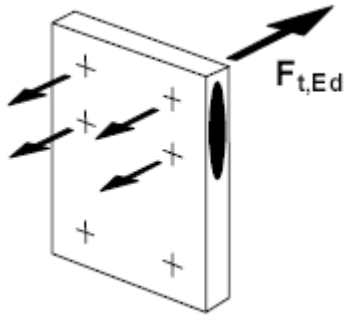


Figura 3.21 – Valores do parâmetro  $\alpha$  para mesa de pilar enrijecida e chapa de topo do EUROCODE 3 (2005)

$m_1$ : igual ao parâmetro  $m$ ;

$m_2$ : distância vertical do centro do parafuso até a face do enrijecedor da alma do pilar ou da viga, subtraída de 80% da dimensão da solda entre a mesa do pilar e o enrijecedor;

### 3.3.4.5 Flexão na chapa de topo



#### - Resistência:

A determinação da resistência à flexão da chapa de topo, para cada linha de parafusos, é semelhante ao que foi apresentado no item 3.3.4.4 (Flexão na mesa do pilar), baseada no método “*T-stub*” equivalente, apresentado no item 3.3.3.

Entretanto, na determinação para o comprimento efetivo no caso da chapa de topo (Tabela 3.7), são necessárias algumas considerações:

- O parâmetro  $e_{min}$ , apresentado na figura 3.11, deve ser utilizado para a região da chapa compreendida entre as mesas da viga. Para a extensão da chapa de topo,  $e_{min}$  vale  $e_x$  (figura 3.22);
- Na extensão da chapa de topo, os valores de  $e$  e  $m$  devem ser substituídos por  $e_x$  e  $m_x$ , respectivamente.

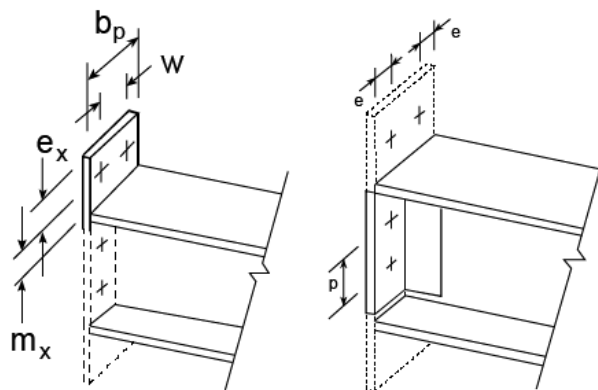


Figura 3.22 – Parâmetros para a determinação da resistência à flexão na chapa de topo (EUROCODE 3, 2005)

**- Rigidez:**

$$k_5 = \frac{0,90l_{eff}t_p^3}{m^3} \tag{3.42}$$

onde

$t_p$ : espessura da chapa de topo.

$m$ : distância do centro do parafuso até a face da alma do pilar ou da viga, subtraída de 80% do raio do perfil ( $r_c$ ) ou da dimensão da solda ( $\alpha\sqrt{2}$ ), ilustrado na figura 3.11;

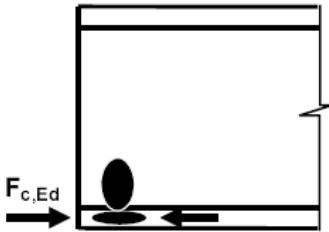
$l_{eff}$ : menor dos comprimentos efetivos (individualmente ou como parte de um grupo de parafusos) nas linhas de parafusos em ligações com chapa de topo, de acordo com a tabela 6.6 apresentada no EUROCODE 3 (2003) Part 1-8;

Tabela 3.7 – Comprimento efetivo para flexão da chapa de topo da tabela 6.6 do EUROCODE 3 (2005) (EUROCODE 3, 2005 *apud* TRISTÃO, 2006)

Linha de parafuso	Linha de parafuso considerada individualmente		Linha de parafuso considerada como parte de um grupo	
	Configuração circular $l_{eff,c}$	Configuração não-circular $l_{eff,nc}$	Configuração circular $l_{eff,c}$	Configuração não-circular $l_{eff,nc}$
Acima da mesa tracionada da viga	Mínimo	Mínimo	não considerar	não considerar
	$2\pi m_x$	$4m_x + 1,25e_x$		
	$\pi m_x + w$	$e + 2m_x + 0,625e_x$		
	$\pi m_x + 2e$	$0,5b_p$		
1ª linha abaixo da mesa tracionada da viga	$2\pi m$	$\alpha m$	$\pi m + p$	$0,5p + \alpha m - 2m - 0,625e$
Interna e não adjacente à mesa tracionada	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
Modo 1:	$l_{eff,1} = \text{mínimo}(l_{eff,c}; l_{eff,nc})$		$\sum l_{eff,1} = \text{mínimo}(\sum l_{eff,c}; \sum l_{eff,nc})$	
Modo 2:	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

$\alpha$  é obtido da Figura 3.11.

### 3.3.4.6 Compressão na mesa e alma da viga



#### - Resistência:

A resistência à compressão da mesa e de parte da alma da viga é calculada pela expressão a seguir. A força atua no centro de compressão da ligação.

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{c,Rd}}{(h - t_{fb})} \quad (3.43)$$

onde

$h$ : altura da viga;

$t_{fb}$ : espessura da mesa comprimida da viga;

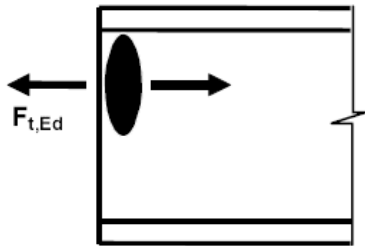
$M_{c,Rd}$ : momento resistente da viga;

#### - Rigidez:

O EUROCODE 3 (2003) Part 1-8 não apresenta procedimento de cálculo para esta componente.



### 3.3.4.7 Tração na alma da viga



#### - Resistência:

A resistência à tração da alma da viga é obtida a partir da seguinte expressão:

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} \quad (3.44)$$

onde

$b_{eff,t,wb}$ : deve ser igual ao comprimento efetivo do perfil “*T-stub*” equivalente, para a chapa de topo na flexão, obtido para uma linha individual de parafusos, ou para um grupo de linhas;

$f_{y,wb}$ : tensão de escoamento da alma da viga;

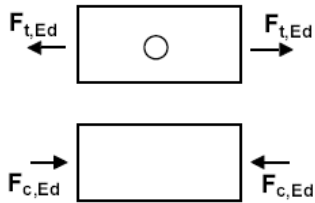
$\gamma_{M0} = 1,10$ ;

$t_{wb}$ : espessura da alma da viga.

#### - Rigidez:

O EUROCODE 3 (2003) Part 1-8 não apresenta procedimento de cálculo para esta componente.

### 3.3.4.8 Tração ou compressão de chapas



#### - Resistência:

##### - Tração:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.45)$$

onde

$$N_{t,Rd} = \min \left\{ \begin{array}{l} N_{p1,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} \\ N_{u,Rd} = \frac{0,9A_{net}f_u}{\gamma_{M2}} \end{array} \right.$$

$$\gamma_{M0} = 1,10;$$

$$\gamma_{M2} = 1,25;$$

##### - Compressão:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.46)$$

#### Classes 1, 2 e 3:

$$N_{c,Rd} = \frac{Af_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.47)$$

#### Classe 4:

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff}f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.48)$$

onde

$A_{eff}$ : área efetiva da seção transversal na compressão;

$$\gamma_{M0} = 1,10.$$

- Flambagem:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.49)$$

**Classes 1, 2 e 3:**

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.50)$$

**Classe 4:**

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A_{eff} f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.51)$$

onde

$$\gamma_{M1} = 1,10;$$

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1,0 \quad (3.52)$$

$$\Phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.53)$$

**Classes 1, 2 e 3:**

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A f_y}{N_{cr}}} \quad (3.54)$$

**Classe 4:**

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} f_y}{N_{cr}}} \quad (3.55)$$

onde

$\alpha = 0,21$  , é o fator de imperfeição;

$\bar{\lambda}$ : índice de esbeltez reduzida;

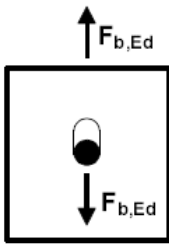
$N_{cr}$ : força normal crítica de flambagem elástica;

**OBSERVAÇÃO:** se  $\bar{\lambda} \leq 0,2$  ou  $N_{Ed}/N_{cr} \leq 0,4$ , a verificação da resistência à flambagem elástica pode ser desconsiderada.

#### - Rigidez:

O EUROCODE 3 (2003) Part 1-8 não apresenta procedimento de cálculo para esta componente.

#### 3.3.4.9 Pressão de contato



#### - Resistência:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \alpha_b f_u d t}{\gamma_{M2}} \quad (3.56)$$

onde

$$\alpha_b = \min \begin{cases} \alpha_d \\ f_{ub}/f_u \\ 1,0 \end{cases}$$

$$\gamma_{M2} = 1,25;$$

**- Na direção paralela à transferência da força:**

$\alpha_d = e_1/3d_0$  para parafusos de extremidade;

$\alpha_d = p_1/3d_0 - 1/4$  para parafusos internos.

**- Na direção perpendicular à transferência da força:**

$$k_1 = \min \begin{cases} 2,8 e_2/d_0 - 1,7 \\ 2,5 \end{cases} \quad \text{para parafusos laterais;}$$

$$k_1 = \min \begin{cases} 1,4 p_2/d_0 - 1,7 \\ 2,5 \end{cases} \quad \text{para parafusos intermediários.}$$

**- Rigidez:**

$$k_{12} = \frac{24n_b k_b k_t d f_u}{E} \quad (3.57)$$

onde

$$k_b = k_{b1} \leq k_{b2}$$

$$k_{b1} = 0,25 e_b/d + 0,5 \leq 1,25$$

$$k_{b2} = 0,25 p_b/d + 0,375 \leq 1,25$$

$$k_t = 1,5 t_j/d_{M16} \leq 2,5$$

$e_b$ : distância entre o parafuso e a extremidade livre da chapa, na direção paralela à aplicação da força;

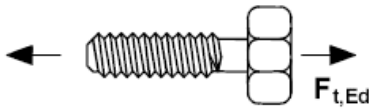
$f_u$ : tensão última do aço da chapa de topo;

$p_b$ : distância entre as linhas de parafusos na direção da solicitação;

$t_j$ : espessura da chapa.

$$d_{M16} = 16mm.$$

### 3.3.4.10 Tração nos parafusos



#### - Resistência:

$$F_{t,Rd} = \frac{k_2 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \quad (3.58)$$

onde

$$k_2 = 0,9;$$

$A_s$ : área da seção transversal do fuste do parafuso, na região rosqueada;

$f_{ub}$ : tensão última do aço dos parafusos.

$$\gamma_{M2} = 1,25;$$

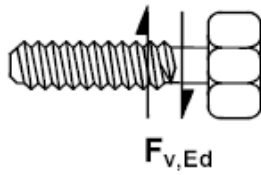
#### - Rigidez:

$$k_{10} = \frac{1,6A_s}{L_b} \quad (3.59)$$

onde

$L_b$ : comprimento do parafuso, tido como a espessura da chapa de topo mais a espessura da mesa do pilar, acrescidos de metade das alturas da cabeça e da porca do parafuso.

### 3.3.4.11 Cisalhamento nos parafusos



#### - Resistência:

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \quad (3.60)$$

#### - Plano de cisalhamento na região rosqueada:

$$A = A_s$$

$$\alpha_v = 0,5$$

$$\gamma_{M2} = 1,25;$$

#### - Plano de cisalhamento na região de seção plena:

A: área da seção transversal plena do parafuso;

$$\alpha_v = 0,6$$

#### - Rigidez:

$$k_{11} = \frac{16n_b d^2 f_{ub}}{E d_{M16}} \quad (3.61)$$

onde

$n_b$ : número de linhas de parafusos sob cisalhamento;

$$d_{M16} = 16mm.$$

**OBSERVAÇÃO:** no caso de parafusos protendidos,  $k_{11} = \infty$ .

### 3.3.5 Momento resistente

Após definidas as resistências de cada uma das componentes relevantes da ligação, calcula-se o momento fletor resistente de cálculo,  $M_{j,Rd}$ , o qual estabelece a resistência à flexão da ligação. Existem dois procedimentos para a verificação da resistência à flexão da ligação. A primeira, expressa através da equação 3.62, desconsidera o efeito do esforço normal ocasionado pela viga. Segundo MASIOLI (2011), a consideração do esforço normal na verificação da resistência à flexão da ligação deve ser feita quando o esforço exceder 5% da força normal de plastificação da seção transversal da viga, através da expressão 3.63.

$$\frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.62)$$

$$\frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} + \frac{N_{j,Ed}}{N_{j,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.63)$$

onde

$M_{j,Ed}$ : momento fletor solicitante da ligação;

$M_{j,Rd}$ : momento fletor resistente da ligação;

$N_{j,Ed}$ : esforço normal solicitante proveniente da viga;

$N_{j,Rd}$ : esforço normal de plastificação da seção transversal da viga.

Os valores de  $M_{j,Rd}$ , para as ligações abordadas pelo EUROCODE 3 (2005), são apresentadas nas tabelas 3.8 e 3.9. O braço de alavanca  $z$  é a distância entre os centros de compressão e tração da ligação.



Tabela 3.8 – Determinação de  $M_{j,Rd}$  (EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

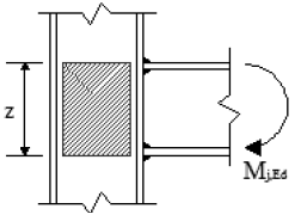
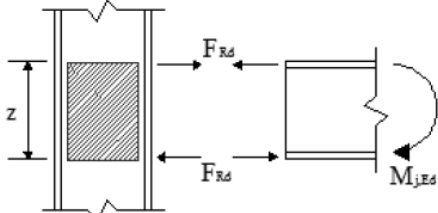
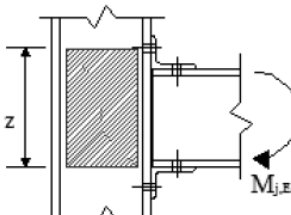
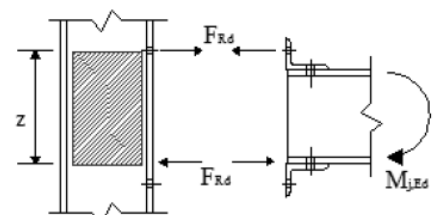
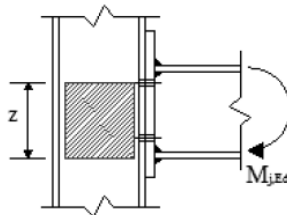
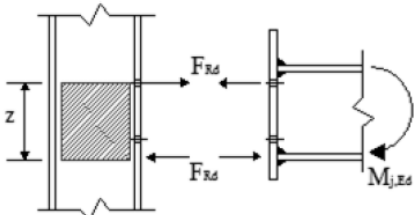
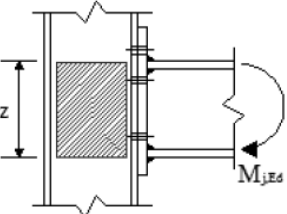
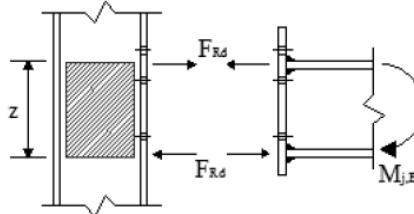
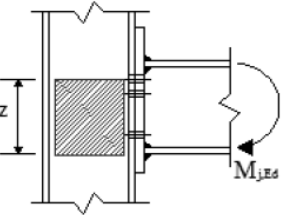
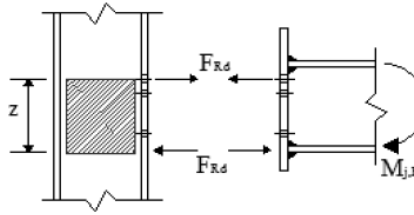
Ligação Soldada		
Tipo de Ligação	Determinação de $M_{j,Rd}$	Distribuição das Forças
	$z = h - t_{fb}$ $M_{j,Rd} = zF_{Rd}$ Onde: h - altura da seção transversal da viga; $t_{fb}$ - espessura da mesa da viga; z - braço de alavanca;	
Ligação com cantoneiras de mesa		
Tipo de Ligação	Determinação de $M_{j,Rd}$	Distribuição das Forças
	$z = h - t_{fb}$ $M_{j,Rd} = zF_{Rd}$ Onde: h - altura da seção transversal da viga; $t_{fb}$ - espessura da mesa da viga; z - braço de alavanca.	

Tabela 3.9 – Determinação de  $M_{j,Rd}$  (continuação) (EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

Ligação com chapa de topo com apenas uma linha de parafusos sob tração		
Tipo de Ligação	Determinação de $M_{j,Rd}$	Distribuição das Forças
	$z = h - t_{fb}$ $M_{j,Rd} = zF_{Rd}$ Onde: $h$ - altura da seção transversal da viga; $t_{fb}$ - espessura da mesa da viga; $z$ - braço de alavanca.	
Ligação com chapa de topo com duas linhas de parafusos sob tração		
Tipo de Ligação	Determinação de $M_{j,Rd}$	Distribuição das Forças
	$z$ equivale à distância do centro de compressão ao ponto médio entre as linhas de parafusos sob tração. $M_{j,Rd} = zF_{Rd}$	
Ligação com chapa de topo com duas linhas de parafusos sob tração abaixo da mesa		
Tipo de Ligação	Determinação de $M_{j,Rd}$	Distribuição das Forças
	$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{tr,Rd}$ Onde: $F_{tr,Rd}$ - resistência à tração da linha de parafusos $r$ ; $h_r$ - distância da linha de parafusos $r$ ao centro de compressão; $r$ - número da linha de parafusos.	

### 3.3.6 Rigidez rotacional

A rigidez rotacional inicial de uma ligação pode ser determinada pela flexibilidade (rigidez elástica) de seus componentes. De acordo com o EUROCODE 3 (2005), quando a força axial proveniente da viga ( $N_{j,Ed}$ ) for menor ou igual a 5% do valor da força axial de plastificação ( $N_{j,Rd}$ ), e o momento fletor solicitante da ligação ( $M_{j,Ed}$ ) for inferior ao momento resistente ( $M_{j,Rd}$ ), a rigidez rotacional da ligação pode ser calculada a partir da expressão 3.64.

$$S_j = \frac{Ez^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (3.64)$$

onde

$z$ : braço de alavanca;

$\mu$ : razão de rigidez  $S_{j,ini}/S_j$ , apresentada na tabela 3.10;

$k_i$ : coeficiente de rigidez da componente  $i$ .

Tabela 3.10 – Determinação do coeficiente  $\mu$  (EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

se $M_{j,Ed} \leq 2/3M_{j,Rd}$ :	se $2/3M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd}$ :
$\mu = 1$	$\mu = \left( \frac{1,5M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \right)^\psi$
Onde:	
$S_{j,ini}$ é a rigidez inicial;	
$\psi = 3,1$ para ligações soldadas;	
$\psi = 2,7$ para ligações soldadas e de chapa de topo;	
$\psi = 3,1$ para ligações com cantoneiras conectando as mesas da e viga e pilar;	
$\psi = 3,1$ para ligações com chapa de base.	

A seguir, na tabela 3.11, apresentam-se os coeficientes necessários para a determinação da rigidez rotacional para alguns tipos de ligações listadas pelo EUROCODE 3 (2005), de acordo com as diferentes configurações de solicitação.

Tabela 3.11 – Coeficientes de rigidez  $k_i$  para a determinação da rigidez da ligação (EUROCODE 3, 2005 *apud* MASIOLI, 2011)

Ligação soldada	Coeficientes $k_i$ considerados	
1 viga conectada	$k_1, k_2, k_3$	
2 vigas conectadas - Momentos iguais e opostos	$k_2, k_3$	
2 vigas conectadas - Momentos desiguais	$k_1, k_2, k_3$	
Ligação com cantoneiras de mesa	Coeficientes $k_i$ considerados	
1 viga conectada	$k_1, k_2, k_3, k_4, k_6, k_{10}, k_{11}, k_{12}$	
2 vigas conectadas - Momentos iguais e opostos	$k_2, k_3, k_4, k_6, k_{10}, k_{11}, k_{12}$	
2 vigas conectadas - Momentos desiguais	$k_1, k_2, k_3, k_4, k_6, k_{10}, k_{11}, k_{12}$	
Ligações com chapa de topo	Número de linhas de parafusos sob tração	Coeficientes $k_i$ considerados
1 viga conectada	1 linha	$k_1, k_2, k_3, k_4, k_5, k_{10}$
	2 ou mais linhas	$k_1, k_2, k_{eq}$
2 vigas conectadas - Momentos iguais e opostos	1 linha de	$k_2, k_3, k_4, k_5, k_{10}$
	2 ou mais linhas	$k_2, k_{eq}$
2 vigas conectadas - Momentos desiguais	1 linha	$k_1, k_2, k_3, k_4, k_5, k_{10}$
	2 ou mais linhas	$k_1, k_2, k_{eq}$
<p>Uma viga conectada                      Momentos desiguais                      Momentos iguais e opostos</p>		

As expressões para o cálculo dos coeficientes  $k_i$  das componentes das ligações apresentados na tabela 3.11 acima, e listados pelo EUROCODE 3 (2005) foram apresentadas no item 3.3.4.

Segundo o EUROCODE 3 (2005) apud MASIOLI (2011), no caso das ligações com chapa de topo, com duas ou mais linhas de parafusos submetidos a esforços de tração, os coeficientes  $k_i$  das componentes podem ser substituídos por um coeficiente de rigidez equivalente, calculado de acordo com a expressão 3.65.

$$k_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r}{z_{eq}} \quad (3.65)$$

onde

$h_r$ : distância da linha  $r$  de parafusos até o centro de compressão;

$k_{eff,r}$ : coeficiente de rigidez efetiva da linha  $r$  de parafuso, calculado a partir da expressão 3.66.

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,r}}} \quad (3.66)$$

onde

$k_{i,r}$ : coeficiente que representa a componente  $i$  com relação à linha  $r$  de parafusos tracionados. As componentes que devem ser levadas em conta são:

- Tração transversal da alma do pilar ( $k_3$ );
- Flexão da mesa do pilar ( $k_4$ );
- Flexão da chapa de topo ( $k_5$ );
- Tração dos parafusos ( $k_{10}$ ).

$z_{eq}$ : braço de alavanca equivalente, calculado pela expressão 3.67.

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} h_r} \quad (3.67)$$

### 3.3.7 Capacidade rotacional

Quando se pretende estudar o comportamento da ligação através de métodos plásticos de análise, conforme foi comentado por MASIOLI (2011), além de verificar a resistência e rigidez, é fundamental ter conhecimento sobre a capacidade rotacional que a ligação apresenta.

O EUROCODE 3 (2005) apresenta uma formulação para a determinação da capacidade rotacional das ligações que é válida apenas para os casos em que a força normal solicitante  $N_{j,Ed}$ , transferida pela viga, seja inferior ou igual a 5% do valor da força normal de plastificação  $N_{j,Rd}$ .

De acordo com o EUROCODE 3 (2005) apud MASIOLI (2011), não é necessária a verificação da capacidade rotacional das ligações quando o momento fletor resistente ( $M_{j,Rd}$ ) destas for pelo menos 20% superior ao momento de plastificação da viga.

O EUROCODE 3 (2005) faz algumas considerações e recomendações quanto à verificação da capacidade rotacional de ligações parafusadas e soldadas, respectivamente.

#### 3.3.7.1 Ligações parafusadas

Quanto às ligações parafusadas, o EUROCODE 3 (2005) faz as seguintes considerações:

- Ligações viga-pilar com momento fletor resistente ( $M_{j,Rd}$ ) limitado pelo cisalhamento da alma do pilar podem ser assumidas como sendo ligações com capacidade rotacional adequada para a consideração da análise plástica global, desde que  $d/t_w \leq 69\varepsilon$ ;

onde

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.68)$$

$d$ : distância entre as mesas do pilar subtraída dos raios de concordância (altura livre da alma);

$t_w$ : espessura da alma do pilar.

- Ligações com chapa de topo ou cantoneira de mesa podem ser assumidas como sendo ligações com capacidade rotacional adequada para a consideração da análise plástica global, desde que respeitadas as seguintes condições:

a) o momento fletor resistente ( $M_{j,Rd}$ ) deve ser limitado pela flexão da mesa do pilar ou pela flexão da chapa de topo ou da cantoneira;

b) a espessura  $t$  da mesa do pilar, da chapa de topo ou da cantoneira satisfaz:

$$t \leq 0,36d \sqrt{f_{ub}/f_y} \quad (3.69)$$

onde

$d$ : distância entre as mesas do pilar subtraída dos raios de concordância (altura livre da alma);

$f_{ub}$ : tensão última do aço da mesa da viga;

$f_y$ : tensão de escoamento do aço da componente analisada;

- Ligações viga-pilar parafusadas, com momento fletor resistente ( $M_{j,Rd}$ ) limitado pelo cisalhamento dos parafusos, não podem ser assumidas como ligações com capacidade rotacional suficiente para a consideração da análise plástica global.

### 3.3.7.2 Ligações soldadas

Quanto às ligações soldadas, o EUROCODE 3 (2005) faz as seguintes considerações:

- A capacidade rotacional das ligações soldadas pode ser calculada a partir da expressão 3.70, desde que a alma do pilar não seja enrijecida na região submetida à tração transversal e que o momento fletor resistente ( $M_{j,Rd}$ ) não seja governado pelo cisalhamento do painel da alma do pilar;

$$\phi_{Cd} = 0,025 \frac{h_c}{h_b} \geq 0,015 \text{ rad} \quad (3.70)$$

onde

$h_c$ : altura da seção transversal do pilar;

$h_b$ : altura da seção transversal da viga.

### 3.4 PROCEDIMENTO PROPOSTO PELO AISC DESIGN GUIDE 4 (2003)

Os quatro principais parâmetros para o dimensionamento de ligações com chapa de topo submetida ao momento fletor, solicitadas por carregamentos cíclicos, são:

- o momento fletor de projeto;
- resistência dos parafusos;
- resistência da chapa de topo;
- resistência à flexão da mesa do pilar.

O procedimento leva em conta a teoria elástica clássica para a determinação da resistência da chapa de topo e um método simplificado para obter as forças nos parafusos.

Os estados limites (ou modos de falha) considerados no dimensionamento da ligação a momento fletor viga-pilar com chapa de topo são:

- escoamento na flexão da chapa de topo nas proximidades dos parafusos tracionados. Este estado limite em si não é limitador, mas seus resultados de resistência representam um acréscimo nas forças nos parafusos tracionados;
- escoamento ao cisalhamento da chapa de topo. Este estado limite normalmente não é observado, mas o cisalhamento combinado com a flexão pode resultar em reduzidas capacidades na flexão e rigidez;
- Ruptura por cisalhamento da chapa de topo não-enrijecida através da linha externa de furos dos parafusos;



- Ruptura dos parafusos tracionados. Este estado limite é um modo de falha frágil, e um dos estados limites críticos nas ligações com chapa de topo;
- Ruptura por cisalhamento dos parafusos devido ao cisalhamento na interface entre a chapa de topo e a mesa do pilar;
- Falha por esmagamento da chapa de topo ou da mesa do pilar devido aos parafusos;
- Ruptura das soldas entre a mesa tracionada da viga e a chapa de topo, ou ruptura das soldas entre a região tracionada da alma da viga e a chapa de topo;
- Escoamento ao cisalhamento da solda entre a chapa de topo e a alma da viga ou escoamento do metal base da alma da viga;
- Escoamento da alma do pilar, opostos nas regiões da mesa tracionada ou comprimida da viga conectada;
- Enrugamento da alma do pilar na região da mesa comprimida da viga;
- Flambagem da alma do pilar na região da mesa comprimida da viga;
- Escoamento na flexão da mesa do pilar na vizinhança dos parafusos tracionados. Assim como no caso da chapa de topo, este estado limite não é limitador, mas seus resultados de resistência representam um acréscimo nas forças nos parafusos tracionados e rotações excessivas na ligação;
- Falha devida ao escoamento, flambagem local ou falha da solda no caso dos enrijecedores de pilar (chapas de continuidade);
- Falha na região do painel da alma do pilar, devida ao escoamento no cisalhamento ou à flambagem da chapa da alma.

#### 3.4.1 Método de dimensionamento

O método de dimensionamento proposto pelo AISC é composto por 20 etapas, recomendadas para o dimensionamento de ligações com chapa de topo parafusadas a momento fletor, submetidas a forças cíclicas ou sísmicas. O *AISC Design Guide 4* (2003) apresenta três configurações de geometria para o dimensionamento das ligações com chapa de topo:

- **4E:** Ligação com chapa de topo estendida, quatro linhas de parafusos, sem enrijecedor de alma na viga conectada (figura 3.23);
- **4ES:** Ligação com chapa de topo estendida, quatro linhas de parafusos, com enrijecedor de alma na viga conectada (figura 3.24);
- **8ES:** Ligação com chapa de topo estendida, oito linhas de parafusos, com enrijecedor de alma na viga conectada (figura 3.25);

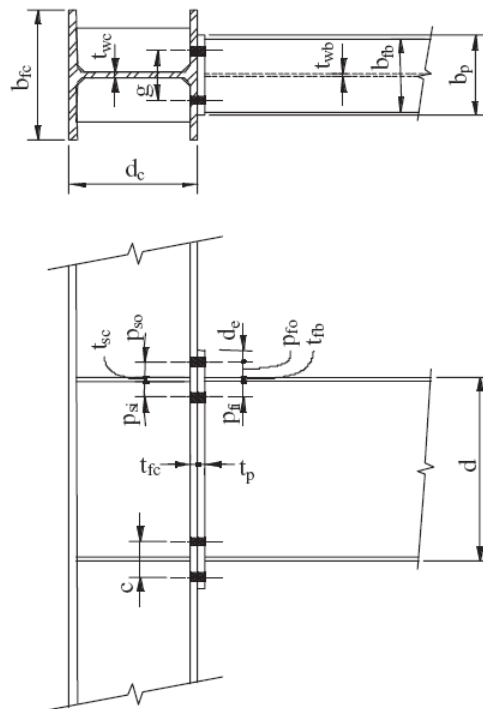


Figura 3.23 – Ligação com chapa de topo estendida, 4 linhas de parafusos, sem enrijecedor de alma na viga conectada, 4E (AISC Design Guide 4, 2003)

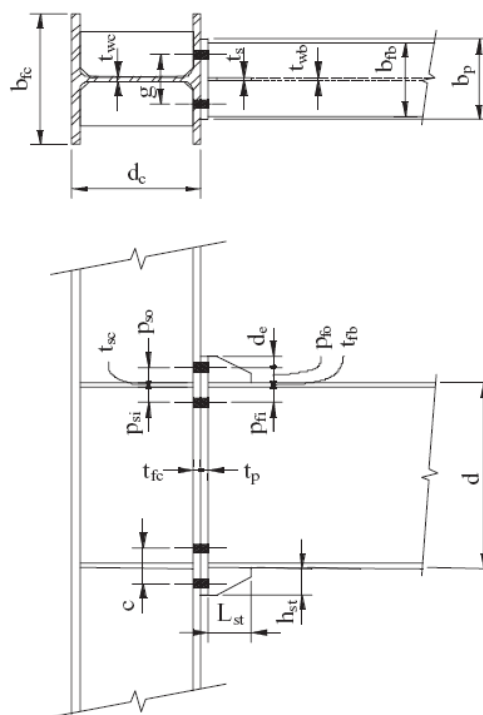


Figura 3.24 – Ligação com chapa de topo estendida, 4 linhas de parafusos, com enrijecedor de alma na viga conectada, 4ES (AISC Design Guide 4, 2003)

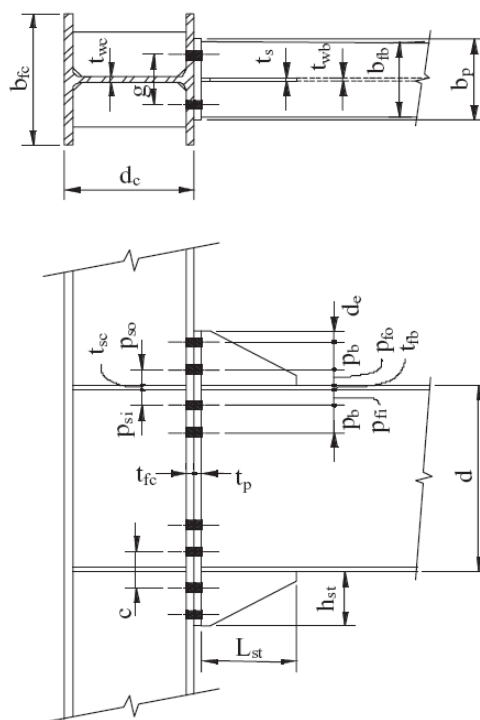


Figura 3.25 – Ligação com chapa de topo estendida, 8 linhas de parafusos, com enrijecedor de alma na viga conectada, 8ES (AISC Design Guide 4, 2003)

Serão apresentados na sequência os 20 passos para o dimensionamento das ligações. A verificação da chapa de topo e dos parafusos vai do passo 1 até o passo 13. A verificação da ligação quanto ao pilar vai do passo 14 até o passo 20.

### 3.4.1.1 Dimensionamento da chapa de topo e parafusos (passos 1 ao 13)

**Passo 1:** Determinar as dimensões dos elementos conectados (vigas e pilares) e calcular o momento fletor na face do pilar ( $M_{uc}$ ) a partir da expressão 3.71.

$$M_{uc} = M_{pe} + V_u L_p \quad (3.71)$$

onde

$$M_{pe} = 1,1 R_y F_y Z_x \quad (3.72)$$

$V_u$ : esforço de cisalhamento na rótula plástica;

$L_p$ : distância da face do pilar até a rótula plástica;

- para ligações não-enrijecidas (4E):

$$L_p = \min \begin{cases} d/2 \\ 3b_f \end{cases} \quad (3.73)$$

- para ligações enrijecidas (4ES, 8ES):

$$L_p = L_{st} + t_p \quad (3.74)$$

$R_y$ : razão entre a tensão de escoamento prevista e a tensão de escoamento crítica (AISC Seismic Provisions, 2002);

- para aços com  $F_y = 50 \text{ ksi}$ :

$$R_y = 1,10$$

- para aços com  $F_y = 36 \text{ ksi}$ :

$$R_y = 1,50$$

$d$ : altura da seção transversal da viga conectada;

$b_f$ : largura da mesa da viga conectada;

$L_{st}$ : comprimento do enrijecedor;

$t_p$ : espessura da chapa de topo.

**Passo 2:** Selecionar uma das três configurações de ligações apresentadas (4E, 4ES ou 8ES) e definir os parâmetros geométricos da ligação ( $g, p_{fv}, p_{fo}, p_b, \dots$ ) e o grau do aço do parafuso.

**Passo 3:** Determinar o diâmetro necessário do parafuso ( $d_{b \text{ Req'd}}$ ), utilizando uma das seguintes expressões:

- para ligações com quatro parafusos (4E, 4ES):

$$d_{b \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{2M_{uc}}{\pi\phi F_t(h_0 + h_1)}} \quad (3.75)$$

- para ligações com oito parafusos (8ES):

$$d_{b \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{2M_{uc}}{\pi\phi F_t(h_1 + h_2 + h_3 + h_4)}} \quad (3.76)$$

onde

$$\phi = 0,75$$

$F_t$ : resistência última à tração para os parafusos, de acordo com o LRFD;

- para parafusos em aço ASTM A325:

$$F_t = 90 \text{ ksi}$$

- para parafusos em aço ASTM A490:

$$F_t = 113 \text{ ksi}$$

$h_i$ : distância da linha de centro da mesa comprimida da viga até a linha de centro da linha  $i$  de parafusos.

As equações 3.75 e 3.76 são obtidas igualando a equação do momento majorado na face do pilar ( $M_{uc}$ ) com o momento resistente do parafuso sem as forças de alavanca ( $M_{np}$ ), e resolvendo para o diâmetro necessário do parafuso.

**Passo 4:** Selecionar o diâmetro estimado do parafuso ( $d_b$ ), maior que o diâmetro necessário ( $d_{b\text{Req'd}}$ ) calculado no passo 3, e calcular o momento resistente do parafuso sem as forças de alavanca ( $M_{np}$ ).

- para ligações com quatro parafusos (4E, 4ES):

$$M_{np} = 2P_t(h_0 + h_1) \quad (3.77)$$

- para ligações com oito parafusos (8ES):

$$M_{np} = 2P_t(h_1 + h_2 + h_3 + h_4) \quad (3.78)$$

onde

$P_t$ : resistência última à tração para os parafusos;

$$P_t = F_t A_b = F_t \left( \frac{\pi d_b^2}{4} \right) \quad (3.79)$$

$A_b$ : área nominal da seção transversal do parafuso selecionado;

$d_b$ : diâmetro nominal do parafuso selecionado.

**Passo 5:** Determinar a espessura necessária da chapa de topo ( $t_{p\text{Req'd}}$ )

$$t_{p\text{Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11\phi M_{np}}{\phi_b F_{yp} Y_p}} \quad (3.80)$$

onde

$$\phi = 0,75$$

$$\phi_b = 0,9$$

$F_{yp}$ : tensão de escoamento do aço da chapa de topo;

$Y_p$ : parâmetro de plastificação da chapa de topo, apresentado nas tabelas 3.12, 3.13 e 3.14.

A equação 3.80 é obtida majorando o momento resistente da chapa de topo na flexão, sem as forças de alavanca ( $M_{np}$ ) em 11% e resolvendo para a espessura necessária da chapa de topo.

**Passo 6:** Selecionar a espessura estimada da chapa de topo ( $t_p$ ), maior que a espessura necessária ( $t_{p\text{Req'd}}$ ).

**Passo 7:** Calcular a força majorada na mesa da viga ( $F_{fu}$ ).

$$F_{fu} = \frac{M_{uc}}{d - t_{fb}} \quad (3.81)$$

onde

$d$ : altura da seção transversal da viga conectada.

**Passo 8:** Verificar a resistência ao cisalhamento, no escoamento, da região estendida da chapa de topo para a ligação com quatro parafusos sem enrijecedor (4E).

$$F_{fu}/2 < \phi R_n = \phi 0,6 F_{yp} b_p t_p \quad (3.82)$$

onde

$$\phi = 0,9$$

$b_p$ : largura da chapa de topo.

Caso a relação apresentada na expressão 3.82 não seja satisfeita, deve-se aumentar a espessura da chapa de topo, até que ela seja atendida.

**Passo 9:** Verificar a resistência ao cisalhamento, na ruptura, da região estendida da chapa de topo para a ligação com quatro parafusos sem enrijecedor (4E).

$$F_{fu}/2 < \phi R_n = \phi 0,6 F_{up} A_n \quad (3.83)$$

onde

$$\phi = 0,75$$

$F_{up}$ : resistência última à tração da chapa de topo;

$A_n$ : área líquida da chapa de topo;

- quando forem usados furos padrão:

$$A_n = [b_p - 2(d_b + 1/8'')] t_p \quad (3.84)$$

$d_b$ : diâmetro dos parafusos.

Caso a relação apresentada na expressão 3.83 não seja satisfeita, deve-se aumentar a espessura da chapa de topo, até que ela seja atendida.

**Passo 10:** Para o caso de ligações enrijecidas, com quatro (4ES) ou oito parafusos (8ES), selecionar a espessura do enrijecedor e dimensionar as soldas nas regiões de contato entre o enrijecedor e a mesa da viga, e entre o enrijecedor e a chapa de topo.

$$t_{s,req'd} = t_{wb} \left( \frac{F_{yb}}{F_{ys}} \right) \quad (3.85)$$

onde

$t_{wb}$ : espessura da alma da viga;

$F_{yb}$ : tensão de escoamento do aço da viga;

$F_{ys}$ : tensão de escoamento do aço do enrijecedor.

A geometria do enrijecedor deve ser selecionada de acordo com as especificações do item 2.4 do *AISC Design Guide 4* (2003). Para evitar a



instabilidade local do enrijecedor, deve-se respeitar a seguinte relação largura/espessura:

$$\frac{h_{st}}{t_s} \leq 0,56 \sqrt{\frac{E}{F_{ys}}} \quad \text{ou} \quad t_s \geq 1,79 h_{st} \sqrt{\frac{F_{ys}}{E}} \quad (3.86)$$

onde

$h_{st}$ : altura do enrijecedor.

As soldas das regiões entre a mesa da viga e o enrijecedor, e entre a chapa de topo e o enrijecedor devem ser dimensionadas tal que resistam aos esforços de cisalhamento na mesa da viga, e aos esforços de tração na chapa de topo. Tanto as soldas de filete quanto as de penetração total são adequadas para a mesa da viga. Para a solda entre o enrijecedor e a chapa de topo, caso a espessura do enrijecedor seja maior que 3/8", indica-se utilizar solda de penetração total. Para os demais casos, pode-se utilizar solda de filete.

**Passo 11:** A resistência última ao cisalhamento dos parafusos da ligação é adotada de forma conservadora, para ser garantida pelos parafusos na região da mesa comprimida da viga, e é definida pela expressão 3.87.

$$V_u < \phi R_n = \phi(n_b)F_v A_b \quad (3.87)$$

onde

$$\phi = 0,75$$

$n_b$ : número de parafusos na região da mesa comprimida da viga, quatro parafusos para as ligações 4E e 4ES, e oito para as ligações 8ES;

$F_v$ : resistência nominal ao cisalhamento dos parafusos, apresentada na tabela J3.2 do *AISC LFRD Specification* (AISC, 1999);

$A_b$ : área bruta nominal dos parafusos;

Caso a relação apresentada na expressão 3.87 não seja satisfeita, deve-se aumentar o diâmetro dos parafusos ou a sua quantidade, até que ela seja atendida.

**Passo 12:** Verificar a pressão de contato, quanto ao esmagamento e ao rasgamento, na chapa de topo e na mesa do pilar.

$$V_u < \phi R_n = (n_i)\phi R_n + (n_o)\phi R_n \quad (3.88)$$

onde

$$\phi = 0,75$$

$n_i$ : número de parafusos internos, dois parafusos para as ligações 4E e 4ES, e quatro para as ligações 8ES;

$n_o$ : número de parafusos externos, dois parafusos para as ligações 4E e 4ES, e quatro para as ligações 8ES;

$$R_n = 1,2L_c t F_u < 2,4d_b t F_u \quad \text{para cada parafuso} \quad (3.89)$$

$L_c$ : distância livre, na direção da força, entre a borda do furo e a borda da chapa de topo/mesa do pilar, ou entre a borda do furo e o furo adjacente;

$t$ : espessura da chapa de topo ou da mesa do pilar;

$F_u$ : resistência última à tração do aço da chapa de topo ou da mesa do pilar;

$d_b$ : diâmetro do parafuso.

Caso a relação apresentada na expressão 3.88 não seja satisfeita, deve-se aumentar a espessura da chapa de topo, até que ela seja atendida.

**Passo 13:** Dimensionar a solda das regiões entre a mesa da viga e a chapa de topo, e entre a alma da viga e a chapa de topo.

### 3.4.1.2 Dimensionamento do lado do pilar (passos 14 ao 20)

**Passo 14:** Verificar a resistência da mesa do pilar para o escoamento na flexão.

$$t_{fc\text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11\phi M_{np}}{\phi_b F_{yc} Y_c}} \leq t_{fc} \quad (3.90)$$

onde

$$\phi_b = 0,9$$

$F_{yc}$ : tensão de escoamento do aço da mesa do pilar;

$Y_c$ : parâmetro de plastificação da mesa não-enrijecida do pilar, apresentado nas tabelas 3.15 e 3.16;

$t_{fc}$ : espessura da mesa do pilar.

Caso a relação apresentada na expressão 3.90 não seja satisfeita, deve-se aumentar o perfil do pilar ou adicionar enrijecedores de alma (chapas de continuidade), até que ela seja atendida.

Se enrijecedores forem adicionados, a expressão 3.90 deve ser verificada adotando o valor de  $Y_c$  para as mesas de pilar enrijecidas, apresentado nas tabelas 3.15 e 3.16.

**Passo 15:** Quando forem necessários enrijecedores para a mesa do pilar sob escoamento na flexão, deve-se determinar a força necessária no enrijecedor.

A resistência de dimensionamento da mesa do pilar na flexão é calculada a partir da expressão 3.91 a seguir.

$$\phi M_{cf} = \phi_b F_{yc} Y_c t_{fc}^2 \quad (3.91)$$

Dessa forma, a força equivalente de dimensionamento do pilar vale:

$$\phi R_n = \frac{\phi M_{cf}}{(d - t_{fb})} \quad (3.92)$$

Usando  $\phi R_n$ , a força necessária para o dimensionamento do enrijecedor é determinada no passo 19.

**Passo 16:** Verificar a resistência ao escoamento local da alma do pilar para a alma de pilares não enrijecidos na região das mesas da viga.

RESISTÊNCIA NECESSÁRIA:

$$\phi R_n > F_{fu} \quad (3.93)$$

$$\phi R_n = \phi C_t (6k_c + N + 2t_p) F_{yc} t_{wc} \quad (3.94)$$

onde

$$\phi = 1,0$$

$C_t$ :

= 0,5 se a distância do topo do pilar até a face superior da mesa da viga for menor que a altura da seção transversal do pilar;

= 1,0 nos demais casos

$k_c$ : distância da face externa da mesa do pilar até o encontro do raio de concordância do perfil com a alma (valor de dimensionamento);

$N$ : espessura da mesa da viga mais duas vezes o comprimento da solda de penetração com chanfro;

$t_p$ : espessura da chapa de topo;

$F_{yc}$ : tensão de escoamento do aço da alma do pilar;

$t_{wc}$ : espessura da alma do pilar;

$d$ : altura da seção transversal da viga;

$t_{fb}$ : espessura da mesa da viga;

Caso a relação apresentada na expressão 3.93 não seja satisfeita, devem ser adicionadas chapas enrijecedoras de alma do pilar (chapas de continuidade).

**Passo 17:** Verificar a resistência à flambagem da alma do pilar não-enrijecido na região da mesa comprimida da viga.

RESISTÊNCIA NECESSÁRIA:

$$\phi R_n > F_{fu} \quad (3.95)$$

Quando  $F_{fu}$  é aplicado a uma distância maior ou igual a  $d_c/2$  do final (topo) do pilar,  $\phi R_n$  vale:

$$\phi R_n = \frac{\phi 24 t_{wc}^3 \sqrt{E F_{yc}}}{h} \quad (3.96)$$

Quando  $F_{fu}$  é aplicado a uma distância menor que  $d_c/2$  do final (topo) do pilar,  $\phi R_n$  vale:

$$\phi R_n = \frac{\phi 12 t_{wc}^3 \sqrt{E F_{yc}}}{h} \quad (3.97)$$

onde

$$\phi = 0,9$$

$h$ : distância livre entre mesas menos o filete ou raio de concordância para os perfis laminados; distância livre entre mesas para os perfis soldados.

Caso a relação apresentada na expressão 3.95 não seja satisfeita, devem ser adicionadas chapas enrijecedoras de alma do pilar (chapas de continuidade).

**Passo 18:** Verificar a resistência ao enrugamento da alma do pilar não-enrijecido na região da mesa comprimida da viga.

RESISTÊNCIA NECESSÁRIA:

$$\phi R_n > F_{fu} \quad (3.98)$$

Quando  $F_{fu}$  é aplicado a uma distância maior ou igual a  $d_c/2$  do final (topo) do pilar,  $\phi R_n$  vale:

$$\phi R_n = \phi 0,80 t_{wc}^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{N}{d_c} \right) \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1,5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yc} t_{fc}}{t_{wc}}} \quad (3.99)$$

Quando  $F_{fu}$  é aplicado a uma distância menor que  $d_c/2$  do final (topo) do pilar,  $\phi R_n$  vale:

- para  $N/d_c < 0,2$ :

$$\phi R_n = \phi 0,40 t_{wc}^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{N}{d_c} \right) \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1,5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yc} t_{fc}}{t_{wc}}} \quad (3.100)$$

- para  $N/d_c > 0,2$ :

$$\phi R_n = \phi 0,40 t_{wc}^2 \left[ 1 + \left( \frac{4N}{d_c} - 0,2 \right) \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1,5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yc} t_{fc}}{t_{wc}}} \quad (3.101)$$

onde

$$\phi = 0,75$$

$N$ : espessura da mesa da viga mais duas vezes o comprimento da solda de penetração com chanfro;

$d_c$ : altura total da seção transversal do pilar.

Caso a relação apresentada na expressão 3.98 não seja satisfeita, devem ser adicionadas chapas enrijecedoras de alma do pilar (chapas de continuidade).

**Passo 19:** Se são necessários enrijecedores de alma para a verificação de qualquer um dos estados limites, na contribuição do pilar para a ligação, então a resistência necessária deve ser calculada pela expressão 3.102.

$$F_{su} = F_{fu} - \min \phi R_n \quad (3.102)$$

onde

$\min \phi R_n$ : é o menor dos valores das resistências de dimensionamento calculadas nos passos 15 (flexão na mesa do pilar), 16 (escoamento da alma do pilar), 17 (flambagem na alma do pilar) e 18 (enrugamento da alma do pilar).

O dimensionamento dos enrijecedores do pilar requerem considerações adicionais. Os detalhes das especificações necessárias para o dimensionamento são apresentadas em *AISC Design Guide 13 Wide-Flange Column at Moment Connections – Wind and Seismic Applications* (CARTER, 1999).

**Passo 20:** Verificar o cisalhamento e a resistência de flambagem da chapa na região do painel da alma do pilar. Para maiores informações, consultar o *AISC Design Guide 13 Wide-Flange Column at Moment Connections – Wind and Seismic Applications* (CARTER, 1999) e o *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (AISC, 2002).

### 3.4.2 Procedimento de análise

Para uma determinada geometria de chapa de topo, diâmetro dos parafusos, geometria de viga e pilar e propriedades dos materiais, a resistência de cálculo ao momento fletor,  $\phi M_n$ , pode ser determinada utilizando o seguinte procedimento:

a) Calcular a resistência à flexão da chapa de topo,  $\phi_b M_{pl}$ , a resistência à flexão da mesa do pilar,  $\phi_b M_{cf}$ , e a resistência à ruptura dos parafusos sob tração (sem forças de alavanca),  $\phi M_{np}$ , usando as equações apresentadas nas tabelas de resumo, 3.12 a 3.16.

b) Determinar o comportamento, espesso ou fino, da chapa de topo e da mesa do pilar usando as seguintes relações:

- Para a chapa de topo:

$$\text{Se } M_{pl} > 1,1M_{np} \quad \rightarrow \quad \text{Chapa espessa} \quad (3.103)$$

$$\text{Se } M_{pl} < 1,1M_{np} \quad \rightarrow \quad \text{Chapa fina} \quad (3.104)$$

- Para a mesa do pilar:

$$\text{Se } M_{cf} > 1,1M_{np} \quad \rightarrow \quad \text{Chapa espessa} \quad (3.105)$$

$$\text{Se } M_{cf} < 1,1M_{np} \quad \rightarrow \quad \text{Chapa fina} \quad (3.106)$$

Se a chapa de topo e a mesa do pilar apresentarem comportamento de chapa espessa, então a resistência de cálculo da ligação,  $\phi M_n$ , é igual à resistência dos parafusos sem forças de alavanca,  $\phi M_{np}$ .

Se a chapa de topo e/ou mesa do pilar apresentarem comportamento de chapa fina, então a ligação não está de acordo com os requerimentos do procedimento de dimensionamento. A resistência da ligação não pode ser calculada usando o procedimento aqui apresentado, uma vez que um estado limite adicional, o de ruptura do parafuso com efeito alavanca, é induzido pelo comportamento de chapa fina.

c) Procedimentos para determinação da resistência de chapas de topo que apresentam o comportamento de chapa finas são verificados em *AISC/MBMA Design Guide 16 Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections* (MURRAY AND SHOEMAKER, 2002).

### 3.4.3 Limitações do método

Os procedimentos de dimensionamento e análise apresentados pelo *AISC Design Guide 4* foram verificados através de ensaios experimentais, por diversos autores. Parâmetros geométricos das ligações avaliadas foram variados dentre as configurações dos ensaios. Variações significativas fora do intervalo das relações geométricas podem afetar o mecanismo de falha e assim a resistência prevista.

Uma vez que o procedimento de cálculo não leva em conta o efeito alavanca, por não conhecê-lo adequadamente, o dimensionamento torna-se muito conservador, por levar em conta a consideração de chapa espessa.



Tabela 3.12 – Resumo da resistência de cálculo da chapa de topo estendida, nas ligações com 4 linhas de parafusos, sem enrijecedor de alma na viga conectada, 4E (AISC Design Guide 4, 2003)

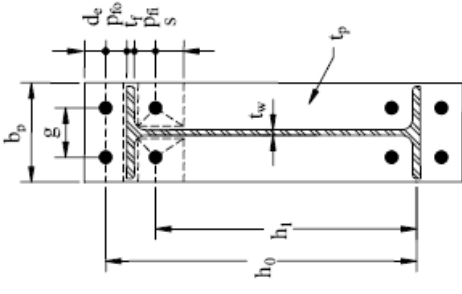
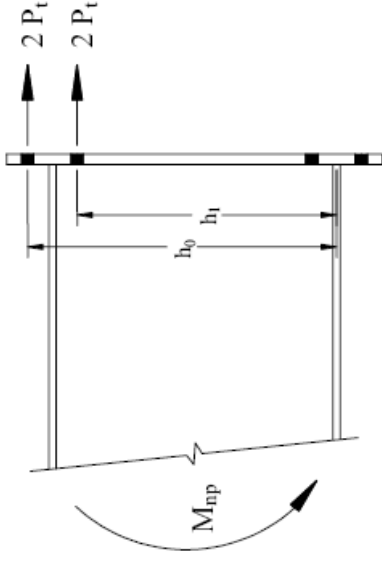
Geometria da chapa de topo e configuração de plastificação	Modelo com os esforços nos parafusos
	
<p>Chapa de topo</p>	$\phi M_{pl} = \phi_b F_{yp} t_p^2 Y_p$ $Y_p = \frac{b_p}{2} h_1 \frac{1}{p_{ft}} + \frac{1}{s} + h_0 \frac{1}{p_{fb}} - \frac{1}{2} + \frac{2}{g} h_1 (p_{ft} + s)$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g}$ <p style="text-align: right;"><math>\phi_b = 0.90</math>      Nota: Se <math>p_{ft} &gt; s</math>, usar <math>p_{ft} = s</math></p>
<p>Ruptura dos parafusos</p>	$\phi M_{np} = \phi 2 P_t (h_0 + h_1)$ <p style="text-align: right;"><math>\phi = 0.75</math></p>

Tabela 3.13 – Resumo da resistência de cálculo da chapa de topo estendida, nas ligações com 4 linhas de parafusos, com enrijecedor de alma na viga conectada, 4ES (AISC Design Guide 4, 2003)

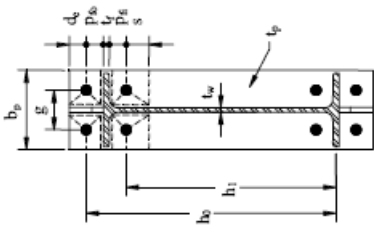
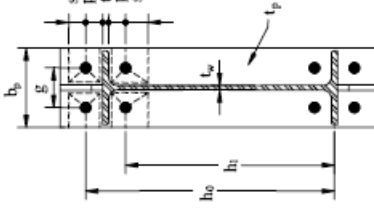
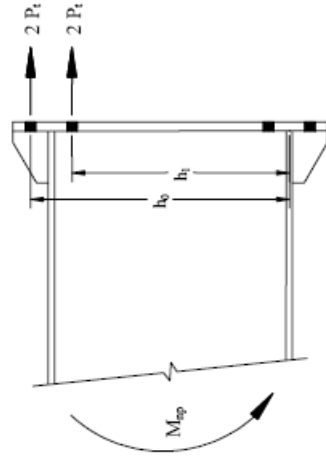
Geometria da chapa de topo e configuração de plastificação		Modelo com os esforços nos parafusos
<p>Caso 1 (<math>d_e \leq s</math>)</p> 	<p>Caso 2 (<math>d_e &gt; s</math>)</p> 	
<p>Chapa de topo</p>	$\phi M_{pl} = \phi_b F_{yp} I_p Y_p$ <p><b>Caso 1 (<math>d_e \leq s</math>)</b></p> $Y_p = \frac{b_p}{2} h_1 \left[ \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s} + h_0 \right] + \frac{1}{p_{fo}} + \frac{1}{2s} + \frac{2}{g} h_1 (p_{fi} + s) + h_0 (d_e + p_{fo})$ <p><b>Caso 2 (<math>d_e &gt; s</math>)</b></p> $Y_p = \frac{b_p}{2} h_1 \left[ \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s} + h_0 \right] + \frac{1}{p_{fo}} + \frac{1}{s} + \frac{2}{g} h_1 (p_{fi} + s) + h_0 (s + p_{fo})$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g}$ <p style="text-align: center;"><math>\phi_b = 0.90</math>      Nota: Se <math>p_{fi} &gt; s</math>, usar <math>p_{fi} = s</math></p>	
<p>Ruptura dos parafusos</p>	$\phi M_{np} = \phi 2 P_t (h_0 + h_1)$ <p style="text-align: center;"><math>\phi = 0.75</math></p>	

Tabela 3.14 – Resumo da resistência de cálculo da chapa de topo estendida, nas ligações com 8 linhas de parafusos, com enrijecedor de alma na viga conectada, 8ES (AISC Design Guide 4, 2003)

Geometria da chapa de topo e configuração de plastificação		Modelo com os esforços nos parafusos
<p>Caso 1 (<math>d_e \leq s</math>)</p>	<p>Caso 2 (<math>d_e &gt; s</math>)</p>	
<p>Chapa de topo</p> <p><math>\phi M_{pl} = \phi_b F_{yp} I_p^2 Y_p</math></p> <p><b>Caso 1 (<math>d_e \leq s</math>)</b></p> $Y_p = \frac{b_p}{2} h_1 + h_2 \frac{1}{2d_e} + h_3 \frac{1}{p_{fo}} + h_4 \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s} + \frac{2}{g} h_1 d_e + \frac{p_b}{4} + h_2 p_{fo} + \frac{3p_b}{4} p_{fi} + h_4 p_{fi} + \frac{p_b}{4} s + \frac{3p_b}{4} s + p_b^2 + g$ <p><b>Caso 2 (<math>d_e &gt; s</math>)</b></p> $Y_p = \frac{b_p}{2} h_1 \frac{1}{s} + h_2 \frac{1}{p_{fo}} + h_3 \frac{1}{p_{fi}} + h_4 \frac{1}{s} + \frac{2}{g} h_1 s + \frac{p_b}{4} + h_2 p_{fo} + \frac{3p_b}{4} p_{fi} + h_4 p_{fi} + \frac{p_b}{4} s + \frac{3p_b}{4} s + p_b^2 + g$ <p><math>s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p g}</math></p> <p><math>\phi_b = 0.90</math>      Nota: Se <math>p_{fi} &gt; s</math>, usar <math>p_{fi} = s</math></p>		
<p>Ruptura dos parafusos</p> <p><math>\phi M_{rp} = \phi 2 P_t (h_1 + h_2 + h_3 + h_4)</math></p> <p><math>\phi = 0.75</math></p>		

Tabela 3.15 – Resumo da resistência de cálculo da mesa do pilar, nas ligações com 4 linhas de parafusos, 4E e 4ES (AISC Design Guide 4, 2003)

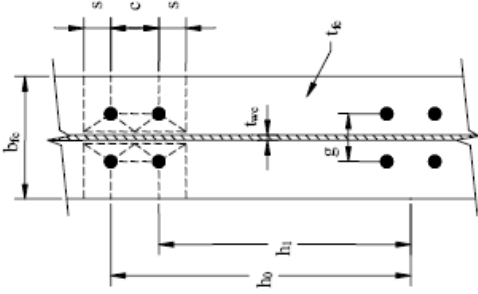
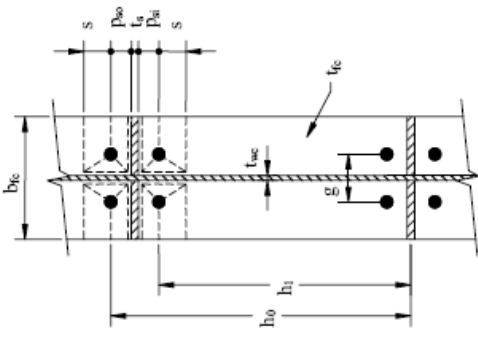
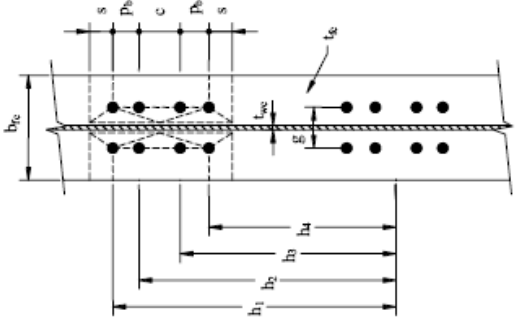
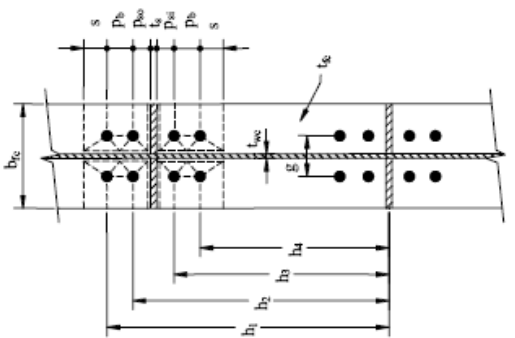
Geometria da mesa do pilar não enrijecido e configuração de plastificação	Geometria da mesa do pilar enrijecido e configuração de plastificação
	
<p>Mesa do pilar não enrijecido</p> $\phi M_{cf} = \phi_b F_{yc} t_{fc}^2 Y_c$ $Y_c = \frac{b_{fc}}{2} h_1 \frac{1}{s} + h_0 \frac{1}{s} + \frac{2}{g} h_1 s + \frac{3c}{4} + h_0 \frac{c}{s} + \frac{c^2}{4} + \frac{g}{2}$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_{fc} g}$ $\phi_b = 0.90$	$\phi M_{cf} = \phi_b F_{yc} t_{fc}^2 Y_c$ $Y_c = \frac{b_{fc}}{2} h_1 \frac{1}{s} + h_0 \frac{1}{s} + \frac{1}{s} P_{so} + \frac{2}{g} h_1 (s + P_{st}) + h_0 (s + P_{so})$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_{fc} g}$ $\phi_b = 0.90$ <p>Nota: Se <math>p_{st} &gt; s</math>, Usar <math>p_{st} = s</math>.</p>
Mesa do pilar enrijecido	

Tabela 3.16 – Resumo da resistência de cálculo da mesa do pilar enrijcido, nas ligações com 8 linhas de parafusos, 8ES (AISC Design Guide 4, 2003)

Geometria da mesa do pilar não enrijcido e configuração de plastificação	Geometria da mesa do pilar enrijcido e configuração de plastificação
	
<p>Mesa do pilar não enrijcido</p> $\phi M_{cf} = \phi_b F_{yc} t_{fc}^2 Y_c$ $Y_c = \frac{b_{fc}}{2} h_1 \frac{1}{s} + h_4 \frac{1}{s} + \frac{2}{g} h_1 p_b + \frac{c}{2} + s + h_2 \frac{p_b}{2} + \frac{c}{4} + h_3 \frac{p_b}{2} + \frac{c}{2} + h_4 (s) + \frac{g}{2}$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_{fc} g}$ $\phi_b = 0.90$	$\phi M_{cf} = \phi_b F_{yc} t_{fc}^2 Y_c$ $Y_c = \frac{b_{fc}}{2} h_1 \frac{1}{s} + h_4 \frac{1}{s} + h_3 \frac{1}{p_{st}} + h_2 \frac{1}{p_{so}} + \frac{2}{g} h_1 s + \frac{p_b}{4} + h_2 + h_3 \frac{p_b}{4} + h_4 s + \frac{3p_b}{4} + p_{st} + p_b^2 + g$ $s = \frac{1}{2} \sqrt{b_{fc} g}$ <p>Nota: Se <math>p_{st} &gt; s</math>, usar <math>p_{st} = s</math></p>
	<p>Mesa do pilar enrijcido</p>



## 4. MODELAGEM NUMÉRICA

### 4.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A modelagem numérica é uma importante ferramenta na análise de ligações entre elementos metálicos. Não apresenta a mesma representatividade que uma análise experimental, a qual permite um estudo mais preciso sobre o comportamento real das ligações. Porém, ao constatar a inviabilidade de se analisar experimentalmente, caso a caso, os diversos tipos de ligações existentes, o que exigiria uma infinidade de modelos experimentais e um custo elevado, torna-se de grande valia o desenvolvimento de modelos numéricos.

A modelagem numérica permite o estudo de diferentes configurações de ligações, com a variação de parâmetros, tais quais dimensões dos elementos conectados, dos conectores, propriedades dos materiais, dentre outros.

Um modelo numérico bem calibrado, com a adoção de parâmetros coerentes e com boa representatividade dos fenômenos físicos os quais se espera simular, garante resultados bastante satisfatórios para a análise de ligações, como por exemplo, uma ligação viga-pilar parafusada com chapa de topo estendida, que é o propósito deste trabalho.

O objetivo do presente trabalho é apresentar uma continuidade aos estudos de ligações viga-pilar parafusadas com chapa de topo estendida, desenvolvidos anteriormente no departamento de Engenharia de Estruturas da EESC/USP por RIBEIRO (1998), MAGGI (2000) e MAGGI (2004), com o intuito de apresentar uma melhoria na modelagem numérica, pela aplicação de novas considerações, diferentes tipos de elementos finitos e explorando a evolução da capacidade de processamento verificada nos microcomputadores atuais.

Seguindo por esta linha de pensamento, optou-se inicialmente por processar os modelos de acordo com os tipos de elementos finitos tradicionalmente utilizados nas pesquisas anteriores, como por exemplo, os elementos de contato *TARGE170* e *CONTA173*, e o elemento volumétrico *SOLID45*.

Conforme serão apresentados no capítulo 5, os resultados da relação tensão *versus* deformação na chapa de topo não foram satisfatórios com a utilização dos elementos citados, optando-se pela substituição por elementos com mais nós (presença de nós intermediários) e que utilizam funções de interpolação quadrática para obter a solução, como é o caso do elemento volumétrico *SOLID95*, e dos elementos de contato *TARGE170* e *CONTA174*. Com a substituição dos elementos citados, obteve-se uma melhora considerável na representação do comportamento tensão *versus* deformação na chapa de topo, de forma que se conseguiu simular com bastante precisão o comportamento do material na fase de início de escoamento. Conforme será apresentado, para o elemento *SOLID95*, a solução nodal tende a se aproximar da solução nos elementos, devido à presença dos nós intermediários, o que não ocorre para o elemento *SOLID45*.

Ao longo deste capítulo, apresenta-se a metodologia empregada na análise numérica, detalhando as etapas de desenvolvimento da modelagem numérica, dentre elas: preparação da geometria do modelo (geração das malhas de elementos finitos), descrição dos tipos de elementos finitos utilizados, consideração das relações constitutivas dos materiais e as estratégias e simplificações consideradas.

Os modelos numéricos desenvolvidos se basearam nos modelos experimentais e numéricos apresentados na tese de doutorado de MAGGI (2004), na tentativa de aprimorar a modelagem numérica e representar de forma precisa e satisfatória o comportamento real das ligações analisadas.

Em virtude de dificuldades encontradas no decorrer de algumas etapas da análise numérica, como por exemplo, na etapa de elaboração da geometria (modelagem) e na utilização dos códigos (TrueGrid<sup>®</sup> e ANSYS<sup>®</sup>), é premissa deste trabalho tentar apresentar, passo a passo, como foram gerados os modelos, na tentativa de evitar que os autores de futuros trabalhos desta linha de pesquisa encontrem as mesmas dificuldades.

A etapa de pré-processamento, com a criação da geometria dos modelos e geração das malhas de elementos finitos, foi desenvolvida com a utilização do código TrueGrid<sup>®</sup>. Com sua utilização, foi possível definir parametricamente a geometria dos modelos, o que permite um ganho de tempo considerável na fase de



elaboração da geometria dos modelos. A seguir apresenta-se com mais detalhes esta fase da modelagem.

Após a instalação do código TrueGrid<sup>®</sup> e o aprendizado a respeito de sua aplicação, foram gerados os *scripts* para a determinação das geometrias das ligações analisadas, de acordo com a linguagem utilizada pelo programa. Através da consideração de parâmetros alfanuméricos, é possível desenvolver diferentes configurações de modelos com a simples substituição dos valores dos parâmetros dentro do *script*, o que proporciona ganhos consideráveis de tempo na etapa de elaboração das malhas de elementos finitos. O arquivo deve ser salvo no diretório específico, em formato **.txt**. Em seguida, abre-se o arquivo no TrueGrid<sup>®</sup>. Depois de verificado se a geometria está de acordo com o estipulado, fecha-se o programa.

O código de análise numérica ANSYS<sup>®</sup> vai ler a geometria gerada no TrueGrid<sup>®</sup> ao importar um arquivo de identificação **malha.inp**. Este arquivo é obtido a partir de um executável chamado **TGEdit.exe**. Existe uma dica fundamental a quem for utilizar o software pela primeira vez, e é interessante comentar porque é uma dificuldade encontrada por inúmeros colegas: na pasta de instalação do software, é possível encontrar o arquivo **trugrdo**. Após abrir o *script* dentro do TrueGrid<sup>®</sup>, é necessário copiar para o diretório (onde estão sendo salvos os arquivos do modelo) o arquivo **trugrdo**. Este arquivo é atualizado sempre que for aberta uma nova geometria dentro do TrueGrid<sup>®</sup>, portanto é importante copiá-lo para o diretório sempre que for gerar um novo modelo. Em seguida, deve-se executar o **TGEdit.exe** e selecionar o arquivo **trugrdo** salvo na pasta. Ele vai criar e salvar o arquivo **malha.inp**, que será lido pelo ANSYS<sup>®</sup> para gerar as malhas de elementos finitos.

Definida a geometria do modelo, parte-se para a análise numérica, que foi toda desenvolvida com a utilização do código ANSYS<sup>®</sup>. A etapa de pós-processamento e análise dos resultados também foi feita através do ANSYS<sup>®</sup>. Maiores detalhes sobre esta etapa da análise, como por exemplo, tipos de elementos considerados, critérios de convergência, etapas de aplicação do carregamento, dentre outros, serão apresentados na seqüência. Nesta etapa, cria-se um novo *script*, com a extensão **.inp**, para que o ANSYS<sup>®</sup> leia e importe o arquivo **malha.inp** criado pelo TrueGrid<sup>®</sup>, e no qual serão especificados os tipos de elementos utilizados, características destes elementos, o tipo de análise a ser feita,

os modelos constitutivos dos materiais, os pares de contato, carregamento adotado, etc.

A análise numérica partiu da escolha de modelos baseados em alguns protótipos ensaiados por MAGGI (2004). Este trabalho envolveu análise experimental e numérica das ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida. Os protótipos escolhidos foram denominados por MAGGI (2004) como **CTEE1**, **CTEE2** e **CTEE3**, com espessuras de chapa de topo de **16,0mm**, **19,0mm** e **25,0mm**, respectivamente. Todos estes protótipos adotaram parafusos de diâmetro **16,0mm**. Os resultados obtidos experimentalmente (assumidos como comportamento real do tipo de ligação analisada) e também numericamente por MAGGI (2004) serviram de referência para os modelos desenvolvidos e analisados neste trabalho.

A partir do momento em que os resultados obtidos numericamente neste trabalho ficaram próximos dos valores de referência, considerou-se que a modelagem numérica estava validada. A partir desta etapa, foram elaborados outros modelos, alterando as dimensões de alguns parâmetros (como espessura e altura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos), a fim de estudar o comportamento de diferentes configurações das ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida, sob a ótica das novas hipóteses e considerações propostas para a modelagem numérica deste trabalho. O intuito da elaboração destes modelos complementares é analisar qualitativa e quantitativamente a influência de cada variável envolvida no comportamento da ligação, bem como observar qualitativamente o “efeito alavanca” (*prying action*).

É importante mencionar que todos os modelos elaborados neste trabalho seguiram as mesmas considerações quanto ao tipo de análise, e quanto às hipóteses, estratégias e simplificações adotadas na análise. A diferenciação entre os modelos elaborados se verifica apenas quanto à caracterização geométrica deles, variando-se os valores dos parâmetros analisados (espessura e dimensões da chapa de topo, diâmetro dos parafusos), e os valores referentes às propriedades dos materiais considerados nos protótipos.

Ao final das análises, pretende-se discutir a viabilidade da aplicação da análise numérica no estudo das ligações viga-pilar parafusadas em geral, no que diz

respeito à representatividade dos modelos numéricos quanto ao comportamento real das ligações. Busca-se, também, sugerir novas estratégias e considerações na modelagem numérica, para trabalhos futuros, aplicando variações de parâmetros e com a inclusão de novas variáveis na análise, sempre com o intuito de melhorar a representatividade da modelagem numérica e de obter resultados que representem o comportamento real das ligações com maior precisão.

Para fins de documentação da capacidade de processamento dos microcomputadores atuais, mostrando o desenvolvimento da análise numérica de ligações aliado à evolução da tecnologia de *softwares* e *hardwares* nas últimas décadas, relata-se que o processamento dos modelos numéricos se deu em microcomputadores Intel® Core™ 2 Quad Processor Q6600, 2.40 GHz, com 8.00 Gb de memória RAM. Nesta configuração de PC, o tempo total de processamento dos modelos durou, em média, 5 horas para os modelos com os elementos *TARGE170*, *CONTA173* e *SOLID45*; e 15 horas para os modelos com os elementos de ordem superior *TARGE170*, *CONTA174* e *SOLID95*.

## 4.2 CRITÉRIOS CONSIDERADOS NA MODELAGEM NUMÉRICA

Conforme comentado em MAGGI (2000), e reiterado neste trabalho, a representação do comportamento real de uma ligação, seja por análise experimental ou numérica, é de grande complexidade. Portanto, buscam-se novas e diferentes alternativas na tentativa de se obter análises com maior representatividade e resultados específicos, como a rigidez da ligação e a verificação dos estados limites, por exemplo.

Citam-se importantes pesquisas desenvolvidas por KRISHNAMURTHY (1975c) e por SHERBOURNE & BAHARI (1994 e 1996), nas quais representavam a ligação num estado plano, devido à dificuldade encontrada na época quanto ao processamento de modelos numéricos tridimensionais. Destaca-se novamente a importância destes trabalhos, porém uma análise tridimensional apresenta uma maior representatividade e proporciona resultados mais próximos do comportamento real das ligações. Seguindo nessa linha de pensamento, destaca-se o trabalho de

RIBEIRO (1998), que estudou experimentalmente as ligações viga-pilar com chapa de topo, e que foi um dos pioneiros no desenvolvimento de modelos numéricos tridimensionais no Brasil; e também o trabalho de MAGGI (2000), que deu prosseguimento à pesquisa desenvolvida por RIBEIRO (1998), buscando o aperfeiçoamento da análise numérica tridimensional proposta.

O trabalho desenvolvido por MAGGI (2004) deu continuidade à pesquisa desenvolvida anteriormente pelo próprio autor, desenvolvendo uma consistente análise experimental de alguns protótipos (os mesmos citados anteriormente), e a comparação destes resultados experimentais com resultados obtidos a partir de modelos numéricos. MAGGI (2004) apresentou, neste trabalho, novas hipóteses e estratégias de análise numérica, sempre na tentativa de aperfeiçoar a modelagem numérica de ligações viga-pilar parafusadas com chapa de topo estendida.

Foram incluídas na análise numérica a não linearidade física do material e a não linearidade geométrica. Devido à consideração da não linearidade geométrica e possíveis fenômenos de instabilidades, conforme comentou MASIOLI (2011), para a maioria dos modelos numéricos, optou-se por trabalhar com o regime de grandes deslocamentos (*“large displacement static”*). Para os modelos cuja deformação da ligação era pequena, optou-se por trabalhar com o regime de pequenos deslocamentos, para evitar conflitos na modelagem numérica e dificuldades com os critérios de convergência considerados, fatores que propiciam distorções nos resultados.

Foi considerado um grau de discretização padrão para as malhas de elementos finitos, o qual garantiu a qualidade dos resultados. Não era objetivo deste trabalho buscar uma otimização na discretização das malhas de elementos finitos, o que garantiria ganhos de tempo na fase de processamento dos modelos numéricos. Portanto, fica como sugestão para trabalhos futuros.

Quanto à nomenclatura adotada para os modelos numéricos, optou-se por dividir o nome dos modelos em 3 partes, separadas por hífen:

- a primeira parte, com identificação CTEE, indica que as ligações são com chapa de topo estendida e enrijecida (com a presença de enrijecedores na alma do pilar);

- a segunda parte, com identificação C (de chapa de topo), seguida da espessura da chapa de topo em milímetro (com três dígitos e sem vírgula);
- a terceira parte, com identificação P (de parafuso), seguida do diâmetro dos parafusos em milímetro (com três dígitos e sem vírgula).

A análise numérica foi dividida em duas etapas, uma no TrueGrid<sup>®</sup> e outra no ANSYS<sup>®</sup>:

a) Etapa de pré-processamento, no software TrueGrid<sup>®</sup>:

- Definição da geometria dos modelos;
- Elaboração da malha de elementos finitos;
- Criação do arquivo ***malha.inp***.

b) Etapa de processamento e pós-processamento, no software ANSYS<sup>®</sup>:

- Importação e leitura da malha de elementos finitos (arquivo ***malha.inp***);
- Escolha dos tipos de elementos finitos a serem utilizados na modelagem, e definição de suas características;
- Definição do modelo constitutivo dos materiais componentes dos elementos estruturais analisados;
- Definição das condições de contorno para o modelo;
- Definição dos pares de contatos entre os membros da ligação, através da caracterização dos elementos de contato;
- Aplicação da força de protensão inicial nos parafusos (sob a forma de variação térmica);
- Aplicação do carregamento na extremidade da viga (sob a forma de controle de deslocamentos);
- Processamento;
- Análise dos resultados.

#### 4.2.1 Não linearidade física

Para a caracterização dos materiais componentes dos elementos estruturais discretizados na modelagem numérica, optou-se pela utilização de diagramas multilíneares na representação do comportamento tensão x deformação.

O diagrama multilinear isotrópico, denominado *Multilinear Isotropic Hardening Plasticity* (MISO) pelo ANSYS<sup>®</sup>, apresenta a mesma concepção do diagrama bilinear (BISO), com a diferença de que a separação entre os comportamentos elástico e plástico do material aço se dá por mais de dois segmentos de retas, de forma a permitir uma melhor representatividade do comportamento do material. Dentre as vantagens da escolha dos diagramas multilíneares, podem-se citar: definição do início da plastificação, definição do patamar de escoamento quando existente, representação do efeito do encruamento positivo (*hardening*) e negativo (*softening*), e limitação das tensões e deformações para representar o colapso. A consideração dos diagramas multilíneares (MISO), segundo a documentação do ANSYS<sup>®</sup>, é recomendada para análises com grandes deformações.

O modelo constitutivo multilinear adotado nesta modelagem foi o modelo com encruamento isótropo, o mesmo adotado em MAGGI (2004), o qual é capaz de representar a plasticidade do aço utilizando as tensões de von Mises como critério de plastificação.

MAGGI (2004) apresenta duas relações típicas para as curvas multilíneares tensão x deformação do aço, as quais são apresentadas na figura 4.1 e representam esquematicamente as possíveis configurações para os aços das chapas e parafusos, respectivamente. Estes dois modelos constitutivos foram propostos por BAHARI & SHERBOURNE (1997) e KULAK et al. (1987). Em adição aos modelos esquemáticos propostos pelos autores, MAGGI (2004) propôs acrescentar, no trecho final das curvas, um trecho descendente tendendo à nulidade da tensão resistente, representando o colapso do material. Este ponto representa uma deformação 1% superior à deformação última. Numericamente, segundo TRISTÃO (2006) apud MASIOLI (2011), a adoção de tal procedimento culmina na não convergência dos modelos numéricos, representando fisicamente a ruptura do material.

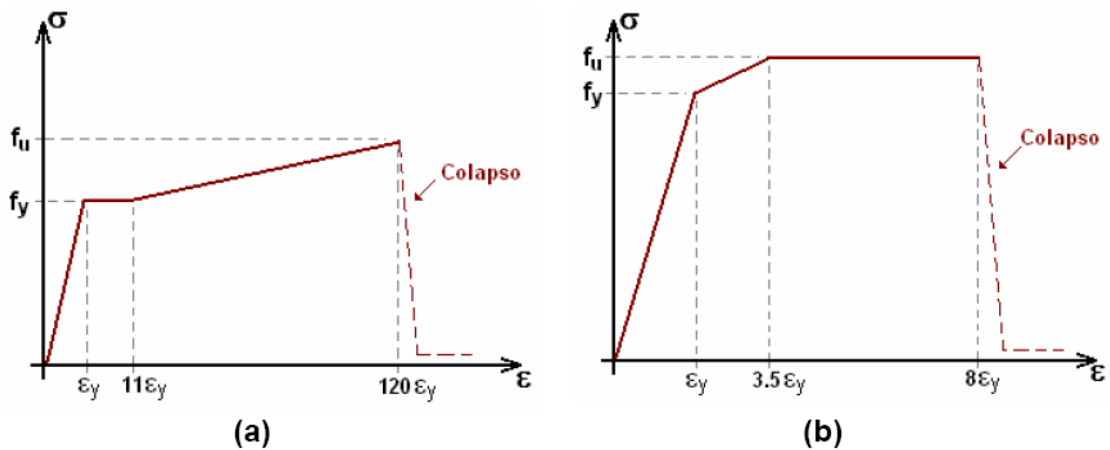


Figura 4.1 – Curvas tensão x deformação esquemáticas representativas do material (a) para as chapas e (b) para os parafusos (MAGGI, 2004)

#### 4.2.2 Descontinuidades geométricas

É característica marcante das ligações parafusadas a descontinuidade geométrica entre os elementos conectados. Dessa forma, a ligação efetiva se dá pelo contato e transmissão de esforços entre seus diversos elementos componentes.

Em consequência dessa consideração, a representação numérica da ligação fica intimamente ligada à correta simulação do contato entre os elementos conectados e os dispositivos de ligação. Dessa forma, torna-se necessária a utilização de elementos finitos com características especiais, os chamados “elementos de contato”, os quais permitem considerar as regiões de interface entre os elementos componentes do modelo numérico. São estes elementos que permitem simular a separação entre os componentes, ou impedir a penetração entre eles, em resposta às solicitações.

Na figura 4.2, apresentada por MAGGI (2004), são ilustradas as principais interfaces onde é necessária a utilização dos elementos de contato:

- a) interface de contato entre a mesa do pilar e a chapa de topo (1);
- b) interface de contato entre a chapa de topo e a cabeça dos parafusos (2);
- c) interface de contato entre a mesa do pilar e a porca dos parafusos (3);

d) interface de contato entre o fuste dos parafusos e a chapa de topo, e entre o fuste e a mesa do pilar (4).

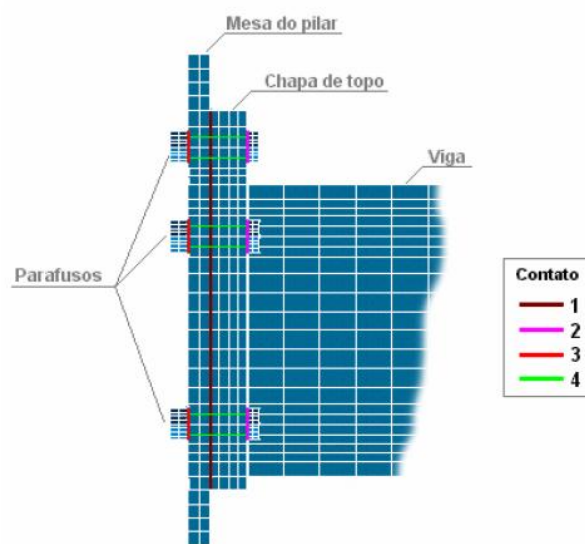


Figura 4.2 – Interfaces de contato para as ligações parafusadas com chapa de topo (MAGGI, 2004)

Na modelagem numérica foram considerados o furo padrão e a folga em torno do fuste dos parafusos, segundo recomendações na ABNT NBR 8800 (2008). Seguindo a teoria clássica de Mohr-Coulomb, nas interfaces entre os elementos de contato foi considerado o coeficiente de atrito estático de **0,3**.

### 4.3 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS

A principal diferença entre os modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho e os apresentados em MAGGI (2000) e MAGGI (2004) é a consideração plena da seção transversal dos elementos componentes da ligação (viga, chapa de topo e pilar). Em MAGGI (2000) e MAGGI (2004) foi levada em conta na modelagem numérica a simetria da ligação. Como o desempenho e a velocidade do processamento dos modelos era bastante inferior ao verificado na atualidade, MAGGI (2000) e MAGGI (2004) adotaram a estratégia de analisar somente a meia-



seção da ligação (metade da seção transversal da viga, chapa de topo e pilar), aplicando restrições nas regiões de continuidade dos perfis, reduzindo a quantidade de elementos finitos presentes no modelo, e ganhando tempo no processamento.

No desenvolvimento dos modelos apresentados neste trabalho, em virtude da evolução da ferramenta computacional, optou-se por analisar a ligação na plenitude da seção transversal dos perfis empregados na análise, observando e comparando com os resultados obtidos anteriormente por MAGGI, a fim de verificar a viabilidade ou não da consideração da simetria da ligação nas análises.

A fim de simplificar a modelagem numérica, reduzindo o número de elementos finitos discretizados para a viga, e conseqüentemente reduzindo os graus de liberdade do modelo, MAGGI (2004) considerou elementos volumétricos somente para um trecho da viga.

MAGGI (2004) adotou como estratégia para simplificação dos modelos numéricos o fato de que uma grande parcela do comprimento da viga encontra-se em regime elástico-linear. Dessa forma, para simplificar o modelo e otimizar o processamento, tornou-se interessante diminuir os graus de liberdade do modelo, substituindo os elementos volumétricos por elementos de barra em uma considerável parcela do comprimento da viga, mantendo o comprimento total dela. Desta forma, a viga é representada por dois tipos de elementos ao longo de sua extensão:

- apenas 1/3 do comprimento da viga foi modelado com elementos volumétricos, garantindo-se que esta medida fosse maior ou igual a duas vezes a altura do perfil adotado para a viga. Este trecho compreende a região da ligação entre a viga e o pilar, por meio da chapa de topo. Este valor foi indicado por MAGGI (2004), com maiores informações em sua tese de doutorado;
- os outros 2/3 do comprimento da viga (a contar pela extremidade livre) foram substituídos por elementos de barra.

Para viabilizar a simplificação adotada por MAGGI (2004), realizou-se o acoplamento de graus de liberdade dos nós na região de transição entre os elementos volumétricos e os elementos de barra, garantindo a transmissão

adequada da rotação e dos deslocamentos dos elementos de barra para os elementos volumétricos por meio de equações de contorno (figura 4.3).

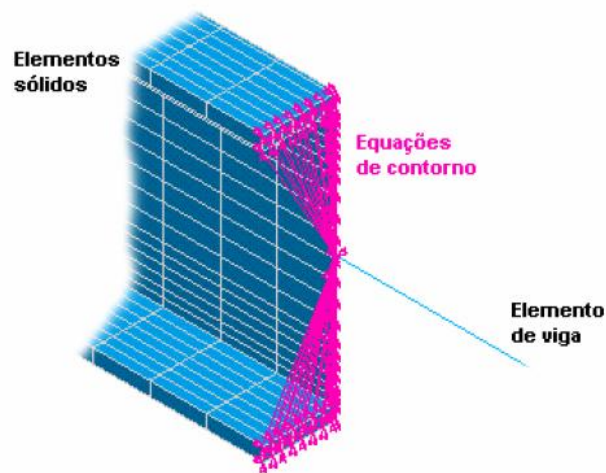


Figura 4.3 – Detalhe das equações de contorno para transferência de rotação e deslocamento entre elementos de barra e elementos sólidos (MAGGI, 2004)

Com o intuito de verificar e validar o procedimento de simplificação até então empregado, optou-se neste trabalho por criar dois tipos de modelos: um com as simplificações propostas por MAGGI (2004), apresentado na figuras 4.4; e outro com a discretização total da viga em elementos volumétricos, apresentado na figura 4.5.

Na figura 4.6 é apresentado um detalhe da região do acoplamento dos elementos de barra nos elementos volumétricos, para o caso dos modelos simplificados.

Na região de transição entre os elementos volumétricos e os elementos de barra, é definido um nó, denominado “nó mestre”. Trata-se de um nó ao qual estão conectados todos os nós dos elementos volumétricos localizados no mesmo plano, estes denominados “nós escravos”. Desta forma, através das equações 4.1 e 4.2, são definidos os deslocamentos e as rotações dos nós escravos, a partir do nó mestre, efetivando-se a compatibilização.

$$u_s = u_m - y\theta_m \quad (4.1)$$

$$v_s = v_m \quad (4.2)$$

onde

$u_s$ : deslocamento dos nós escravos, na direção longitudinal da viga;

$u_m$ : deslocamento do nó mestre, na direção longitudinal da viga;

$y$ : distância vertical entre o eixo longitudinal da viga e o nó mestre;

$\theta_m$ : rotação do nó mestre, em torno do eixo perpendicular ao plano da ligação;

$v_s$ : deslocamento vertical dos nós escravos;

$v_m$ : deslocamento vertical do nó mestre.

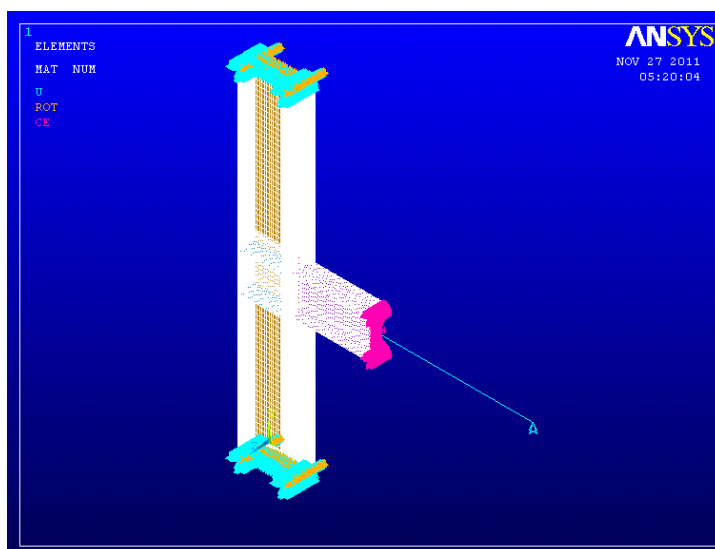


Figura 4.4 – Perspectiva do modelo composto por barras e elementos (ANSYS®)

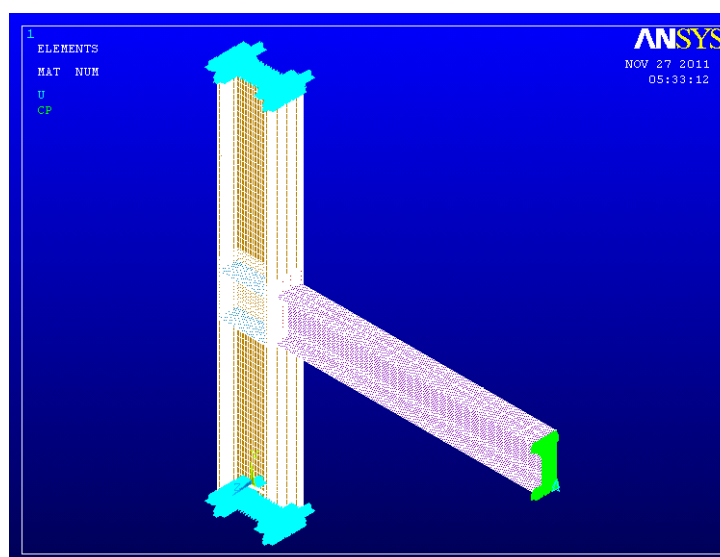


Figura 4.5 – Perspectiva do modelo composto somente por elementos (ANSYS®)

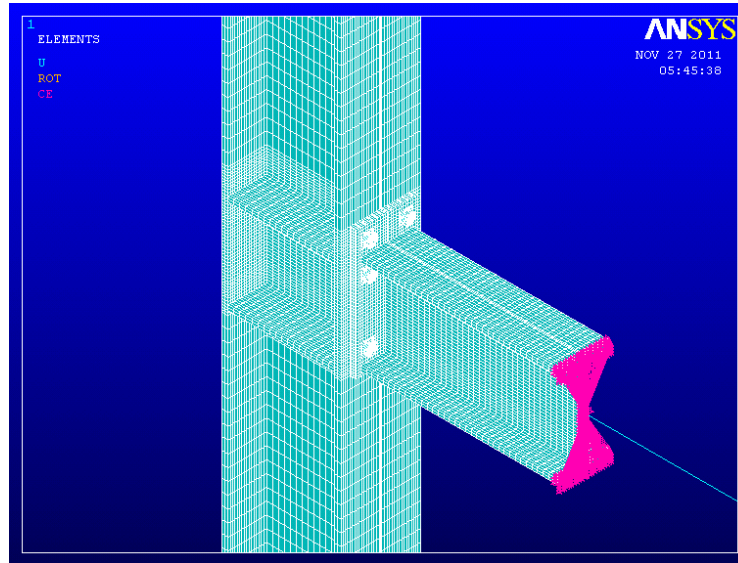


Figura 4.6 – Detalhe do acoplamento dos elementos de barra nos elementos volumétricos, para o modelo simplificado (ANSYS®)

Consideraram-se, na modelagem numérica, três tipos de elementos finitos: elementos volumétricos, de barra e de contato. Os elementos volumétricos e de barra representam as características geométricas do modelo. Os elementos de contato representam as descontinuidades geométricas verificadas em determinadas regiões da ligação, quando submetida às solicitações. Um exemplo de descontinuidade geométrica verificada na ligação é a separação entre a chapa de topo e a mesa do pilar, dependendo da configuração da ligação.

Conforme comentário de MAGGI (2004), uma vez que a modelagem é tridimensional, é muito importante escolher os tipos de elementos finitos com características, hipóteses e formulações adequadas, capazes de representar, o mais fiel possível, o comportamento da ligação estudada. Adequando o tipo de elemento finito para cada região da ligação estudada, faz-se com que a modelagem numérica apresente resultados satisfatórios do comportamento da ligação em resposta às solicitações as quais cada elemento está submetido.

#### 4.3.1 Elementos volumétricos

Conforme apresentado no início do capítulo, como estratégia de simplificação da modelagem, com redução do número de graus de liberdade no modelo sem

perda de precisão nos resultados, optou-se por dividir a modelagem da viga em dois segmentos. O primeiro segmento apresenta 1/3 do comprimento da viga, localizado no início da viga, próximo da ligação, e é discretizado em elementos volumétricos. A seguir apresentam-se os elementos volumétricos utilizados na modelagem numérica, em um primeiro e num segundo momento.

#### 4.3.1.1 SOLID45

Para a discretização dos elementos volumétricos componentes do modelo no ANSYS®, optou-se inicialmente por elementos do tipo *SOLID45*. A geometria, localização dos nós e o sistema de coordenadas para o elemento são mostrados na figura 4.7. Conforme será apresentado no capítulo seguinte, a escolha deste tipo de elemento para a discretização da chapa, viga e pilar apresenta restrições quanto à representatividade do início da plastificação do material, sendo interessante substituí-lo pelo elemento *SOLID95*.

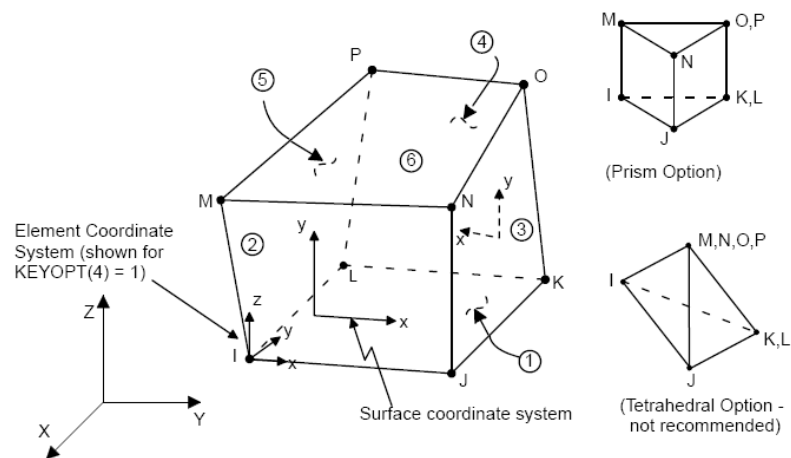


Figura 4.7 – Elemento volumétrico *SOLID45* (ANSYS® documentation)

Conforme descrição do manual do ANSYS® (ANSYS® documentation), o elemento *SOLID45* é usado para modelagem 3-D de estruturas sólidas. O elemento, hexaédrico, é definido por oito nós e pelas propriedades do material ortotrópico, possuindo três graus de liberdade cada nó: translação nas direções nodais X, Y e Z.

O elemento apresenta capacidades de plasticidade, fluência, dilatação, rigidez a tensões, grandes deslocamentos e grandes deformações. Permite, ainda, a consideração de diagramas multilíneares para representação do comportamento tensão-deformação do material.

Segundo MAGGI (2004), os elementos do tipo *SOLID45* podem apresentar desempenho insatisfatório frente às solicitações de flexão, devido a um efeito numérico, denominado “*shear locking*”, segundo o qual há um aumento na rigidez do elemento finito. Com isso, mascara-se o comportamento global da ligação, devido a um conseqüente aumento de rigidez dela.

Segundo MAGGI (2004), o efeito pode ser minimizado utilizando-se elementos com funções de interpolação quadráticas, com conseqüente aumento do número de nós em cada elemento. Segundo BURSI & JASPART (1998), para problemas de plasticidade, é necessário que os elementos apresentem descontinuidades no campo dos deslocamentos devido ao desenvolvimento de linhas de plastificação. Conseqüentemente, elementos com interpolação linear apresentam resultados melhores que elementos de ordem superior. Os autores também aconselham a adotar pelo menos 3 linhas de elementos ao longo da espessura da chapa de topo, pois os resultados quanto à flexão oblíqua na chapa de topo apresentam sensível melhora.

Na biblioteca de elementos do ANSYS® existem elementos finitos mais refinados, com nós intermediários e maior número de graus de liberdade. Os elementos hexaédricos, com oito nós, como é o caso do *SOLID45*, atendem bem os modelos com geometria regular. Outro ponto importante é quanto aos graus de liberdade. Ele não disponibiliza resultados de rotação. Entretanto, a rotação da ligação pode ser calculada em função do deslocamento verificado nos nós dos elementos.

Teoricamente, o elemento *SOLID45* atenderia satisfatoriamente os modelos numéricos analisados. Porém, na etapa de análise dos resultados, foi possível perceber que as curvas tensão x deformação para a chapa de topo, em resposta às solicitações, apresentavam uma incoerência física: no início da plastificação do material adotado para as chapas, ocorria uma perda de rigidez, representada por um decréscimo na curva. Fisicamente, isto representa uma inconsistência e diverge da

realidade, uma vez que no início da plastificação, quando o material está entrando no patamar de escoamento, ele apresenta tensão resistente que permite ao material deformar sem perda de resistência. Outra observação importante foi que a curva que representava o comportamento do material das chapas no modelo numérico apresentava-se sempre abaixo do modelo constitutivo adotado para o material.

A explicação para o fato é que o elemento *SOLID45*, por apresentar somente oito nós, sem a presença de nós intermediários, computa a média das tensões nos oito vértices do sólido. Dessa forma, o elemento plastifica como um todo, o que ocasiona a perda de rigidez do material no início do escoamento. Sendo assim, o *SOLID45* torna-se inviável na representação da plastificação do material componente de chapas e perfis.

Com a utilização de elementos com mais nós (presença de nós intermediários) e que utilizam funções de interpolação quadrática para obter a solução, como é o caso do *SOLID95*, permite-se uma melhor distribuição das tensões, com uma redistribuição das tensões no início do escoamento do material, o que permite uma representação mais fiel do comportamento do material na etapa de plastificação.

Com a escolha deste tipo de elemento, conforme poderá ser verificado no próximo capítulo, a curva tensão x deformação do material da chapa de topo, em resposta às solicitações, apresenta-se muito próxima ao modelo constitutivo considerado para o material, com o patamar de escoamento bem definido, o que significa uma melhora considerável no comportamento da ligação analisada e, conseqüentemente, na representatividade da modelagem numérica.

#### **4.3.1.2 SOLID95**

Conforme comentado anteriormente, após testes e análises, optou-se pela escolha do elemento *SOLID95* para a discretização dos elementos volumétricos componentes do modelo no ANSYS®. A geometria, localização dos nós e o sistema de coordenadas para o elemento são mostrados na figura 4.8.

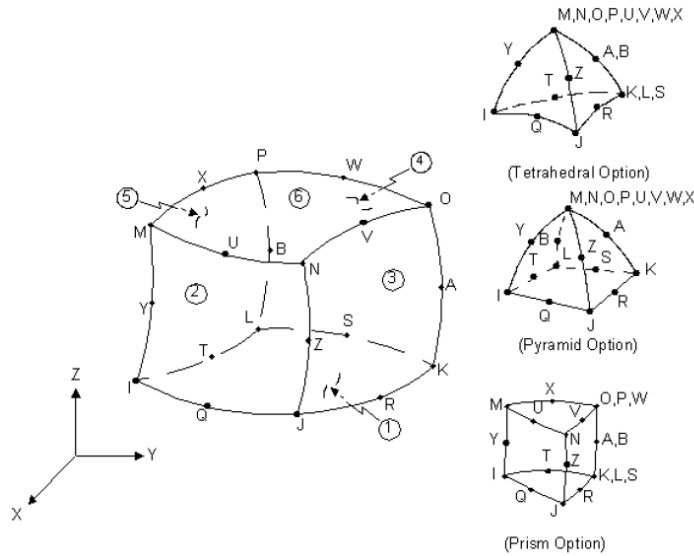


Figura 4.8 – Elemento volumétrico *SOLID95* (*ANSYS® documentation*)

O elemento *SOLID95* é uma versão de ordem superior ao elemento tridimensional com oito nós *SOLID45*. Esse tipo de elemento permite formatos irregulares na modelagem, sem perdas consideráveis de precisão nos resultados. O elemento é definido por vinte nós, com três graus de liberdade por nó: translação nodal nas três direções cartesianas ( $x$ ,  $y$  e  $z$ ). O elemento pode ter qualquer orientação espacial.

O elemento apresenta capacidades de plasticidade, fluência, dilatação, rigidez a tensões, grandes deslocamentos e grandes deformações. Permite, ainda, a consideração de diagramas multilíneares para representação do comportamento tensão-deformação do material.

#### 4.3.2 Elementos de barra

O segundo segmento apresenta 2/3 do comprimento da viga, localizado no final da viga, iniciando a partir do final do primeiro segmento e terminando na extremidade livre da viga, e é discretizado em elementos de barra, sem grandes influências no comportamento da ligação, uma vez que este trecho trabalha em regime elástico linear. Conforme lembrou MASIOLI (2011), a continuidade da viga é garantida pelo acoplamento dos nós na região do encontro entre os elementos volumétricos e elementos de barra, com a transmissão das solicitações dos



elementos de barra para os elementos volumétricos. A seguir, apresenta-se detalhadamente o elemento de barra utilizado.

#### 4.3.2.1 BEAM3

O elemento de barra *BEAM3* é um elemento uniaxial, composto por dois nós, e três graus de liberdade em cada nó: translação nas direções nodais x e y, e rotação em torno do eixo nodal z. O elemento é ilustrado na figura 4.9.

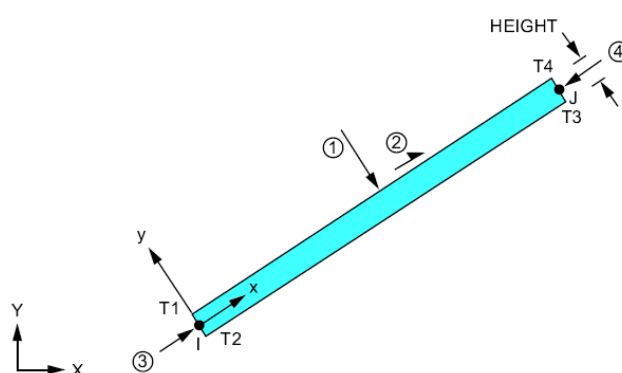


Figura 4.9 – Elemento de barra *BEAM3* (ANSYS® documentation)

O elemento *BEAM3* não permite deformações axiais plásticas, trabalhando somente em regime elástico-linear.

#### 4.3.3 Elementos de contato

As ligações parafusadas com chapa de topo apresentam como característica preponderante a descontinuidade geométrica entre os membros componentes, e é garantida através da transmissão dos esforços nas interfaces de contato entre os elementos. A modelagem das interfaces de contato é elaborada com a utilização de elementos finitos especiais, denominados elementos de contato.

Estes elementos introduzem novos termos na matriz de rigidez, permitindo a consideração de esforços provocados pela tentativa de penetração de uma superfície em outra em resposta a solicitações de compressão, e a consideração da separação entre as superfícies em resposta a solicitações de tração.

A biblioteca do ANSYS® disponibiliza alguns elementos capazes de representar as interfaces de contato entre os elementos. Inicialmente, foram utilizados os elementos *TARGE170* e *CONTA173* (o qual é o elemento de contato compatível com o elemento volumétrico *SOLID45*). Com a substituição do elemento volumétrico *SOLID45* pelo *SOLID95*, houve conseqüentemente a necessidade de substituir o elemento de contato *CONTA173* pelo *CONTA174*.

O elemento *TARGE170*, como o próprio nome sugere, funciona com um alvo, definindo as superfícies deformáveis. Os elementos *CONTA173* e *CONTA174* são os elementos que, quando solicitados, tentam penetrar nas superfícies alvo.

Os elementos de contato superfície-superfície permitem a inclusão de funções de penalidade ao modelo numérico e a utilização conjunta dos multiplicadores de Lagrange, de forma a melhorar a convergência numérica.

Na caracterização dos pares de contato, devem ser definidos valores para os seguintes parâmetros: rigidez normal (*FKN*), rigidez tangencial (*FKT*), coeficiente de atrito ( $\mu$ ) e fator de tolerância de penetração (*FTOLN*).

A rigidez normal define a resistência à penetração, e no ANSYS® é compreendida no intervalo entre 0,01 e 1,00. Foi adotado na análise o valor *FKN* = 1,00 (valor recomendado). Segundo TRISTÃO (2006) apud MASIOLI (2011), valores mais baixos de *FKN* proporcionam uma maior facilidade na convergência, porém permitem maior penetração entre as superfícies.

A rigidez tangencial é proporcional à rigidez normal e ao coeficiente de atrito ( $\mu = 0,3$ ), sendo automaticamente definida pelo ANSYS®. Este fator é responsável por caracterizar o efeito de deslizamento entre as superfícies de contato.

O fator de tolerância à penetração deve ser inferior a 1,0 (geralmente menor do que 0,2). Foi adotado na análise o valor *FTOLN* = 0,1 (valor recomendado). Este fator é adotado para determinar se a compatibilidade de penetração é satisfeita, e é baseado na profundidade do elemento subjacente (*SOLID*, *SHELL* ou *BEAM*). A compatibilidade do contato é satisfeita se a penetração entre os elementos encontra-se dentro da tolerância aceitável. A profundidade é definida pela profundidade média de cada par individual de elementos de contato. Se o ANSYS® detecta qualquer penetração maior que o valor de tolerância, a solução global é considerada sem

convergência, mesmo que as forças residuais e incrementos de deslocamento respeitem os critérios de convergência.

#### 4.3.3.1 TARGE170

O elemento *TARGE170* é utilizado para representar as várias superfícies alvo para os elementos de contato associados (*CONTA173*, *CONTA174* e *CONTA175*). Os elementos de contato se sobrepõem aos elementos sólidos descrevendo o limite de um corpo deformável e estão potencialmente em contato com a superfície alvo, definida pelo elemento *TARGE170*. A superfície alvo é definida por um conjunto de segmentos de elementos de alvo (*TARGE170*), e é emparelhada com a superfície de contato associada, através de um conjunto de constantes reais compartilhadas entre eles. O elemento *TARGE170* é apresentado na figura 4.10.

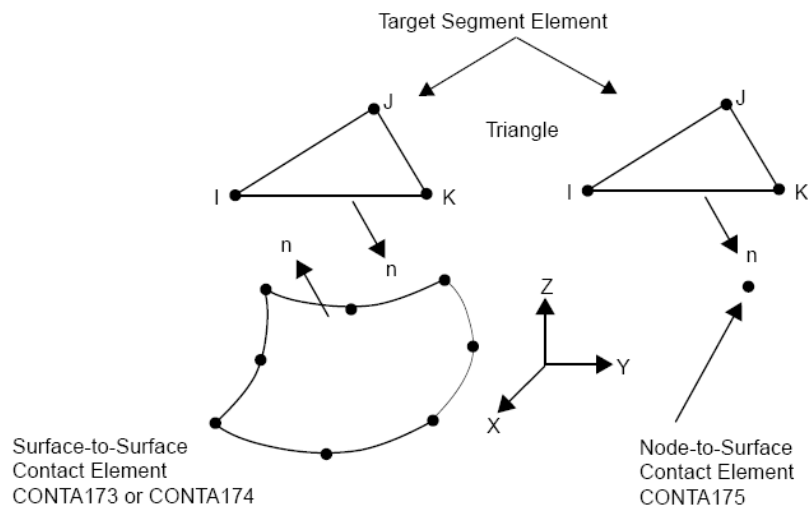


Figura 4.10 – Elemento de contato *TARGE170* (ANSYS® documentation)

Pode-se impor qualquer deslocamento translacional ou rotacional, temperatura, voltagem e potencial magnético ao elemento alvo. Podem-se impor também forças e momentos ao elemento alvo.

Se a interface do contato apresentar mais do que uma superfície alvo, podem-se definir superfícies de contato duplicadas, as quais compartilham a mesma geometria, porém são representadas por alvos separados, com constantes reais separadas, conseqüentemente. No caso da modelagem descrita neste capítulo, foi

necessário duplicar as superfícies de contato na interface entre a chapa de topo e a mesa do pilar.

#### 4.3.3.2 CONTA173 E CONTA174

Os elementos *CONTA173* e *CONTA174* são usados para representar o contato e o deslizamento entre as superfícies alvo 3-D (*TARGE170*) e uma superfície deformável, definida por este elemento. O elemento *CONTA173* está associado a diversos tipos de elementos, dentre eles o *SOLID45*. O elemento *CONTA174* está associado a diversos tipos de elementos, dentre eles o *SOLID95*. Eles apresentam as mesmas características geométricas que o elemento sólido ou de casca ao qual estão associados. O contato ocorre, efetivamente, quando a superfície do elemento penetra em um dos segmentos de elementos alvo (*TARGE170*) em uma superfície alvo especificada. Os elementos *CONTA173* e *CONTA174* são ilustrados nas figuras 4.11 e 4.12, respectivamente.

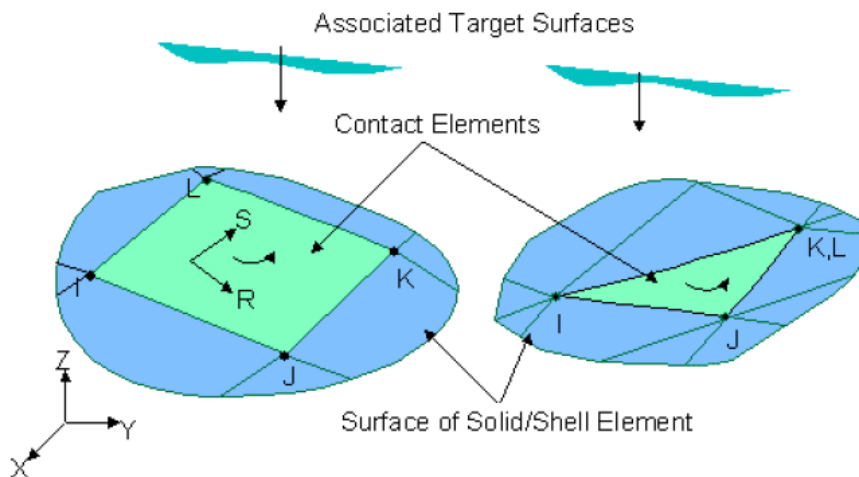


Figura 4.11 – Elemento de contato *CONTA173* (ANSYS® documentation)

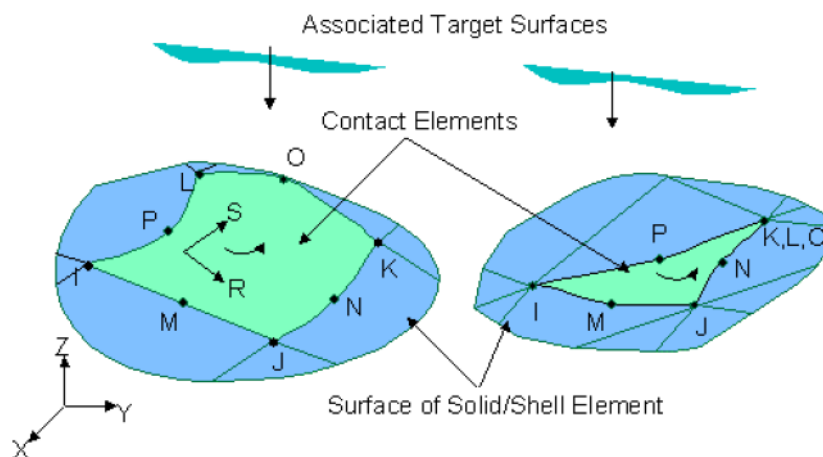


Figura 4.12 – Elemento de contato *CONTA174* (*ANSYS® documentation*)

Se mais do que uma superfície alvo fará contato com o mesmo limite dos elementos sólidos, devem ser definidos vários elementos de contato tais que compartilhem a mesma geometria, porém com alvos separados (constantes reais diferentes), ou mesmo combinar as duas superfícies alvo em uma (compartilhando as constantes reais).

#### 4.4 MODELOS CONSTITUTIVOS PARA OS MATERIAIS

Foram adotados modelos constitutivos multilíneares na caracterização das propriedades dos materiais componentes da viga, do pilar, da chapa de topo e dos parafusos. Foram considerados dois modelos constitutivos diferentes para os materiais:

- Modelo constitutivo para o aço da chapa de topo, pilar, enrijecedores e viga;
- Modelo constitutivo para o aço dos parafusos.

O Módulo de Elasticidade Longitudinal ( $E$ ) foi adotado com o valor de 205 GPa (20500 kN/cm<sup>2</sup>), para efeito de comparação com os resultados numéricos e experimentais de MAGGI (2004), uma vez que o valor do Módulo de Elasticidade

Longitudinal ( $E$ ), segundo a ABNT NBR 8800 (2008), é de 200 GPa (20000 kN/cm<sup>2</sup>). O coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) é igual a 0,30.

#### 4.4.1 Modelo constitutivo para viga, pilar, enrijecedores e chapa de topo

Para a representação do modelo constitutivo para o material da chapa de topo, viga, pilar e enrijecedores, foram considerados os valores obtidos na caracterização experimental feita por MAGGI (2004), cujos pares de tensão e deformação são apresentados na tabela 4.1:

Tabela 4.1 – Pares de tensões e deformações para o material da chapa, viga, pilar e enrijecedores

TENSÃO (kN/cm <sup>2</sup> )	DEFORMAÇÃO (mm/mm)
30,00	0,001462
30,38	0,012423
41,31	0,032230
53,41	0,086178
60,76	0,215111
44,54	0,270027
0,01	0,272727

A resistência ao escoamento ( $f_y$ ) foi adotada igual a 300 MPa (30 kN/cm<sup>2</sup>), e a resistência última ( $f_u$ ) vale 607,6 MPa (60,76 kN/cm<sup>2</sup>). A figura 4.13 apresenta a curva do modelo constitutivo para o material das chapas, viga, pilar e enrijecedores.

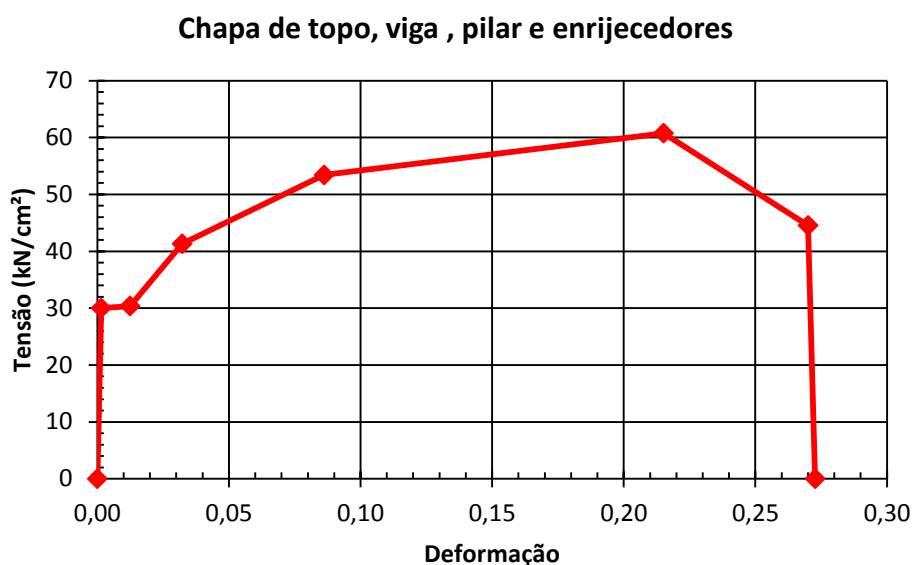


Figura 4.13 – Modelo constitutivo para o material da chapa de topo, viga, pilar e enrijecedores

#### 4.4.2 Modelo constitutivo para os parafusos

Para a representação do modelo constitutivo para o material dos parafusos, foram considerados os valores teóricos para as tensões de escoamento e última, e seus respectivos valores de deformação. Para os pontos intermediários do modelo constitutivo, foram feitas correlações matemáticas entre os valores teóricos e os modelos apresentados por MAGGI (2004), cujos valores são apresentados na tabela 4.2:

Tabela 4.2 – Pares de tensões e deformações para o material dos parafusos

TENSÃO (kN/cm <sup>2</sup> )	DEFORMAÇÃO (mm/mm)
63,50	0,003097
73,75	0,020925
82,50	0,051908
75,72	0,107778
0,01	0,108855

A resistência ao escoamento ( $f_y$ ) foi adotada igual a 635 MPa (63,5 kN/cm<sup>2</sup>), e a resistência última ( $f_u$ ) vale 825 MPa (82,5 kN/cm<sup>2</sup>). A figura 4.14 apresenta a curva do modelo constitutivo para o material dos parafusos.

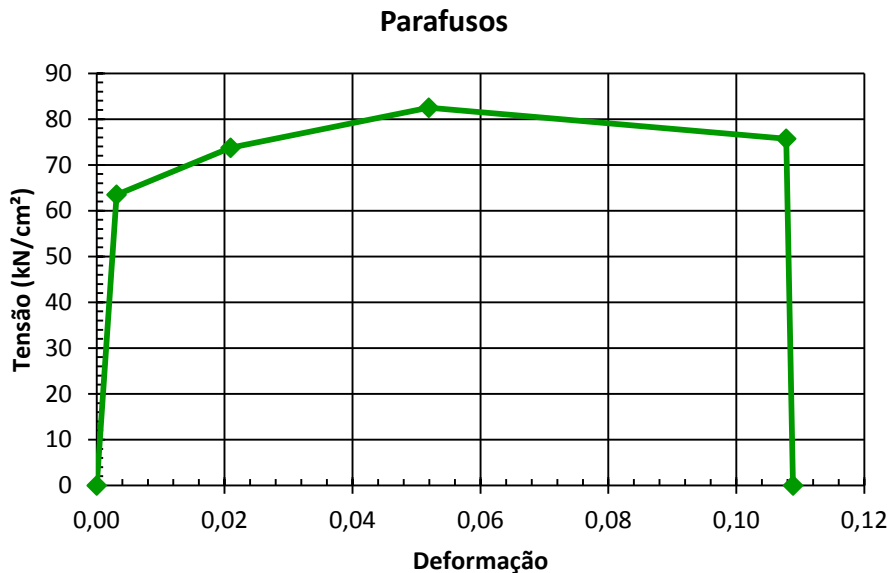


Figura 4.14 – Modelo constitutivo para o material dos parafusos

#### 4.5 DEFINIÇÃO DA GEOMETRIA DOS MODELOS

Devido ao seu caráter paramétrico, a modelagem foi dividida em três grupos, em função do diâmetro dos parafusos. Foram desenvolvidos modelos para diâmetros de parafusos de 12,5 mm (1/2”), 16,0 mm (5/8”) e 19,0 mm (3/4”). Para a modelagem das chapas de topo levou-se em conta as distâncias mínimas entre parafusos, e as distâncias do centro do furo-padrão até a borda da chapa, que são definidas pela tabela 14 da ABNT NBR 8800 (2008), a qual é apresentada na tabela 4.3.

Para cada grupo de modelos, foram variadas também as espessuras das chapas de topo. Foram consideradas espessuras de 9,5mm, 12,5mm, 16,0mm, 19,0mm, 22,4mm, 25,0mm e 31,5mm. Foram desenvolvidos, no total, 20 modelos numéricos.



Os perfis da viga e do pilar considerados na modelagem numérica foram os mesmos utilizados nas análises desenvolvidas por MAGGI (2004). A viga possui perfil VS 250x37. O pilar possui perfil CVS 300x70. As seções transversais dos perfis soldados utilizados para a viga e o pilar, discretizados na modelagem numérica, são ilustrados na figura 4.15, e caracterizados nas tabelas 4.4 e 4.5.

As configurações finais das ligações analisadas numericamente, definidas em função do diâmetro do parafuso, são ilustradas na figura 4.16.

Tabela 4.3 – Distância mínima do centro de um furo-padrão à borda, especificada pela tabela 14 da ABNT NBR 8800 (2008)

Diâmetro $d_b$		Borda cortada com serra ou tesoura mm	Borda laminada ou cortada a maçarico <sup>b</sup> mm
pol	mm		
1/2		22	19
5/8	16	29	22
3/4		32	26
	20	35	27
7/8	22	38 <sup>c</sup>	29
	24	42 <sup>c</sup>	31
1		44	32
1 1/8	27	50	38
	30	53	39
1 1/4		57	42
	36	64	46
> 1 1/4	> 36	$1,75 d_b$	$1,25 d_b$

<sup>a</sup> São permitidas distâncias inferiores às desta Tabela, desde que a equação aplicável de 6.3.3.3 seja satisfeita.

<sup>b</sup> Nesta coluna, as distâncias podem ser reduzidas de 3 mm, quando o furo está em um ponto onde a força solicitante de cálculo não exceda 25 % da força resistente de cálculo.

<sup>c</sup> Nas extremidades de cantoneiras de ligação de vigas e de chapas de extremidade para ligações flexíveis, esta distância pode ser igual a 32 mm.

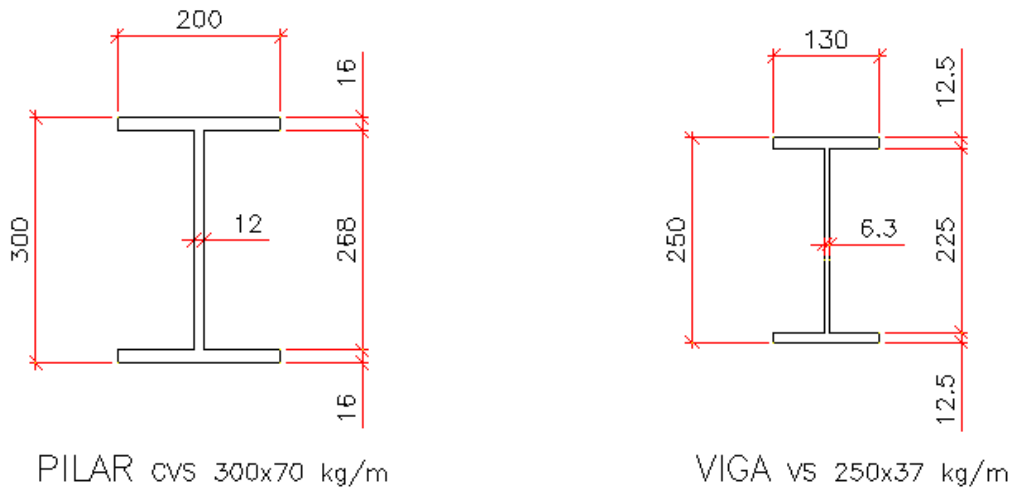


Figura 4.15 – Dimensões das seções transversais dos perfis do pilar e da viga utilizados na modelagem

Portanto, foram modelados três tipos distintos de chapas de topo, dependendo do diâmetro do parafuso considerado na modelagem. As dimensões das chapas de topo consideradas na modelagem são apresentadas na figura 4.16.

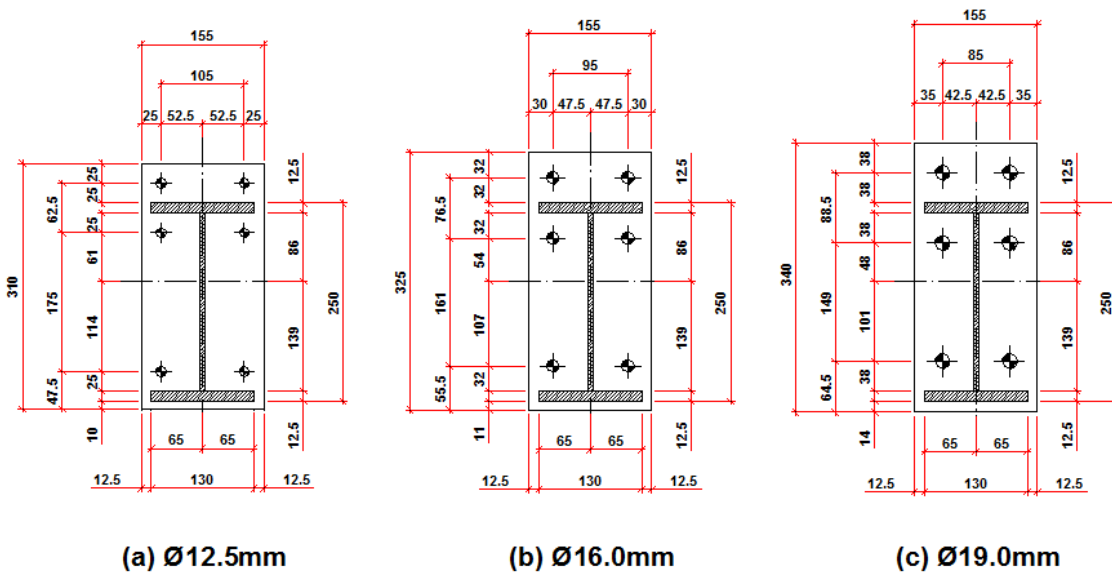


Figura 4.16 – Dimensões das chapas de topo utilizadas na modelagem

A seguir, apresentam-se as tabelas 4.4 e 4.5, com as características geométricas dos perfis utilizados para a viga e o pilar, respectivamente.

Tabela 4.4 – Propriedades geométricas do perfil da viga – VS 250x37

PERFIL	PESO (kg/m)	A (cm <sup>2</sup> )	d (mm)	h (mm)	t <sub>w</sub> (mm)	b <sub>f</sub> (mm)	t <sub>f</sub> (mm)	I <sub>x</sub> (cm <sup>4</sup> )	W <sub>x</sub> (cm <sup>3</sup> )	i <sub>x</sub> (cm)	I <sub>y</sub> (cm <sup>4</sup> )	W <sub>y</sub> (cm <sup>3</sup> )	i <sub>y</sub> (cm)
<b>VS 250x37</b>	36,7	46,7	250	225	6,3	130	12,5	5185	415	10,54	458	70	3,13

Tabela 4.5 – Propriedades geométricas do perfil do pilar – CVS 300x70

PERFIL	PESO (kg/m)	A (cm <sup>2</sup> )	d (mm)	h (mm)	t <sub>w</sub> (mm)	b <sub>f</sub> (mm)	t <sub>f</sub> (mm)	I <sub>x</sub> (cm <sup>4</sup> )	W <sub>x</sub> (cm <sup>3</sup> )	i <sub>x</sub> (cm)	I <sub>y</sub> (cm <sup>4</sup> )	W <sub>y</sub> (cm <sup>3</sup> )	i <sub>y</sub> (cm)
<b>CVS 300x70</b>	70,2	89,5	300	268	12,0	200	16,0	14442	963	12,71	2135	214	4,89

Na figura 4.17, é apresentada a configuração dos modelos analisados, com todos os elementos componentes da ligação. É possível observar as principais dimensões dos elementos.

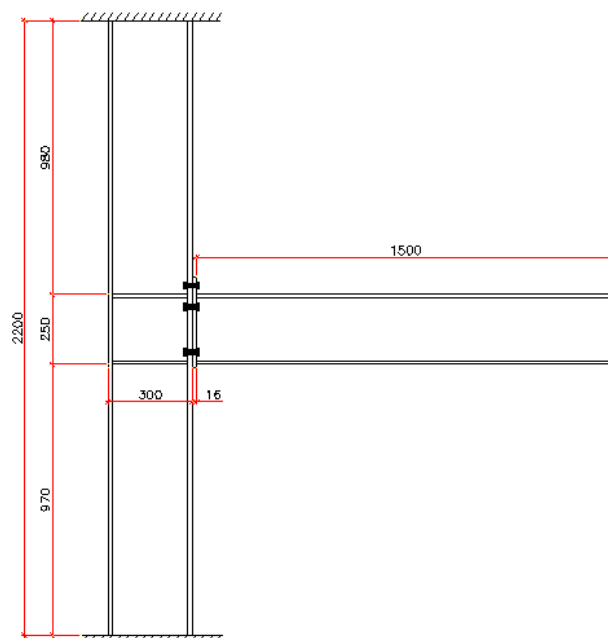


Figura 4.17 – Configuração dos modelos e dimensões dos componentes da ligação

Na seqüência, apresentam-se figuras que ilustram os elementos componentes da modelagem numérica (figura 4.18) e a discretização da chapa de topo (figura 4.19).

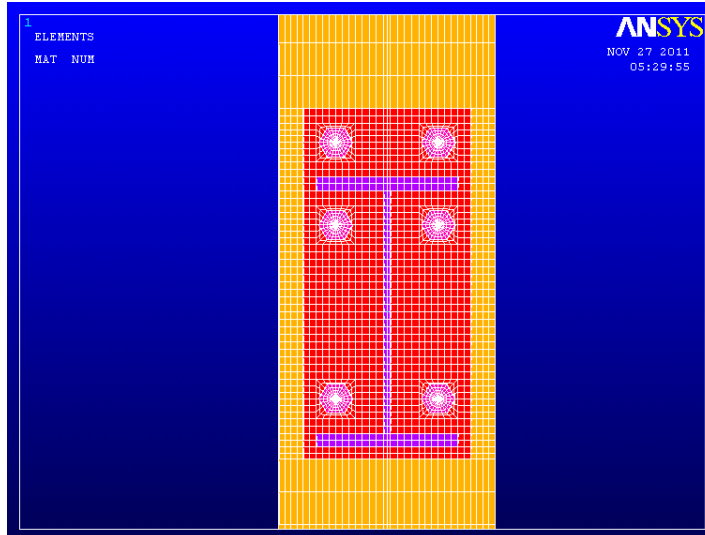


Figura 4.18 – Vista frontal da ligação na modelagem numérica (ANSYS®)

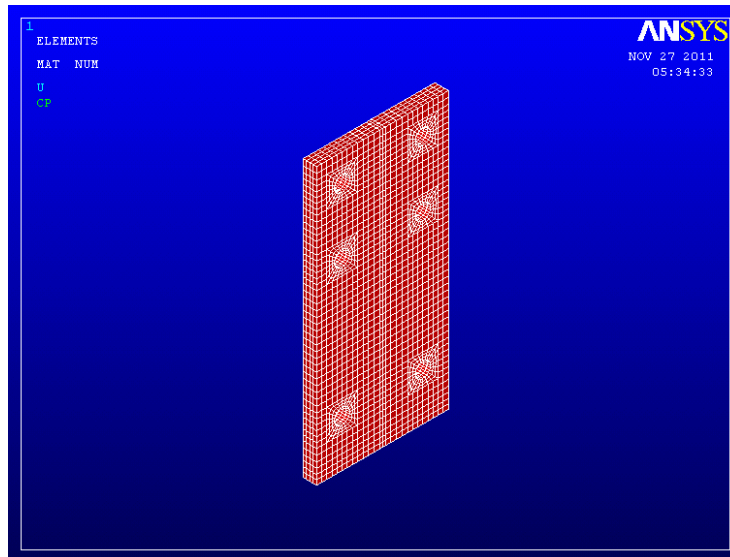


Figura 4.19 – Perspectiva da chapa de topo na modelagem numérica (ANSYS®)

A modelagem dos parafusos (fuste, cabeça e porca) baseou-se nos dados apresentados nas figuras 4.20 e 4.21. As dimensões consideradas na modelagem são apresentadas na tabela 4.6.

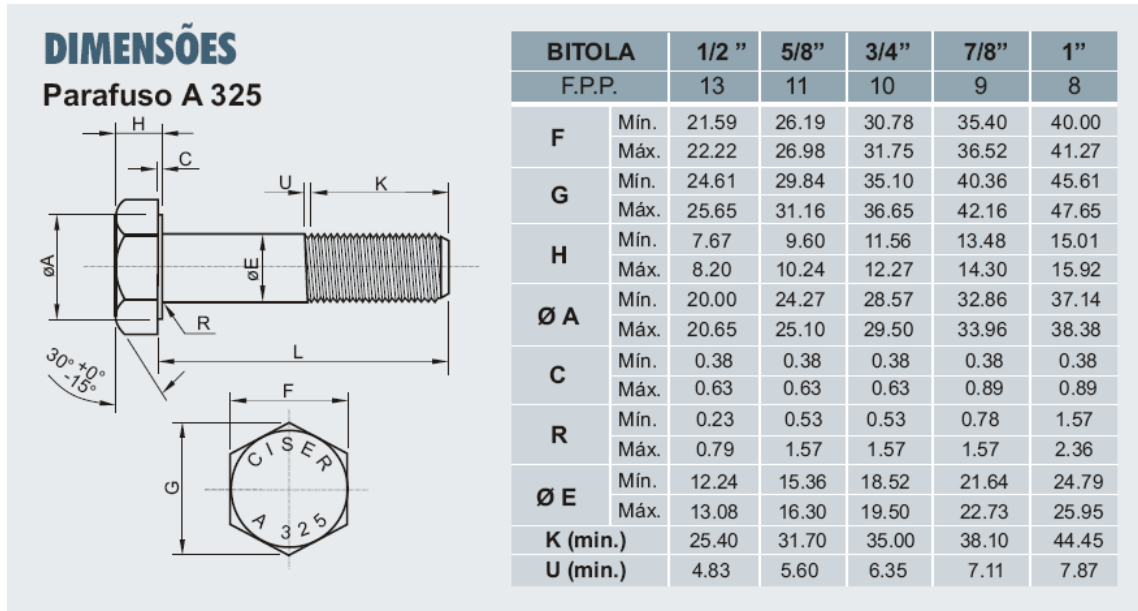


Figura 4.20 – Dimensões padronizadas dos parafusos ASTM-A325 (Catálogo da CISER Parafusos e Porcas)

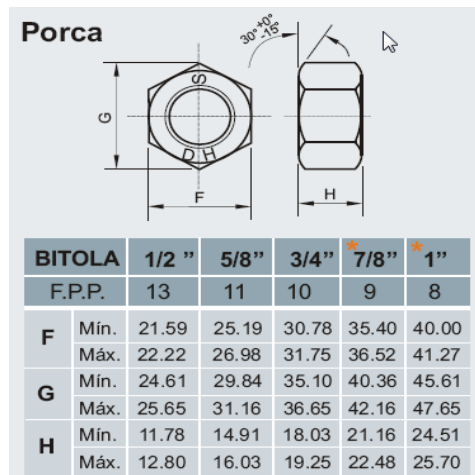


Figura 4.21 – Dimensões padronizadas das porcas (Catálogo da CISER Parafusos e Porcas)

Tabela 4.6 – Dimensões para os parafusos (cabeça, fuste e porca)

$\phi_b$ (mm)	PARAFUSOS				PORCA	
	F (mm)	H (mm)	MODELO	L (mm)	F (mm)	H (mm)
12.5	22.25	8.00	CTEE-C095-P125	25.5	22.25	12.5
			CTEE-C125-P125	28.5		
			CTEE-C160-P125	32.0		
			CTEE-C190-P125	35.0		
			CTEE-C224-P125	38.4		
			CTEE-C250-P125	41.0		
16.0	27.00	10.00	CTEE-C095-P160	25.5	27.00	16.0
			CTEE-C125-P160	28.5		
			CTEE-C160-P160	32.0		
			CTEE-C190-P160	35.0		
			CTEE-C224-P160	38.4		
			CTEE-C250-P160	41.0		
			CTEE-C315-P160	47.5		
19.0	31.75	12.00	CTEE-C095-P190	25.5	31.75	19.0
			CTEE-C125-P190	28.5		
			CTEE-C160-P190	32.0		
			CTEE-C190-P190	35.0		
			CTEE-C224-P190	38.4		
			CTEE-C250-P190	41.0		
			CTEE-C315-P190	47.5		

Nas figuras 4.22 e 4.23, são apresentados os parafusos discretizados na modelagem numérica.

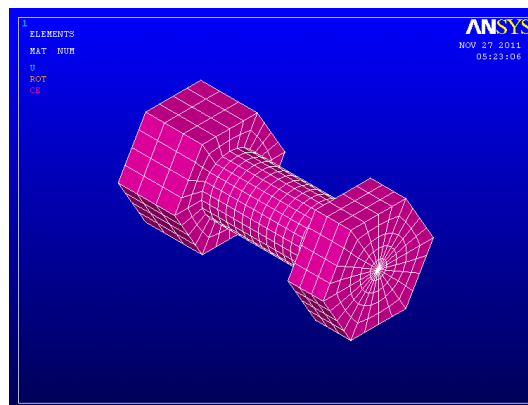


Figura 4.22 – Detalhe do parafuso discretizado (ANSYS®)

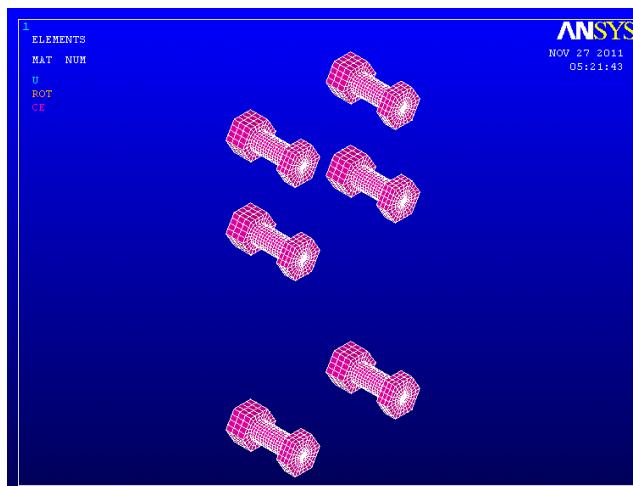


Figura 4.23 – Perspectiva dos parafusos na modelagem numérica (ANSYS®)

A figura 4.24 ilustra, em perspectiva, a discretização da geometria da ligação, na modelagem numérica. Vale ressaltar que, no caso deste trabalho, não foi avaliado o grau de discretização das malhas, para os elementos componentes da ligação. A avaliação e busca de um grau ótimo de discretização para modelos como os propostos neste trabalho fica como sugestão para trabalhos futuros.

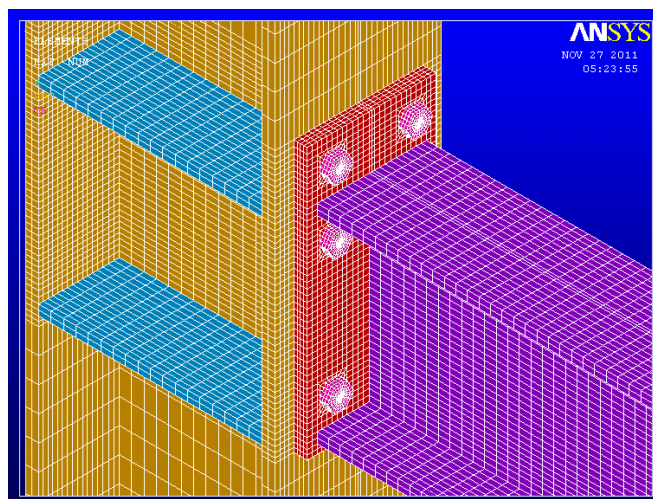


Figura 4.24 – Detalhe dos componentes da ligação discretizados na modelagem numérica (ANSYS®)

## 4.6 CONDIÇÕES DE CONTORNO

As condições de contorno para as ligações analisadas foram aplicadas a todos os nós localizados nas extremidades inferior e superior do pilar. A translação e rotação dos nós localizados nas seções de extremidade do pilar foram impedidas. Estas restrições de deslocamentos, segundo MASIOLI (2011), impedem deslocamento de corpo rígido e garantem a não singularidade da matriz de rigidez.

As condições de contorno impostas aos nós da extremidade do pilar são ilustradas na figura 4.25 (superior) e 4.26 (inferior).

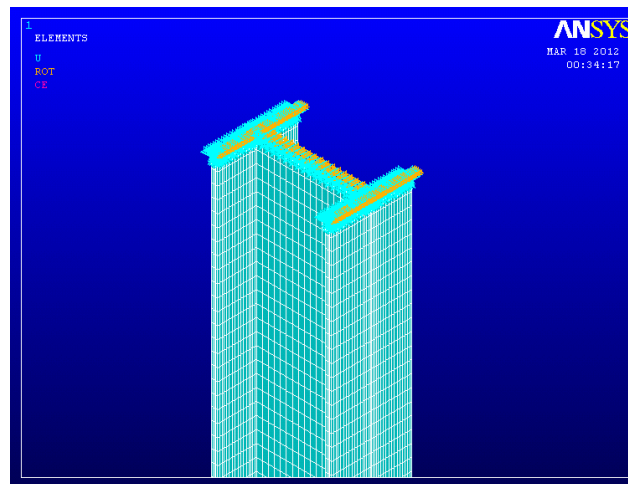


Figura 4.25 – Condições de contorno aplicadas ao apoio superior do pilar (ANSYS®)

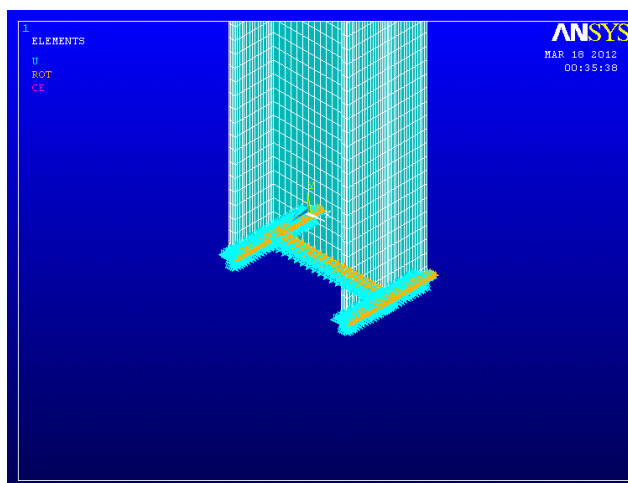


Figura 4.26 – Condições de contorno aplicadas ao apoio inferior do pilar (ANSYS®)



## 4.7 APLICAÇÃO DO CARREGAMENTO

A aplicação do carregamento nos modelos numéricos é feita em duas etapas:

- a) Aplicação da protensão inicial nos parafusos;
- b) Aplicação do deslocamento na extremidade da viga, em pequenos incrementos, até a verificação do Estado Limite Último para a ligação.

Apresenta-se, a seguir, a descrição das etapas de carregamento.

### 4.7.1 Aplicação da protensão inicial nos parafusos

Na primeira etapa, aplica-se uma força de protensão inicial nos parafusos, simulando o aperto dos parafusos nos protótipos experimentais.

A norma ABNT NBR 8800 (2008) indica que os parafusos de alta resistência com protensão inicial devem ser apertados de forma a se obter uma força mínima de protensão ( $F_{Tb}$ ) adequada a cada diâmetro e tipo de parafuso utilizado. Os valores desta força para parafusos ASTM podem ser obtidos a partir da tabela 15 da norma ABNT NBR 8800 (2008), e são apresentados a seguir (Tabela 4.7). Eles equivalem a aproximadamente 70% da força de tração resistente nominal do parafuso. O aperto dos parafusos deve ser aplicado pelo método da rotação da porca, da chave calibrada, ou do indicador direto de tração.

Em virtude do tipo de análise, da configuração adotada para os parafusos e do tipo de vinculação do apoio, adotou-se como estratégia de aplicação da protensão  $F_{Tb}$  uma variação de temperatura negativa aplicada sobre os elementos componentes do fuste dos parafusos, representando o encurtamento do parafuso em função da protensão inicial, estratégia está adotada em trabalhos anteriores. Dessa forma, assume-se que a deformação provocada pela variação da temperatura tem o mesmo valor da deformação em virtude da aplicação da força de protensão. A entrada desses dados no ANSYS® é em função da variação negativa da temperatura necessária para que ocorra a referida deformação.

Tabela 4.7 – Força de protensão mínima em parafusos ASTM, especificada na Tabela 15 da ABNT NBR 8800 (2008)

Diâmetro $d_b$		$F_{Tb}$ kN	
pol	mm	ASTM A325	ASTM A490
1/2		53	66
5/8		85	106
	16	91	114
3/4		125	156
	20	142	179
	22	176	221
7/8		173	216
	24	205	257
1		227	283
	27	267	334
1 1/8		250	357
	30	326	408
1 1/4		317	453
	36	475	595
1 1/2		460	659

A deformação devido à aplicação da protensão inicial, a partir da teoria clássica, é obtida por:

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad \rightarrow \quad \varepsilon = \frac{\sigma}{E} = \frac{F_{Tb}}{EA_{fp}} \quad (4.3)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad \rightarrow \quad \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{F_{Tb}}{EA_{fp}} \quad (4.4)$$

$$\therefore \Delta L = \frac{F_{Tb}L_0}{EA_{fp}} \quad (4.5)$$

onde

$E$ : módulo de elasticidade longitudinal do aço dos parafusos ( $E = 20500 \text{ kN/cm}^2$ );

$\sigma$ : tensão normal no parafuso devido à aplicação da protensão inicial;

$\varepsilon$ : deformação do parafuso devido à aplicação da protensão inicial;

$F_{Tb}$ : força de protensão inicial aplicada no parafuso;

$A_{fp}$ : área do fuste do parafuso;

$L_0$ : comprimento do fuste do parafuso (soma entre as espessuras da mesa do pilar e da chapa de topo);

$\Delta L$ : deformação do fuste do parafuso devido à protensão inicial;

A deformação devido à variação da temperatura é obtida por:

$$\Delta L = \alpha L_0 \Delta T \quad \rightarrow \quad \Delta T = \frac{\Delta L}{\alpha L_0} \quad (4.4)$$

onde

$\alpha$ : coeficiente de dilatação térmica do aço ( $\alpha = 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ ), valor adotado por critérios de comparação com os resultados de MAGGI (2004), uma vez que a ABNT NBR 8800 (2008) indica o valor de  $\alpha = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ ;

$\Delta T$ : diferença de temperatura (negativa) para o valor da deformação devido à protensão.

A partir do equacionamento apresentado acima e dos valores fornecidos pela tabela 15 da ABNT NBR 8800 (2008), obtém-se os seguintes valores para a variação de temperatura a ser aplicada no ANSYS®, apresentados na tabela 4.8.

Tabela 4.8 – Valores da diferença de temperatura para aplicação da protensão inicial nos parafusos do modelo numérico

$\phi_{fp}$ (cm)	t <sub>ch</sub> (cm)	t <sub>wc</sub> (cm)	L <sub>0</sub> (cm)	F <sub>Tb</sub> (kN)	A <sub>fp</sub> (cm <sup>2</sup> )	$\sigma$ (kN/cm <sup>2</sup> )	$\Delta L$ (cm)	$\Delta T$ (°C)
1,25	0,95	1,60	2,55	-53	1,23	-43,19	-0,0054	-210,7
	1,25	1,60	2,85				-0,0060	-210,7
	1,60	1,60	3,20				-0,0067	-210,7
	1,90	1,60	3,50				-0,0074	-210,7
	2,24	1,60	3,84				-0,0081	-210,7
	2,50	1,60	4,10				-0,0086	-210,7
1,60	0,95	1,60	2,55	-91	2,01	-45,26	-0,0056	-220,8
	1,25	1,60	2,85				-0,0063	-220,8
	1,60	1,60	3,20				-0,0071	-220,8
	1,90	1,60	3,50				-0,0077	-220,8
	2,24	1,60	3,84				-0,0085	-220,8
	2,50	1,60	4,10				-0,0091	-220,8
	3,15	1,60	4,75				-0,0105	-220,8
1,90	0,95	1,60	2,55	-125	2,84	-44,09	-0,0055	-215,1
	1,25	1,60	2,85				-0,0061	-215,1
	1,60	1,60	3,20				-0,0069	-215,1
	1,90	1,60	3,50				-0,0075	-215,1
	2,24	1,60	3,84				-0,0083	-215,1
	2,50	1,60	4,10				-0,0088	-215,1
	3,15	1,60	4,75				-0,0102	-215,1

#### 4.7.2 Aplicação do deslocamento na extremidade da viga

Para a aplicação da carga concentrada (sob a forma de deslocamento na direção Y), na tentativa de evitar deformações localizadas na mesa superior do perfil da viga, no caso dos elementos volumétricos, manteve-se a estratégia utilizada por MAGGI (2004), de acoplamento dos graus de liberdade dos nós (figura 4.3). Esta estratégia garante que todos os nós situados na seção transversal da extremidade

da viga sejam acoplados a um único nó, apresentando o mesmo deslocamento (no caso do software ANSYS® todos os nós se acoplam ao nó com o menor número de identificação, por isso a configuração apresentada na figura 4.27). Como todos os nós seção da extremidade da viga estão acoplados, o deslocamento poderia ser aplicado em qualquer um deles, no caso dos modelos totalmente volumétricos.

No caso dos modelos discretizados integralmente por elementos volumétricos, o deslocamento é aplicado no nó de acoplamento (embora todos os nós da seção transversal localizada na extremidade da viga desloquem com a mesma intensidade). É possível observar a aplicação do deslocamento na figura 4.27.

No caso dos modelos simplificados, com elementos de barras e volumétricos na discretização da viga, o deslocamento é aplicado no nó da extremidade da barra (figura 4.28).

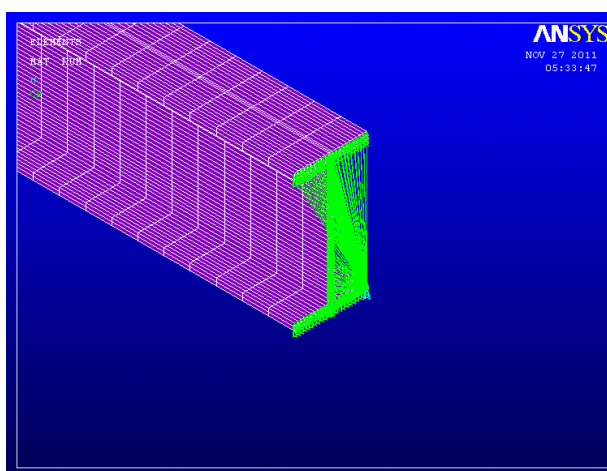


Figura 4.27 – Aplicação do carregamento na extremidade da viga, sob controle de deslocamentos, para o modelo composto integralmente por elementos volumétricos (ANSYS®)

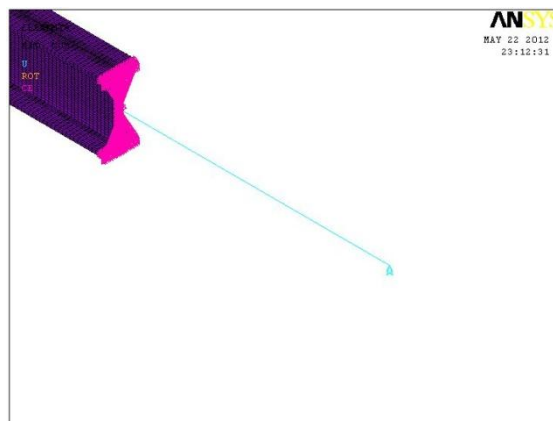


Figura 4.28 – Aplicação do carregamento na extremidade da viga, sob controle de deslocamentos, no modelo simplificado, composto por elementos de barras e volumétricos (ANSYS®)

Vale ressaltar que os modelos discretizados integralmente em elementos volumétricos foram desenvolvidos apenas para ratificar e validar a simplificação considerada na modelagem, sem caráter de utilização na modelagem proposta neste trabalho. Seus resultados foram idênticos aos obtidos com os modelos simplificados.

O valor do deslocamento aplicado (na direção Y) foi variável de modelo para modelo, por questões de convergência e precisão dos resultados. O deslocamento vertical (flecha) máximo permitido pela ABNT NBR 8800 (2008) no Estado Limite de Serviço para vigas de piso é **L/350**. No caso do modelo, para verificação da flecha no balanço, o comprimento adotado é duas vezes o comprimento **L** da viga, e vale **3000 mm**.

Portanto, o deslocamento máximo vale **8,6 mm**. Como é intuito deste trabalho analisar os estados limites das ligações, e verificar seu comportamento quando submetidas a elevados carregamentos, optou-se por aplicar deslocamentos bem superiores ao limite da norma.

Por critérios de convergência dos modelos numéricos processados no ANSYS® e em função das diferentes configurações de ligações analisadas, optou-se, ainda, por aplicar deslocamentos específicos para cada modelo.

Os deslocamentos considerados, para cada modelo numérico processado, estão listados na tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Valores dos deslocamentos aplicados nos modelos numéricos

GRUPO	MODELOS NUMÉRICOS	t <sub>ch</sub> (mm)	φ <sub>fp</sub> (mm)	Deslocamento aplicado (mm)
1	CTE-C095-P125	9,5	12,5	-50
	CTE-C125-P125	12,5		-50
	CTE-C160-P125	16,0		-50
	CTE-C190-P125	19,0		-40
	CTE-C224-P125	22,4		-40
	CTE-C250-P125	25,0		-40
2	CTE-C095-P160	9,5	16,0	-100
	CTE-C125-P160	12,5		-100
	CTE-C160-P160	16,0		-100
	CTE-C190-P160	19,0		-125
	CTE-C224-P160	22,4		-125
	CTE-C250-P160	25,0		-100
	CTE-C315-P160	31,5		-125
3	CTE-C095-P190	9,5	19,0	-150
	CTE-C125-P190	12,5		-150
	CTE-C160-P190	16,0		-200
	CTE-C190-P190	19,0		-225
	CTE-C224-P190	22,4		-300
	CTE-C250-P190	25,0		-300
	CTE-C315-P190	31,5		-300

Conforme comentado anteriormente, a aplicação do deslocamento na extremidade da viga foi feita, particularmente, para cada modelo, para tomar o cuidado de analisar a convergência obtendo-se a maior quantidade de passos de carga possível, e ao mesmo tempo observando até que ponto a ligação se deforma, até a não convergência do modelo numérico. Todos os modelos numéricos analisados encerraram o processamento com a não convergência da solução numérica, o que foi considerado para a verificação do Estado Limite Último da

ligação. Maiores esclarecimentos serão apresentados no capítulo 5, na análise e discussão dos resultados.

#### **4.8 DESCRIÇÃO DA SOLUÇÃO INCREMENTAL-INTERATIVA**

Conforme comentou MAGGI (2004), uma vez que os modelos numéricos levam em conta a plasticidade do material, e também são acrescentados na análise os elementos de contato para simular as interfaces da ligação, a ligação apresenta comportamento não linear. Para caracterizar este comportamento com uma maior precisão, é necessário dividir o carregamento em incrementos, onde para cada incremento, realiza-se um processo iterativo que busca o equilíbrio na resposta da estrutura frente às solicitações. Uma vez alcançado o equilíbrio, aumenta-se o carregamento aplicado no modelo, através do acréscimo incremental.

Segundo MAGGI (2004), a convergência da solução numérica, para cada incremento de carga, depende de critérios previamente estabelecidos. No caso da modelagem numérica apresentada neste trabalho, o critério adotado para a convergência em força e deslocamento foi o “L2-norm”, que é oferecido pelo ANSYS®. De acordo com este método, as forças (e deslocamentos) internas e externas dos elementos são comparadas pela raiz quadrada da soma dos quadrados, onde a convergência é atingida quando a diferença obtida for menor que a tolerância adotada para o caso em análise. Depois de atingido o equilíbrio da solução, parte-se para o próximo incremento de carga. As tolerâncias adotadas foram de 0,001 na etapa de protensão dos parafusos, e de 0,005 para a etapa de aplicação do deslocamento na extremidade da viga, tanto para força quanto para deslocamento.

As análises não lineares se basearam no Método Newton-Raphson completo, no qual a rigidez varia a cada iteração, e a carga é subdividida em vários incrementos (figura 4.29).



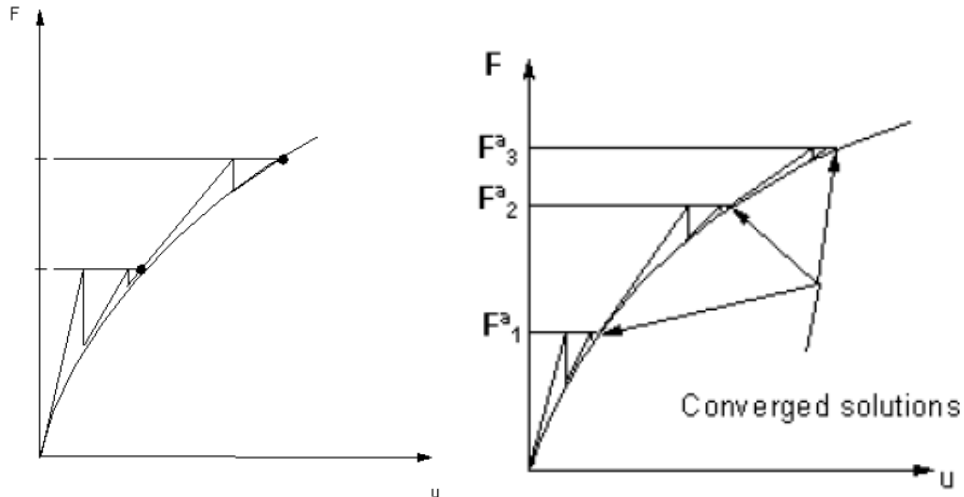


Figura 4.29 – Método Newton-Raphson completo  
(ANSYS® Structural Analysis Guide)

O controle do tempo define a aplicação do carregamento. O carregamento foi dividido em 700 partes, sendo 100 delas para a aplicação da protensão nos parafusos (pela variação da temperatura no fuste dos parafusos) e 600 delas para a aplicação do deslocamento na extremidade da viga. Para a etapa de protensão, adotaram-se incrementos de tempo de no mínimo 0,1 e no máximo 30. Para a etapa da aplicação do deslocamento na extremidade da viga, adotaram-se incrementos de tempo de no mínimo 0,1 e no máximo 10. Vale ressaltar que a definição do valor do incremento a ser considerado no próximo passo de carga é feita automaticamente pelo software, em função dos critérios de convergência e das condições de equilíbrio da solução numérica.

O número máximo de iterações de equilíbrio (NEQIT) foi de 30 para a aplicação do deslocamento na extremidade da viga, e 50 para a aplicação da protensão nos parafusos.

Vale ressaltar que, em virtude do modelo constitutivo adotado para os materiais, com queda abrupta das tensões resistentes para um aumento de 1% no valor final das deformações, representado pelo trecho final descendente das curvas, ocorre por consequência uma queda considerável na rigidez dos elementos. Isso acarreta problemas na convergência dos modelos numéricos, e o colapso das ligações analisadas fica caracterizado pela não convergência dos modelos.



## 5. ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo apresentam-se os resultados finais da pesquisa. Estes resultados são referentes à última calibração do modelo realizada, utilizando-se os seguintes elementos: volumétrico (SOLID95), de barra (BEAM3), e de contato (TARGE170 e CONTA174). Vale ressaltar que os modelos numéricos foram validados com base nos resultados experimentais obtidos na pesquisa de MAGGI (2004).

Concluindo a etapa de validação dos modelos numéricos, partiu-se para a análise paramétrica das ligações, variando-se valores de espessura da chapa de topo (9,5mm, 12,5mm, 16,0mm, 19,0mm, 22,4mm, 25,0mm e 31,5mm) e diâmetro dos parafusos (12,5mm, 16,0mm e 19,0mm). Os resultados obtidos a partir da análise numérica serão comparados com os resultados experimentais obtidos por MAGGI (2004) e com os métodos de dimensionamento apresentados pelos códigos normativos (AISC Design Guide 4, 2003 e EUROCODE 3, 2005).

Serão apresentadas curvas que relacionam força e deslocamento vertical da viga, momento fletor e rotação da ligação, tensão e deformação da chapa de topo, tensão e deformação nos parafusos (para as três linhas), e as deformadas dos parafusos e chapas de topo, bem como os deslocamentos relativos da chapa de topo, perpendiculares ao plano da mesa do pilar (e tomando a mesa como referência), o que permite analisar qualitativamente o efeito alavanca (“*prying action*”).

Para a configuração adotada para os modelos analisados, era esperado que ocorressem grandes deslocamentos. Portanto, optou-se pela análise no regime de grandes deslocamentos (“*large displacement static*”). Porém, para alguns modelos analisados (modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm e chapas com espessura maior ou igual a 19,0mm), houve problemas na convergência da solução numérica. Não se atingiram as tensões últimas para a chapa e para os parafusos, uma vez que estes modelos não atingem grandes deslocamentos. Devido à instabilidade da solução numérica, optou-se nestes casos em analisar os modelos no regime de pequenos deslocamentos (“*small displacement static*”).

Complementando, serão apresentadas as distribuições de tensões e deformações de von Mises para a chapa de topo e para os parafusos, nas etapas de carregamento correspondentes a 20%, 40%, 60%, 80% e 100% do carregamento.

## **5.1 COMPARAÇÃO ENTRE OS ELEMENTOS VOLUMÉTRICOS SOLID45 E SOLID95**

Como foi comentado no capítulo 4, o elemento volumétrico SOLID95, por ser um elemento que conta com a presença de nós intermediários e funções de interpolação quadráticas, mostrou-se mais vantajoso para a representação do comportamento do material do que o SOLID45. O fato de ele ser formado por 8 vértices e 12 nós intermediários, totalizando 20 nós no elemento, permite uma melhor distribuição das tensões no elemento, sendo uma ferramenta muito interessante na representação fiel do início da plastificação do material. Outro ponto interessante, observado e explorado na etapa de análise de resultados desta pesquisa, foi o fato de que, devido à maior discretização do elemento SOLID95, a solução nodal apresenta resultados muito próximos da solução no elemento. Portanto, o tipo de elemento adotado propicia uma melhor observação dos diagramas de fluxo de tensões atuantes na chapa de topo e parafusos.

Na figura 5.1, apresentam-se as curvas tensão x deformação para a chapa de topo, obtidas em modelos discretizados com o elemento SOLID45, para a solução nodal e a solução no elemento. O modelo adotado como referência para a comparação foi o CTEE-C160-P160. Observa-se que a solução nodal não é satisfatória na representação do comportamento real das tensões resistentes para a chapa de topo, uma vez que no início do escoamento da chapa (etapa de plastificação) ocorre perda de rigidez. Isso se explica pelas características fundamentais do tipo de elemento volumétrico utilizado. A solução nodal fornece, em cada nó, a média das tensões no elemento. Desta forma, numericamente, é como se o elemento plastificasse como um todo, representando uma perda de rigidez no material devido à mudança do regime elástico para o plástico. O que não é

verificado para a solução no elemento, que apresenta o comportamento esperado para o material.

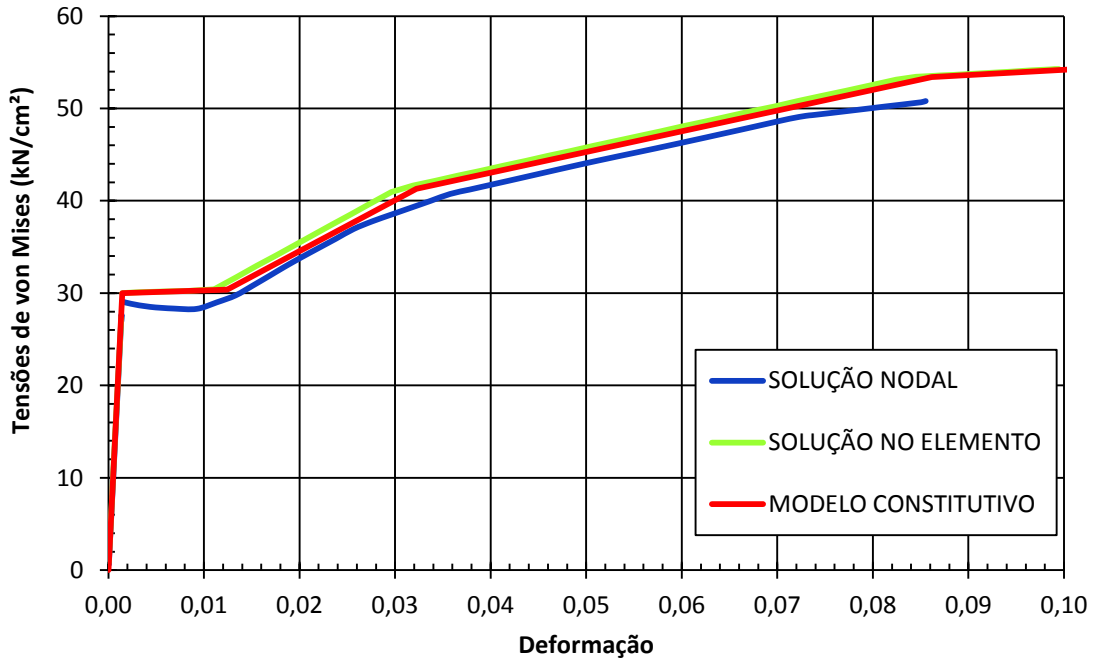


Figura 5.1 – Comparação entre as soluções nodal e no elemento, para o tipo de elemento SOLID45, para a região de maiores tensões na chapa de topo

Na figura 5.2, apresentam-se as curvas tensão x deformação para a chapa de topo, obtidas em modelos discretizados com o elemento SOLID95, para a solução nodal e a solução no elemento. O modelo adotado como referência para a comparação foi o CTEE-C160-P160. Observa-se que, diferentemente do apresentado acima, a solução nodal é praticamente idêntica à solução no elemento, e ambas apresentam comportamento muito próximo ao estipulado para o modelo constitutivo do material. Como o elemento SOLID95 apresenta nós intermediários, totalizando 20 nós por elemento, a solução nodal tende a ser mais precisa, uma vez que a média para cada nó apresenta intervalos menores, fazendo a solução tender para o que ocorre na análise do elemento. Desta forma, conclui-se que o elemento SOLID95 apresenta resultados melhores que o SOLID45, apesar de dispensar um tempo maior na etapa de processamento dos modelos numéricos. Enquanto os modelos discretizados com o elemento SOLID45 levam, em média, 5 horas para

serem processados, os modelos com o SOLID95 levam em torno de 16 horas para concluírem o processamento.

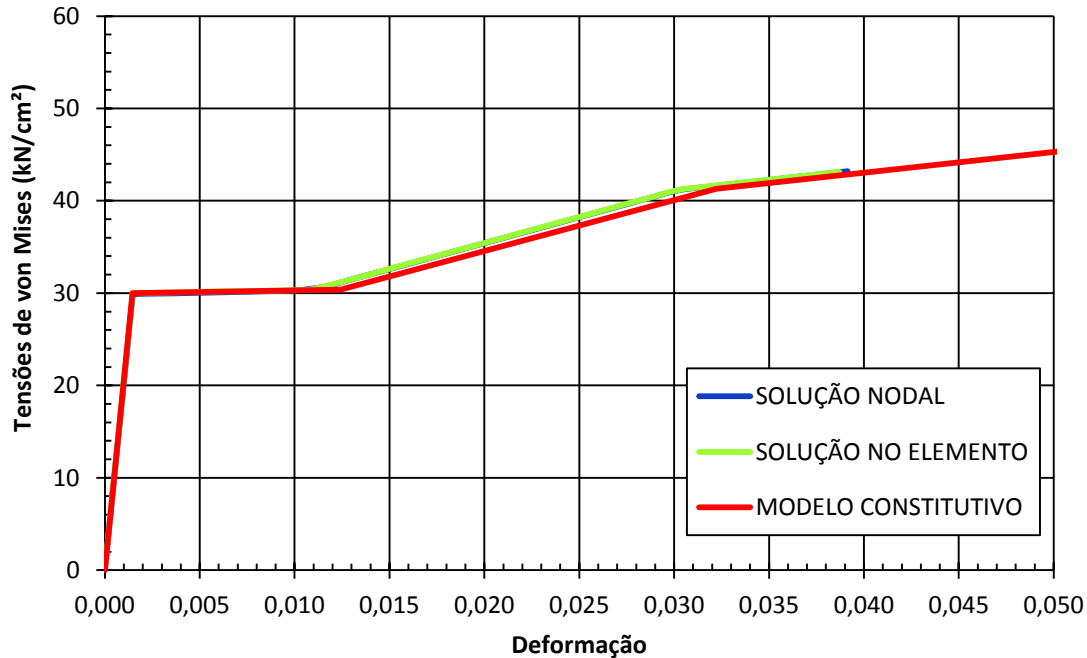


Figura 5.2 – Comparação entre as soluções nodal e no elemento, para o tipo de elemento SOLID95, para a região de maiores tensões na chapa de topo

Grande parte dos resultados apresentados na sequência é obtida da solução nodal, seja pela facilidade e rapidez em obter os resultados, ou pela necessidade (por exemplo, os deslocamentos nodais da chapa de topo nas seções de interesse, na avaliação do efeito alavanca), e conforme foi apresentado anteriormente, o elemento SOLID95 apresenta resultados melhores na etapa de plastificação do material, evitando distorções; e também a solução nodal é muito próxima da solução para os elementos. Por estas razões, houve a opção por processar todos os modelos numéricos utilizando-se elementos volumétricos SOLID95, e elementos de contato TARGE170 e CONTA174, na análise paramétrica.

## 5.2 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS MISTOS BARRA-VOLUME E OS MODELOS TOTALMENTE VOLUMÉTRICOS

Os modelos onde a viga é discretizada em duas partes, com o primeiro terço discretizado em elementos volumétricos; e o restante, em elementos de barra, apresentam grande eficácia, por apresentarem processamento mais rápido que os modelos totalmente discretizados em elementos volumétricos. Conhecida a eficácia, parte-se para a verificação da eficiência. Com a finalidade de verificar a qualidade dos resultados apresentados pelos modelos discretizados em barra e volume, optou-se por elaborar e processar um modelo totalmente discretizado em elementos de volume, novamente utilizando como referência o modelo CTEE-C160-P160. Nas figuras 5.3 e 5.4 apresentam-se as comparações entre os dois modelos, com curvas tensão x deformação na chapa de topo, para a solução nodal e no elemento, respectivamente.

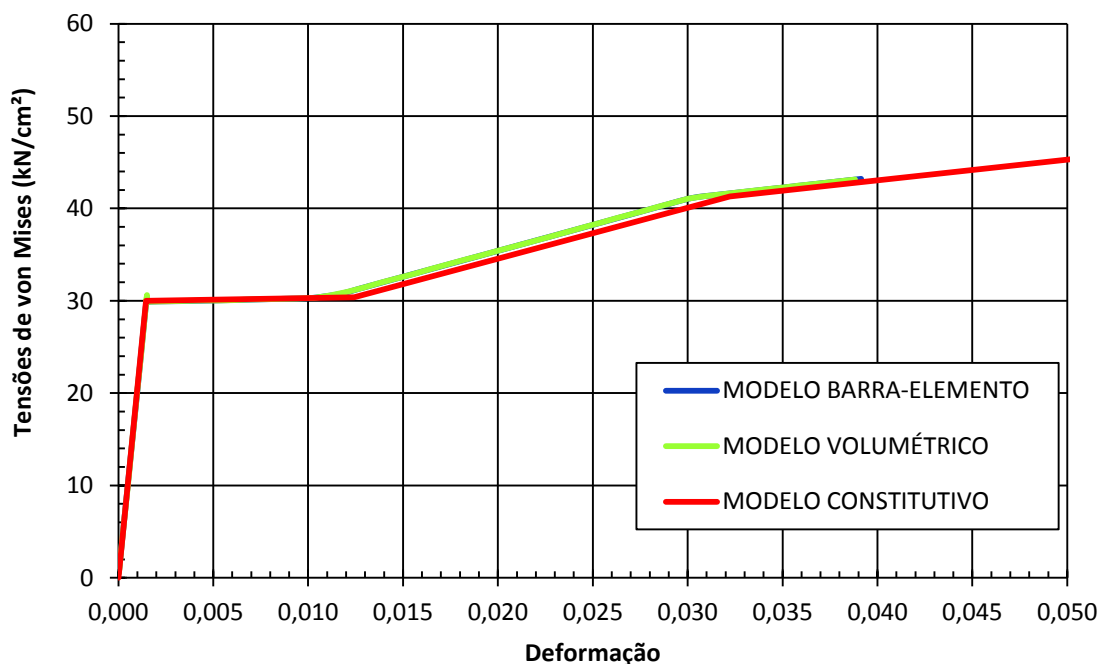


Figura 5.3 – Comparação entre as curvas tensão x deformação para os modelos barra-volumétricos e totalmente volumétricos, na solução nodal, para a região de maiores tensões na chapa de topo

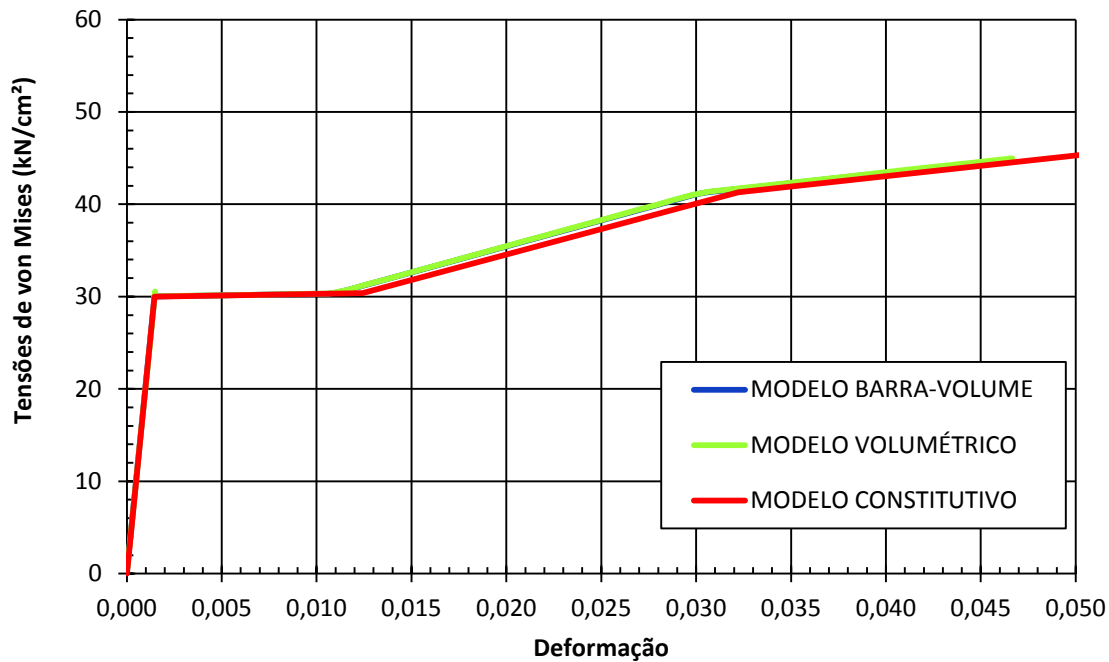


Figura 5.4 – Comparação entre as curvas tensão x deformação para os modelos barra-volumétricos e totalmente volumétricos, na solução no elemento, para a região de maiores tensões na chapa de topo

Conforme se pode observar a partir das curvas tensão x deformação na chapa de topo, os resultados obtidos com o modelo barra-volumétrico são muito próximos dos obtidos com o modelo totalmente volumétrico, o que comprova a eficiência dos modelos com a viga discretizada parte em elementos de barra e parte em elementos volumétricos. Na figura 5.5, apresentam-se as comparações para as curvas força x deslocamento, obtidas para a extremidade da viga.



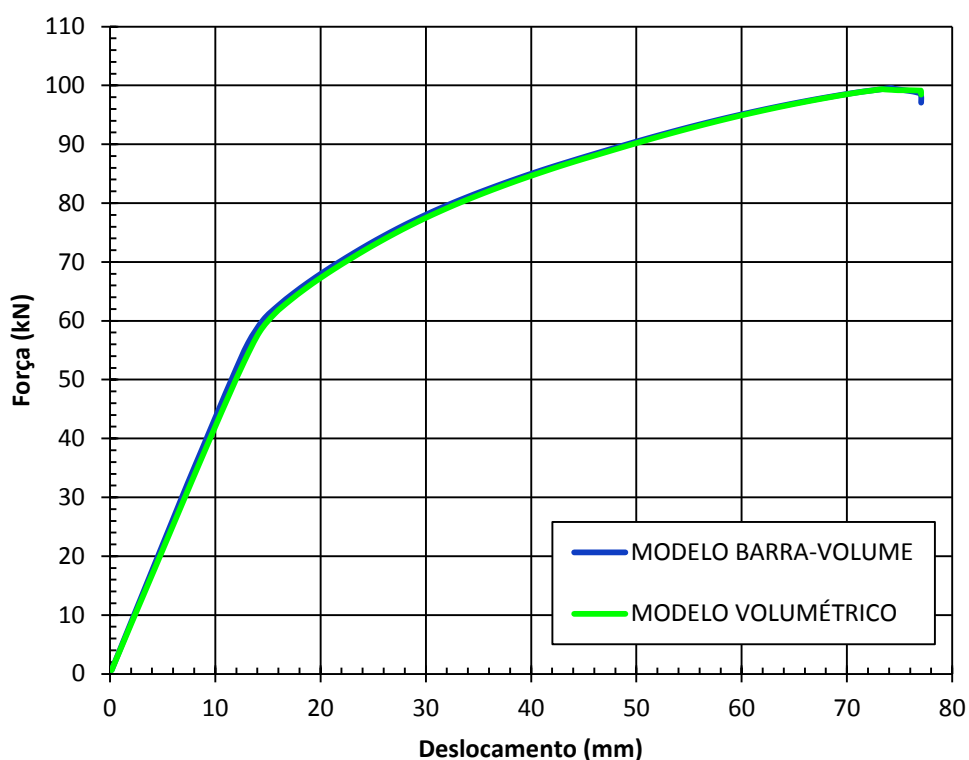


Figura 5.5 – Comparação entre as curvas força x deslocamento na extremidade da viga, para os modelos barra-volumétricos e totalmente volumétricos

Novamente, conforme se pode observar a partir da curva força x deslocamento em seção localizada na extremidade da viga, os resultados obtidos com o modelo barra-volumétrico são praticamente idênticos aos obtidos com o modelo totalmente volumétrico, o que comprova a eficiência dos modelos com a viga discretizada parte em elementos de barra e parte em elementos volumétricos.

Conforme se pôde constatar, ao observar as figuras 5.3, 5.4 e 5.5, a consideração do modelo composto por barras e elementos, na região da viga, é bastante satisfatória, pois permite diminuir o número de elementos finitos discretizados no modelo, permite diminuir o número de graus de liberdade e apresenta resultados muito próximos aos obtidos com o modelo composto na totalidade por elementos volumétricos. O processamento é feito em um tempo menor, e os resultados são praticamente idênticos, o que valida e ratifica a consideração de tal simplificação na modelagem numérica de ligações.

A partir da ratificação das situações comentadas neste item, optou-se por utilizar os modelos simplificados, onde a viga é discretizada em elementos de volume (no primeiro terço do comprimento, na direção da chapa de topo para a extremidade), e em elementos de barra (nos dois terços finais da extensão da viga).

### 5.3 CURVAS FORÇA X DESLOCAMENTO (EXTREMIDADE DA VIGA)

A seguir, apresentam-se as curvas força x deslocamento, com a força aplicada na extremidade livre da viga (sob controle de deslocamentos), de cima para baixo, e o deslocamento verificado também na extremidade. Os modelos são divididos em grupos com parafusos de diâmetro 12,5mm, 16,0mm e 19,0mm. Para cada grupo, variou-se a espessura das chapas de topo, para os valores: 9,5mm, 12,5mm, 16,0mm, 19,0mm, 22,4mm, 25,0mm e 31,5mm. Alguns modelos analisados são inviáveis de serem utilizados na prática, como por exemplo, os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm e chapas espessas (com espessura maior ou igual a 19,0mm); ou ainda modelos com chapas finas (espessura de 9,5mm) e parafusos de diâmetros maiores (diâmetro de 16,0mm ou 19,0mm, por exemplo). Porém, por motivos de comparação de resultados e enriquecimento da análise paramétrica, eles foram incluídos em algumas análises.

#### 5.3.1 Modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm

O primeiro grupo de ligações analisadas foram os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm. A identificação dos modelos, bem como a espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos, são listados a seguir:

CTEE-C095-P125:  $t_{ch} = 9,5mm$  e  $d_p = 12,5mm$ .

CTEE-C125-P125:  $t_{ch} = 12,5mm$  e  $d_p = 12,5mm$ .

CTEE-C160-P125:  $t_{ch} = 16,0mm$  e  $d_p = 12,5mm$ .

CTEE-C190-P125:  $t_{ch} = 19,0mm$  e  $d_p = 12,5mm$ .

CTEE-C224-P125:  $t_{ch} = 22,4mm$  e  $d_p = 12,5mm$ .

CTEE-C250-P125:  $t_{ch} = 25,0mm$  e  $d_p = 12,5mm$ .

Na figura 5.6, apresentam-se as curvas força *versus* deslocamento, para o nó localizado na extremidade da viga, para os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm.

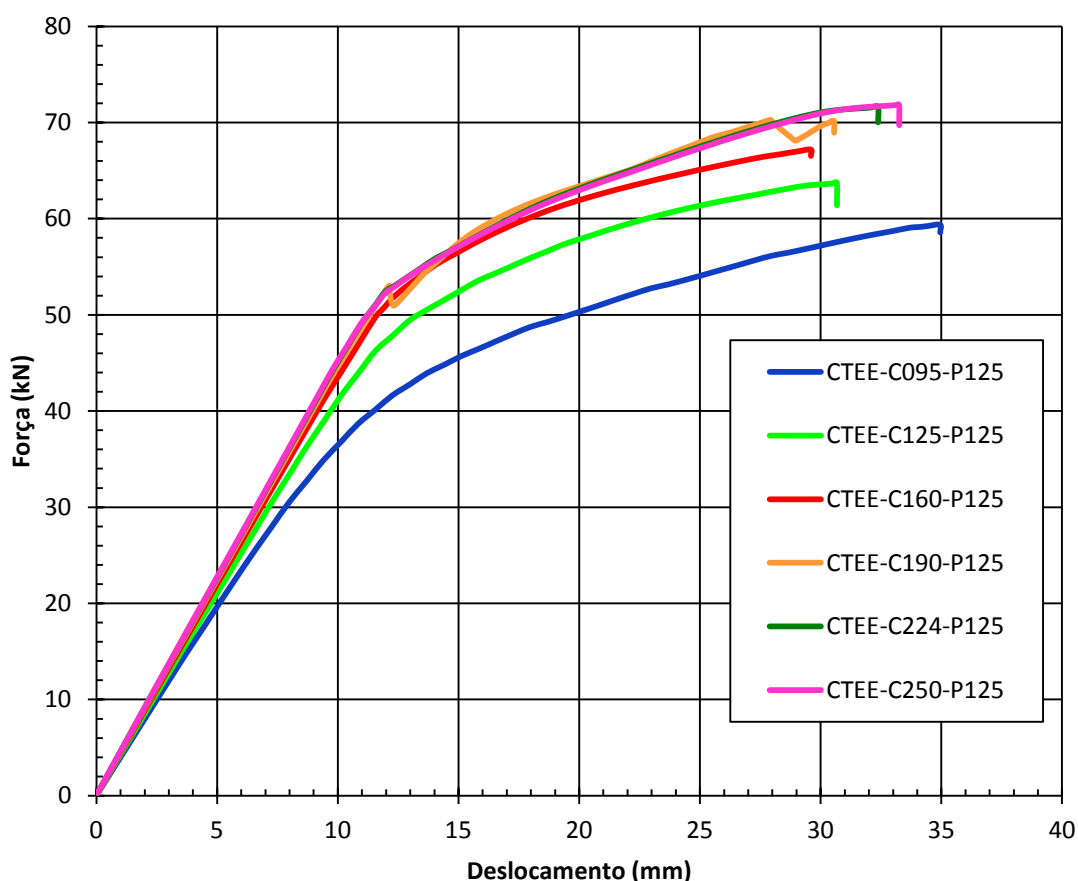


Figura 5.6 – Curvas força x deslocamento na extremidade da viga para os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm

Conforme apresentado na figura 5.6, o comportamento da curva para os modelos com espessura de chapa maior ou igual a 19,0mm é semelhante, o que comprova a inviabilidade em se considerar chapas de topo com espessura maior que 19,0mm no dimensionamento de ligações do tipo (com parafusos de diâmetro pequeno).

Outra observação pertinente no comportamento dos modelos analisados é a verificação de alguns pontos de instabilidade na curva para o modelo CTEE-C190-

P125 (chapa com espessura de 19,0mm). O que foi observado, na etapa de processamento dos modelos numéricos, é que este foi um dos modelos que apresentaram problemas na convergência. Ele foi processado, inicialmente, no regime dos grandes deslocamentos. Porém, ao final do processamento, não se atingiu a condição considerada ideal para o processamento, que é a não convergência da solução numérica, atingindo-se o Estado Limite Último da chapa de topo ou dos parafusos. Conclui-se que este modelo apresentou comportamento intermediário entre o regime dos grandes e pequenos deslocamentos. A seguir, ele foi processado com análise no regime de pequenos deslocamentos, e o critério de convergência estipulado foi alcançado. Porém, a instabilidade numérica foi verificada na apresentação da curva acima, devido a este comportamento intermediário do modelo.

Os demais modelos, com espessuras de chapa superiores a 19,0mm, também foram processados com análise estática no regime dos pequenos deslocamentos, e não apresentaram problemas na convergência e nem nos resultados, uma vez que se encaixam, de fato, na condição de pequenos deslocamentos.

Conforme afirmado anteriormente, é inviável a utilização de ligações com parafusos de pequeno diâmetro (como é o caso, 12,5mm) com chapas espessas (espessura maior ou igual a 19,0mm), conforme pôde ser comprovado. Os modelos foram incluídos na análise apenas por motivos de comparação.

### 5.3.2 Modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm

O segundo grupo de ligações analisadas foram os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm. A identificação dos modelos, bem como a espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos, são listados a seguir:

CTEE-C095-P160:  $t_{ch} = 9,5mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

CTEE-C125-P160:  $t_{ch} = 12,5mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

CTEE-C160-P160:  $t_{ch} = 16,0mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

CTEE-C190-P160:  $t_{ch} = 19,0mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

CTEE-C224-P160:  $t_{ch} = 22,4mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

CTEE-C250-P160:  $t_{ch} = 25,0mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

CTEE-C315-P160:  $t_{ch} = 31,5mm$  e  $d_p = 16,0mm$ .

Na figura 5.7, apresentam-se as curvas força *versus* deslocamento, para o nó localizado na extremidade da viga, para os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm.

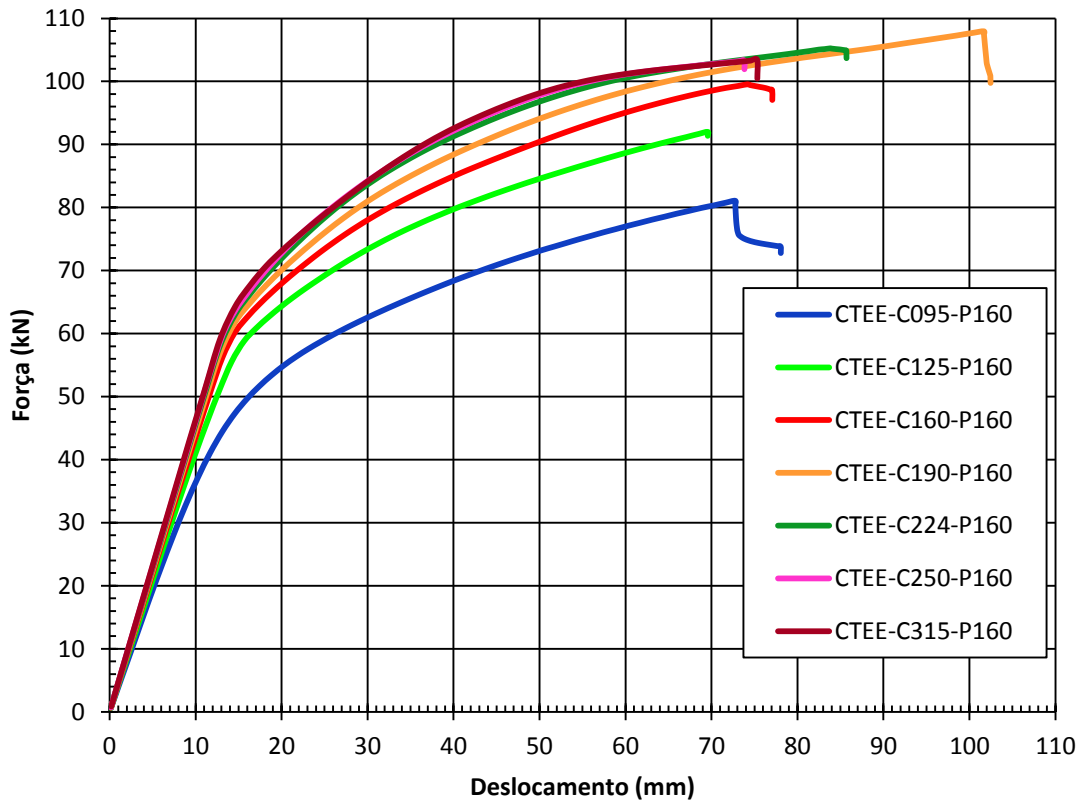


Figura 5.7 – Curvas força x deslocamento na extremidade da viga para os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm

Conforme apresentado na figura acima, o comportamento da curva para os modelos com espessura de chapa maior ou igual a 22,4mm é semelhante, o que comprova a inviabilidade em se considerar chapas de topo com espessura maior que 22,4mm no dimensionamento de ligações do tipo (com parafusos de diâmetro 16,0mm).

Esta categoria de modelos numéricos (de parafusos com diâmetro 16,0mm) foi importante na modelagem, uma vez que alguns dos modelos puderam ser comparados e validados a partir de resultados experimentais fornecidos por MAGGI (2004), em seu trabalho de doutorado. Os modelos CTEE-C160-P160, CTEE-C190-P160 e CTEE-C250-P160 (figura 5.8) podem ser correlacionados aos modelos CTEE1, CTEE2 e CTEE3 de MAGGI (2004), respectivamente.

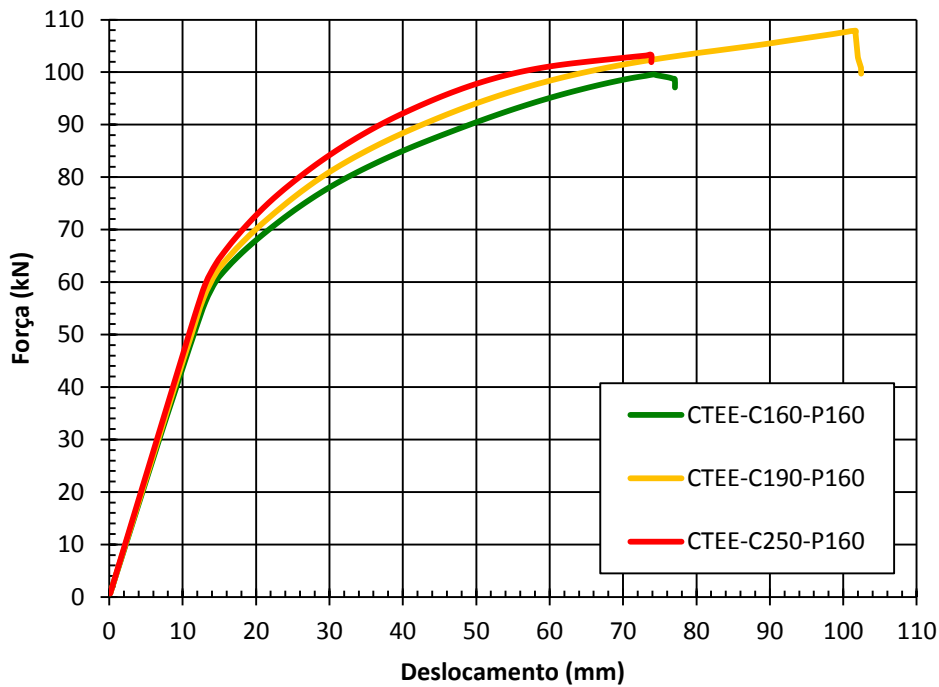


Figura 5.8 – Curvas força x deslocamento, na extremidade da viga, para os modelos CTEE-C160-P160, CTEE-C190-P160 e CTEE-C250-P160

Os protótipos experimentais de MAGGI (2004), os quais servirão de parâmetro para comparações com os resultados numéricos obtidos no presente trabalho, são listados na sequência. Tratam-se de ligações com chapa de topo estendida e enrijecidas (CTEE), com chapas de topo de espessura 16,0mm, 19,0mm e 25,0mm, e parafusos de diâmetro 16,0mm.

#### Modelo CTEE1 (MAGGI, 2004):

$$t_{ch} = 16,0mm$$

$$d_p = 16,0mm$$

**Modelo CTEE2 (MAGGI, 2004):**

$$t_{ch} = 19,0mm$$

$$d_p = 16,0mm$$

**Modelo CTEE3 (MAGGI, 2004):**

$$t_{ch} = 25,0mm$$

$$d_p = 16,0mm$$

Na figura 5.9, apresentam-se os resultados experimentais para os protótipos citados anteriormente, com as curvas força x deslocamento, para a extremidade da viga. Como nos ensaios consideraram-se modelos com vigas conectadas nas duas faces do pilar, foram gerada duas curvas para cada protótipo CTEE.

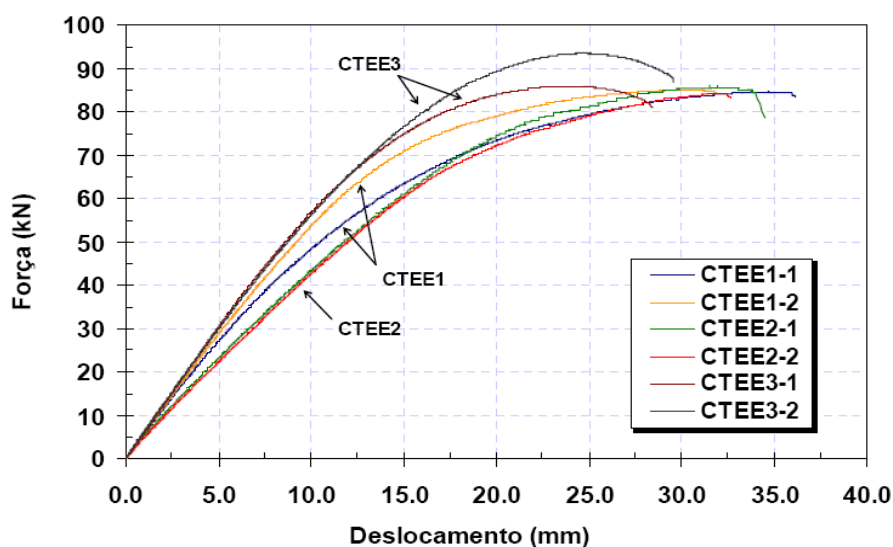


Figura 5.9 – Curvas força-deslocamento na extremidade da viga para os protótipos CTEE (MAGGI, 2004)

Na figura 5.10, apresentam-se as curvas força x deslocamento para os protótipos CTEE1 e CTEE3, com os resultados numéricos e experimentais.

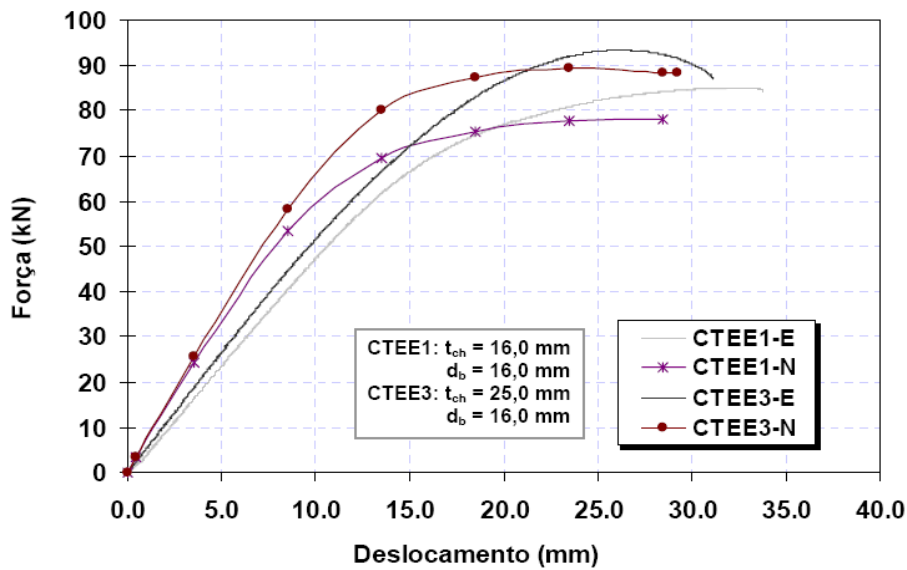


Figura 5.10 – Curvas força-deslocamento na extremidade da viga para os resultados numéricos e experimentais – CTEE1 e CTEE3 (MAGGI, 2004)

Na sequência, conforme observado na figura 5.11, isolam-se trechos das curvas força x deslocamento, na extremidade da viga, para os modelos numéricos CTEE-C160-P160, CTEE-C190-P160 e CTEE-C250-P160, para fins de comparação com os resultados experimentais de MAGGI (2004).

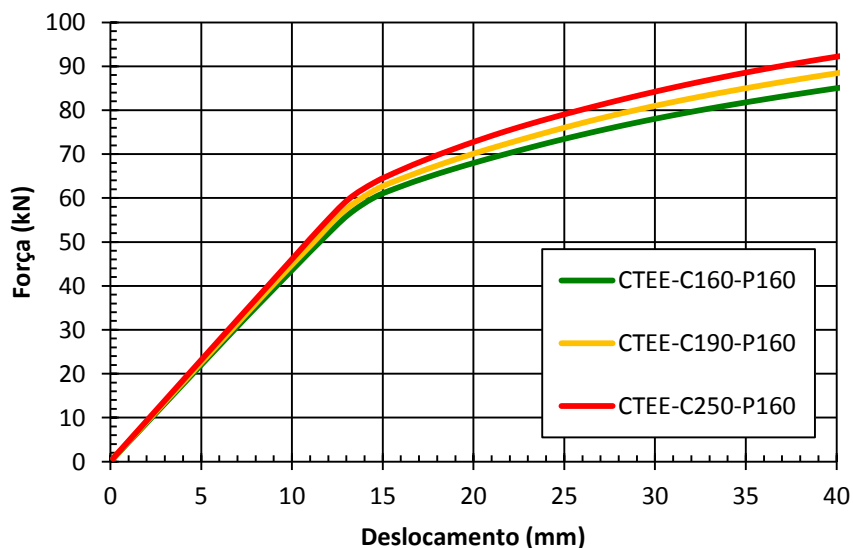


Figura 5.11 – Trecho das curvas força x deslocamento na extremidade da viga para os modelos CTEE-C160-P160, CTEE-C190-P160 e CTEE-C250-P160, para comparação com os resultados de MAGGI (2004)



A fim de comparar os resultados numéricos e experimentais obtidos por MAGGI (2004) com os resultados numéricos obtidos no presente trabalho, foram criadas tabelas com os valores de deslocamento na extremidade da viga (em milímetros), em função de valores conhecidos de forças aplicadas (0, 20kN, 40kN, 60kN e 80kN).

A tabela 5.1 apresenta os valores aproximados dos deslocamentos na extremidade da viga, obtidos para os modelos com chapa de topo de espessura 16,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm, comparando os resultados numéricos e experimentais de MAGGI (2004) com os resultados numéricos apresentados neste trabalho. Os deslocamentos apresentados na tabela 5.1 (em milímetros) são em função de valores conhecidos de forças aplicadas (0, 20kN, 40kN, 60kN e 80kN).

Tabela 5.1 – Deslocamentos na extremidade da viga (em milímetros) para os modelos com chapa de topo de espessura 16,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm

		Força (kN)				
		0,0	20,0	40,0	60,0	80,0
BERGAMASCO (2012) NUMÉRICO	CTEE-C160-P160	0,0	4,0	9,0	14,5	33,0
MAGGI (2004) NUMÉRICO	CTEE1-N	0,0	2,5	6,0	10,0	-
MAGGI (2004)	CTEE1-1	0,0	3,5	8,0	13,5	25,5
EXPERIMENTAL	CTEE1-2	0,0	3,5	7,0	11,5	21,0

A tabela 5.2 apresenta os valores aproximados dos deslocamentos na extremidade da viga, obtidos para os modelos com chapa de topo de espessura 19,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm, comparando os resultados numéricos e experimentais de MAGGI (2004) com os resultados numéricos apresentados neste trabalho. Os deslocamentos apresentados na tabela 5.2 (em milímetros) são em função de valores conhecidos de forças aplicadas (0, 20kN, 40kN, 60kN e 80kN).

Tabela 5.2 – Deslocamentos na extremidade da viga (em milímetros) para os modelos com chapa de topo de espessura 19,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm

		Força (kN)				
		0,0	20,0	40,0	60,0	80,0
BERGAMASCO (2012) NUMÉRICO	CTEE-C190-P160	0,0	4,0	9,0	14,0	29,0
MAGGI (2004) NUMÉRICO	-	-	-	-	-	-
MAGGI (2004) EXPERIMENTAL	CTEE2-1	0,0	4,0	9,0	15,0	23,5
	CTEE2-2	0,0	4,0	9,0	15,0	25,5

A tabela 5.3 apresenta os valores aproximados dos deslocamentos na extremidade da viga, obtidos para os modelos com chapa de topo de espessura 25,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm, comparando os resultados numéricos e experimentais de MAGGI (2004) com os resultados numéricos apresentados neste trabalho. Os deslocamentos apresentados na tabela 5.3 (em milímetros) são em função de valores conhecidos de forças aplicadas (0, 20kN, 40kN, 60kN e 80kN).

Tabela 5.3 – Deslocamentos na extremidade da viga (em milímetros) para os modelos com chapa de topo de espessura 25,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm

		Força (kN)				
		0,0	20,0	40,0	60,0	80,0
BERGAMASCO (2012) NUMÉRICO	CTEE-C250-P160	0,0	4,0	8,5	13,0	26,0
MAGGI (2004) NUMÉRICO	CTEE3-N	0,0	2,5	6,0	8,5	13,5
MAGGI (2004) EXPERIMENTAL	CTEE3-1	0,0	3,5	7,0	11,0	17,5
	CTEE3-2	0,0	3,5	7,0	11,0	16,5

Conforme resultados apresentados nas figuras 5.9, 5.10 e 5.11 e nas tabelas 5.1, 5.2 e 5.3, comparando-se os resultados obtidos neste trabalho com os apresentados por MAGGI (2004), verifica-se que os modelos numéricos apresentaram resultados próximos aos modelos experimentais de MAGGI (2004), situação esta considerada ideal na representação do comportamento das ligações.

Os resultados numéricos de MAGGI (2004) apresentaram valores de deslocamento inferiores aos verificados neste trabalho e nos protótipos experimentais do próprio autor, em virtude do modelo constitutivo considerado na caracterização do material dos parafusos, com resistência ao escoamento e resistência última abaixo dos valores teóricos para parafusos ASTM A325, reduzindo a resistência da ligação e interferindo nos deslocamentos.

Conclui-se, portanto, que os modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho apresentaram-se satisfatórios na simulação do comportamento das ligações com parafusos de diâmetro 16,0mm e chapas de espessuras 16,0mm, 19,0mm e 25,0mm, com resultados de deslocamentos em resposta a esforços aplicados muito próximos do considerado real (resultado experimental).

Quanto ao colapso da ligação, verificou-se que os modelos numéricos deste trabalho apresentaram ligações com maior ductilidade em comparação aos protótipos experimentais. Isto se deve às propriedades dos materiais, consideradas na modelagem, uma vez que os modelos constitutivos das chapas foram adotados iguais ao verificado na caracterização experimental, enquanto que o modelo constitutivo dos parafusos foi adotado para as tensões teóricas (em virtude da falta dos dados experimentais). Provavelmente, os parafusos considerados na modelagem apresentaram deformações maiores que o verificado na situação do ensaio, permitindo à ligação deformações e rotações maiores que o verificado no ensaio experimental. Com isso, os modelos numéricos das ligações apresentaram um patamar de escoamento prolongado, em comparação com a realidade (ensaio experimental).

Como o objetivo do trabalho não é analisar as ligações no Estado Limite Último, mas sim avaliar qualitativa e quantitativamente os estágios de carregamento, bem como as deformações, deslocamentos, e rotações verificadas na ligação (no aspecto geral) e nos elementos individuais componentes da ligação (chapas,

parafusos,...) ao longo do período de aplicação do carregamento, consideraram-se satisfatórios os resultados obtidos.

Como também não é objetivo da análise numérica utilizar-se de critérios de “tentativa e erro” a fim de obter resultados idênticos à análise experimental (uma vez que estaríamos mascarando a realidade), mas sim desenvolver um estudo sobre o assunto, considerou-se que os modelos numéricos estão coerentes com os resultados experimentais, e portanto, estão validados, dando prosseguimento à pesquisa e ao estudo paramétrico das ligações.

### 5.3.3 Modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm

O terceiro grupo de ligações analisadas foram os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm. A identificação dos modelos, bem como a espessura da chapa de topo e diâmetro dos parafusos, são listados a seguir:

CTEE-C095-P190:  $t_{ch} = 9,5mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

CTEE-C125-P190:  $t_{ch} = 12,5mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

CTEE-C160-P190:  $t_{ch} = 16,0mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

CTEE-C190-P190:  $t_{ch} = 19,0mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

CTEE-C224-P190:  $t_{ch} = 22,4mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

CTEE-C250-P190:  $t_{ch} = 25,0mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

CTEE-C315-P190:  $t_{ch} = 31,5mm$  e  $d_p = 19,0mm$ .

Na figura 5.12, apresentam-se as curvas força *versus* deslocamento, para o nó localizado na extremidade da viga, para os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm.

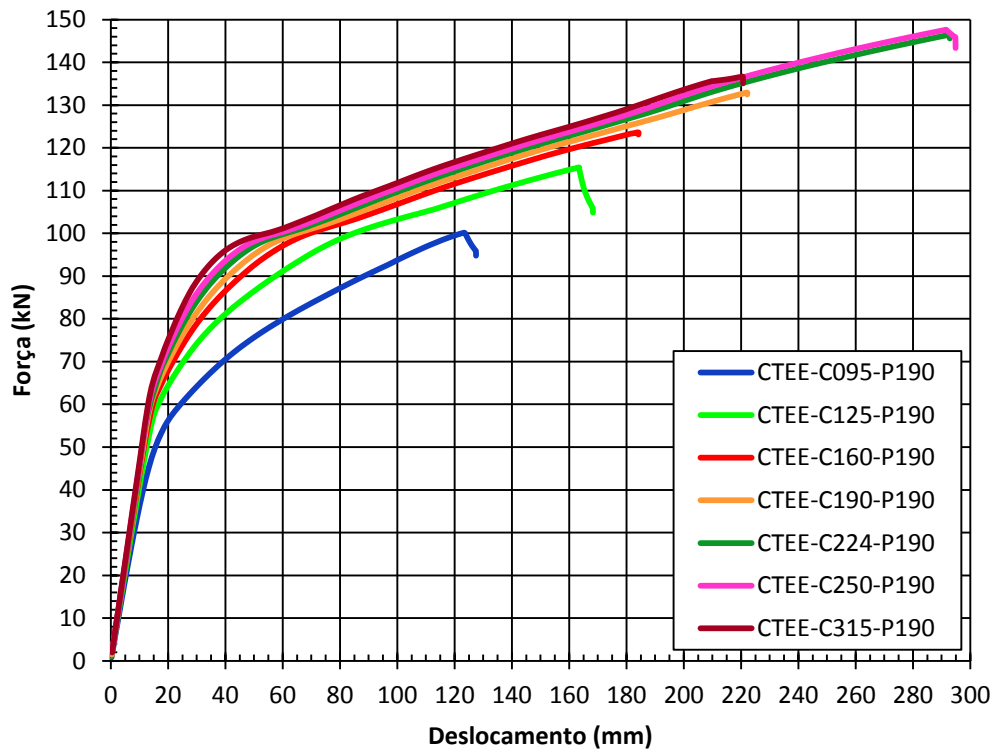


Figura 5.12 – Curvas força x deslocamento na extremidade da viga para os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm

Conforme observado na figura 5.12, os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm caracterizam-se por apresentar grandes deslocamentos, devido à geometria dos elementos utilizados (parafuso de grande diâmetro, e chapas espessas).

#### 5.4 CURVAS MOMENTO X ROTAÇÃO

A obtenção da relação momento x rotação para as ligações analisadas numericamente é feita indiretamente a partir dos resultados de força na extremidade da viga, e de deslocamentos horizontais verificados na chapa de topo. O momento fletor é obtido do produto da força aplicada na extremidade da viga pelo comprimento da viga mais a espessura da chapa de topo. A rotação da ligação é o ângulo obtido pela função arcotangente da diferença entre os deslocamentos horizontais da chapa de topo nas regiões das mesas da viga, em relação à altura da viga (medida de centro a centro entre as mesas inferior e superior da viga). A

obtenção do ângulo de rotação pode ser vista na figura 5.13, com a zona tracionada representada na região inferior da ligação, de acordo com a configuração dos protótipos experimentais de MAGGI (2004), com a inversão na montagem dos modelos em função da aplicação do carregamento. Para as análises apresentadas na sequência deste trabalho, a zona tracionada da ligação será considerada na região superior da ligação, ao contrário do que é apresentado na figura 5.13.

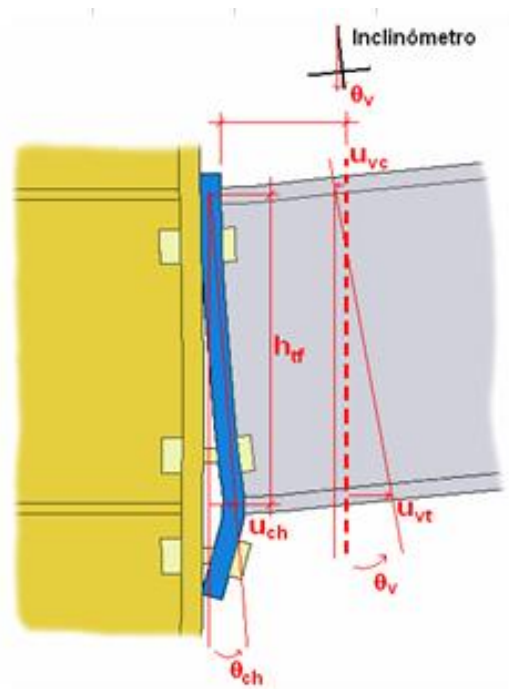


Figura 5.13 – Representação esquemática para o cálculo do ângulo de rotação da ligação, invertida, com a zona tracionada na região inferior (MAGGI, 2004)

A seguir, apresentam-se os resultados de momento fletor x rotação na chapa, para os modelos numéricos analisados. O momento de plastificação da viga vale  $M_{pl} = 139,44 \text{ kN.m}$ , e define se o colapso ocorre na ligação ou na viga. Para momentos resistentes da ligação inferiores ao momento de plastificação da viga, o colapso ocorre na ligação. Para momentos resistentes da ligação maiores que o momento de plastificação da viga, o colapso ocorre na viga, e a ligação é considerada como totalmente resistente, segundo critérios de classificação.

### 5.4.1 Modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm

Na figura 5.14, apresentam-se as curvas momento fletor *versus* rotação na chapa, para os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm.

$$M_{pl} = 139,44 \text{ kN.m}$$

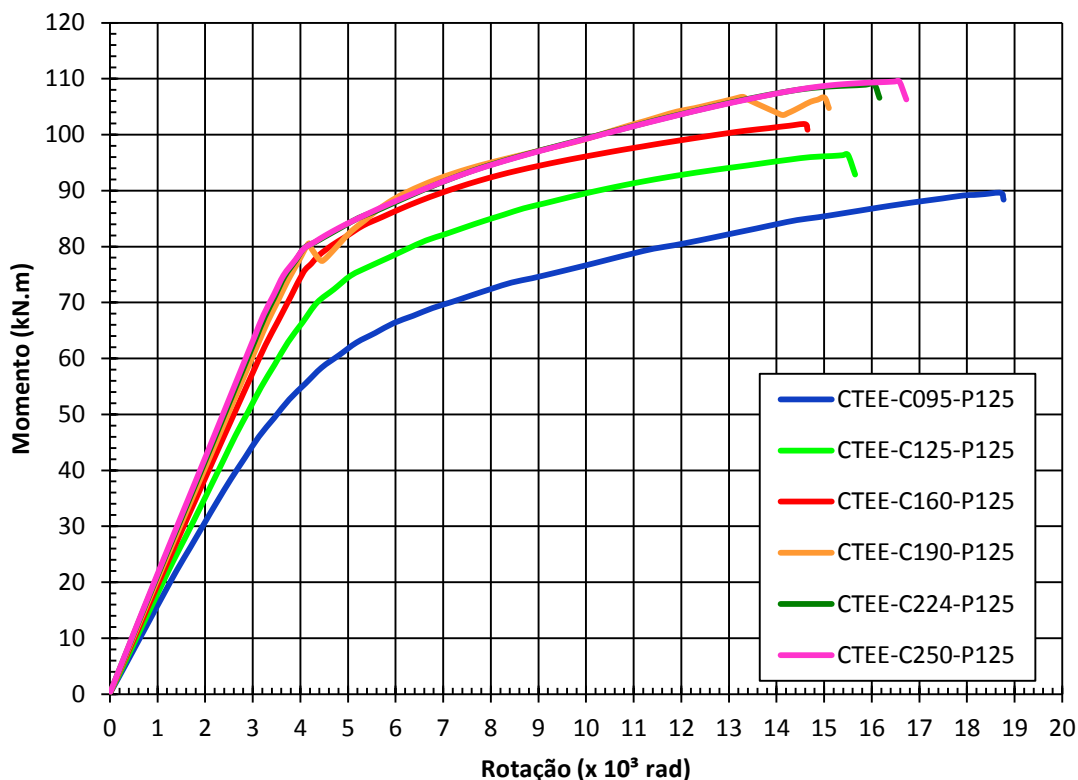


Figura 5.14 – Curvas momento fletor x rotação na chapa para os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm

Observa-se, na figura 5.14, que para os modelos com parafuso de diâmetro 12,5mm, nenhuma ligação atingiu o momento de plastificação da viga, o que caracteriza um colapso na ligação, com a ruptura dos parafusos. A partir dos modelos com chapa de topo de espessura maior ou igual a 19,0mm, todos os modelos apresentam comportamento momento x rotação semelhante. A partir da observação da inclinação inicial dos gráficos (cuja derivada da curva representa a rigidez rotacional inicial da ligação), verifica-se um aumento gradativo da rigidez inicial da ligação com o aumento da espessura da chapa de topo. Como este grupo de modelos apresenta característica marcante de serem compostos por parafusos

de pequeno diâmetro, o esperado é que ocorra ruptura nas linhas de parafusos tracionados, logo a espessura da chapa de topo não é uma variável de grande relevância. São classificadas como parcialmente resistentes.

#### 5.4.2 Modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm

Na figura 5.15, apresentam-se as curvas momento fletor *versus* rotação na chapa, para os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm.

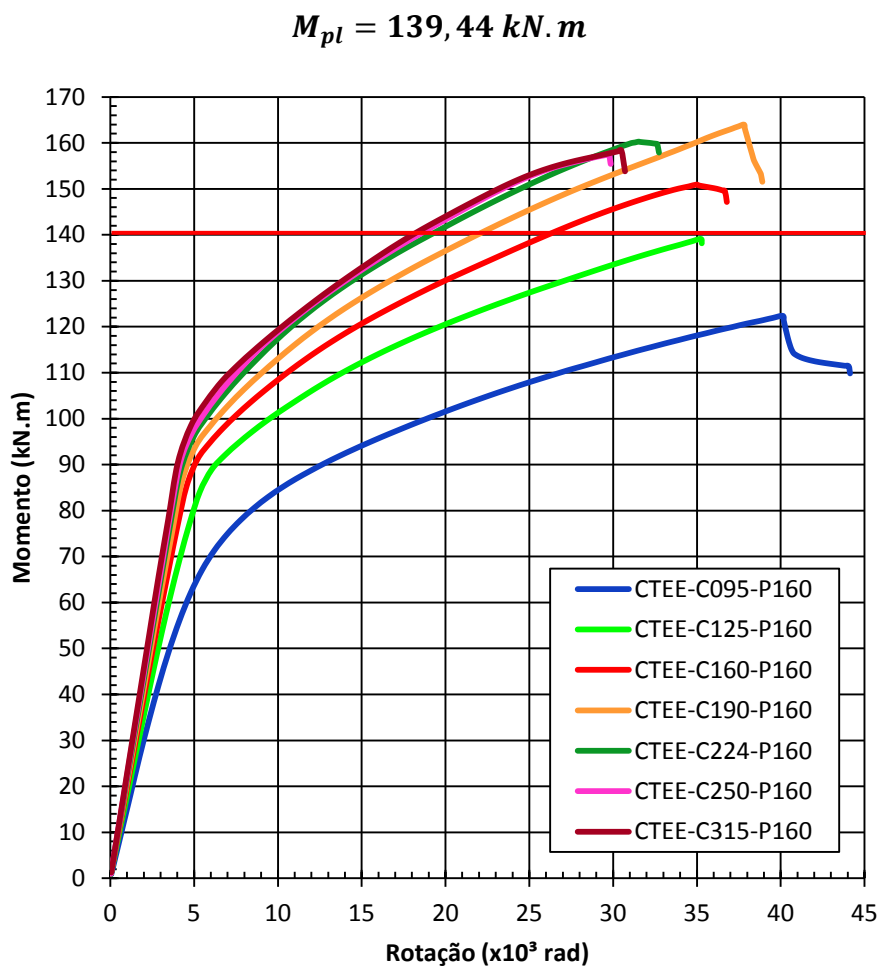


Figura 5.15 – Curvas momento fletor x rotação na chapa para os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm

Para este grupo de modelos, as ligações com chapa de topo de espessuras 9,5mm e 12,5mm apresentam resistência inferior ao momento de plastificação na



viga. Para elas, o modo de falha ocorre na ligação, nos parafusos com verificação do efeito alavanca, conforme será apresentado graficamente na sequência do trabalho. As demais ligações apresentam capacidade resistente muito próxima ao momento de plastificação. Para as ligações com chapa de topo de espessura maior ou igual a 22,4 mm, o comportamento delas é semelhante. A rigidez inicial do modelo CTEE-C095-P160 é bem inferior a dos demais modelos, que apresentam rigidez inicial muito semelhante.

#### 5.4.3 Modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm

Na figura 5.16, apresentam-se as curvas momento fletor *versus* rotação na chapa, para os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm.

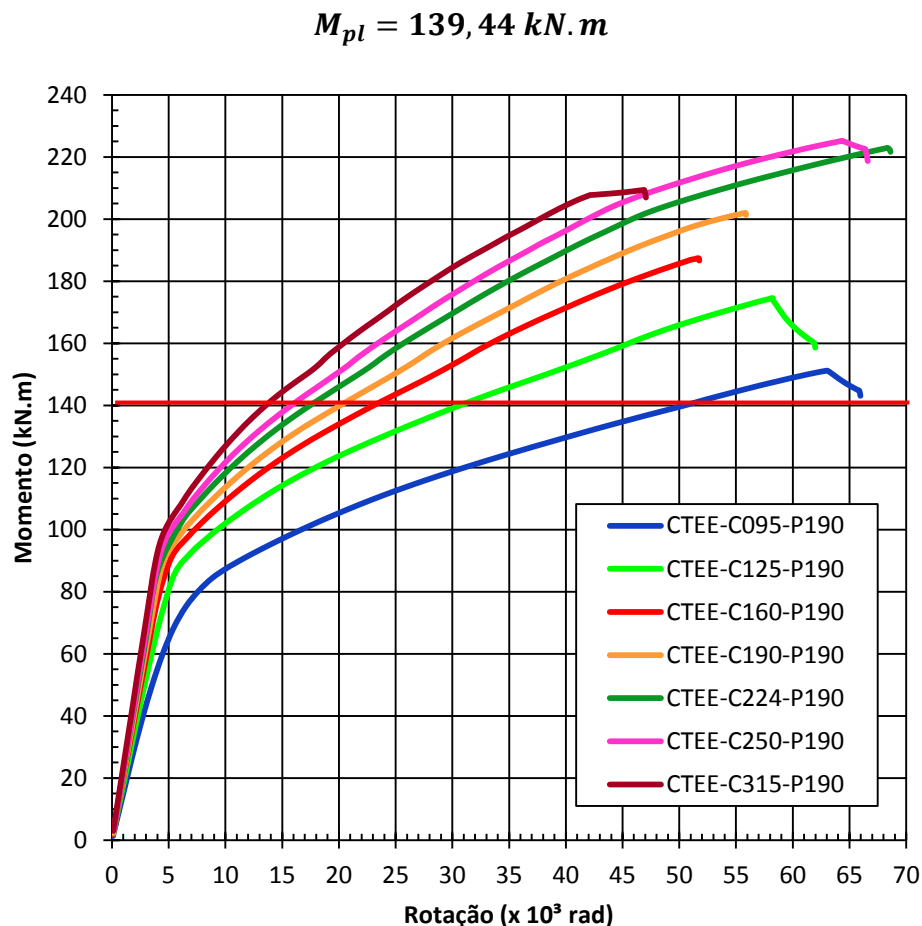


Figura 5.16 – Curvas momento fletor x rotação na chapa para os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm

Neste grupo de modelos, verificam-se resistências superiores ao momento de plastificação da viga, por serem ligações com grande rigidez e resistência (chapas espessas e parafusos de grande diâmetro). No caso delas, para grandes solicitações, o limitante da ligação é a resistência da viga. Verifica-se, com o aumento da espessura da chapa de topo, um aumento considerável da capacidade resistente das ligações, permitindo classificá-las como ligações completamente resistentes.

A seguir, apresentam-se alguns resultados experimentais e numéricos obtidos por MAGGI (2004) para a relação momento fletor x rotação na chapa, para os modelos CTEE1 (correlação com o CTEE-C160-P160), CTEE2 (correlação com o CTEE-C190-P160) e CTEE3 (correlação com o CTEE-C250-P160).

Na figura 5.17, apresentam-se os resultados experimentais para os protótipos apresentados acima, com as curvas momento x rotação, obtidos com o auxílio do inclinômetro.

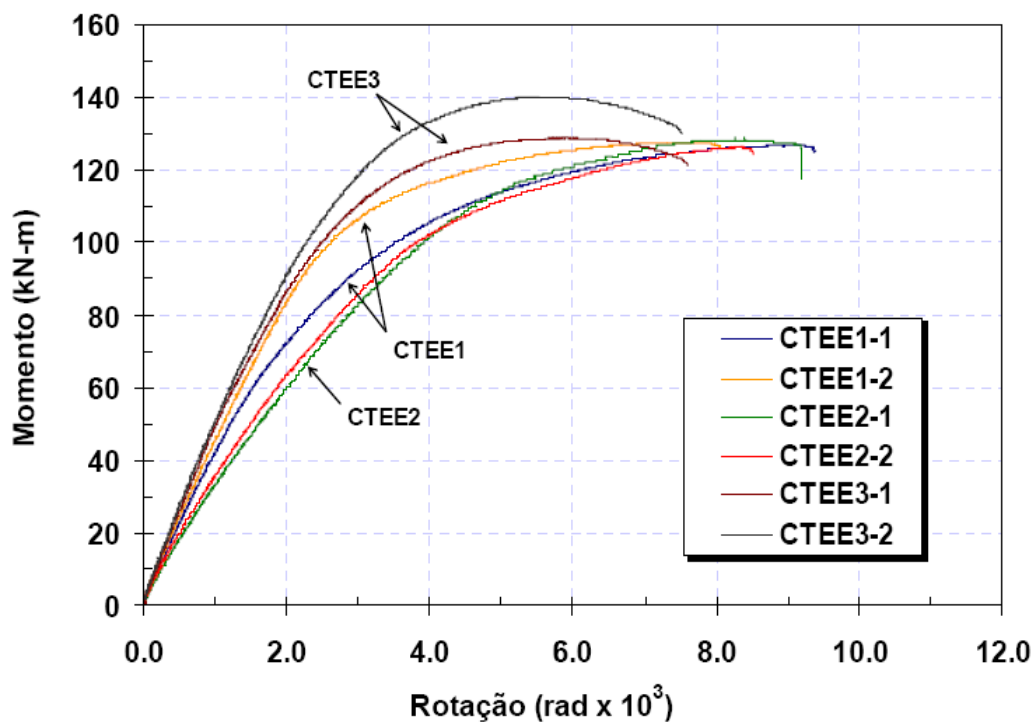


Figura 5.17 – Curvas momento-rotação para os protótipos CTEE – inclinômetro (MAGGI, 2004)

Na figura 5.18, apresentam-se as curvas momento x rotação para os protótipos CTEE1 e CTEE3, com os resultados numéricos e experimentais.

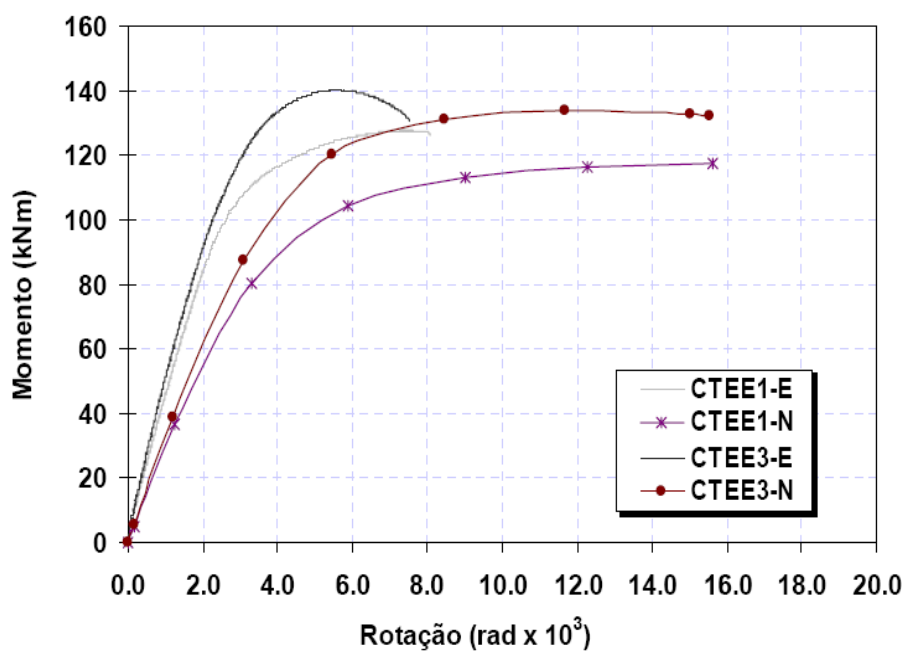


Figura 5.18 – Curvas momento-rotação para os resultados numéricos e experimentais – CTEE1 e CTEE3 (MAGGI, 2004)

Na figura 5.19, apresentam-se os resultados experimentais para os protótipos apresentados acima CTEE1 e CTEE3, com as curvas momento x rotação obtidas para a chapa de topo e com o auxílio do inclinômetro.

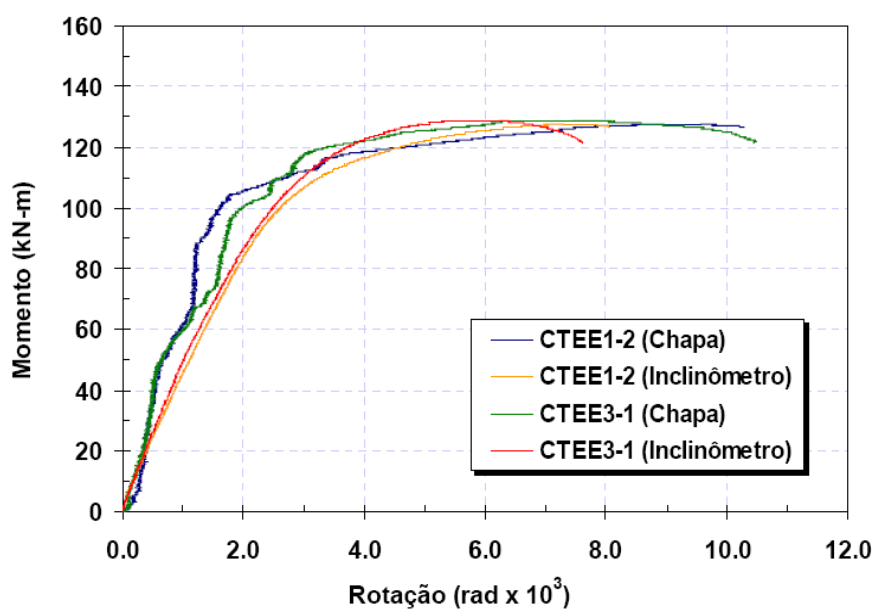


Figura 5.19 – Curvas momento-rotação para a chapa de topo e para o inclinômetro (MAGGI, 2004)

Foram criadas tabelas com a finalidade de comparar os valores de momento fletor x rotação obtidos experimentalmente por MAGGI (2004) e apresentados na figura 5.17, com os resultados numéricos obtidos neste trabalho e apresentados na figura 5.15, para os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm. Nestas tabelas, apresentam-se os valores aproximados da rotação na chapa (em radianos), em função de valores conhecidos de momentos fletores (0, 20kN.m, 40kN.m, 60kN.m, 80kN.m, 100kN.m e 120kN.m).

A tabela 5.4 apresenta os valores aproximados da rotação na chapa, obtidos para os modelos com chapa de topo de espessura 16,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm, comparando os resultados experimentais de MAGGI (2004) com os resultados numéricos apresentados neste trabalho. As rotações apresentadas na tabela 5.4 (em radianos) são em função de valores conhecidos dos momentos fletores (0, 20kN.m, 40kN.m, 60kN.m, 80kN.m, 100kN.m e 120kN.m).

Tabela 5.4 – Rotação na chapa (em radianos) para os modelos com chapa de topo de espessura 16,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm

		Momento (kN.m)						
		0,0	20,0	40,0	60,0	80,0	100,0	120,0
BERGAMASCO (2012) NUMÉRICO	CTEE-C160-P160	0,0000	0,0010	0,0020	0,0030	0,0040	0,0075	0,0150
MAGGI (2004) EXPERIMENTAL	CTEE1-1	0,0000	0,0004	0,0010	0,0016	0,0023	0,0037	0,0060
	CTEE1-2	0,0000	0,0004	0,0009	0,0014	0,0019	0,0026	0,0046

A tabela 5.5 apresenta os valores aproximados da rotação na chapa, obtidos para os modelos com chapa de topo de espessura 19,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm, comparando os resultados experimentais de MAGGI (2004) com os resultados numéricos apresentados neste trabalho. As rotações apresentadas na tabela 5.5 (em radianos) são em função de valores conhecidos dos momentos fletores (0, 20kN.m, 40kN.m, 60kN.m, 80kN.m, 100kN.m e 120kN.m).

Tabela 5.5 – Rotação na chapa (em radianos) para os modelos com chapa de topo de espessura 19,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm

		Momento (kN.m)						
		0,0	20,0	40,0	60,0	80,0	100,0	120,0
BERGAMASCO (2012) NUMÉRICO	CTEE-C190-P160	0,0000	0,0010	0,0020	0,0030	0,0040	0,0065	0,0125
MAGGI (2004) EXPERIMENTAL	CTEE2-1	0,0000	0,0005	0,0012	0,0020	0,0030	0,0040	0,0058
	CTEE2-2	0,0000	0,0005	0,0012	0,0018	0,0028	0,0040	0,0063

A tabela 5.6 apresenta os valores aproximados da rotação na chapa, obtidos para os modelos com chapa de topo de espessura 25,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm, comparando os resultados experimentais de MAGGI (2004) com os resultados numéricos apresentados neste trabalho. As rotações apresentadas na tabela 5.6 (em radianos) são em função de valores conhecidos dos momentos fletores (0, 20kN.m, 40kN.m, 60kN.m, 80kN.m, 100kN.m e 120kN.m).

Tabela 5.6 – Rotação na chapa (em radianos) para os modelos com chapa de topo de espessura 25,0mm e parafusos de diâmetro 16,0mm

		Momento (kN.m)						
		0,0	20,0	40,0	60,0	80,0	100,0	120,0
BERGAMASCO (2012) NUMÉRICO	CTEE-C250-P160	0,0000	0,0010	0,0020	0,0030	0,0040	0,0060	0,0110
MAGGI (2004) EXPERIMENTAL	CTEE3-1	0,0000	0,0004	0,0008	0,0012	0,0019	0,0250	0,0038
	CTEE3-2	0,0000	0,0004	0,0008	0,0012	0,0018	0,0023	0,0030

Conforme apresentado nas tabelas 5.4, 5.5 e 5.6, os valores de rotação na chapa de topo, para os modelos numéricos analisados no presente trabalho, foram sempre superiores ao verificado nos protótipos experimentais de MAGGI (2004), o que indica uma maior ductilidade das ligações analisadas numericamente, conforme comentado anteriormente. As diferenças nos valores apresentados nas tabelas

explica-se pela dificuldade em definir o valor das rotações com precisão, uma vez que na modelagem numérica foram obtidas indiretamente, em função dos deslocamentos horizontais na chapa de topo, e da distância entre as mesas superior e inferior da viga.

Por se tratarem de valores pequenos (rotação), a diferença de valores entre os resultados experimentais de MAGGI (2004) e os resultados numéricos obtidos neste trabalho não foi significativa, indicando uma boa representatividade das ligações analisadas pela modelagem numérica.

## 5.5 ANÁLISE DA VIGA

Para fins de validação dos resultados numéricos obtidos para as vigas dos modelos, desenvolveu-se uma análise e comparação dos resultados numéricos com os resultados teóricos, para o modelo CTEE-C160-P160 (chapa com espessura 16,0mm e parafusos com diâmetro 16,0mm). Considerou-se desnecessário verificar as demais ligações, a partir do que foi apresentado por MAGGI (2000), no qual foram feitas verificações variando-se o diâmetro dos parafusos e a espessura da chapa de topo, e os resultados foram idênticos.

Foram analisadas as tensões longitudinais na mesa superior e na alma da viga, para duas seções:

- seção localizada na região da ligação da viga com a chapa de topo (face da chapa de topo); e
- seção H/2, localizada a uma distância igual à metade da altura da viga, medida a partir da chapa de topo (12,5 cm a partir da face da chapa de topo).

A tensão de escoamento ( $f_y$ ) considerada foi a verificada na análise experimental de MAGGI (2004), de **30,0 kN/cm<sup>2</sup>**. O momento de plastificação da viga metálica é o produto do módulo plástico ( $Z_x$ ) pela tensão de escoamento ( $f_y$ ), e vale:

$$M_{pl} = Z_x \cdot f_y = 464,8 \cdot 30 = 13944 \text{ kN.cm} = \mathbf{139,44 \text{ kN.m}}$$

As verificações das tensões, tanto para a mesa superior quanto para a alma da viga, foram feitas em função do modelo de carregamento incremental, para os carregamentos de 20%, 40%, 60%, 80% e 100% da carga final aplicada ao modelo.

Na tabela 5.7 são apresentadas as informações necessárias para a análise.

Tabela 5.7 – Incrementos de carga e momentos fletores aplicados na ligação do modelo CTEE-C160-P160

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C160-P160	16,0	20	62,6	94,9	9486,2	13944,0
		40	79,4	120,3	12031,6	
		60	88,3	133,9	13390,6	
		80	95,7	145,1	14513,9	
		100	97,1	147,2	14715,1	

Como o momento final aplicado ao modelo CTEE-C160-P160 foi superior ao momento de plastificação da viga, espera-se conseguir caracterizar os mecanismos de plastificação da viga metálica.

### 5.5.1 Distribuição das tensões longitudinais na região de intersecção da viga com a chapa de topo (face da chapa)

A seguir, apresentam-se as distribuições de tensões longitudinais na mesa superior da viga (figura 5.20) e na alma da viga (figura 5.21), para a seção localizada na região do contato entre a chapa de topo e a viga. Estas tensões são de flexão, devido à aplicação da carga na extremidade livre da viga.

A figura 5.20 apresenta a distribuição das tensões longitudinais de flexão na mesa superior da viga, tracionada.

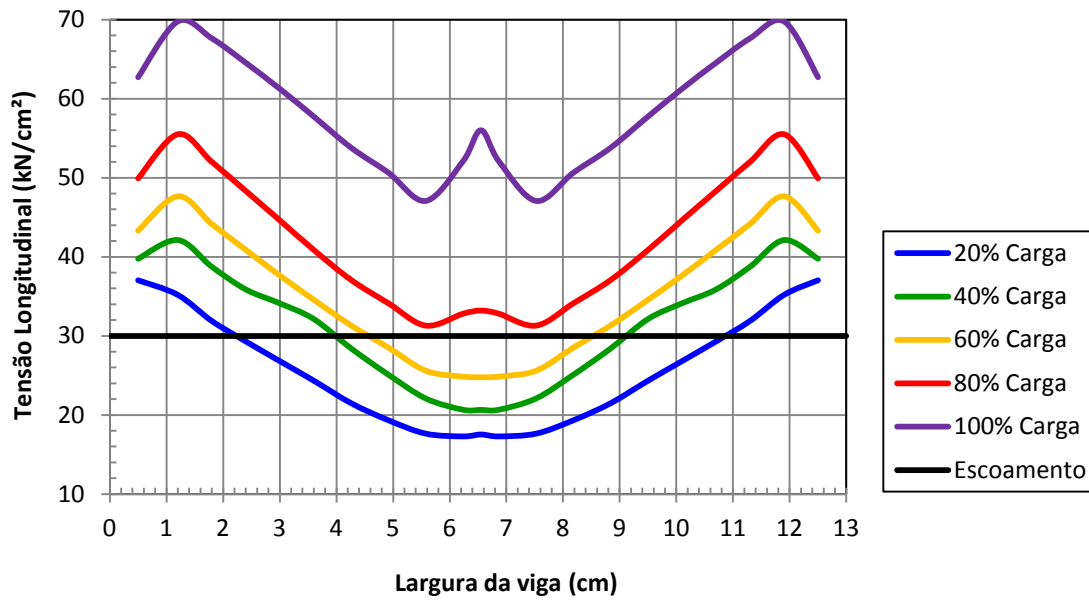


Figura 5.20 – Distribuição de tensões longitudinais na mesa superior da viga  
Região de intersecção viga/chapa de topo - modelo CTEE-C160-P160

A figura 5.21 apresenta a distribuição das tensões longitudinais de flexão na alma da viga.

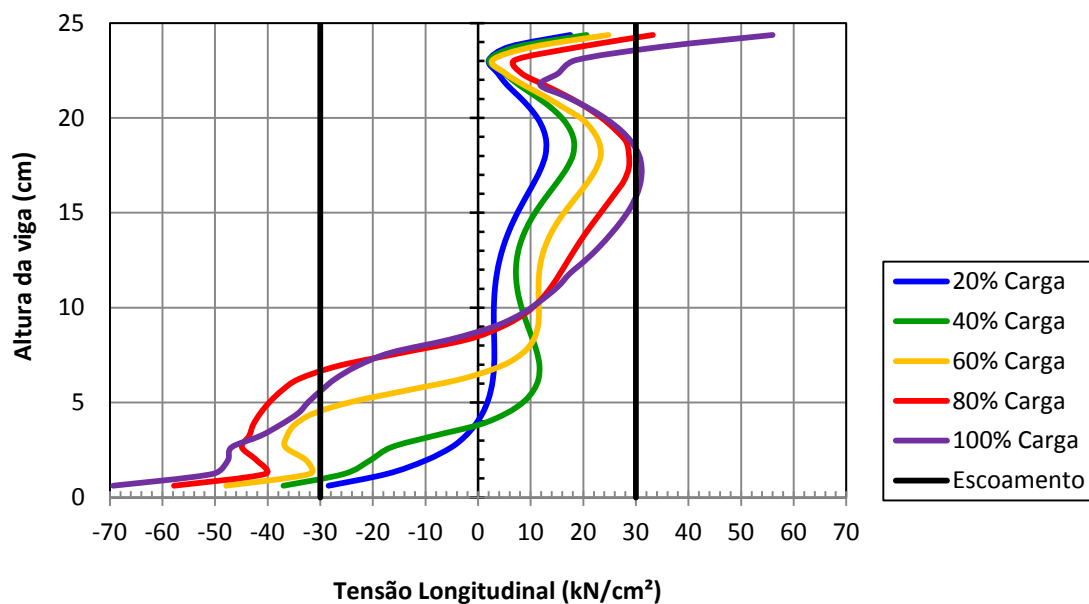


Figura 5.21 – Distribuição de tensões longitudinais na alma da viga  
Região de intersecção viga/chapa de topo - modelo CTEE-C160-P160



Ao analisar o que foi apresentado nas figuras 5.20 e 5.21, é possível perceber alguns pontos interessantes. Primeiro, nas extremidades da mesa superior da viga, é possível observar valores elevados de tensões, em função da concentração de tensões localizadas na região de contato com a chapa de topo. O mesmo pode ser observado nas extremidades da alma.

Segundo, por estar em contato com a chapa, as tensões longitudinais verificadas apresentam valores elevados, e as curvas de distribuição são muito irregulares, em função também da concentração de tensões nesta região.

Por fim, não é possível observar com nitidez os mecanismos de plastificação da viga, para momentos superiores ao momento de plastificação, uma vez que as tensões longitudinais verificadas na viga, nesta região, se confundem com as tensões verificadas na chapa de topo, sendo uma região de transição, e portanto, deve-se levar em conta tanto a distribuição de tensões na viga quanto na chapa, para uma análise mais precisa e fiel do comportamento e distribuição de tensões longitudinais, na região de intersecção entre a viga e a chapa.

### **5.5.2 Distribuição das tensões longitudinais na região distante em $H/2$ da face da chapa de topo**

A seguir, apresentam-se as distribuições de tensões longitudinais na mesa superior da viga (figura 5.22) e na alma da viga (figura 5.23), para a seção localizada a uma distância  $H/2$  da face da chapa de topo, onde  $H$  é a altura da viga. Estas tensões são de flexão, devido à aplicação da carga na extremidade livre da viga.

A figura 5.22 apresenta a distribuição das tensões longitudinais de flexão na mesa superior da viga, tracionada.

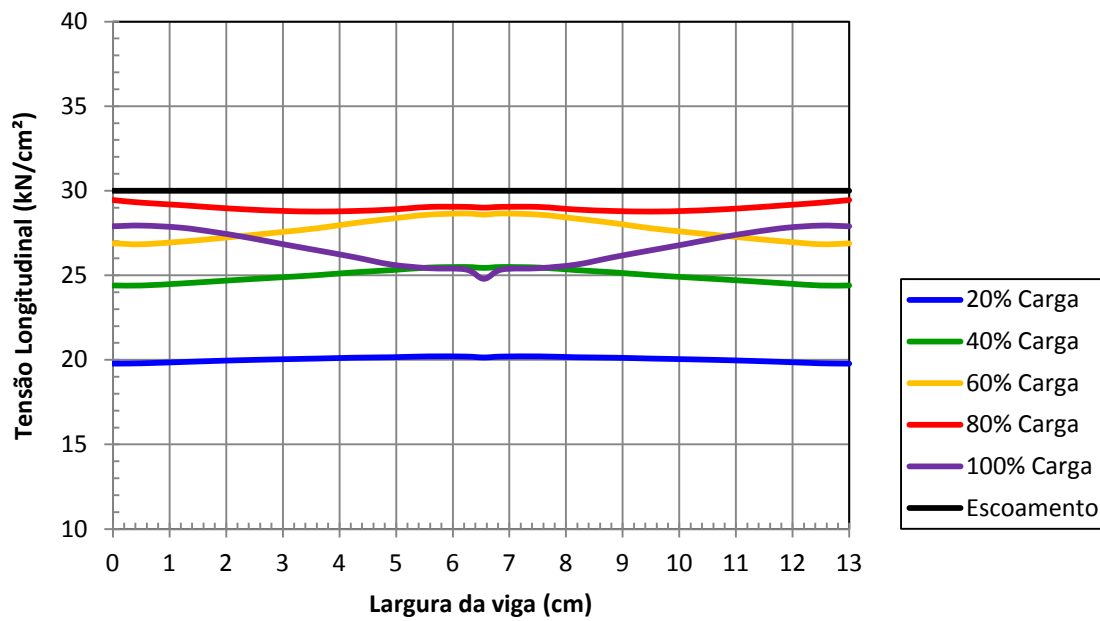


Figura 5.22 – Distribuição de tensões longitudinais na mesa superior da viga  
Região distante em  $H/2$  da chapa de topo - modelo CTEE-C160-P160

A figura 5.23 apresenta a distribuição das tensões longitudinais de flexão na alma da viga.

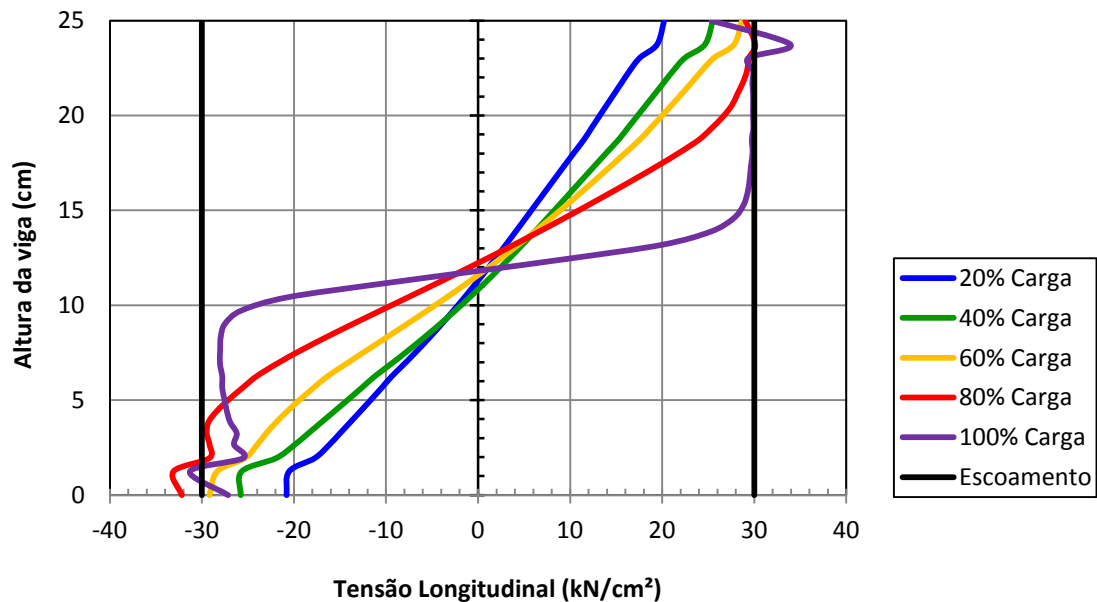


Figura 5.23 – Distribuição de tensões longitudinais na alma da viga  
Região distante em  $H/2$  da chapa de topo - modelo CTEE-C160-P160

A análise dos resultados obtidos para a seção localizada a  $H/2$  da face da chapa de topo permite caracterizar a distribuição das tensões longitudinais exclusivamente para a viga, uma vez que ela é uniforme, e apresenta valores próximos aos valores teóricos, o que era esperado.

Da análise dos resultados apresentados nas figuras 5.22 e 5.23, conclui-se que o modelo numérico foi bastante preciso na caracterização do comportamento da viga frente às solicitações. Para carregamentos elevados (superiores a 80%), a distribuição de tensões longitudinais tende ao valor da tensão de escoamento considerada no modelo constitutivo do aço, tanto para a mesa superior da viga quanto para a alma.

Outro ponto importante a ser registrado é que os mecanismos de plastificação da seção transversal da viga ficaram bem caracterizados e nítidos, conforme se pode observar nas figuras 5.22 e 5.23. Para os incrementos de carga correspondentes a 20%, 40% e 60% da carga total, é possível verificar que a viga está submetida ao regime elástico-linear de tensões, já que para a mesa superior da viga a distribuição de tensões é uniforme, enquanto que para a alma a distribuição de tensões é linear (com tração na mesa superior, e compressão na mesa inferior). A partir do incremento de carga de 80%, a viga passa a ser submetida ao regime elasto-plástico, com o início da plastificação nas regiões das mesas e extremidades da alma. Para o passo de carga correspondente a 100% da carga total, ocorre a plastificação total da seção transversal da viga, sendo possível observar nitidamente que a viga apresenta-se em regime rígido-plástico. Outra observação pertinente para o passo de carga correspondente a 100% da carga é a verificação de picos de tensão na região de contato entre a alma e as mesas da viga. Tal fato se explica pela concentração de tensões naquela região, devido à variação brusca da área de distribuição das tensões, da mesa para a alma.

A seguir, apresenta-se a figura 5.24, com as deformações na alma da viga para a região distante em  $H/2$  da chapa de topo. Elas foram obtidas a partir do valor do Módulo de Elasticidade Longitudinal ( $E$ ), de 205GPa (20500 kN/cm<sup>2</sup>), e das tensões longitudinais apresentadas na figura 5.23.

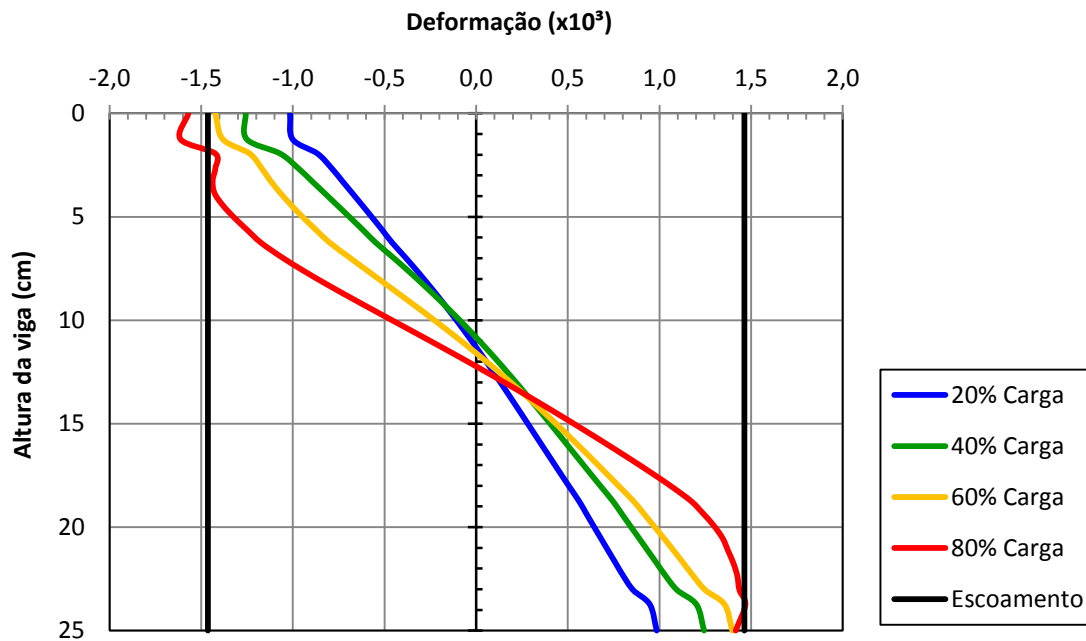


Figura 5.24 – Distribuição de deformações na alma da viga  
Região distante em  $H/2$  da chapa de topo - modelo CTEE-C160-P160

Os valores numéricos obtidos para as deformações (na alma da viga) podem ser comparados com os valores experimentais do protótipo experimental CTEE1 de (MAGGI, 2004), apresentados na figura 5.25.

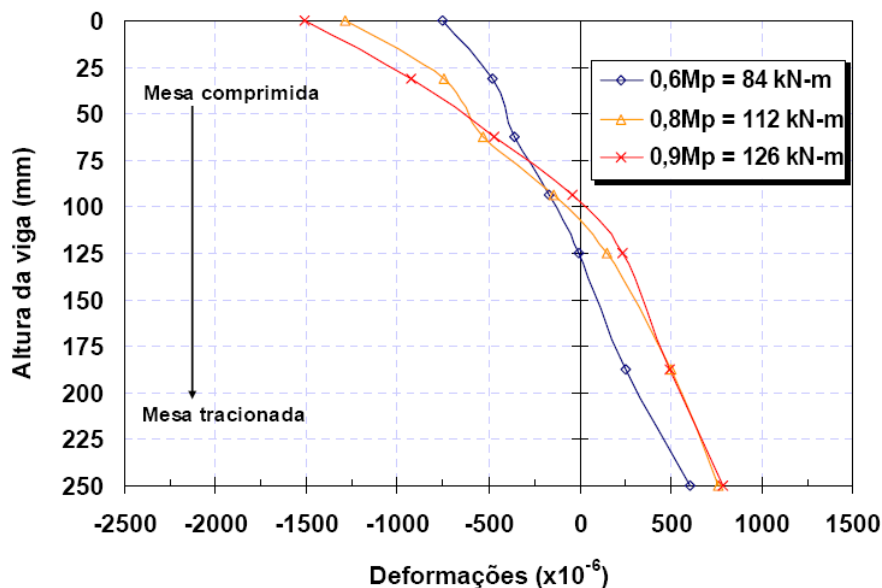


Figura 5.25 – Distribuição de deformações na alma da viga na região distante em  $H/4$  da chapa de topo – protótipo experimental CTEE1 (MAGGI, 2004)

A distribuição de deformações na alma da viga, na figura 5.24, foi limitada em 80% do incremento de carga, por ser aproximadamente o valor do momento de plastificação. Conforme pode ser observado na comparação com a figura 5.25, os valores obtidos para o modelo numérico são muito próximos dos resultados experimentais obtidos por MAGGI (2004).

A partir das observações acima, conclui-se que os modelos numéricos conseguem representar, com bastante precisão, o comportamento da viga na ligação, frente às solicitações consideradas.

## **5.6 ANÁLISE DA CHAPA**

A análise das características e propriedades da chapa de topo é uma das principais etapas deste trabalho. Nesta análise, serão apresentadas as distribuições das tensões de von Mises na chapa, bem como as deformadas da chapa para a solicitação do momento de plastificação. Também serão apresentados gráficos com o deslocamento relativo entre a chapa de topo e a mesa do pilar, nas direções da largura e altura da chapa, em seções de interesse (como por exemplo, nas linhas horizontais e verticais dos parafusos, região da mesa superior da viga, e as faces da chapa), para alguns modelos criteriosamente escolhidos.

### **5.6.1 Curva tensão x deformação na chapa de topo**

Para fins de verificação da qualidade dos resultados da análise numérica, apresenta-se a seguir a curva tensão x deformação para a chapa de topo do modelo CTEE-C160-P160, comparando-a com a curva considerada como modelo constitutivo do material. O ponto considerado para a obtenção da curva foi o nó de maiores solicitações no decorrer da aplicação dos incrementos de carga, e localiza-se na região da mesa tracionada da viga (superior). As tensões consideradas para a curva foram as tensões de von Mises. Os resultados podem ser vistos na figura 5.26.

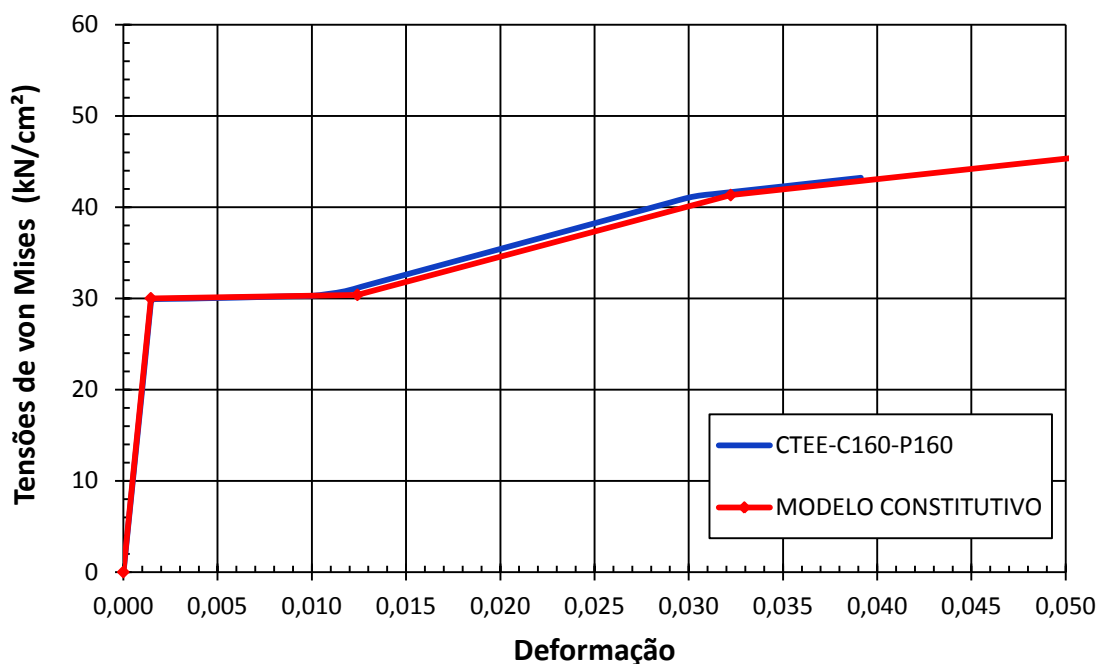


Figura 5.26 – Curva tensão x deformação para a chapa de topo, para a região de maiores tensões na chapa de topo, modelo CTEE-C160-P160

Conforme verificado na figura 5.26, a curva para o modelo CTEE-C160-P160, para os resultados da análise numérica, acompanham com grande precisão o modelo constitutivo do material considerado na modelagem, o que caracteriza que os modelos numéricos conseguem representar satisfatoriamente o comportamento da chapa de topo na ligação, no que diz respeito às propriedades dos materiais.

Vale ressaltar que as tensões e deformações vistas no gráfico não são as consideradas para o Estado Limite Último da chapa de topo, uma vez que o colapso da ligação se deu nos parafusos, com estes atingindo suas respectivas tensões últimas.

Como os demais modelos numéricos analisados neste trabalho apresentaram o mesmo comportamento, com a curva da chapa muito próxima ao modelo constitutivo, optou-se por apresentar somente os resultados referentes ao modelo CTEE-C160-P160.

### 5.6.2 Deformadas da chapa de topo

A seguir, apresentam-se as configurações deformadas das ligações analisadas. Inicialmente, apresentam-se imagens comparativas entre o modo de falha verificado nos protótipos experimentais de MAGGI (2004), e os respectivos modelos numéricos correspondentes, para o estágio de carregamento referente ao momento de plastificação da viga. Como as cargas foram aplicadas de baixo para cima, no caso dos protótipos experimentais de MAGGI (2004), ao contrário dos modelos numéricos propostos neste trabalho, as figuras com os protótipos de MAGGI (2004) foram invertidas, para comparação com os resultados numéricos. As deformadas foram multiplicadas por um fator de escala de **5**, para possibilitar melhor visualização. Elas podem ser vistas na figura 5.30, para todos os modelos analisados. O momento de plastificação da viga, para o qual foram obtidas as configurações deformadas das ligações, vale  $M_{pl} = 139,44 \text{ kN.m}$ .

A figura 5.27 refere-se à comparação entre o modo de falha do protótipo experimental CTEE1 de MAGGI (2004) e a deformada do modelo numérico CTEE-C160-P160, para o momento de plastificação.

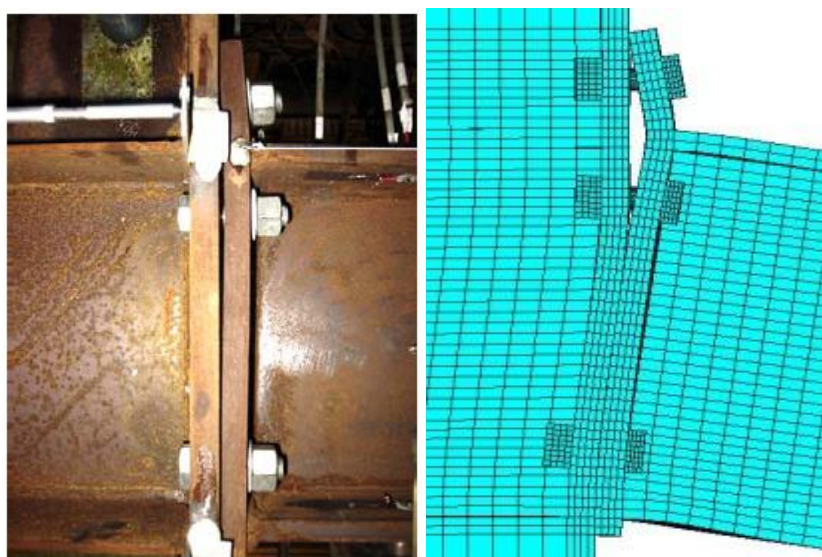


Figura 5.27 – Comparação entre o modo de falha do protótipo experimental CTEE1 de MAGGI (2004) e a deformada do modelo numérico CTEE-C160-P160



A figura 5.28 refere-se à comparação entre o modo de falha do protótipo experimental CTEE2 de MAGGI (2004) e a deformada do modelo numérico CTEE-C190-P160, para o momento de plastificação.

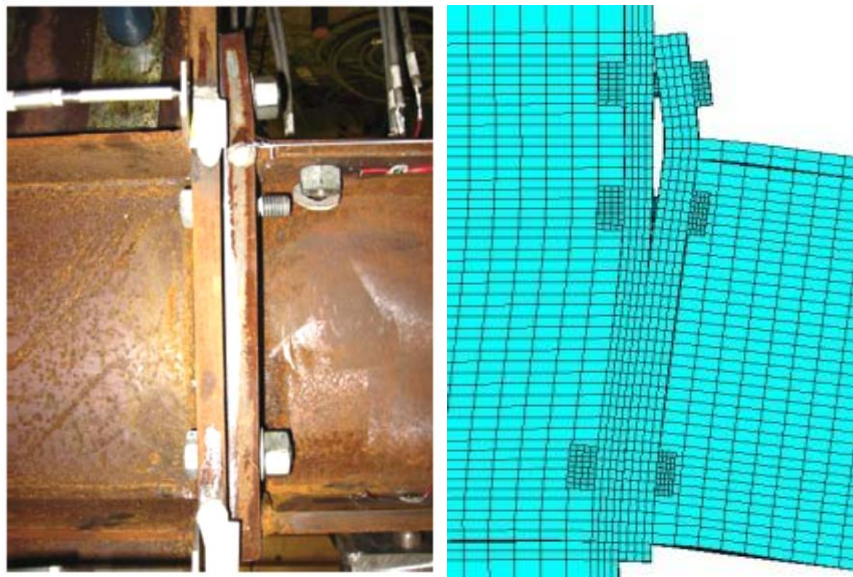


Figura 5.28 – Comparação entre o modo de falha do protótipo experimental CTEE2 de MAGGI (2004) e a deformada do modelo numérico CTEE-C190-P160

A figura 5.29 refere-se à comparação entre o modo de falha do protótipo experimental CTEE3 de MAGGI (2004) e a deformada do modelo numérico CTEE-C250-P160, para o momento de plastificação.

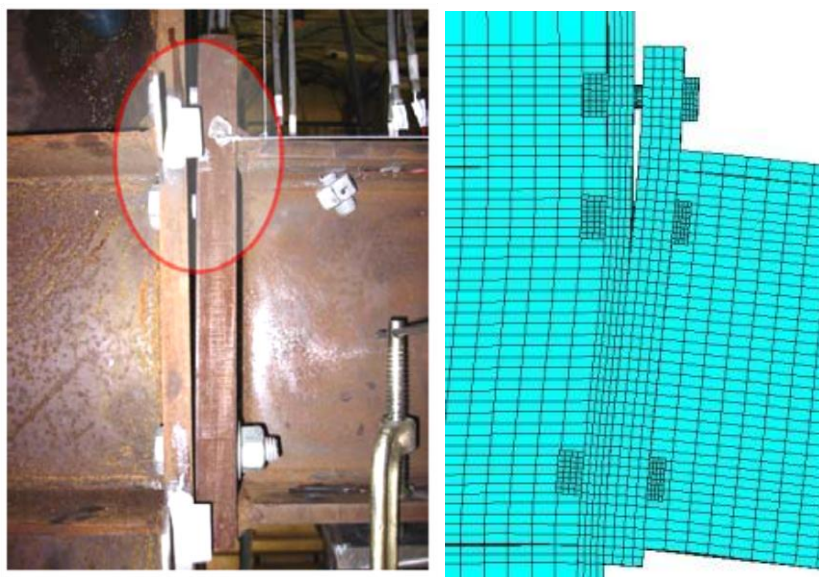


Figura 5.29 – Comparação entre o modo de falha do protótipo experimental CTEE3 de MAGGI (2004) e a deformada do modelo numérico CTEE-C250-P160



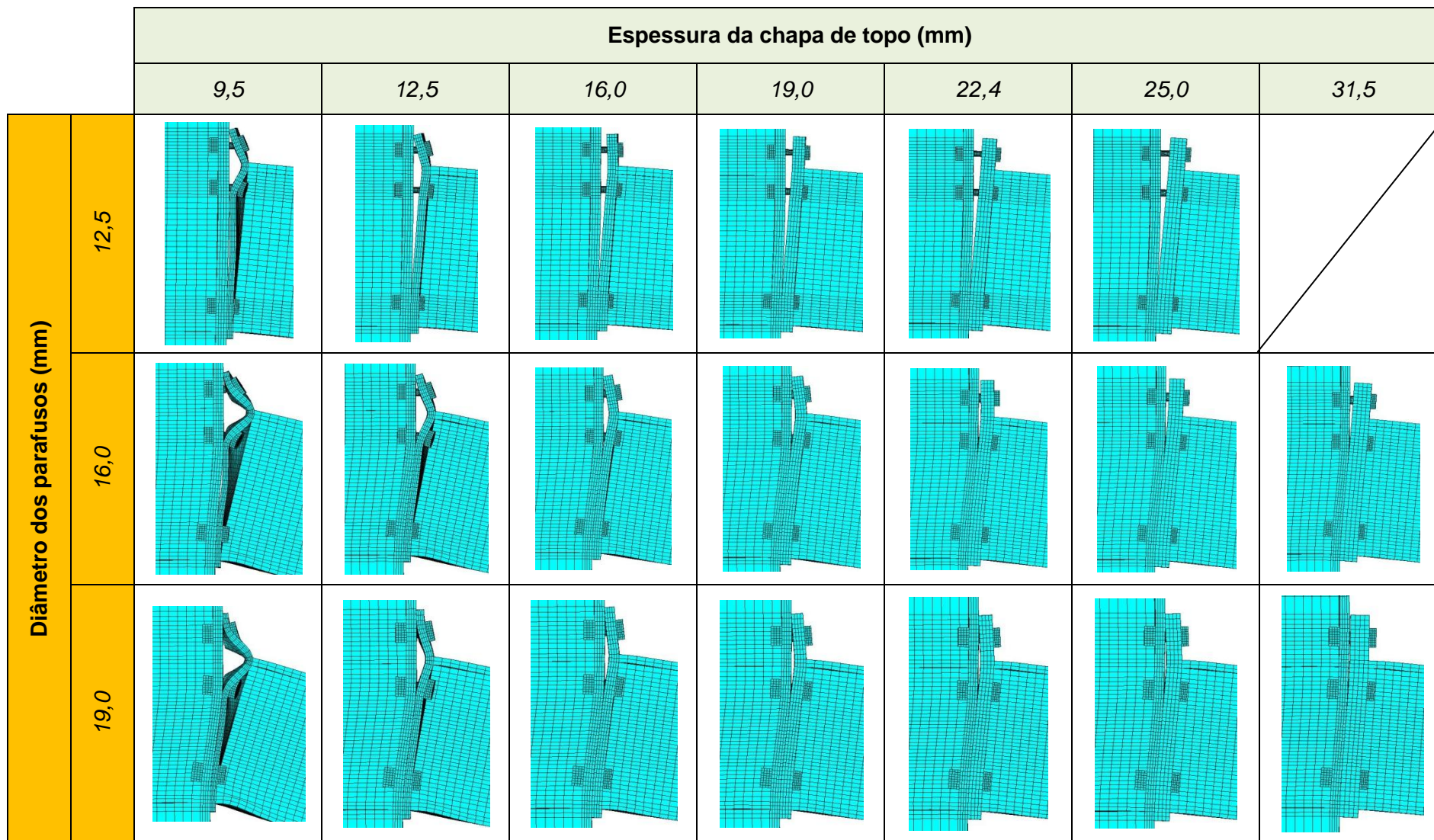


Figura 5.30 – Configuração deformada para todos os modelos numéricos analisados

### 5.6.2.1 Comentários sobre as deformadas da chapa de topo

A partir da observação e análise das configurações deformadas das ligações apresentadas na figura 5.30, podem ser feitos alguns comentários pertinentes sobre o comportamento das ligações estudadas.

Para ligações com chapa de topo de menor espessura (chapas finas), observam-se grandes deformações na chapa de topo, de forma que a resistência e a capacidade de rotação da ligação ficam garantidas pelo comportamento em conjunto da chapa de topo e dos parafusos.

No caso das ligações com chapa de topo de maior espessura (chapas espessas), observam-se pequenas deformações, em virtude da maior rigidez da chapa. No caso deste grupo de ligações, a resistência e capacidade rotacional ficam condicionadas à capacidade resistente dos parafusos, sendo que quanto menor o diâmetro dos parafusos, menor é a capacidade resistente e maior é a rotação da ligação.

Outra observação pertinente é quanto à verificação da flexibilidade da mesa do pilar para o caso das ligações com chapa de topo espessa e parafusos de maior diâmetro. Devido à elevada rigidez dos componentes da ligação, observa-se um aumento no grau de solitação da mesa do pilar, de forma a verificar uma maior contribuição da mesa do pilar na capacidade resistente e rigidez rotacional das ligações citadas.

### 5.6.3 Avaliação qualitativa do efeito alavanca (*prying action*)

Com o objetivo de avaliar o comportamento da chapa de topo frente às solicitações, com relação aos deslocamentos relativos entre a chapa e a mesa do pilar, foram definidas dez seções de corte em regiões de interesse. Pretende-se, com isso, analisar qualitativamente o efeito alavanca (*“prying action”*) para alguns modelos criteriosamente escolhidos, pela observação do afastamento da chapa da topo com relação à mesa do pilar. Na figura 5.31 são apresentadas as seções para as quais foram obtidos os resultados de deslocamento relativo chapa de topo/mesa do pilar.

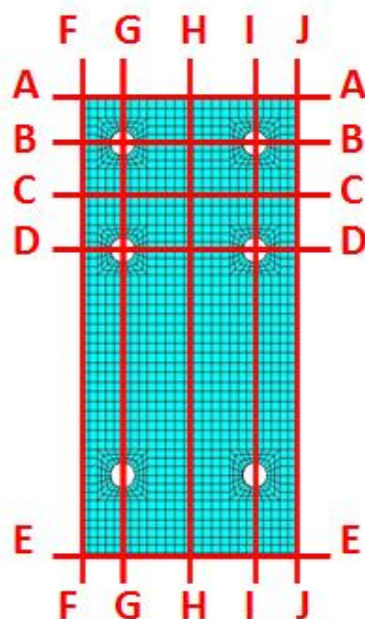


Figura 5.31 – Seções de corte para verificação dos deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar

A seguir são apresentados os gráficos com os deslocamentos relativos chapa/pilar nas seções de interesse, para os modelos CTEE-C095-P125, CTEE-C160-P125, CTEE-C125-P160, CTEE-C160-P160, CTEE-C125-P190, CTEE-C160-P190. Os gráficos para os modelos CTEE-C125-P125, CTEE-C190-P160, CTEE-C250-P160, CTEE-C315-P160, CTEE-C190-P190, CTEE-C250-P190, CTEE-C315-P190 podem ser visualizados no anexo III.

Através dos resultados apresentados nos gráficos, é possível quantificar a configuração deformada da chapa de topo, para algumas seções de interesse, na tentativa de compreender o comportamento das ligações analisadas.

Conforme poderá ser observado na apresentação dos gráficos de afastamento da chapa de topo em relação à mesa do pilar, para as situações onde se verificam elevados deslocamentos nas linhas de parafusos e na região de contato da chapa com a mesa tracionada da viga, e pequenos deslocamentos para as extremidades da chapa de topo, pode-se constatar o efeito alavanca (“prying action”).

### 5.6.3.1 Modelo CTEE-C095-P125

Apresenta-se a tabela 5.8, com as forças aplicadas e momento fletor para cada passo de carga, para o modelo CTEE-C095-P125, com parafusos de diâmetro 12,5mm e chapa de topo de espessura 9,5mm.

Tabela 5.8 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C095-P125

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C095-P125	9,5	20	28,0	42,3	4225,3	13944,0
		40	44,8	67,6	6763,9	
		60	51,0	77,0	7698,9	
		80	56,2	84,8	8475,9	
		100	58,6	88,4	8840,8	

Na figura 5.32 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção AA (face superior da chapa de topo).

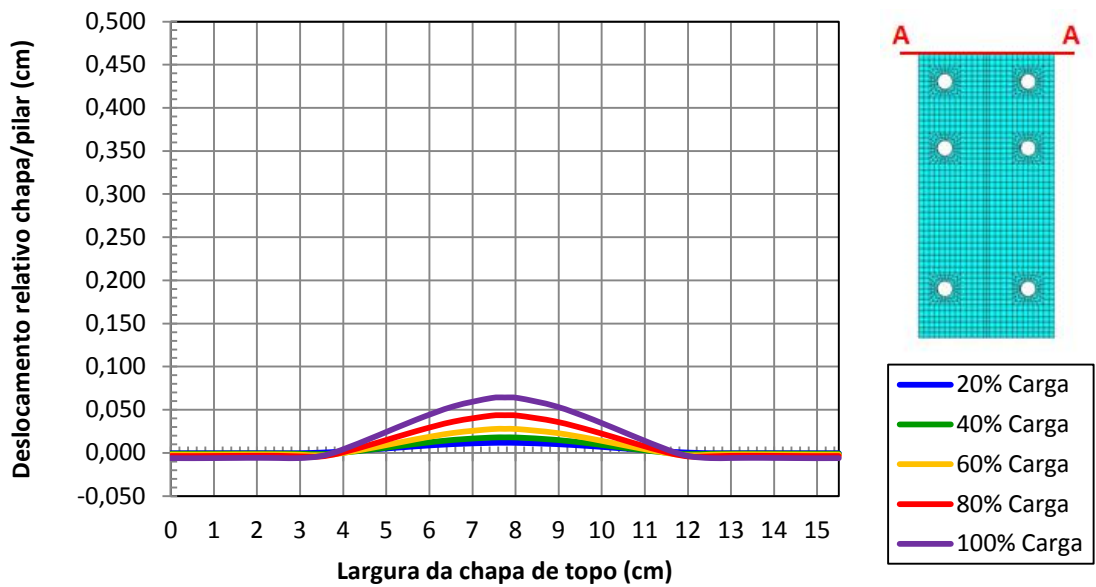


Figura 5.32 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.33 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção BB (linha externa de parafusos tracionados).

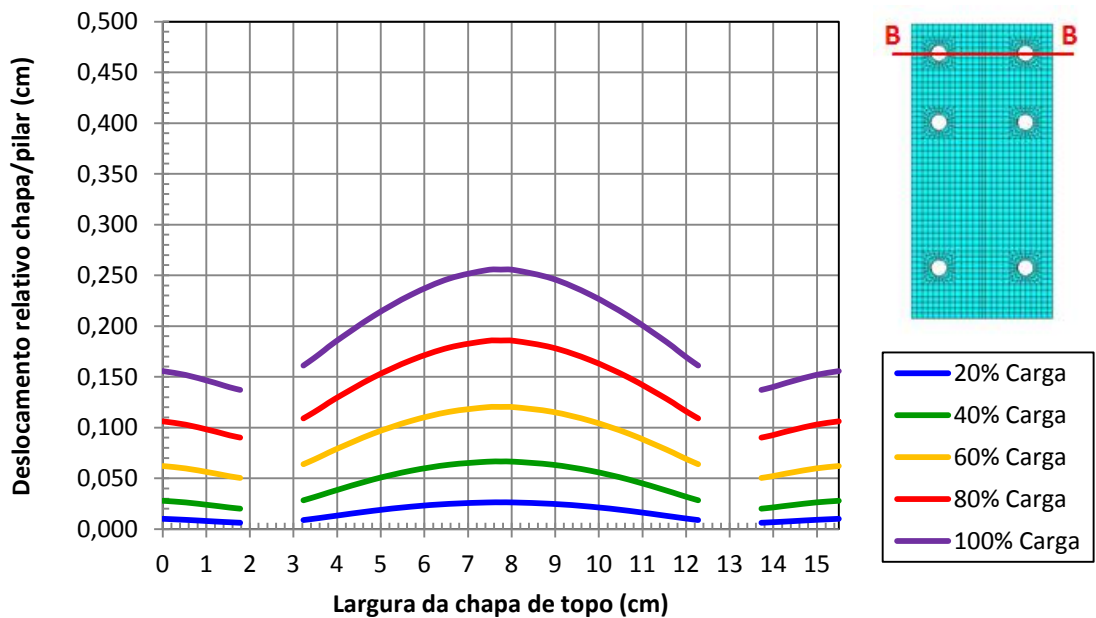


Figura 5.33 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.34 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção CC (região da mesa tracionada da viga).

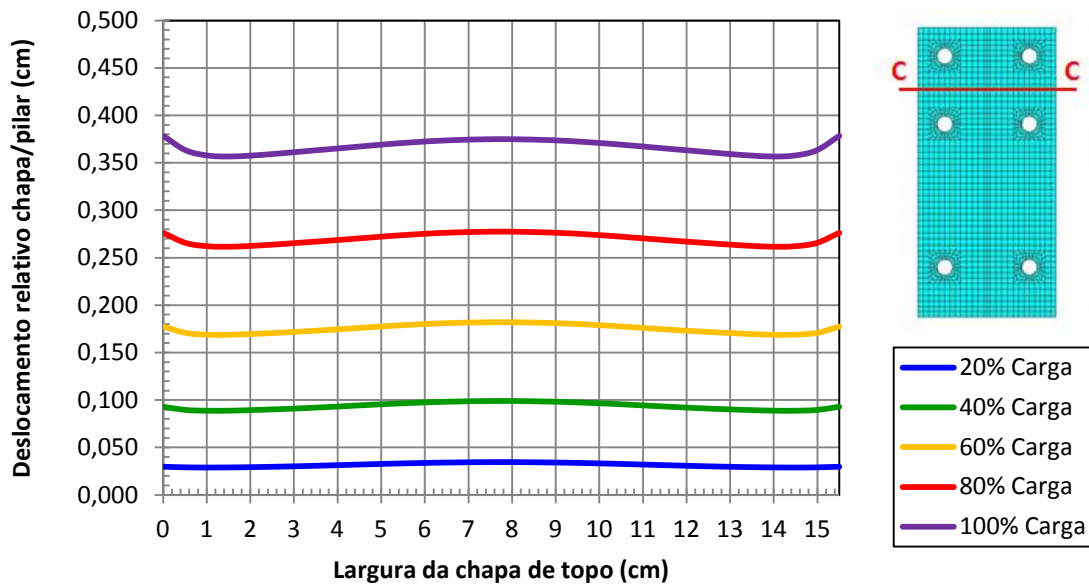


Figura 5.34 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.35 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção DD (linha interna de parafusos tracionados).

De posse dos resultados, é possível verificar maiores valores de afastamento da chapa para a seção da linha interna de parafusos tracionados (seção DD), em comparação com a linha externa (seção BB). Outra observação pertinente é que o afastamento da chapa com relação à mesa do pilar é menor nas bordas da chapa.



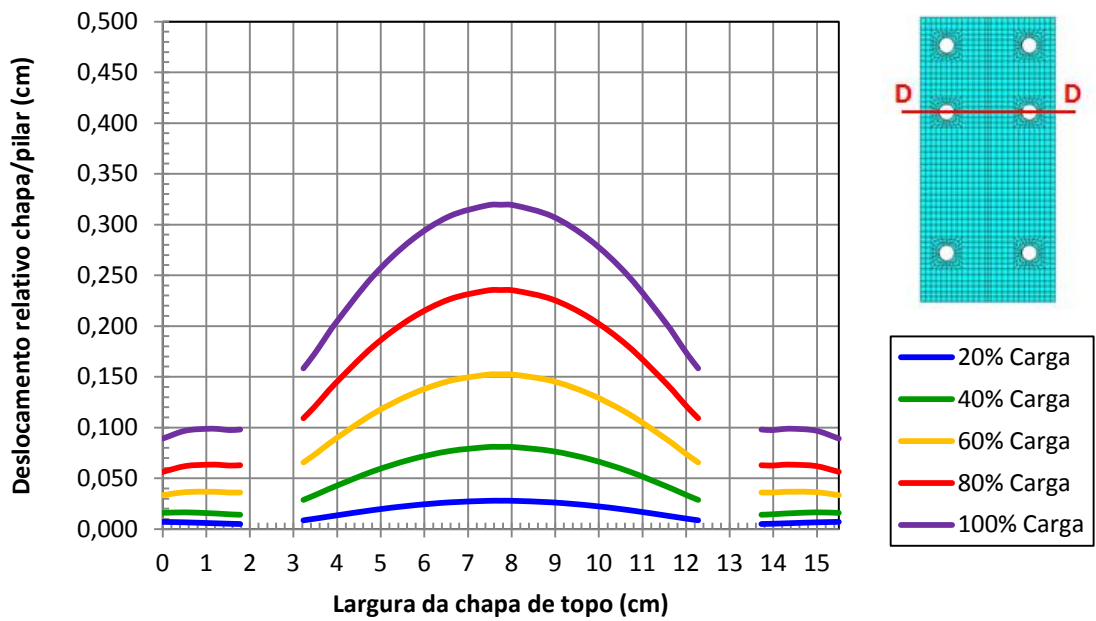


Figura 5.35 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.36 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção EE (face inferior da chapa de topo).

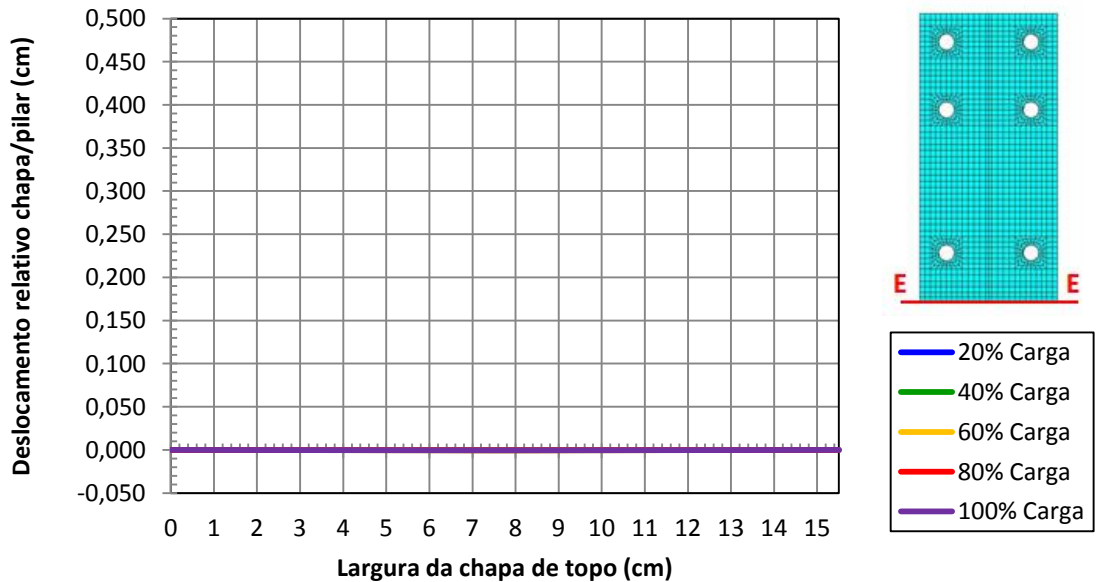


Figura 5.36 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte EE  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.37 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção FF (face lateral 1 da chapa de topo).

Observa-se que nas regiões onde há linhas de parafusos, os deslocamentos relativos chapa/pilar são mínimos, indicando a existência das forças de alavanca e do efeito “*prying action*”, fato previsto para os casos de ligações com chapas de topo finas.

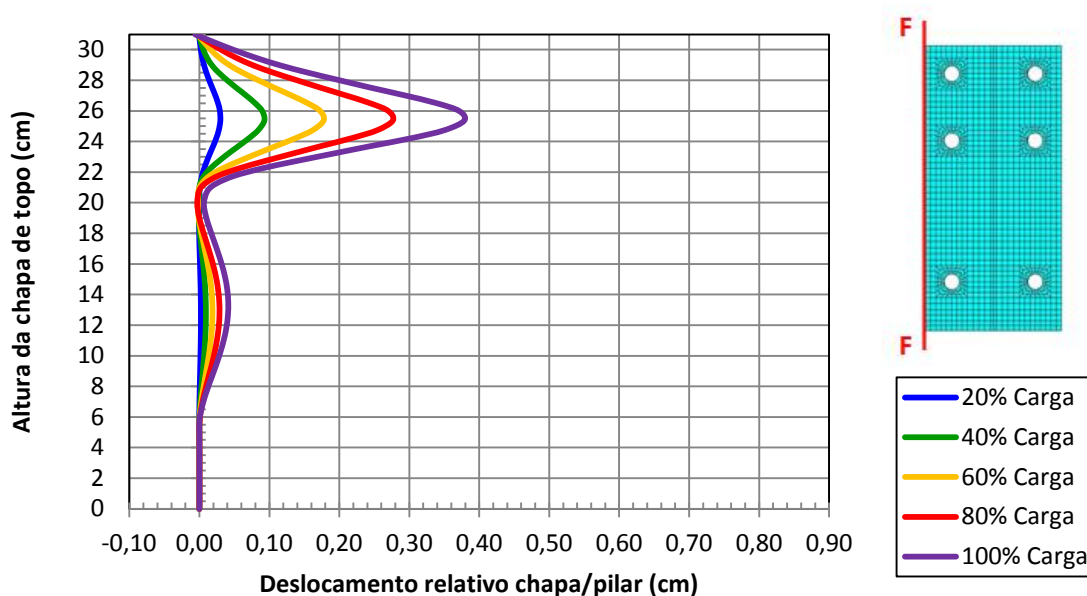


Figura 5.37 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.38 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção GG (coluna 1 de parafusos).



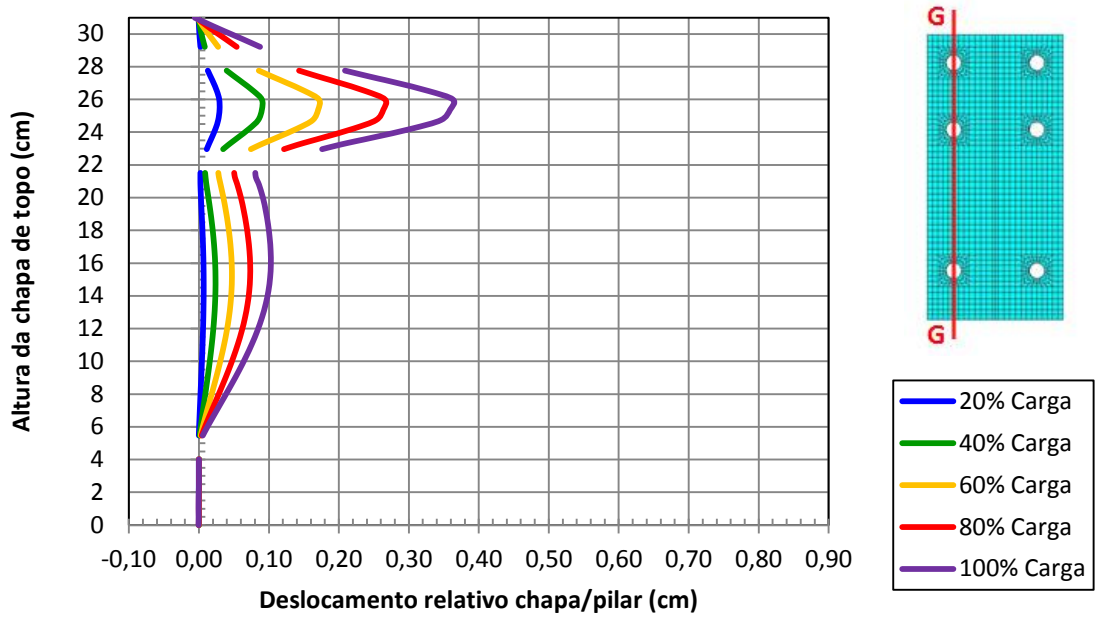


Figura 5.38 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.39 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção HH (região da alma da viga).

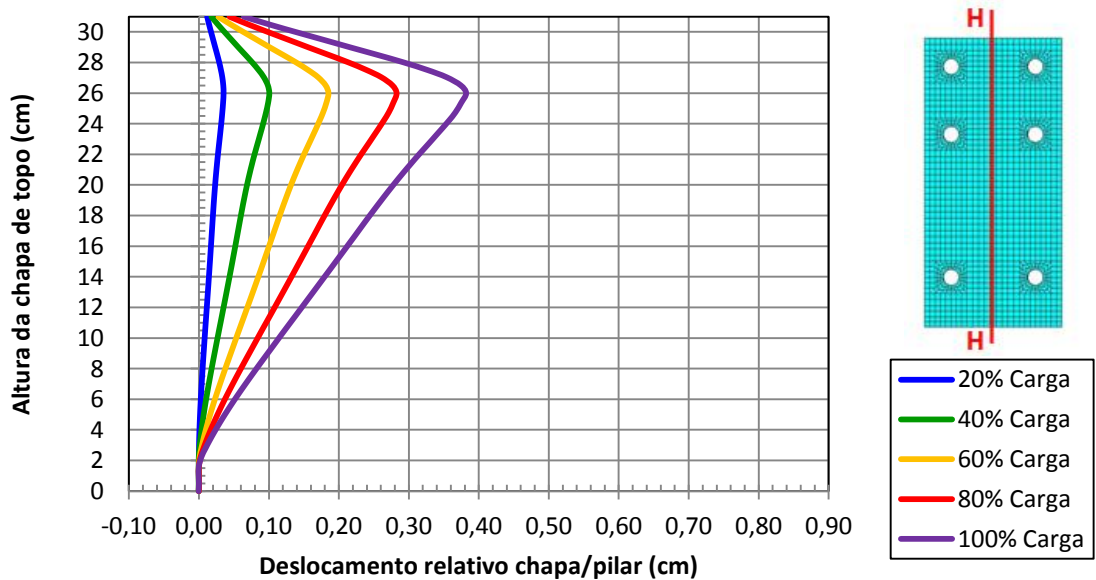


Figura 5.39 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.40 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção II (coluna 2 de parafusos).

Vale observar que o comportamento dos deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar são semelhantes para as seções GG e II, devido à simetria da chapa de topo e da ligação, em torno do eixo vertical da chapa.

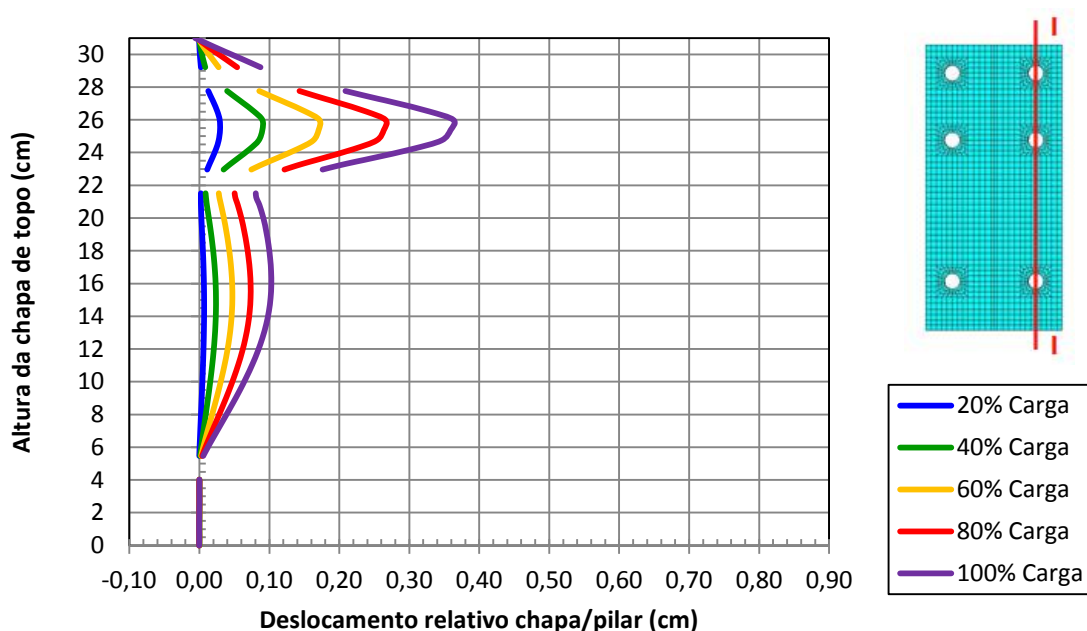


Figura 5.40 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte II  
Modelo CTEE-C095-P125

Na figura 5.41 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C095-P125, na seção JJ (face lateral 2 da chapa de topo).

Vale observar que o comportamento dos deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar são semelhantes para as seções FF e JJ, devido à simetria da chapa de topo e da ligação, em torno do eixo vertical da chapa.

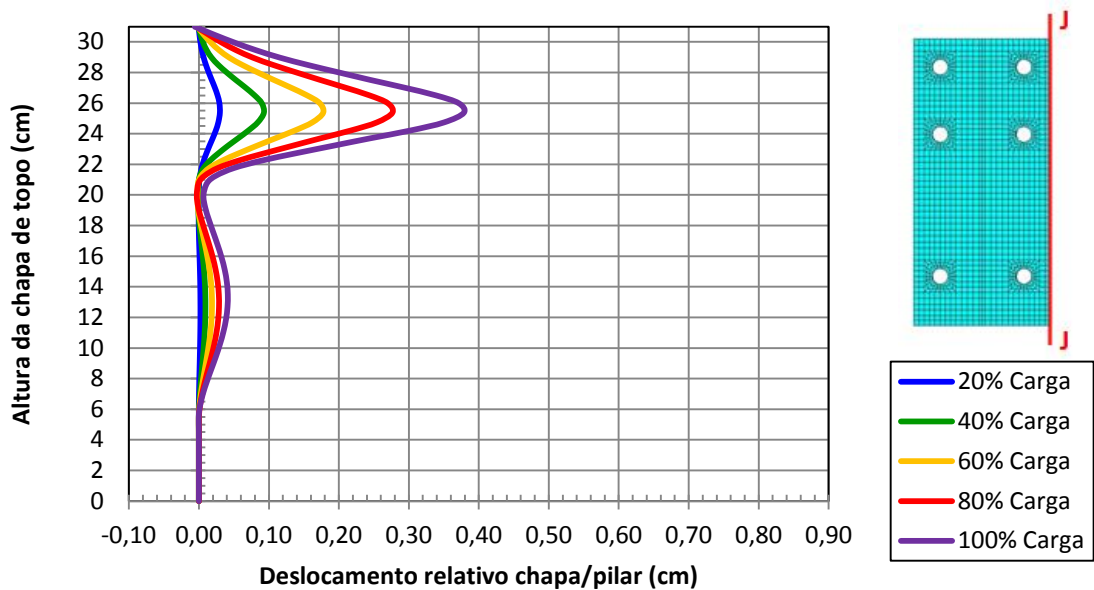


Figura 5.41 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte JJ  
Modelo CTEE-C095-P125

Conforme apresentado nos gráficos de deslocamento relativo chapa/pilar, em função da simetria em torno do eixo vertical, os deslocamentos relativos nos pares de cortes FF e JJ, e cortes GG e II, terão sempre valores muito próximos (ou mesmo iguais). Outra característica comum a todos os modelos é que os deslocamentos relativos no corte EE são sempre muito pequenos, tendendo a zero, uma vez que não se verificam solicitações de tração nesta região, e portanto, não ocorre o afastamento da chapa de topo em relação à mesa do pilar. A partir destas observações, os gráficos dos cortes EE, II e JJ serão desconsiderados para os modelos apresentados na sequência do trabalho.

### 5.6.3.2 Modelo CTEE-C160-P125

Apresenta-se a tabela 5.9, com as forças aplicadas e momento fletor para cada passo de carga, para o modelo CTEE-C160-P125, com parafusos de diâmetro 12,5mm e chapa de topo de espessura 16,0mm.

Tabela 5.9 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C160-P125

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C160-P125	16,0	20	25,7	38,9	3893,7	13944,0
		40	51,8	78,5	7845,6	
		60	59,8	90,6	9063,2	
		80	64,6	97,9	9787,3	
		100	66,5	100,9	10086,5	

Na figura 5.42 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção AA (face superior da chapa de topo).

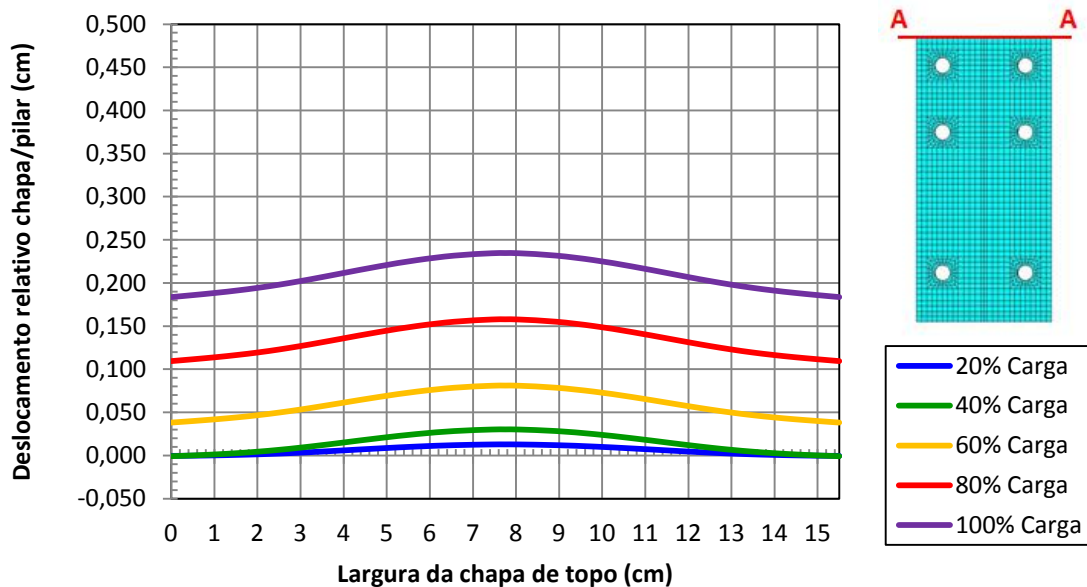


Figura 5.42 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C160-P125

Na figura 5.43 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção BB (linha externa de parafusos tracionados).

Vale observar que os deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar para a linha externa de parafusos tracionados (seção BB) são menores para o modelo CTEE-C160-P125, em comparação com o modelo CTEE-C095-P125, devido à maior espessura e rigidez da chapa de topo.

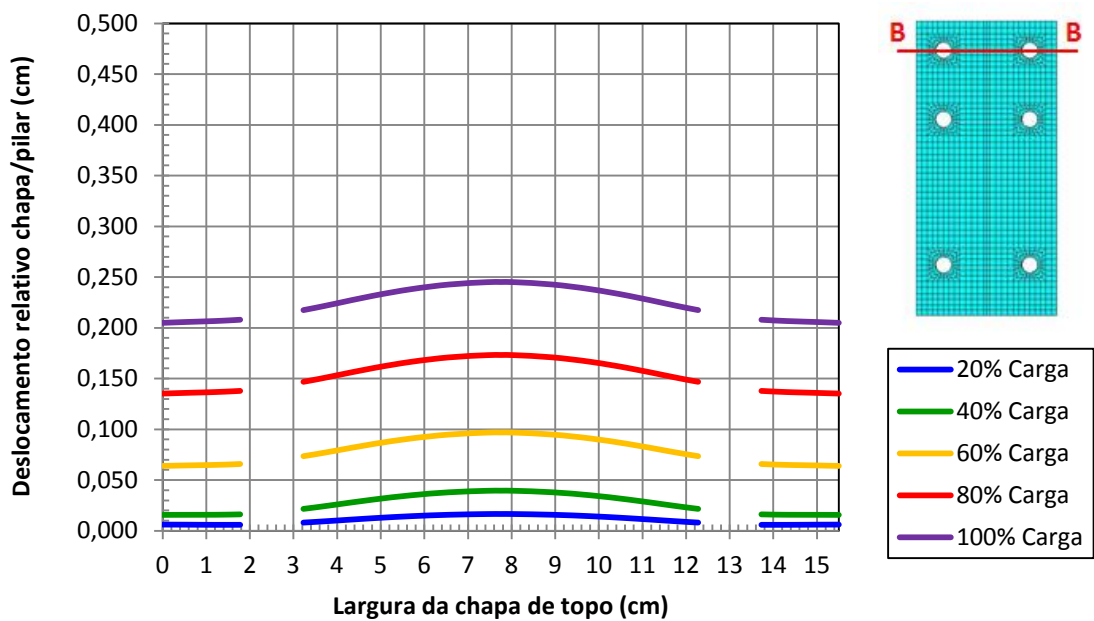


Figura 5.43 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C160-P125

Na figura 5.44 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção CC (região da mesa tracionada da viga).

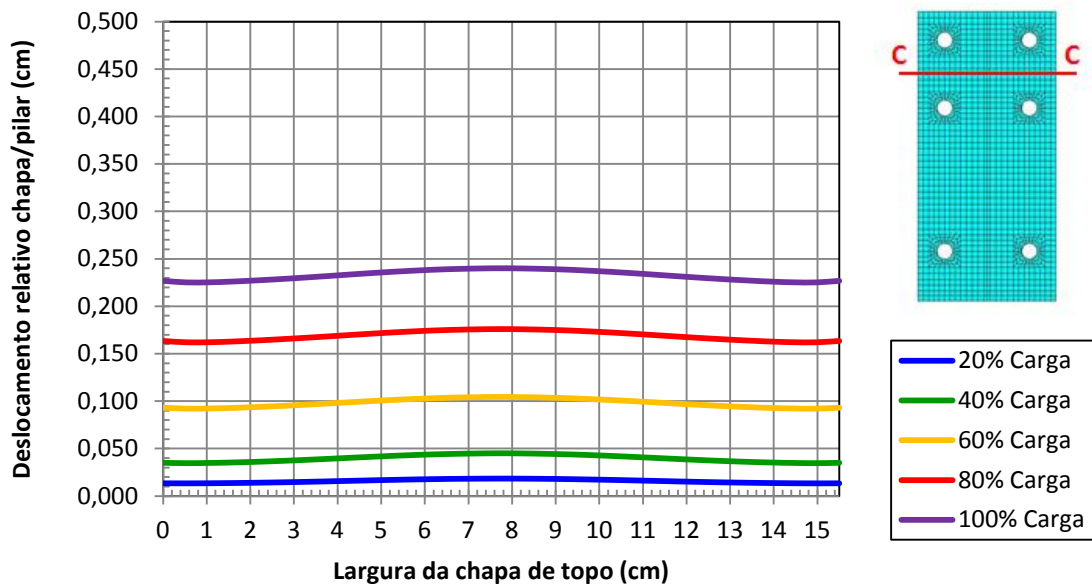


Figura 5.44 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C160-P125

Na figura 5.45 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção DD (linha interna de parafusos tracionados).

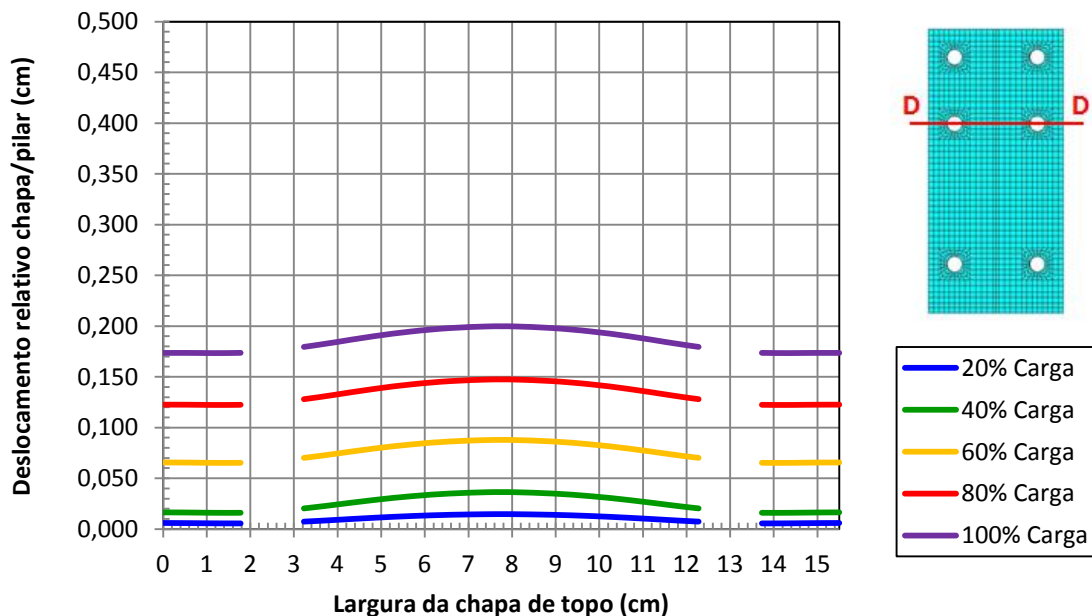


Figura 5.45 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C160-P125

Vale observar que os deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar são maiores para a linha externa de parafusos (seção BB) em comparação com a linha interna (seção DD), indicando que a capacidade rotacional da ligação é comandada pela capacidade resistente dos parafusos, em virtude da maior rigidez da chapa de topo, e permitindo concluir que não ocorrem forças de alavanca.

Na figura 5.46 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção FF (face lateral 1 da chapa de topo).

Da análise da figura 5.46, ratifica-se a ausência do efeito “*prying action*”, uma vez que na região das linhas de parafusos ocorre o afastamento da chapa de topo com relação à mesa do pilar.

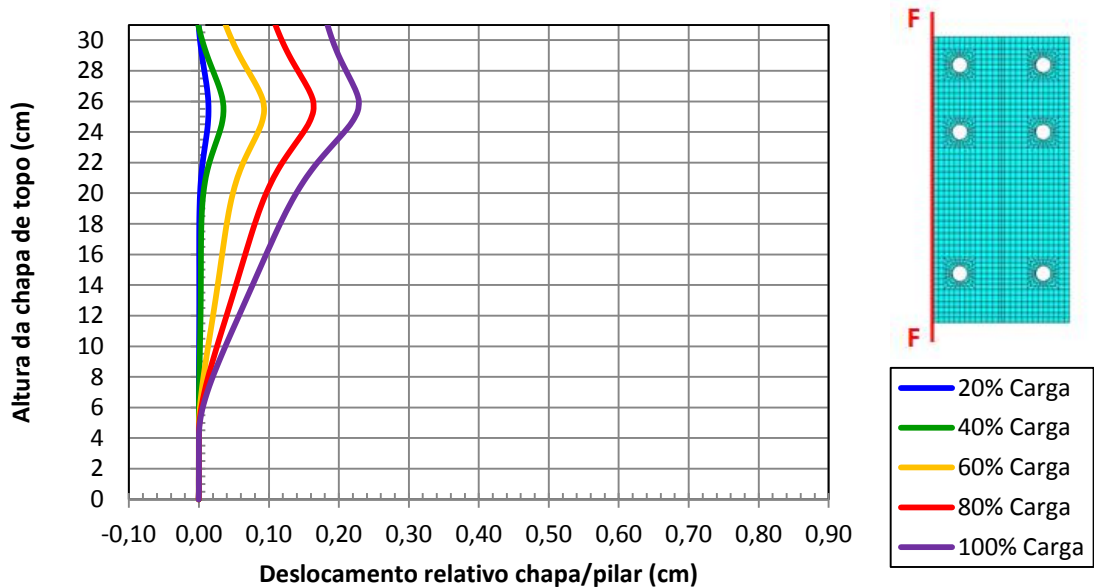


Figura 5.46 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C160-P125

Na figura 5.47 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção GG (coluna 1 de parafusos).

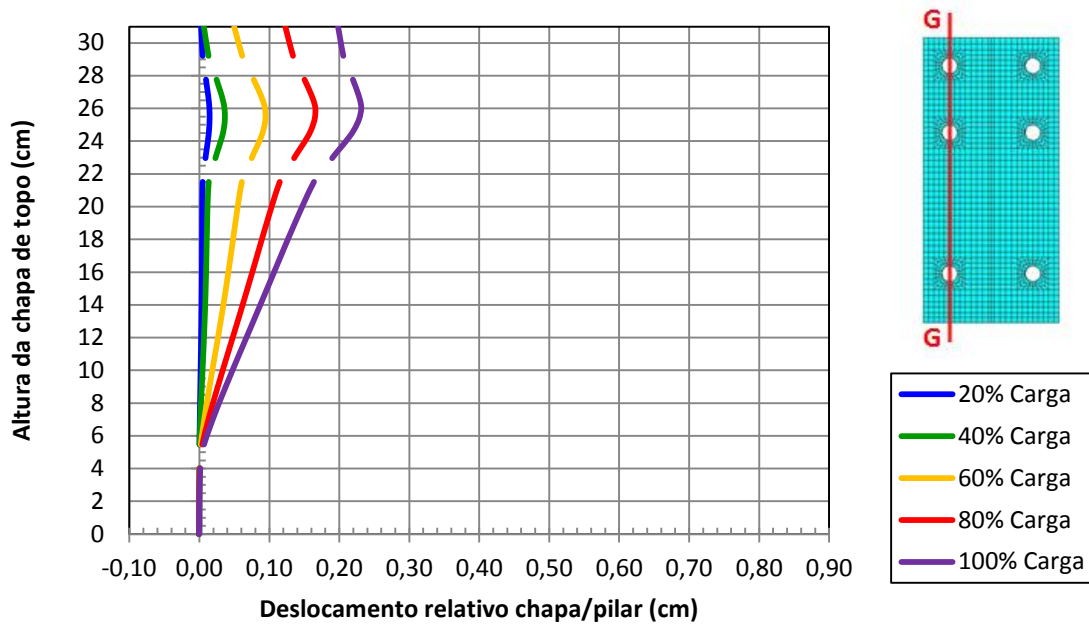


Figura 5.47 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C160-P125

Na figura 5.48 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P125, na seção HH (região da alma da viga).

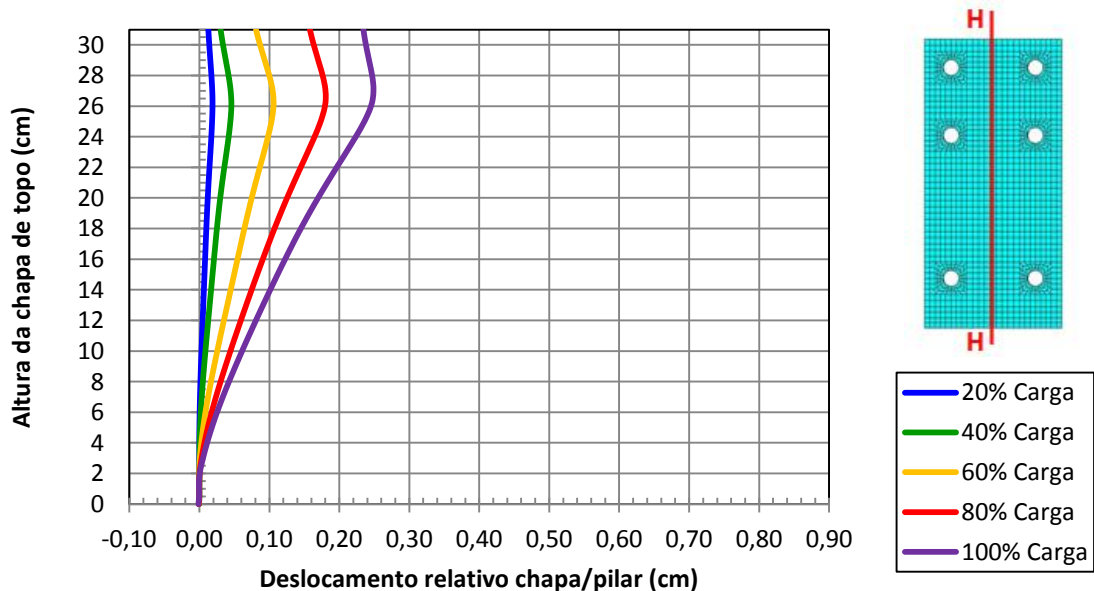


Figura 5.48 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C160-P125



### 5.6.3.3 Modelo CTEE-C125-P160

Apresenta-se a tabela 5.10, com as forças aplicadas e momento fletor para cada passo de carga, para o modelo CTEE-C125-P160, com parafusos de diâmetro 16,0mm e chapa de topo de espessura 12,5mm.

Tabela 5.10 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C125-P160

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C125-P160	12,5	20	55,6	84,1	8406,7	13944,0
		40	72,2	109,2	10916,3	
		60	80,4	121,6	12163,9	
		80	86,9	131,4	13144,3	
		100	91,3	138,2	13815,3	

Na figura 5.49 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção AA (face superior da chapa de topo).

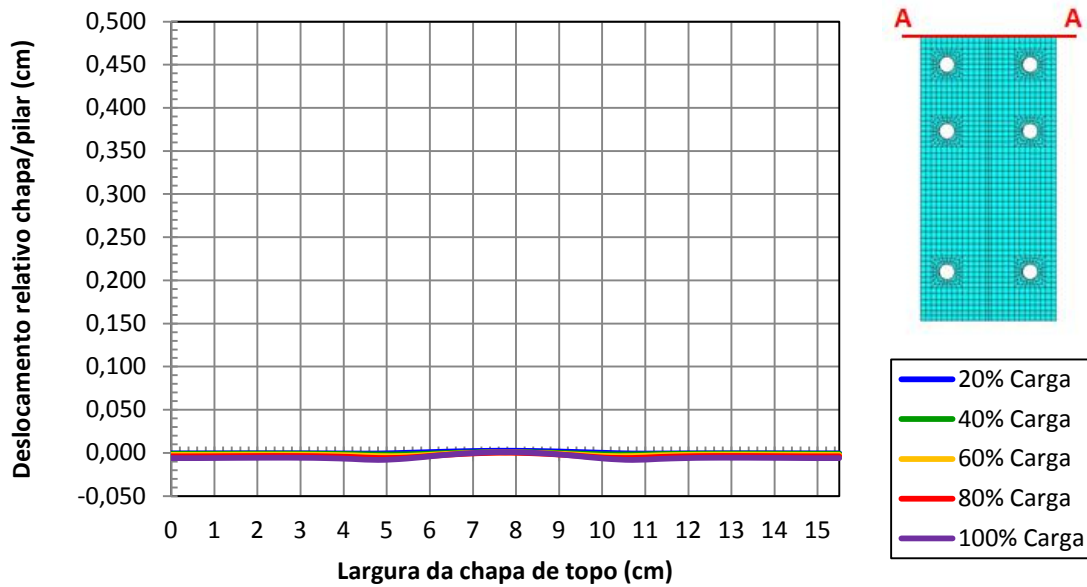


Figura 5.49 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C125-P160

Na figura 5.50 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção BB (linha externa de parafusos tracionados).

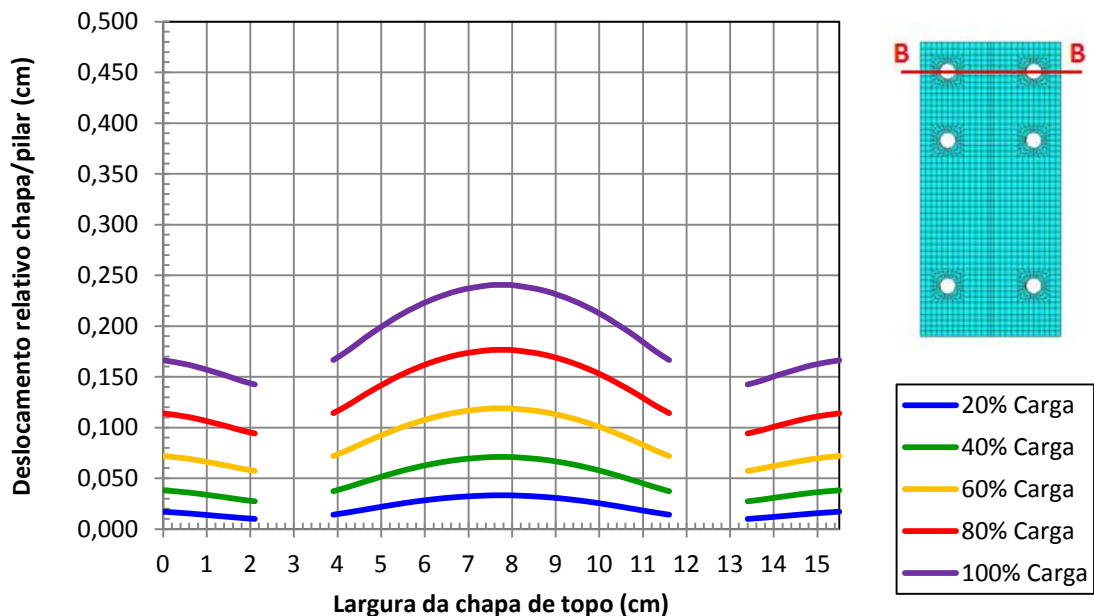


Figura 5.50 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C125-P160

Na figura 5.51 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção CC (região da mesa tracionada da viga).

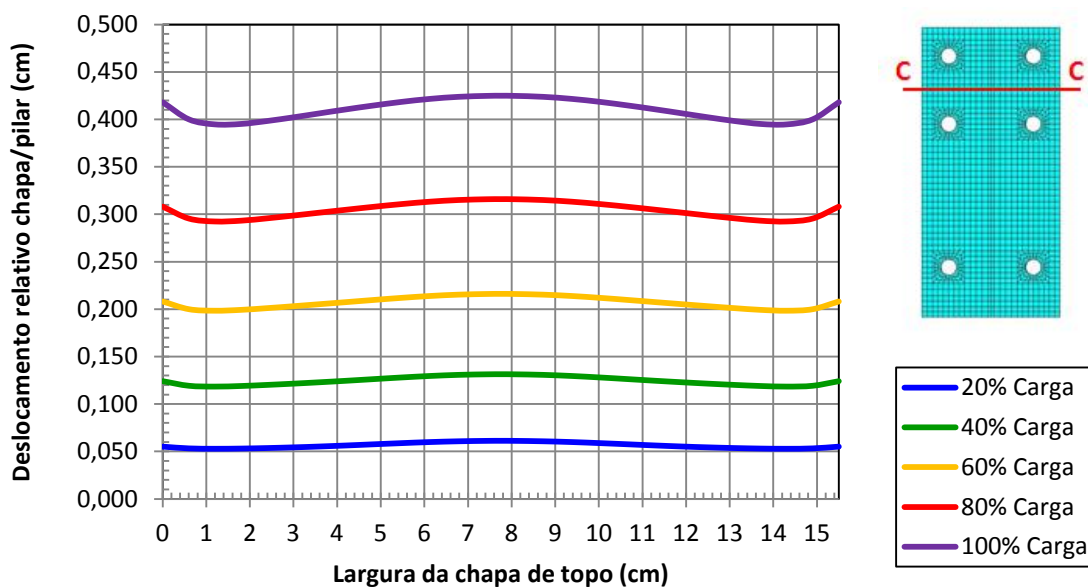


Figura 5.51 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C125-P160

Na figura 5.52 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção DD (linha interna de parafusos tracionados).

Vale observar que a linha interna de parafusos tracionados (seção DD) apresenta maiores deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar que a linha externa (seção BB).

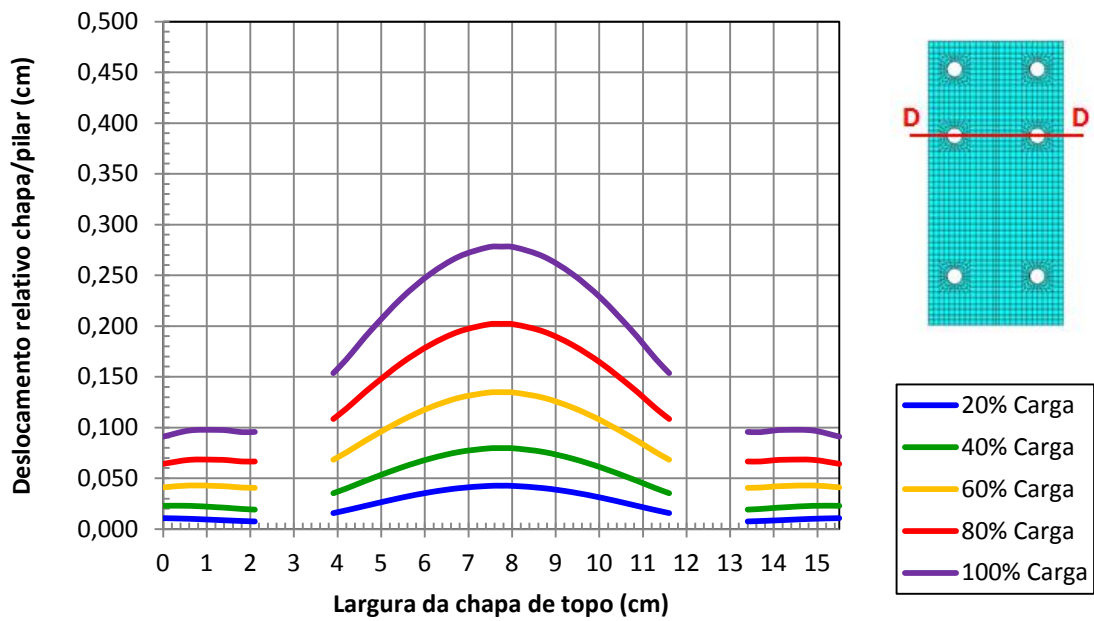


Figura 5.52 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C125-P160

Na figura 5.53 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção FF (face lateral 1 da chapa de topo).

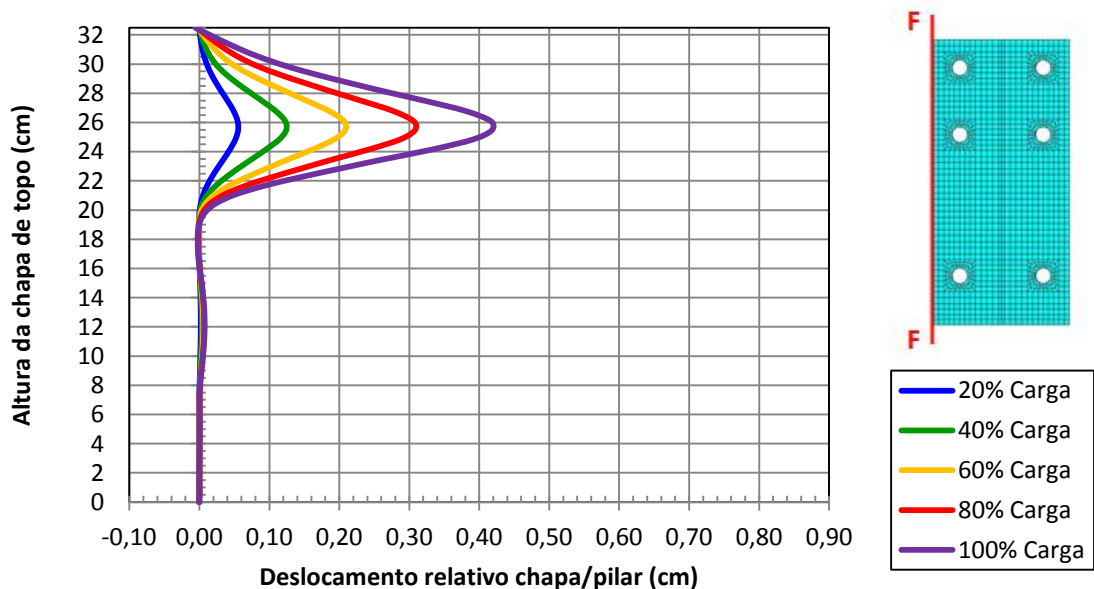


Figura 5.53 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C125-P160

Na figura 5.54 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção GG (coluna 1 de parafusos).

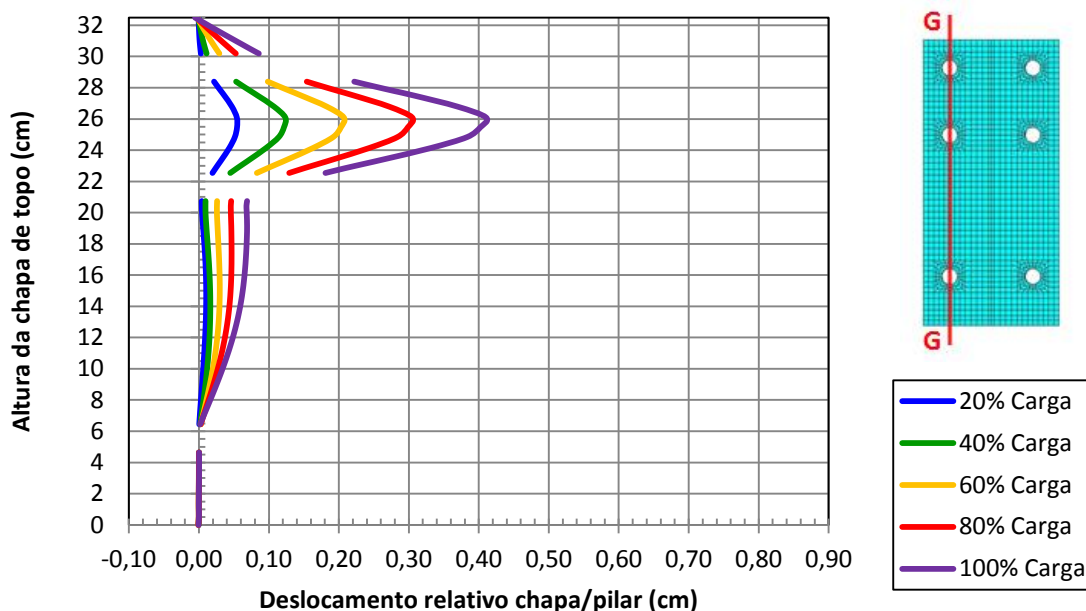


Figura 5.54 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C125-P160

Na figura 5.55 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P160, na seção HH (região da alma da viga).

Da análise das figuras 5.53 e 5.55, conclui-se que para o modelo CTEE-C125-P160, com chapa fina, verifica-se a ocorrência de forças de alavanca, uma vez que na região das linhas de parafusos o deslocamento relativo chapa/mesa do pilar é quase nulo.

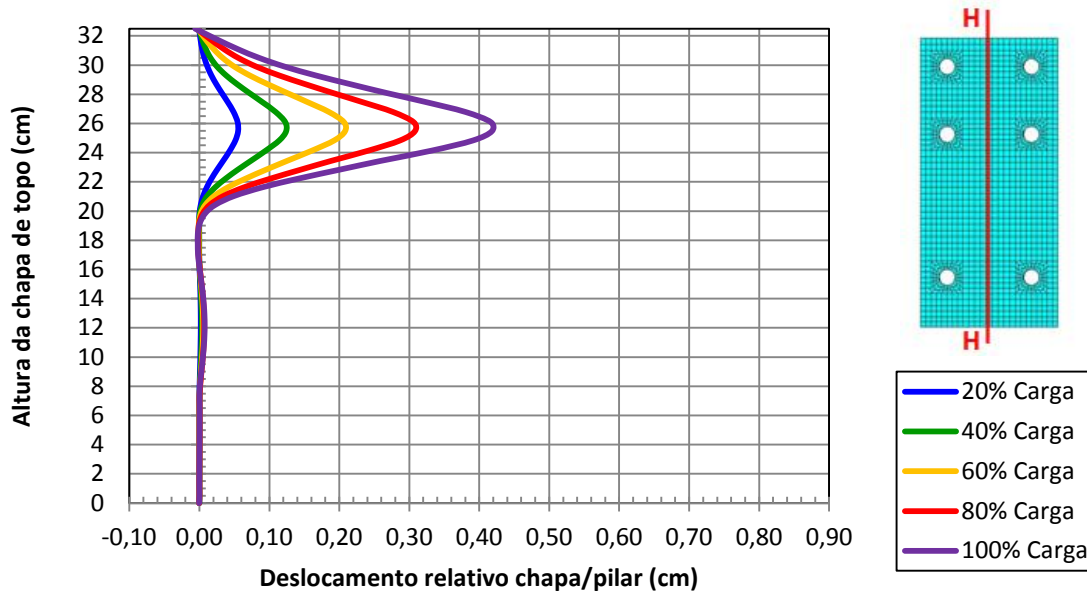


Figura 5.55 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C125-P160

#### 5.6.3.4 Modelo CTEE-C160-P160

Apresenta-se a tabela 5.11, com as forças aplicadas e momento fletor para cada passo de carga, para o modelo CTEE-C160-P160, com parafusos de diâmetro 16,0mm e chapa de topo de espessura 16,0mm.

Tabela 5.11 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C160-P160

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C160-P160	16,0	20	62,6	94,9	9486,2	13944,0
		40	79,4	120,3	12031,6	
		60	88,3	133,9	13390,6	
		80	95,7	145,1	14513,9	
		100	97,1	147,2	14715,1	

Na figura 5.56 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção AA (face superior da chapa de topo).

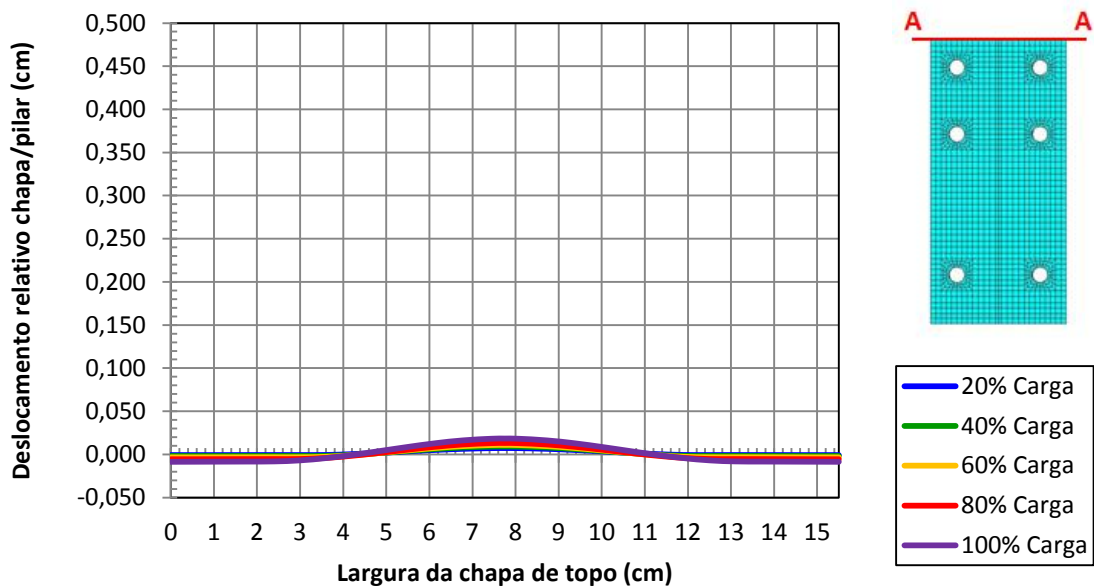


Figura 5.56 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C160-P160

Na figura 5.57 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção BB (linha externa de parafusos tracionados).

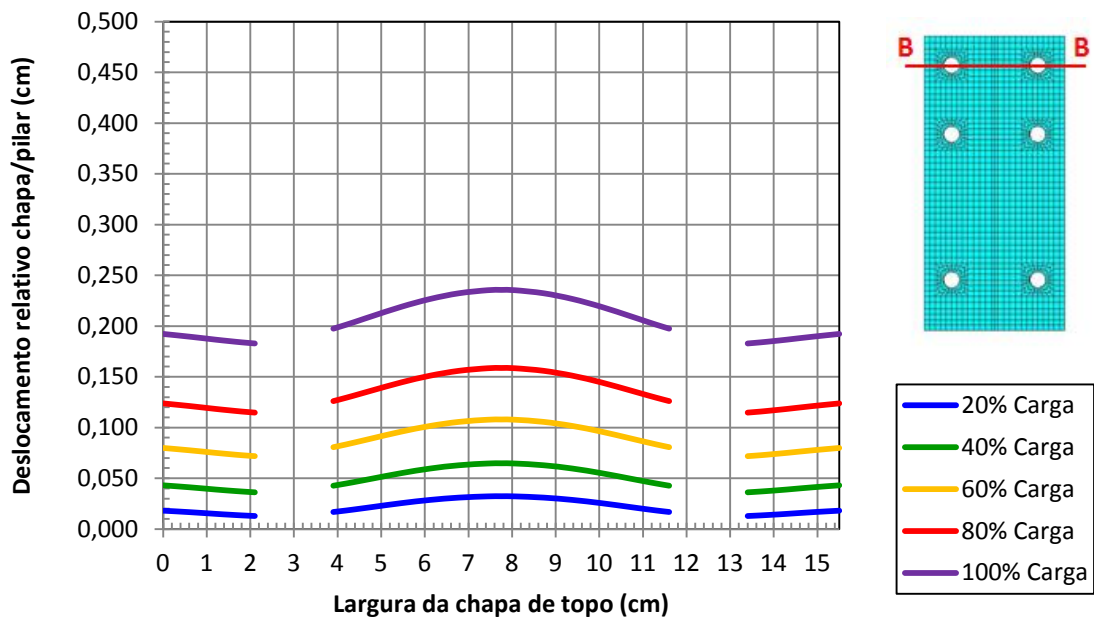


Figura 5.57 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C160-P160

Na figura 5.58 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção CC (região da mesa tracionada da viga).

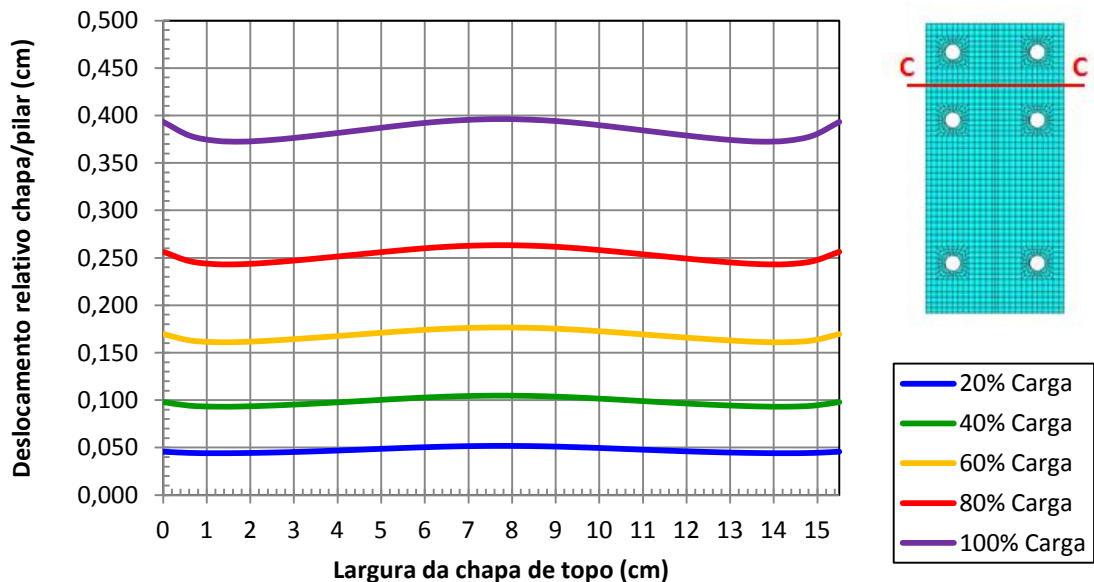


Figura 5.58 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C160-P160



Na figura 5.59 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção DD (linha interna de parafusos tracionados).

Da análise das figuras 5.57, 5.58 e 5.59, observa-se que os deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar para as linhas externa (seção BB) e interna (seção DD) de parafusos tracionados são praticamente iguais, com maiores valores para a seção CC, região de contato entre a chapa de topo e a mesa superior tracionada da viga.

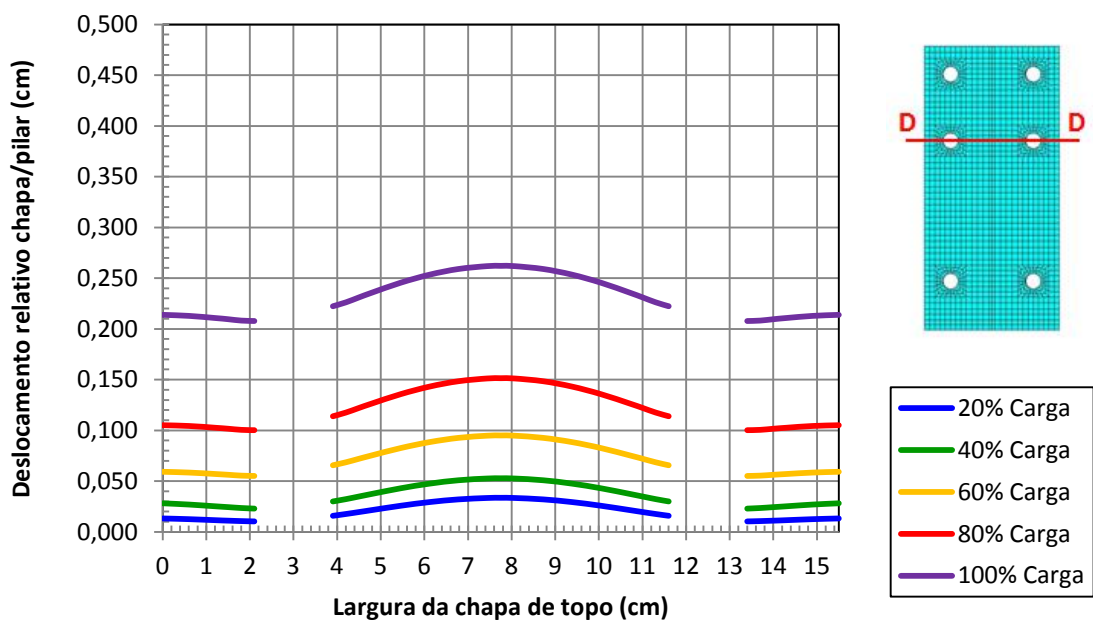


Figura 5.59 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C160-P160

Na figura 5.60 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção FF (face lateral 1 da chapa de topo).

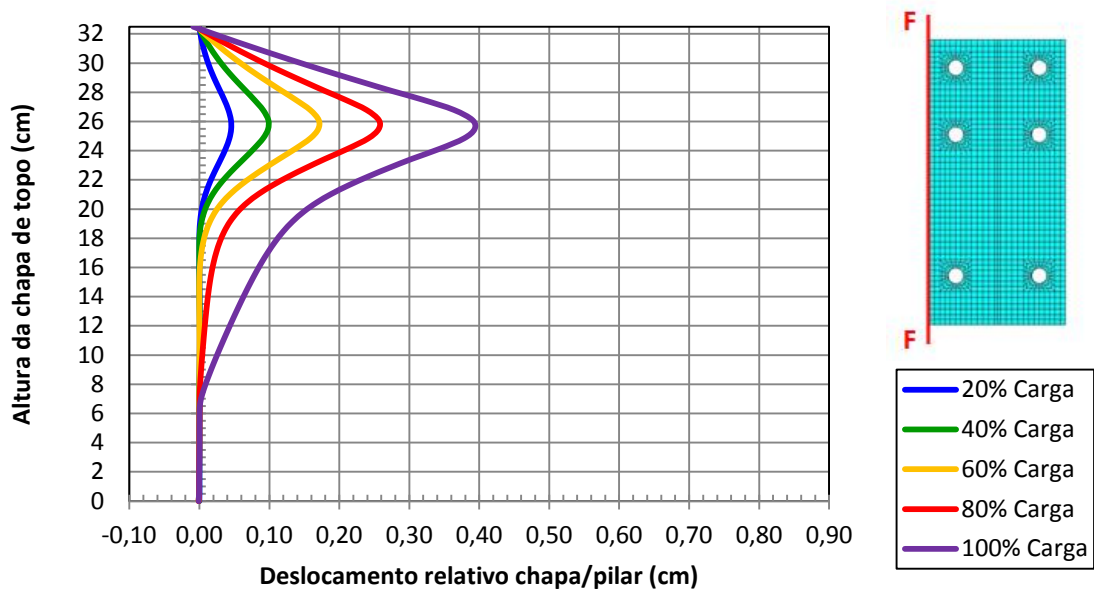


Figura 5.60 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C160-P160

Na figura 5.61 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção GG (coluna 1 de parafusos).

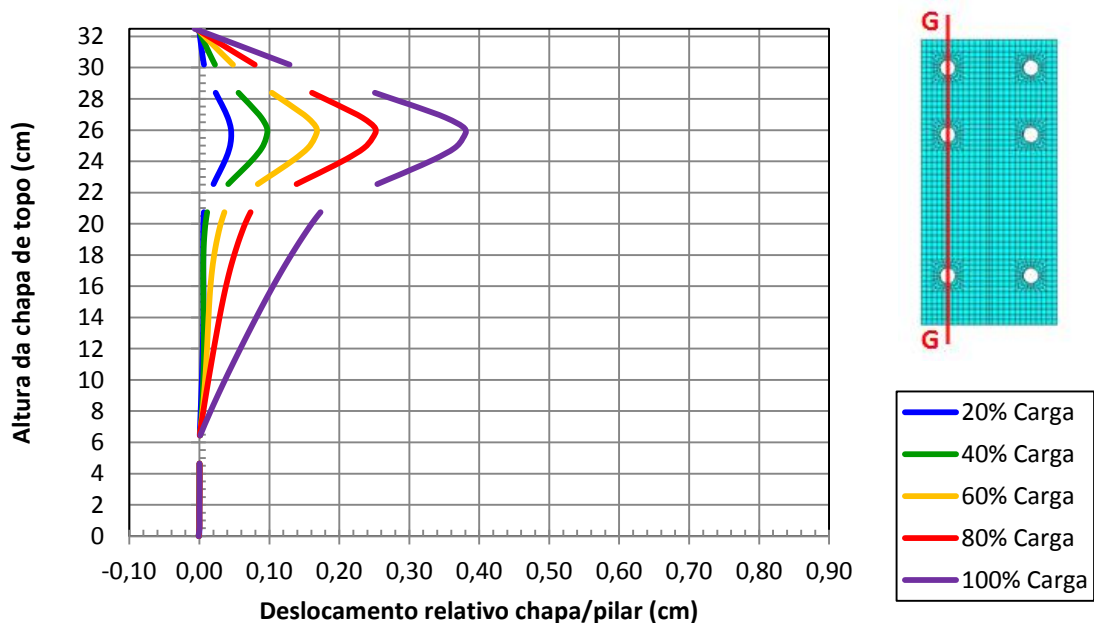


Figura 5.61 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C160-P160

Na figura 5.62 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P160, na seção HH (região da alma da viga).

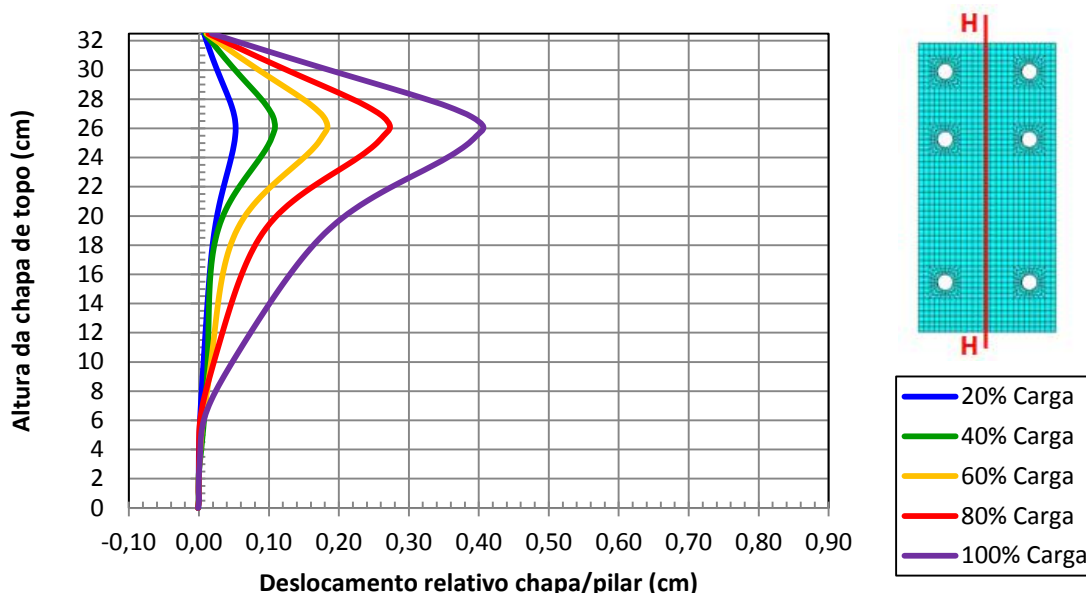


Figura 5.62 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C160-P160

Da análise das figuras 5.60 e 5.62, pode-se observar a ocorrência das forças de alavanca, em virtude dos valores reduzidos de deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar nas regiões das linhas de parafusos tracionados.

### 5.6.3.5 Modelo CTEE-C125-P190

Apresenta-se a tabela 5.12, com as forças aplicadas e momento fletor para cada passo de carga, para o modelo CTEE-C125-P190, com parafusos de diâmetro 19,0mm e chapa de topo de espessura 12,5mm.

Tabela 5.12 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C125-P190

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C125-P190	12,5	20	76,8	116,2	11615,9	13944,0
		40	94,4	142,7	14273,8	
		60	103,7	156,8	15677,7	
		80	110,5	167,2	16717,4	
		100	104,9	158,6	15862,8	

Na figura 5.63 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção AA (face superior da chapa de topo).

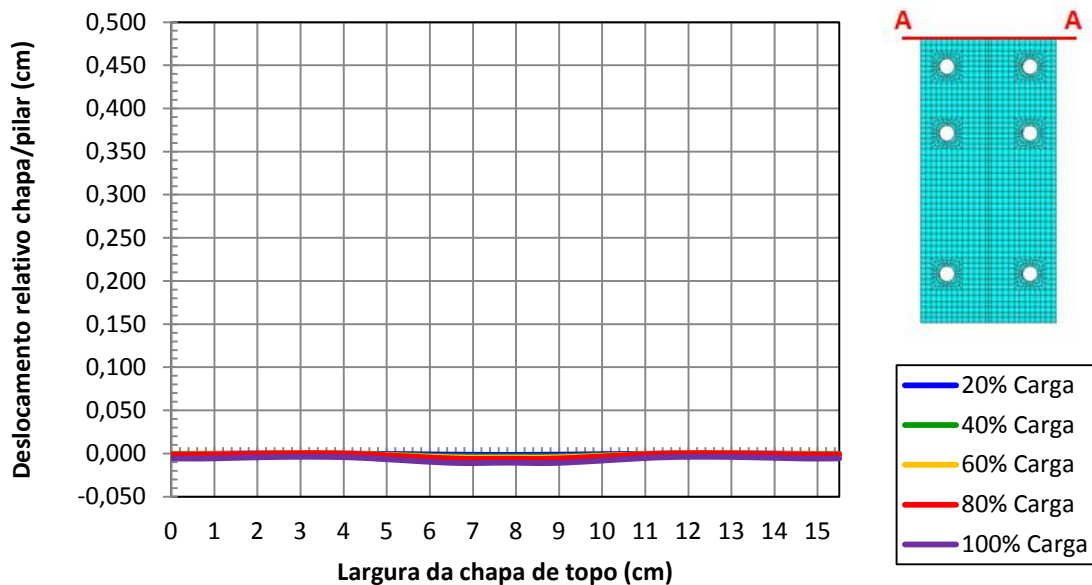


Figura 5.63 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C125-P190

Na figura 5.64 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção BB (linha externa de parafusos tracionados).

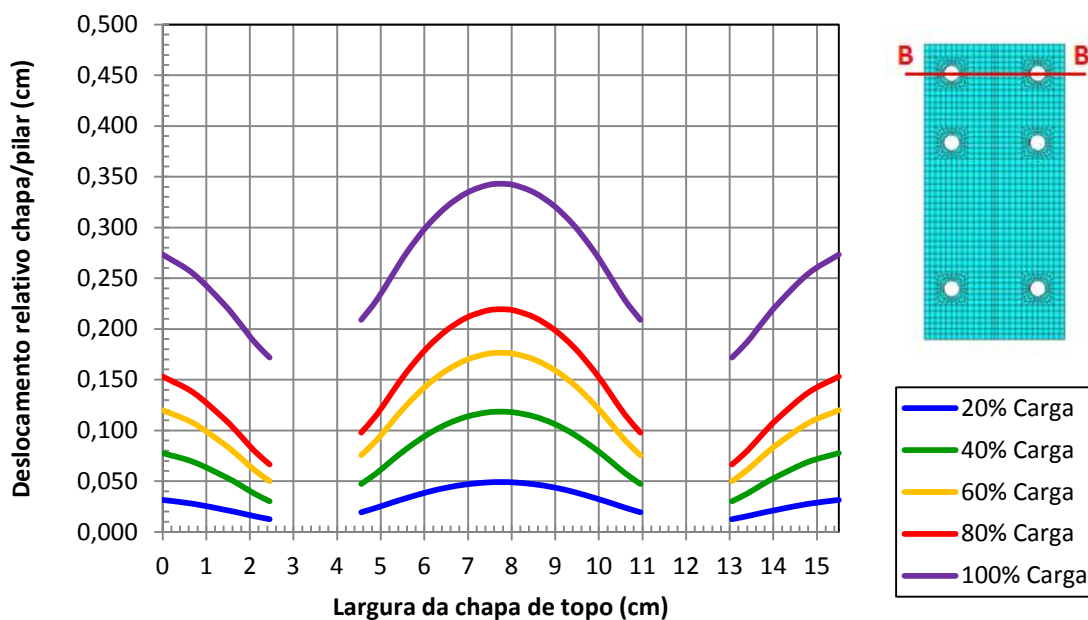


Figura 5.64 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C125-P190

Na figura 5.65 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção CC (região da mesa tracionada da viga).

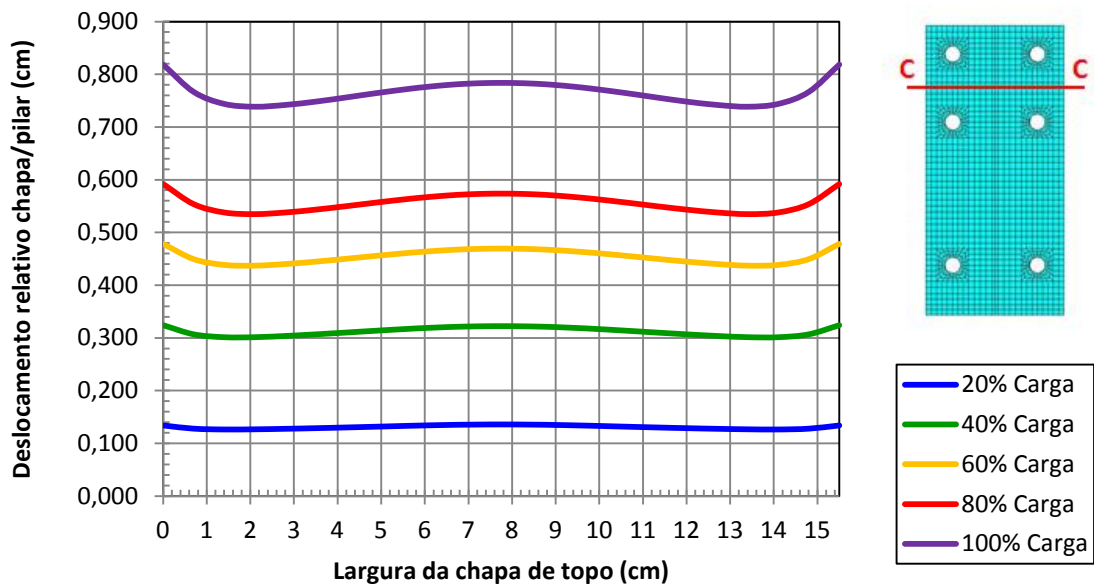


Figura 5.65 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C125-P190

Na figura 5.66 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção DD (linha interna de parafusos tracionados).

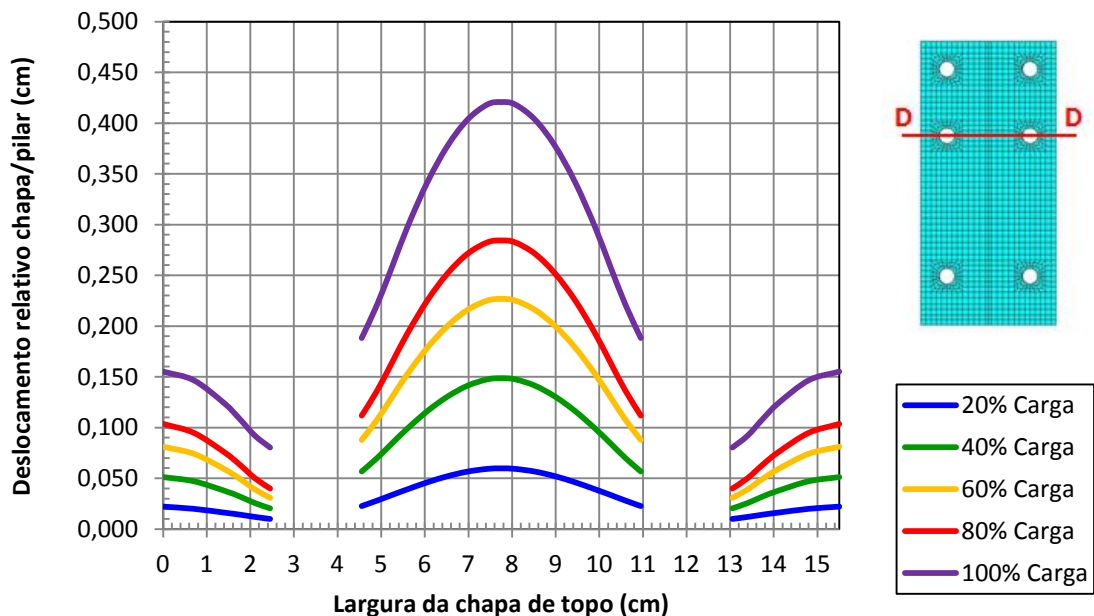


Figura 5.66 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C125-P190

Da análise das figuras 5.64, 5.65 e 5.66, observam-se elevados valores de deslocamento relativo chapa/mesa do pilar, em comparação com os modelos analisados anteriormente. Isto se deve à configuração da ligação analisada, com chapa de topo fina e parafusos de grande diâmetro. A chapa apresenta grandes deformações, atuando em conjunto com os parafusos na resistência e capacidade rotacional da ligação. Vale observar que a linha interna de parafusos tracionados (seção DD) apresenta maiores deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar que a linha externa (seção BB).

Na figura 5.67 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção FF (face lateral 1 da chapa de topo). Da análise da figura 5.67, pode-se observar a ocorrência das forças de alavanca, em virtude dos valores reduzidos de deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar nas regiões das linhas de parafusos tracionados.

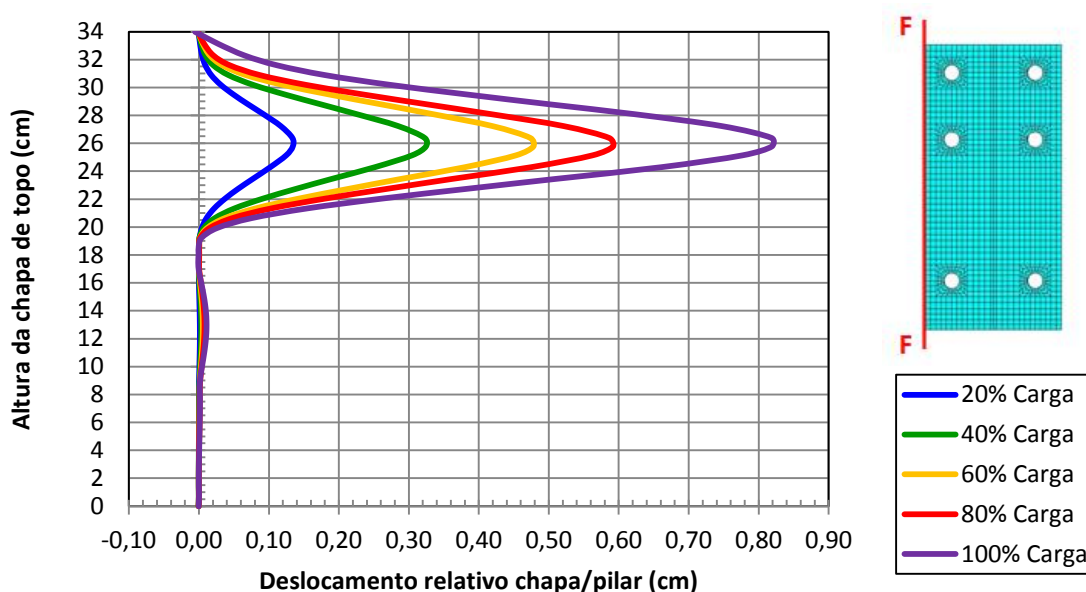


Figura 5.67 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C125-P190

Na figura 5.68 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção GG (coluna 1 de parafusos).

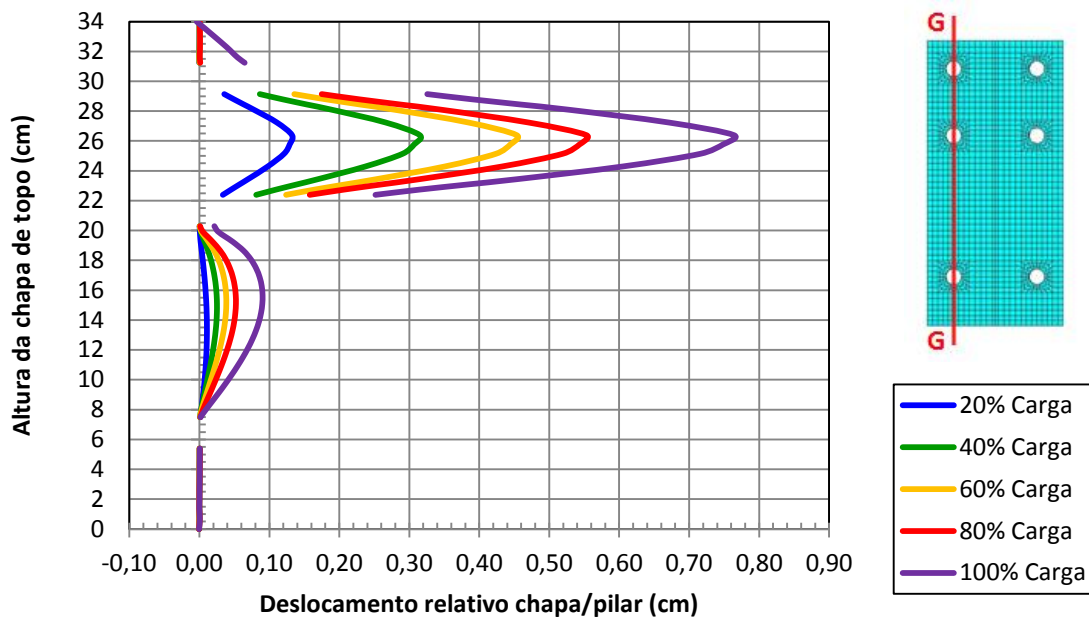


Figura 5.68 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C125-P190

Na figura 5.69 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C125-P190, na seção HH (região da alma da viga).

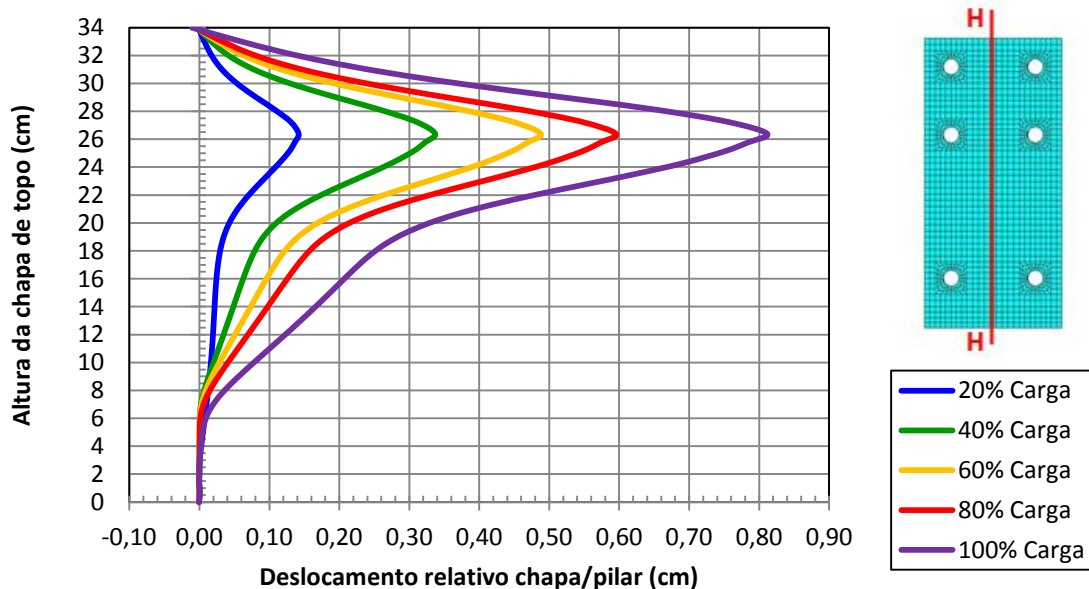


Figura 5.69 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C125-P190



### 5.6.3.6 Modelo CTEE-C160-P190

Apresenta-se a tabela 5.13, com as forças aplicadas e momento fletor para cada passo de carga, para o modelo CTEE-C160-P190, com parafusos de diâmetro 19,0mm e chapa de topo de espessura 16,0mm.

Tabela 5.13 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C160-P190

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C160-P190	16,0	20	83,9	127,2	12718,0	13944,0
		40	101,0	153,1	15313,6	
		60	109,5	166,1	16606,4	
		80	117,5	178,1	17805,9	
		100	123,1	186,6	18660,1	

Na figura 5.70 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção AA (face superior da chapa de topo).

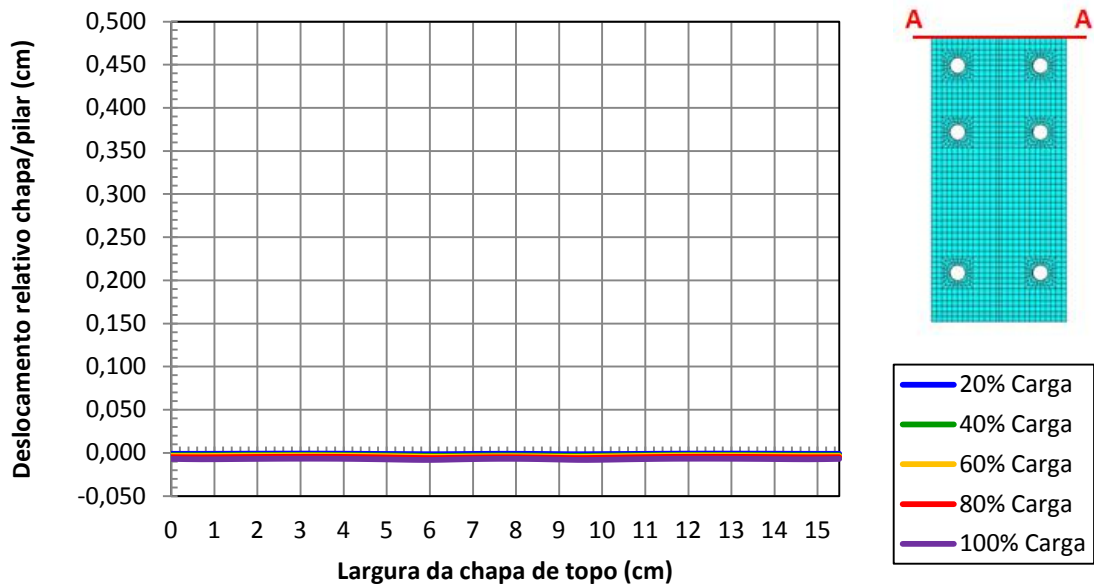


Figura 5.70 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C160-P190

Na figura 5.71 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção BB (linha externa de parafusos tracionados).

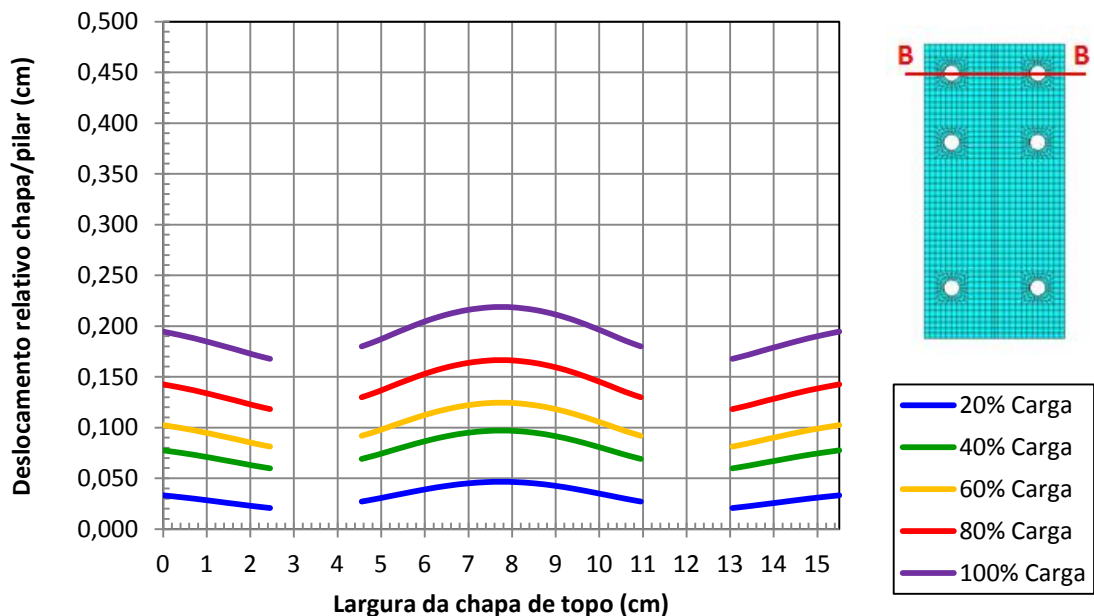


Figura 5.71 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C160-P190

Na figura 5.72 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção CC (região da mesa tracionada da viga).

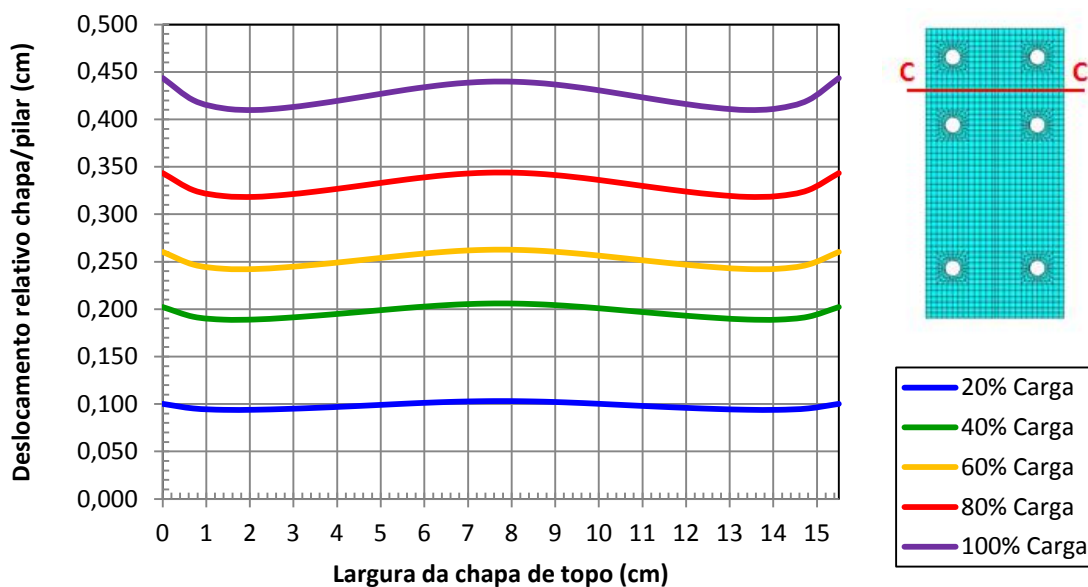


Figura 5.72 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C160-P190

Na figura 5.73 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção DD (linha interna de parafusos tracionados).

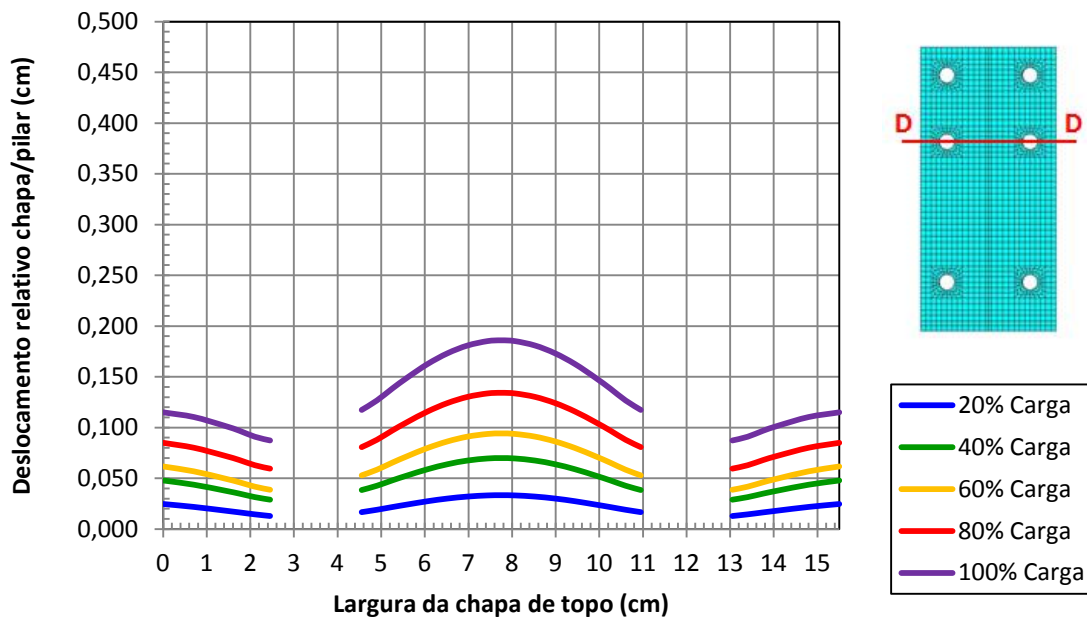


Figura 5.73 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C160-P190

Na figura 5.74 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção FF (face lateral 1 da chapa de topo).

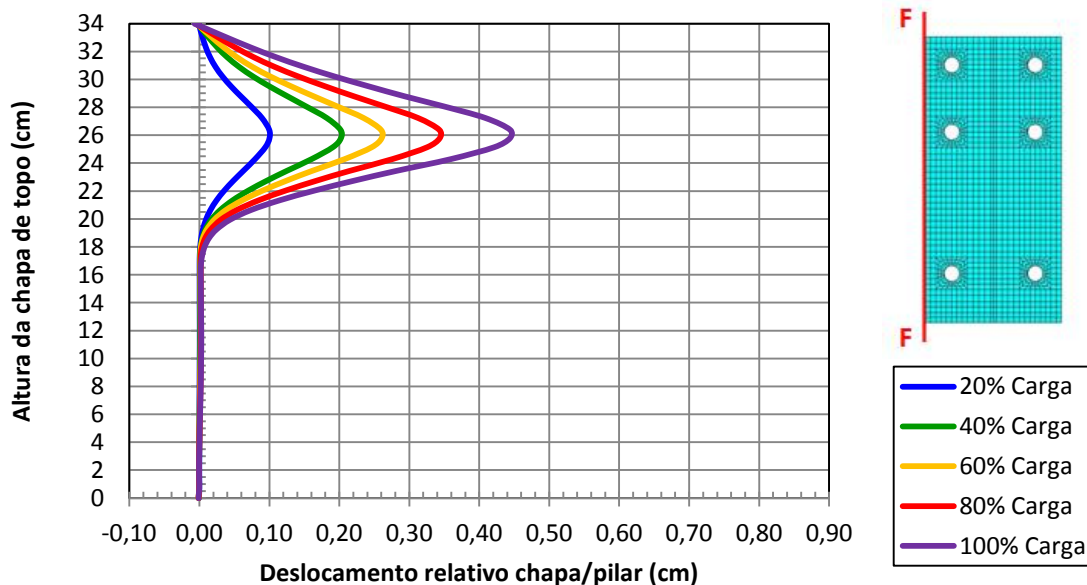


Figura 5.74 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C160-P190

Na figura 5.75 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção GG (coluna 1 de parafusos).

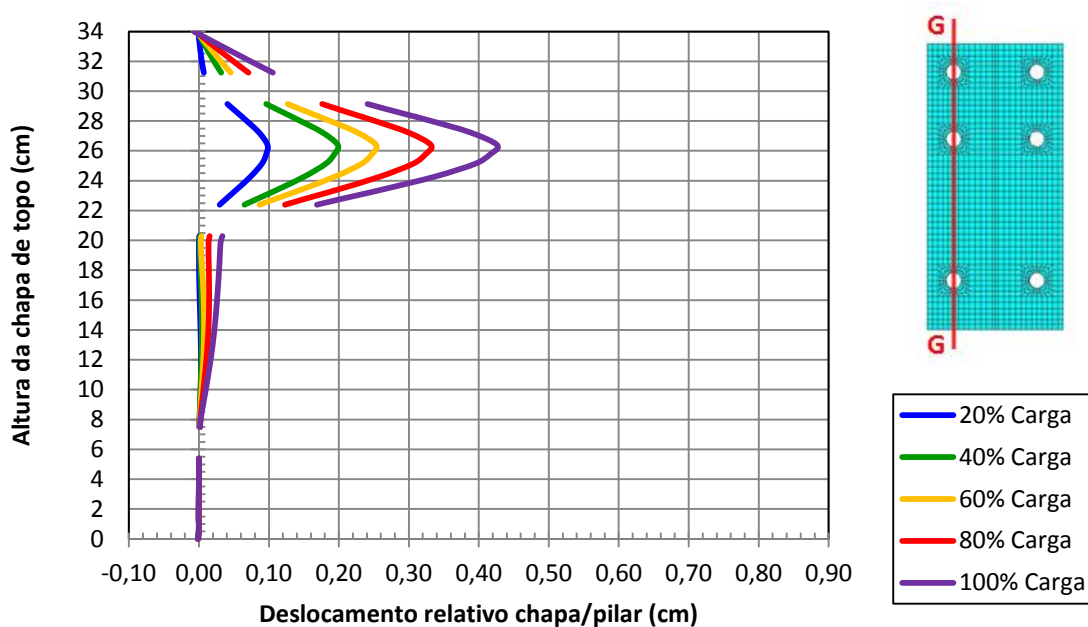


Figura 5.75 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C160-P190

Na figura 5.76 apresentam-se os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar, para o modelo CTEE-C160-P190, na seção HH (região da alma da viga).

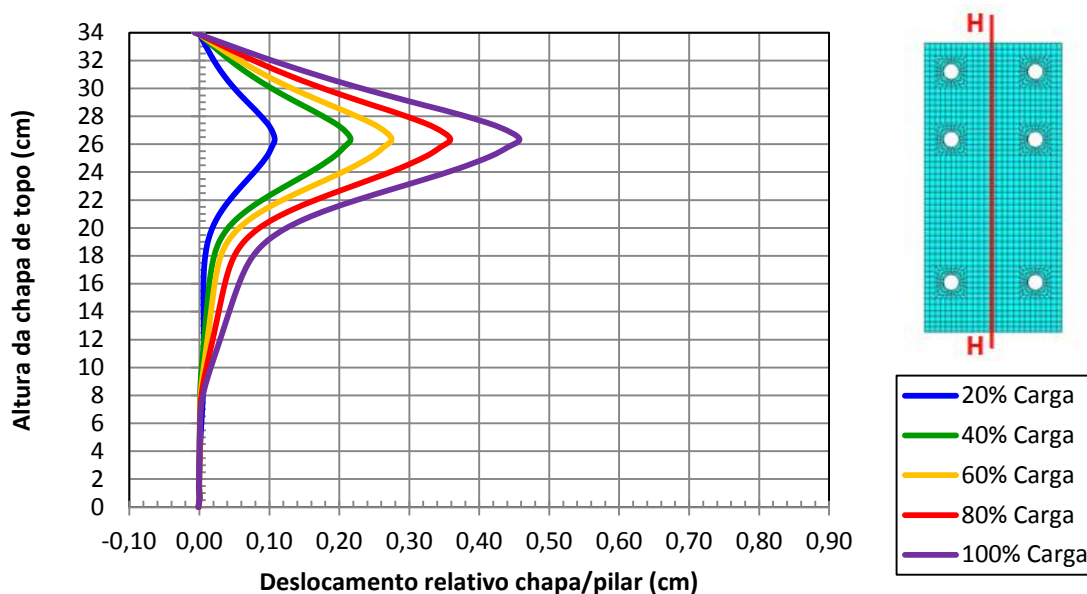


Figura 5.76 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C160-P190

Da análise das figuras 5.71, 5.72 e 5.73, conclui-se que os deslocamentos relativos chapa de topo/mesa do pilar para o modelo CTEE-C160-P190 são menores que para o modelo CTEE-C125-P190, devido à maior espessura e rigidez da chapa de topo. Vale observar que os deslocamentos relativos chapa/mesa do pilar são maiores para a linha externa de parafusos (seção BB) em comparação com a linha interna (seção DD), indicando que a capacidade rotacional da ligação é comandada pela capacidade resistente dos parafusos, em virtude da maior rigidez da chapa de topo, e permitindo concluir que não ocorrem forças de alavanca.

#### 5.6.4 Distribuição de tensões de von Mises na chapa de topo

Serão apresentados, na sequência, as figuras 5.77 até 5.83, com as distribuições de tensões de von Mises na chapa de topo, para todos os modelos numericamente analisados neste trabalho, para os passos de carga correspondentes a 20%, 40%, 60%, 80% e 100% do carregamento total..

Conforme poderá ser observado, as tensões na chapa, na grande maioria dos modelos, ultrapassam o valor da tensão de escoamento (30 kN/cm<sup>2</sup>), porém não

atingem o valor especificado para a tensão de ruptura ( $60,7 \text{ kN/cm}^2$ ), o que permite afirmar que o mecanismo de colapso das ligações analisadas se forma nos parafusos, com escoamento parcial da chapa de topo.

Outro ponto interessante a ser comentado é que, nos modelos com chapas “mais finas”, como é o caso das chapas de espessuras 12,5mm e 16,0mm, as chapas atingem tensões mais elevadas que os demais modelos, apresentando elevado grau de plastificação. Isto nos permite afirmar que, nestas ligações, a chapa e os parafusos apresentam deformações plásticas altas, o que caracterizaria o modo de falha como modo 2, de acordo com o EUROCODE 3 (2005), uma vez que o colapso se forma nos parafusos, porém há grande deformação na chapa de topo. Isto pode ser observado na configuração deformada das ligações (figura 5.30), e nos gráficos de deslocamento relativo chapa de topo/mesa do pilar, para as referidas espessuras de chapas.

As ligações com chapas mais espessas (espessuras maiores que 22,4mm) apresentam deformações sem verificação do efeito alavanca, com deformação excessiva nos parafusos e a deformação da chapa de topo em resposta ao afastamento da chapa com relação à mesa do pilar. Para as chapas com espessuras maiores que 25,0mm e diâmetro dos parafusos de 19,0mm, em virtude da grande rigidez das chapas, se verifica um pequeno deslocamento relativo chapa/pilar, com pequena deformação na chapa de topo e ruptura dos parafusos (com grandes deformações). Estas ligações se encaixam no modelo de falha 3 do EUROCODE 3 (2005), com ruptura dos parafusos sem grandes deformações na chapa de topo.

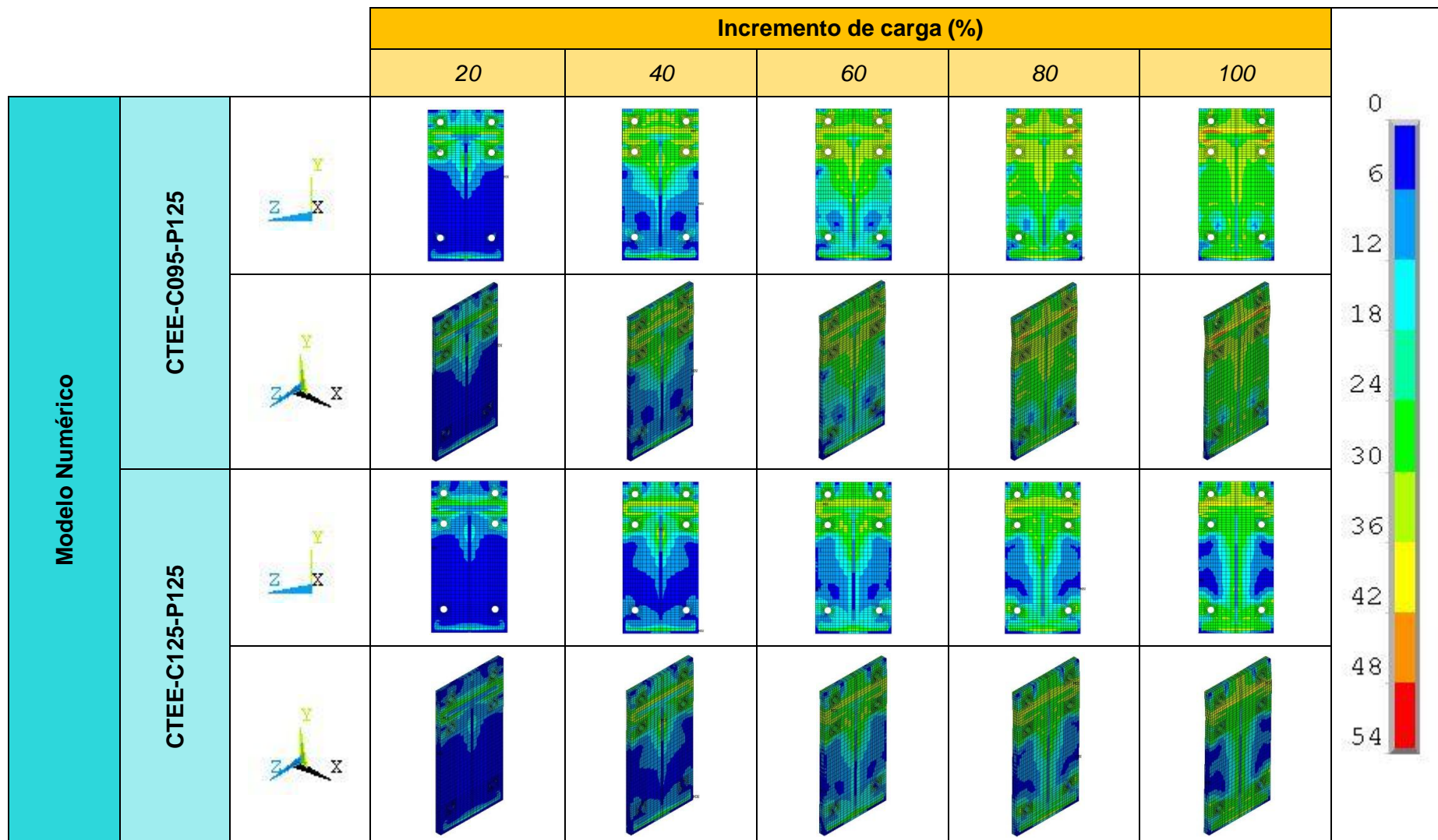


Figura 5.77 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo



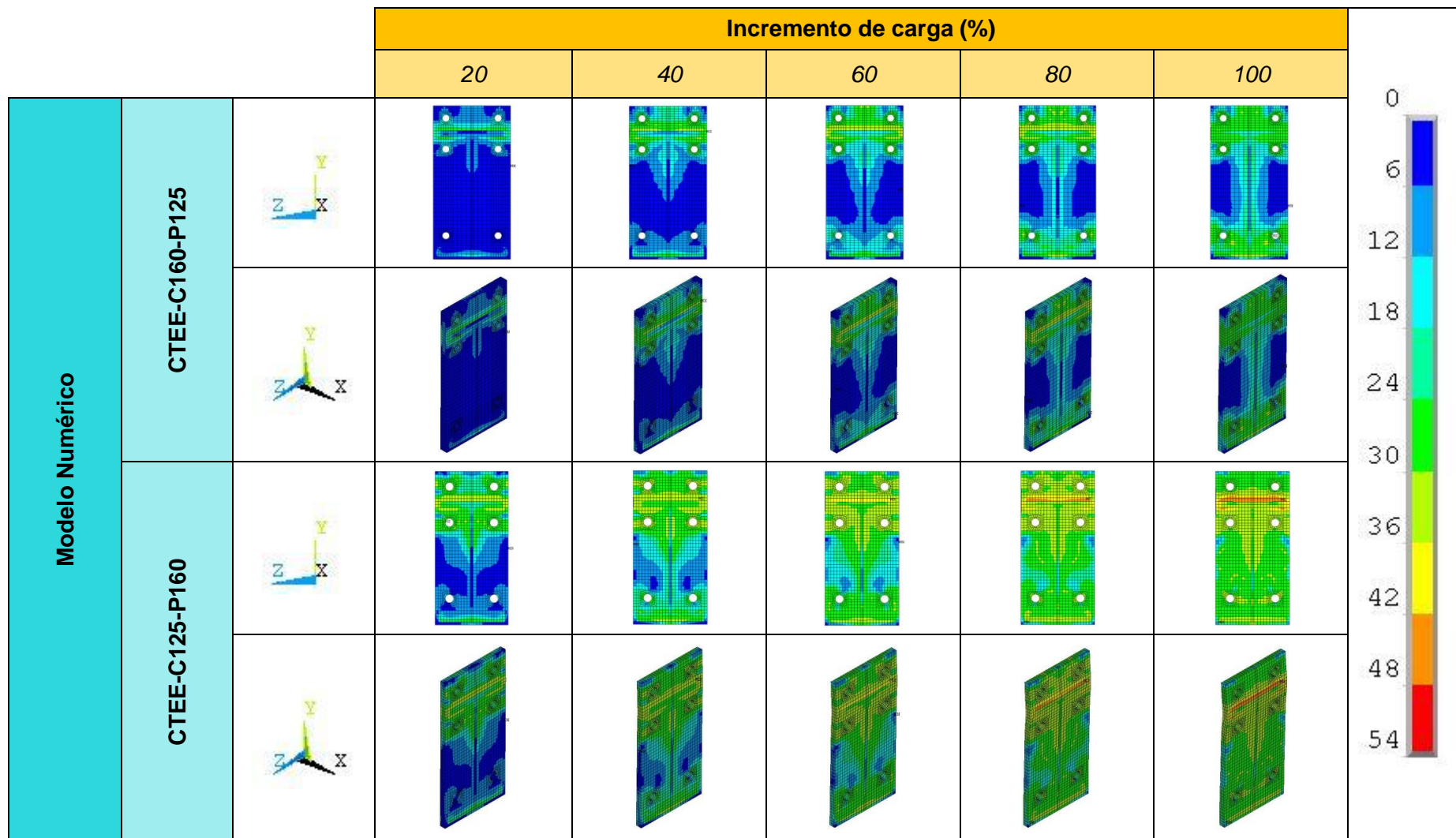


Figura 5.78 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo (continuação)

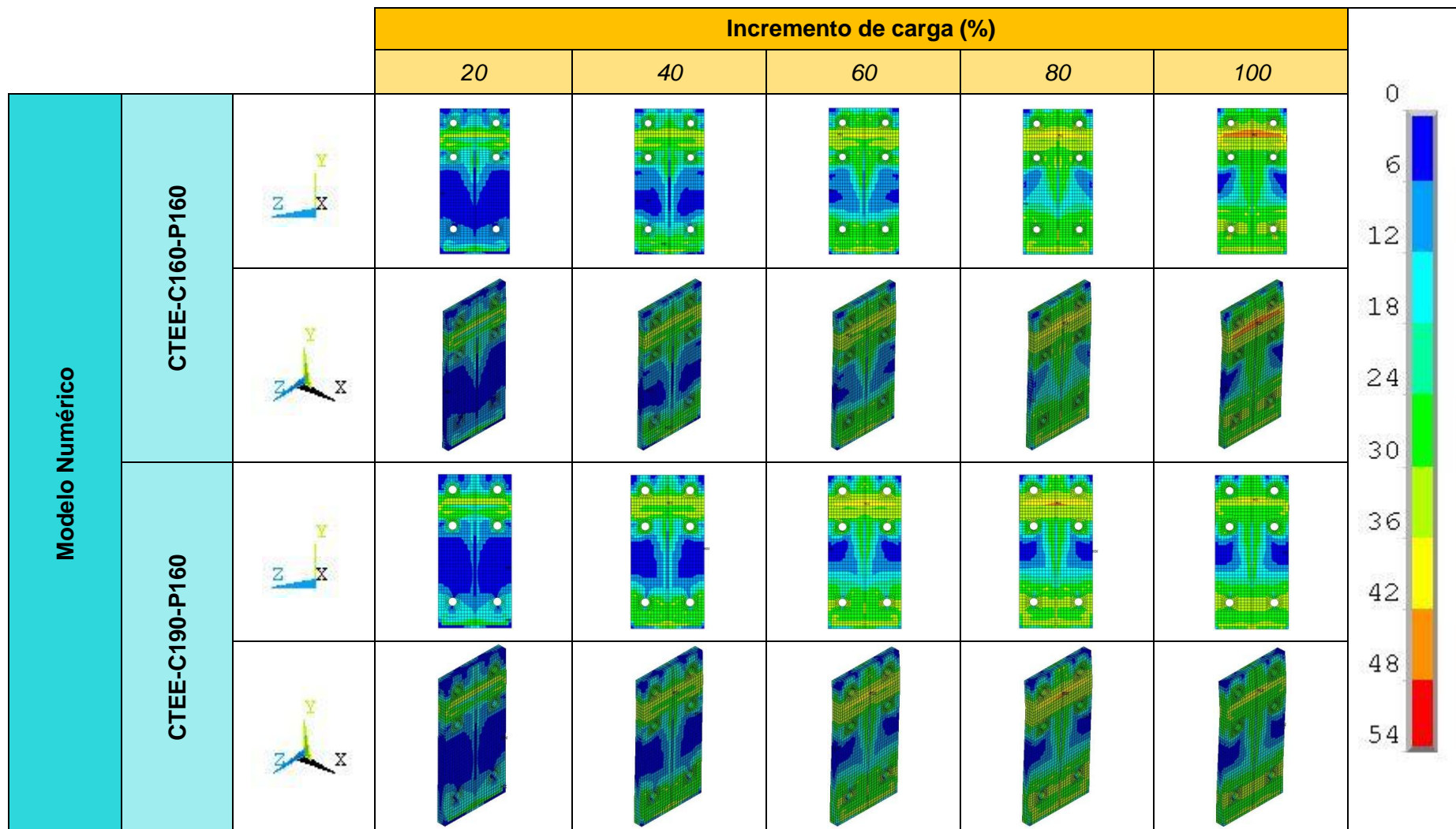


Figura 5.79 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo (continuação)

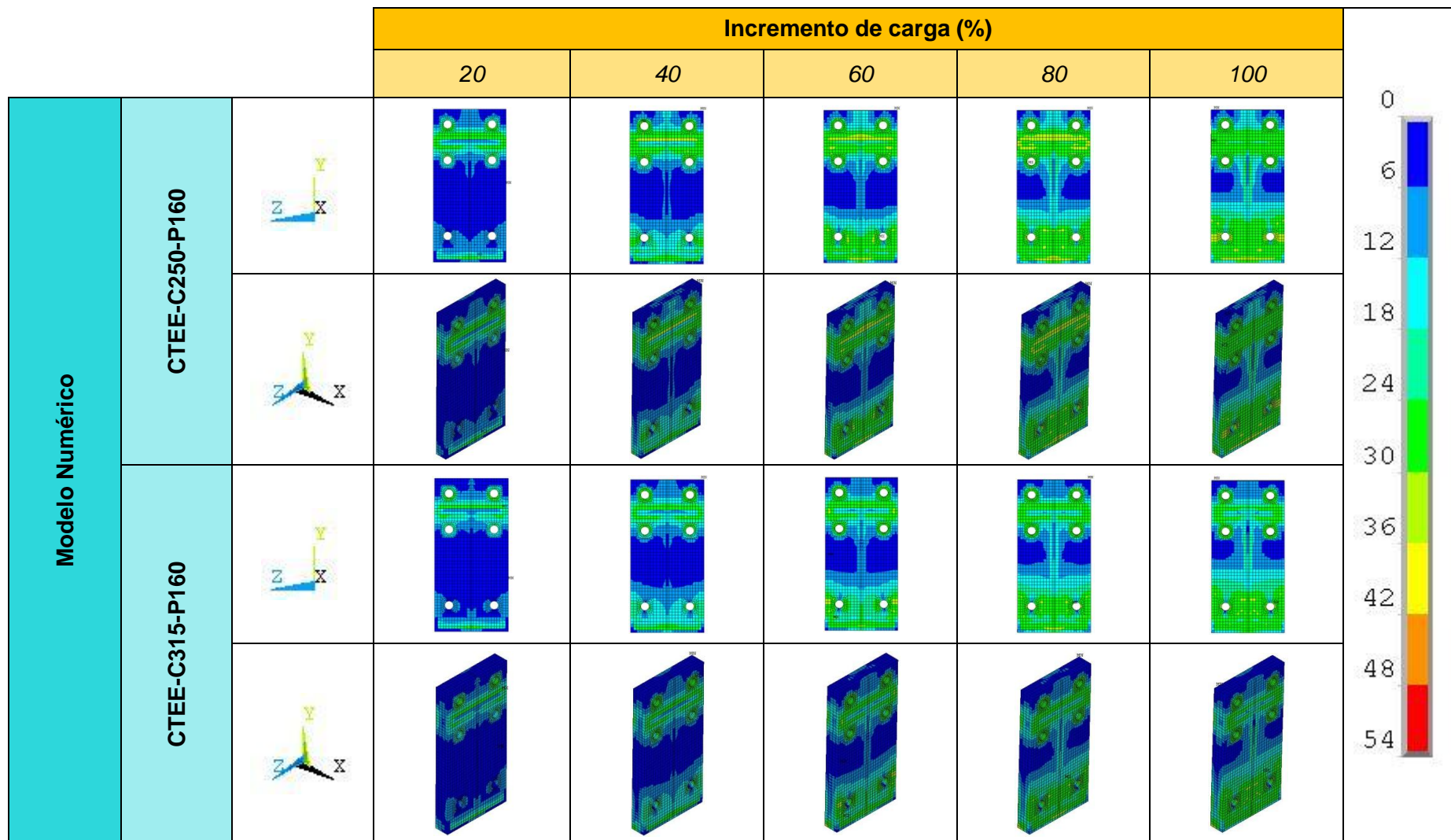


Figura 5.80 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo (continuação)

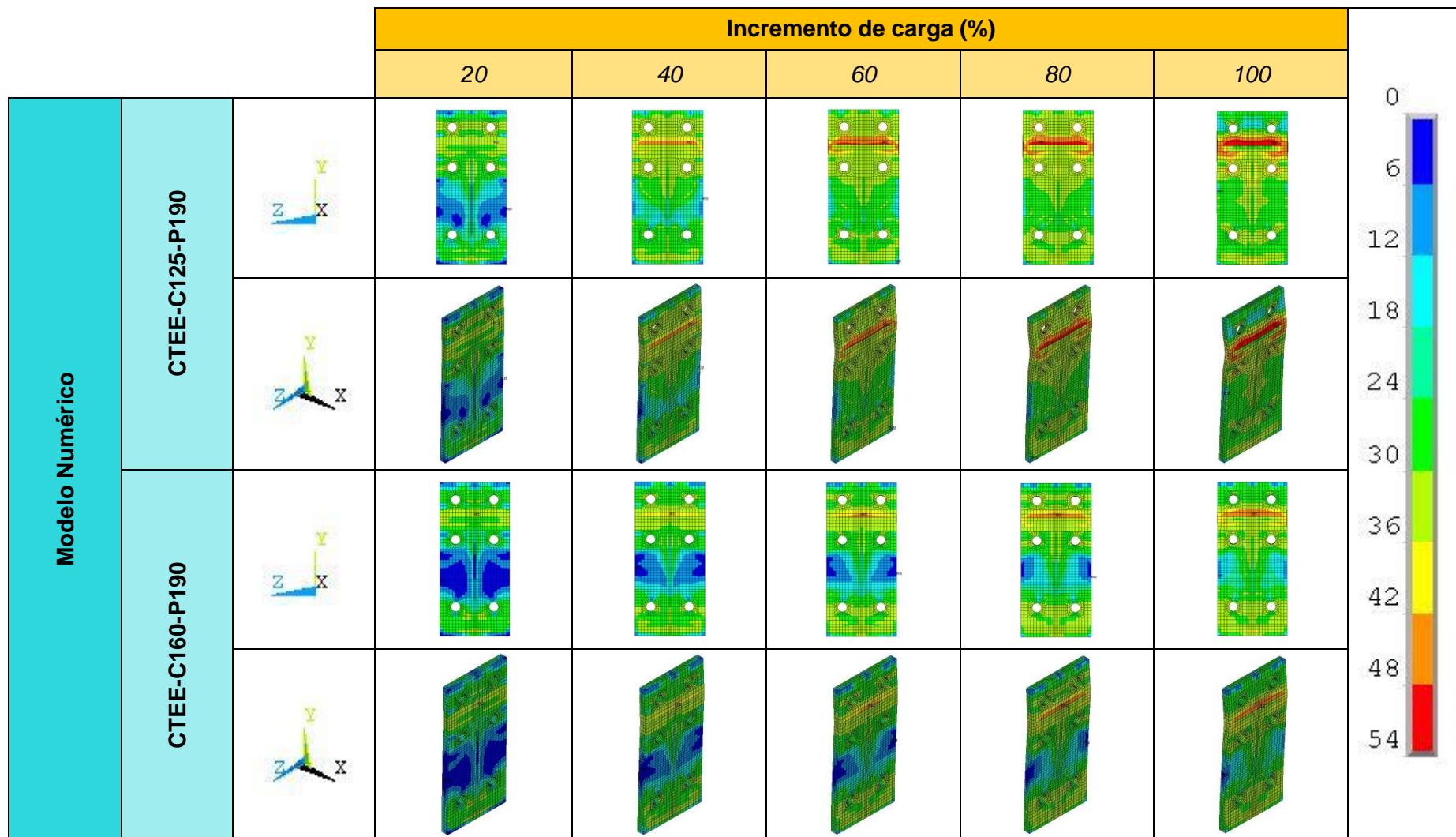


Figura 5.81 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo (continuação)



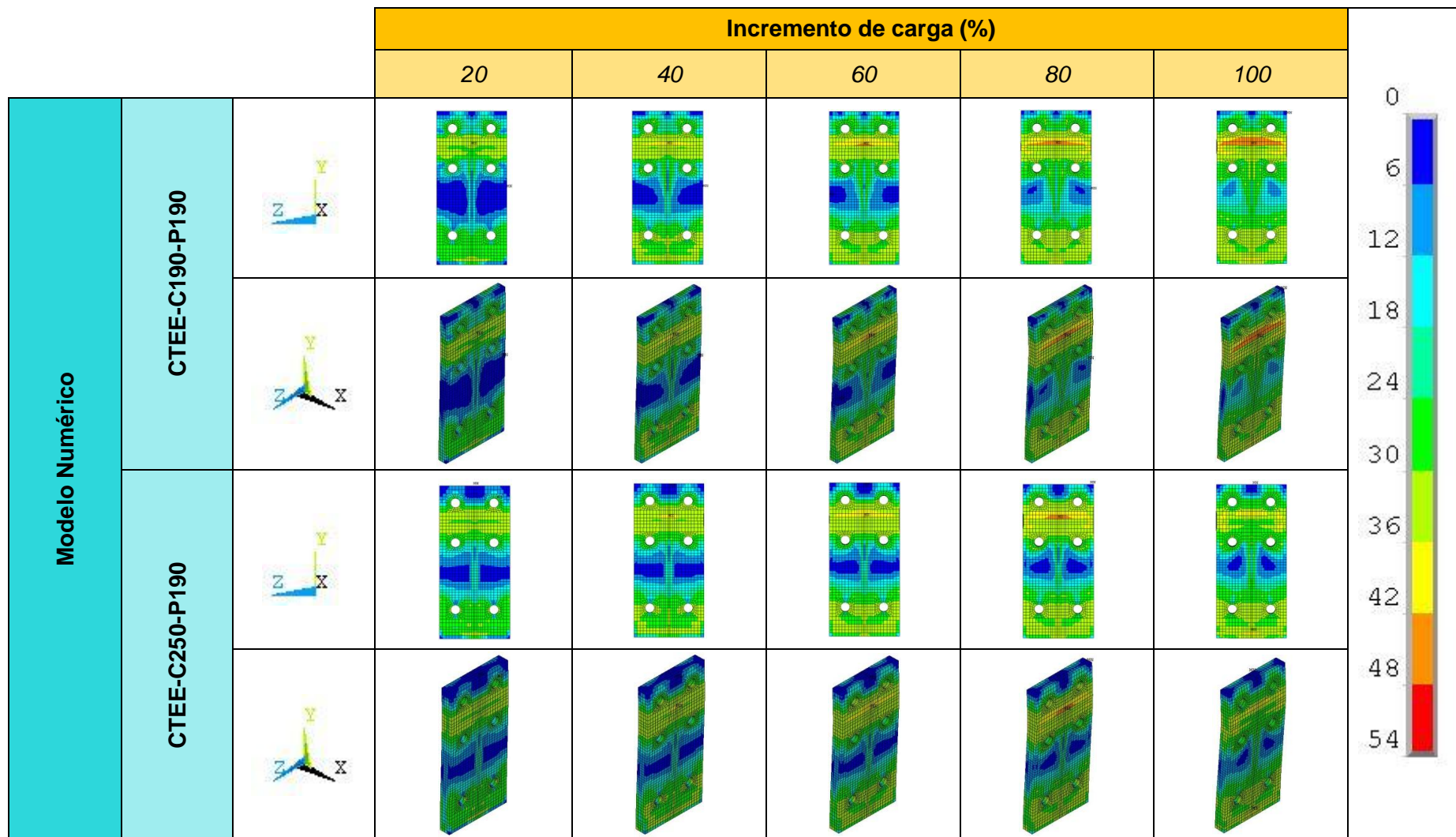


Figura 5.82 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo (continuação)

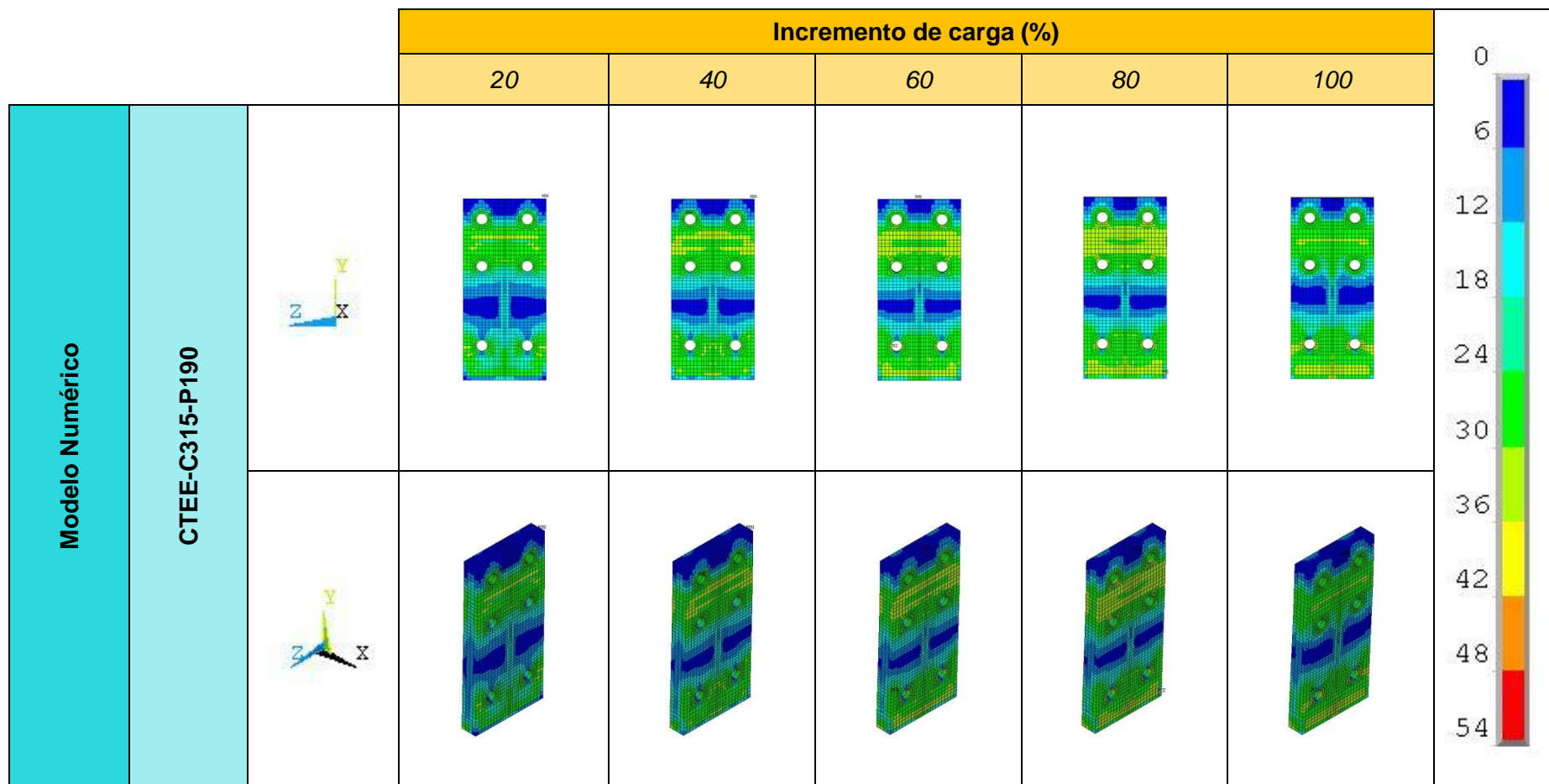


Figura 5.83 – Distribuição das tensões de von Mises na chapa de topo (continuação)

### 5.6.5 Comentários finais a respeito da análise da chapa de topo

De acordo com os resultados apresentados (deformadas, deslocamento relativo chapa de topo/mesa do pilar e distribuição de tensões de von Mises na chapa de topo), em comparação com os protótipos experimentais apresentados por MAGGI (2004), observa-se que a modelagem numérica conseguiu estimar, com relativa precisão, os modos de falha para as ligações analisadas.

Na comparação das deformadas dos modelos numéricos CTEE-C160-P160 e CTEE-C190-P160 com os respectivos protótipos CTEE1 e CTEE2, o que se observa é que o modo de falha das referidas ligações ocorrem na primeira e segunda linha de parafusos, respectivamente. As deformadas dos modelos numéricos, amplificadas por um fator de valor 5, ficaram muito próximas do verificado para o comportamento real das ligações analisadas, o que comprova a qualidade dos resultados da análise numérica. Visualmente, conclui-se que se tratam de ligações com modo de falha 2, segundo o EUROCODE, com efeito alavanca, e ruptura dos parafusos com deformações consideráveis na chapa de topo.

Quanto ao modelo numérico CTEE-C250-P160, em comparação ao protótipo CTEE3, verifica-se novamente que o modo de falha se verifica nos parafusos da linha externa. Visualmente, pode-se afirmar que o colapso da ligações se classifica no modo 3 do EUROCODE 3 (2005), com ruptura dos parafusos, com grandes deformações dos mesmos, e correspondentes deformações na chapa de topo, sem verificação de efeito alavanca.

Quanto ao efeito alavanca nas ligações, é possível fazer uma verificação visual e qualitativa do fenômeno, a partir dos gráficos de deslocamento relativo chapa de topo/mesa do pilar. Para os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm, e chapas de topo com espessuras menores ou iguais a 12,5mm, ou para os modelos com parafusos de diâmetro maior ou igual a 16,0mm e chapas com espessuras menor ou igual a 16,0mm, a configuração deformada e os gráficos de deslocamentos relativos chapa/pilar nos permitem avaliar qualitativamente a existência das forças de alavanca. Para os demais modelos, com chapas espessas, o efeito alavanca não se verifica.

## 5.7 ANÁLISE DOS PARAFUSOS

Na sequência, faz-se uma breve análise do comportamento dos parafusos nas ligações analisadas pelos modelos numéricos. Apresentam-se, a seguir, as distribuições de tensões de von Mises nos parafusos mais solicitados das linhas 1 (externa) e 2 (interna), para os passos de carga correspondentes a 20%, 40%, 60%, 80% e 100% do carregamento total.

Em seguida, apresentam-se curvas com as forças de tração nos parafusos das linhas externa e interna, em comparação com as forças teóricas de escoamento e ruptura para os parafusos em questão, e também com a apresentação dos esforços de tração solicitantes, para os modelos com chapa de topo de espessura 16,0mm, e parafusos de 12,5mm, 16,0mm e 19,0mm (modelos CTEE-C160-P125, CTEE-C160-P160 e CTEE-C160-P190, respectivamente).

As forças nos parafusos foram calculadas em função das tensões de von Mises obtidas para o fuste, e a área do fuste. As forças teóricas de escoamento e ruptura foram calculadas em função dos valores teóricos das tensões (63,5 kN/cm<sup>2</sup> e 82,5 kN/cm<sup>2</sup>, respectivamente) e da área do fuste dos parafusos. A força de tração solicitante (por parafuso) foi calculada em função do momento aplicado na ligação, dividido pela altura da viga, e distribuído para os quatro parafusos da zona tracionada da ligação.

Conforme comentado acima, seguem os quadros com as distribuições de tensões de von Mises para os parafusos das linhas 1 e 2, para os principais modelos numéricos analisados, apresentados nas figuras 5.84 até 5.90.



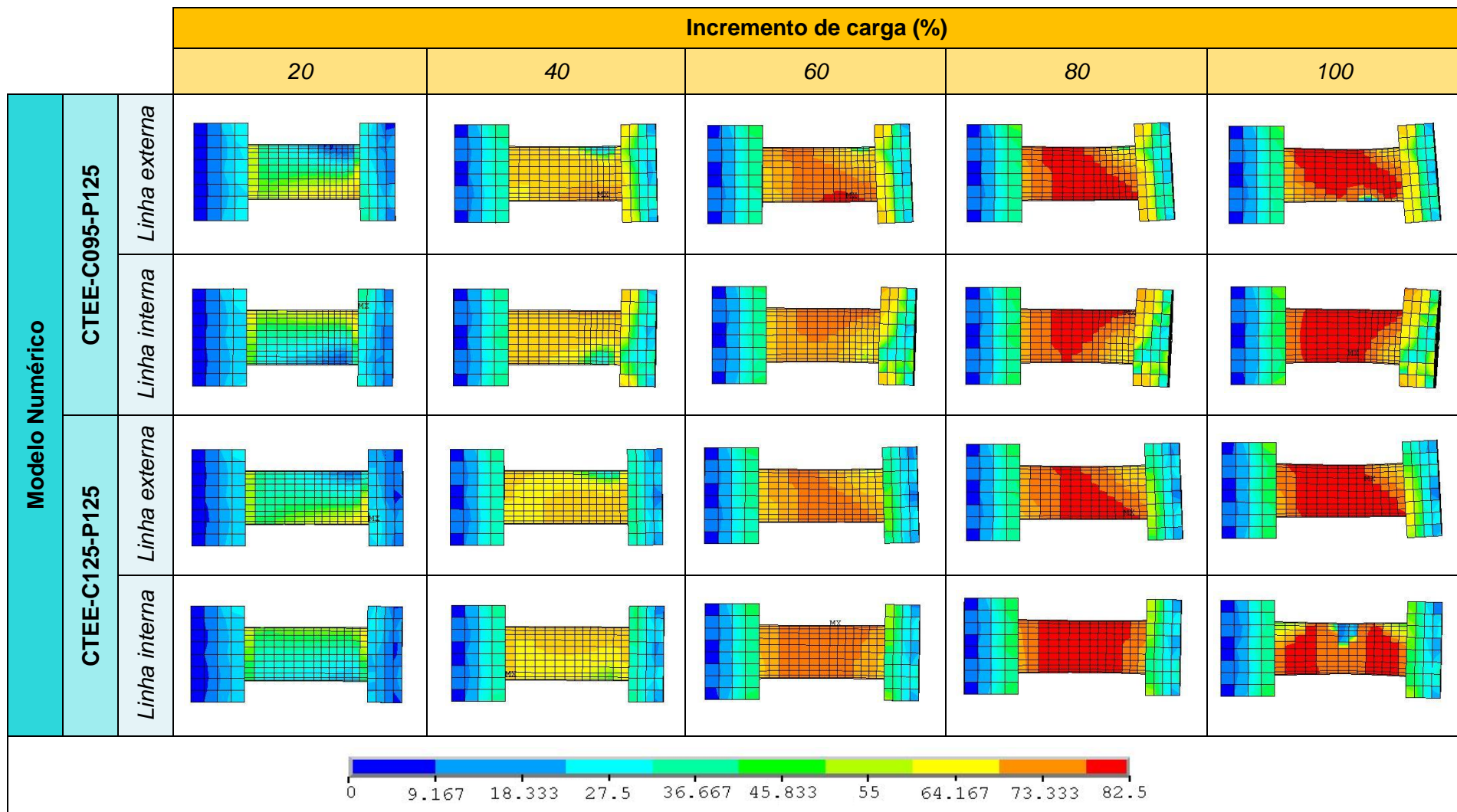


Figura 5.84 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos

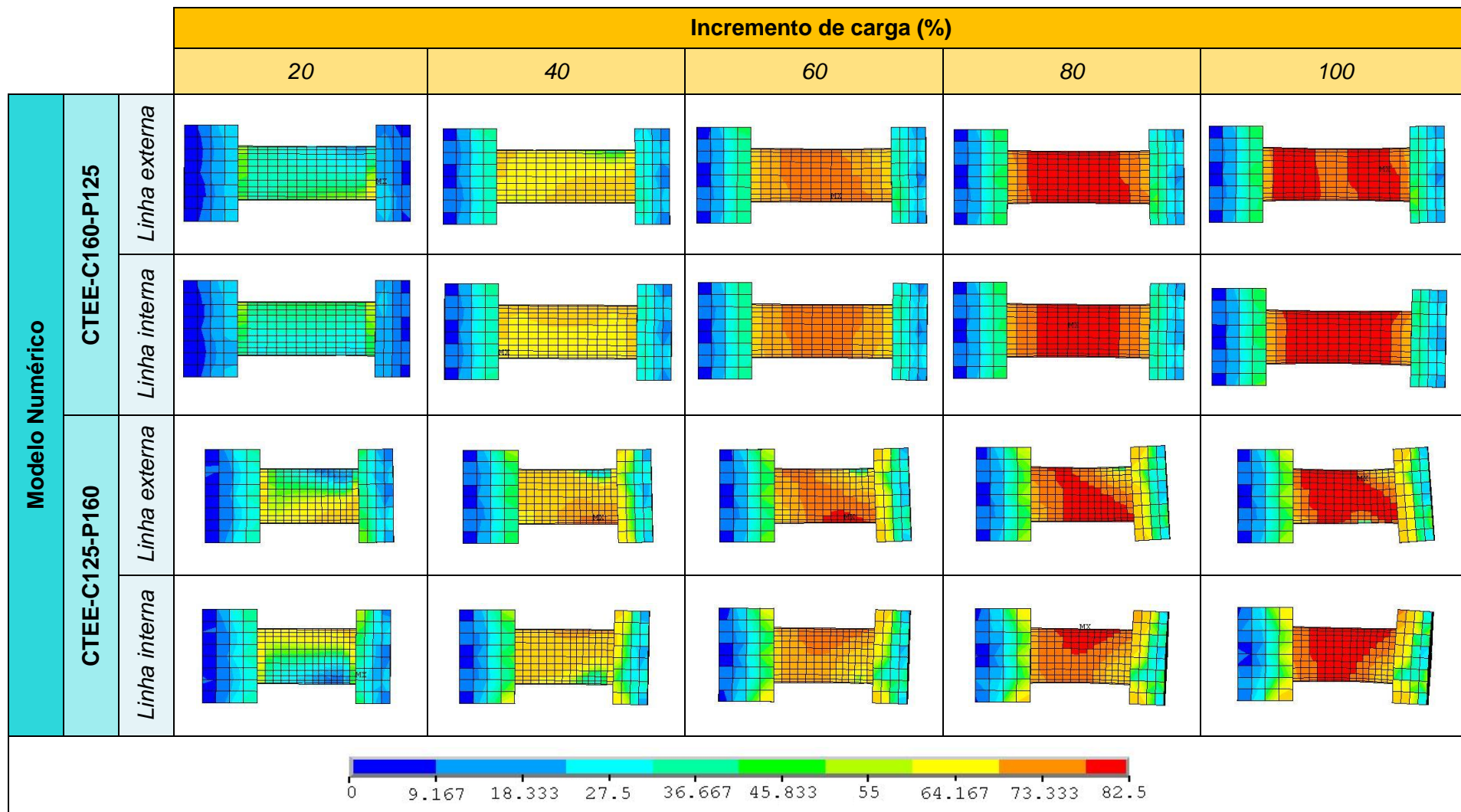


Figura 5.85 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos (continuação)

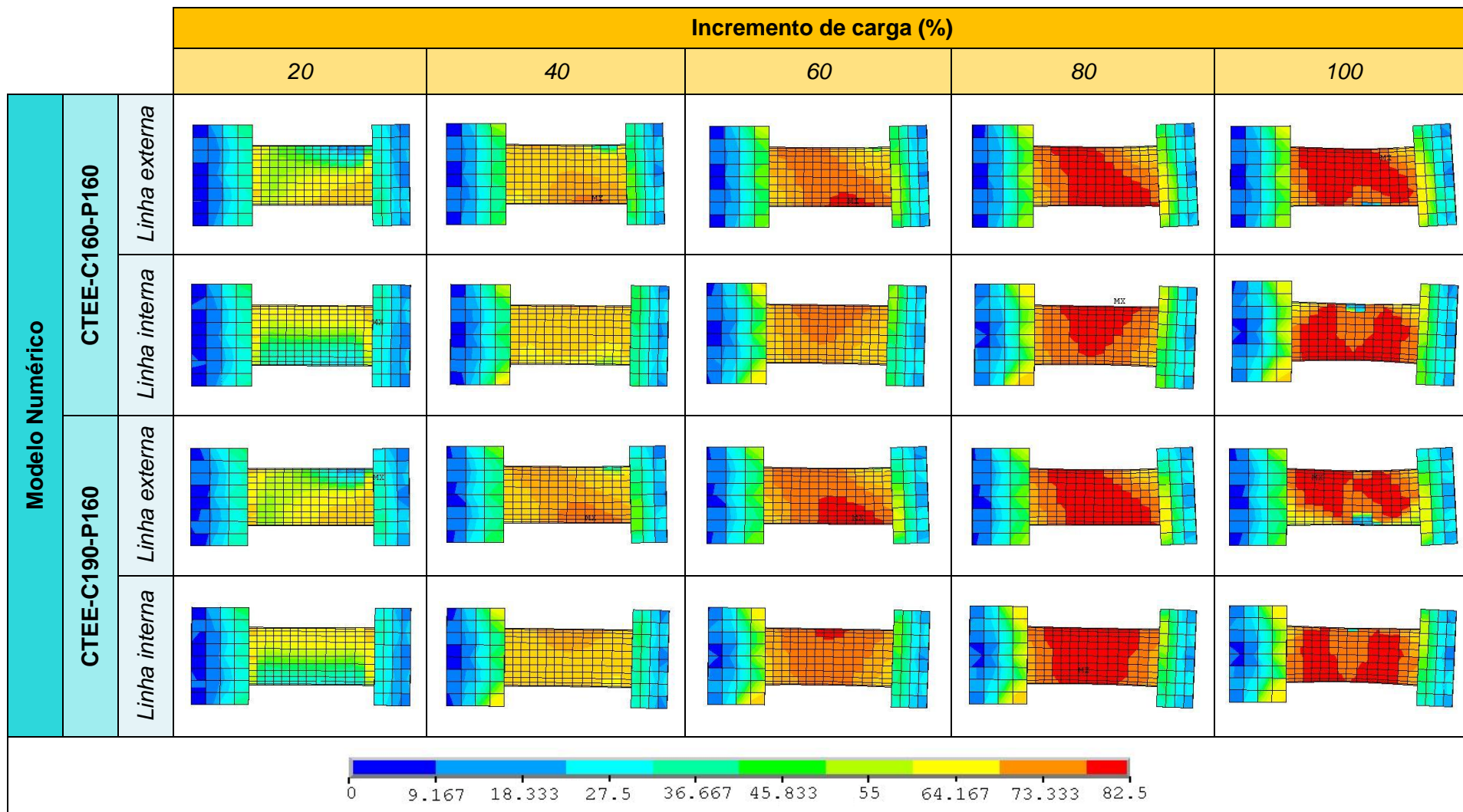


Figura 5.86 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos (continuação)



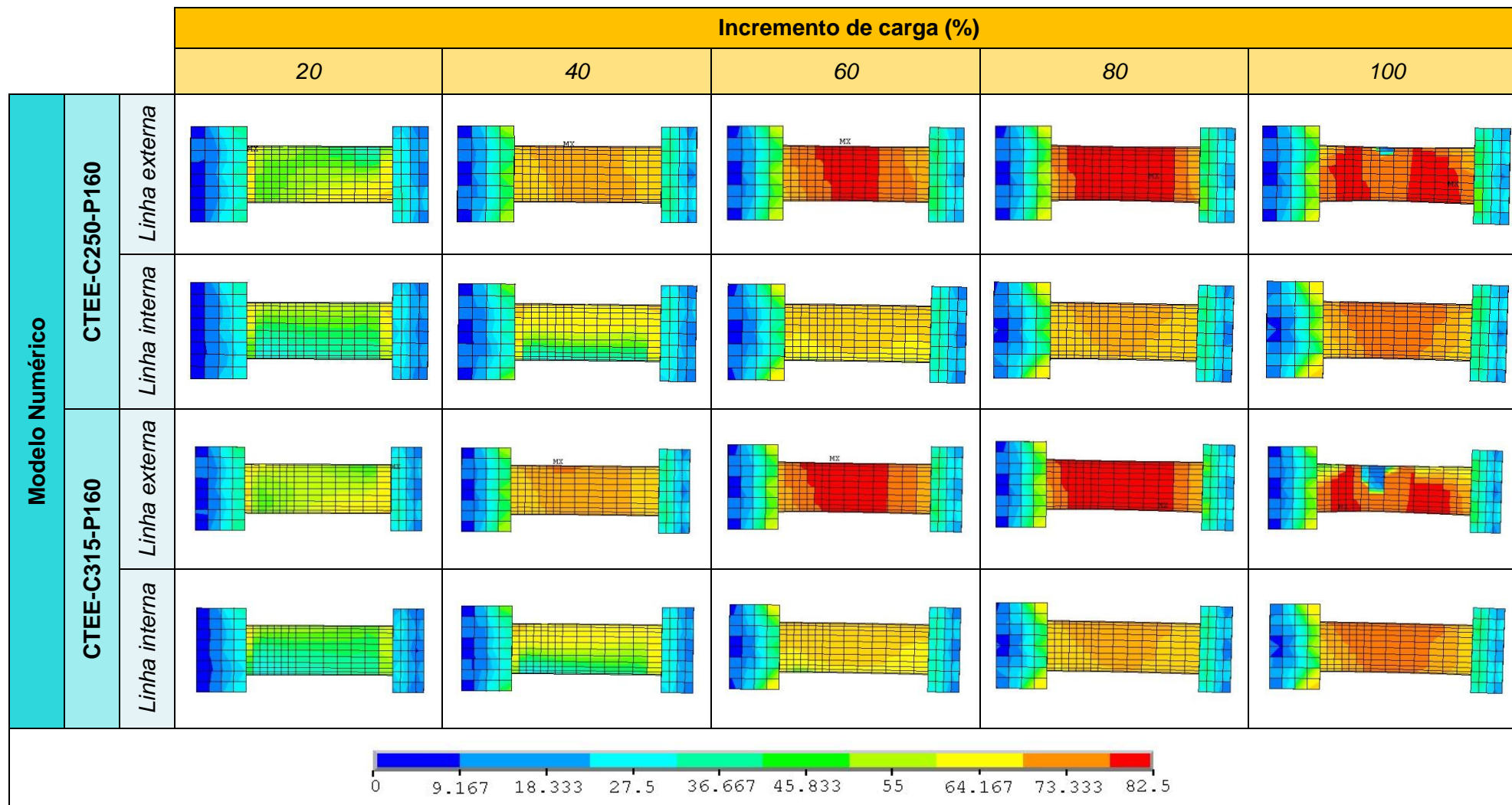


Figura 5.87 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos (continuação)

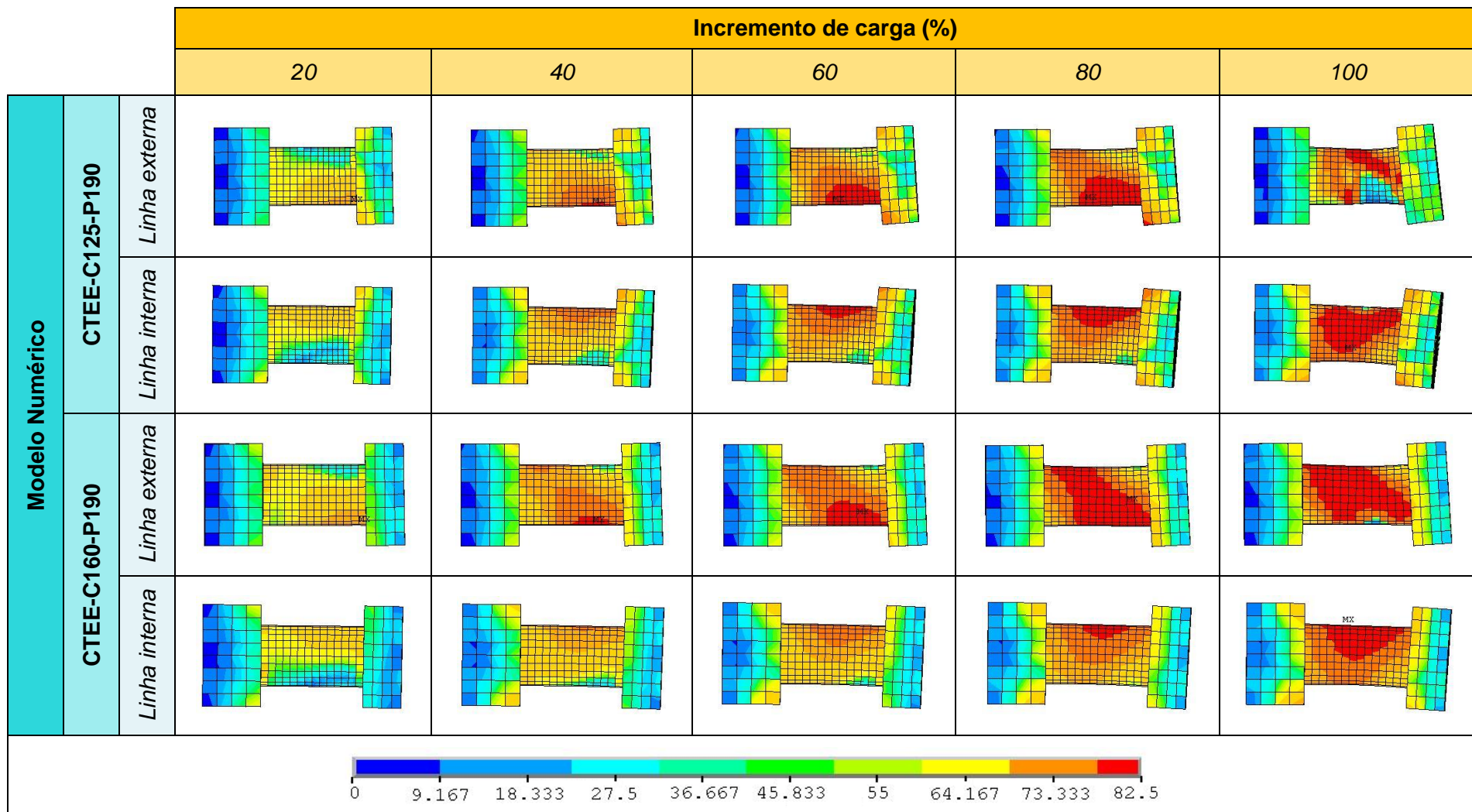


Figura 5.88 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos (continuação)

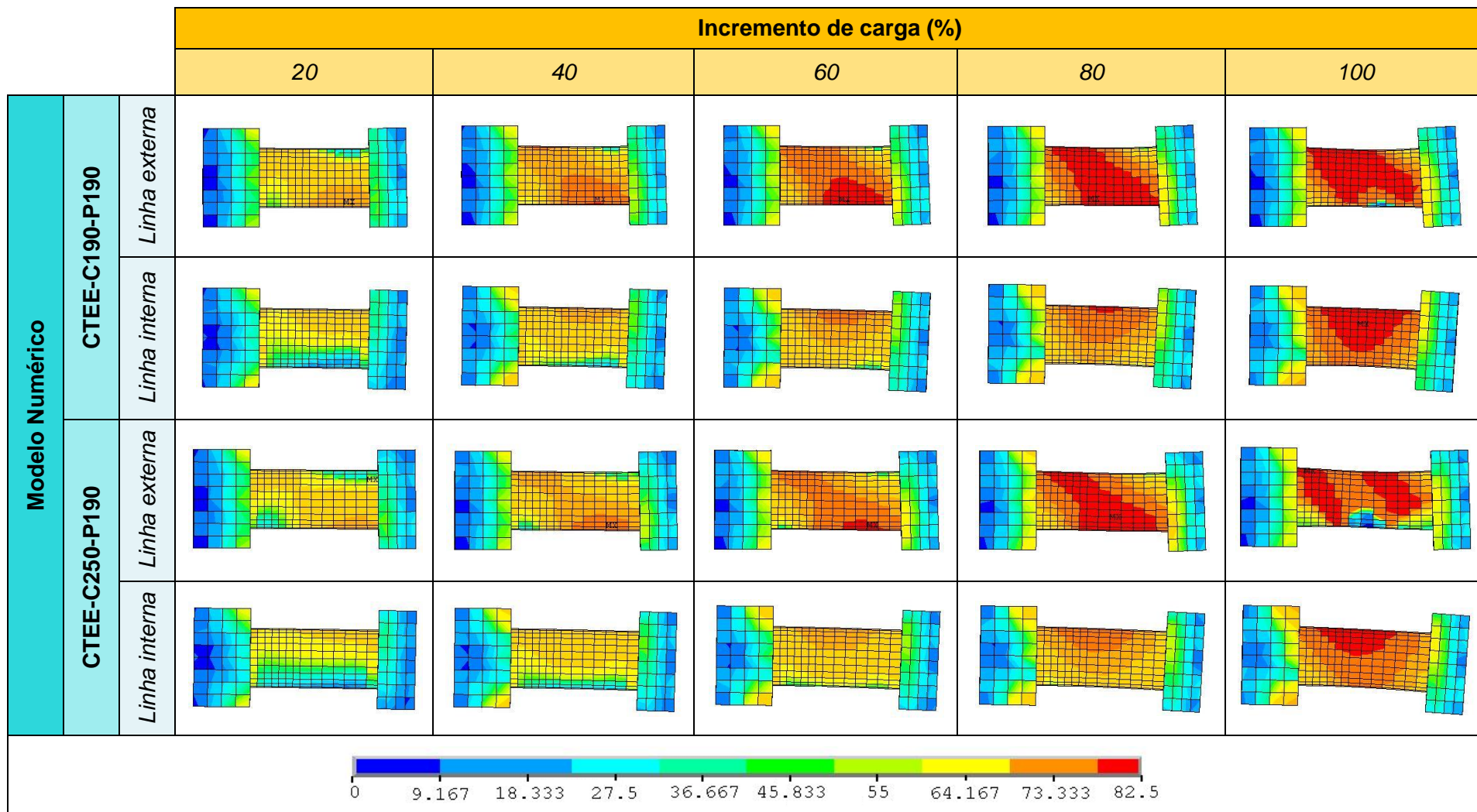


Figura 5.89 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos (continuação)



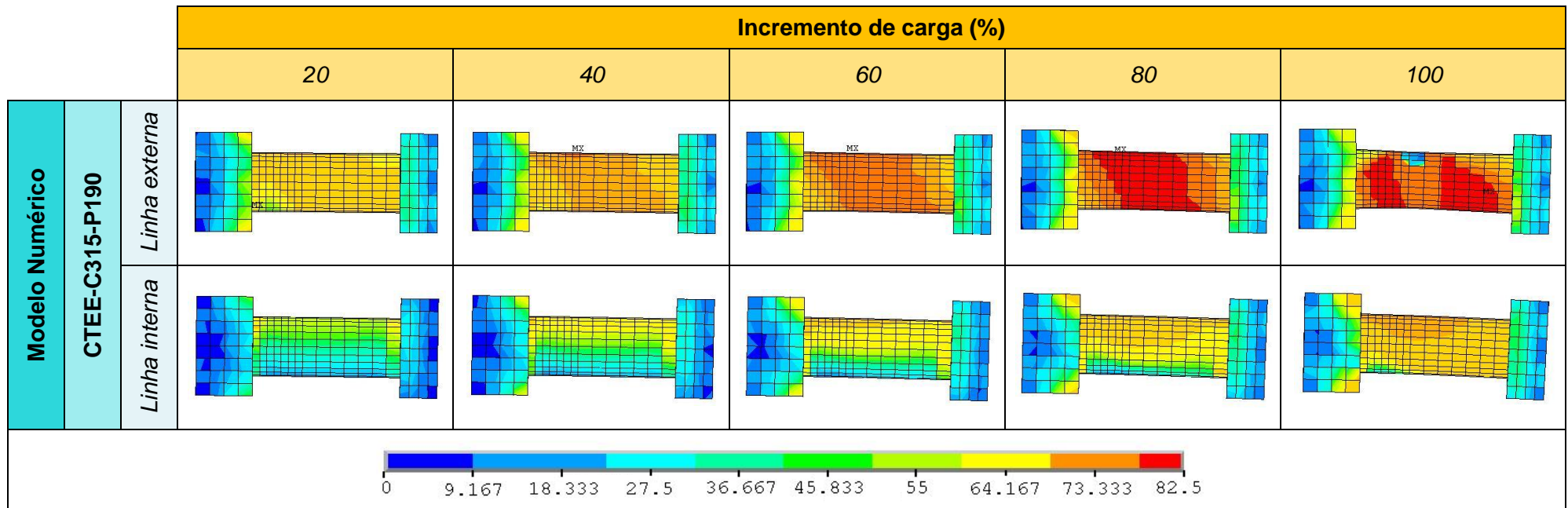


Figura 5.90 – Distribuição das tensões de von Mises nos parafusos (continuação)

Na figura 5.91 são apresentadas as forças de tração nas linhas externa e interna de parafusos (para a região central do fuste), para o modelo numérico CTEE-C160-P125. Os valores são comparados com as forças teóricas de escoamento e ruptura dos parafusos de diâmetro 12,5mm, e com a força de tração atuante na ligação, por parafuso (força total, em função do momento, dividida pelos quatro parafusos da zona tracionada da ligação). Não foi considerada a protensão inicial dos parafusos.

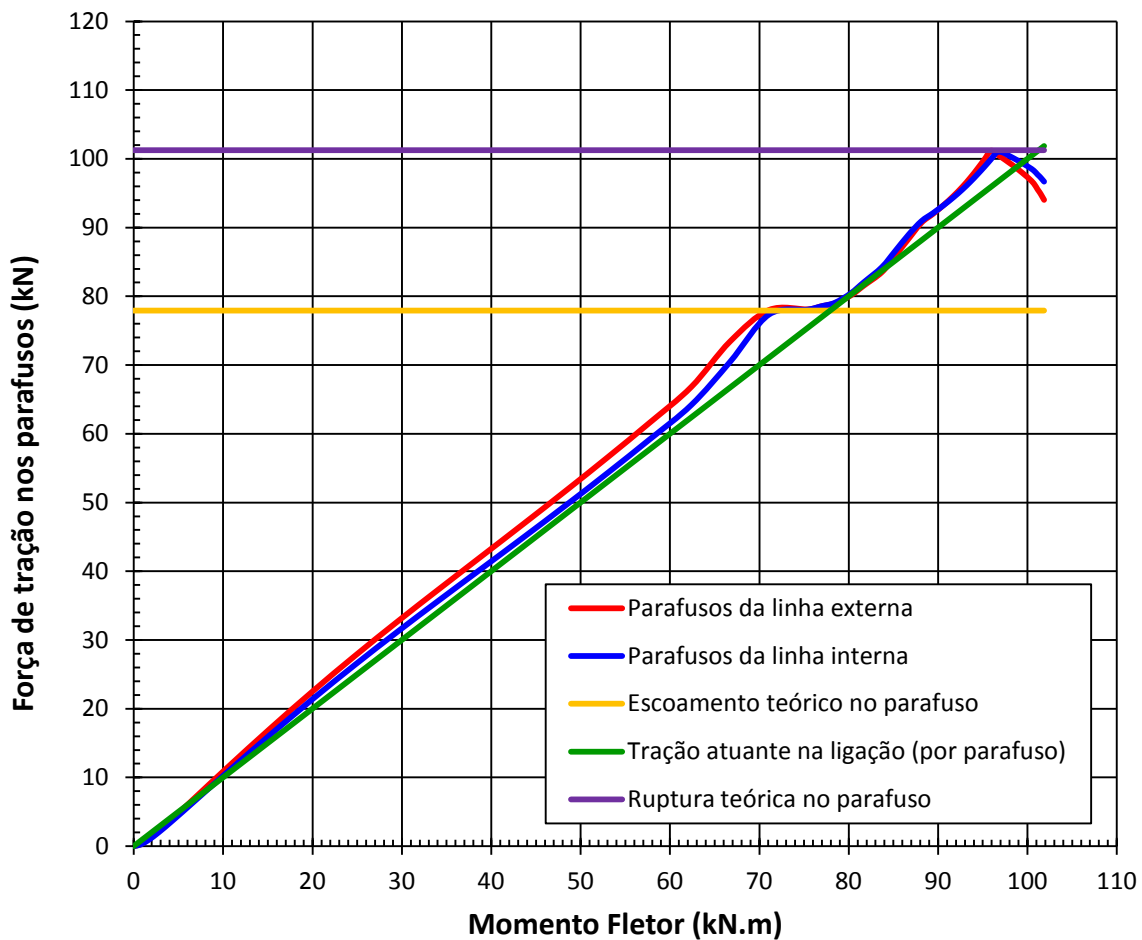


Figura 5.91 – Força de tração nos parafusos – CTEE-C160-P125

Na figura 5.92 são apresentadas as forças de tração nas linhas externa e interna de parafusos (para a região central do fuste), para o modelo numérico CTEE-C160-P160. Os valores são comparados com as forças teóricas de escoamento e



ruptura dos parafusos de diâmetro 16,0mm, e com a força de tração atuante na ligação, por parafuso (força total, em função do momento, dividida pelos quatro parafusos da zona tracionada da ligação). Não foi considerada a protensão inicial dos parafusos.

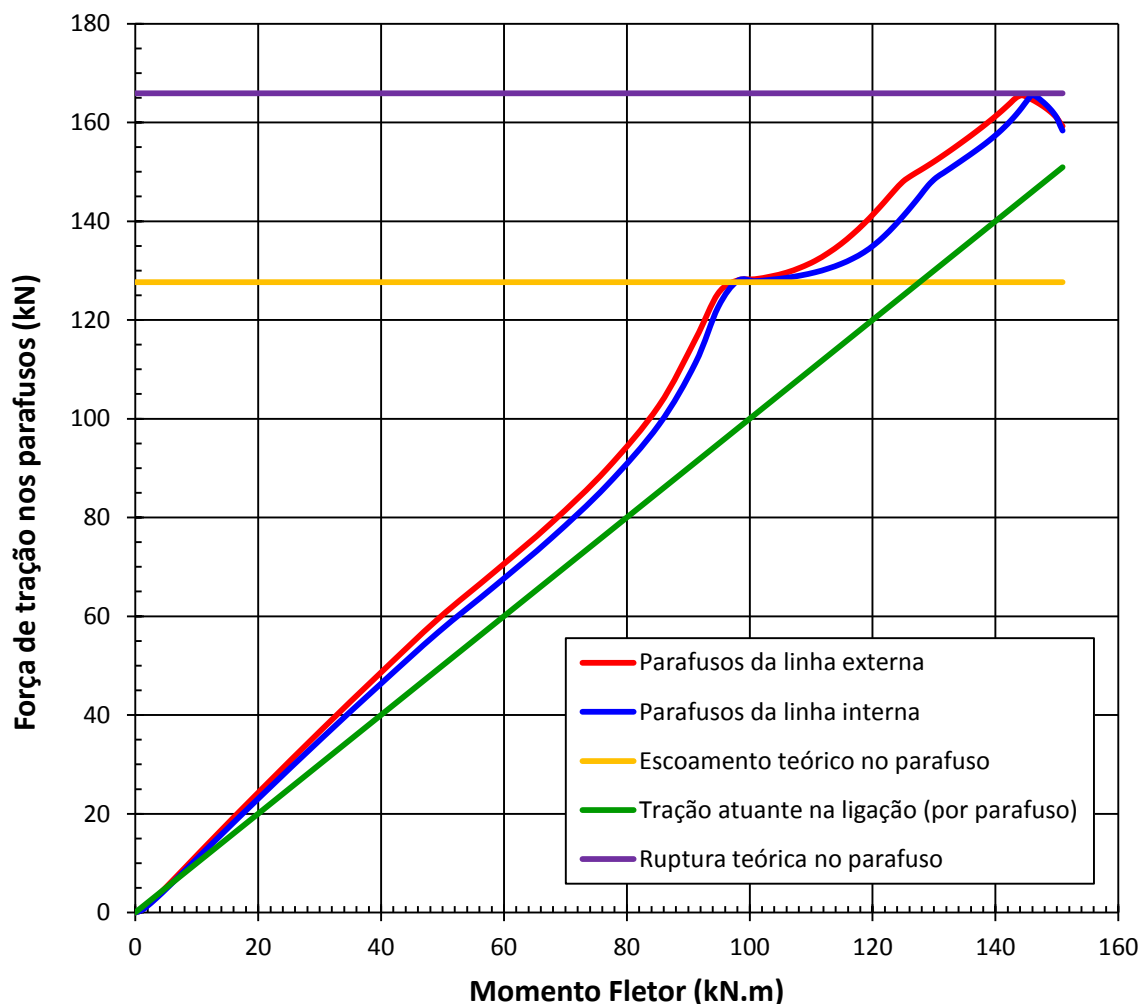


Figura 5.92 – Força de tração nos parafusos – CTEE-C160-P160

Na figura 5.93 são apresentadas as forças de tração nas linhas externa e interna de parafusos (para a região central do fuste), para o modelo numérico CTEE-C160-P190. Os valores são comparados com as forças teóricas de escoamento e ruptura dos parafusos de diâmetro 19,0mm, e com a força de tração atuante na ligação, por parafuso (força total, em função do momento, dividida pelos quatro

parafusos da zona tracionada da ligação). Não foi considerada a protensão inicial dos parafusos.

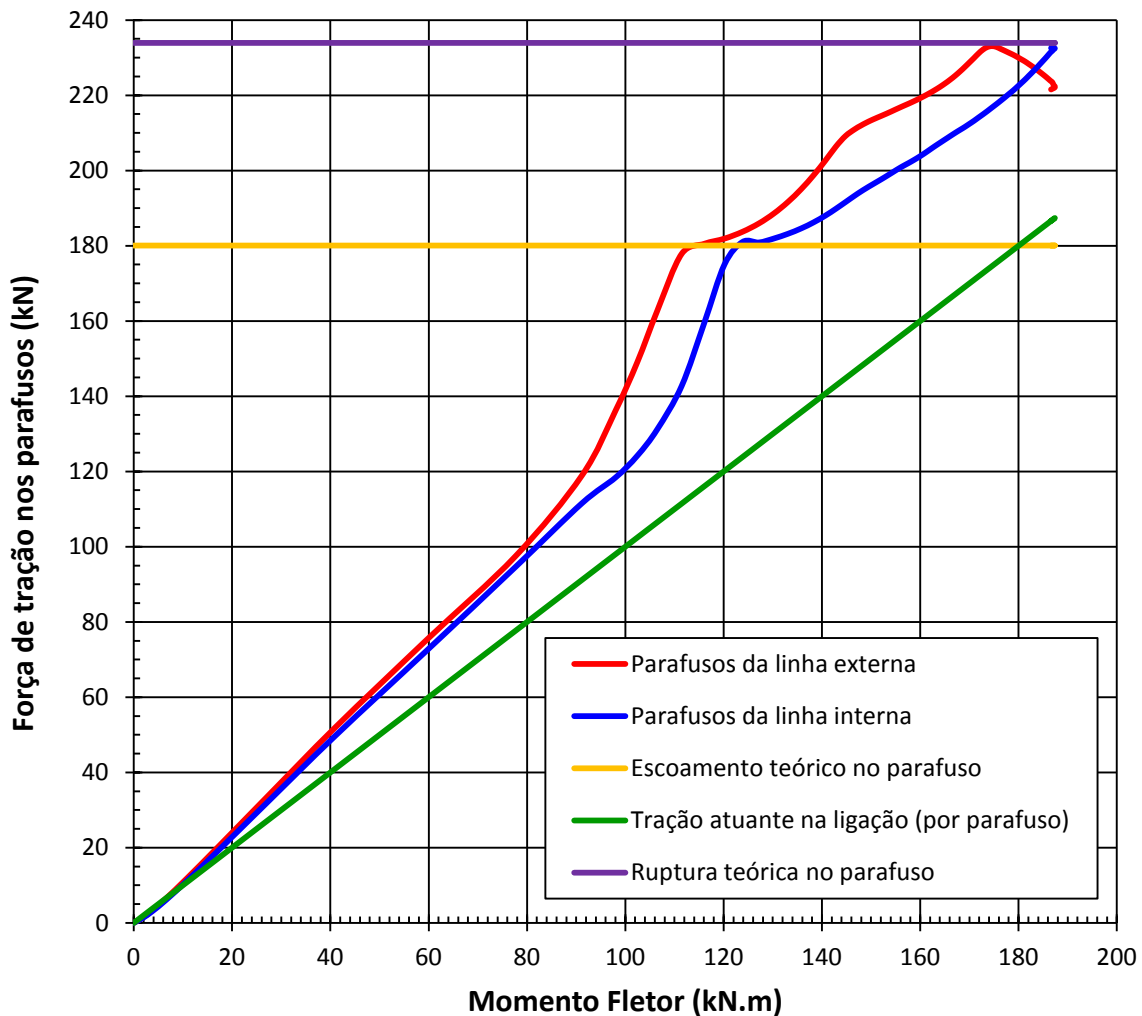


Figura 5.93 – Força de tração nos parafusos – CTEE-C160-P190

Nas distribuições de tensão de von Mises nos parafusos, o que se observa é que, na maioria dos modelos analisados, para o incremento de carga de 100%, o colapso da ligação ocorreu no parafuso, e nesta região ocorreu a perda de rigidez no elemento, caracterizando a rótula plástica formada e bem definida.

Seguindo nesta linha de pensamento, o modelo numérico CTEE-C160-P160 foi bastante preciso na caracterização do mecanismo de colapso da ligação, em comparação ao protótipo experimental CTEE1 de MAGGI (2004), no qual o modo de falha se deu nos parafusos da linha interna (figura 5.27).

No caso do modelo numérico CTEE-C190-P160, o colapso da ligação se deu na linha externa, enquanto que no protótipo experimental CTEE2 de MAGGI (2004), o modo de falha se deu nos parafusos da linha interna (figura 5.28).

Para o modelo numérico CTEE-C250-P160, devido à configuração deformada da ligação e de acordo com a distribuição de tensões de von Mises no parafuso, a ruptura se deu na linha externa de parafusos (rótula plástica formada), o que provavelmente ocorreu no protótipo experimental CTEE3 de MAGGI (2004), mostrado na figura 5.29.

Tabela 5.14 – Modos de falha para as ligações analisadas, segundo o EUROCODE 3 (2005)

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$F_{T,Rd}$ (kN)	MODO DE COLAPSO
CTEE-C160-P125	12,5	16,0	78,4	MODO 2
CTEE-C160-P160	16,0	16,0	117,1	MODO 2
CTEE-C190-P160		19,0	132,8	MODO 2
CTEE-C250-P160		25,0	172,5	MODO 2
CTEE-C160-P190	19,0	16,0	153,1	MODO 1

O procedimento proposto pelo EUROCODE 3 leva em conta diversas variáveis, dentre elas a resistência da mesa do pilar, da chapa de topo e dos parafusos (individualmente, ou em grupo). Desta forma, proporciona um dimensionamento e verificação mais conservador que o verificado na modelagem numérica. Portanto, as forças resistentes de tração nos parafusos são menores que as verificadas na modelagem, e o modo de falha é igual ou mais conservador que o modo de falha verificado numericamente. Tal fato pode ser confirmado para a ligação do modelo CTEE-C160-P190, que no modelo numérico se comporta como modo 2 (ruptura do parafuso, com escoamento da chapa de topo), enquanto que o EUROCODE 3 a classifica como modo de falha 1.

De maneira geral, o que se observa a partir da classificação do EUROCODE 3 (tabela 5.14) e das figuras 5.91, 5.92 e 5.93 é que a força resistente de acordo com o dimensionamento do EUROCODE 3 fica limitada, conservadoramente, à força teórica de escoamento do parafuso, e não à força de ruptura, como se verifica para os modelos numéricos.

## 5.8 COMENTÁRIOS FINAIS SOBRE OS RESULTADOS DA ANÁLISE NUMÉRICA

A análise individual dos elementos componentes da ligação nos permite compreender a função e desempenho de cada um deles, no contexto geral da ligação. Neste capítulo, procurou-se analisar as ligações de forma global, como por exemplo, na análise dos comportamentos força x deslocamento e momento x rotação, e também na observação das configurações deformadas delas, nas quais é possível analisar, de maneira visual, os comportamentos individual e coletivo para os elementos componentes.

Os resultados apresentaram-se extremamente coerentes com o comportamento real (e esperado) para as ligações. Tal afirmação se baseia na comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais obtidos por MAGGI (2004), trabalho que serviu de base para este.

A análise individual dos componentes da ligação nos permite obter os mecanismos de colapso para as ligações, e analisar o comportamento de cada um deles como membros da ligação.

O comportamento da viga VS250x37, na modelagem numérica, foi bastante semelhante ao verificado nos protótipos desenvolvidos por MAGGI (2004), de acordo com os resultados. O comportamento das tensões e deformações do material na modelagem numérica foi de acordo com os valores analíticos (teóricos).

As chapas de topo apresentaram comportamento variado, algumas apresentando grandes deformações, e outras pequenas deformações. Porém, em nenhum modelo verificou-se a ruptura da chapa de topo, devido às configurações das ligações e ao modelo constitutivo do material das chapas utilizadas nos ensaios de MAGGI (2004), e adotadas na análise numérica. As figuras de distribuição de

tensões de von Mises nas chapas, e também os gráficos de deslocamento relativo chapa/pilar permitiram observar os mecanismos de plastificação das chapas de topo, bem como observar a existência das forças de alavanca.

Em alguns gráficos de deslocamento relativo chapa de topo/mesa do pilar foi possível observar deslocamentos negativos, de valores infinitesimais. Isto poderia ser interpretado como uma leve penetração da chapa de topo na mesa do pilar, frente às solicitações de compressão. Porém, elaboram-se duas hipóteses para tentar explicar tal fato:

- Os valores dos parâmetros de contato adotados propiciaram esta leve distorção dos resultados, verificando uma pequena penetração da chapa de topo na mesa do pilar;
- Por se tratar de uma análise no regime dos grandes deslocamentos, o modelo apresentou uma certa instabilidade numérica para deslocamentos muito pequenos.

Entretanto, como os valores negativos foram muito pequenos, considera-se satisfatória a análise numérica na caracterização dos deslocamentos relativos entre a chapa de topo e a mesa do pilar.

Como era esperado, o mecanismo de falha das ligações ocorreu por ruptura dos parafusos. É interessante observar nas figuras com a distribuição das tensões de von Mises nos parafusos a formação da rótula plástica nas linhas externa e/ou interna de parafusos tracionados (dependendo do modelo analisado). Devido a tal fato, conclui-se que os modelos numéricos, a partir dos modelos constitutivos considerados na análise, conseguiram representar com bastante precisão as características do material dos parafusos, já que atingida a tensão de ruptura, houve a queda da resistência dos parafusos, com a formação dos mecanismos de plastificação bastante evidente.

Conforme comentado na revisão bibliográfica, os parafusos tracionados internos (linha 2) absorvem maiores esforços, devido à presença da alma da viga, que exerce o enrijecimento da região citada. Entretanto, os parafusos externos (linha 1) são os mais solicitados, devido aos esforços provenientes da flexão, de acordo com as figuras acima.



## 6. CONCLUSÕES

A análise numérica é uma ferramenta de grande importância no estudo de estruturas em geral, sobretudo das ligações viga-pilar. Trata-se de uma análise precisa e que garante bons resultados, conforme pode ser encontrado na bibliografia sobre o assunto, e mais econômica que a análise experimental, por exemplo, propiciando o estudo e comparação de diferentes tipos e configurações de ligações, sem a necessidade de preparar dezenas ou mesmo centenas de protótipos em laboratório, o que na imensa maioria dos casos é inviável, ou mesmo impossível (por questões financeiras ou de tempo e condições de ensaio).

Neste capítulo apresentam-se as principais conclusões e comentários finais a respeito dos resultados obtidos, e sugestões para trabalhos futuros.

De maneira geral, baseado nos resultados obtidos e apresentados, conclui-se que a modelagem numérica proposta neste trabalho apresentou-se bastante satisfatória e com grande representatividade no comportamento real das ligações analisadas, conforme o objetivo do trabalho. As modificações nos modelos constitutivos dos materiais e a nova abordagem dada à análise numérica garantiram uma melhora considerável nos resultados numéricos, em comparação aos resultados experimentais existentes.

Devido à qualidade dos resultados obtidos, é possível verificar a rigidez rotacional das ligações analisadas a partir das curvas momento x rotação apresentadas no capítulo 5.

Uma conclusão importante do trabalho é quanto às estratégias de modelagem numérica utilizadas até o presente momento. Foi apresentada, no capítulo 5, uma comparação entre dois tipos de modelos numéricos:

- modelo com a malha de elementos finitos totalmente discretizada em elementos volumétricos;
- modelo com discretização mista na região da viga, com 1/3 do comprimento da viga (o primeiro terço, em contato com a chapa de topo) discretizado em elementos volumétricos, e com os outros 2/3 do comprimento discretizados em elementos de barra.

A estratégia de simplificação adotada para a modelagem numérica de ligações, com a redução dos graus de liberdade do modelo pela substituição de parte dos elementos volumétricos por elementos de barra, e o consequente acoplamento dos nós na região de transição, mostrou-se extremamente satisfatória e eficiente, em comparação com a modelagem completa de elementos volumétricos. Os resultados de força x deslocamento na extremidade da viga, e tensão x deformação na chapa de topo, foram praticamente idênticos para as duas abordagens de modelagem, tanto para a solução nodal quanto para a solução nos elementos, o que comprova e ratifica a eficácia na simplificação da modelagem numérica, com a garantia de bons resultados e considerável redução no tempo de processamento dos modelos.

Outra conclusão importante que o presente trabalho proporcionou é quanto ao tipo de elemento volumétrico a ser considerado na modelagem. Os modelos numéricos de ligações desenvolvidos até o presente momento adotavam o elemento SOLID45 para a discretização de elementos volumétricos. Conforme apresentado no capítulo 5, no caso de solução para os elementos, o elemento SOLID45 apresenta resultados satisfatórios. Porém, na obtenção de resultados a partir da solução nodal, observou-se que o elemento SOLID45 apresenta uma deficiência na representação do fenômeno de plastificação do material.

No início do patamar de escoamento, para a chapa de topo, observou-se uma perda de rigidez no material, o que se caracterizaria como uma inconsistência física do material e, conseqüentemente, da modelagem. Com isto, para a situação de plastificação do material, os resultados apresentam distorções consideráveis. Devido à necessidade de se obter resultados via solução nodal, como por exemplo, deslocamentos relativos chapa de topo/ mesa do pilar para as seções da chapa, e em função da facilidade na obtenção dos resultados, é necessário que a solução nodal apresente resultados confiáveis e sem distorções, em todas as etapas de solicitação da ligação.

A substituição do elemento volumétrico SOLID45 pelo elemento SOLID95, e a consequente substituição do elemento de contato CONTA173 pelo elemento CONTA174, propiciou uma melhora considerável nos resultados da solução nodal, corrigindo as distorções verificadas anteriormente.



O elemento SOLID95 é composto por nós intermediários, o que proporciona uma melhor distribuição dos resultados para os nós, eliminando as distorções verificadas com o uso do elemento SOLID45. Desta forma, os resultados apresentados neste trabalho são bastante satisfatórios para a representatividade dos modelos, em todos os estágios de solicitação e mudança de regimes de deformação.

Quanto aos resultados da análise numérica, em comparação com os protótipos experimentais analisados por MAGGI (2004), os quais serviram de base para a elaboração dos modelos numéricos analisados neste trabalho, é possível afirmar que a modelagem apresentou-se bastante adequada na análise do comportamento real da ligação. Tanto as configurações deformadas globais das ligações, quanto os resultados individuais para os elementos componentes mostraram-se bem próximos ao verificado na análise experimental, considerada como o comportamento esperado para as ligações.

Sendo assim, os modelos numéricos apresentam boa representatividade na caracterização das ligações. Consequentemente, os modelos numéricos da análise paramétrica, gerados a partir dos protótipos, com variação dos parâmetros de espessura de chapa e diâmetro dos parafusos, permitem estudar ligações com características diferentes das originais, com boa qualidade nos resultados.

O comportamento geral apresentado pelas ligações analisadas mostra que, para a maioria das ligações viga-pilar parafusadas com chapa de topo, o mecanismo de colapso se forma nos parafusos. Para os modelos com chapas finas, observou-se grande deformação na chapa de topo, porém o modo de falha se verifica nos parafusos, em virtude do modelo constitutivo adotado para as chapas. Conforme é possível observar nas figuras 5.27, 5.28 e 5.29, os protótipos de MAGGI (2004) apresentam modo de falha nas linhas tracionadas de parafusos, com pequenas deformações na chapa de topo. Isto é consequência das tensões resistentes, bastante elevadas, dos materiais componentes da chapa de topo, viga e pilar. A tensão de escoamento da chapa é 30,0 kN/cm<sup>2</sup>, e a tensão última é 60,76 kN/cm<sup>2</sup>.

Observou-se, na comparação dos modelos numéricos com os protótipos experimentais de MAGGI (2004), que o modo de falha e a configuração deformada das ligações foram bastante coerentes com o que ocorreu na ruptura dos protótipos.

Desta forma, a mudança no modelo constitutivo do material dos parafusos, com a adoção dos valores teóricos para os pares tensão x deformação nos parafusos, na modelagem numérica, proporcionou uma melhora considerável na representatividade dos modelos.

O efeito alavanca (*“prying action”*) pôde ser comprovado e verificado nos gráficos de deslocamento relativo chapa de topo/mesa do pilar. Para os modelos com chapas finas, ficou evidente a influência das forças de alavanca na ligação, pela simples observação dos deslocamentos nodais da chapa de topo nas linhas de parafusos, conforme esperado.

Outra observação importante, na análise do comportamento momento-rotação das ligações analisadas, é que com o aumento do diâmetro do parafuso, aumenta-se a rigidez inicial da ligação. O momento resistente da ligação aumenta com o aumento da espessura das chapas de topo. Verificou-se, para todos os três grupos de modelos analisados, que após determinado valor de espessura de chapa, o comportamento momento x rotação das ligações não se altera, concluindo que é desnecessário adotar espessuras de chapa maiores que determinado valor, para o dimensionamento das ligações. Não se verificam ganhos de resistência consideráveis para estas situações. Os parafusos comandam o dimensionamento para as configurações de modelos numéricos adotados neste trabalho.

Quanto aos documentos normativos apresentados neste trabalho (EUROCODE 3, 2005 e AISC Design Guide 4, 2003), em comparação com os resultados obtidos com os modelos numéricos, se pode afirmar que são um tanto conservadores no dimensionamento das ligações, principalmente o AISC Design Guide 4.

O AISC Design Guide 4 proporciona um dimensionamento bastante a favor da segurança e contra a economia, com elementos de grandes dimensões (espessuras e diâmetros). O dimensionamento de acordo com o AISC Design Guide 4 é apresentado no anexo II.

O dimensionamento a partir do EUROCODE 3, segundo o método das componentes, foi apresentado no anexo I. Trata-se de um método que proporciona um dimensionamento menos conservador que o AISC Design Guide 4, e com resultados bastante próximos aos obtidos numericamente.

De acordo com a verificação dos resultados para as tensões de von Mises nos parafusos e chapas de topo, em comparação com os modos de falha considerados no EUROCODE 3, é possível concluir que os resultados analíticos proporcionados pela norma (anexo I), permitiram classificar as ligações analisadas em modos de falha iguais ou mais conservadores que os verificados na modelagem numérica. As forças de tração resistentes nos parafusos calculadas a partir do EUROCODE 3 foram inferiores às obtidas numericamente.

Desta forma, conclui-se que os objetivos iniciais traçados para a elaboração do presente trabalho foram alcançados. Apresentou-se uma nova abordagem para a modelagem numérica, com o ajuste de algumas questões que ficaram pendentes em análises numéricas anteriores. Foram modificados os tipos de elementos utilizados na modelagem, e os modelos constitutivos do aço dos parafusos e chapas, com relação ao trabalho de MAGGI (2004). Os resultados foram muito próximos dos experimentais, e bastante coerentes com o comportamento real esperado para as ligações analisadas.

## 6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Elaboração de modelos numéricos e protótipos experimentais com diferentes configurações e geometrias: tipo de aço dos parafusos e das chapas, alteração da geometria da ligação e dos componentes (espessura das chapas, diâmetro dos parafusos, perfis da viga e do pilar, quantidade de parafusos, etc.);
- Verificar o comportamento, global e individual (para os componentes), de ligações cujo modo de falha se verifica nos elementos conectados (viga ou pilar);
- Alterar o tipo de carregamento e solicitações, a forma de aplicação do carregamento, e verificar o comportamento das ligações para as novas solicitações;
- Elaborar modelos numéricos com a discretização das chapas em elementos do tipo *SHELL*;

- Elaborar um estudo sobre o grau de discretização das malhas de elementos finitos, buscando sua otimização e redução no tempo de processamento, sem perda de qualidade nos resultados;
- Consideração das soldas na modelagem numérica;
- Alterar os tipos de elementos de contato, e seus parâmetros;
- Reelaborar modelos numéricos de ligações que foram discretizados com elementos volumétricos do tipo *SOLID45*, substituindo este elemento pelo *SOLID95*.
- Elaborar protótipos experimentais baseados em modelos onde o mecanismo de colapso se forme na chapa de topo, para analisar o modo de falha 1 do EUROCODE 3, seja considerando materiais com tensão de escoamento inferior, ou alterando a configuração e as dimensões dos elementos componentes da ligação.
- Estudar mais especificamente o efeito “prying action”, na tentativa de quantificá-lo.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGERSKOV, H. (1976). **High-strength bolted connections subject to prying.** Journal of Structural Division, v.102, n.ST1, p.161-175, January.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (1980). **Manual of steel construction.** 8.ed. Chicago, USA.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (1986). **Manual of steel construction: load and resistance factor design.** Chicago, USA.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (1989). **Manual of steel construction: allowable stress design.** 9.ed. Chicago, USA.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (1999). **Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings,** American Institute of Steel Construction, Chicago,USA.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (2002). **Seismic Provisions for Structural Steel Buildings,** American Institute of Steel Construction, Chicago, USA.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (2003). **Steel Design Guide 4: Extended end-plate moment connections – Seismic and wind applications.** Second edition. Chicago, USA.

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION (2005). **Load and Resistance Factor Design Specification for Structural Steel Buildings.** Chicago, USA.

ANSYS versão 12.1 (2009). **Users Manual.** ANSYS, Inc.

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2008). **NBR 8800: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas aço concreto de edifícios**. Rio de Janeiro.
- BAHAARI, M. R.; SHERBOURNE, A. N. (1994). **Computer modeling of an extended end-plate bolted connection**. Computers & Structures, v.52, n.5, p.879-893.
- BAHAARI, M. R.; SHERBOURNE, A. N. (1996a). **Structural behavior of endplate connections to stiffened columns**. Journal of Structural Division, v.122, n.8, p.926-935, August.
- BAHAARI, M. R.; SHERBOURNE, A. N. (1996b). **3D simulation of bolted connections to unstiffened columns – II. Extended endplate connections**. Journal of Constructional Steel Research, v.40, n.3, p.189-223, October.
- SHERBOURNE, A. N. and BAHAARI, M. R. (1997a). **Finite Element Prediction of End Plate Bolted Connection Behavior. 1: Parametric study**. Journal of Structural Engineering, v.123, n. 2, p.157-164.
- SHERBOURNE, A. N. and BAHAARI, M. R. (1997b). **Finite Element Prediction of End Plate Bolted Connection Behavior. 2: Analytic Formulation**. Journal of Structural Engineering, v.123, n. 2, p.165-175.
- BATHO, C.; BATHEMAN, E. H. (1934). **Investigations on bolts and bolted joints**. London, Steel Structures Research Committee, 2nd Report.
- BESSA, W. O. (2009). **Análise experimental e numérica de ligações viga mista-pilar com cantoneiras de alma e assento - pavimento-tipo e ligações isoladas**. 266p. São Carlos. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

- BJORHOVDE, R.; COLSON, A.; BROZZETTI, J. (1990). **Classification system for beam-to-column connections**. Journal of Structural Engineering, v.116, n.11, p.3059-3076.
- BURSI, O. S.; JASPART, J. P. (1998). **Basic issues in the finite element simulation of extended end plate connections**. Computer & Structures, 69, p.361-382.
- CARTER, C. (1999). **AISC Design Guide 13 Wide-Flange Column Stiffening at Moment Connections-Wind and Seismic Applications**, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL.
- CHEN, W. F.; LUI, E. M. (1988a). **Static flange moment connections**. Journal of Constructional Steel Research, v.10, p.39-88.
- CHEN, W. F.; LUI, E. M. (1988b). **Static web moment connections**. Journal of Constructional Steel Research, v.10, p.89-131.
- CISER Parafusos e Porcas (2011). **Catálogo técnico**. Disponível em: <http://www.ciser.com.br/htcms/media/pdf/destaques/br/folheto-parafusos-estruturas-metalicas.pdf>. Acesso em: 03/11/2011.
- COST C1 (1996). **Composite steel-concrete joints in braced frames for buildings**. Brussels, Luxembourg.
- DOUTY, R. T.; McGUIRE, W. (1965). **High-strength bolted moment connections**. Journal of Structural Division, v.91, n.ST2, p.101-128, April.
- EUROCODE 3 (1992). **Design of steel structures: Part 1.1 - General rules and rules for buildings**.
- EUROCODE 3 (1993). **Design of steel structures: Part 1.1 - General rules and rules for buildings - Revised Annex J: Joints in building frames**.

- EUROCODE 3 (2003). **Design of steel structures - Part 1-1: General Rules.** European Committee for Standardization, Brussels.
- EUROCODE 3 (2003). **Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints.** European Committee for Standardization, Brussels.
- EUROCODE 3 (2005). **Design of steel structures - Part 1-1: General Rules.** European Committee for Standardization, Brussels.
- EUROCODE 3 (2005). **Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints.** European Committee for Standardization, Brussels.
- EUROCODE 4 (2004). **Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings.** European Committee for Standardization, Brussels.
- FIGUEIREDO, L. M. B. (2004). **Ligações mistas aço-concreto - Análise teórica e experimental.** São Carlos. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- FISHER, J. W., and Struik, J. H. A. (1974). **Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints,** John Wiley and Sons, New York.
- FREITAS, P. C. B. (2009). **Análise numérica de ligações metálicas viga-coluna com coluna tubular circular.** São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- GHOBARAH, A.; MOURAD, S.; KOROL, R. M. (1996). **Moment-rotation relationship of blind bolted connections for HSS columns.** J. Construct Steel Research, v.40, n.01, p. 63-91.
- GOVERDHAM, A. V. (1984). **A collection of experimental moment rotation curves and evaluation of predict equations for semi-rigid connections.** Nashville. Master's Thesis - Vanderbilt University.



- HIGAKI, B. E. (2009) **Análise teórica e experimental de vigas mistas de aço e concreto e laje com vigotas pré-moldadas e lajotas cerâmicas em um pavimento tipo**. 196p. São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- HUMER, C.; TSCHEMMERNEGG, F. A (1988). **A nonlinear joint model for the design of structural steel frames**. Costruzioni Metalliche, v.40, n.1, p.31-41, gen./feb.
- JONES, S. W.; KIRBY, P. A.; NETHERCOT, D. A. (1980). **Effect of semirigid connections on steel column strength**. Journal of Constructional Steel Research, v.1, n.1, p.38-46.
- JONES, S. W.; KIRBY, P. A.; NETHERCOT, D. A. (1983). **The analysis of frames with semi-rigid connections: a state of the art report**. Journal of Constructional Steel Research, v.3, n.2, p.2-13.
- KAMEI, C. M. (2001). **Estado da arte das ligações metálicas viga-coluna com comportamento semi-rígido**. Trabalho auxiliar para dissertação de mestrado. Universidade Federal do Espírito Santo. Vitória.
- KISHI, N.; CHEN, W. F. (1986). **Data base of steel beam-to-column connections**. West Lafayette, School of Civil Engineering, Purdue University. 2v. Structural Engineering Report n. CE-STR-86-26.
- KISHI, N. & CHEN, W. F. (1990). **Moment-Rotation Relation of Semirigid Connections with Angles**. Journal of Structural Engineering. Vol. 116, n. 7, p. 1813-1834.
- KISHI, N. (1994). **Semi-rigid connections**. In: CHEN, W. F.; TOMA, S., ed. Advanced analysis of steel frames. Boca Raton, CRC Press. Cap.3, p.91-137.
- KISHI, N.; HASAN, R.; CHEN, W. F.; GOTO, Y (1997). **Study of Eurocode 3 steel connection classification**. Engineering Structures, v. 19, n. 9, p.772-779.

- KRISHNAMURTHY, N. (1974a). **Two-dimensional finite element analysis of steel end-plate connections: parametric considerations.** Auburn, Alabama, Auburn University. Report n. CE-AISC-MBMA-3.
- KRISHNAMURTHY, N. (1974b). **Correlation between three-dimensional and two-dimensional finite element analysis of end-plate connections.** Auburn, Alabama, Auburn University. Report n. CE-AISC-MBMA-4.
- KRISHNAMURTHY, N. (1974c). **Parameter study of steel end-plate connections by two-dimensional finite element analysis.** Auburn, Alabama, Auburn University. Report n. CE-AISC-MBMA-5.
- KRISHNAMURTHY, N. (1975a). **Discussion of “High strength bolts subject to tension and prying”.** Journal of the Structural Division, v.101, n.ST1, p.335-337, January / paper by NAIR, R. S.; BIRKEMOE, P. C.; MUNSE, W. H. (1974). Journal of Structural Division, v.100, n.ST2, p.351-372, February.
- KRISHNAMURTHY, N. (1975b). **Two-dimensional finite element analysis of extended and flush connections with multiple rows of bolts.** Auburn, Alabama, Auburn University. (Report n. CE-AISC-MBMA-6).
- KRISHNAMURTHY, N. (1975c). **Tests on bolted end-plate connections and comparisons with finite element analysis.** Auburn, Alabama, Auburn University. (Report n. CE-AISC-MBMA-7).
- KRISHNAMURTHY, N. (1975d). **Effects of reduction in bolt size and pretension on end-plate connection behavior.** Auburn, Alabama, Auburn University. Report n. CE-AISC-MBMA-8.
- KRISHNAMURTHY, N. (1976). **Design of end-plate connections.** Vanderbilt, Tennessee, Vanderbilt University. Report n. CE-AISC-MBMA-10.

- KRISHNAMURTHY, N. (1978a). **Discussion of “Analysis of bolted connections subject to prying”**. Journal of the Structural Division, v.104, n.ST12, p.1928-1930, December / paper by AGERSKOV, H. (1977b). Journal of Structural Division, v.103, n.ST11, p.2145-2163, November.
- KRISHNAMURTHY, N. (1978b). **A fresh look at bolted end-plate behavior and design**. AISC Engineering Journal, v.15, 2nd Quarter, p.39-49, April.
- KRISHNAMURTHY, N. (1978c). **Photoelastic and finite element investigation of steel bolted tee hangers**. Vanderbilt, Tennessee, Vanderbilt University. Report n. CE-MBMA-1903-1.
- KRISHNAMURTHY, N. (1979a). **Experimental validation of end-plate connection design**. Vanderbilt, Tennessee, Vanderbilt University. (Report n. CE-AISC-37025-1).
- KRISHNAMURTHY, N. (1979b). **Experimental investigation of bolted stiffened tee-stubs**. Vanderbilt, Tennessee, Vanderbilt University. (Report n. CE-MBMA-1902-2).
- KRISHNAMURTHY, N. (1979c). **Closure of “A fresh look at bolted end-plate behavior and design”**. AISC Engineering Journal, v.16, 2nd Quarter, p.60-64 / paper by KRISHNAMURTHY, N. (1978b). AISC Engineering Journal, v.15, 2nd Quarter, p.39-49, April.
- KULAK, G. L.; FISHER, J. W. & STRUIK, J. H. A. (1987). **Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints**, 2nd ed. John Wiley & Sons.
- MAGGI, Y. I. (2000). **Análise numérica, via M.E.F., do comportamento de ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo**. 235p. São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

- MAGGI, Y. I. (2004). **Análise do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-pilar com chapa de topo estendida**. 269p. São Carlos. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- MAGGI, Y. I.; GONÇALVES, R. M.; LEON, R. T.; RIBEIRO, L. F. L. (2005). **Parametric Analysis of Steel Bolted End Plate Connections Using Finite Element Modelling**. Journal of Constructional Steel Research, Vol.61, p.689-708.
- MANUAL BRASILEIRO PARA CÁLCULO DE ESTRUTURAS METÁLICAS (1988). Brasília-DF, MCI/STI. v.3, tomo 2.
- MASIOLI, C. Z. (2011). **Análise teórica e experimental de ligações em aço entre pilar tubular de seção circular e viga de seção I**. 137p. São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- McGUIRE, W. (1979). **Discussion of “A fresh look at bolted end-plate behavior and design”**. AISC Engineering Journal, v.16, 2nd Quarter, p.55-56 / paper by KRISHNAMURTHY, N. (1978b). AISC Engineering Journal, v.15, 2nd Quarter, p.39-49, April.
- McGUIRE, W. (1988). Introduction. In: CHEN, W. F., ed. **Steel beam-to column building connections**. London, Elsevier. p. 1-35.
- MORRIS, L. J. & PACKER, J. A. (1977). **“A Limit State Design Method for the Tension Region of Bolted Beam-Column Connections,”** The Structural Engineer, Institution of Structural Engineers, 55(10), 446-458.
- MUNSE, W. H.; PETERSEN, K. S.; CHESSON JR., E. (1959a). **Strength of rivets and bolts in tension**. Journal of Structural Division, v.85, n.ST3, p.7-28, March.

- MUNSE, W. H.; PETERSEN, K. S.; CHESSON JR., E. (1959b). **Behavior of riveted and bolted beam-to-column connections.** Journal of Structural Division, v.85, n.ST3, p.29-50, March.
- MURRAY, T. M. and SHOEMAKER, W. L. (2002). **Steel Design Guide 16, Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections,** American Institute of Steel Construction, Chicago, IL.
- NAIR, R. S.; BIRKEMOE, P. C.; MUNSE, W. H. (1974). **High-strength bolts subject to tension and prying.** Journal of Structural Division, v.100, n.ST2, p.351-372, February.
- NETHERCOT, D. A.; LI, T. Q.; AHMED, B. (1998). **Unified classification system for beam-to-column connections.** Journal of Constructional Steel Research. v. 45, n.1, p.39-65.
- NEVES, L. F. C. (1996). **Nós Semi-Rígidos em Estruturas Metálicas: Avaliação da Rigidez em Configurações de Eixo Fraco.** Dissertação (Mestrado). Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal.
- PFEIL, W. & PFEIL, M. (2009). **Estruturas de aço: dimensionamento prático.** Oitava edição. Rio de Janeiro.
- PRELORENTZOU, P. A. (1991). **Um estudo sobre ligações viga-coluna em estruturas de aço.** 221p. São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- QUEIRÓZ, G. (1992). **Estudo do comportamento e sistematização do projeto de ligações rígidas entre perfis I com almas coplanares.** Belo Horizonte. 159p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais.

- QUEIRÓZ, G. (1995). **Análise experimental de ligações soldadas**. Belo Horizonte. 285p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais.
- RAMBERG, W.; OSGOOD, W. R. (1941). **Determination of stress-strain curves by three parameters**. Technical note no. 503. National Advisory Committee on Aeronautics (NACA), USA.
- RESEARCH COUNCIL ON RIVETED AND BOLTED STRUCTURAL JOINTS (1949). **Specification for assembly of structural joints using highstrength bolts**. Philadelphia.
- RESEARCH COUNCIL ON RIVETED AND BOLTED STRUCTURAL JOINTS (1962). **Specification for structural joints using ASTM A325 bolts**. Journal of the Structural Division, v.88, n.ST5, p.11-24, October.
- RIBEIRO, L. F. L. (1998). **Estudo do comportamento estrutural de ligações parafusadas viga-coluna com chapa de topo: análise teórico-experimental**. 524p. São Carlos. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- ROMANO, V. P. (2001). **Dimensionamento de ligações viga-coluna com chapa de topo: modelo do EUROCODE 3**. Ouro Preto. Dissertação (Mestrado). Escola de Minas, Universidade Federal de Ouro Preto.
- RUBLE, E. J. (1959). **Riveted and bolt council research**. Journal of Structural Division, v.85, n.ST3, p.1-6, March.
- SCI/BCSA (1995). **Joints in Steel Construction-Moment Connections**. London.

- STARK J. W. B.; BIJLAARD F. S. K. (1988). **Design Rules for Beam-to-Column Connections in Europe**, Journal of Constructional Steel Research, Vol.10, 1988.
- SWANSON, J. A. (1999). **Characterization of the strength, stiffness, and ductility behavior of T-stub connections**. Ph.D. Dissertation, Georgia Institute of Technology.
- TRISTÃO, G. A. (2006). **Análise teórica e experimental de ligações viga mista-pilar de extremidade com cantoneiras de assento e alma**. 273p. São Carlos. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- Truegrid versão 2.1.0 (2001). **Truegrid Manual**. XYZ Scientific Applications, Inc.
- VALENCIANI, V. C. (1997). **Ligações em estruturas de aço**. 309p. São Carlos. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- VASARHELY, D. D. (1959). **Effects of fabrication techniques on bolted joints**. Journal of the Structural Division, v.85, n.ST3, p.71-116, March.
- WILSON, W. M.; MOORE, H. F. (1917). **Tests to determine the rigidity of riveted joints of steel structures**. Urbana, IL, University of Illinois, Engineering Experiment Station. (Bulletin n. 104).
- WILSON, W. M.; THOMAS, F. P. (1938). **Fatigue tests on riveted joints**. Urbana, IL, University of Illinois, Engineering Experiment Station. (Bulletin n.302).

# ANEXO I

## DIMENSIONAMENTO DA LIGAÇÃO PELO EUROCODE 3 (2005)

### A1.1 RESUMO DO MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO

#### - Modos de falha:

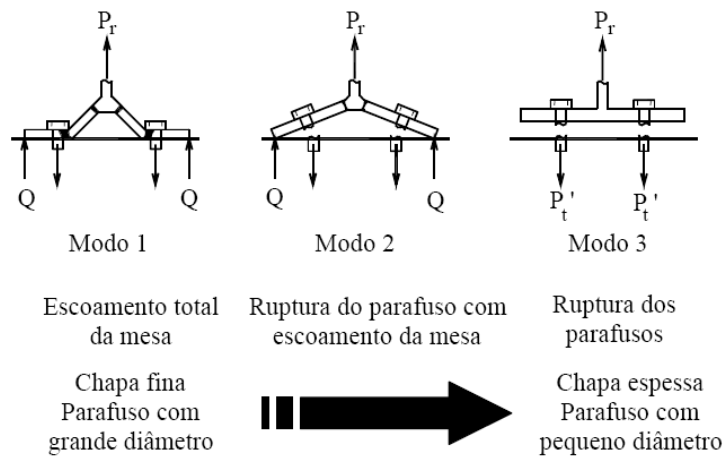


Figura A1.1 – Modos de colapso do perfil “T” (FIGUEIREDO, 2004)

#### - Características geométricas genéricas:

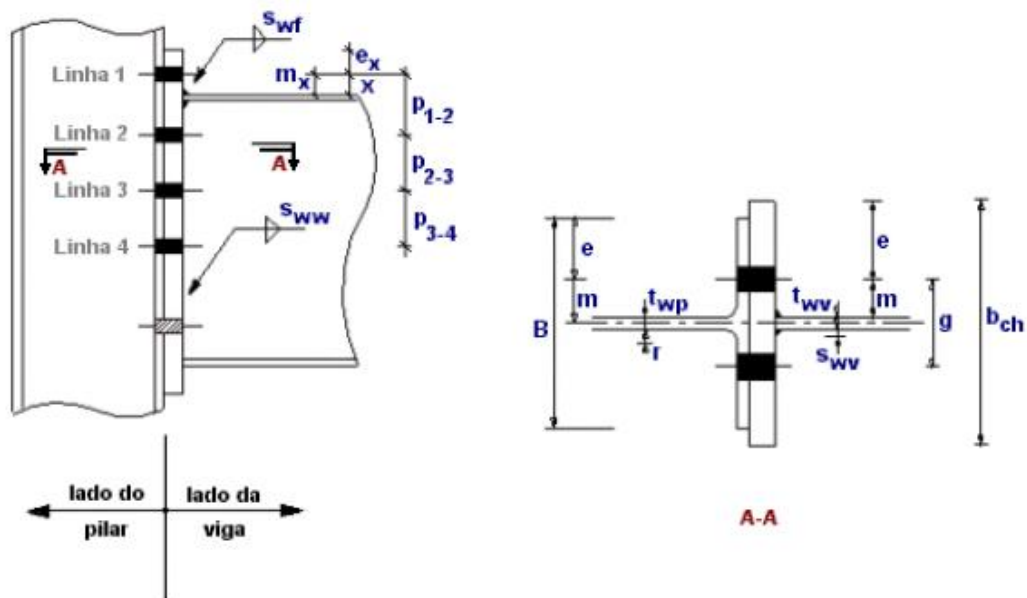


Figura A1.2 – Características geométricas da ligação para o dimensionamento segundo o EUROCODE 3 (MAGGI, 2000)



**- Cálculo da capacidade resistente da ligação ( $F_{T,Rd}$ ):****Modo 1:**

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m}$$

**Modo 2:**

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n}$$

**Modo 3:**

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd}$$

onde

$M_{pl,Rd}$ : momento de plastificação da mesa do perfil “T” equivalente, para a mesa do pilar ou para a chapa de topo;

$$M_{pl,Rd} = \frac{\sum l_{eff} t^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4}$$

$\sum l_{eff}$ : comprimento efetivo da linha de plastificação no perfil “*T-stub*” equivalente, paralelo à alma, de acordo com a posição das linhas ou grupos de linhas de parafusos, e da presença ou não de enrijecedores de alma do pilar ou da mesa da viga, conforme ilustrado na figura 3.12. Quando a análise for de uma linha de parafusos, adota-se  $\sum l_{eff} = l_{eff}$ ;

$t$ : espessura da mesa do perfil “T” (mesa do pilar ou chapa de topo);

$$\gamma_{M0} = 1,10$$

$f_y$ : tensão de escoamento do aço da mesa do pilar ou da chapa de topo;

$F_{T,Rd}$ : capacidade resistente da linha ou grupo de linhas de parafusos;

$F_{t,Rd}$ : força de tração última dos parafusos;

$\sum F_{t,Rd}$ : somatório das forças de tração última de todos os parafusos.

$m$ : distância do centro do parafuso até a face da alma do pilar ou da viga, subtraída de 80% do raio mesa/alma do perfil laminado ou da dimensão da solda alma/chapa de topo (viga).

$n$ : igual a  $e_{min}$  (figura 3.11) e não superior a 1,25m. Para a linha de parafusos na extensão da chapa de topo,  $e_{min}$  deve ser adotado como  $e_x$ ;

$m_x$ : distância do centro do parafuso até a face da alma do pilar ou da viga, subtraída de 80% da dimensão da solda chapa de topo/mesa da viga;

$e_x$ : distância do centro do parafuso até a borda da chapa de topo;

$g$ : distância horizontal entre o centro dos parafusos;

$b_{ch}$ : largura da chapa de topo;

$B$ : largura da mesa do pilar;

$t_{wv}$ : espessura da alma da viga;

$t_{wp}$ : espessura da alma do pilar;

$s_{ww}$ : dimensão da solda de filete entre a chapa e a alma da viga;

$s_{wf}$ : dimensão da solda de filete entre a chapa e a mesa da viga;

#### **- Cálculo do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ) do perfil “T-stub” equivalente e do parâmetro $\alpha$ :**

Apresentado nas tabelas 3.5 e 3.6 (mesa do pilar), tabela 3.7 (chapa de topo) e figura 3.12 (parâmetro  $\alpha$ ).

#### **- Considerações para o dimensionamento:**

a) Devido à presença de enrijecedores na alma do pilar, as linhas de parafusos trabalham isoladamente;

b) A linha 1 adotada na nomenclatura é a linha externa (acima da mesa superior da viga);

c) A linha 2 adotada na nomenclatura é a linha interna (abaixo da mesa superior da viga);

d) A verificação da tração na alma da viga não será feita, conforme é especificado no método;

e) A tensão de escoamento do aço ( $f_y$ ) será de 30 kN/cm<sup>2</sup>.

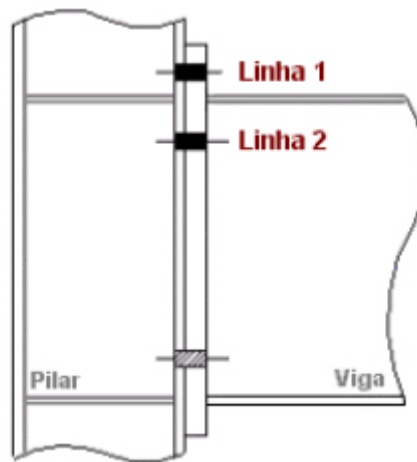


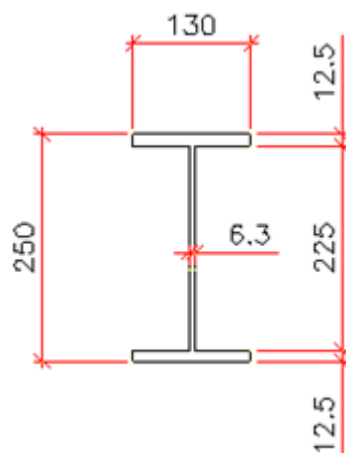
Figura A1.3 – Identificação das linhas de parafusos (MAGGI, 2000)

## A1.2 CÁLCULO DA CAPACIDADE RESISTENTE DAS LINHAS DE PARAFUSO

### A1.2.1 Modelos com parafusos $d_b = 12,5 \text{ mm}$

#### A1.2.1.1 Características geométricas:

- Viga VS 250x37:



- Chapa de topo:

$$t_{ch} = 9,5 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 12,5 \text{ mm};$$

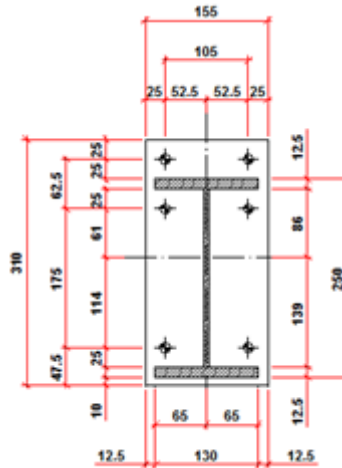
$$t_{ch} = 16,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 19,0 \text{ mm};$$

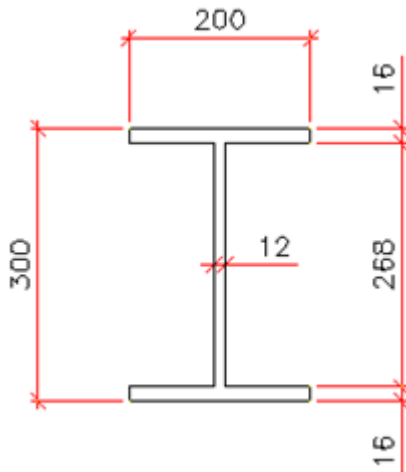
$$t_{ch} = 22,4 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 25,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 31,5 \text{ mm}.$$



- Parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$ .
- Pilar CVS 300x70:



### A1.2.1.2 Verificação da flexão na chapa de topo:

$$m = \frac{g}{2} - \frac{t_{wv}}{2} - 0,8 \cdot s_{wv} = \frac{105}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 5,0 = 45,35 \text{ mm}$$

$$e_{ch} = \frac{b_{ch}}{2} - \frac{g}{2} = \frac{155}{2} - \frac{105}{2} = 25,0 \text{ mm}$$

$$e_p = \frac{B}{2} - \frac{g}{2} = \frac{200}{2} - \frac{105}{2} = 47,5 \text{ mm}$$

$e = 25,0 \text{ mm}$  (menor valor)

$$n = \min \begin{cases} e_{ch} = 25,0 \text{ mm} \\ e_p = 47,5 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m = 56,69 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n = 25,0 \text{ mm}$$

$$e_x = 25,0 \text{ mm}$$

$$m_x = e_x - 0,8 \cdot s_{ww} = 25 - 0,8 \cdot 5,0 = 21,0 \text{ mm}$$

$$n_x = \min \begin{cases} e_x = 25,0 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m_x = 26,25 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n_x = 25,0 \text{ mm}$$

#### A1.2.1.2.1 Linha 1 de parafusos:

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

$$L_{ef} = \min \begin{cases} \frac{b_{ch}}{2} = \frac{155}{2} = 77,5 \text{ mm} \\ 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} = 2 \cdot 21 + 0,625 \cdot 25 + \frac{105}{2} = 110,1 \text{ mm} \\ 2m_x + 0,625e_x + e = 2 \cdot 21 + 0,625 \cdot 25 + 25 = 82,6 \text{ mm} \\ 4m_x + 1,25e_x = 4 \cdot 21 + 1,25 \cdot 25 = 115,3 \text{ mm} \\ 2\pi m_x = 2\pi \cdot 21 = 131,9 \text{ mm} \\ \pi m_x + g = \pi \cdot 21 + 105 = 171,0 \text{ mm} \\ \pi m_x + 2e = \pi \cdot 21 + 2 \cdot 25 = 116,0 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 77,5 \text{ mm}$$

- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,25^2 \cdot 82,5}{4,1,35} = 56,25 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{7,75 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 52,841 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN.cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 52,841 \cdot t_{ch}^2}{4,535} = 46,607 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 52,841 \cdot t_{ch}^2 + 2,5 \cdot (2.56,25)}{4,535 + 2,5}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 15,022 \cdot t_{ch}^2 + 39,976 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2.56,25 = 112,5 \text{ kN}$$

Tabela A1.1 – Verificação da flexão na chapa de topo, para a linha externa de parafusos tracionados, com diâmetro de 12,5mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	MODO 1	MODO 2	MODO 3
				$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	47,7	42,1	53,5	112,5
CTEE-C125-P125		12,5	82,6	72,8	63,4	112,5
CTEE-C160-P125		16,0	135,3	119,3	78,4	112,5
CTEE-C190-P125		19,0	190,8	168,3	94,2	112,5
CTEE-C224-P125		22,4	265,1	233,9	115,4	112,5
CTEE-C250-P125		25,0	330,3	291,3	133,9	112,5

**A1.2.1.2.2 Linha 2 de parafusos:**

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

$$L_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} \max \left\{ \begin{array}{l} \alpha m_1 = 5,5 \cdot 45,35 = 249,43 \text{ mm} \\ 4m + 1,25e = 4 \cdot 45,35 + 1,25 \cdot 25 = 212,65 \text{ mm} \end{array} \right. \\ 2\pi m = 2\pi \cdot 45,35 = 284,94 \text{ mm} \end{array} \right.$$

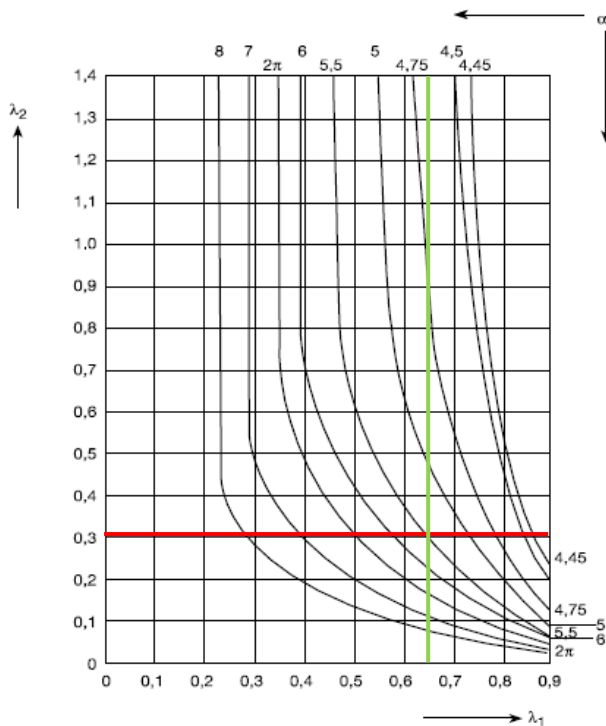
$$\Rightarrow L_{ef} = 249,43 \text{ mm}$$

$$m_1 = m = 45,35 \text{ mm}$$

$$m_2 = 25 - 0,8 \cdot 5,0 = 21,0 \text{ mm}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{45,35}{45,35 + 25} = 0,645 \end{array} \right. \Rightarrow \alpha = 5,5$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{21,0}{45,35 + 25} = 0,299 \end{array} \right.$$



- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,25^2 \cdot 82,5}{4 \cdot 1,35} = 56,25 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{24,943 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 170,07 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN.cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 170,07 \cdot t_{ch}^2}{4,535} = 150,00 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 170,07 \cdot t_{ch}^2 + 2,5 \cdot (2 \cdot 56,25)}{4,535 + 2,5}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 48,350 \cdot t_{ch}^2 + 39,976 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 56,25 = 112,5 \text{ kN}$$

Tabela A1.2 – Verificação da flexão na chapa de topo, para a linha interna de parafusos tracionados, com diâmetro de 12,5mm

				MODO 1	MODO 2	MODO 3
MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	153,5	135,4	83,6	112,5
CTEE-C125-P125		12,5	265,7	234,4	115,5	112,5
CTEE-C160-P125		16,0	435,4	384,0	163,7	112,5
CTEE-C190-P125		19,0	613,9	541,5	214,5	112,5
CTEE-C224-P125		22,4	853,3	752,7	282,6	112,5
CTEE-C250-P125		25,0	1062,9	937,5	342,2	112,5



**A1.2.1.3 Verificação da flexão na mesa do pilar:**

$$m = \frac{g}{2} - \frac{t_{wp}}{2} - 0,8 \cdot s_{ww} = \frac{105}{2} - \frac{12,0}{2} - 0,8 \cdot 6,0 = 41,7 \text{ mm}$$

$$e_{ch} = \frac{b_{ch}}{2} - \frac{g}{2} = \frac{155}{2} - \frac{105}{2} = 25,0 \text{ mm}$$

$$e_p = \frac{B}{2} - \frac{g}{2} = \frac{200}{2} - \frac{105}{2} = 47,5 \text{ mm}$$

$$e = 25,0 \text{ mm (menor valor)}$$

$$n = \min \begin{cases} e_{ch} = 25,0 \text{ mm} \\ e_p = 47,5 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m = 52,125 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n = 25,0 \text{ mm}$$

$$e_x = 25,0 \text{ mm}$$

$$m_x = e_x - 0,8 \cdot s_{ww} = 25 - 0,8 \cdot 6,0 = 20,2 \text{ mm}$$

$$n_x = \min \begin{cases} e_x = 25,0 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m_x = 25,25 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n_x = 25,0 \text{ mm}$$

**A1.2.1.3.1 Linha 1 de parafusos:**

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

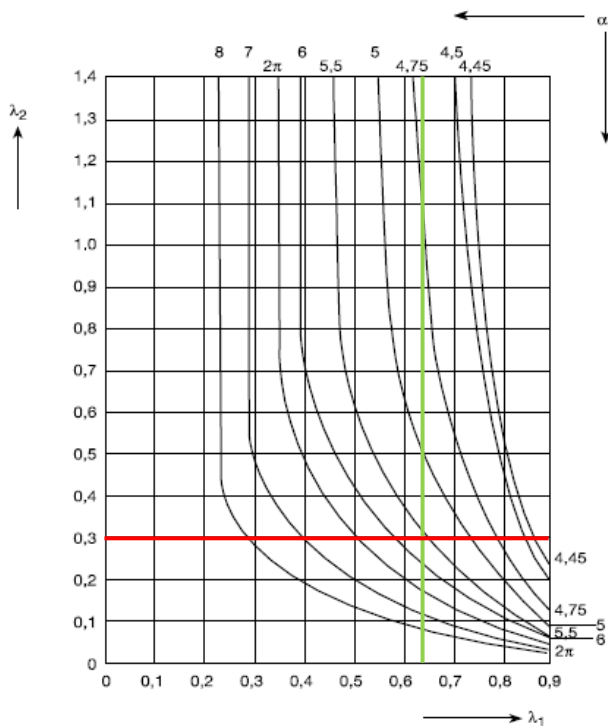
$$L_{ef} = \min \begin{cases} \max \begin{cases} \alpha m_1 = 5,6 \cdot 41,7 = 233,52 \text{ mm} \\ 4m + 1,25e = 4 \cdot 41,7 + 1,25 \cdot 25 = 198,05 \text{ mm} \end{cases} \\ 2\pi m = 2\pi \cdot 41,7 = 262,01 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 233,52 \text{ mm}$$

$$m_1 = m = 41,7 \text{ mm}$$

$$m_2 = 25 - 0,8 \cdot 6,0 = 20,2 \text{ mm}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{41,7}{41,7+25} = 0,625 \\ \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{20,2}{41,7+25} = 0,303 \end{array} \right. \Rightarrow \alpha = 5,6$$



- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,25^2 \cdot 82,5}{4 \cdot 1,35} = 56,25 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{23,35 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 159,20 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 159,20 \cdot t_{ch}^2}{4,17} = 152,71 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2.159,20 \cdot t_{ch}^2 + 2,5 \cdot (2.56,25)}{4,17 + 2,5}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 47,74 \cdot t_{ch}^2 + 42,17 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2.56,25 = 112,5 \text{ kN}$$

Tabela A1.3 – Verificação da flexão na mesa do pilar, para a linha externa de parafusos tracionados, com diâmetro de 12,5mm

				MODO 1	MODO 2	MODO 3
MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	143,7	137,8	85,2	112,5
CTEE-C125-P125		12,5	248,8	238,6	116,8	112,5
CTEE-C160-P125		16,0	407,6	390,9	164,4	112,5
CTEE-C190-P125		19,0	574,7	551,3	214,5	112,5
CTEE-C224-P125		22,4	798,8	766,3	281,7	112,5
CTEE-C250-P125		25,0	995,0	954,5	340,5	112,5

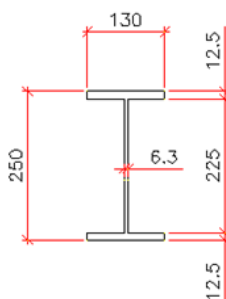
#### A1.2.1.3.2 Linha 2 de parafusos:

Idem linha 1 de parafusos.

#### A1.2.2 Modelos com parafusos $d_b = 16,0 \text{ mm}$

##### A1.2.2.1 Características geométricas:

- Viga VS 250x37:



- Chapa de topo:

$$t_{ch} = 9,5 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 12,5 \text{ mm};$$

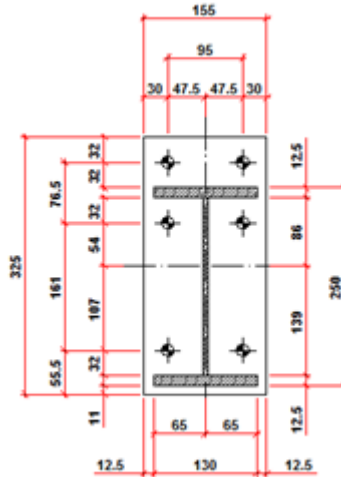
$$t_{ch} = 16,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 19,0 \text{ mm};$$

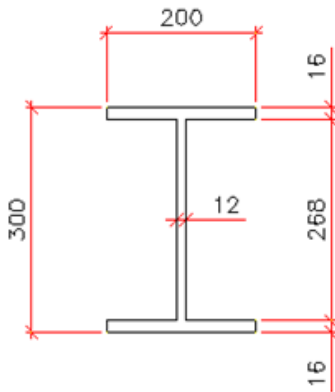
$$t_{ch} = 22,4 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 25,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 31,5 \text{ mm}.$$



- Parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$ .
- Pilar CVS 300x70:



### A1.2.2.2 Verificação da flexão na chapa de topo:

$$m = \frac{g}{2} - \frac{t_{wv}}{2} - 0,8 \cdot s_{ww} = \frac{95}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 5,0 = 40,35 \text{ mm}$$

$$e_{ch} = \frac{b_{ch}}{2} - \frac{g}{2} = \frac{155}{2} - \frac{95}{2} = 30,0 \text{ mm}$$

$$e_p = \frac{B}{2} - \frac{g}{2} = \frac{200}{2} - \frac{95}{2} = 52,5 \text{ mm}$$

$$e = 30,0 \text{ mm (menor valor)}$$

$$n = \min \begin{cases} e_{ch} = 30,0 \text{ mm} \\ e_p = 52,5 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m = 50,44 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n = 30,0 \text{ mm}$$

$$e_x = 32,0 \text{ mm}$$

$$m_x = e_x - 0,8 \cdot s_{ww} = 32 - 0,8 \cdot 5,0 = 28,0 \text{ mm}$$

$$n_x = \min \begin{cases} e_x = 32,0 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m_x = 35,0 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n_x = 32,0 \text{ mm}$$

#### A1.2.2.2.1 Linha 1 de parafusos:

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

$$L_{ef} = \min \begin{cases} \frac{b_{ch}}{2} = \frac{155}{2} = 77,5 \text{ mm} \\ 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} = 2 \cdot 28 + 0,625 \cdot 32 + \frac{95}{2} = 123,5 \text{ mm} \\ 2m_x + 0,625e_x + e = 2 \cdot 28 + 0,625 \cdot 32 + 30 = 106,0 \text{ mm} \\ 4m_x + 1,25e_x = 4 \cdot 28 + 1,25 \cdot 32 = 152,0 \text{ mm} \\ 2\pi m_x = 2\pi \cdot 28 = 175,9 \text{ mm} \\ \pi m_x + g = \pi \cdot 28 + 95 = 183,0 \text{ mm} \\ \pi m_x + 2e = \pi \cdot 28 + 2 \cdot 30 = 148,0 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 77,5 \text{ mm}$$

- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,6^2 \cdot 82,5}{4,1,35} = 92,2 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{7,75 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 52,841 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN.cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 52,841 \cdot t_{ch}^2}{4,035} = 52,383 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 52,841 \cdot t_{ch}^2 + 3 \cdot (2.92,2)}{4,035 + 3}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 15,022 \cdot t_{ch}^2 + 78,635 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2.92,16 = 184,3 \text{ kN}$$

Tabela A1.4 – Verificação da flexão na chapa de topo, para a linha externa de parafusos tracionados, com diâmetro de 16,0mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	MODO 1	MODO 2	MODO 3
				$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	47,7	47,3	92,2	184,3
CTEE-C125-P160		12,5	82,6	81,8	102,1	184,3
CTEE-C160-P160		16,0	135,3	134,1	117,1	184,3
CTEE-C190-P160		19,0	190,8	189,1	132,8	184,3
CTEE-C224-P160		22,4	265,1	262,8	154,0	184,3
CTEE-C250-P160		25,0	330,3	327,4	172,5	184,3
CTEE-C315-P160		31,5	524,3	519,8	227,7	184,3

**A1.2.2.2 Linha 2 de parafusos:**

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

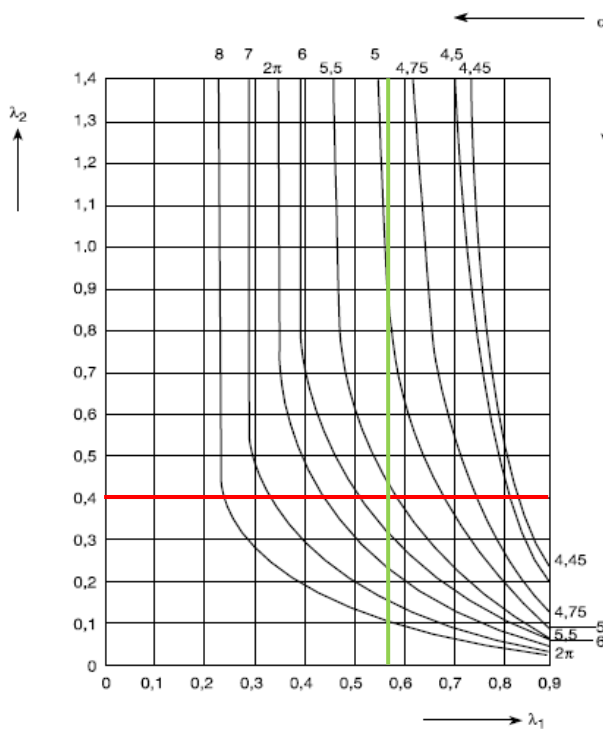
$$L_{ef} = \min \left\{ \max \begin{cases} \alpha m_1 = 5,6 \cdot 40,35 = 225,96 \text{ mm} \\ 4m + 1,25e = 4 \cdot 40,35 + 1,25 \cdot 30 = 198,90 \text{ mm} \\ 2\pi m = 2\pi \cdot 40,35 = 253,53 \text{ mm} \end{cases} \right.$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 225,96 \text{ mm}$$

$$m_1 = m = 40,35 \text{ mm}$$

$$m_2 = 32 - 0,8 \cdot 5,0 = 28,0 \text{ mm}$$

$$\begin{cases} \lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{40,35}{40,35+30} = 0,574 \\ \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{28,0}{40,35+30} = 0,398 \end{cases} \Rightarrow \alpha = 5,6$$



- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,6^2 \cdot 82,5}{4,1,35} = 92,2 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{22,6 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 154,09 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN.cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 154,09 \cdot t_{ch}^2}{4,035} = 152,75 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 154,09 \cdot t_{ch}^2 + 3,0 \cdot (2 \cdot 92,2)}{4,035 + 3,0}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 43,807 \cdot t_{ch}^2 + 78,635 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 92,15 = 184,3 \text{ kN}$$

Tabela A1.5 – Verificação da flexão na chapa de topo, para a linha interna de parafusos tracionados, com diâmetro de 16,0mm

				MODO 1	MODO 2	MODO 3
MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	139,0	137,8	118,1	184,3
CTEE-C125-P160		12,5	240,7	238,6	147,0	184,3
CTEE-C160-P160		16,0	394,4	391,0	190,7	184,3
CTEE-C190-P160		19,0	556,2	551,3	236,7	184,3
CTEE-C224-P160		22,4	773,0	766,3	298,4	184,3
CTEE-C250-P160		25,0	962,9	954,5	352,3	184,3
CTEE-C315-P160		31,5	1528,7	1515,4	513,2	184,3



**A1.2.2.3 Verificação da flexão na mesa do pilar:**

$$m = \frac{g}{2} - \frac{t_{wp}}{2} - 0,8 \cdot s_{ww} = \frac{95}{2} - \frac{12,0}{2} - 0,8 \cdot 6,0 = 36,7 \text{ mm}$$

$$e_{ch} = \frac{b_{ch}}{2} - \frac{g}{2} = \frac{155}{2} - \frac{95}{2} = 30,0 \text{ mm}$$

$$e_p = \frac{B}{2} - \frac{g}{2} = \frac{200}{2} - \frac{95}{2} = 52,5 \text{ mm}$$

$$e = 30,0 \text{ mm (menor valor)}$$

$$n = \min \begin{cases} e_{ch} = 30,0 \text{ mm} \\ e_p = 52,5 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m = 45,88 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n = 30,0 \text{ mm}$$

$$e_x = 32,0 \text{ mm}$$

$$m_x = e_x - 0,8 \cdot s_{ww} = 32 - 0,8 \cdot 6,0 = 27,2 \text{ mm}$$

$$n_x = \min \begin{cases} e_x = 32,0 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m_x = 34,0 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n_x = 32,0 \text{ mm}$$

**A1.2.2.3.1 Linha 1 de parafusos:**

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

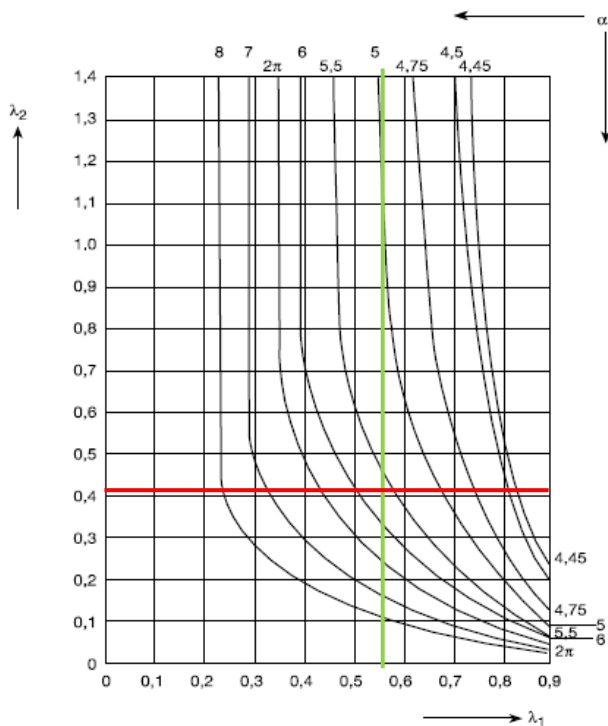
$$L_{ef} = \min \begin{cases} \max \begin{cases} \alpha m_1 = 5,7 \cdot 36,7 = 209,2 \text{ mm} \\ 4m + 1,25e = 4 \cdot 36,7 + 1,25 \cdot 30 = 184,3 \text{ mm} \end{cases} \\ 2\pi m = 2\pi \cdot 36,7 = 230,6 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 209,2 \text{ mm}$$

$$m_1 = m = 36,7 \text{ mm}$$

$$m_2 = 32 - 0,8 \cdot 6,0 = 27,2 \text{ mm}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{36,7}{36,7+30} = 0,550 \\ \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{27,2}{36,7+30} = 0,408 \end{array} \right. \Rightarrow \alpha = 5,7$$



- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,6^2 \cdot 82,5}{4,135} = 92,2 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{20,92 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 142,64 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 142,64 \cdot t_{ch}^2}{3,67} = 155,46 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 142,64 \cdot t_{ch}^2 + 3,0 \cdot (2.92,2)}{3,67 + 3,0}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 42,771 \cdot t_{ch}^2 + 82,939 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2.92,15 = 184,3 \text{ kN}$$

Tabela A1.6 – Verificação da flexão na mesa do pilar, para a linha externa de parafusos tracionados, com diâmetro de 16,0mm

				MODO 1	MODO 2	MODO 3
MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	128,7	140,3	121,5	184,3
CTEE-C125-P160		12,5	222,9	242,9	149,7	184,3
CTEE-C160-P160		16,0	365,1	398,0	192,4	184,3
CTEE-C190-P160		19,0	514,9	561,2	237,3	184,3
CTEE-C224-P160		22,4	715,7	780,0	297,5	184,3
CTEE-C250-P160		25,0	891,5	971,6	350,2	184,3
CTEE-C315-P160		31,5	1415,3	1542,6	507,3	184,3

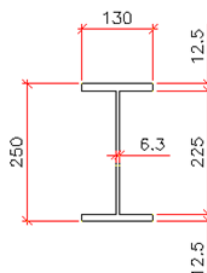
#### A1.2.2.3.2 Linha 2 de parafusos:

Idem linha 1 de parafusos.

#### A1.2.3 Modelos com parafusos $d_b = 19,0 \text{ mm}$

##### A1.2.3.1 Características geométricas:

- Viga VS 250x37:



- Chapa de topo:

$$t_{ch} = 9,5 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 12,5 \text{ mm};$$

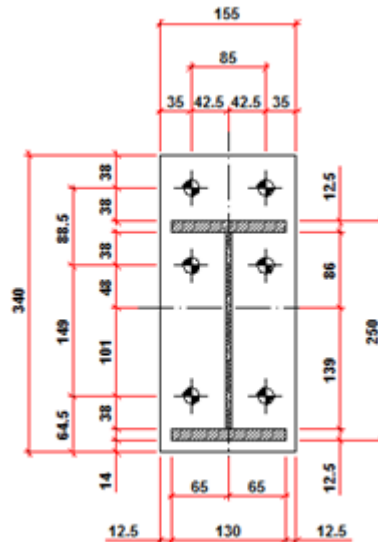
$$t_{ch} = 16,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 19,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 22,4 \text{ mm};$$

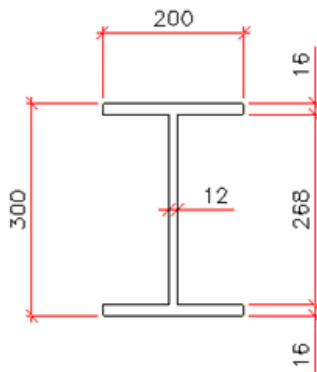
$$t_{ch} = 25,0 \text{ mm};$$

$$t_{ch} = 31,5 \text{ mm}.$$



- Parafusos  $d_b = 19,0 \text{ m}...$

- Pilar CVS 300x70:



### A1.2.3.2 Verificação da flexão na chapa de topo:

$$m = \frac{g}{2} - \frac{t_{wv}}{2} - 0,8 \cdot s_{wv} = \frac{85}{2} - \frac{6,3}{2} - 0,8 \cdot 5,0 = 35,35 \text{ mm}$$

$$e_{ch} = \frac{b_{ch}}{2} - \frac{g}{2} = \frac{155}{2} - \frac{85}{2} = 35,0 \text{ mm}$$

$$e_p = \frac{B}{2} - \frac{g}{2} = \frac{200}{2} - \frac{85}{2} = 57,5 \text{ mm}$$

$$e = 35,0 \text{ mm (menor valor)}$$

$$n = \min \begin{cases} e_{ch} = 35,0 \text{ mm} \\ e_p = 57,5 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m = 44,2 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n = 35,0 \text{ mm}$$

$$e_x = 38,0 \text{ mm}$$

$$m_x = e_x - 0,8 \cdot s_{ww} = 38,0 - 0,8 \cdot 5,0 = 34,0 \text{ mm}$$

$$n_x = \min \begin{cases} e_x = 38,0 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m_x = 42,5 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n_x = 38,0 \text{ mm}$$

#### A1.2.3.2.1 Linha 1 de parafusos:

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

$$L_{ef} = \min \begin{cases} \frac{b_{ch}}{2} = \frac{155}{2} = 77,5 \text{ mm} \\ 2m_x + 0,625e_x + \frac{g}{2} = 2 \cdot 34 + 0,625 \cdot 38 + \frac{85}{2} = 134,25 \text{ mm} \\ 2m_x + 0,625e_x + e = 2 \cdot 34 + 0,625 \cdot 38 + 35 = 126,75 \text{ mm} \\ 4m_x + 1,25e_x = 4 \cdot 34 + 1,25 \cdot 38 = 183,5 \text{ mm} \\ 2\pi m_x = 2\pi \cdot 34 = 213,63 \text{ mm} \\ \pi m_x + g = \pi \cdot 34 + 85 = 191,81 \text{ mm} \\ \pi m_x + 2e = \pi \cdot 34 + 2 \cdot 35 = 176,81 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 77,5 \text{ mm}$$

- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,9^2 \cdot 82,5}{4,1,35} = 129,95 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{7,75 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 52,841 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN.cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 52,841 \cdot t_{ch}^2}{3,535} = 59,792 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 52,841 \cdot t_{ch}^2 + 3,5 \cdot (2.129,95)}{3,535 + 3,5}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 15,022 \cdot t_{ch}^2 + 129,303 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2.129,95 = 259,90 \text{ kN}$$

Tabela A1.7 – Verificação da flexão na chapa de topo, para a linha externa de parafusos tracionados, com diâmetro de 19,0mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	MODO 1	MODO 2	MODO 3
				$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	47,7	54,0	142,9	259,9
CTEE-C125-P190		12,5	82,6	93,4	152,8	259,9
CTEE-C160-P190		16,0	135,3	153,1	167,8	259,9
CTEE-C190-P190		19,0	190,8	215,8	183,5	259,9
CTEE-C224-P190		22,4	265,1	300,0	204,7	259,9
CTEE-C250-P190		25,0	330,3	373,7	223,2	259,9
CTEE-C315-P190		31,5	524,3	593,3	278,4	259,9

**A1.2.3.2 Linha 2 de parafusos:**

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

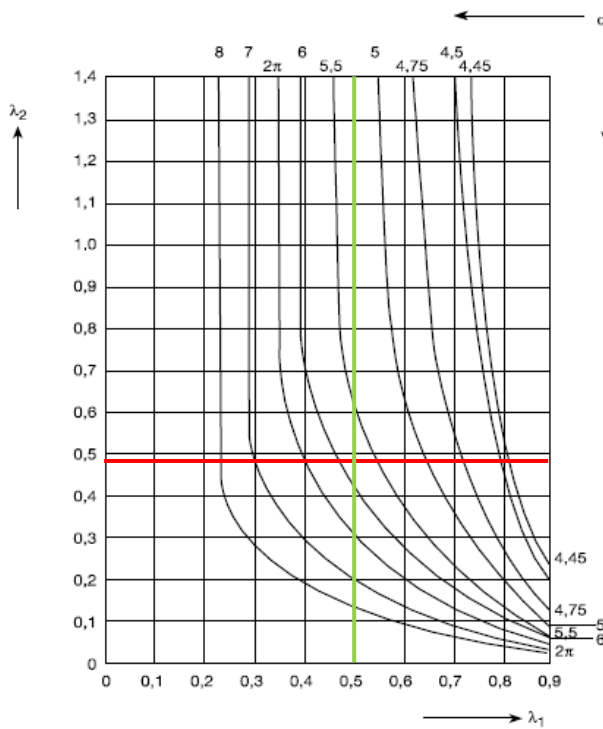
$$L_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} \max \left\{ \begin{array}{l} \alpha m_1 = 5,8 \cdot 35,35 = 205,03 \text{ mm} \\ 4m + 1,25e = 4 \cdot 35,35 + 1,25 \cdot 35 = 185,15 \text{ mm} \end{array} \right. \\ 2\pi m = 2\pi \cdot 35,35 = 222,11 \text{ mm} \end{array} \right.$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 205,03 \text{ mm}$$

$$m_1 = m = 35,35 \text{ mm}$$

$$m_2 = 38 - 0,8 \cdot 5,0 = 34,0 \text{ mm}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{35,35}{35,35+35} = 0,502 \\ \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{34,0}{35,35+35} = 0,483 \end{array} \right. \Rightarrow \alpha = 5,8$$



- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,9^2 \cdot 82,5}{4,1,35} = 129,95 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{20,5 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 139,77 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN.cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 139,77 \cdot t_{ch}^2}{3,535} = 158,16 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- Modo 2:

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 139,77 \cdot t_{ch}^2 + 3,5 \cdot (2 \cdot 129,95)}{3,535 + 3,5}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 39,736 \cdot t_{ch}^2 + 129,303 \text{ kN}$$

- Modo 3:

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 129,95 = 259,90 \text{ kN}$$

Tabela A1.8 – Verificação da flexão na chapa de topo, para a linha interna de parafusos tracionados, com diâmetro de 19,0mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	MODO 1	MODO 2	MODO 3
				$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	126,2	142,8	165,2	259,9
CTEE-C125-P190		12,5	218,4	247,2	191,4	259,9
CTEE-C160-P190		16,0	357,9	404,9	231,0	259,9
CTEE-C190-P190		19,0	504,7	571,0	272,8	259,9
CTEE-C224-P190		22,4	701,4	793,7	328,7	259,9
CTEE-C250-P190		25,0	873,7	988,6	377,7	259,9
CTEE-C315-P190		31,5	1387,1	1569,6	523,6	259,9



**A1.2.3.3 Verificação da flexão na mesa do pilar:**

$$m = \frac{g}{2} - \frac{t_{wp}}{2} - 0,8 \cdot s_{ww} = \frac{85}{2} - \frac{12,0}{2} - 0,8 \cdot 6,0 = 31,7 \text{ mm}$$

$$e_{ch} = \frac{b_{ch}}{2} - \frac{g}{2} = \frac{155}{2} - \frac{85}{2} = 35,0 \text{ mm}$$

$$e_p = \frac{B}{2} - \frac{g}{2} = \frac{200}{2} - \frac{85}{2} = 57,5 \text{ mm}$$

$$e = 35,0 \text{ mm (menor valor)}$$

$$n = \min \begin{cases} e_{ch} = 35,0 \text{ mm} \\ e_p = 57,5 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m = 39,625 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n = 35,0 \text{ mm}$$

$$e_x = 38,0 \text{ mm}$$

$$m_x = e_x - 0,8 \cdot s_{ww} = 38 - 0,8 \cdot 6,0 = 33,2 \text{ mm}$$

$$n_x = \min \begin{cases} e_x = 38,0 \text{ mm} \\ 1,25 \cdot m_x = 41,5 \text{ mm} \end{cases} \Rightarrow n_x = 38,0 \text{ mm}$$

**A1.2.3.3.1 Linha 1 de parafusos:**

- Determinação do comprimento efetivo ( $L_{ef}$ ):

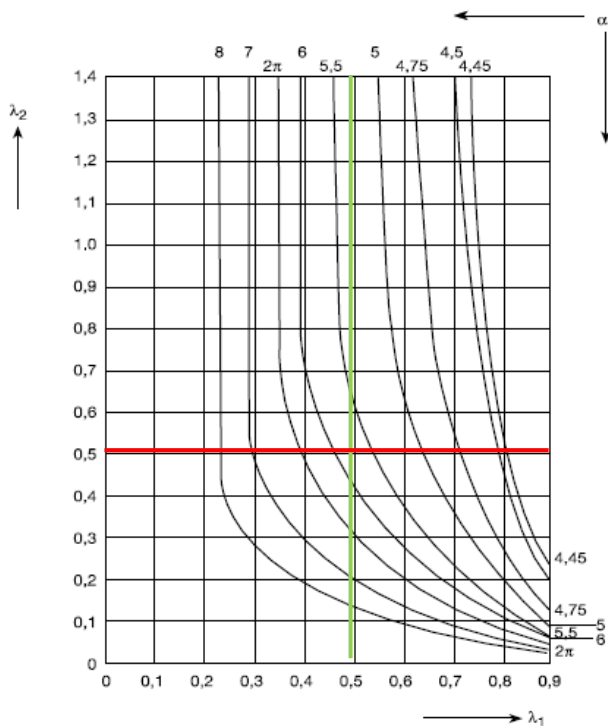
$$L_{ef} = \min \begin{cases} \max \begin{cases} \alpha m_1 = 5,8 \cdot 31,7 = 183,86 \text{ mm} \\ 4m + 1,25e = 4 \cdot 31,7 + 1,25 \cdot 35 = 170,55 \text{ mm} \end{cases} \\ 2\pi m = 2\pi \cdot 31,7 = 199,18 \text{ mm} \end{cases}$$

$$\Rightarrow L_{ef} = 183,86 \text{ mm}$$

$$m_1 = m = 31,7 \text{ mm}$$

$$m_2 = 38 - 0,8 \cdot 5,0 = 33,2 \text{ mm}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{31,7}{31,7+35} = 0,475 \\ \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{33,2}{31,7+35} = 0,498 \end{array} \right. \Rightarrow \alpha = 5,8$$



- Determinação da força de tração última dos parafusos ( $F_{t,Rd}$ ):

$$F_{t,Rd} = \frac{0,75 \cdot A_g \cdot f_u}{\gamma_{a2}} = \frac{0,75 \cdot \pi \cdot 1,9^2 \cdot 82,5}{4,135} = 129,95 \text{ kN}$$

- Determinação do momento de plastificação ( $M_{pl,Rd}$ ):

$$M_{pl,Rd} = \frac{L_{eff} \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M0}}}{4} = \frac{18,39 \cdot t_{ch}^2 \cdot \frac{30}{1,10}}{4} = 125,39 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

- Modo 1:

$$F_{T1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 125,39 \cdot t_{ch}^2}{3,17} = 158,22 \cdot t_{ch}^2 \text{ kN}$$

- *Modo 2:*

$$F_{T2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \cdot \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2.125,39 \cdot t_{ch}^2 + 3,5 \cdot (2.129,95)}{3,17 + 3,5}$$

$$\Rightarrow F_{T2,Rd} = 37,598 \cdot t_{ch}^2 + 136,379 \text{ kN}$$

- *Modo 3:*

$$F_{T3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2.129,95 = 259,9 \text{ kN}$$

Tabela A1.9 – Verificação da flexão na mesa do pilar, para a linha externa de parafusos tracionados, com diâmetro de 19,0mm

				MODO 1	MODO 2	MODO 3
MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$M_{pl,Rd}$ (kN.cm)	$F_{T1,Rd}$ (kN)	$F_{T2,Rd}$ (kN)	$F_{T3,Rd}$ (kN)
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	113,2	142,8	170,3	259,9
CTEE-C125-P190		12,5	195,9	247,2	195,1	259,9
CTEE-C160-P190		16,0	321,0	405,0	232,6	259,9
CTEE-C190-P190		19,0	452,6	571,2	272,1	259,9
CTEE-C224-P190		22,4	629,1	793,9	325,0	259,9
CTEE-C250-P190		25,0	783,7	988,9	371,4	259,9
CTEE-C315-P190		31,5	1244,1	1569,9	509,4	259,9

#### A1.2.3.3.2 Linha 2 de parafusos:

Idem linha 1 de parafusos.

### A1.2.4 Resumo das capacidades resistentes das ligações

Tabela A1.10 – Resumo das capacidades resistentes das ligações, e seus respectivos modos de falha

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$F_{T,Rd}$ (kN)	MODO DE COLAPSO
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	42,1	MODO 1
CTEE-C125-P125		12,5	63,4	MODO 2
CTEE-C160-P125		16,0	78,4	MODO 2
CTEE-C190-P125		19,0	94,2	MODO 2
CTEE-C224-P125		22,4	112,5	MODO 3
CTEE-C250-P125		25,0	112,5	MODO 3
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	47,3	MODO 1
CTEE-C125-P160		12,5	81,8	MODO 1
CTEE-C160-P160		16,0	117,1	MODO 2
CTEE-C190-P160		19,0	132,8	MODO 2
CTEE-C224-P160		22,4	154,0	MODO 2
CTEE-C250-P160		25,0	172,5	MODO 2
CTEE-C315-P160		31,5	184,3	MODO 3
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	54,0	MODO 1
CTEE-C125-P190		12,5	93,4	MODO 1
CTEE-C160-P190		16,0	153,1	MODO 1
CTEE-C190-P190		19,0	183,5	MODO 2
CTEE-C224-P190		22,4	204,7	MODO 2
CTEE-C250-P190		25,0	223,2	MODO 2
CTEE-C315-P190		31,5	259,9	MODO 3

### A1.3 CÁLCULO DO MOMENTO RESISTENTE DAS LIGAÇÕES

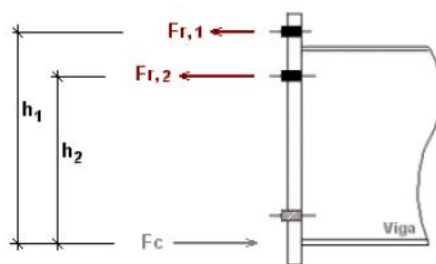


Figura A1.3 – Variáveis para o cálculo do momento resistente (MAGGI, 2000)

$$M_{Rd} = F_{T1,Rd} \cdot h_1 + F_{T2,Rd} \cdot h_2 \quad kN \cdot cm$$

Tabela A1.11 – Momento resistente para as ligações

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_{ch}$ (mm)	$h_1$ (mm)	$h_2$ (mm)	LINHA 1	LINHA 2	LIGAÇÃO
					$F_{T,Rd}$ (kN)	$F_{T,Rd}$ (kN)	$M_{Rd}$ (kN.cm)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	268,75	206,25	42,1	83,6	2854,9
CTEE-C125-P125		12,5	268,75	206,25	63,4	112,5	4025,3
CTEE-C160-P125		16,0	268,75	206,25	78,4	112,5	4428,0
CTEE-C190-P125		19,0	268,75	206,25	94,2	112,5	4851,9
CTEE-C224-P125		22,4	268,75	206,25	112,5	112,5	5343,4
CTEE-C250-P125		25,0	268,75	206,25	112,5	112,5	5343,4
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	275,75	199,25	47,3	118,1	3657,2
CTEE-C125-P160		12,5	275,75	199,25	81,8	147,0	5186,6
CTEE-C160-P160		16,0	275,75	199,25	117,1	184,3	6900,0
CTEE-C190-P160		19,0	275,75	199,25	132,8	184,3	7335,0
CTEE-C224-P160		22,4	275,75	199,25	154,0	184,3	7918,1
CTEE-C250-P160		25,0	275,75	199,25	172,5	184,3	8428,6
CTEE-C315-P160		31,5	275,75	199,25	184,3	184,3	8754,6
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	281,75	193,25	54,0	142,8	4279,2
CTEE-C125-P190		12,5	281,75	193,25	93,4	191,4	6331,1
CTEE-C160-P190		16,0	281,75	193,25	153,1	231,0	8777,6
CTEE-C190-P190		19,0	281,75	193,25	183,5	259,9	10193,7
CTEE-C224-P190		22,4	281,75	193,25	204,7	259,9	10789,5
CTEE-C250-P190		25,0	281,75	193,25	223,2	259,9	11311,1
CTEE-C315-P190		31,5	281,75	193,25	259,9	259,9	12345,3



### A2.1.1 Passo 1 (determinação do momento de projeto)

- Cálculo do momento fletor na face do pilar ( $M_{uc}$ ):

$$M_{uc} = M_{pe} + V_u L_p$$

onde

$$M_{pe} = 1,1 R_y F_y Z_x$$

$$F_y = 30 \text{ kN/cm}^2 (\cong 43,5 \text{ ksi})$$

$$R_y = 1,1 (F_y \cong 50 \text{ ksi})$$

$$Z_x = 1,12 W_x = 1,12 \cdot 415 = 464,8 \text{ cm}^3$$

$$\Rightarrow M_{pe} = 1,1 \cdot 1,1 \cdot 30 \cdot 464,8 = 16872,24 \text{ kN.cm}$$

$L_p$ :

- para ligações não-enrijecidas (4E):

$$L_p = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{d}{2} = \frac{250}{2} = 125 \text{ mm} \\ 3b_f = 3 \cdot 130 = 390 \text{ mm} \end{array} \right. \Rightarrow L_p = 125 \text{ mm}$$

$$V_u = 0,6 \cdot A_{wb} \cdot F_y = 0,6 \cdot (22,5 \cdot 0,63) \cdot 30 = 255,15 \text{ kN}$$

$$\Rightarrow M_{uc} = 16872,24 + 255,15 \cdot 12,5 = 20061,62 \text{ kN.cm}$$

(momento na face do pilar).

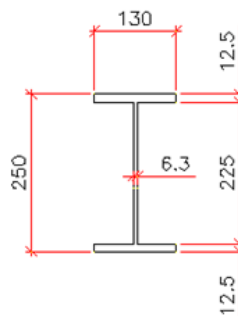
### A2.1.2 Passo 2 (determinação da configuração da ligação)

- Viga VS 250x37:

$$d_b = 250 \text{ mm}$$

$$t_{wb} = 6,3 \text{ mm}$$

$$b_{fb} = 130 \text{ mm}$$



$$t_{fb} = 12,5 \text{ mm}$$

$$k_b = 17,5 \text{ mm}$$

*g*:

$$a) g = 105 \text{ mm (parafusos } d_b = 12,5 \text{ mm)}$$

$$b) g = 95 \text{ mm (parafusos } d_b = 16,0 \text{ mm)}$$

$$c) g = 85 \text{ mm (parafusos } d_b = 19,0 \text{ mm)}$$

$$W_{xb} = 415 \text{ cm}^3$$

$$Z_{xb} \cong 1,12 \cdot W_{xb} = 464,8 \text{ cm}^3$$

$$F_{yb} = 30 \text{ kN/cm}^2$$

$$F_{ub} = 60,76 \text{ kN/cm}^2$$

- Pilar CVS 300x70:

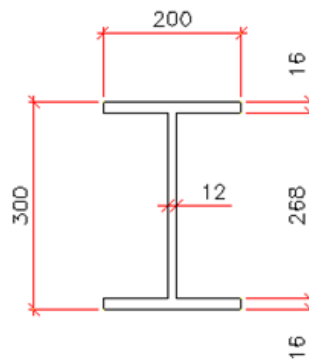
$$d_c = 300 \text{ mm}$$

$$t_{wc} = 12 \text{ mm}$$

$$b_{fc} = 200 \text{ mm}$$

$$t_{fc} = 16 \text{ mm}$$

$$k_c = 22,0 \text{ mm}$$



*g*:

$$a) g = 105 \text{ mm (parafusos } d_b = 12,5 \text{ mm)}$$

$$b) g = 95 \text{ mm (parafusos } d_b = 16,0 \text{ mm)}$$

$$c) g = 85 \text{ mm (parafusos } d_b = 19,0 \text{ mm)}$$

$$W_{xb} = 963 \text{ cm}^3$$

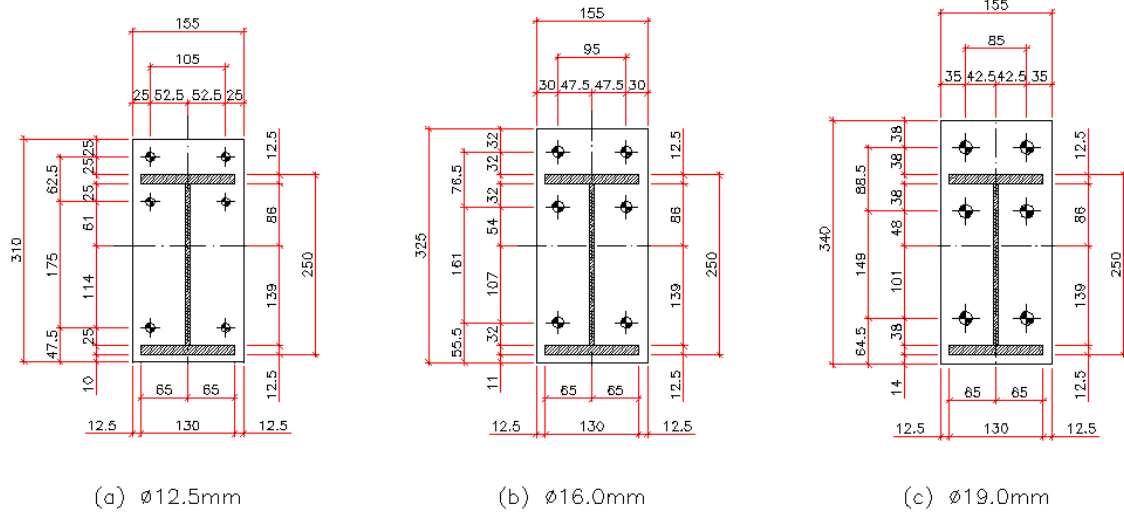
$$Z_{xb} \cong 1,12 \cdot W_{xb} = 1078,6 \text{ cm}^3$$

$$F_{yb} = 30 \text{ kN/cm}^2$$

$$F_{ub} = 60,76 \text{ kN/cm}^2$$



- Chapas de topo:



$$b_p = 155 \text{ mm}$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$g = 105 \text{ mm}$$

$$p_{fi} = 25 \text{ mm}$$

$$p_{fo} = 25 \text{ mm}$$

$$d_e = 25 \text{ mm}$$

$$h_0 = d_b + p_{fo} - \frac{t_{fb}}{2} = 250 + 25 - \frac{12,5}{2} = 268,75 \text{ mm}$$

$$h_1 = d_b - t_{fb} - p_{fi} - \frac{t_{fb}}{2} = 250 - 12,5 - 25 - \frac{12,5}{2} = 206,25 \text{ mm}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$g = 95 \text{ mm}$$

$$p_{fi} = 32 \text{ mm}$$

$$p_{fo} = 32 \text{ mm}$$

$$d_e = 32 \text{ mm}$$

$$h_0 = d_b + p_{fo} - \frac{t_{fb}}{2} = 250 + 32 - \frac{12,5}{2} = 275,75 \text{ mm}$$

$$h_1 = d_b - t_{fb} - p_{fi} - \frac{t_{fb}}{2} = 250 - 12,5 - 32 - \frac{12,5}{2} = 199,25 \text{ mm}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$g = 85 \text{ mm}$$

$$p_{fi} = 38 \text{ mm}$$

$$p_{fo} = 38 \text{ mm}$$

$$d_e = 38 \text{ mm}$$

$$h_0 = d_b + p_{fo} - \frac{t_{fb}}{2} = 250 + 38 - \frac{12,5}{2} = 281,75 \text{ mm}$$

$$h_1 = d_b - t_{fb} - p_{fi} - \frac{t_{fb}}{2} = 250 - 12,5 - 38 - \frac{12,5}{2} = 193,25 \text{ mm}$$

$$F_{yp} = 30 \text{ kN/cm}^2 (\cong 43,5 \text{ ksi})$$

$$F_{up} = 60,76 \text{ kN/cm}^2 (\cong 88,1 \text{ ksi})$$

$$F_t = 82,5 \text{ kN/cm}^2 (\cong 120 \text{ ksi})$$

### A2.1.3 Passo 3 (verificação do diâmetro necessário dos parafusos)

- para ligações com quatro parafusos (4E):

$$d_{b \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{2M_{uc}}{\pi \phi F_t (h_0 + h_1)}}$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$d_{b \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{2.20061,62}{\pi \cdot 0,75 \cdot 82,5 (26,875 + 20,625)}} = 2,08 \text{ cm} > 1,25 \text{ cm não ok!}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$d_{b \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{2.20061,62}{\pi \cdot 0,75 \cdot 82,5 (27,575 + 19,925)}} = 2,08 \text{ cm} > 1,60 \text{ cm não ok!}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$d_{b \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{2.20061,62}{\pi \cdot 0,75 \cdot 82,5 (28,175 + 19,325)}} = 2,08 \text{ cm} > 1,90 \text{ cm não ok!}$$

**A2.1.4 Passo 4 (cálculo do momento nos parafusos sem efeito alavanca)**

- para ligações com quatro parafusos (4E):

$$P_t = F_t A_b = F_t \left( \frac{\pi d_b^2}{4} \right)$$

$$M_{np} = 2P_t(h_0 + h_1)$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$P_t = 82,5 \cdot \left( \frac{\pi \cdot 1,25^2}{4} \right) = 101,24 \text{ kN}$$

$$M_{np} = 2 \cdot 101,24 \cdot (26,875 + 20,625) = 9618,06 \text{ kN.cm}$$

$$\phi M_{np} = 0,75 \cdot 9618,06 = 7213,54 \text{ kN.cm} < M_{uc} = 20061,62 \text{ kN.cm} \text{ não ok!}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$P_t = 82,5 \cdot \left( \frac{\pi \cdot 1,6^2}{4} \right) = 165,88 \text{ kN}$$

$$M_{np} = 2 \cdot 165,88 \cdot (27,575 + 19,925) = 15758,23 \text{ kN.cm}$$

$$\phi M_{np} = 0,75 \cdot 15758,23 = 11818,67 \text{ kN.cm} < M_{uc} = 20061,62 \text{ kN.cm} \text{ não ok!}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$P_t = 82,5 \cdot \left( \frac{\pi \cdot 1,9^2}{4} \right) = 233,91 \text{ kN}$$

$$M_{np} = 2 \cdot 233,91 \cdot (28,175 + 19,325) = 22221,45 \text{ kN.cm}$$

$$\phi M_{np} = 0,75 \cdot 22221,45 = 16666,09 \text{ kN.cm} < M_{uc} = 20061,62 \text{ kN.cm} \text{ não ok!}$$

**A2.1.5 Passo 5 (determinação da espessura necessária da chapa de topo)**

- PARÂMETRO DO MECANISMO DE PLASTIFICAÇÃO DA CHAPA DE TOPO

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{b_p \cdot g}$$

$$Y_p = \frac{b_p}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{p_{fi}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left( \frac{1}{p_{fo}} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_{fi} + s)]$$

$$t_{p \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11\phi M_{np}}{\phi_b F_{yp} Y_p}}$$

$$\phi = 0,75$$

$$\phi_b = 0,90$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{15,5 \cdot 10,5} = 6,38 \text{ cm} > p_{fi} = 2,50 \text{ cm}$$

$$Y_p = \frac{15,5}{2} \left[ 20,625 \left( \frac{1}{2,5} + \frac{1}{6,38} \right) + 26,875 \left( \frac{1}{2,5} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{10,5} [20,625(2,5 + 6,38)]$$

$$\Rightarrow Y_p = 203,31 \text{ cm}$$

$$t_{p \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 9618,06}{(0,90) \cdot 30 \cdot 203,31}} = 1,20 \text{ cm}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{15,5 \cdot 9,5} = 6,07 \text{ cm} > p_{fi} = 3,20 \text{ cm}$$

$$Y_p = \frac{15,5}{2} \left[ 19,925 \left( \frac{1}{3,2} + \frac{1}{6,07} \right) + 27,575 \left( \frac{1}{3,2} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{9,5} [19,925(3,2 + 6,07)]$$

$$\Rightarrow Y_p = 175,49 \text{ cm}$$

$$t_{p \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 15758,23}{(0,90) \cdot 30 \cdot 175,49}} = 1,66 \text{ cm}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{15,5 \cdot 8,5} = 5,74 \text{ cm} > p_{fi} = 3,80 \text{ cm}$$

$$Y_p = \frac{15,5}{2} \left[ 19,325 \left( \frac{1}{3,8} + \frac{1}{5,74} \right) + 28,175 \left( \frac{1}{3,8} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{8,5} [19,325(3,8 + 5,74)]$$

$$\Rightarrow Y_p = 162,47 \text{ cm}$$

$$t_{p \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 22221,45}{(0,90) \cdot 30 \cdot 162,47}} = 2,04 \text{ cm}$$

**A2.1.6 Passo 6 (espessuras adotadas para a chapa de topo)**

$$t_p = 9,5 \text{ mm}$$

$$t_p = 12,5 \text{ mm}$$

$$t_p = 16,0 \text{ mm}$$

$$t_p = 19,0 \text{ mm}$$

$$t_p = 22,4 \text{ mm}$$

$$t_p = 25,0 \text{ mm}$$

$$t_p = 31,5 \text{ mm}$$

**A2.1.7 Passo 7 (cálculo da força atuante majorada na mesa da viga)**

$$F_{fu} = \frac{M_{uc}}{(d_b - t_{fb})} = \frac{20061,62}{(25,0 - 1,25)} = 844,70 \text{ kN}$$

**A2.1.8 Passo 8 (verificação da resistência ao cisalhamento, no escoamento, da região estendida da chapa de topo)**

$$\phi R_n = \phi 0,6 F_{yp} b_p t_p = (0,90) \cdot 0,6 \cdot 30 \cdot 15,5 \cdot t_p = 251,1 \cdot t_p \text{ kN}$$

$$F_{fu}/2 < \phi R_n \Rightarrow 251,1 \cdot t_p > \frac{844,70}{2}$$

$$\therefore t_p > 1,68 \text{ cm}$$

Tabela A2.1 – Resistência ao cisalhamento, no escoamento, para as chapas de topo

$t_p$ (mm)	$\phi R_n$ (kN)	$F_{fu}/2$ (kN)
9,5	238,5	422,35
12,5	313,9	
16,0	401,8	
19,0	477,1	
22,4	562,5	
25,0	627,8	
31,5	791,0	

### A2.1.9 Passo 9 (verificação da resistência ao cisalhamento, na ruptura, da região estendida da chapa de topo)

$$A_n = \left[ b_p - 2 \left( d_b + \frac{1}{8} \right) \right] \cdot t_p = \left[ 15,5 - 2 \left( d_b + \frac{1}{8} \cdot 2,54 \right) \right] \cdot t_p$$

$$\phi R_n = \phi 0,6 F_{uf} A_n = (0,75) \cdot 0,6 \cdot 60,76 \cdot \left[ 15,5 - 2 \left( d_b + \frac{1}{8} \cdot 2,54 \right) \right] \cdot t_p$$

$$\phi R_n > F_{fu}/2 \Rightarrow [423,8 - 54,68(d_b + 0,3175)] \cdot t_p > \frac{844,70}{2}$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$t_p > 1,25 \text{ cm}$$

Tabela A2.2 – Resistência ao cisalhamento, na ruptura, para as chapas de topo, para os modelos com parafusos de diâmetro 12,5mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_p$ (mm)	$\phi R_n$ (kN)	$F_{fu}/2$ (kN)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	321,2	422,35
CTEE-C125-P125		12,5	422,6	
CTEE-C160-P125		16,0	540,9	
CTEE-C190-P125		19,0	642,4	
CTEE-C224-P125		22,4	757,3	
CTEE-C250-P125		25,0	845,2	

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$t_p > 1,32 \text{ cm}$$

Tabela A2.3 – Resistência ao cisalhamento, na ruptura, para as chapas de topo, para os modelos com parafusos de diâmetro 16,0mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_p$ (mm)	$\phi R_n$ (kN)	$F_{fu}/2$ (kN)
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	303,0	422,35
CTEE-C125-P160		12,5	398,7	
CTEE-C160-P160		16,0	510,3	
CTEE-C190-P160		19,0	606,0	
CTEE-C224-P160		22,4	714,4	
CTEE-C250-P160		25,0	797,4	
CTEE-C315-P160		31,5	1004,7	

c) parafusos  $d_b = 19,0$  mm

$t_p > 1,40$  cm

Tabela A2.4 – Resistência ao cisalhamento, na ruptura, para as chapas de topo, para os modelos com parafusos de diâmetro 19,0mm

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_p$ (mm)	$\phi R_n$ (kN)	$F_{fu}/2$ (kN)
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	287,4	422,35
CTEE-C125-P190		12,5	378,2	
CTEE-C160-P190		16,0	484,1	
CTEE-C190-P190		19,0	574,8	
CTEE-C224-P190		22,4	677,7	
CTEE-C250-P190		25,0	756,3	
CTEE-C315-P190		31,5	953,0	

#### A2.1.10 Passo 10 (verificação do enrijecedor da chapa de topo)

Como as ligações analisadas se classificam no grupo 4E, não há enrijecedor da chapa de topo, e portanto, não se verifica o passo 10.

### A2.1.11 Passo 11 (verificação da resistência última ao cisalhamento dos parafusos comprimidos)

$$\phi R_n = \phi(n_b)F_v A_b = (0,75) \cdot 2.63,5 \cdot \left( \frac{\pi \cdot d_b^2}{4} \right) = 74,809 \cdot d_b^2$$

$$\phi R_n > V_u = 255,15 \text{ kN}$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$\phi R_n = 116,9 \text{ kN} < V_u = 255,15 \text{ kN} \quad \text{n\~{a}o ok!}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$\phi R_n = 191,5 \text{ kN} < V_u = 255,15 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$\phi R_n = 270,1 \text{ kN} > V_u = 255,15 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

### A2.1.12 Passo 12 (verificação da pressão de contato, quanto ao esmagamento e ao rasgamento, na chapa de topo e na mesa do pilar)

#### A2.1.12.1 Chapa de topo

$$V_u = 255,15 \text{ kN}$$

$$\phi R_n = (n_i)\phi R_n + (n_o)\phi R_n$$

$$n_i = 2$$

$$n_o = 0$$

$$\phi = 0,75$$



*Esmagamento:*  $R_n = 2,4d_b t_p F_u$

a) *parafusos*  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$R_n = 2,4 \cdot 1,25 \cdot t_p \cdot 60,76 = 182,28 \cdot t_p$$

b) *parafusos*  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$R_n = 2,4 \cdot 1,60 \cdot t_p \cdot 60,76 = 233,32 \cdot t_p$$

c) *parafusos*  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$R_n = 2,4 \cdot 1,90 \cdot t_p \cdot 60,76 = 277,07 \cdot t_p$$

*Rasgamento:*  $R_n = 1,2L_c t_p F_u$

$$L_c = p_{fi} + t_{fb} + p_{fo} - \left( d_b + \frac{1}{16} \cdot 2,54 \right)$$

a) *parafusos*  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$L_c = 2,50 + 1,25 + 2,50 - \left( 1,25 + \frac{1}{16} \cdot 2,54 \right) = 4,84 \text{ cm}$$

$$R_n = 1,2 \cdot 4,84 \cdot 60,76 \cdot t_p = 352,89 \cdot t_p$$

b) *parafusos*  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$L_c = 3,20 + 1,25 + 3,20 - \left( 1,60 + \frac{1}{16} \cdot 2,54 \right) = 5,89 \text{ cm}$$

$$R_n = 1,2 \cdot 5,89 \cdot 60,76 \cdot t_p = 429,45 \cdot t_p$$

c) *parafusos*  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$L_c = 3,80 + 1,25 + 3,80 - \left( 1,90 + \frac{1}{16} \cdot 2,54 \right) = 6,79 \text{ cm}$$

$$R_n = 1,2 \cdot 6,79 \cdot 60,76 \cdot t_p = 495,07 \cdot t_p$$

Tabela A2.5 – Resistência ao esmagamento e ao rasgamento, para as chapas de topo

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_p$ (mm)	$L_c$ (kN)	Esmagamento	Rasgamento
				$R_n$ (kN)	$R_n$ (kN)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	4,8	173,2	335,3
CTEE-C125-P125		12,5		227,9	441,2
CTEE-C160-P125		16,0		291,6	564,8
CTEE-C190-P125		19,0		346,3	670,7
CTEE-C224-P125		22,4		408,3	790,7
CTEE-C250-P125		25,0		455,7	882,5
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	5,9	221,7	408,1
CTEE-C125-P160		12,5		291,6	536,9
CTEE-C160-P160		16,0		373,3	687,3
CTEE-C190-P160		19,0		443,3	816,1
CTEE-C224-P160		22,4		522,6	962,2
CTEE-C250-P160		25,0		583,3	1073,9
CTEE-C315-P160		31,5		735,0	1353,1
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	6,8	263,2	470,4
CTEE-C125-P190		12,5		346,3	619,0
CTEE-C160-P190		16,0		443,3	792,3
CTEE-C190-P190		19,0		526,4	940,8
CTEE-C224-P190		22,4		620,6	1109,2
CTEE-C250-P190		25,0		692,7	1237,9
CTEE-C315-P190		31,5		872,8	1559,8

Conforme observado na tabela acima, o esmagamento na chapa de topo comanda o dimensionamento. Portanto:

$$\phi R_n = (n_i)\phi R_n + (n_o)\phi R_n = 2,0,75 \cdot (2,4d_b t_p \cdot 60,76) = 218,74 \cdot d_b \cdot t_p$$

Tabela A2.6 – Verificação da pressão de contato, para as chapas de topo

MODELO	$d_b$ (mm)	$t_p$ (mm)	$\phi R_n$ (kN)	$V_u$ (kN)
CTEE-C095-P125	12,5	9,5	259,7	255,15
CTEE-C125-P125		12,5	341,8	
CTEE-C160-P125		16,0	437,5	
CTEE-C190-P125		19,0	519,5	
CTEE-C224-P125		22,4	612,5	
CTEE-C250-P125		25,0	683,6	
CTEE-C095-P160	16,0	9,5	332,5	255,15
CTEE-C125-P160		12,5	437,5	
CTEE-C160-P160		16,0	560,0	
CTEE-C190-P160		19,0	665,0	
CTEE-C224-P160		22,4	783,9	
CTEE-C250-P160		25,0	874,9	
CTEE-C315-P160		31,5	1102,4	
CTEE-C095-P190	19,0	9,5	394,8	255,15
CTEE-C125-P190		12,5	519,5	
CTEE-C160-P190		16,0	665,0	
CTEE-C190-P190		19,0	789,6	
CTEE-C224-P190		22,4	930,9	
CTEE-C250-P190		25,0	1039,0	
CTEE-C315-P190		31,5	1309,1	

### A2.1.12.2 Mesa do pilar

Novamente, o esmagamento comanda o dimensionamento da mesa do pilar.

Portanto:

$$t_{fc} = 1,6 \text{ cm}$$

$$\phi R_n = (n_i)\phi R_n + (n_o)\phi R_n = 2,0,75 \cdot (2,4d_b t_{fc} \cdot 60,76) = 349,98 \cdot d_b$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$\phi R_n = 437,47 \text{ kN} > V_u = 255,15 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$\phi R_n = 559,96 \text{ kN} > V_u = 255,15 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$\phi R_n = 664,96 \text{ kN} > V_u = 255,15 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

### A2.1.13 Passo 13 (dimensionamento das soldas)

Para as soldas, o AISC recomenda seguir o procedimento apresentado na figura 2.10 do *AISC Design Guide 4*, apresentado na sequência:

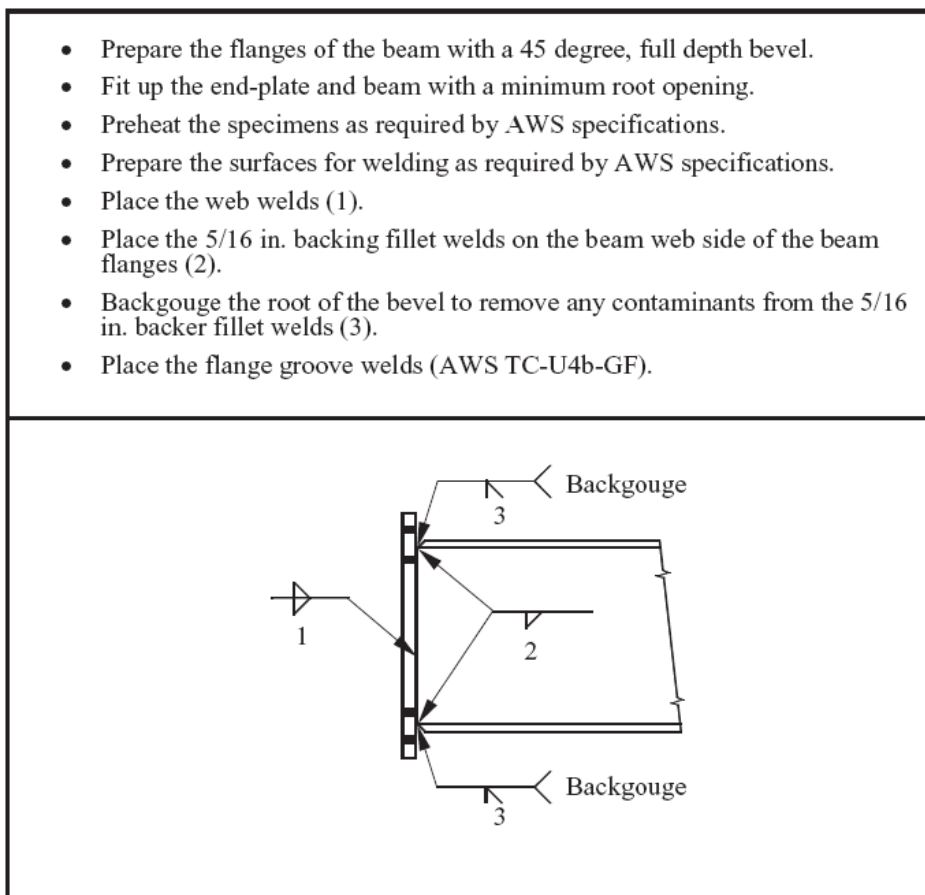


Figura A2.2 – Procedimento para soldas (*AISC Design Guide 4*, 2003)

a) soldas entre a mesa da viga e a chapa de topo

**Menor filete de solda de dimensão 5/16".**

$$\phi R_n = 0,6F_y A_{fb} > F_{fu}$$

$$\phi R_n = 0,6 \cdot 30 \cdot (13 \cdot 1,25) = 292,5 \text{ kN} < F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$$\text{Será usado } \phi R_n = F_{fu} = 844,70 \text{ kN} = 189,9 \text{ kips}$$

**Comprimento efetivo da solda, em ambos os lados da mesa da viga:**

$$L_{wf} = b_f + (b_f - t_w) = 13 + (13 - 0,63) = 25,37 \text{ cm} = 9,99''$$

$$D = \frac{844,70}{1,5 \cdot 15,35 \cdot 25,37} = 1,446 \text{ cm} \cong \frac{4,55''}{8}$$

Adota – se filete de solda de 5/8"

b) soldas entre a alma da viga e a chapa de topo

**Menor filete de solda de dimensão 5/16".**

$$D = \frac{0,6F_y t_{wb}}{2 \cdot 15,35} = \frac{0,6 \cdot 30 \cdot 0,63}{2 \cdot 15,35} = 0,369 \text{ cm} \cong \frac{2,33''}{16}$$

**Comprimento efetivo da solda, em ambos os lados da alma da viga:**

$$L_{wf} = d_b/2 - t_{fb} = 25/2 - 1,25 = 11,25 \text{ cm}$$

$$D = \frac{255,15}{2 \cdot 15,35 \cdot 11,25} = 0,74 \text{ cm} = \frac{4,65''}{16}$$

Adota – se filete de solda de 5/16"

**A2.1.14 Passo 14 (verificação da resistência à flexão da mesa do pilar)**

- PARÂMETRO DO MECANISMO DE PLASTIFICAÇÃO DA CHAPA DE TOPO

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{b_{fc} \cdot g}$$

$$c = p_{fo} + t_{fb} + p_{fi}$$

$$Y_c = \frac{b_{fc}}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{s} \right) + h_0 \left( \frac{1}{s} \right) \right] + \frac{2}{g} \left[ h_1 \left( s + \frac{3c}{4} \right) + h_0 \left( s + \frac{c}{4} \right) + \frac{c^2}{2} \right] + \frac{g}{2}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \phi M_{np}}{\phi_b F_{yc} Y_c}}$$

$$\phi = 0,75$$

$$\phi_b = 0,90$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$ 

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{20 \cdot 10,5} = 7,246 \text{ cm}$$

$$c = 2,5 + 1,25 + 2,5 = 6,25 \text{ cm}$$

$$Y_c = \frac{20}{2} \left[ 20,625 \cdot \left( \frac{1}{7,246} \right) + 26,875 \cdot \left( \frac{1}{7,246} \right) \right] + \frac{2}{10,5} \left[ 20,625 \left( 7,246 + \frac{3 \cdot 6,25}{4} \right) + 26,875 \left( 7,246 + \frac{6,25}{4} \right) + \frac{6,25^2}{2} \right] + \frac{10,5}{2}$$

$$\Rightarrow Y_c = 166,50 \text{ cm}$$

$$M_{np} = 9618,06 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 9618,06}{(0,90) \cdot 30 \cdot 166,50}} = 1,33 \text{ cm} < t_{fc} = 1,60 \text{ cm}$$

∴ o pilar não precisa de enrijecedores!

Adotando enrijecedores com a mesma espessura da mesa da viga (1,25 cm)

$$t_s = 1,25 \text{ cm}$$

$$p_{so} = p_{si} = \frac{c - t_s}{2} = \frac{6,25 - 1,25}{2} = 2,5 \text{ cm}$$

$$Y_c = \frac{b_{fc}}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{p_{si}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left( \frac{1}{p_{so}} + \frac{1}{s} \right) \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_{si} + s) + h_0(p_{so} + s)]$$

$$Y_c = \frac{20}{2} \left[ 20,625 \cdot \left( \frac{1}{2,5} + \frac{1}{7,246} \right) + 26,875 \cdot \left( \frac{1}{2,5} + \frac{1}{7,246} \right) \right]$$

$$+ \frac{2}{9,5} [20,625 \cdot (2,5 + 7,246) + 26,875 \cdot (2,5 + 7,246)]$$

$$\Rightarrow Y_c = 343,73 \text{ cm}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 9618,06}{(0,90) \cdot 30.343,73}} = 0,93 \text{ cm} < t_{fc} = 1,60 \text{ cm} \text{ ok!}$$

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{20 \cdot 9,5} = 6,892 \text{ cm}$$

$$c = 3,2 + 1,25 + 3,2 = 7,65 \text{ cm}$$

$$Y_c = \frac{20}{2} \left[ 19,925 \cdot \left( \frac{1}{6,892} \right) + 27,575 \cdot \left( \frac{1}{6,892} \right) \right]$$

$$+ \frac{2}{9,5} \left[ 19,925 \left( 6,892 + \frac{3 \cdot 7,65}{4} \right) + 27,575 \left( 6,892 + \frac{7,65}{4} \right) + \frac{7,65^2}{2} \right] + \frac{9,5}{2}$$

$$\Rightarrow Y_c = 183,92 \text{ cm}$$

$$M_{np} = 15758,23 \text{ kN.cm}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 15758,23}{(0,90) \cdot 30.183,92}} = 1,63 \text{ cm} > t_{fc} = 1,60 \text{ cm}$$

∴ o pilar precisa de enrijecedores!

Adotando enrijecedores com a mesma espessura da mesa da viga (1,25 cm)

$$t_s = 1,25 \text{ cm}$$

$$p_{so} = p_{si} = \frac{c - t_s}{2} = \frac{7,65 - 1,25}{2} = 3,2 \text{ cm}$$

$$Y_c = \frac{b_{fc}}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{p_{si}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left( \frac{1}{p_{so}} + \frac{1}{s} \right) \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_{si} + s) + h_0(p_{si} + s)]$$

$$Y_c = \frac{20}{2} \left[ 19,925 \cdot \left( \frac{1}{3,2} + \frac{1}{6,892} \right) + 27,575 \cdot \left( \frac{1}{3,2} + \frac{1}{6,892} \right) \right]$$

$$+ \frac{2}{9,5} [19,925 \cdot (3,2 + 6,892) + 27,575 \cdot (3,2 + 6,892)]$$

$$\Rightarrow Y_c = 318,28 \text{ cm}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 15758,23}{(0,90) \cdot 30 \cdot 318,28}} = 1,24 \text{ cm} < t_{fc} = 1,60 \text{ cm} \text{ ok!}$$

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$s = \frac{1}{2} \sqrt{20 \cdot 8,5} = 6,519 \text{ cm}$$

$$c = 3,8 + 1,25 + 3,8 = 8,85 \text{ cm}$$

$$Y_c = \frac{20}{2} \left[ 19,325 \cdot \left( \frac{1}{6,519} \right) + 28,175 \cdot \left( \frac{1}{6,519} \right) \right]$$

$$+ \frac{2}{9,5} \left[ 19,625 \left( 6,519 + \frac{3,8,85}{4} \right) + 28,175 \left( 6,519 + \frac{8,85}{4} \right) + \frac{8,85^2}{2} \right] + \frac{8,5}{2}$$

$$\Rightarrow Y_c = 204,04 \text{ cm}$$

$$M_{np} = 22221,45 \text{ kN.cm}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 22221,45}{(0,90) \cdot 30 \cdot 204,04}} = 1,83 \text{ cm} > t_{fc} = 1,60 \text{ cm}$$

∴ o pilar precisa de enrijecedores!

Adotando enrijecedores com a mesma espessura da mesa da viga (1,25 cm)

$$t_s = 1,25 \text{ cm}$$

$$p_{so} = p_{si} = \frac{c - t_s}{2} = \frac{8,85 - 1,25}{2} = 3,8 \text{ cm}$$



$$Y_c = \frac{b_{fc}}{2} \left[ h_1 \left( \frac{1}{p_{si}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left( \frac{1}{p_{so}} + \frac{1}{s} \right) \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_{si} + s) + h_0(p_{si} + s)]$$

$$Y_c = \frac{20}{2} \left[ 19,625 \cdot \left( \frac{1}{3,8} + \frac{1}{6,519} \right) + 28,175 \cdot \left( \frac{1}{3,8} + \frac{1}{6,519} \right) \right]$$

$$+ \frac{2}{8,5} [19,625 \cdot (3,8 + 6,519) + 28,175 \cdot (3,8 + 6,519)]$$

$$\Rightarrow Y_c = 313,19 \text{ cm}$$

$$t_{fc \text{ Req'd}} = \sqrt{\frac{1,11 \cdot (0,75) \cdot 22221,45}{(0,90) \cdot 30 \cdot 313,19}} = 1,48 \text{ cm} < t_{fc} = 1,60 \text{ cm} \text{ ok!}$$

**A2.1.15 Passo 15 (verificação da resistência à flexão da mesa do pilar não enrijecida, para determinar a resistência necessária no enrijecedor)**

$$\phi M_{cf} = \phi_b F_{yc} Y_c t_{fc}^2 = 0,90 \cdot 30 \cdot Y_c \cdot 1,6^2 = 69,1 \cdot Y_c$$

$$\phi R_n = \frac{\phi M_{cf}}{(d - t_{fb})} > F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

a) parafusos  $d_b = 12,5 \text{ mm}$

$$Y_c = 166,50 \text{ cm}$$

$$\phi M_{cf} = 69,1 \cdot 166,5 = 11508,48 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

$$\phi R_n = \frac{11508,48}{(25,0 - 1,25)} = 484,56 \text{ kN} < F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$\therefore$  Enrijecedores de pilar são necessários!

b) parafusos  $d_b = 16,0 \text{ mm}$

$$Y_c = 183,92 \text{ cm}$$

$$\phi M_{cf} = 69,1 \cdot 183,92 = 12712,55 \text{ kN} \cdot \text{cm}$$

$$\phi R_n = \frac{12712,55}{(25,0 - 1,25)} = 535,27 \text{ kN} < F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$\therefore$  Enrijecedores de pilar são necessários!

c) parafusos  $d_b = 19,0 \text{ mm}$

$$Y_c = 204,04 \text{ cm}$$

$$\phi M_{cf} = 69,1 \cdot 204,04 = 14103,24 \text{ kN.cm}$$

$$\phi R_n = \frac{14103,24}{(25,0 - 1,25)} = 593,82 \text{ kN} < F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$\therefore$  Enrijecedores de pilar são necessários!

### A2.1.16 Passo 16 (verificação da resistência ao escoamento local da alma)

$$C_t = 1,0 \text{ (não é pilar de topo)}$$

$$\phi = 1,0$$

$$N = t_{fb} + 0,707 \cdot t_w = 1,25 + 0,707 \cdot 5 = 4,785 \text{ cm}$$

$$\phi R_n = \phi C_t (6k_c + N + 2t_p) F_{yc} t_{wc} > F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$$\phi R_n = (1,0) \cdot 1,0 \cdot (6 \cdot 2,2 + 4,785 + 2t_p) \cdot 30 \cdot 1,2 = 647,5 + 72 \cdot t_p > F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$$\Rightarrow t_p > 2,74 \text{ cm}$$

$\therefore$  Para  $t_p < 2,74 \text{ cm}$ , enrijecedores de pilar são necessários!

Tabela A2.7 – Resistência ao escoamento local da alma do pilar

$t_p$ (mm)	$\phi R_n$ (kN)	$F_{fu}$ (kN)
9,5	715,9	844,70
12,5	737,5	
16,0	762,7	
19,0	784,3	
22,4	808,8	
25,0	827,5	
31,5	874,3	

### A2.1.17 Passo 17 (verificação da resistência à flambagem da alma do pilar não-enrijecido na região da mesa comprimida da viga)

$$\phi = 0,9$$

$$h = 30 - 2.1,6 = 26,8 \text{ mm}$$

$$\phi R_n = \frac{\phi 24 t_{wc}^3 \sqrt{E F_{yc}}}{h} > F_{fu} = 844,70 \text{ kN}$$

$$\phi R_n = \frac{(0,9) \cdot 24 \cdot 1,2^3 \cdot \sqrt{20500 \cdot 30}}{26,8} = 1092,2 \text{ kN} > F_{fu} = 844,70 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

∴ Enrijecedores de pilar não são necessários!

### A.1.18 Passo 18 (verificação da resistência ao enrugamento da alma do pilar não-enrijecido na região da mesa comprimida da viga)

$$\phi = 0,75$$

$$\phi R_n = \phi 0,80 t_{wc}^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{N}{d_c} \right) \left( \frac{t_{wc}}{t_{fc}} \right)^{1,5} \right] \sqrt{\frac{E F_{yc} t_{fc}}{t_{wc}}}$$

$$\phi R_n = (0,75) \cdot 0,80 \cdot 1,2^2 \left[ 1 + 3 \left( \frac{4,785}{30} \right) \left( \frac{1,2}{1,6} \right)^{1,5} \right] \sqrt{\frac{20500 \cdot 30 \cdot 1,6}{1,2}} = 1025,5 \text{ kN}$$

$$\phi R_n = 1025,5 \text{ kN} > F_{fu} = 844,70 \text{ kN} \quad \text{ok!}$$

∴ Enrijecedores de pilar não são necessários!

### A2.1.19 Passo 19 (determinação da resistência necessária para os enrijecedores)

$$F_{su} = F_{fu} - \min \phi R_n$$

$$F_{su} = 844,70 - \min \begin{cases} 484,56 \text{ kN} \\ 715,9 \text{ kN} \\ 1092,2 \text{ kN} \\ 1025,5 \text{ kN} \end{cases}$$

$$F_{su} = 844,70 - 484,56 = 360,14 \text{ kN}$$

# ANEXO III

## RESULTADOS COMPLEMENTARES

### A3.1 Deslocamento chapa de topo/mesa do pilar

#### A3.1.1 Modelo CTEE-C125-P125

Tabela A3.1 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C125-P125

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C125-P125	12,5	20	27,6	41,7	4167,2	13944,0
		40	47,8	72,4	7237,0	
		60	56,7	85,7	8569,7	
		80	61,0	92,3	9233,3	
		100	61,4	92,9	9287,1	

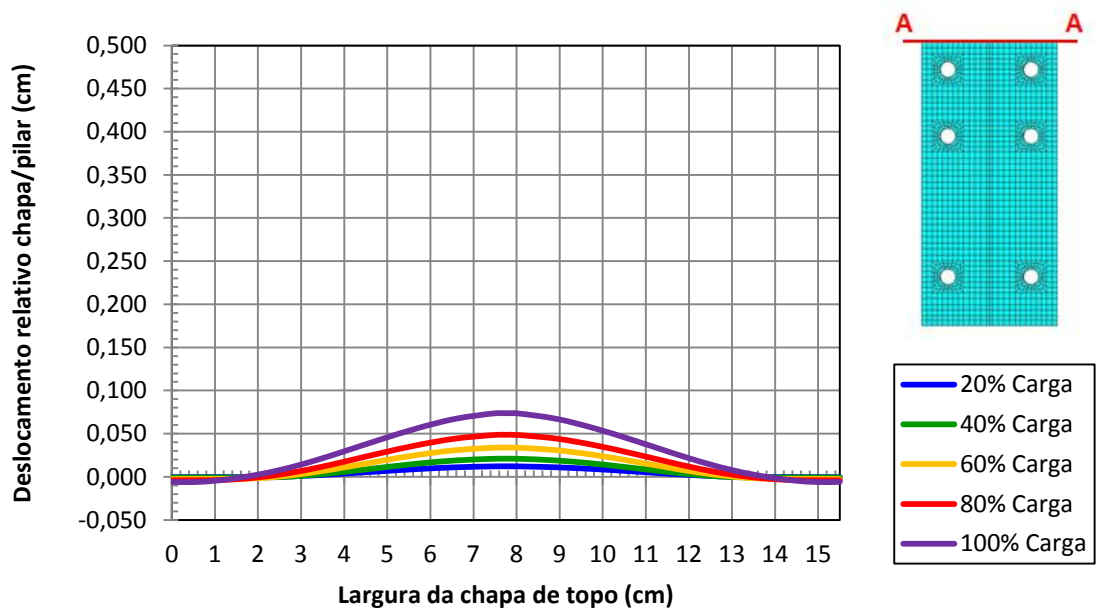


Figura A3.1 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C125-P125

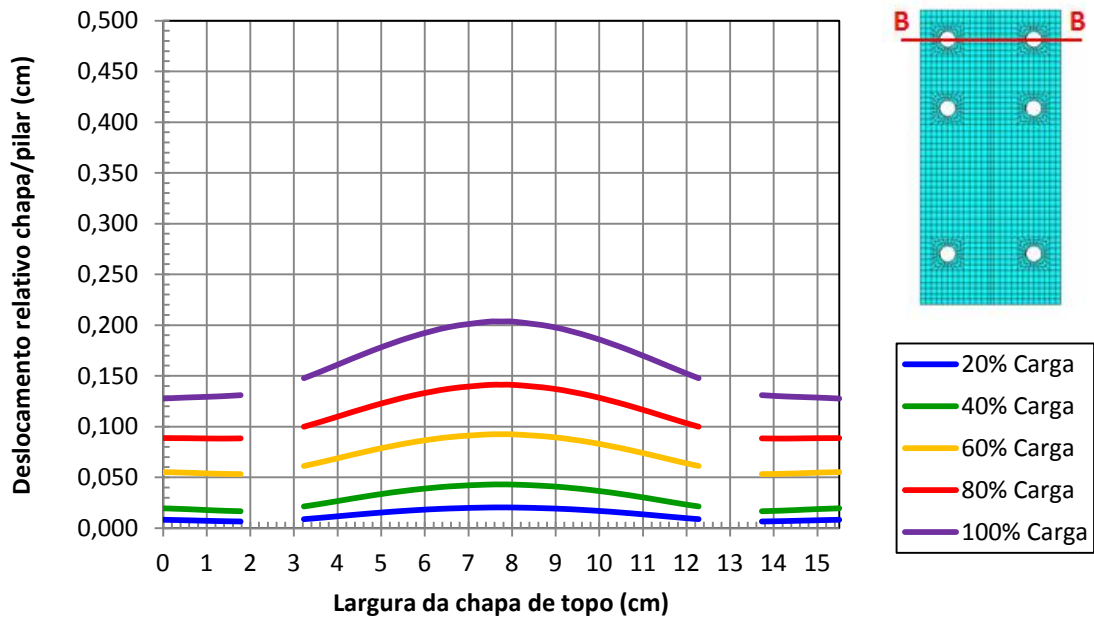


Figura A3.2 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB

Modelo CTEE-C125-P125

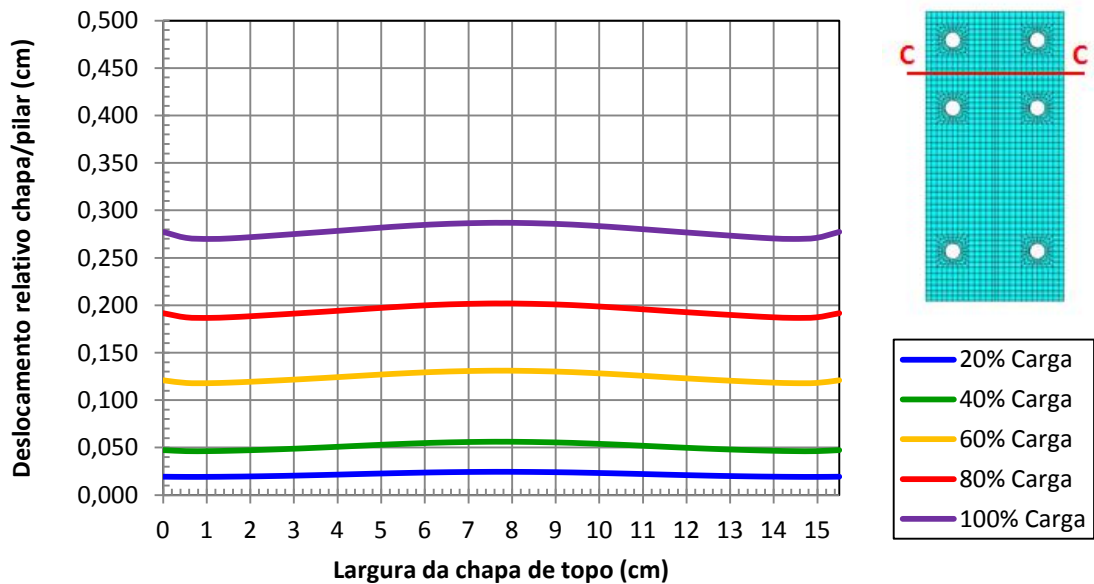


Figura A3.3 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC

Modelo CTEE-C125-P125

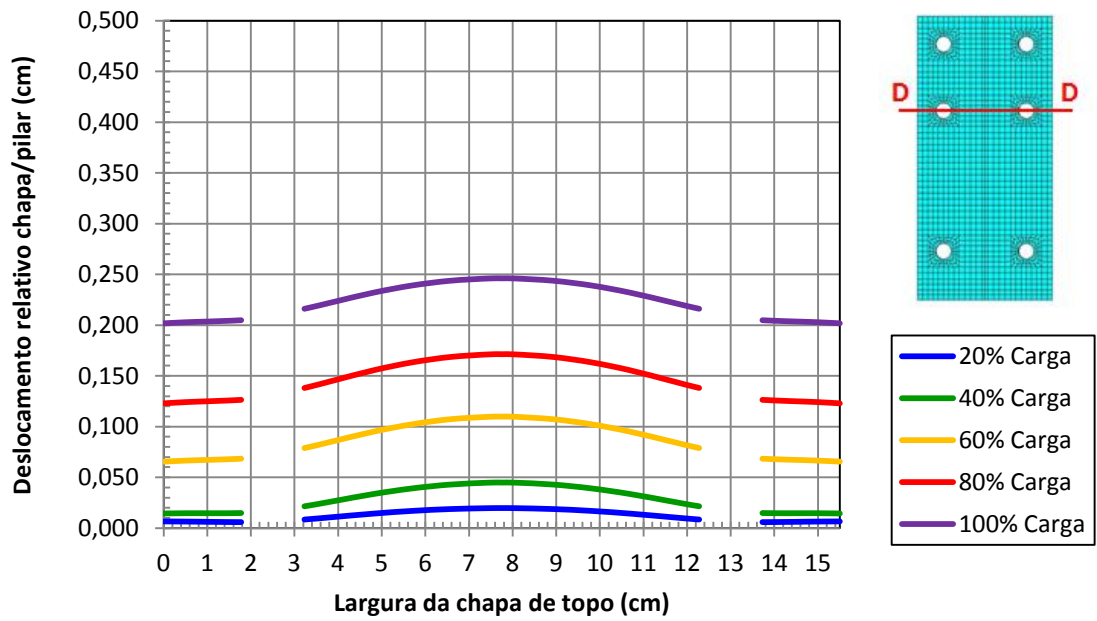


Figura A3.4 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C125-P125

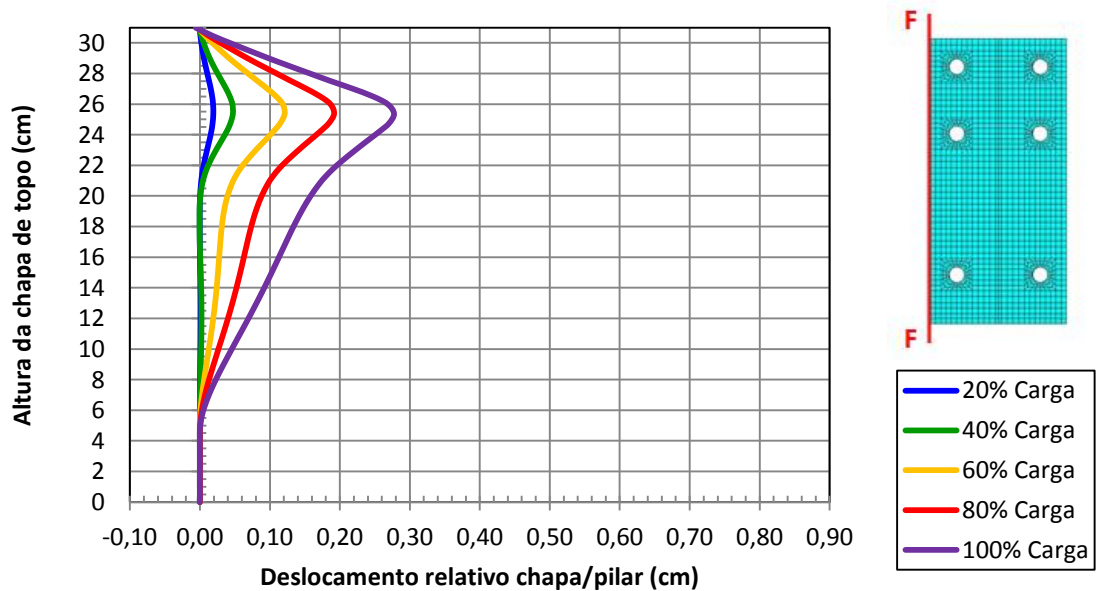


Figura A3.5 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C125-P125

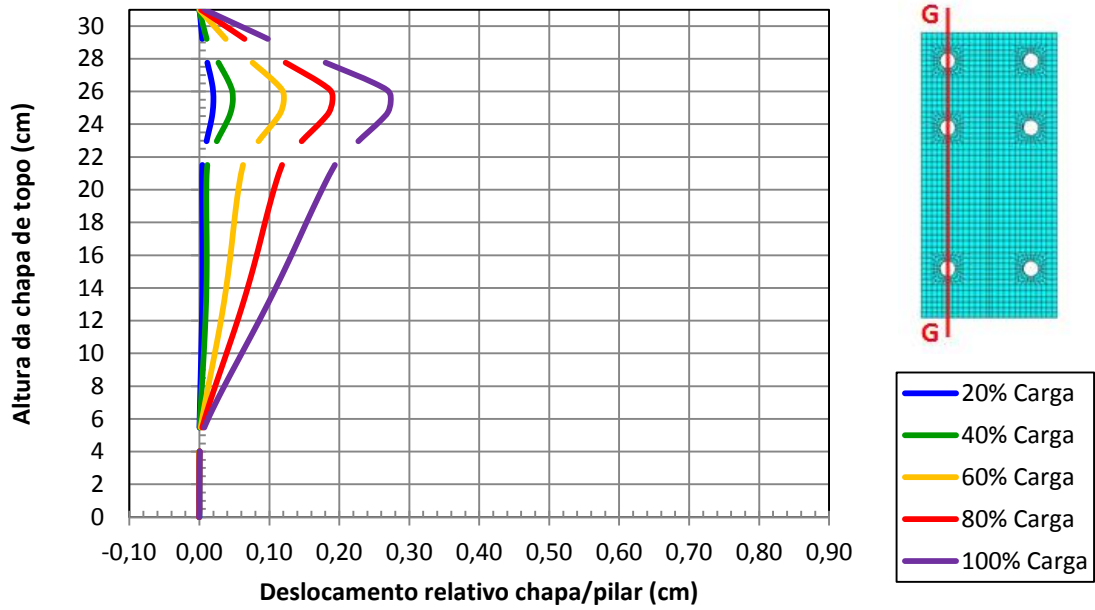


Figura A3.6 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG  
Modelo CTEE-C125-P125

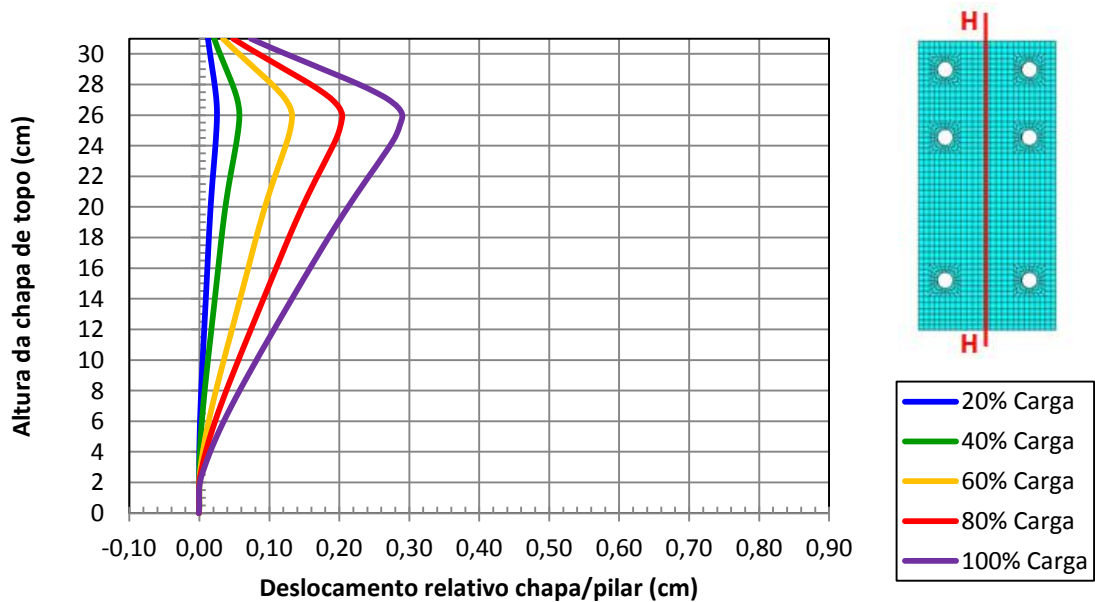


Figura A3.7 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH  
Modelo CTEE-C125-P125



**A3.1.2 Modelo CTEE-C190-P160**

Tabela A3.2 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C190-P160

MODELO	t <sub>ch</sub> (mm)	%	F (kN)	M (kN.m)	M (kN.cm)	M <sub>pl</sub> (kN.cm)
CTEE-C190-P160	19,0	20	70,0	106,4	10638,3	13944,0
		40	89,3	135,6	13558,6	
		60	98,8	150,0	15001,0	
		80	104,1	158,1	15811,0	
		100	99,7	151,5	15150,5	

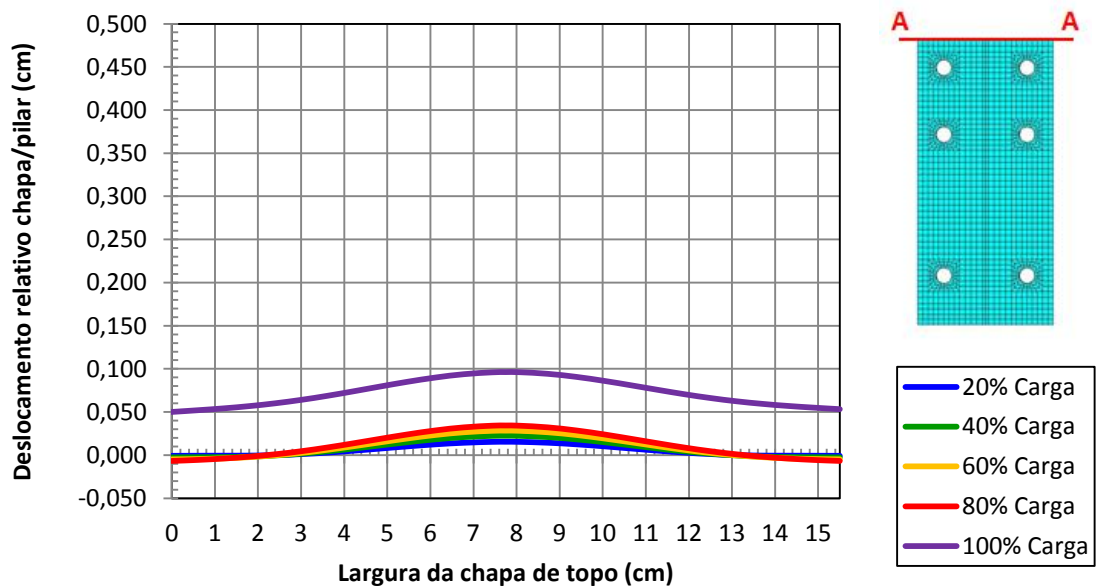


Figura A3.8 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C190-P160

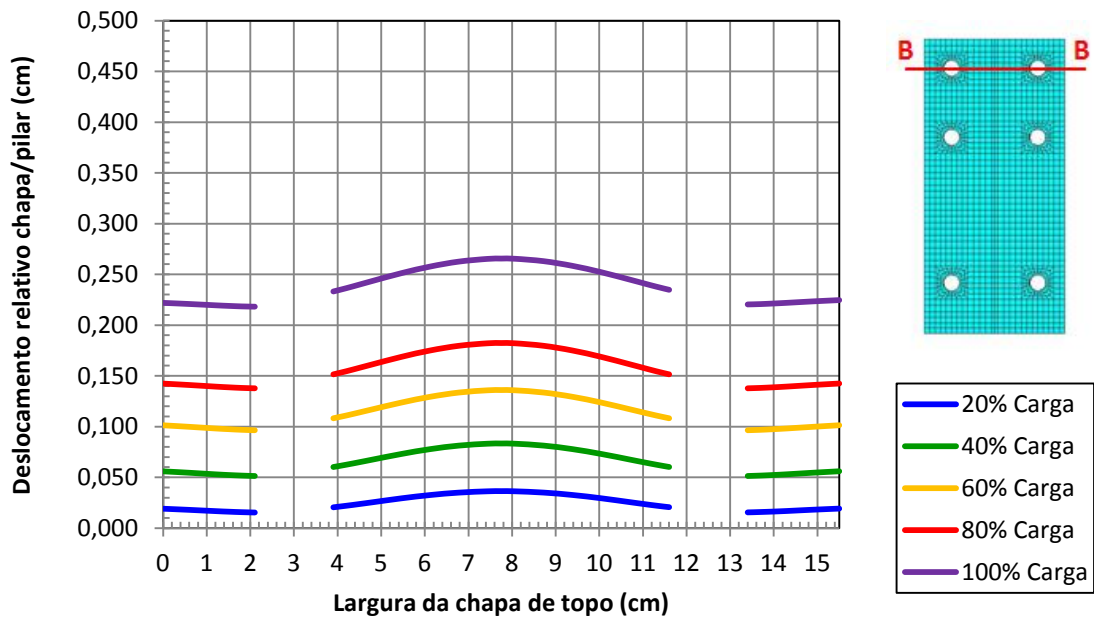


Figura A3.9 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB

Modelo CTEE-C190-P160

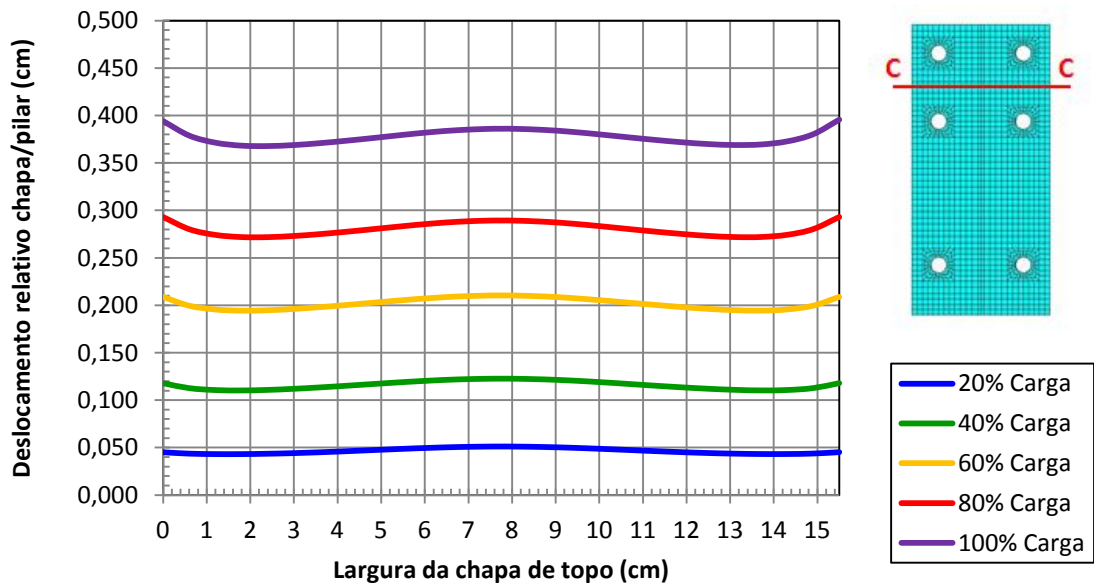


Figura A3.10 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC

Modelo CTEE-C190-P160

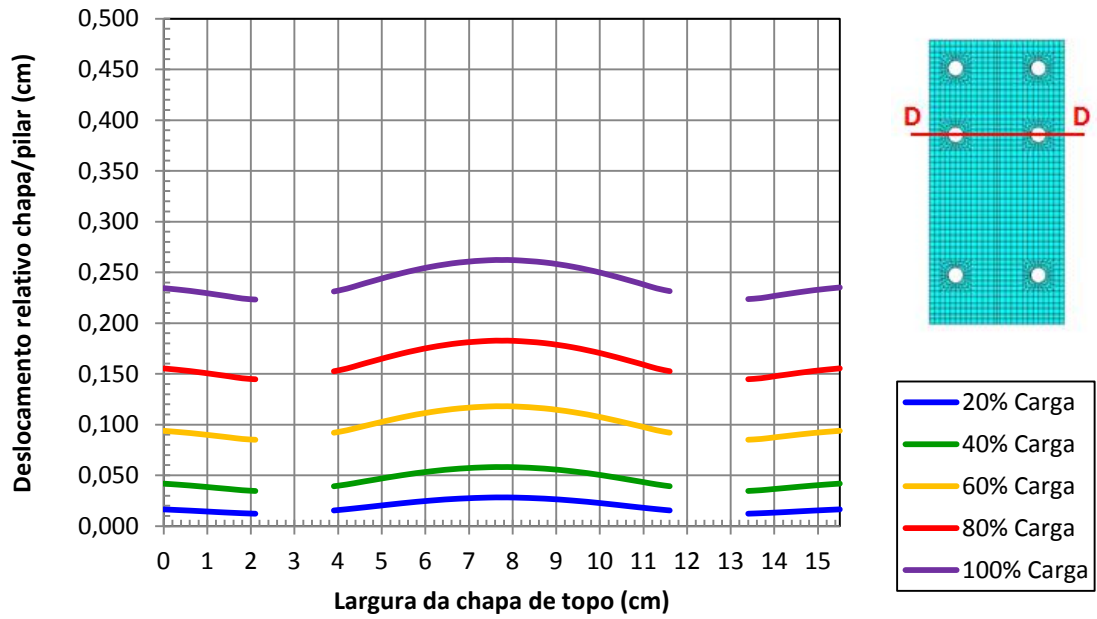


Figura A3.11 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C190-P160

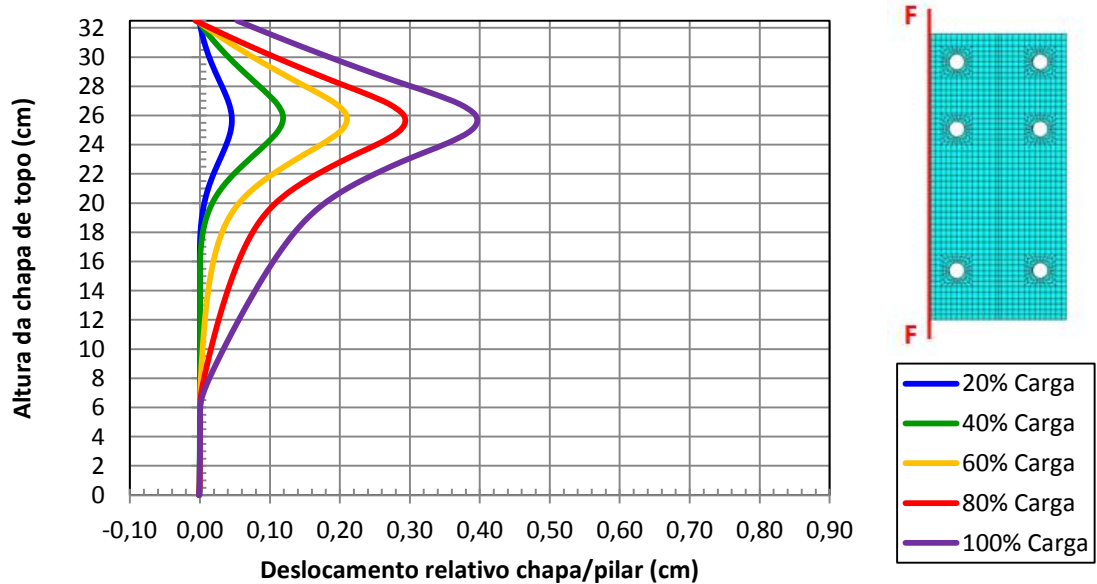


Figura A3.12 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C190-P160

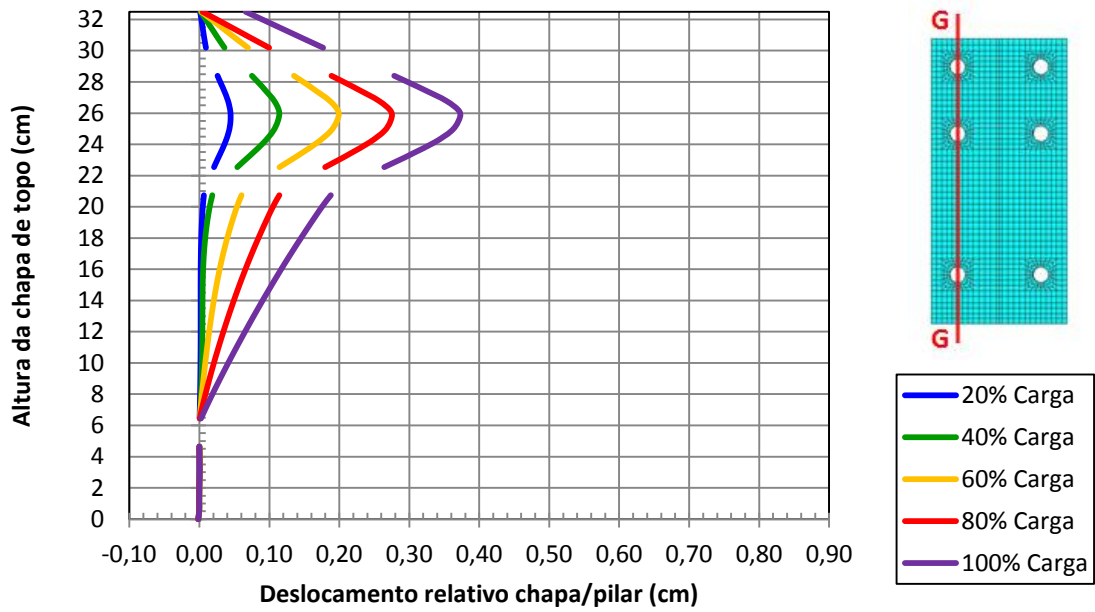


Figura A3.13 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG

Modelo CTEE-C190-P160

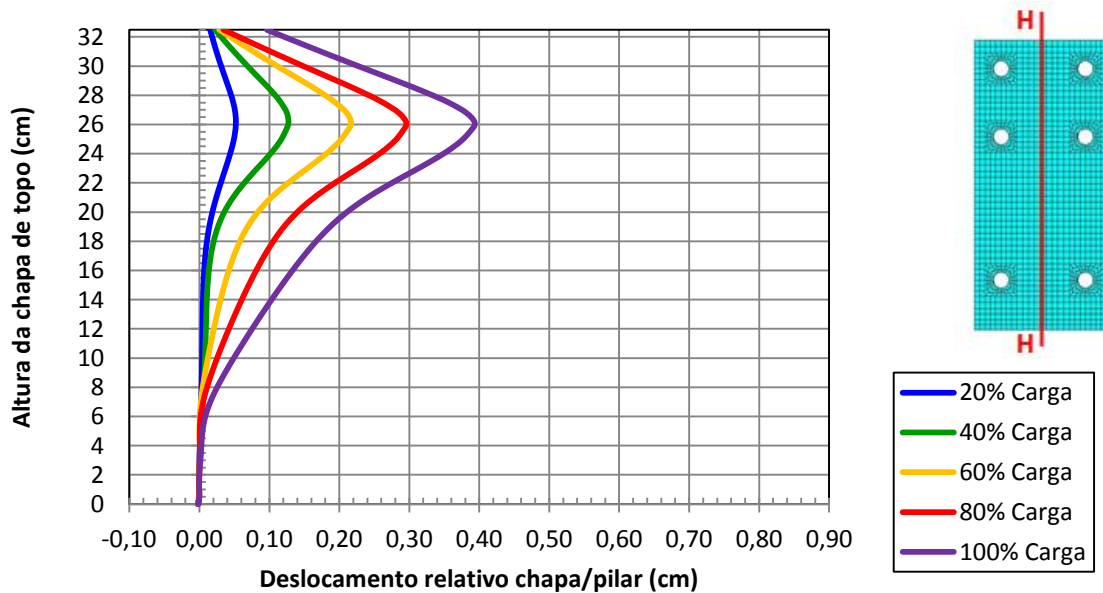


Figura A3.14 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH

Modelo CTEE-C190-P160

### A3.1.3 Modelo CTEE-C250-P160

Tabela A3.3 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C250-P160

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C250-P160	25,0	20	63,5	96,9	9685,2	13944,0
		40	84,4	128,8	12876,2	
		60	95,0	144,8	14482,0	
		80	100,8	153,8	15377,2	
		100	101,9	155,4	15543,0	

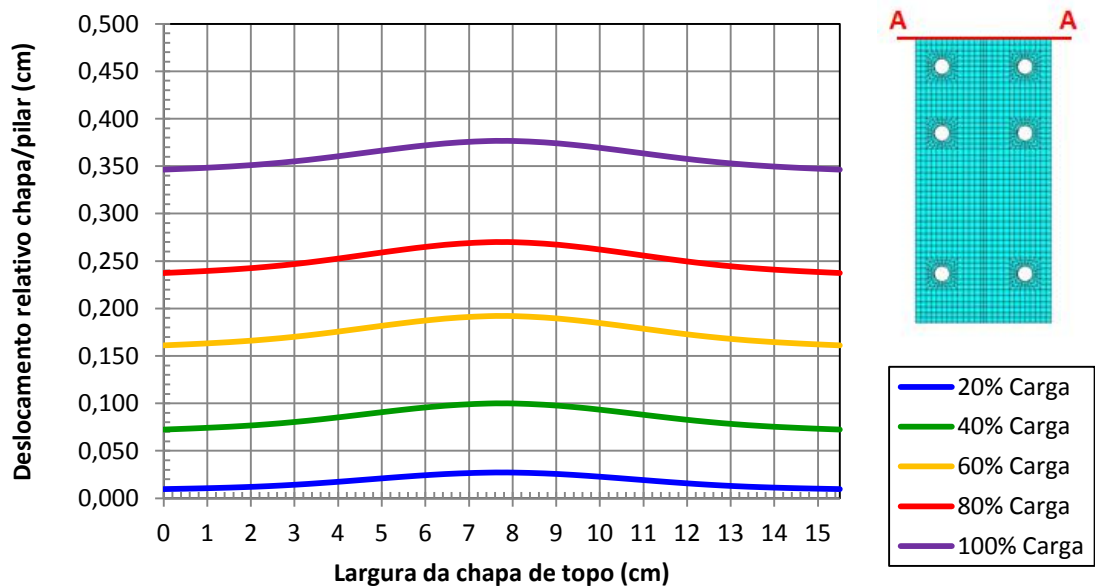


Figura A3.15 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C250-P160

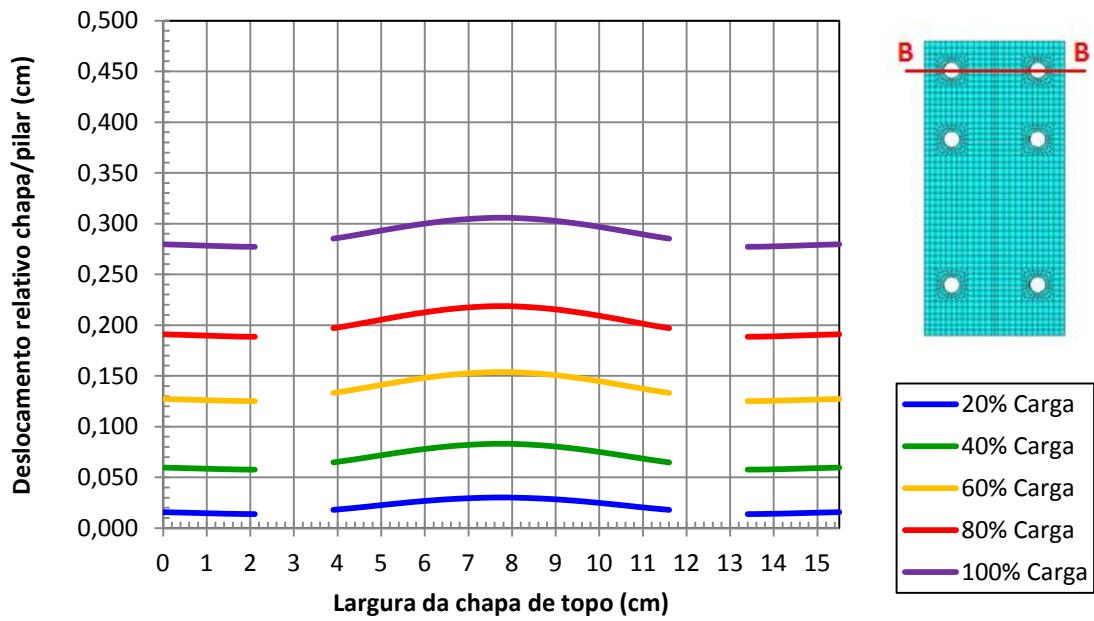


Figura A3.16 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB

Modelo CTEE-C250-P160

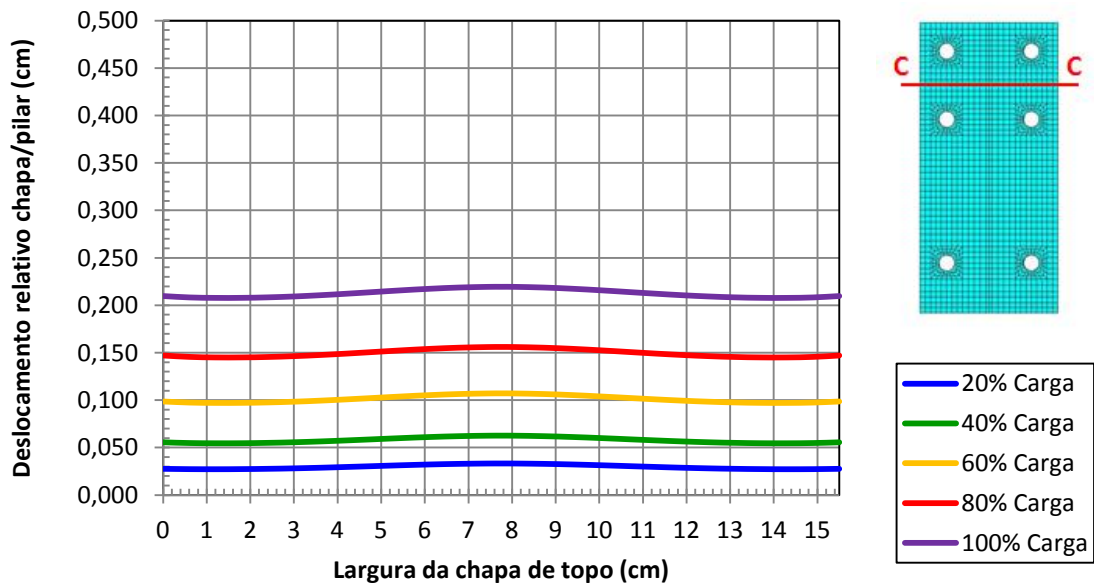


Figura A3.17 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC

Modelo CTEE-C250-P160

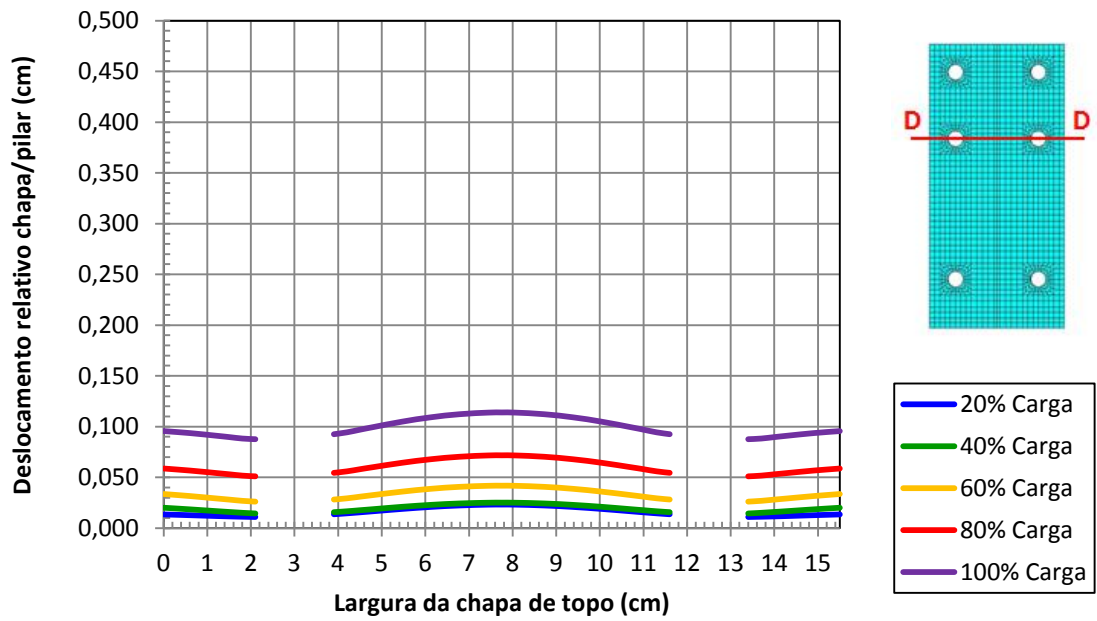


Figura A3.18 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD

Modelo CTEE-C250-P160

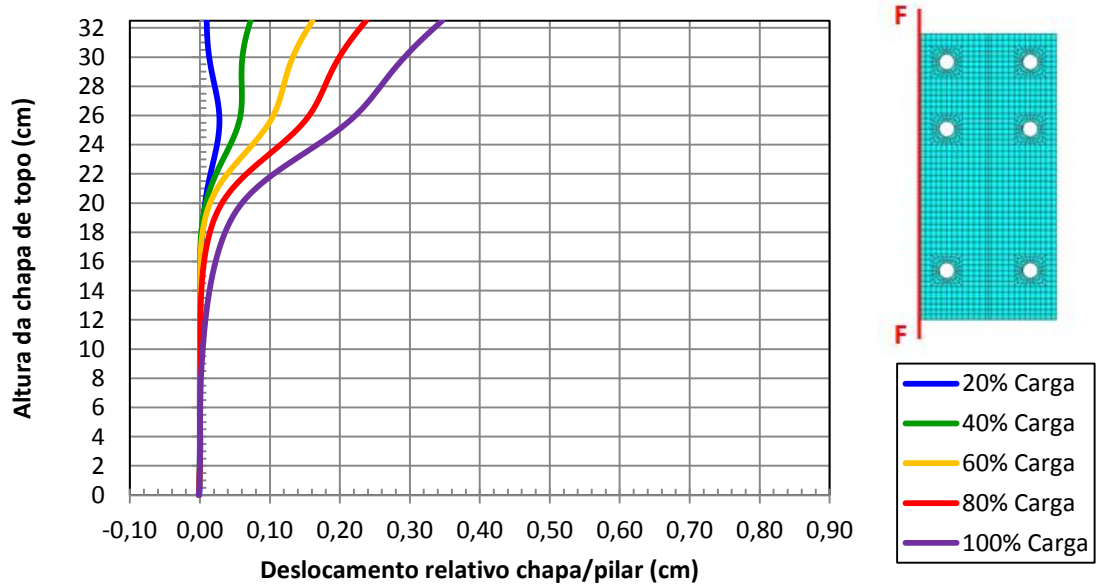


Figura A3.19 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF

Modelo CTEE-C250-P160

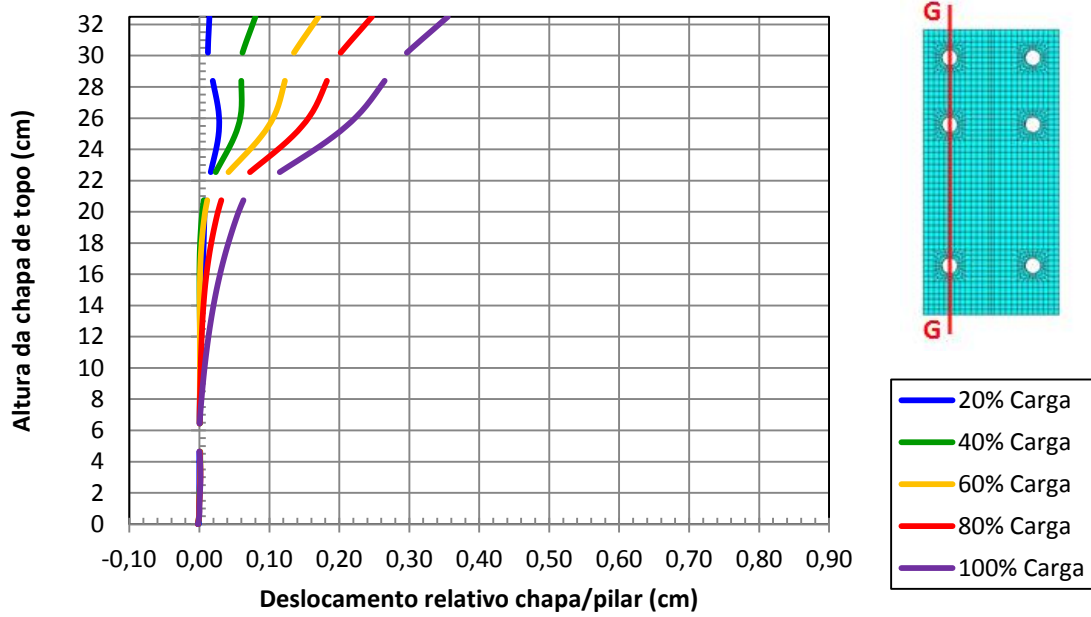


Figura A3.20 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG

Modelo CTEE-C250-P160

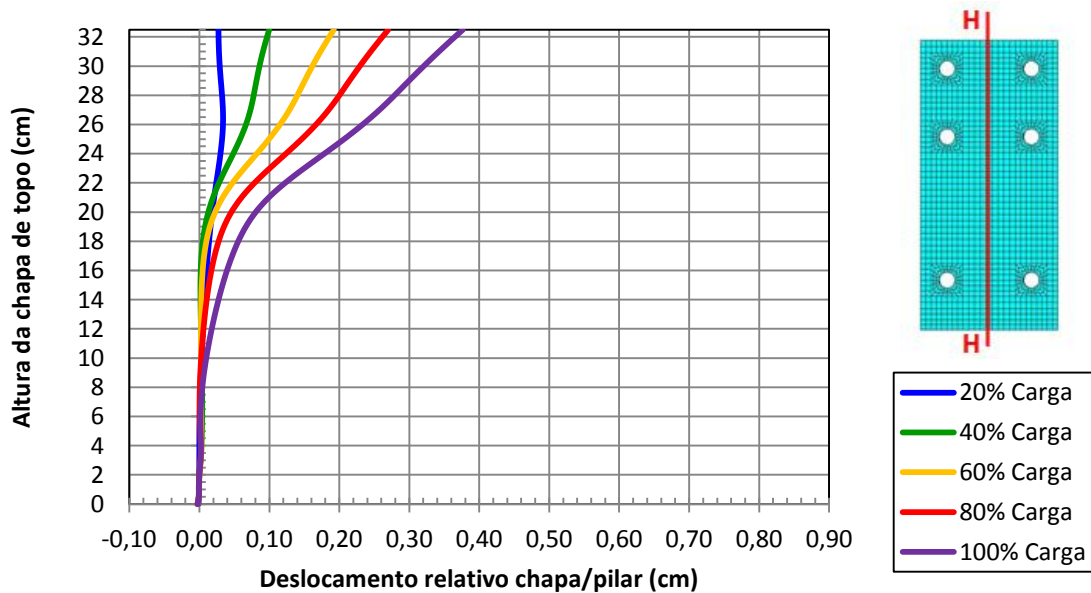


Figura A3.21 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH

Modelo CTEE-C250-P160



### A3.1.4 Modelo CTEE-C315-P160

Tabela A3.4 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C315-P160

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C315-P160	31,5	20	64,3	98,5	9848,3	13944,0
		40	83,9	128,5	12851,8	
		60	96,1	147,1	14714,7	
		80	101,2	155,0	15498,0	
		100	100,4	153,8	15381,9	

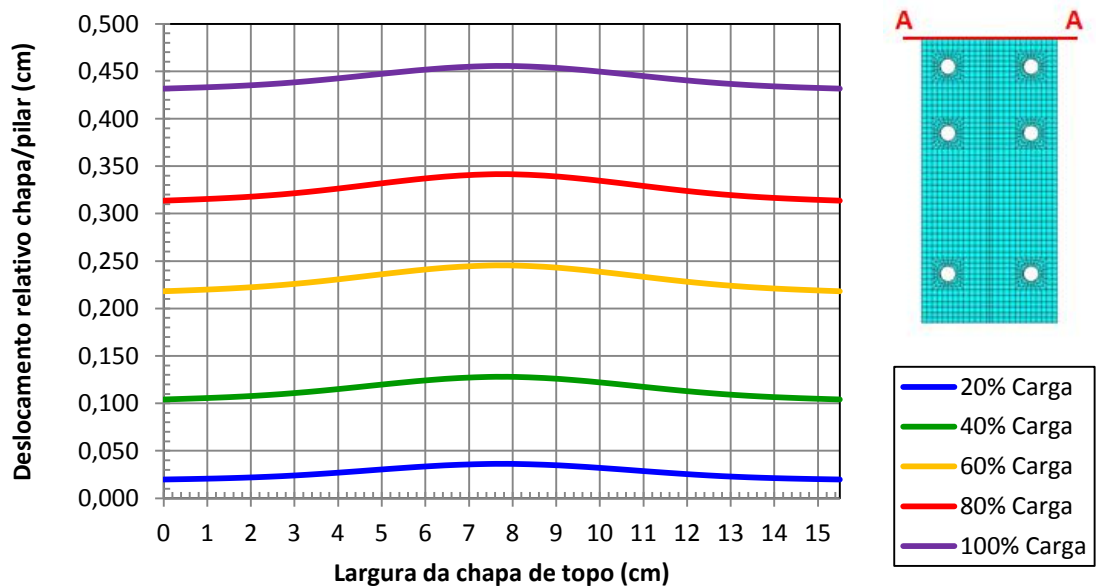


Figura A3.22 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C315-P160

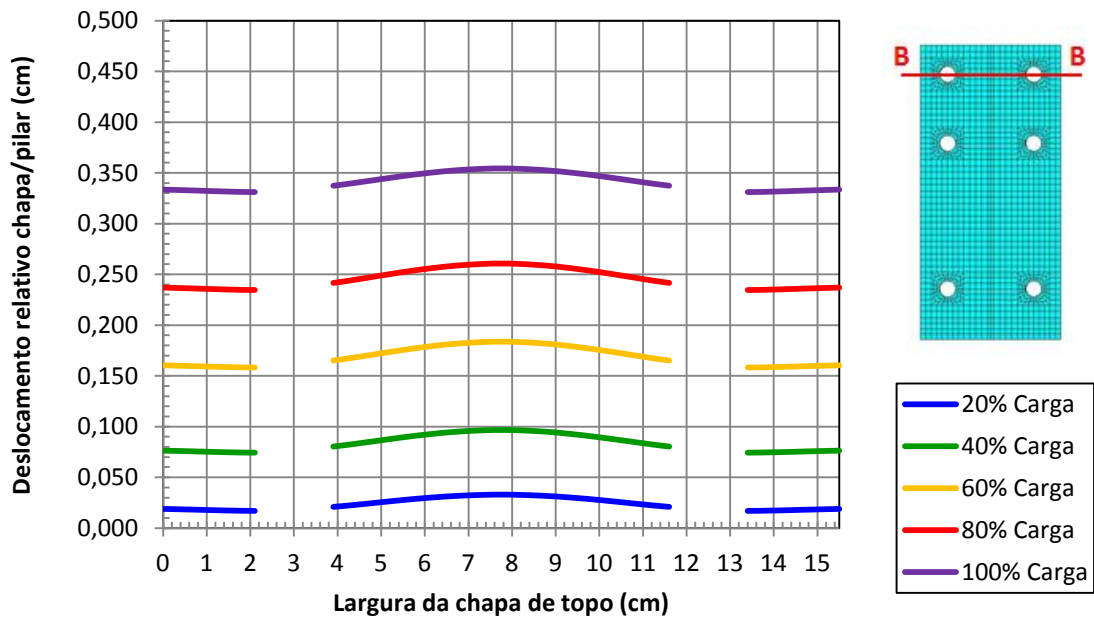


Figura A3.23 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C315-P160

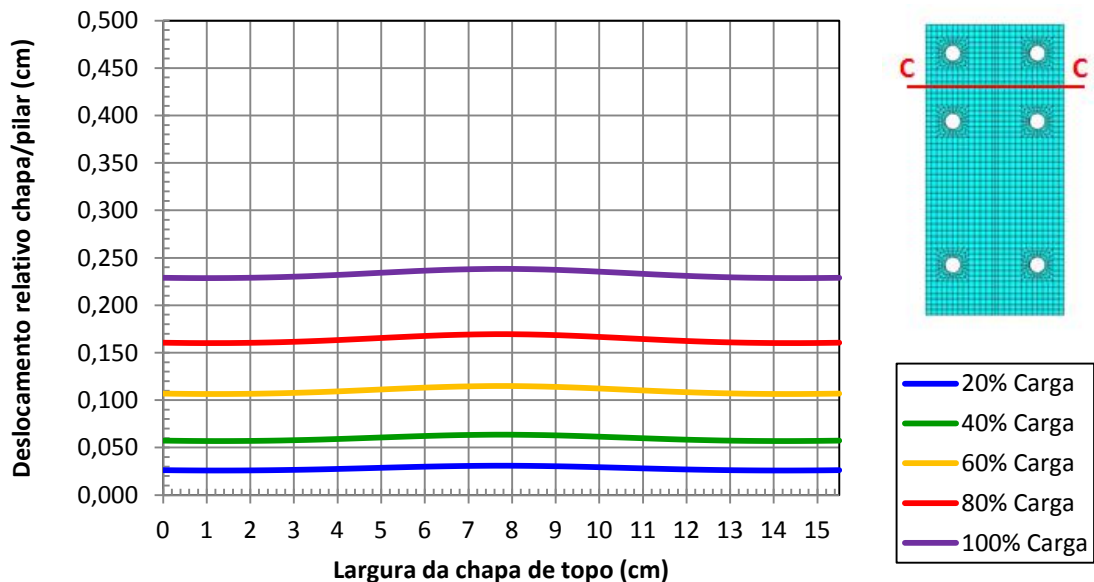


Figura A3.24 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C315-P160

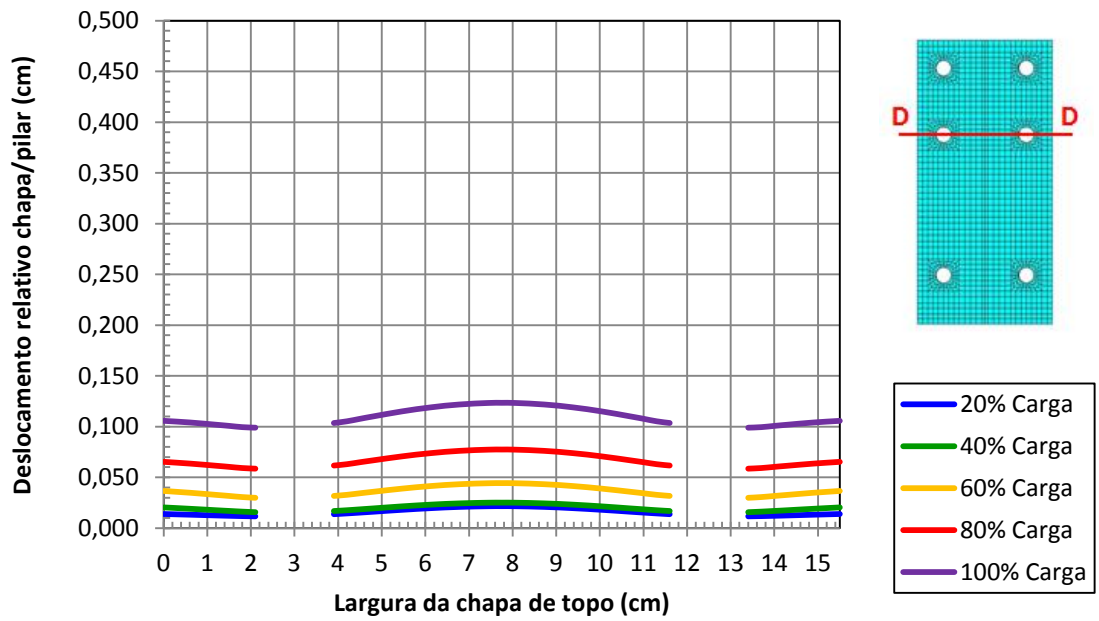


Figura A3.25 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C315-P160

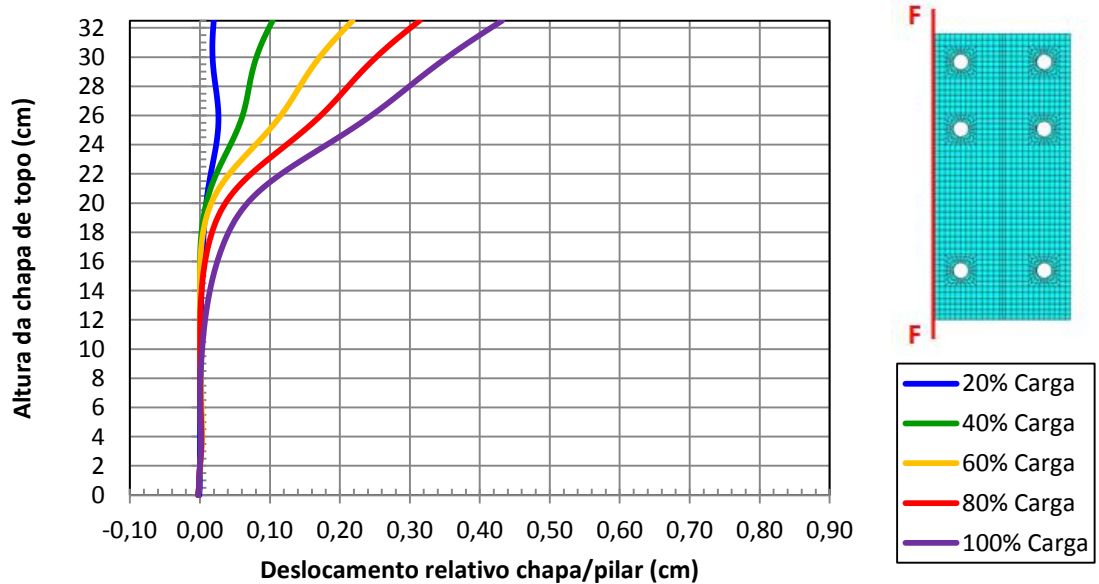


Figura A3.26 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C315-P160

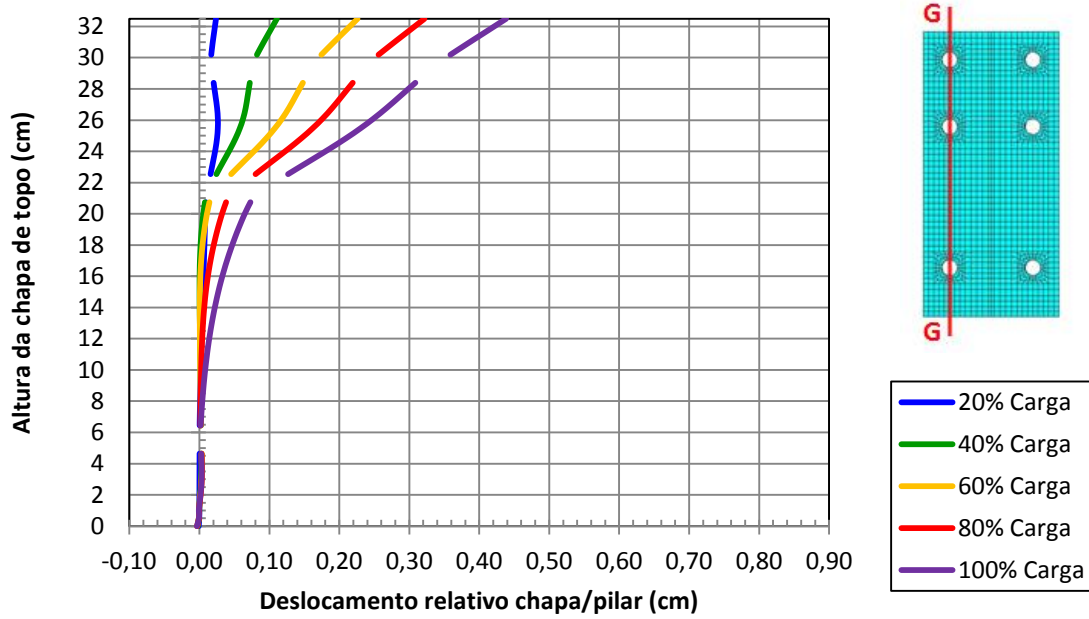


Figura A3.27 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG

Modelo CTEE-C315-P160

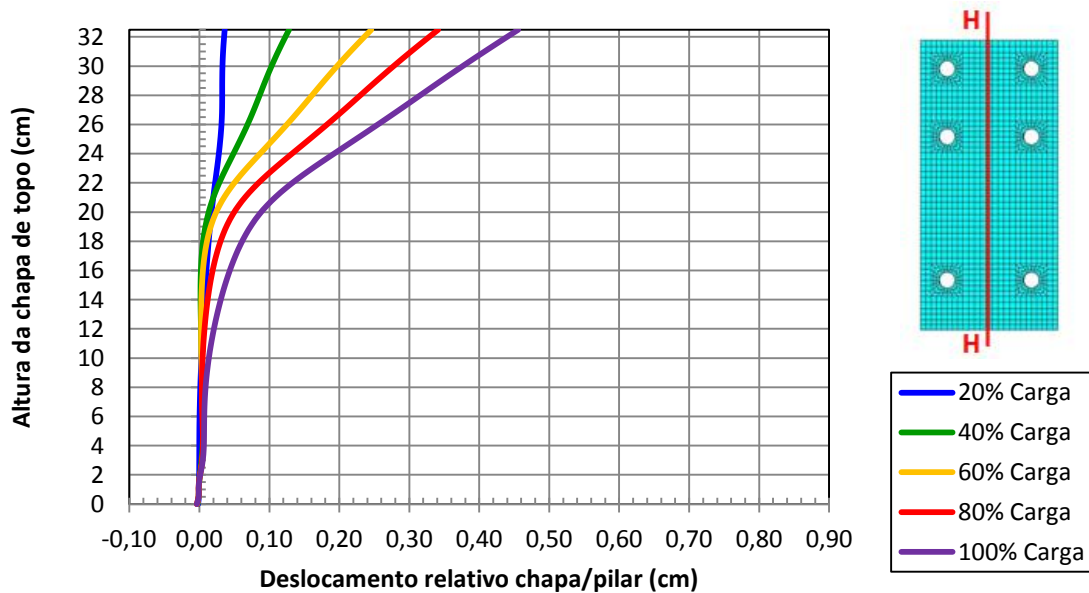


Figura A3.28 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH

Modelo CTEE-C315-P160

**A3.1.5 Modelo CTEE-C190-P190**

Tabela A3.5 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C190-P190

MODELO	t <sub>ch</sub> (mm)	%	F (kN)	M (kN.m)	M (kN.cm)	M <sub>pl</sub> (kN.cm)
CTEE-C190-P190	19,0	20	91,3	138,8	13875,3	13944,0
		40	105,5	160,2	16018,6	
		60	116,1	176,4	17640,6	
		80	124,9	189,6	18964,7	
		100	132,5	201,3	20127,7	

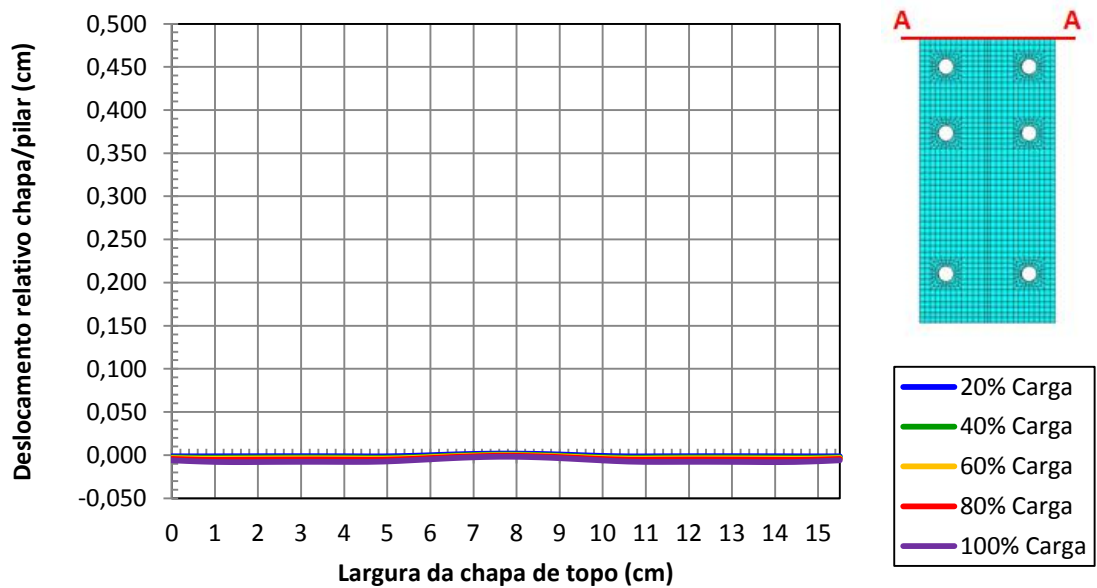


Figura A3.29 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C190-P190

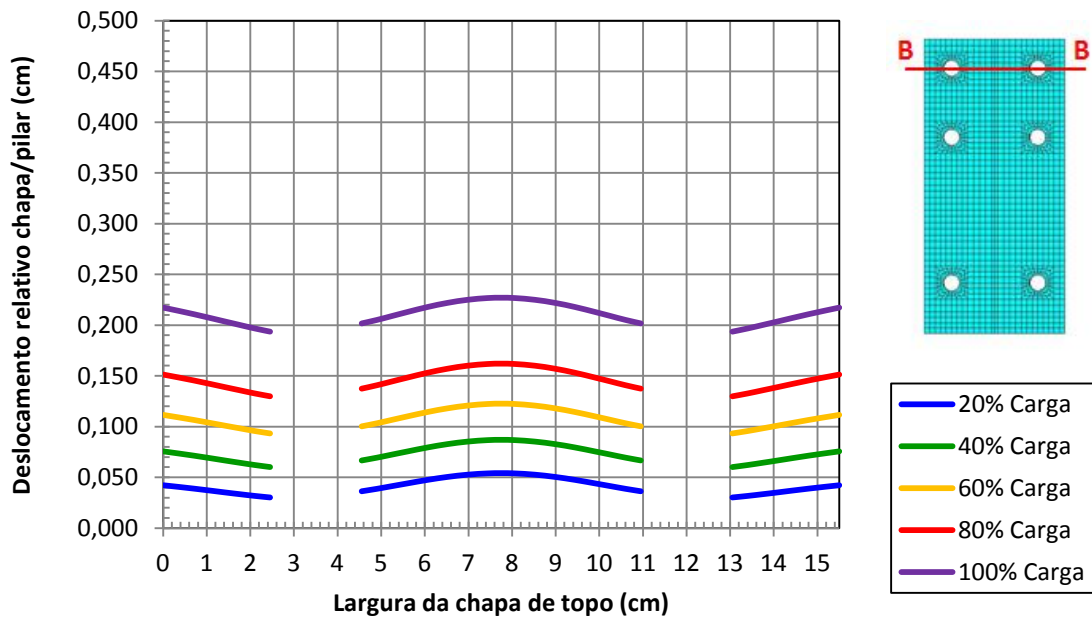


Figura A3.30 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB

Modelo CTEE-C190-P190

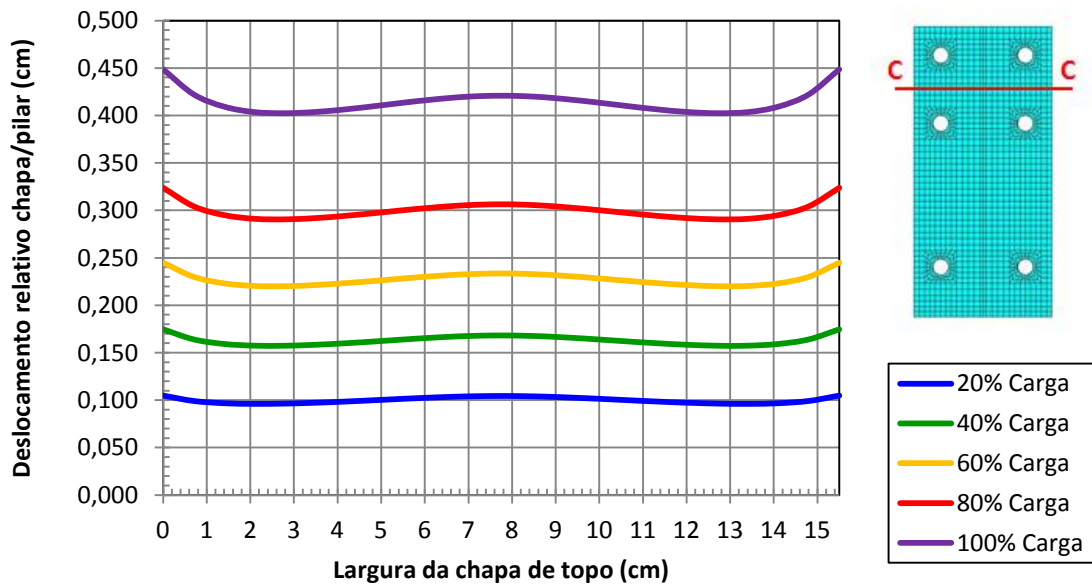


Figura A3.31 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC

Modelo CTEE-C190-P190

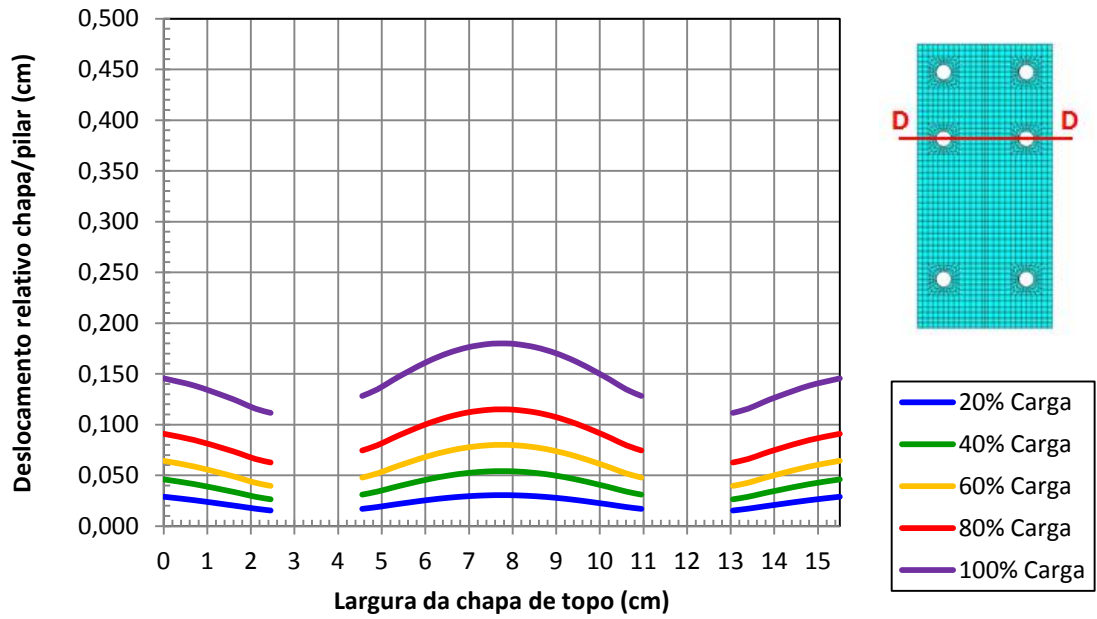


Figura A3.32 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD

Modelo CTEE-C190-P190

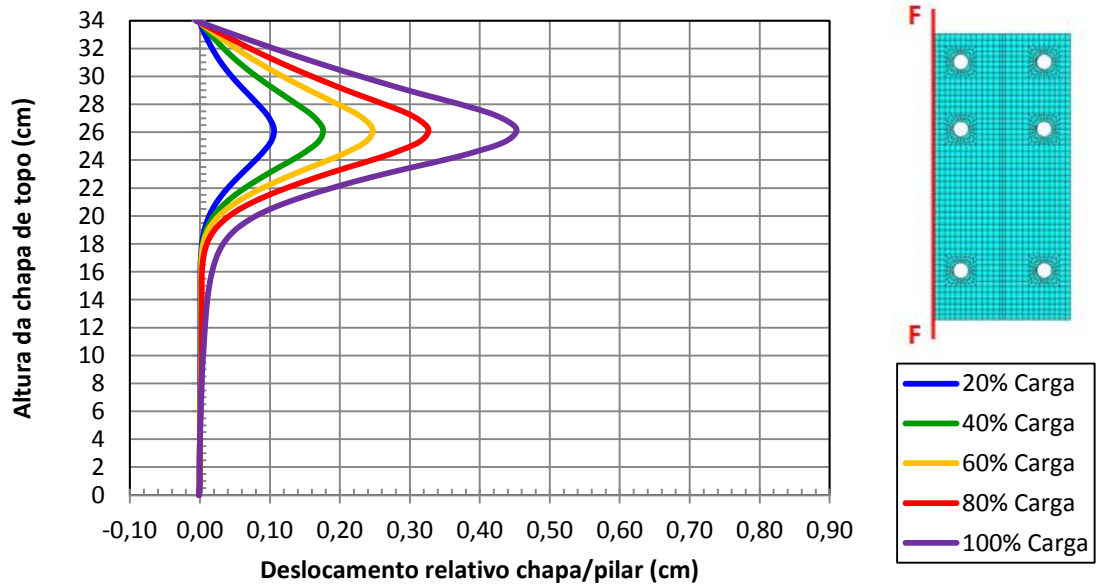


Figura A3.33 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF

Modelo CTEE-C190-P190

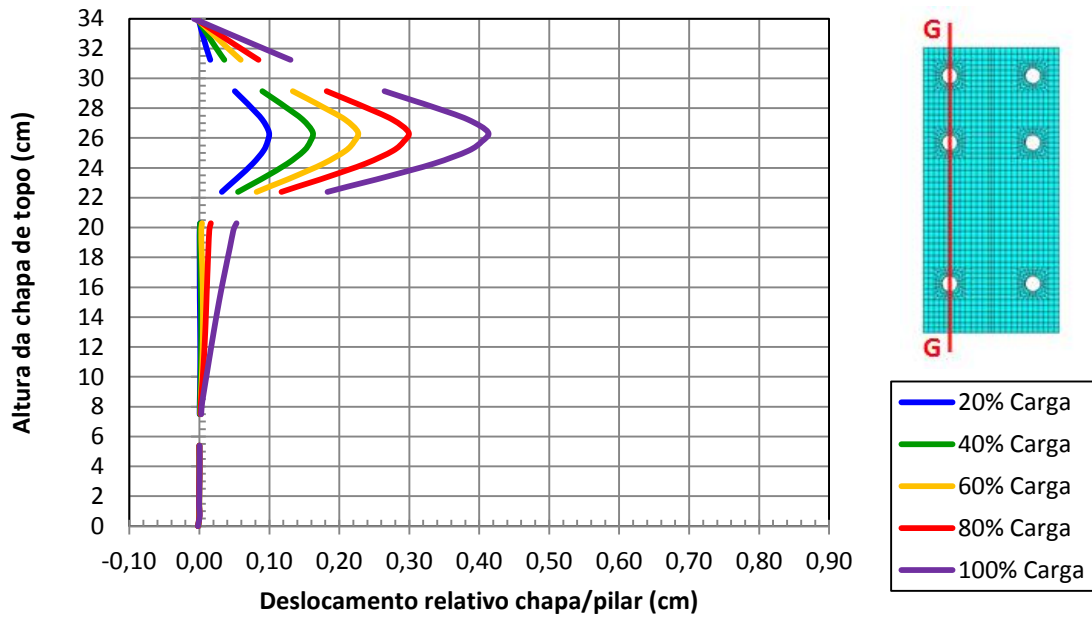


Figura A3.34 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG

Modelo CTEE-C190-P190

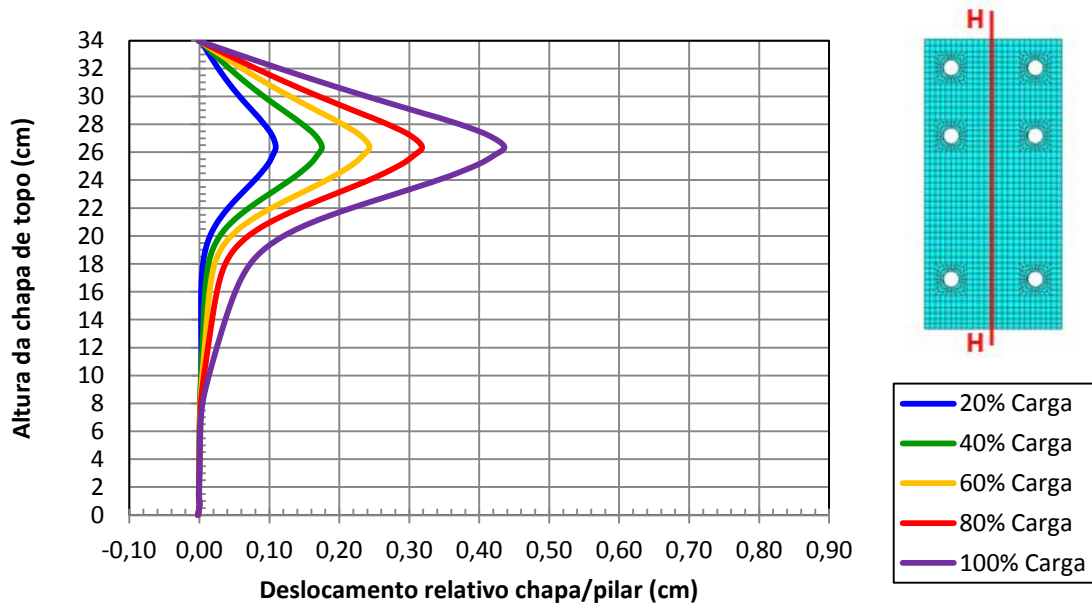


Figura A3.35 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH

Modelo CTEE-C190-P190



**A3.1.6 Modelo CTEE-C250-P190**

Tabela A3.6 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C250-P190

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C250-P190	25,0	20	100,1	152,6	15263,1	13944,0
		40	115,3	175,8	17578,7	
		60	127,3	194,2	19416,0	
		80	139,0	212,0	21203,8	
		100	143,4	218,6	21863,3	

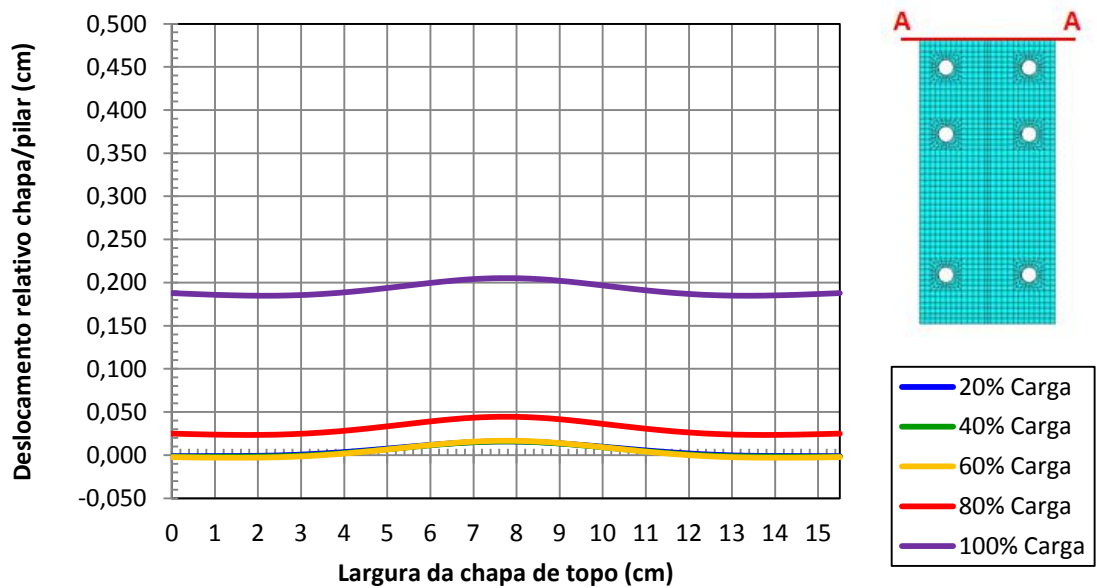


Figura A3.36 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C250-P190

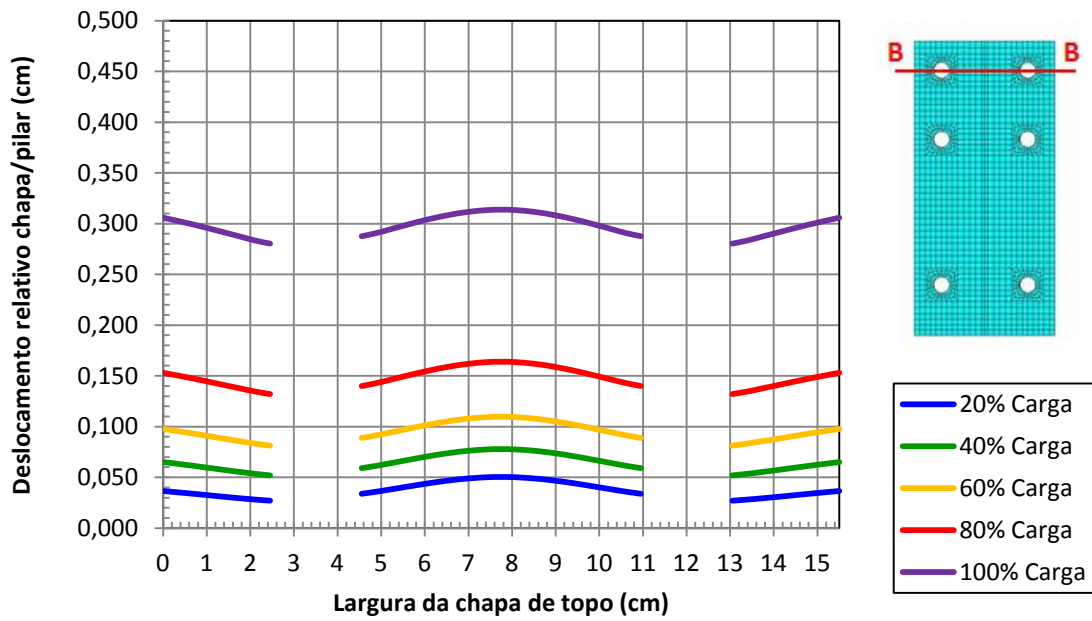


Figura A3.37 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB

Modelo CTEE-C250-P190

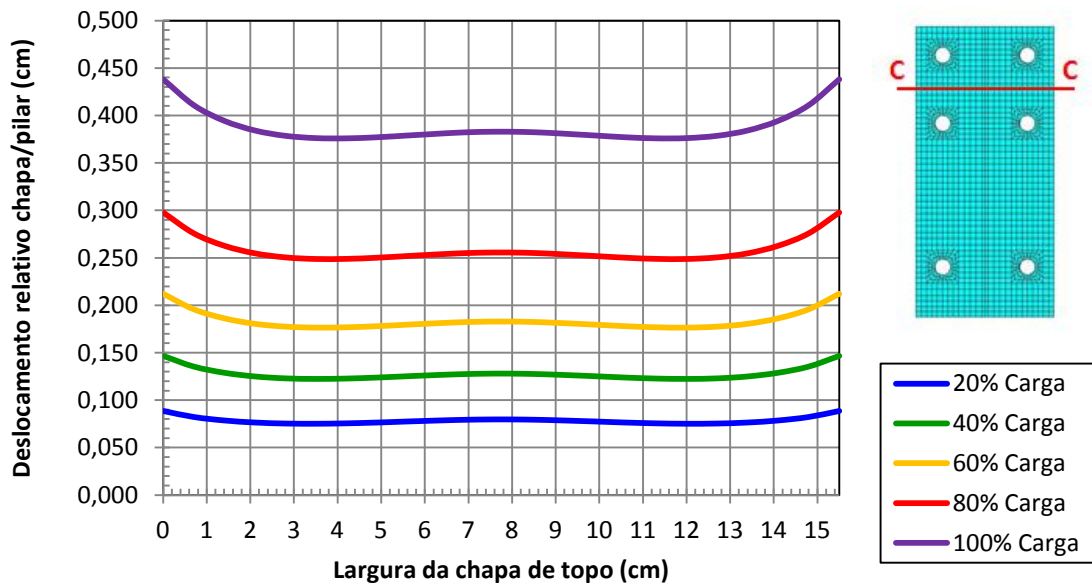


Figura A3.38 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC

Modelo CTEE-C250-P190

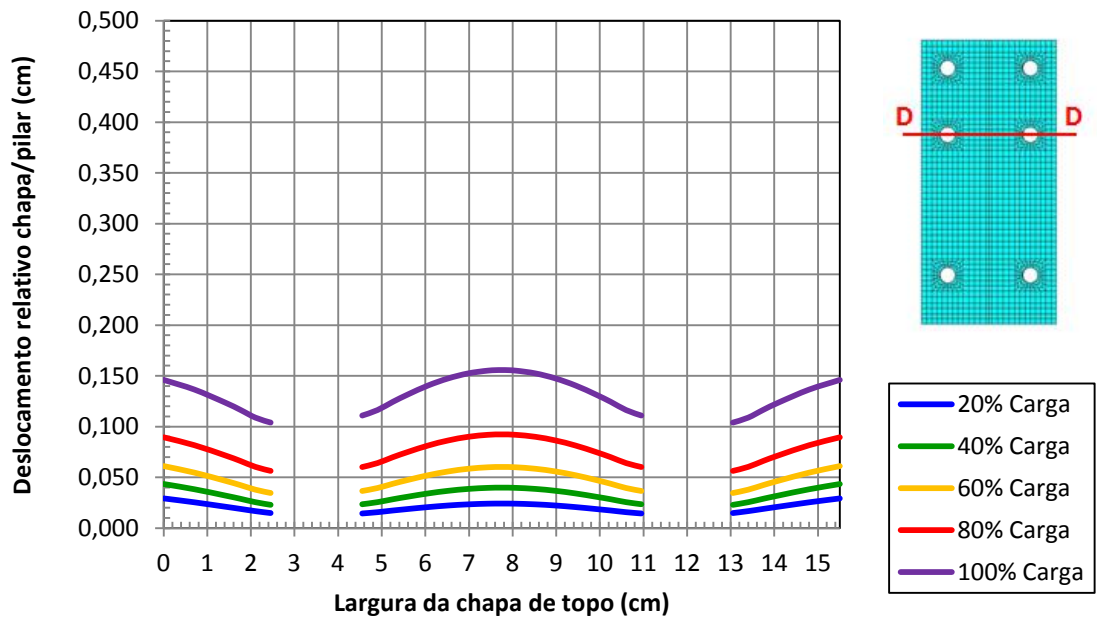


Figura A3.39 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C250-P190

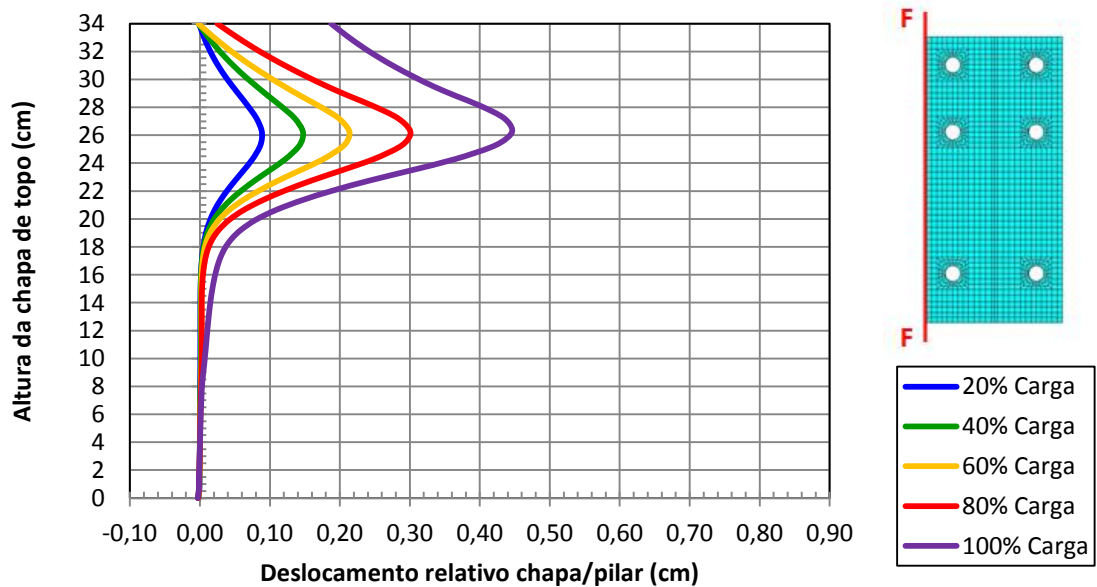


Figura A3.40 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C250-P190

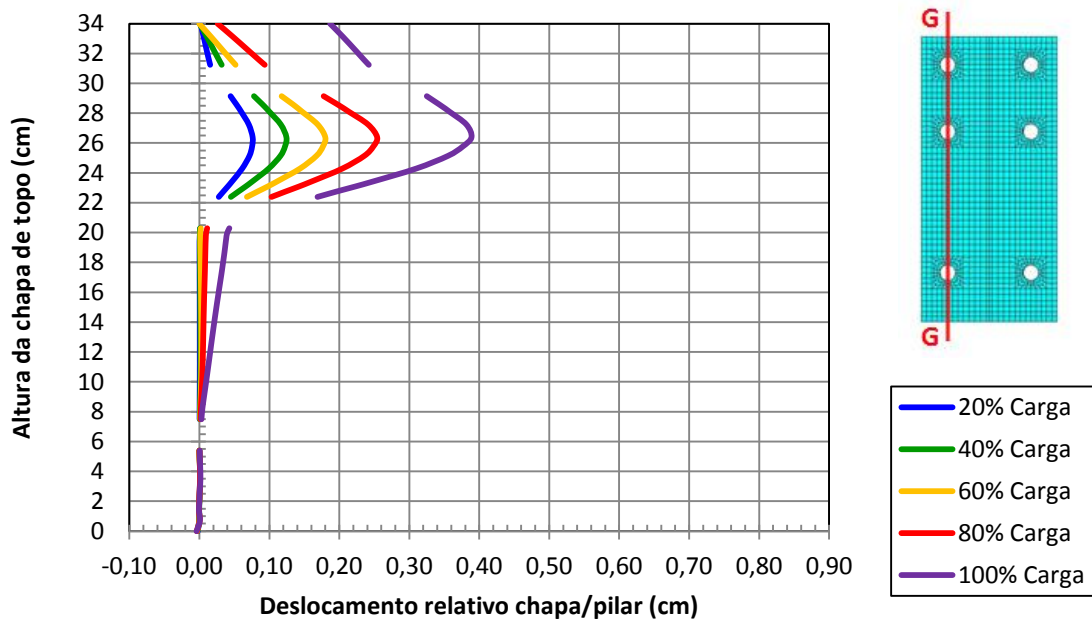


Figura A3.41 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG

Modelo CTEE-C250-P190

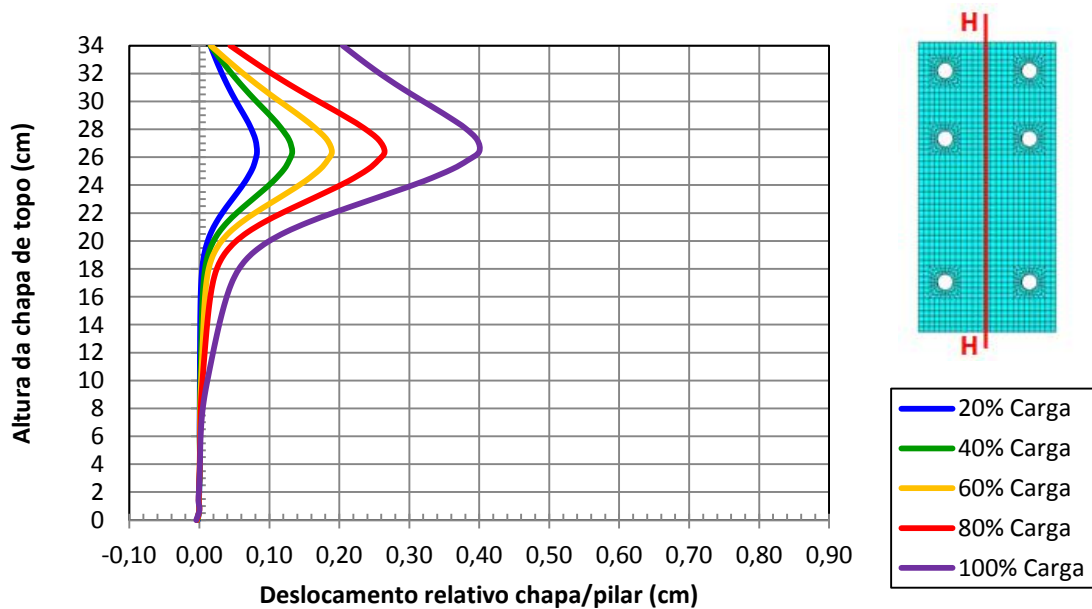


Figura A3.42 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH

Modelo CTEE-C250-P190

### A3.1.7 Modelo CTEE-C315-P190

Tabela A3.7 – Força na extremidade da viga e momento fletor na ligação, para os passos de carga, para o modelo CTEE-C315-P190

MODELO	$t_{ch}$ (mm)	%	$F$ (kN)	$M$ (kN.m)	$M$ (kN.cm)	$M_{pl}$ (kN.cm)
CTEE-C315-P190	31,5	20	97,5	149,4	14938,0	13944,0
		40	108,7	166,5	16652,6	
		60	119,3	182,7	18272,2	
		80	128,4	196,6	19663,7	
		100	135,1	206,9	20687,8	

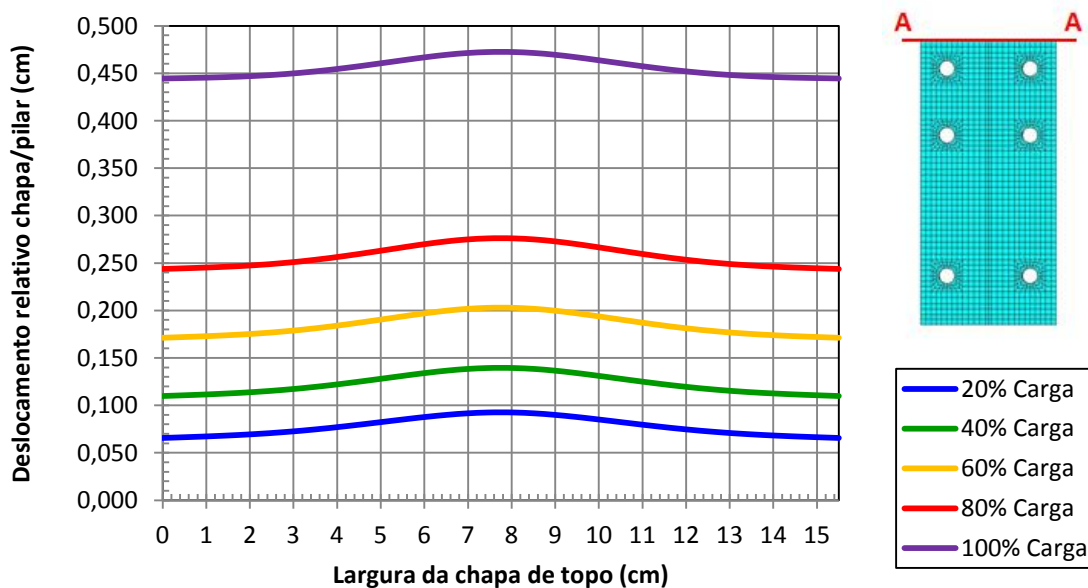


Figura A3.43 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte AA  
Modelo CTEE-C315-P190

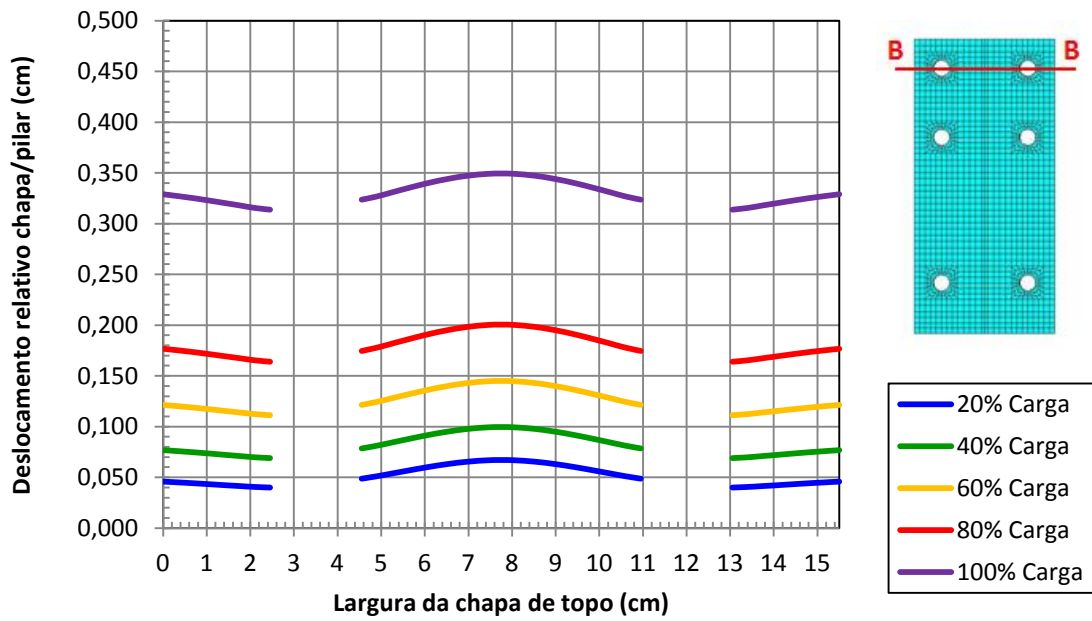


Figura A3.44 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte BB  
Modelo CTEE-C315-P190

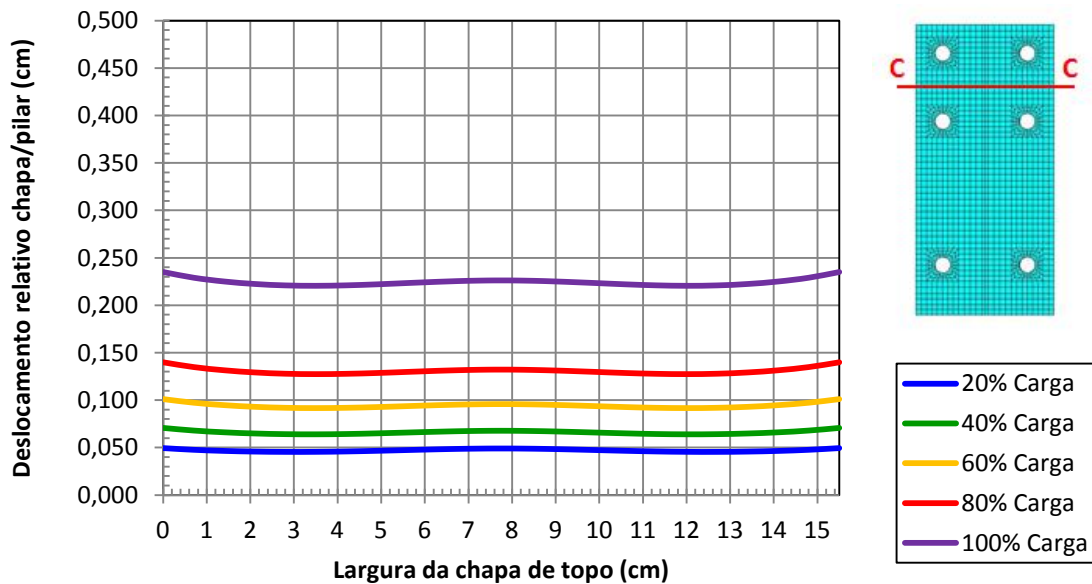


Figura A3.45 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte CC  
Modelo CTEE-C315-P190

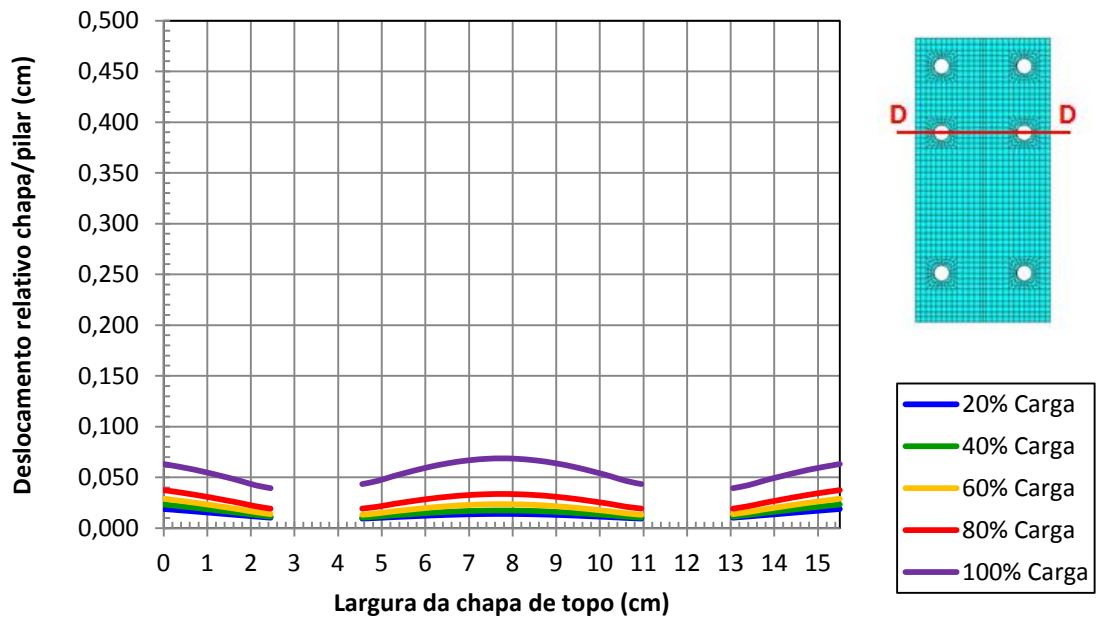


Figura A3.46 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte DD  
Modelo CTEE-C315-P190

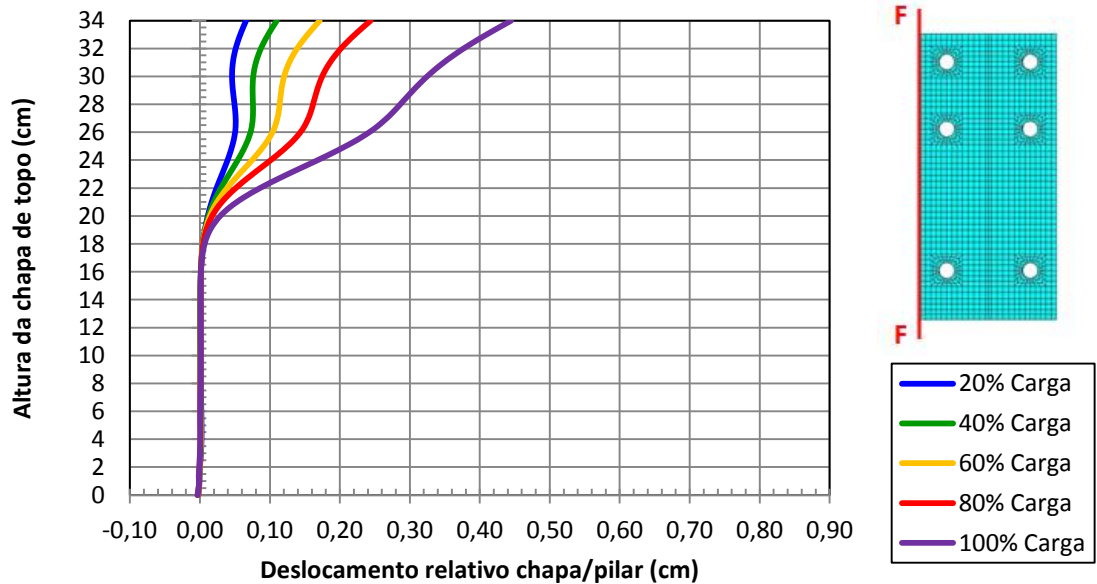


Figura A3.47 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte FF  
Modelo CTEE-C315-P190

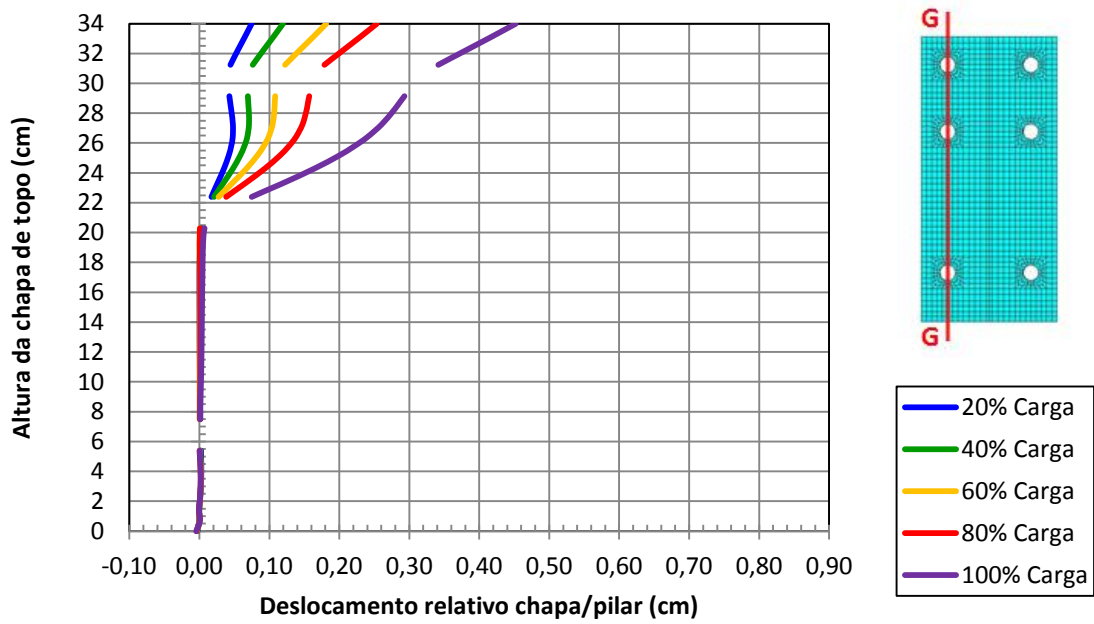


Figura A3.48 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte GG

Modelo CTEE-C315-P190

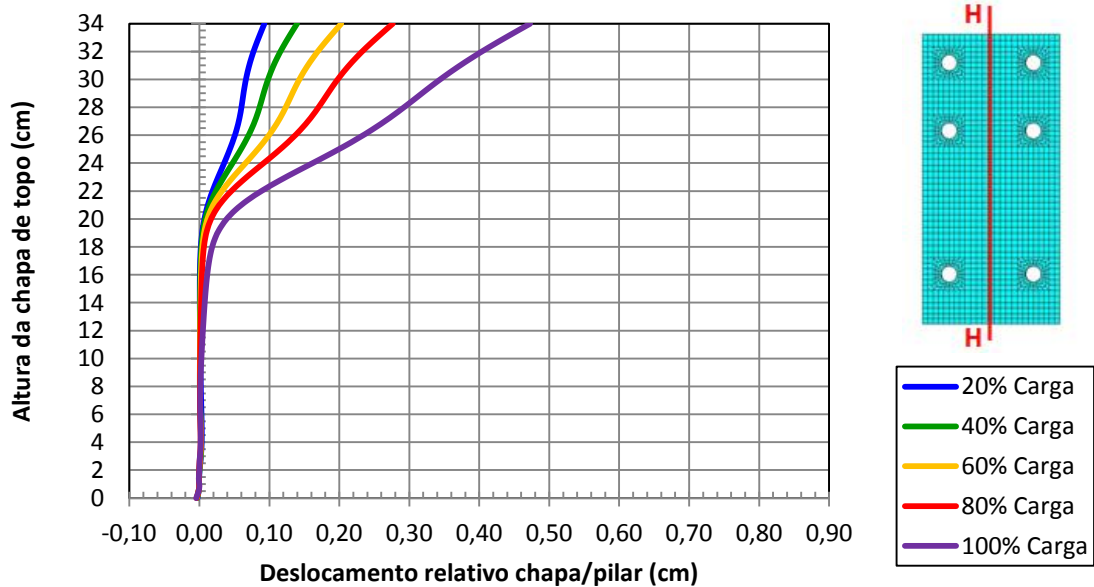


Figura A3.49 – Deslocamentos relativos chapa/pilar – Corte HH

Modelo CTEE-C315-P190