



MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
Universidade Federal de Ouro Preto  
Escola de Minas – Departamento de Engenharia Civil  
Mestrado em Engenharia Civil

---



Luiz Henrique de Almeida Neiva

Análise da influência da variação de perfurações no comportamento e capacidade de carga de perfis formados a frio de seção tipo rack

Ouro Preto - MG  
Agosto - 2017

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE OURO PRETO**  
**ESCOLA DE MINAS – DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DE PERFURAÇÕES NO**  
**COMPORTAMENTO E CAPACIDADE DE CARGA DE PERFIS FORMADOS A FRIO**  
**DE SEÇÃO TIPO RACK**

**LUIZ HENRIQUE DE ALMEIDA NEIVA**

ORIENTADORA: Prof.<sup>a</sup>. Dr<sup>a</sup> Arlene Maria Cunha Sarmanho

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, como parte integrante dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de concentração: Construções Metálicas.

Ouro Preto, agosto de 2017

N417a      Neiva, Luiz Henrique de Almeida.  
Análise da influência da variação de perfurações no comportamento e capacidade de carga de perfis formados a frio de seção tipo rack [manuscrito] / Luiz Henrique de Almeida Neiva. - 2017.  
98f.: il.: color; grafis; tabs.

Orientador: Profa. Dra. Arlene Maria Cunha Sarmanho.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Escola de Minas. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil.  
Área de Concentração: Construção Metálica.

1. Estruturas metálicas. 2. Estabilidade estrutural. 3. Construção metálica. I. Sarmanho, Arlene Maria Cunha. II. Universidade Federal de Ouro Preto. III. Título.

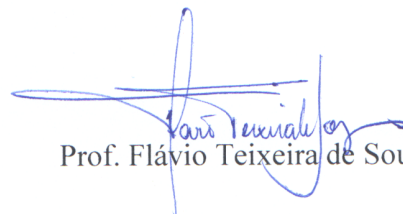
CDU: 624.014

**ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA VARIAÇÃO DE PERFURAÇÕES NO  
COMPORTAMENTO E CAPACIDADE DE CARGA DE PERFIS FORMADOS  
A FRIO DE SEÇÃO TIPO RACK**

**AUTOR: LUIZ HENRIQUE DE ALMEIDA NEIVA**

Esta dissertação foi apresentada em sessão pública e aprovada em 24 de agosto de 2017, pela Banca Examinadora composta pelos seguintes membros:

  
Prof. Arlene Maria Cunha Sarmanho, D. Sc. – UFOP (Presidente)

  
Prof. Flávio Teixeira de Souza, D. Sc. – IFMG

  
Prof. Luciano Rodrigues Ornelas de Lima, D. Sc. – UERJ

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço primeiramente a Deus por sempre estar presente, guiando meus caminhos.

Aos meus pais, Fátima e Adilson, tia Celi e família, pelo amor e apoio imensuráveis sem os quais não estaria aqui.

A minha orientadora Arlene por todo conhecimento passado, pela confiança em mim depositada e pela oportunidade de aprender muito além do aspecto acadêmico, mas sobre caráter e honradez.

Aos amigos do Laboratório de Estruturas: Ana Amélia, Daniel, Dequinha, Ellen, Escanio, Gabriel, Gilney, Guilherme, JB, João, Letícia, Letícia, Messias, Roquete e Vinícius, por toda ajuda técnica e pela alegria nos cafés da tarde.

Aos grandes amigos deixados na Bahia que, mesmo de longe, nunca deixaram de torcer por mim.

A Lenon, por ser meu porto seguro.

Aos novos amigos de Minas Gerais que tão bem me acolheram.

Aos alunos que me fazem reafirmar meu sonho em seguir a carreira docente.

Águia Sistemas pela doação dos protótipos.

“Sou como a haste fina: qualquer brisa verga, nenhuma espada corta.”

(Maria Bethânia)

## RESUMO

Os perfis formados a frio (PFF), em função de sua versatilidade, economia e leveza, tem cada vez mais sido utilizados na construção metálica. A trabalhabilidade encontrada nos perfis de paredes finas permite uma grande variedade de seções transversais e aplicações. Um desses usos se dá nos sistemas de armazenagem, os racks, nos quais os PFF são empregados na maioria dos elementos, inclusive nas colunas. Tais colunas apresentam perfurações ao longo do comprimento, visando facilitar a montagem do sistema como um todo. Estudos a respeito da influência dessas perfurações no comportamento e resistência das colunas são relativamente recentes. Portanto, é necessário avaliar os modos de instabilidade usuais em seções de PFF com perfurações e a carga máxima dos elementos. Além disso, dificilmente o carregamento nas colunas do tipo rack é de forma centrada, considerando o arranjo dos sistemas de armazenagem. O carregamento excêntrico afeta a capacidade máxima, bem como o modo de falha dos perfis formados a frio. O objetivo deste trabalho é contribuir para o entendimento da influência das perfurações e da excentricidade nas colunas, bem como avaliar a ocorrência de modos de flambagem, local e distorcional, considerando o carregamento centrado e excêntrico. Os estudos foram realizados por meio do Método dos Elementos Finitos, com a utilização do programa ANSYS. Foi realizado estudo considerando perfurações ao longo do comprimento das colunas, sendo avaliada a influência do tamanho e da inclinação dos furos, bem como a variação da largura da alma, na carga de flambagem e na carga máxima desse elemento. No estudo citado foi considerada a coluna com carregamento centrado e com os resultados foi avaliada a influência da excentricidade para o arranjo de furos inclinados. Ao final é proposta uma formulação para avaliação da capacidade resistente para o modo local e distorcional utilizando o Método da Resistência Direta que é previsto em diversas prescrições normativas.

Palavras-chave: Estruturas metálicas, Instabilidade estrutural, Perfis formados a frio, Carregamento excêntrico, Racks.

## **ABSTRACT**

The cold-formed steel profiles, due to their versatility, economy and lightness, have been increasingly used in the steel construction. The workability found in the thin walled sections allows a wide variety of cross sections and uses. One of these uses is in the Industrial Storage Systems, usually called racks, in which the cold-formed steel profiles are used in most elements, including the uprights. These uprights have perforations along the length, in order to facilitate the assembly of the system as a whole. Studies on the influence of these perforations on the behavior and strength of the uprights are relatively recent. Then is necessary to study the usual modes of instability in sections with perforation and ultimate load of the elements. Moreover, the load on the uprights is not usual centered axial compression, considering the arrangement of the storage systems. The eccentricity of the load affects both the strength and failure mode of the members. The main target of this research is to contribute to the understanding of the influence of the perforations and the eccentricity in the uprights, as well as to evaluate the local and distortional modes of buckling considering the centered and eccentric axial load. The studies were performed using the Finite Element Method, using the ANSYS software. A study was carried out considering several perforations along the length of the uprights, being evaluated the influence of the size and the inclination of the perforations, and the variation of the web width, at buckling and ultimate load. In the mentioned study the upright was subject to centered axial load, and with the results it was evaluated the influence of the eccentricity for the arrangement of inclined perforations. At the end, new equations are proposed for the evaluation of the resistant capacity for the local and distortional buckling mode using the Direct Strength Method, which is foreseen in several normative prescriptions.

**Keywords:** Steel Structures, Structural instability, Cold-formed steel, Eccentric load, Racks.



## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>8</b>
1.1	Perfis formados a frio .....	8
1.2	Flambagem local, distorcional e global .....	8
1.3	Sistemas de armazenagem industrial .....	10
1.4	Revisão bibliográfica .....	13
1.5	Objetivos .....	21
1.6	Justificativa .....	22
1.7	Metodologia .....	23
1.8	Estrutura da dissertação .....	24
<b>2</b>	<b>ANÁLISE NUMÉRICA.....</b>	<b>25</b>
2.1	Geometria e identificação das colunas.....	25
2.2	Modelo numérico de elementos finitos.....	28
<b>2.2.1</b>	<b>Elementos .....</b>	<b>28</b>
<b>2.2.2</b>	<b>Refinamento da malha .....</b>	<b>29</b>
<b>2.2.3</b>	<b>Condições de contorno .....</b>	<b>31</b>
<b>2.2.4</b>	<b>Análise linear .....</b>	<b>32</b>
<b>2.2.5</b>	<b>Análise não-linear.....</b>	<b>33</b>
<b>3</b>	<b>ANÁLISE DE FLAMBAGEM ELÁSTICA DA SEÇÃO.....</b>	<b>35</b>
3.1	Teoria Generalizada de Viga (GBT).....	35
3.2	Cargas críticas de flambagem das seções com furos verticais.....	37
3.3	Cargas críticas de flambagem das seções com furos inclinados.....	44
<b>4</b>	<b>ANÁLISE DE CARGA MÁXIMA DA SEÇÃO.....</b>	<b>50</b>
4.1	Cargas máximas das seções com furos verticais .....	50
4.2	Cargas máximas das seções com furos inclinados.....	57
<b>5</b>	<b>ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE DE CARREGAMENTO</b>	<b>64</b>
5.1	Cargas críticas de flambagem elástica .....	64
5.2	Cargas máximas para carregamento excêntrico.....	67
<b>6</b>	<b>ANÁLISE TEÓRICA.....</b>	<b>71</b>
6.1	Método da Resistência Direta .....	72

6.2	Comparações entre o MRD (NBR 14762) e os resultados numéricos.....	75
<b>6.2.1</b>	<b>Seções com perfurações verticais .....</b>	<b>78</b>
<b>6.2.2</b>	<b>Seções com perfurações inclinadas .....</b>	<b>82</b>
6.3	Adequação das curvas do MRD (NBR 14762).....	86
<b>7</b>	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>91</b>
	<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>94</b>

## **1 INTRODUÇÃO**

### **1.1 PERFIS FORMADOS A FRIO**

Entende-se por perfis formados a frio, PFF, aqueles obtidos a partir do dobramento ou perfilagem, em temperatura ambiente, de chapas de aço (no Brasil a NBR 14762:2010 - Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio estabelece as prescrições para a análise de tais perfis). Tais chapas são geralmente de pequena espessura, a fim de garantir a trabalhabilidade necessária ao processo de conformação. As principais vantagens desses perfis são a variedade de seções transversais que podem ser obtidas, a versatilidade de aplicação, a facilidade na montagem e o reduzido peso de seus elementos, se comparados aos perfis laminados e soldados.

Devido à utilização de chapas finas, tais perfis apresentam relações elevadas de largura-espessura (esbeltez local), fazendo com que, de maneira geral, estejam mais suscetíveis aos fenômenos de instabilidade local de placa. Associado à relação do comprimento do elemento e do raio de giração da seção transversal, tem-se a esbeltez global que quando elevada, faz com que o elemento esteja suscetível à flambagem global. Adicionalmente, algumas geometrias de seção transversal dos PFF apresentam também o modo de flambagem distorcional da seção.

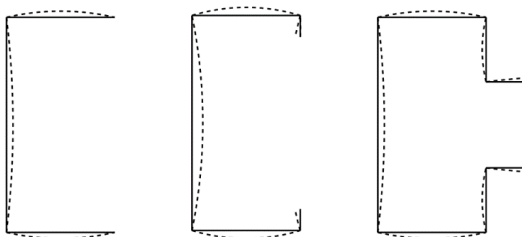
Destaca-se ainda o acoplamento destes modos de estabilidade que levam a um comportamento pós-crítico que influencia na capacidade de carga dos elementos.

A seguir tem-se uma breve descrição dos modos citados.

### **1.2 FLAMBAGEM LOCAL, DISTORCIONAL E GLOBAL**

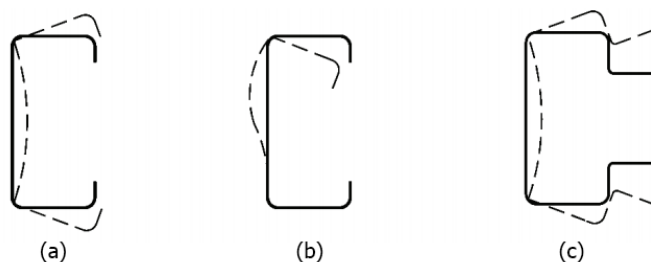
Os PFF são compostos por uma associação de placas compondo a seção transversal do perfil. O estudo do comportamento de placas esbeltas envolve a solução de equações de equilíbrio complexas e de difícil utilização em normas de projeto. Assim, faz uso de métodos simplificados de solução tais como o Método da Largura Efetiva (von Karman, 1932 e Winter, 1947 apud Sarmanho, 1991) e o Método da Seção Efetiva (Batista, 2009 e 2010). Os dois métodos são previstos em diversas normas de projeto em PFF, bem como na norma NBR 14762, a menos do Método da Seção Efetiva, que tem sua formulação prevista exclusivamente na norma brasileira.

A flambagem local de placa caracteriza-se pela perda de estabilidade na qual as paredes que constituem a seção transversal mudam de forma com deslocamentos laterais senoidais, mas os ângulos entre essas paredes mantêm-se inalterados, como exemplificado na Figura 1.1.



**Figura 1.1 – Flambagem local em seções U simples, U enrijecido e tipo rack.**

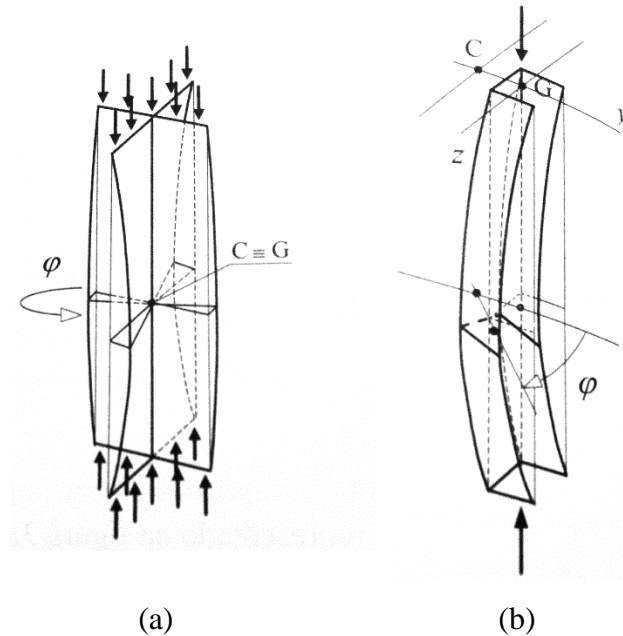
O modo de flambagem distorcional se caracteriza pela perda de estabilidade na qual as alterações na seção transversal acontecem com deslocamentos de pelo menos um dos vértices, como pode ser visto na Figura 1.2.



**Figura 1.2 – Flambagem distorcional: (a) U enrijecido sob compressão uniforme; (b) U enrijecido sob flexão simples; (c) Seção tipo rack sob compressão uniforme. (FONTE: NBR 14762:2010)**

A carga de flambagem associada ao modo distorcional, analogamente à flambagem local de placa, envolve soluções aproximadas e a análise da estabilidade elástica é necessária mesmo em normas de projeto. Assim, uma outra alternativa, também prevista nas prescrições normativas, para avaliar o modo local, distorcional, bem como os modos globais (descrito a seguir) e o acoplamento de diversos modos é a utilização do Método da Resistência Direta (Schafer, 2006). Este método é previsto em diversas normas de projeto, inclusive a NBR 14762:2010, em que utiliza análise da estabilidade que pode ser realizada pelo Método das Faixas Finitas (CuFSM) (Schafer e Àdani, 2006), Teoria Generalizada de Viga – GBT (GBTul) (Bebiano et al., 2008) e também pelo método dos elementos finitos como solução de problemas de autovalor e autovetor.

Com relação à flambagem global de elementos comprimidos, colunas, o modo se caracteriza quando o elemento perde estabilidade devido a deslocamentos laterais ao longo de seu comprimento. A flambagem global (Figura 1.3) de elementos comprimidos pode ser: por flexão em torno de um dos eixos da seção transversal; por torção em torno do eixo longitudinal ou, por flexo-torção, situação em que os dois tipos de flambagem ocorrem simultaneamente.



**Figura 1.3 – Flambagem global: (a) por torção e (b): por flexo-torção. (FONTE: SILVA et al., 2016)**

Deve-se ressaltar novamente que todos os modos de flambagem descritos podem ocorrer de formada isolada ou acoplados (simultâneos), dependendo do comprimento e da forma da seção transversal do elemento.

### 1.3 SISTEMAS DE ARMAZENAGEM INDUSTRIAL

Os sistemas de armazenagem industrial (Figura 1.4) são estruturas utilizadas para armazenar produtos manufaturados e são conhecidos também como racks. Variam de pequenas estantes carregadas manualmente até estruturas de mais de 30 m de altura com carregamento automatizado. São, em geral, construídos em PFF, com seções especialmente desenvolvidas para facilitar sua montagem e com perfurações ao longo de seu comprimento para facilitar as ligações (Freitas et al., 2003).

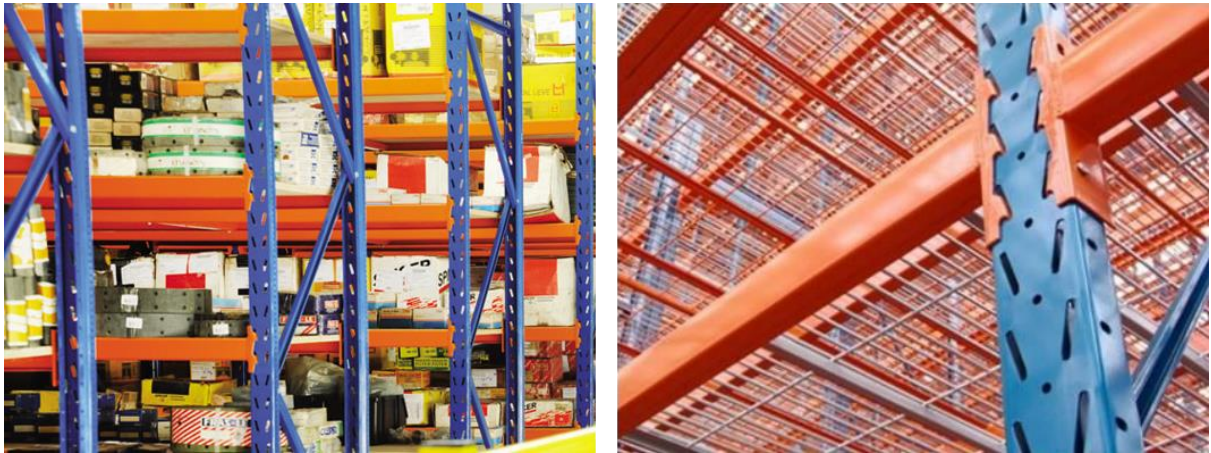


Figura 1.4 – Sistema de armazenagem industrial. (FONTE: ÁGUIA, 2017)

Devido a utilização de perfis de seção esbelta, os elementos constituintes desses sistemas estão sujeitos aos fenômenos de instabilidade anteriormente citados. A existência das perfurações ao longo do comprimento modificam o comportamento estrutural bem como a capacidade de carga da estrutura. As principais categorias de sistemas de armazenagem são o *porta-pallets* e o *drive-in* (Figura 1.5).

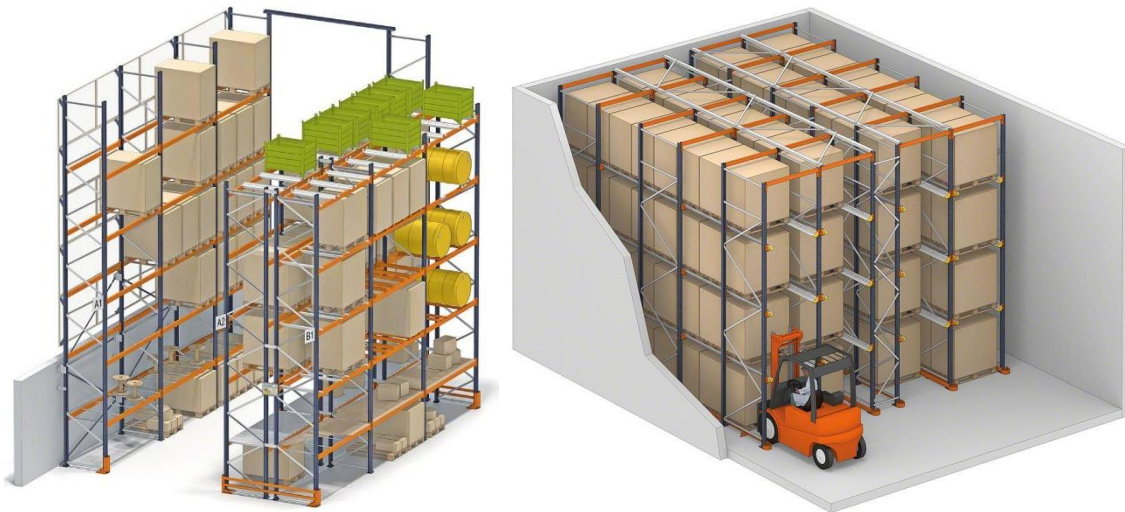


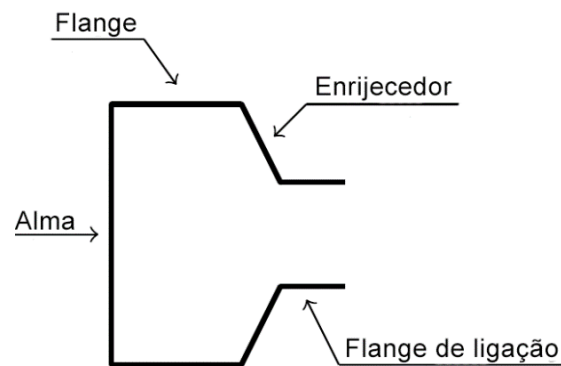
Figura 1.5 – Sistema de armazenagem *porta-pallets* e *drive-in*. (FONTE: MECALUX, 2017)

O sistema *porta-pallets* é o mais largamente utilizado devido à sua simplicidade operacional, bem como estabilidade estrutural, uma vez que devido à presença das longarinas, o

sistema encontra-se travado em um dos eixos principais. Para que seja possível o acesso aos produtos com a empilhadeira, corredores de acesso precisam ser previstos.

Já no sistema *drive-in* as longarinas transversais não são utilizadas, a fim de que seja possível o deslocamento da empilhadeira em seu interior. Sendo assim, torna-se mais suscetível à perda da estabilidade, dando assim maior importância aos contraventamentos para a estabilidade do sistema. Como a empilhadeira desloca-se no interior do sistema, não é necessário a utilização de corredores de acesso, possibilitando um melhor aproveitamento do espaço de armazenagem em relação ao utilizado nos sistemas *porta-pallets*.

A seção comumente utilizada nas colunas de tais sistemas é a tipo rack ou garrafa, cuja nomenclatura dos componentes da seção, bem como sua forma, estão apresentados na Figura 1.6. A forma da seção tipo rack confere à coluna a facilidade na montagem do sistema com relação a fixação dos elementos de contraventamento, bem como das longarinas (Figura 1.7).



**Figura 1.6 – Seção tipo rack.**



**Figura 1.7 – Fixação dos elementos de contraventamento e longarinas.**

## 1.4 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Devido ao crescente uso dos sistemas rack, há uma demanda maior no aprofundamento dos estudos da estabilidade e comportamento de seus elementos, o que tem sido realizado por diversos grupos de pesquisas. Como exemplo podem ser citadas as pesquisas desenvolvidas por Casafont et al. (2012, 2014, 2016), Camotim et al. (2007) e Rasmussen et al. (2009, 2016), Schafer (2002, 2006, 2008), com grande contribuição para o desenvolvimento de estudos sobre o comportamento de perfis formados a frio e dos sistemas de armazenagem. Recentemente, Shah et al. (2016) realizaram uma vasta revisão sobre as principais pesquisas e avanços no projeto e comportamento dos sistemas de armazenamento. A seguir é realizado um resumo de algumas dessas pesquisas.

Sarmanho (1991) realizou um estudo teórico-experimental do comportamento pós-crítico de perfis de chapa dobrada e paredes esbeltas sob o efeito da flambagem local, quando submetidos à compressão centrada. O programa experimental foi constituído de três corpos de prova com seção do tipo U enrijecido. Com base nos resultados experimentais, definiu-se uma equação polinomial que representasse o comportamento pós-crítico até a carga máxima. Através de análise numérica, concluiu-se que a formulação proposta é mais adequada do que aquelas contidas em normas de projeto com melhor representação do comportamento das paredes esbeltas em estudo.

Miller e Pekoz (1994) estudaram os efeitos do carregamento excêntrico na resistência axial de perfis formados a frio com seção U enrijecido. As principais causas dessas excentricidades são a mudança do centro geométrico efetivo devido à flambagem local, desalinhamento na fase de construção, imperfeições iniciais e momento aplicados pelas conexões entre elementos. Foram investigados 48 corpos de prova. Os resultados experimentais foram comparados com abordagem de flambagem por flexão e por flexo-torção apresentada no American Iron and Steel Institute (AISI, 1986). Demonstrou-se que a resistência axial é altamente sensível a pequenas excentricidades, como 2,5 mm.

Vazquez (1998) realizou um estudo teórico-experimental sobre a flambagem local, distorcional e global de perfis de chapa dobrada sob compressão centrada, enfatizando o modo distorcional. A análise experimental foi feita com três geometrias de seção do tipo rack, em duas etapas: colunas de comprimento curto (modo local) e de comprimento intermediário (modo distorcional). Concluiu-se que para certas geometrias de seção transversal, a flambagem distorcional pode ser dominante, confirmando a previsão teórica.



Oliveira (2000) realizou um estudo dos sistemas de armazenagem industriais, com ênfase ao sistema *drive-in*. Realizou-se um programa experimental para avaliar os valores de rigidez das ligações entre a longarina e a coluna e entre o braço e a coluna. Tais resultados encontraram boas correlações com os valores fornecidos pelas prescrições do RMI (Rack Manufacturers Institute).

Vazquez (2002) apresentou os resultados de um estudo teórico-experimental sobre os modos local, distorcional e global de perfis de chapa dobrada do tipo rack, com objetivo de analisar a influência do fenômeno da flambagem torcional. Realizou-se um estudo paramétrico para definir as geometrias das seções transversais e os comprimentos dos protótipos. Os resultados experimentais foram comparados aos teóricos obtidos para a carga máxima, a fim de contribuir para o projeto destes perfis. Concluiu-se que a flambagem distorcional não apresentou reserva de resistência pós-crítica, além de grande suscetibilidade às imperfeições geométricas iniciais, necessitando de um tratamento específico, utilizando curvas de resistência mais conservadoras.

Schafer (2002) realizou um estudo sobre os modos de flambagem associados aos perfis formados a frio (local, distorcional e global) baseado nas equações analíticas encontradas em normas de projeto. Percebeu-se que existe inconsistência entre resultados analíticos e experimentais. Observou-se que as especificações normativas ignoram a interação da flambagem local e não indicam uma verificação clara do modo distorcional. Através de experimentos observou-se uma inconsistência entre resultados analíticos e experimentais. Portanto, propôs um novo método para incorporar explicitamente os modos de flambagem, que não necessitasse dos cálculos de largura efetiva e propriedades efetivas, que evitasse erros sistemáticos através de predições mais confiáveis e fornecesse um procedimento racional para o dimensionamento desses perfis.

Campos (2003) apresentou um estudo teórico-experimental sobre o comportamento de sistemas de armazenagem industrial do tipo *drive-in*. As prescrições de norma do RMI foram utilizadas com modificações, a fim de que o sistema *drive-in* fosse abrangido. Concluiu-se que a análise não-linear é mais adequada em função da não-linearidade do comportamento dessas estruturas; a análise tridimensional é recomendada devido à interação entre os elementos da estrutura, e os resultados experimentais apresentam maiores valores de momento fletor do que os obtidos numericamente.

Souza (2005) estudou o sistema de armazenagem do tipo *drive-in*, avaliando o comportamento global do sistema e a interação de seus componentes. Os resultados dos ensaios

experimentais foram comparados com os valores numéricos, obtidos utilizando o software ANSYS (ANSYS (2016)). A ligação da placa de base com o bloco de concreto foi simulada como rótula, engaste e ligação semirrígida. Determinou-se que o comportamento real da estrutura se aproxima do modelo rígido. Já para as ligações garra/coluna, a consideração de engaste produz valores não conservadores, mostrando que a semirrígidez da ligação entre longarinas e colunas deve ser considerada.

Schafer e Yu (2006) realizaram ensaios com perfis formados a frio do tipo U enrijecido e Z sem contenções laterais. Os modos de instabilidade avaliados foram o local, distorcional e o lateral por torção. A análise foi feita de maneira a permitir o modo distorcional de flambagem, mas restringir ao máximo possível a flambagem lateral por torção. Como esperado, observou-se que a flambagem distorcional provoca maiores reduções na capacidade resistente quando esta é o critério de falha, ao invés da flambagem local. Com esses resultados, verificou-se que as normas, americana e canadense, uma vez que focam primariamente no modo de flambagem local, proporcionam resultados não conservadores, diferente da norma australiana e do método da resistência direta, nas quais existem métodos explícitos para determinar a capacidade no modo distorcional, resultando em previsões mais confiáveis e precisas.

Souza et al. (2006) apresentaram um estudo numérico de colunas de seções do tipo U enrijecido com enrijecedores intermediários na alma, sob compressão axial. A análise numérica foi realizada através do Método dos Elementos Finitos via software ANSYS, com obtenção das cargas críticas de flambagem e modos associados (análise linear) e do comportamento pós-crítico (análise não-linear). Concluiu-se que apesar de proporcionar grande rigidez às seções, o acréscimo de enrijecedores intermediários induzem à intensificação do modo de flambagem distorcional.

Ribeiro (2006) realizou uma análise experimental em colunas curtas com seção tipo rack de diversas espessuras, com e sem perfuração, com o objetivo de avaliar a influência das perfurações na capacidade de carga e no comportamento dos elementos. Concluiu que a capacidade de carga é fortemente influenciada pela presença de furos e que as regiões próxima às perfurações apresentam maiores níveis de deformações. Também verificou que as prescrições da NBR 14762 no cálculo de carga nominal de colunas perfuradas apresentam valores satisfatórios e com maior segurança que os métodos indicados pelo RMI.

Leece e Rasmussen (2006a, 2006b) estudaram o modo de flambagem distorcional em perfis formados a frio de aço inoxidável sob compressão centrada. Um total de 19 corpos de prova foram

ensaios e falharam pelo modo de flambagem distorcional. A não-linearidade física mostrou maior influência nas seções com enrijecedores intermediários. Os resultados mostraram que a não-linearidade física do material e as propriedades dos enrijecedores governam a carga máxima da seção, enquanto a anisotropia do material tem pouco efeito.

Zhang et al. (2007) apresentaram uma análise numérico-experimental de perfis formados a frio do tipo U enrijecido com três tipologias de enrijecedores de borda inclinados. Um total de 36 corpos de provas foram ensaiados sob compressão, considerando a coluna biapoiada. As não-linearidades física e geométrica, foram incorporadas ao modelo numérico. Como a capacidade de carga e o modo de falha são altamente influenciados pela posição da aplicação da carga, a excentricidade real do carregamento foi medida através de extensômetros localizados a meia-altura das colunas. Os resultados indicaram que o ângulo de inclinação dos enrijecedores e a posição da carga afetam significativamente a capacidade máxima de carga e o modo de falha das colunas. Os resultados numéricos são condizentes com os valores encontrados experimentalmente para carga máxima e modo de falha.

Camotim et al. (2007) desenvolveram um estudo numérico considerando o comportamento elástico e elasto-plástico de perfis U enrijecidos afetados pela interação dos modos de flambagem local de placa e distorcional. A análise numérica foi realizada através do Método dos Elementos Finitos, via software ABAQUS, discretizando a coluna com elementos de casca. A coluna foi modelada como sendo biapoiada com dimensões de seção transversal que garantem tensões críticas de flambagem local e distorcional próximas, a fim de maximizar a interação entre os modos. Também foram inseridas imperfeições iniciais baseadas em combinações dos modos críticos. Verificou-se que em estágio pós-crítico avançado as trajetórias de equilíbrio elástica e elasto-plástica convergem para duas curvas, correspondendo predominantemente ao acoplamento dos modos distorcionais. As imperfeições geométricas iniciais do modo puramente distorcional são as mais críticas em relação à capacidade resistente da coluna tanto elástica quanto elasto-plástica.

Moen e Schafer (2008) realizaram um estudo objetivando a expansão do Método da Resistência Direta para perfis formados a frio com perfurações. As propriedades de flambagem elástica de placas retangulares, vigas e colunas em PFF incluindo a presença de furos foram estudadas utilizando elementos de casca via Método dos Elementos Finitos. Os estudos indicaram que a carga crítica de flambagem elástica pode aumentar ou diminuir com a presença dos furos, dependendo da geometria do elemento, tamanho espaço e localização dos furos. Também realizou-

se experimentos para observar a interação entre a carga crítica de flambagem e carga máxima. Os resultados numérico possibilitaram a validação do modelo numérico desenvolvido no ABAQUS. Finalmente, foram desenvolvidas equações para O MRD que levam em conta a presença das perfurações.

Casafont et al. (2009) realizaram um procedimento de análise que permite calcular as cargas críticas de flambagem distorcional de perfis formados a frio de paredes finas e seção transversal aberta sob compressão, via Método dos Elementos Finitos (MEF). O cálculo é realizado aplicando restrições aos modelos de elementos finitos, buscando desacoplar os modos de deformação por flambagem. Inicialmente, através da Teoria Generalizada de Vigas (GBT) determina-se quais as restrições devem ser aplicadas ao modelo de elemento finito. Em seguida, uma análise linear de flambagem do modelo de elemento finito restringido é realizada, determinando as cargas de flambagem do modo distorcional. Tais cargas são bastante precisas quando comparadas às encontradas através da análise GBT. A ideia do método é forçar o membro a flambar na análise GBT através da restrição dos graus de liberdade da malha. A principal contribuição do estudo é aplicar os conceitos da GBT e das Faixas Finitas com Restrições (cFSM) ao Método dos Elementos Finitos (MEF), tendo em vista o modo distorcional de flambagem.

Rasmussen e Gilbert (2009) realizaram testes experimentais em componentes do sistema de armazenagem industrial. O estudo explicou o teste sugerido na norma europeia EN 15512 (2009), em que são prescritas especificações para medir a rigidez das placas de base dos sistemas rack. Propuseram uma correta localização dos transdutores a fim de melhorar a captura do comportamento das placas de base e também foi proposto um método alternativo para determinar com precisão o deslocamento global das colunas.

Silva (2011) realizou um estudo teórico-experimental de colunas curtas perfuradas com carregamento centrado, analisando a influência dos furos no comportamento local. A análise numérica foi realizada através do Método dos Elementos Finitos via software ANSYS. A comparação dos resultados experimentais e numéricos indicaram boa correlação no que diz respeito ao comportamento das colunas e às cargas críticas de flambagem.

Baldassino e Zandonini (2011) realizaram ensaios experimentais de elementos utilizados em sistemas de armazenagem do tipo rack. Foram feitos ensaios de coluna curta e dos painéis contraventados, conforme prescrição da norma europeia EN 15512:2009. Tiveram como conclusão que a avaliação teórica da rigidez ao cisalhamento supera substancialmente o valor experimental,

em função de variáveis como excentricidade de carregamento e flexão nos parafusos de conexão não serem consideradas nos modelos teóricos.

Gilbert e Rasmussen (2011a, 2011b) apresentaram uma configuração para um ensaio experimental de impacto num sistema *drive-in* e os resultados obtidos no mesmo. Os resultados numéricos do modelo em elementos finitos apresentaram boa correlação com os dados experimentais. Também foram feitos estudos paramétricos a fim de identificar fatores que influenciasses os sistemas de armazenagem em relação ao impacto. Um modelo simplificado de uma empilhadeira que permite calcular a força de impacto do veículo na estrutura foi apresentado.

Miranda (2011) avaliou os sistemas de armazenamento do tipo *porta-pallets*, com ênfase no comportamento do sistema e na rigidez das ligações destas estruturas, baseando-se nas prescrições do RMI. O estudo numérico foi realizado através do método dos elementos finitos, utilizando o programa ANSYS. Os modos de colapso numérico e experimental coincidiram e a diferença entre os valores de rigidez da ligação obtidos pelos modelos numérico e experimental ficou abaixo de 10%, o que evidencia a viabilidade do modelo numérico proposto.

Casafont et al. (2011) realizaram um estudo para avaliar dois métodos alternativos de projeto de colunas curtas do tipo rack com perfurações sob compressão, focando no modo de flambagem local. O primeiro, analítico, baseou-se na Norma Europeia, um método tradicional que envolve a determinação da largura efetiva de cada parte da seção submetida à compressão. E o segundo, numérico, aplicando uma análise de elementos finitos, considerando as não-linearidades física e geométrica. Ambos os métodos mostraram-se capazes de determinar a área efetiva e a posição do centro de gravidade efetivo. Os resultados dos dois métodos foram comparados com os obtidos experimentalmente. O programa experimental contou com vinte séries de protótipos, cada série contendo cinco corpos de provas. Concluiu-se que apesar da Norma Europeia apenas aceitar o método experimental para projeto de seções perfuradas, os dois modelos propostos no estudo apresentaram bons resultados em termos de projeto e otimização.

Casafont et al. (2012) realizaram um estudo para estimar a capacidade de carga de colunas compostas por perfis formados a frio do tipo rack sem perfurações através de análise não-linear via Método dos Elementos Finitos. Tal análise é levada em consideração introduzindo imperfeições geométricas iniciais ao modelo linear. Três metodologias foram apresentadas para determinação dessas imperfeições: a primeira utiliza a configuração do primeiro modo de flambagem; a segunda corresponde a uma metodologia interativa em que se utiliza o modo de flambagem que resulte

numa menor carga máxima; a terceira combina a análise de elementos finitos com a Teoria Generalizada de Vigas de maneira a determinar a participação modal e gerar uma imperfeição geométrica que seja combinação desses modos e resulte na menor carga máxima. Mostrou-se que comumente a forma das imperfeições que leva à menor carga máxima é similar ao modo de falha determinado experimentalmente.

Souza (2013) realizou uma análise teórico-experimental em perfis formados a frio do tipo rack sob compressão centrada, visando avaliar a influência das perfurações na ocorrência dos modos local, distorcional e global de flambagem, bem como a possível interação dos mesmos. Para realização do estudo numérico e definição das geometrias e comprimentos foram utilizadas a Teoria Generalizada de Vigas (GBT) e o Método dos Elementos Finitos (MEF). O carregamento foi considerado centrado e as condições de apoio simularam rótulas (colunas biapoiadas). Comparando-se os resultados numéricos e experimentais, a dispersão máxima encontrada foi de 5,4%, indicando uma boa correlação dos dados, validando o modelo numérico realizado via MEF.

Casafont et al. (2014) realizaram um estudo para avaliar a sensibilidade da análise não-linear de acordo com a amplitude das imperfeições geométricas utilizadas. O estudo é focado em seções tipo rack com e sem perfurações submetidas a compressão. Três comprimentos de colunas foram escolhidos a fim de representarem os modos local, distorcional e global de maneira que o acoplamento de modos não foi considerado no estudo. Os resultados mostraram que tanto a carga máxima quanto o modo de colapso são sensíveis à amplitude da imperfeição, especialmente no caso da flambagem distorcional. Não foram encontradas diferenças significativas, em termos de imperfeições geométricas iniciais, nas seções com e sem perfurações.

Torabian et al. (2015) realizaram um programa experimental incluindo 55 perfis formados a frio do tipo U enrijecidos com comprimentos de 205 mm, 610 mm e 1219 mm. Os corpos de prova foram testados a uma grande variedade de cargas axiais excêntricas com a intenção de explorar o comportamento da viga-coluna sob compressão axial combinada à flexão nos eixos de maior e menor inércia. Um equipamento de carregamento foi projetado e utilizado para aplicar as cargas excêntricas aos protótipos. Determinou-se que a excentricidade do carregamento e as distribuições de tensão na seção transversal desenvolvidas por conta dessa excentricidade são importantes parâmetros no estudo de mecanismos de falha, como as flambagens local e distorcional. Aferiu-se também que o aumento do comprimento das vigas-colunas altera os resultados, todavia, na maioria dos casos estudados o mecanismo de falha se mantém o mesmo.

Em adição, foi verificado que a ductilidade do material é fortemente correlacionada com o grau de excentricidade da carga axial, e as excentricidades do eixo de menor inércia conduzem aos resultados mais dúcteis no geral.

Casafont et al. (2016) realizaram um estudo para analisar a influência da associação de carregamento axial e momento fletor em seções tipo rack através de duas metodologias. A flexão foi induzida através de aplicação de carregamento axial excêntrico. A influência da combinação entre carregamento axial e de flexão foi analisada através do Método dos Elementos Finitos. O primeiro método não considerou as tensões residuais e o aumento da resistência devido ao processo de dobragem. A segunda metodologia leva em conta as tensões residuais e o ganho de resistência devido ao encruamento das dobras, obtidas através do software COPRA RF. A principal vantagem da segunda metodologia é a falta de necessidade de introduzir uma imperfeição geométrica arbitrária como estado inicial para análise não-linear.

Rasmussen e Cardoso (2016) apresentaram um estudo que levou ao desenvolvimento de um modelo em elementos finitos para análise avançada de sistemas rack. O modelo de elemento finito é baseado em elementos de casca e incorpora imperfeições geométricas e o comportamento semirrígido das ligações entre as longarinas e colunas. As imperfeições geométricas foram consideradas deslocando os nós do modelo de acordo com combinações dos modos de flambagem. O comportamento semirrígido das ligações é implementado utilizando uma curva de momento-rotação. O modelo se mostrou capaz de determinar com precisão a carga máxima da estrutura, sendo adequado para análise avançada.

Faria (2016) apresentou um estudo numérico e experimental de perfis formados a frio com seção do tipo rack com perfurações ao longo do seu comprimento. O estudo tinha como objetivo a avaliação dos modos de instabilidade local e distorcional, considerando a influência dos furos no comportamento estrutural do perfil. Para o estudo numérico, utilizou-se o Método dos Elementos Finitos, via software ANSYS, calibrado pela Teoria Generalizada de Vigas, via software GBTul. O estudo experimental foi realizado com 18 ensaios sob carregamento axial sem excentricidade. Os resultados numéricos e experimentais quando confrontados apresentaram uniformidade, validando o modelo numérico realizado.

Zhao et al. (2017) realizaram um estudo de campanha experimental para avaliar o comportamento de colunas de seção rack de sistemas de armazenagem submetidas à compressão axial. O foco do estudo é a investigação da influência das perfurações no comportamento e modo

de falha das colunas. O acoplamento dos modos distorcional-global foi discutido e uma nova equação para o Método da Resistência Direta foi proposta, a fim de que os efeitos das perfurações sejam levados em consideração.

Salles (2017) realizou um estudo da flambagem distorcional em PFF de seção U enrijecido submetidos à compressão uniforme. Apresentou modelos e equações racionais para descrever o modo distorcional, aplicando o Método do Quociente de Rayleigh. Uma campanha experimental, de uma coluna biengastada afetada pelo modo distorcional foi também conduzida e percebeu-se que as estimativas de força crítica pelo Método de Southwell Plot se distanciaram do valor teórico do GBTul.

Silva (2017) realizou um estudo sobre a verificação das curvas distorcionais do Método da Resistência Direta colunas em PFF com seções rack apresentando ou não perfurações ao longo do comprimento. Inicialmente realizou uma análise modal da seção maciça via GBTul. Em outro momento, realizou análise das colunas via ANSYS, considerando os efeitos das não-linearidades física e geométrica. Por fim, comparou os resultados numéricos com as previsões oriundas do MRD que consta no anexo C da NBR 14762:2010.

## **1.5 OBJETIVOS**

Este trabalho tem como objetivo geral avaliar a influência das perfurações na estabilidade e carga máxima dos perfis formados a frio do tipo rack sob carregamento centrado e excêntrico.

Como objetivos específicos, podem ser destacados:

- análise dos modos de estabilidade e carga máxima de colunas com carregamento centrado, considerando a variação da esbeltez da alma, do tamanho e angulação das perfurações;
- análise dos modos de estabilidade e carga máxima de colunas com carregamento excêntrico, considerando a variação da esbeltez da alma e tamanho das perfurações;
- proposição de formulação teórica para a capacidade resistente de elementos comprimidos com perfurações e modos de flambagem local e distorcional.



## 1.6 JUSTIFICATIVA

Os perfis formados a frio têm apresentado uma crescente utilização devido às suas características, principalmente economia e versatilidade. Uma de suas aplicações é a construção de sistemas de armazenagem, os racks, em que as colunas são em PFF com tipologia de seção e perfurações ao longo de seu comprimento que visam facilitar a montagem. Todavia, ao utilizar perfis com esbeltez elevada, os fenômenos de instabilidade locais, distorcionais e globais são intensificados.

Somado a isso, devido à forma de fixação das longarinas nos sistemas de armazenagem, as colunas quase sempre estarão submetidas a carregamento axial excêntrico, portanto sob efeito de momentos fletores. Destaca-se que perfis de seção aberta em PFF tem grande sensibilidade à carregamentos excêntricos, influenciando sobremaneira a capacidade máxima e o modo de falha do elemento.

As normas de projeto atuais consideram em suas formulações a influência dos modos de flambagem na capacidade de carga resistente para seções sem perfurações. Contudo, em relação às seções com perfurações, são poucos os estudos que consideram a influência desses furos na capacidade resistente dos elementos comprimidos seja com carregamento centrado como também excêntrico.

As normais brasileiras NBR 15524-1:2007 - Sistemas de armazenagem Parte 1: Terminologia e NBR 15524-2:2007 - Sistema de armazenagem Parte 2: Diretrizes para o uso de estruturas tipo porta-paletes seletivos orientam o projeto, o cálculo, a montagem e a utilização dessas estruturas. Todavia, possuem caráter empírico, prescrevendo ensaios experimentais para avaliar a capacidade de carga de tais elementos.

Os estudos de Freitas et al. (2013), Souza (2005, 2013) e Faria (2016) indicam a continuidade do presente trabalho, que vem contribuir nessa linha de pesquisa, fomentando uma colaboração para as pesquisas que apreciam a presença das perfurações e de cargas excêntricas, como objetivo também o aperfeiçoamento futuro de prescrições normativas relacionadas existentes.

## 1.7 METODOLOGIA

Na primeira etapa do trabalho, foi realizada uma análise numérica linear, a fim de que os modos de flambagem e cargas críticas associadas (problema de autovalor) fossem determinados. O modelo numérico foi desenvolvido em elementos finitos, via software ANSYS (ANSYS, 2016). Um total de 160 seções foram analisadas, variando o comprimento de 100 mm a 3000 mm. Nessa fase foram analisadas seções com variação da esbeltez da alma, do tamanho das perfurações, bem como suas angulações para carregamento centrado.

A partir dos resultados da análise linear, foi realizada uma análise numérica não-linear, considerando as não-linearidades física (plasticidade do aço) e geométrica (imperfeições). Esta última foi obtida através da indução de imperfeições geométricas utilizando-se o primeiro modo de flambagem da análise linear. Nesta etapa foram obtidas as cargas máximas para comprimentos variando de 300 mm a 1500 mm, tendo em vista os comprimentos destravados usualmente utilizados nas colunas dos sistemas de armazenagem. Nos modelos analisados foram analisadas seções com variação da esbeltez da alma, do tamanho e angulação das perfurações, bem como suas angulações para carregamento centrado.

Para avaliar a influência da excentricidade do carregamento presente nos elementos comprimidos dos sistemas de armazenagem em função da forma de fixação das longarinas (eixo de maior inércia), realizou-se a análise linear e não linear análogas às anteriores. As análises foram definidas a partir dos resultados das colunas centradas e consideraram uma angulação, variação de esbeltez e tamanho das perfurações.

Por último, a influência das perfurações nos modos de flambagem das colunas centradas e nas cargas máximas obtidas na análise não-linear, foi comparada com os valores encontrados utilizando o Método da Resistência Direta do Anexo C da NBR 14762:2010. Com a comparação é proposta uma nova formulação para determinar a força axial de compressão resistente associada a flambagem local e a distorcional.

## 1.8 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

No capítulo 2 são apresentados os tipos de análises numéricas desenvolvidas em elementos finitos usando o software ANSYS. São descritos os parâmetros de entrada, a malha, elementos, análises e as condições de contorno utilizadas.

No capítulo 3 são apresentados os resultados numéricos para a análise de flambagem elástica das seções, ou seja, as cargas críticas e os modos de flambagem associados das seções com perfurações verticais e inclinadas, bem como as diferentes esbeltezas da alma consideradas nesse estudo.

No capítulo 4 são apresentados os resultados para as cargas máximas da análise não-linear, considerando a variação do tamanho das perfurações, angulações e esbeltezas da alma.

No capítulo 5 tem-se os resultados numéricos de flambagem elástica e carga máxima para colunas com diferentes excentricidades em relação ao eixo de maior inércia, e considerando a angulação fixa e variação de tamanho da perfuração e esbeltez da alma.

No capítulo 6 os resultados da análise não-linear são comparados àqueles obtidos pelo Método da Resistência Direta (MRD) do Anexo C da NBR 14762:2010. Também são apresentadas novas formulações para o MRD, de modo a que as perfurações possam ser consideradas.

No capítulo 7 são apresentadas as considerações finais da pesquisa, bem como as sugestões para trabalhos futuros.

## 2 ANÁLISE NUMÉRICA

A utilização de modelos numéricos na análise estrutural é de suma importância, uma vez que quando os mesmos estão calibrados com resultados experimentais, proporcionam economia em relação a redução ou eliminação de ensaios em laboratório. No presente trabalho o estudo numérico foi realizado utilizando a Teoria Generalizada de Vigas (GBT) via software GBTul (Bebiano et al., 2008) e o Método dos Elementos Finitos (MEF) via software ANSYS. O primeiro para validar o modelo numérico em elementos finitos e em seguida foi utilizado o MEF para as análises linear e não-linear das colunas.

Foram estudadas 20 seções transversais tipo rack, variando-se a largura da alma (80 mm, 90 mm, 94 mm, 110 mm e 120 mm) e as espessuras da chapa (1,4 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm). Além disso, também foi realizada uma análise paramétrica com 10 diferentes tipologias de furos, gerando um total de 160 modelos.

Com relação às seções, dividiu-se os estudos em dois grupos: o primeiro utilizou como base o padrão de furos retangulares e verticais de Faria (2016); o segundo, utilizando as variações de seções e espessuras anteriores, inseriu os furos com inclinação.

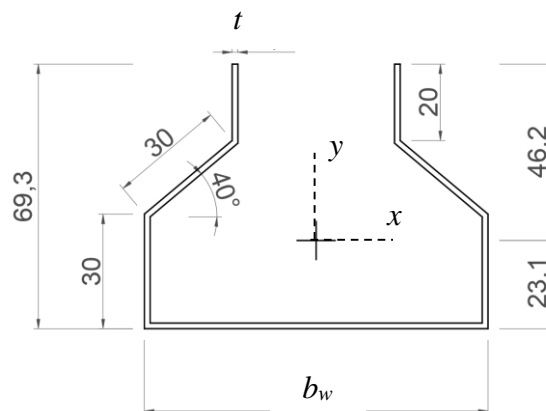
### 2.1 GEOMETRIA E IDENTIFICAÇÃO DAS COLUNAS

Como foram utilizadas diversas seções, procurou-se criar uma nomenclatura que facilitasse a identificação das colunas e os parâmetros que foram variados. Por exemplo, a coluna V-80-1,4-F10%, indica furo vertical, largura da alma da seção transversal,  $b_w$ , de 80 mm, espessura,  $t$ , de 1,4 mm e a existência de furo com altura igual a 10% de  $b_w$ . Já a coluna I-110-2,25-F37mm-10°, apresenta furo inclinado, largura de 110 mm, espessura de 2,25 mm, altura de furo de 37mm e ângulo de inclinação entre dois furos igual a 10°. A Tabela 2.1 organiza a nomenclatura utilizada:

**Tabela 2.1 – Nomenclatura dos perfis utilizados.**

Descrição: Q-WWW-XX-YYY-ZZ	
Q	Furos verticais: V Furos inclinados: I
WWW	Largura da alma ( $b_w$ ): 80 mm, 90 mm, 94 mm, 110 mm e 120 mm
XX	Espessura da seção ( $t$ ): 1,4 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm
YYY	Altura de furos de 10% a 40% de $b_w$ : F10%, F20%, F30% e F40% (nomenclatura utilizada para os furos verticais)
	Altura de furos de 25 mm, 31 mm e 37 mm: F25mm, F31mm, F37mm (nomenclatura utilizada para os furos inclinados)
ZZ	Angulação dos furos: 10° e 30°

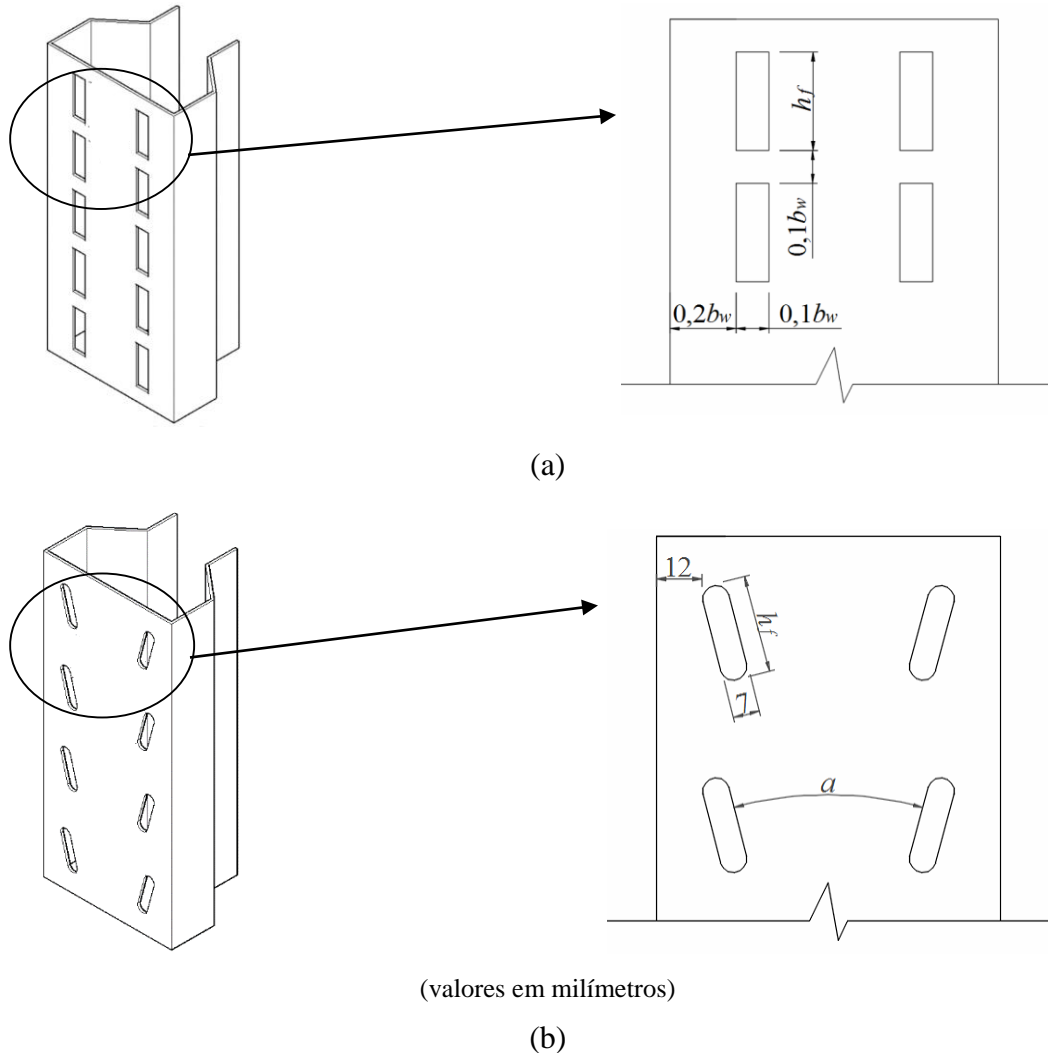
A Figura 2.1 apresenta as dimensões da seção transversal estudada. Com exceção da largura da alma,  $b_w$ , e da espessura da chapa,  $t$ , todas as outras dimensões foram mantidas constantes. A motivação da variação foi o estudo do modo local de placa sob efeito das perfurações e desta variação conjugada com o modo distorcional.

**Figura 2.1 – Dimensões da seção transversal dos modelos analisados (em milímetros).**

Com relação às perfurações, na Figura 2.2 tem-se um esquema das duas tipologias de perfurações utilizadas, segundo suas angulações, vertical e inclinada. As alturas dos furos verticais,

como visto anteriormente, variam de 10% a 40% da largura de alma utilizada, adotou-se 10% de  $b_w$  para distância entre os furos. Com relação a base dos furos tem-se o mesmo valor de 10% de  $b_w$ . Para a distância da extremidade da alma à parede externa do furo adotou-se o valor de 20% de  $b_w$ . As dimensões foram escolhidas de modo a fornecer uma correlação entre a perfuração e a largura da alma e proporcionar uma melhor adequação da malha utilizada nas análises.

Já para os furos inclinados, as alturas apresentam valores constantes de furo,  $h_f$ , e iguais a 25 mm, 31 mm e 37 mm, independente da largura de alma utilizada. A motivação para não variação dessas dimensões é a padronização em função da fixação da longarina na coluna que é feita por meio das perfurações e são padronizadas para quaisquer dimensões. Além disso, e pelo mesmo motivo, a distância da extremidade da alma à parede externa superior do furo também se manteve constante e igual a 12 mm (ver Figura 2.2b).



**Figura 2.2 – Perfurações estudadas: (a) verticais e (b) inclinadas.**

Na Figura 2.3 apresentam-se as dez tipologias de furos estudadas.

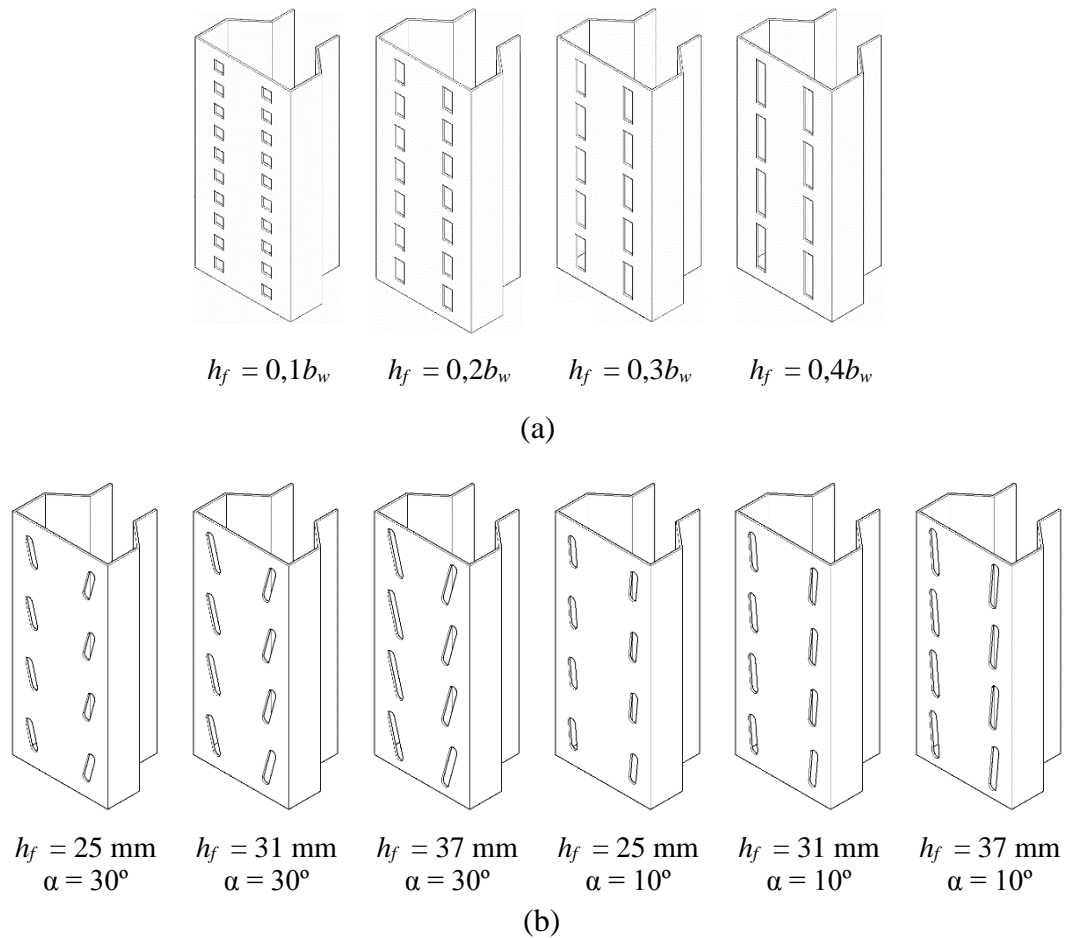


Figura 2.3 – Tipologias de perfurações utilizadas nas análises numéricas: (a) verticais e (b) inclinadas.

## 2.2 MODELO NUMÉRICO DE ELEMENTOS FINITOS

### 2.2.1 Elementos

O modelo numérico utilizando o Método dos Elementos Finitos tem como base os trabalhos de Souza (2013) e Faria (2016). O modelo é composto por uma coluna com seção do tipo rack, utilizando o elemento SHELL181 (Figura 2.4) conforme estudos anteriores (Silva, 2011; Souza, 2013) que preconizam a utilização do mesmo, uma vez que apresenta resultados mais próximos

quando comparados aos valores obtidos no GBTul. Tal elemento possui quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó.

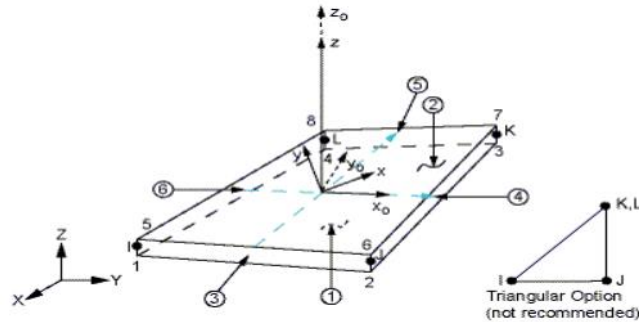


Figura 2.4 – Elemento SHELL181. (FONTE: ANSYS)

A fim de que o empenamento fosse restringido, foram modeladas chapas retangulares de 200 mm x 200 mm nas extremidades das colunas. As chapas são representadas pelo elemento SOLID45 (Figura 2.5), definido por oito nós, com três graus de liberdade (translações) em cada nó. Essas chapas foram modeladas para se comportarem como elementos de rigidez bastante elevada, a fim de que não se deformassem. Para isso, o módulo de elasticidade empregado nas mesmas foi cem vezes maior que aquele considerado no perfil.

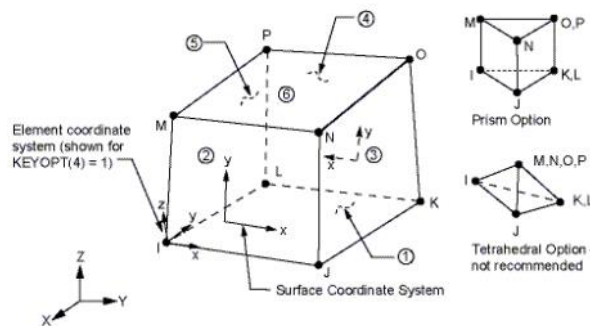


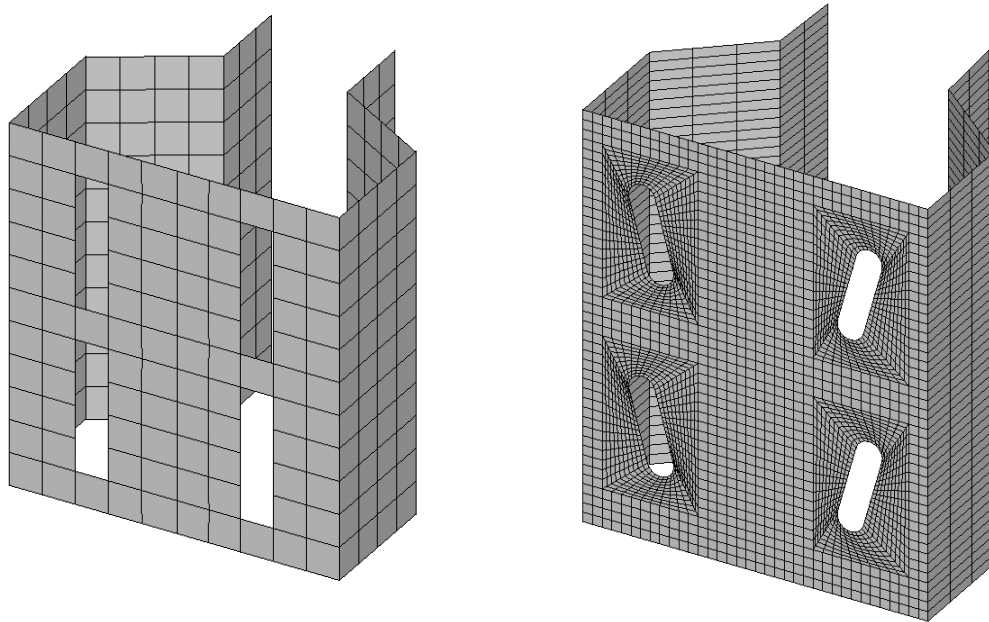
Figura 2.5 – Elemento SOLID45. (FONTE: ANSYS)

### 2.2.2 Refinamento da malha

De forma a aliar precisão de resultados, baixo custo computacional e uniformidade da malha, realizou-se um estudo de densidade de malhas, a fim de que tais condições fossem otimizadas. Para os elementos de superfície, foram utilizados elementos quadrangulares com lado igual a 10% da largura da alma para os furos verticais (Faria, 2016) e elementos de 2,0 mm na

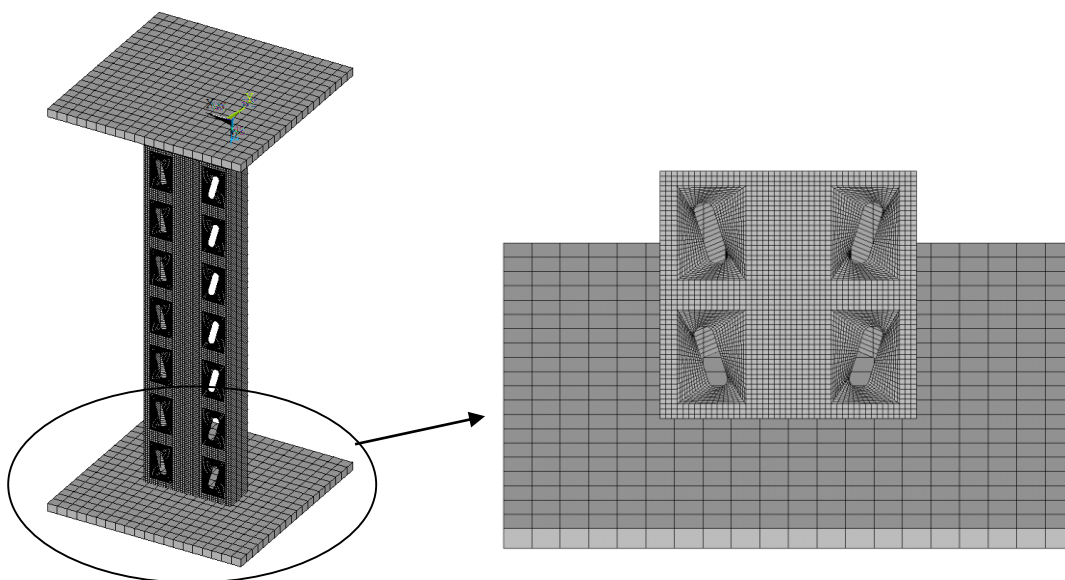


região entre as perfurações inclinadas. A Figura 2.6 representa a distribuição da malha próximo à região dos furos.



**Figura 2.6 – Distribuição da malha de elementos finitos das perfurações verticais e inclinadas.**

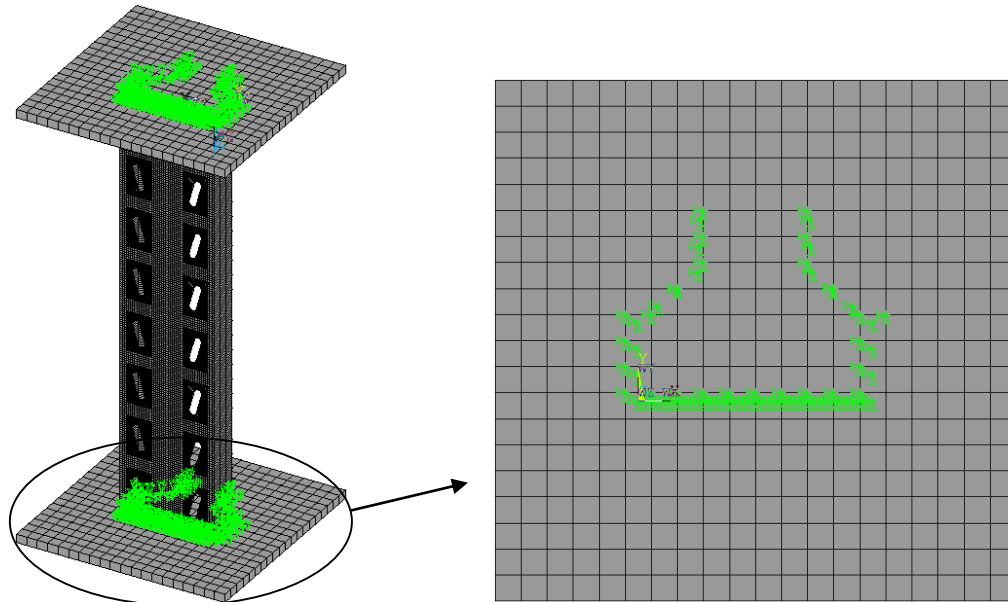
Para os elementos de volume, as chapas de extremidade, com o intuito de viabilizar a aplicação de carregamento excêntrico no modelo, utilizou-se uma malha mapeada com volumes hexaédricos (Figura 2.7).



**Figura 2.7 – Distribuição da malha mapeada na chapa de extremidade.**

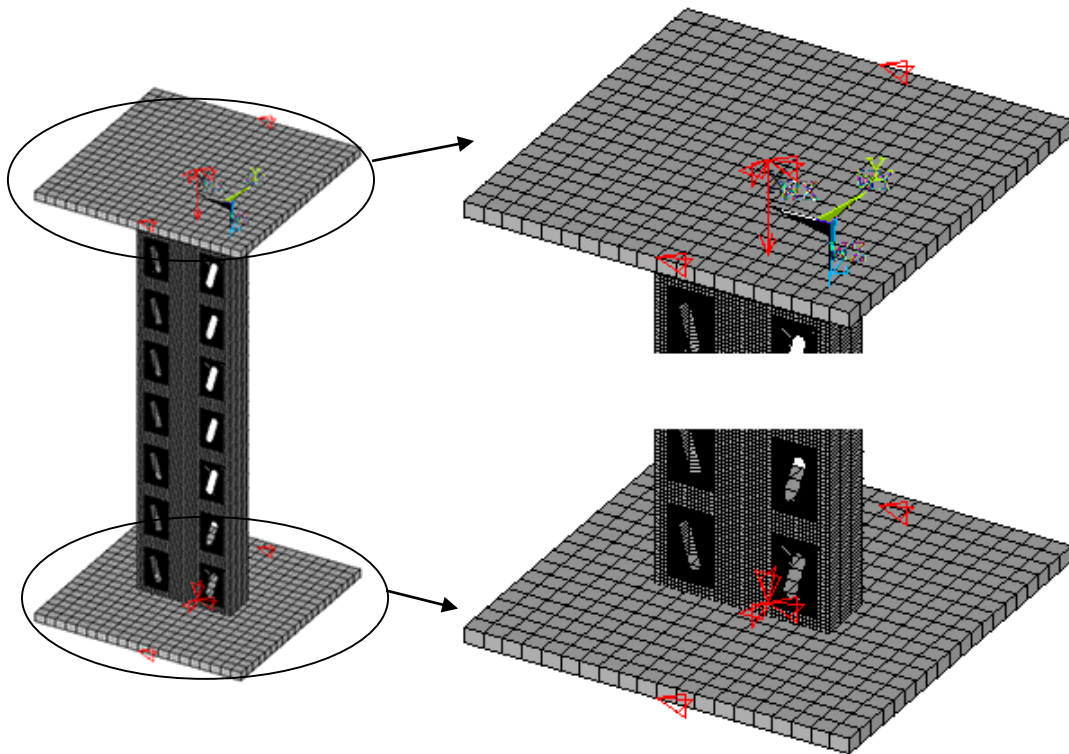
### 2.2.3 Condições de contorno

As condições de contorno utilizadas simulam extremidades rotuladas, com empenamento restringido. Portanto, no modelo numérico os nós coincidentes da seção transversal da coluna com a chapa foram acoplados (Figura 2.8) em todas as direções.



**Figura 2.8 – Acoplamento dos nós coincidentes da chapa e da coluna.**

Para impedir a rotação da coluna em relação ao eixo longitudinal, foram inseridas duas restrições de deslocamentos em nós de cada uma das chapas de extremidade (Casafont, et al., 2016). Em uma das chapas de extremidade, todos os graus de liberdade do nó correspondente à aplicação de carga são restringidos a fim de simular as reações. Na outra chapa, no ponto respectivo, apenas os dois deslocamentos no plano da chapa são restringidos e aplica-se o carregamento pontual, como pode ser visto na Figura 2.9.



**Figura 2.9 – Restrição de deslocamentos e aplicação de força.**

#### 2.2.4 Análise linear

Utilizando-se a linguagem de programação do ANSYS (APDL – *ANSYS Parametric Design Language*), automatizou-se a construção do modelo, uma vez que todas as características eram funções de variáveis pré-estabelecidas, tornando possível a parametrização do modelo. As técnicas descritas em 2.2.4 e 2.2.5 tiveram como base os estudos anteriores de Silva (2011), Souza (2013) e Faria (2016).

Na análise linear foram realizadas as seguintes etapas:

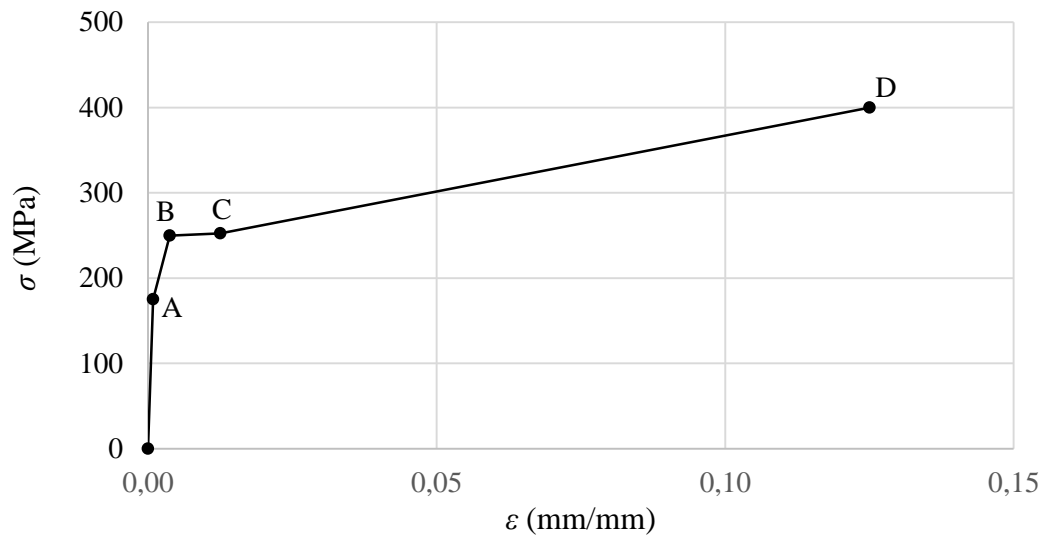
- 1) Inicialização do ANSYS e definição do tipo de análise: Estrutural.
- 2) Elementos utilizados: SHELL181 (coluna) e SOLID45 (chapas de extremidade).
- 3) Definição dos parâmetros do modelo.
- 4) Dados do material:
  - a. Módulo de elasticidade.
- 5) Definição da geometria do modelo a partir dos dados de 3):

- a. Criação dos Keypoints.
  - b. Definição das Linhas.
  - c. Criação das Áreas básicas.
  - d. Perfurações (se necessário).
  - e. Divisão das Áreas em faixas.
  - f. Volumes (chapas de extremidade).
- 6) Geração da malha de elementos finitos.
  - 7) Condições de contorno:
    - a. Acoplamentos dos nós de extremidade coincidentes.
    - b. Restrição de deslocamentos.
    - c. Aplicação de carga de compressão unitária.
  - 8) Solução do problema de autovalor e autovetor para determinação da carga crítica de flambagem elástica e do modo associado.
  - 9) Visualização e armazenamento de resultados.

### 2.2.5 Análise não-linear

Em seguida, foi realizada uma análise não-linear, considerando os efeitos de segunda ordem e as propriedades elastoplásticas do aço. A seguinte sequência de passos foi realizada:

- 1) Inicialização do ANSYS.
- 2) Sequência descrita em 2.2.4.
- 3) Propriedades elastoplásticas do aço:
  - a. Aço utilizado: A36 ( $f_y = 250$  MPa e  $f_u = 400$  MPa)
  - b. Diagrama tensão x deformação multilinear: devido às tensões residuais serem adotadas como 30% do escoamento, foi utilizado um trecho linear até 70% da tensão de escoamento. A figura 2.10 apresenta o diagrama multilinear.



**Figura 2.10 – Diagrama tensão x deformação.**

As deformações utilizadas nas mudanças de trechos seguiram indicações de Salmon e Johnson (1990), tal procedimento também foi utilizado por Faria (2016), que calibrou os resultados numéricos com programa experimental:

- a deformação correspondente ao valor de  $0,7f_y$  (ponto A) é definida como  $\varepsilon_I$ ;
- a deformação para a tensão de escoamento (ponto B) é igual a  $3\varepsilon_y$ ;
- o fim do patamar de escoamento (ponto C) apresenta deformação de  $10\varepsilon_y$ ;
- a deformação relativa à tensão última (ponto D) é igual a  $100\varepsilon_y$ ;

- 4) Aplicação de força no sentido longitudinal do modelo.
- 5) Introdução das imperfeições geométricas: utilizou-se um fator de 0,7 (metade da menor espessura de chapa utilizada) para atualizar a geometria do modelo com base no primeiro modo de flambagem observado na análise linear. (Faria, 2016)
- 6) Solução do problema não-linear.

O Método do Comprimento de Arco foi utilizado para garantir a convergência da análise.

- 7) Visualização e armazenamento de resultados.

### 3 ANÁLISE DE FLAMBAGEM ELÁSTICA DA SEÇÃO

Nesta etapa serão apresentados os valores das cargas críticas obtidos na análise linear realizada via ANSYS. Foram estudadas 160 colunas submetidas a carregamento de compressão centrada, com diversas esbeltezas da alma e tipologias de furos. Para cada seção determinou-se a primeira carga crítica de flambagem e o modo associado considerando os comprimentos variando de 100 mm a 3000 mm, de forma a sempre serem obtidos comprimentos que permitissem somente a adequação de furos inteiros.

Os resultados encontrados para as curvas de flambagem elástica apresentaram grande similaridade de comportamento, motivo pelo qual não serão apresentados todos os gráficos.

#### 3.1 TEORIA GENERALIZADA DE VIGA (GBT)

A Teoria Generalizada de Viga foi o primeiro método numérico utilizado neste trabalho. Via programa GBTul, que permite fazer uma análise de estabilidade dos modos de flambagem (local, distorcional e global) e das respectivas cargas críticas associadas da seção transversal em diversos comprimentos de coluna.

O programa permite que diversas condições de contorno sejam utilizadas. Para esse estudo, modelou-se a coluna como rotulada, com empenamento restringido (Figura 3.1). Destaca-se que nessa etapa a coluna é avaliada sem a presença de furos.

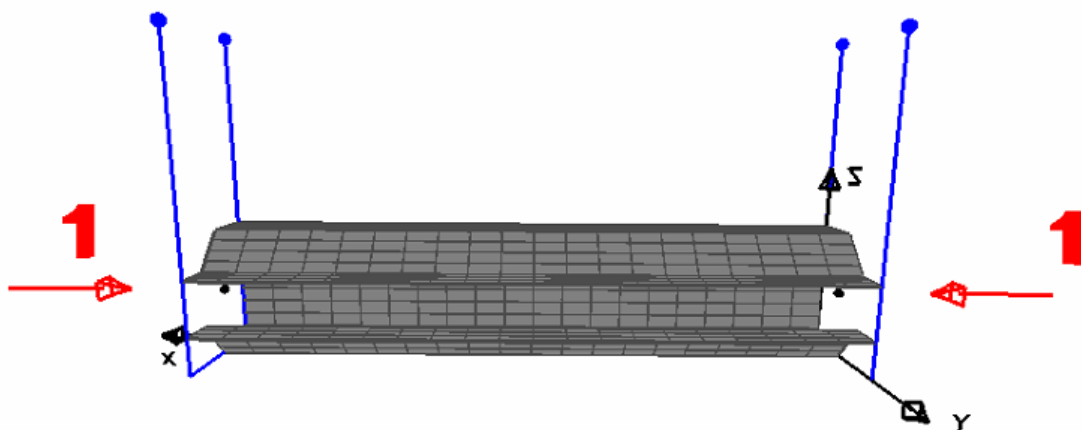
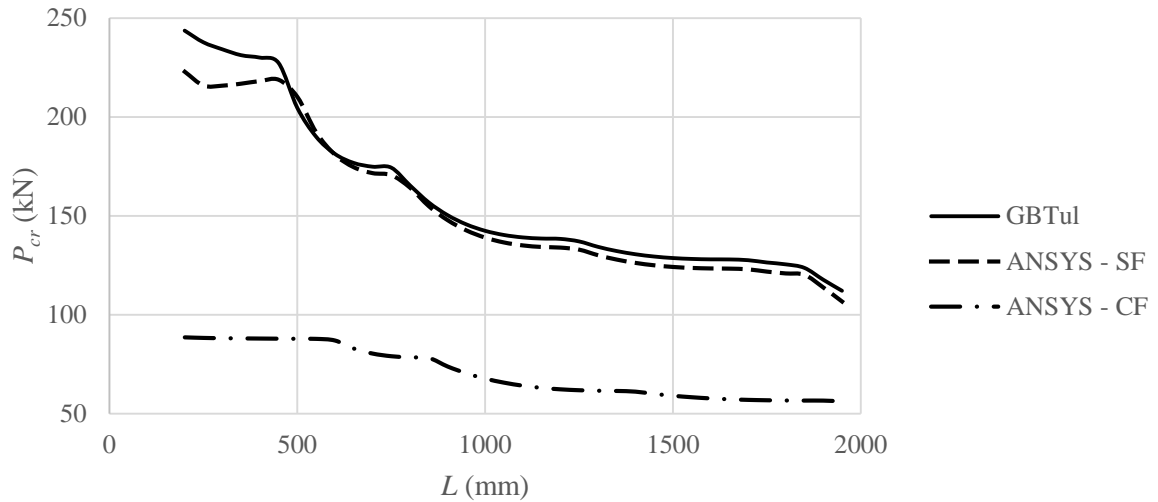
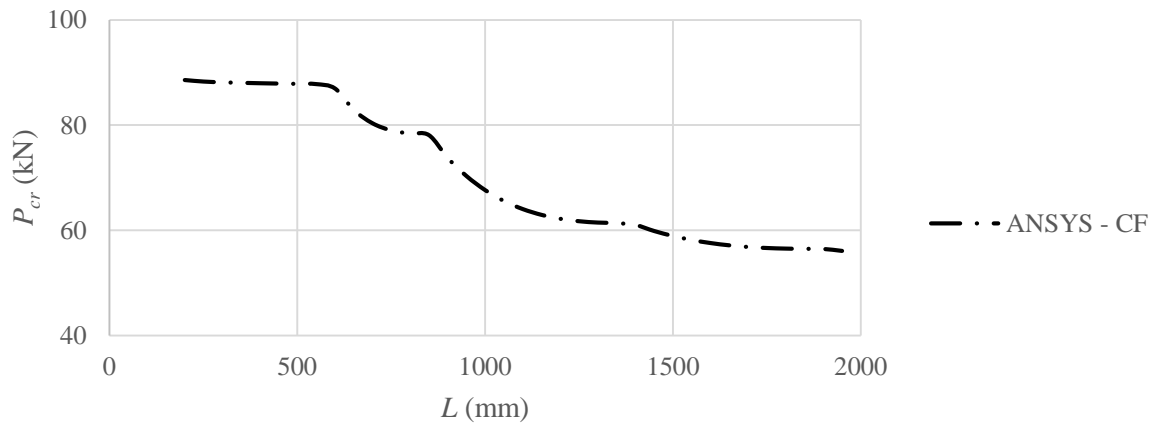


Figura 3.1 – Condições de contorno utilizadas no GBTul.

Como pode ser observado na Figura 3.2a, os resultados obtidos com o modelo em elementos finitos sem perfurações no ANSYS apresentam boa correlação com aqueles obtidos no GBTul. Também é observado a redução na carga crítica para um modelo com perfurações. Na Figura 3.2b consegue-se ver que o comportamento da curva é semelhante ao modelo sem perfuração.



(a)



(b)

Figura 3.2 – Comparação de resultados do GBTul e ANSYS para seção de  $b_w = 80$  mm e  $t = 1,4$  mm.

### 3.2 CARGAS CRÍTICAS DE FLAMBAGEM DAS SEÇÕES COM FUROS VERTICAIS

Para as seções com furos verticais foram utilizadas quatro larguras de alma,  $b_w$ , (80 mm, 94 mm, 110 mm e 120 mm); quatro espessuras,  $t$ , (1,40 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm); e quatro alturas,  $h_f$ , de perfurações (10% a 40% de  $b_w$ ), resultando em 64 diferentes colunas. A relação  $h_f/b_w$  foi limitada a 40% tendo em vista os resultados apresentados por Faria (2016), em que relações  $h_f/b_w$  superiores a 0,4 apresentavam um modo localizado de placa. Como as tipologias existentes para colunas de sistemas de armazenamento usuais não utilizam furos com grandes alturas as análises foram limitadas a 40%.

Nas figuras 3.3 a 3.6 têm-se os resultados das cargas críticas para uma variação de comprimento,  $L$ , de até 3000mm e para diferentes larguras da alma em função das diferentes espessuras e tamanhos de furos (F10% a F40%).

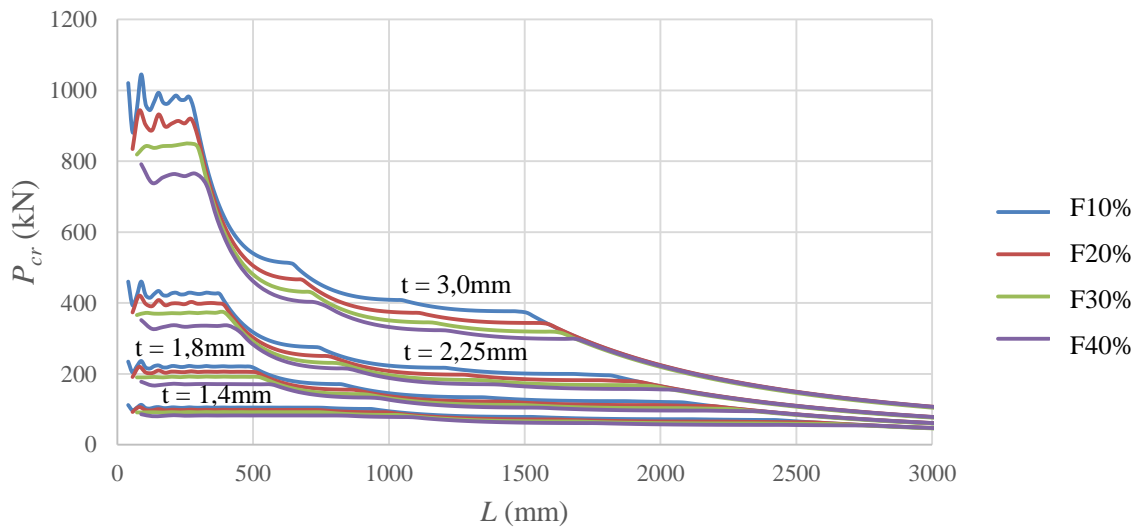


Figura 3.3 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  (modelos V-80).



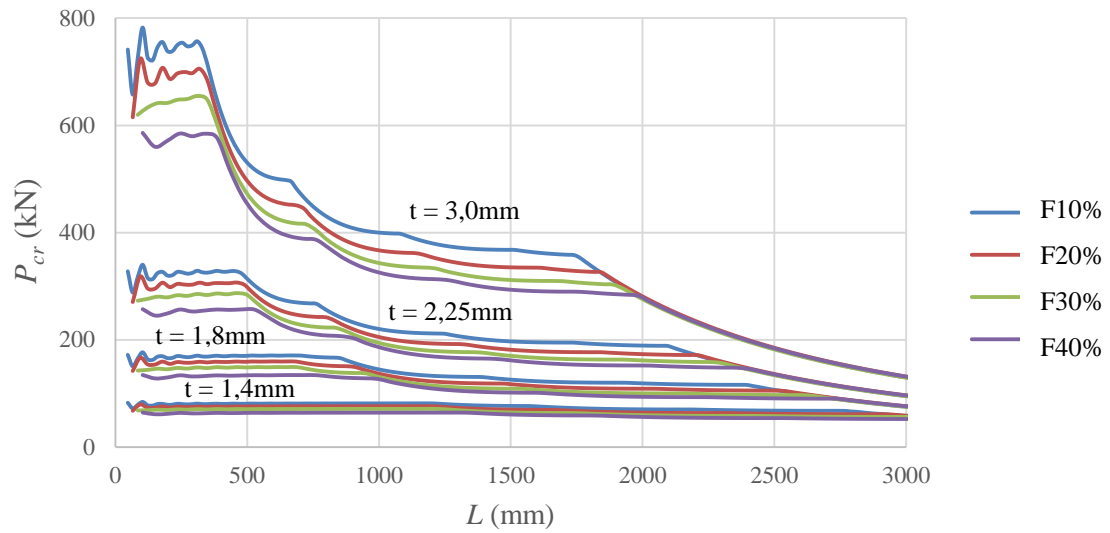


Figura 3.4 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 90\text{mm}$  (modelos V-90).

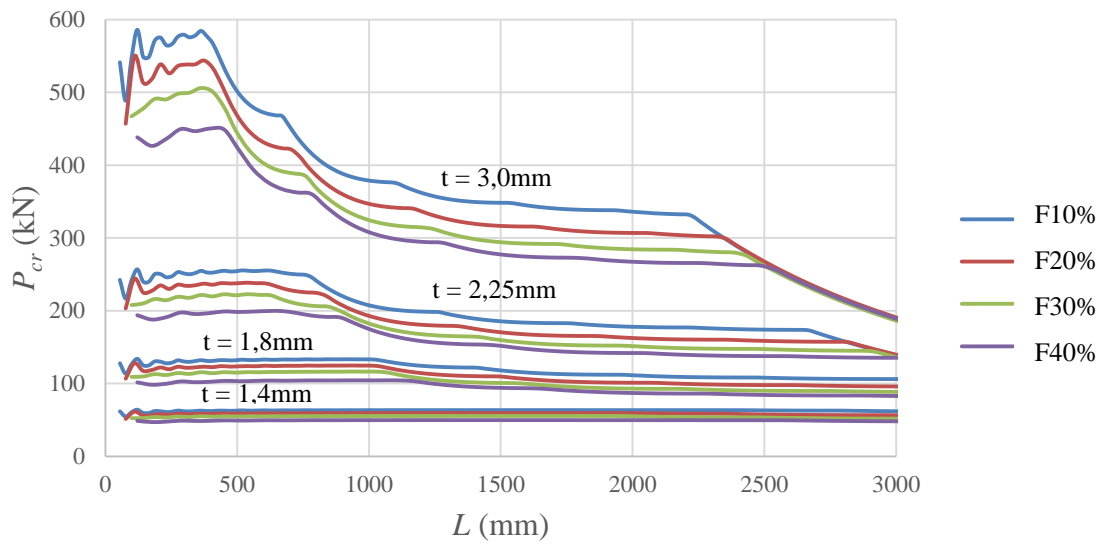
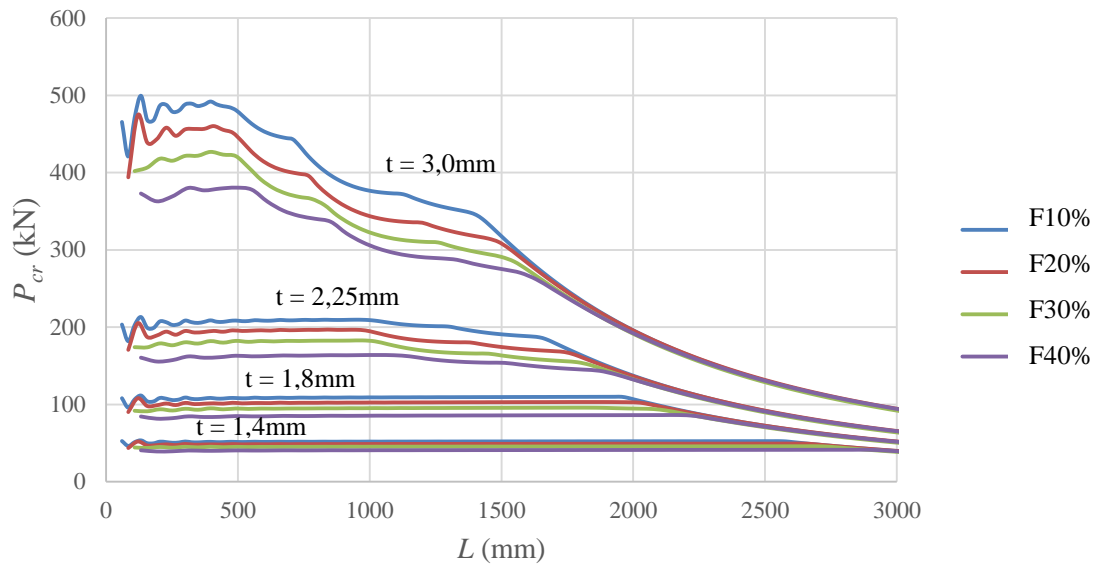


Figura 3.5 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 110\text{mm}$  (modelos V-110).

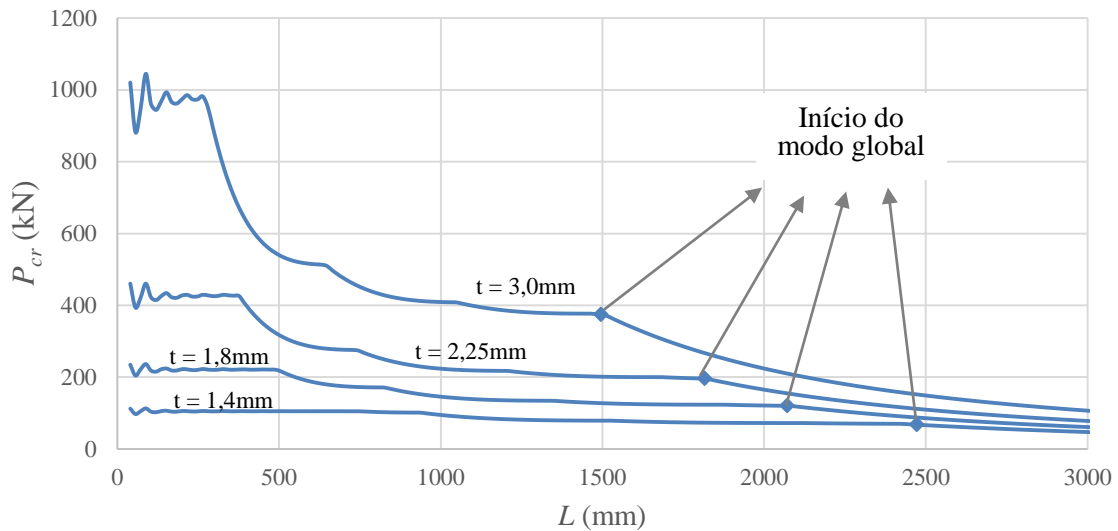


**Figura 3.6 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 120\text{mm}$  (modelos V-120).**

Como pode ser observado nas Figuras 3.3 a 3.6, percebe-se que a tendência do comportamento das curvas é similar e dependente da altura dos furos verticais, analisando uma mesma espessura. Para menores alturas de furos (F10%), como esperado, a carga crítica de flambagem da coluna é maior. Observando cada gráfico separadamente e se mantendo a largura  $b_w$  constante, pode ser observado que conforme se aumenta a espessura, a altura do furo influencia mais na dispersão dos valores de cargas críticas. Isso é associado que com o aumento da espessura, a perda de área na seção transversal, para um mesmo tamanho de furo, torna-se mais evidente.

Observa-se que para pequenos comprimentos de coluna (até 500 mm), há uma variação nos valores das cargas críticas de flambagem. Presume-se que tal comportamento acontece em função da influência da proximidade da aplicação de carga.

Na Figura 3.7 tem-se a representação das diferentes espessuras para uma mesma largura da alma e tamanho de furo.



**Figura 3.7 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  e  $h_f = 0,1b_w$  (modelos V-80-F10%).**

Analisando a Figura 3.7, percebe-se que conforme se aumenta a espessura da seção transversal, mantendo constante a largura da alma, tem-se menores esbeltezas de placa, fazendo com que o modo de flambagem global ocorra antes. Isso ocorre em função dos modos locais e distorcionais possuírem menor influência em seções de menor esbeltez. Por exemplo, o modo global inicia-se num comprimento de 2440 mm para a seção  $t = 1,4$  mm, enquanto para  $t = 3,0$  mm, o mesmo ocorre em 1500 mm.

Na Figura 3.8 tem-se as curvas das colunas V-80-1,4 com a indicação dos pontos de mudança do modo de flambagem predominante: local (L), distorcional (D) e global (G) e também os deslocamentos apresentados na seção transversal conforme o modo de instabilidade dominante.

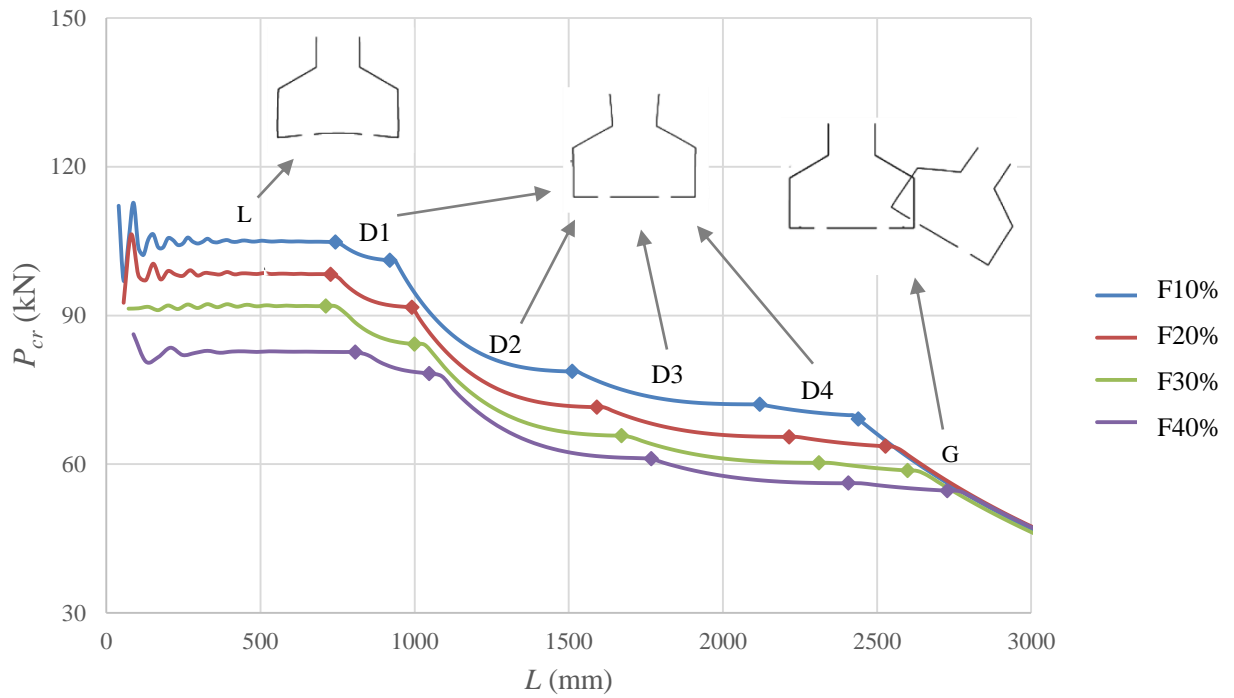


Figura 3.8 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  e  $t = 1,4\text{mm}$  (modelos V-80-1,4).

Tais seções apresentaram inicialmente o modo local e quatro modos distorcionais (D1, D2, D3 e D4), variando a quantidade de meias-ondas (Figura 3.9).

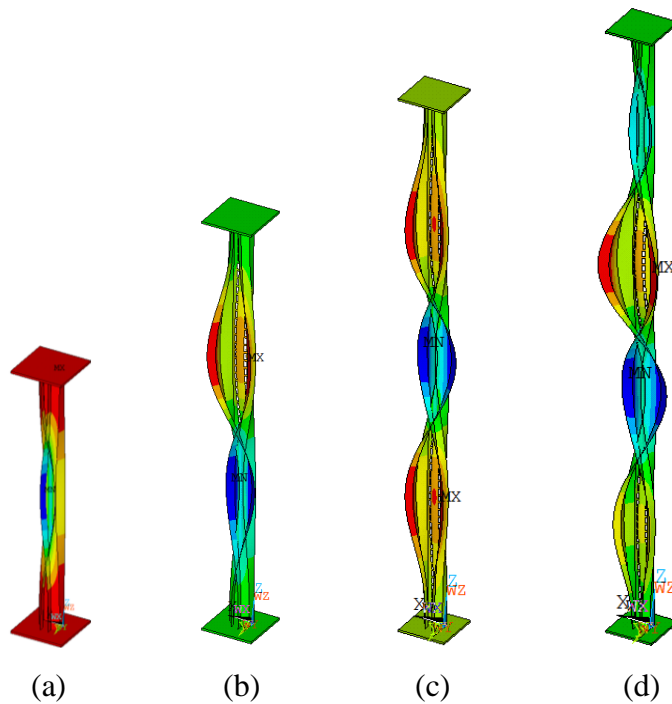
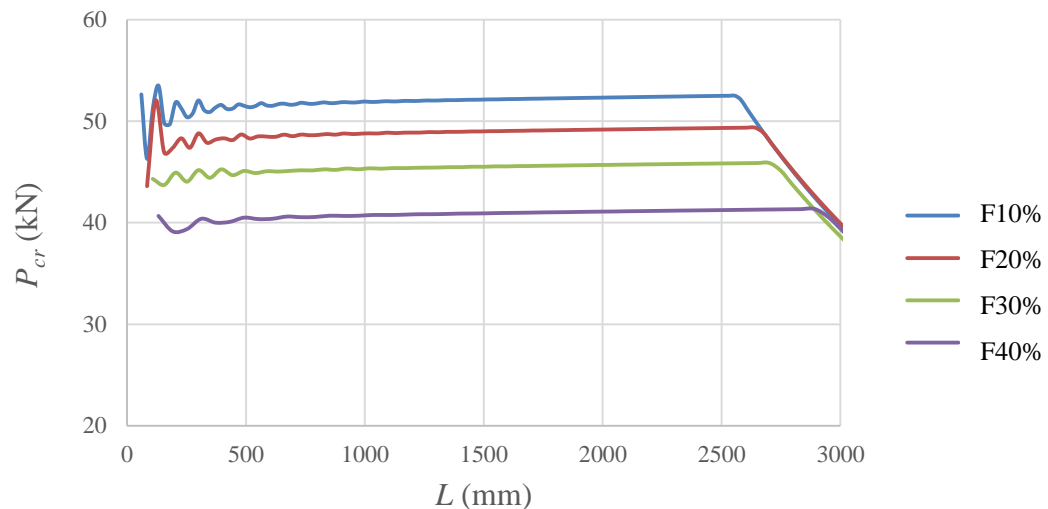


Figura 3.9 – Modos distorcionais para furos verticais: (a) D1, (b) D2, (c) D3 e (d) D4.

Observa-se que para comprimentos de colunas menores, a altura do furo influencia a carga crítica de flambagem. Todavia, conforme o modo de flambagem global torna-se evidenciado, a altura do furo apresenta pouca influência na carga crítica, uma vez que as quatro curvas tendem para uma única curva.

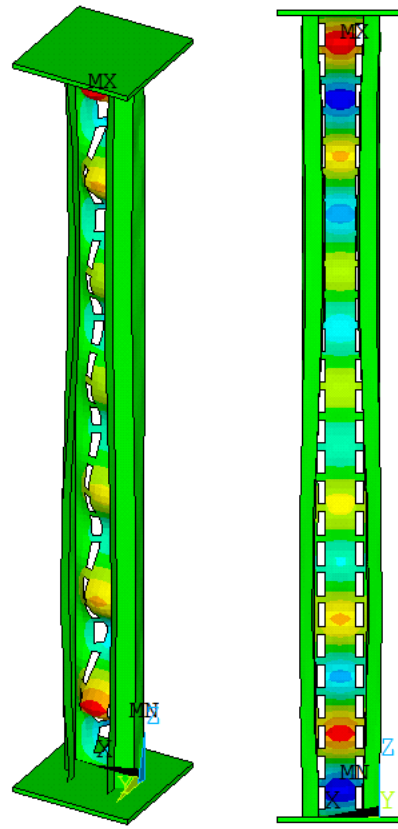
Conforme se aumenta o tamanho do furo, a perda de material na seção intensifica o modo de flambagem distorcional, retardando o aparecimento da flambagem global por flexo-torção. No caso representado, o modo global ocorre em um comprimento de 2728 mm para a maior altura de furo; enquanto para o furo menor, em um comprimento igual a 2440 mm. Uma vez atingido o modo de flambagem global, os furos passam a ter pouca influência no comportamento das colunas.

Na Figura 3.10 tem-se as cargas críticas para as seções dos modelos V-120, com espessura de 1,4 mm.



**Figura 3.10 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 120\text{mm}$  e  $t = 1,4\text{mm}$ .**

Na Figura 3.11 representa-se o modo associado à carga crítica do modelo V-120-1,8-F30% com  $L = 1260\text{ mm}$ .



**Figura 3.11 – Acoplamento dos modos local e distorcional na seção V-120-1,8-F30% com  $L = 1260$  mm.**

Observa-se que devido à elevada relação de esbeltez de placa, ocorre acoplamento dos modos local com o distorcional. Tal acoplamento é predominante até o aparecimento do modo global. Uma vez que a carga crítica da flambagem local corresponde à seção e não ao comprimento, observa-se a pouca variação nas curvas dessas seções, quando comparadas às outras espessuras.

Em relação ao modo global, para as seções com larguras de 80 mm e 90 mm, devido à pouca diferença do momento de inércia dos eixos principais, a flambagem global da coluna é de flexo-torção (Figura 3.12a). Para as larguras de 110 mm e 120 mm, como as demais dimensões foram mantidas, aumentando-se apenas a largura, a diferença entre as inércias dos eixos principais torna-se mais evidenciada. Isso faz com que o modo de flambagem global para esses casos seja por flexão em torno do menor eixo de inércia (Figura 3.12b).

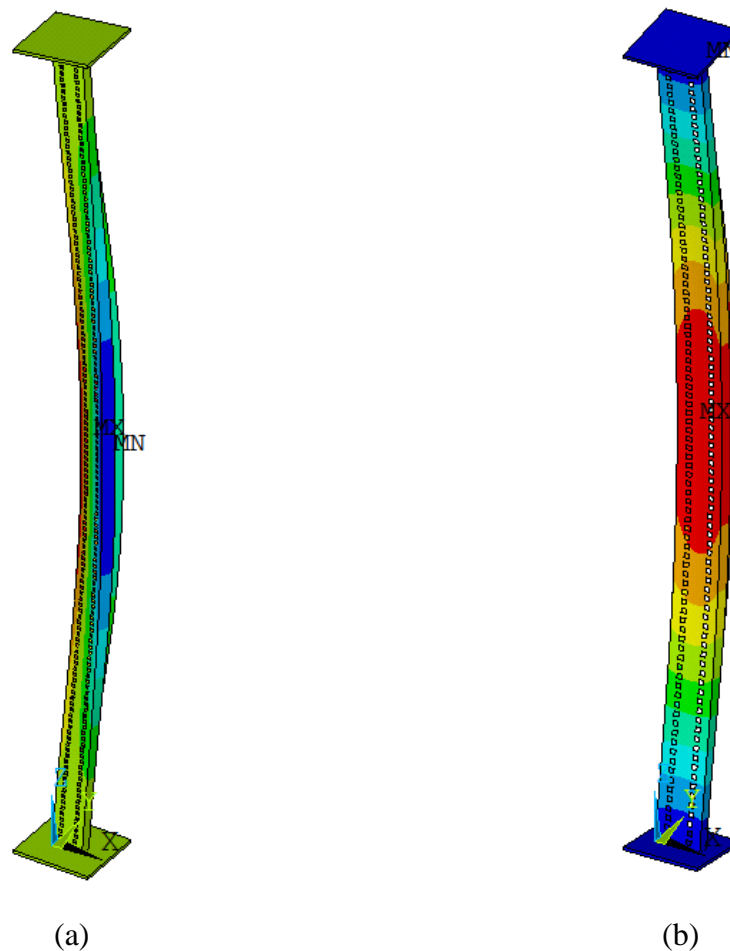


Figura 3.12 – Flambagem global: por (a) flexo-torção e (b) por flexão em torno do eixo de menor inércia.

### 3.3 CARGAS CRÍTICAS DE FLAMBAGEM DAS SEÇÕES COM FUROS INCLINADOS

Para as seções com furos inclinados foram utilizadas quatro larguras de alma,  $b_w$ , (80 mm, 90 mm, 110 mm e 120 mm); quatro espessuras,  $t$ , (1,4 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm); e três alturas,  $h_f$ , de perfurações (25 mm, 31 mm e 37 mm); e duas angulações entre os furos ( $10^\circ$  e  $30^\circ$ ), resultando em 96 diferentes colunas. A distância entre as perfurações foi mantida com um valor constante de 50 mm e a distância da extremidade da alma à parede externa superior do furo igual a 12 mm (Figura 3.13). A motivação para não variação dessas dimensões é a padronização em função da fixação da longarina na coluna que é por meio das perfurações e são padronizadas para quaisquer dimensões.

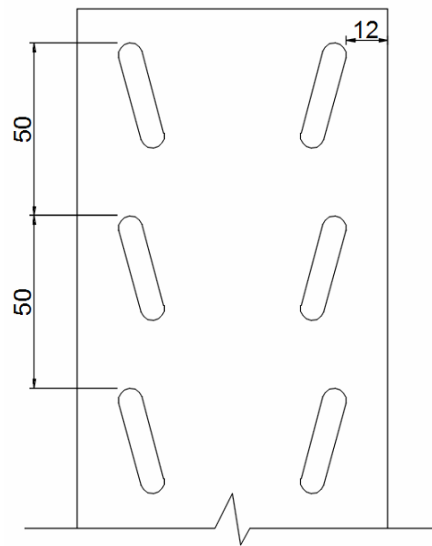


Figura 3.13 – Espaçamento padrão utilizado nas perfurações inclinadas (mm).

Na Figura 3.14 tem-se a representação das curvas de flambagem elástica das seis tipologias de perfurações para  $b_w = 80$  mm e  $t = 1,4$  mm.

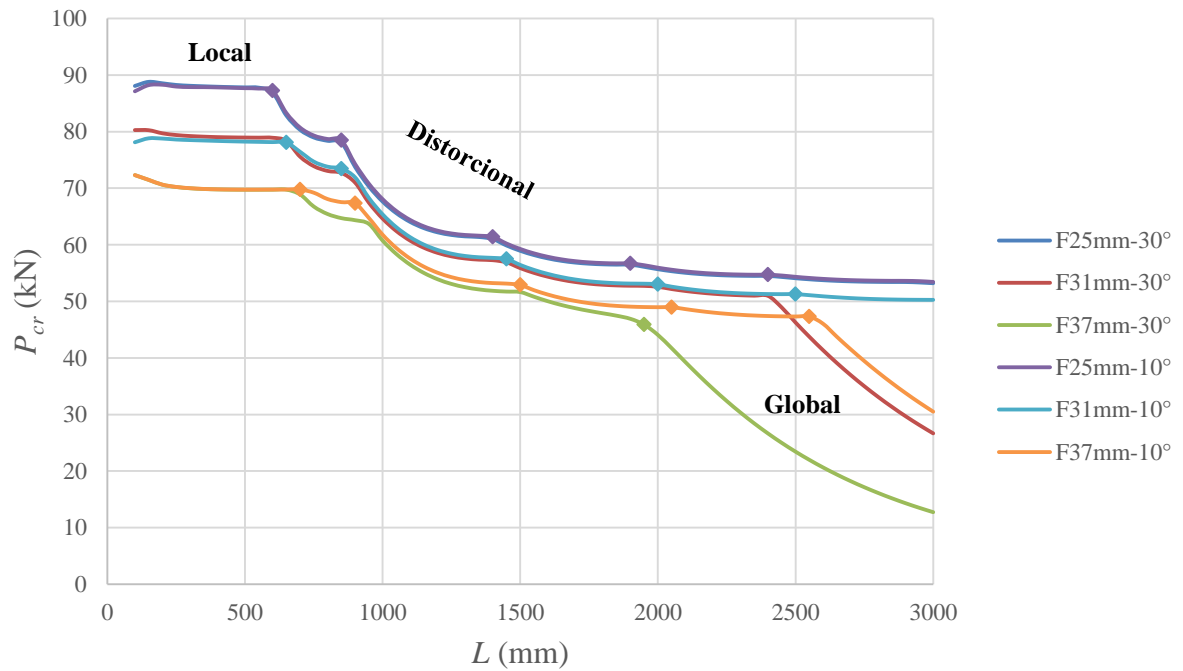


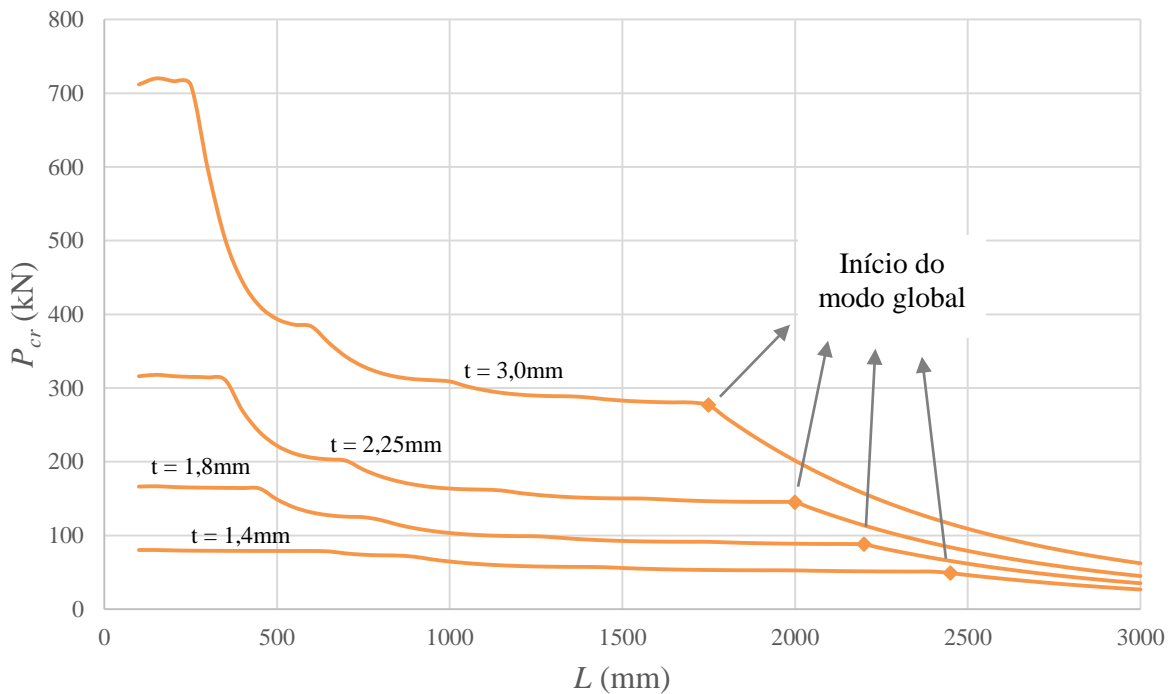
Figura 3.14 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80$  mm e  $t = 1,4$  mm.



Como pode ser observado na Figura 3.14 a região em que os modos local e distorcional são evidenciados, a angulação tem pouca influência na carga crítica de flambagem elástica, uma vez que as curvas para os pares com mesmas alturas de furo e inclinações distintas, praticamente coincidem. Comportamento semelhante foi observado nas outras larguras e espessuras estudadas.

Para maiores tamanhos de furos (relações  $h_f/b_w$  superiores a 0,3), a angulação passa a ter influência na capacidade de carga, conforme o modo global de flambagem aparece. Isso se deve ao fato de que uma maior inclinação do furo resulta em uma maior variação da inércia da seção transversal, conseqüentemente levando a uma antecipação do modo global. Isso pode ser observado no caso dos furos de 31 mm e 37 mm, em que a inclinação de 30° antecipa o modo global. Para o furo menor, com altura de 25 mm, os modos globais acontecem em comprimentos próximos para as duas inclinações, mas em comprimentos fora do intervalo estudado.

Na Figura 3.15 representa-se as cargas críticas para o modelo I-80-F31mm.

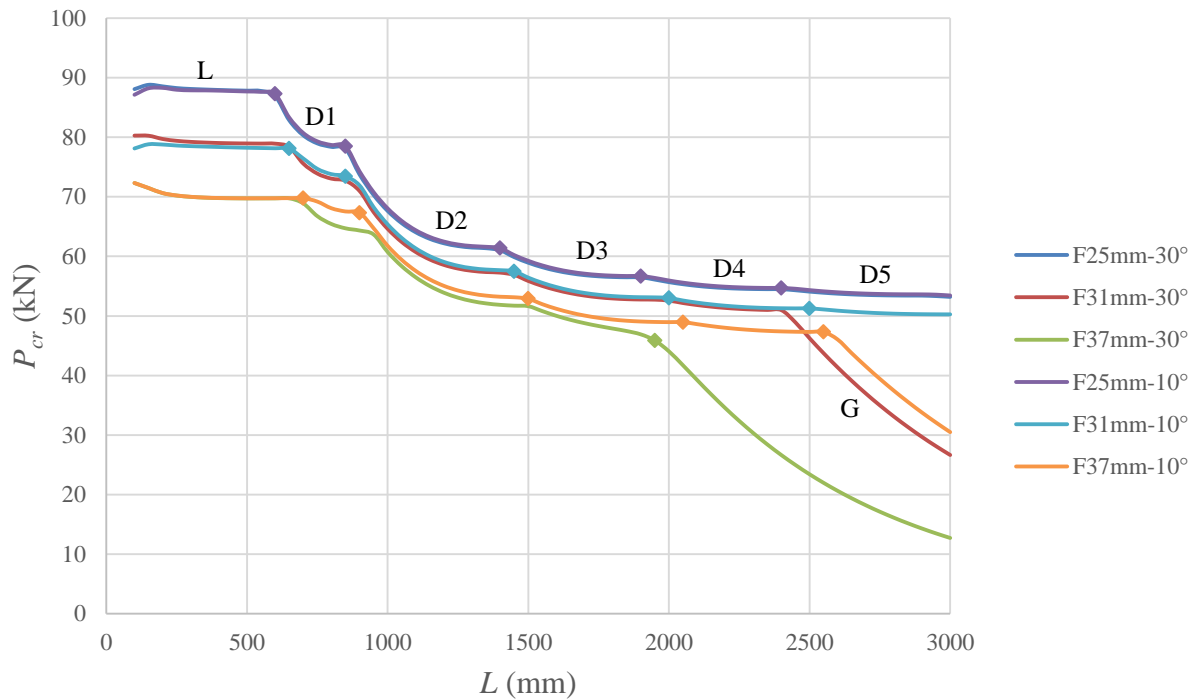


**Figura 3.15 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  e  $h_f = 31\text{mm}$ .**

De forma semelhante aos furos verticais, pode-se perceber na Figura 3.15 que conforme se aumenta a espessura da seção transversal, mantendo constante a largura da alma, tem-se menores esbeltezas de placa, fazendo com que o modo de flambagem global ocorra antes. Isso ocorre em função dos modos locais e distorcional possuem menor influência em seções de menor esbeltez.

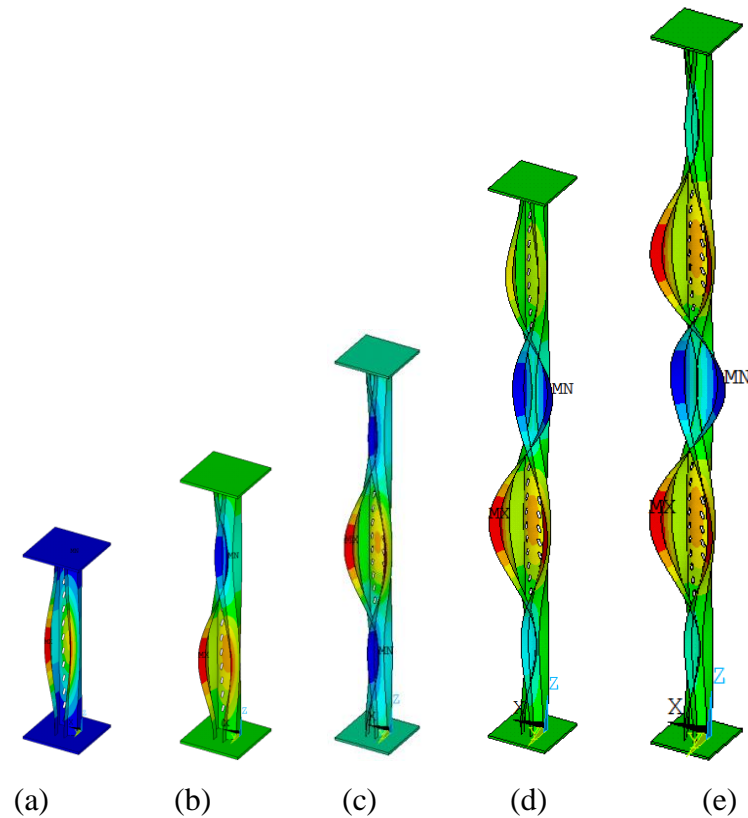
Por exemplo, o modo global inicia-se num comprimento de 2450 mm para a seção  $t = 1,4$  mm, enquanto para  $t = 3,0$  mm, o mesmo ocorre em 1750 mm.

Na Figura 3.16 tem-se as curvas das colunas I-80-1,4 com a indicação dos pontos de mudança do modo de flambagem predominante: local (L), distorcional (D) e global (G).



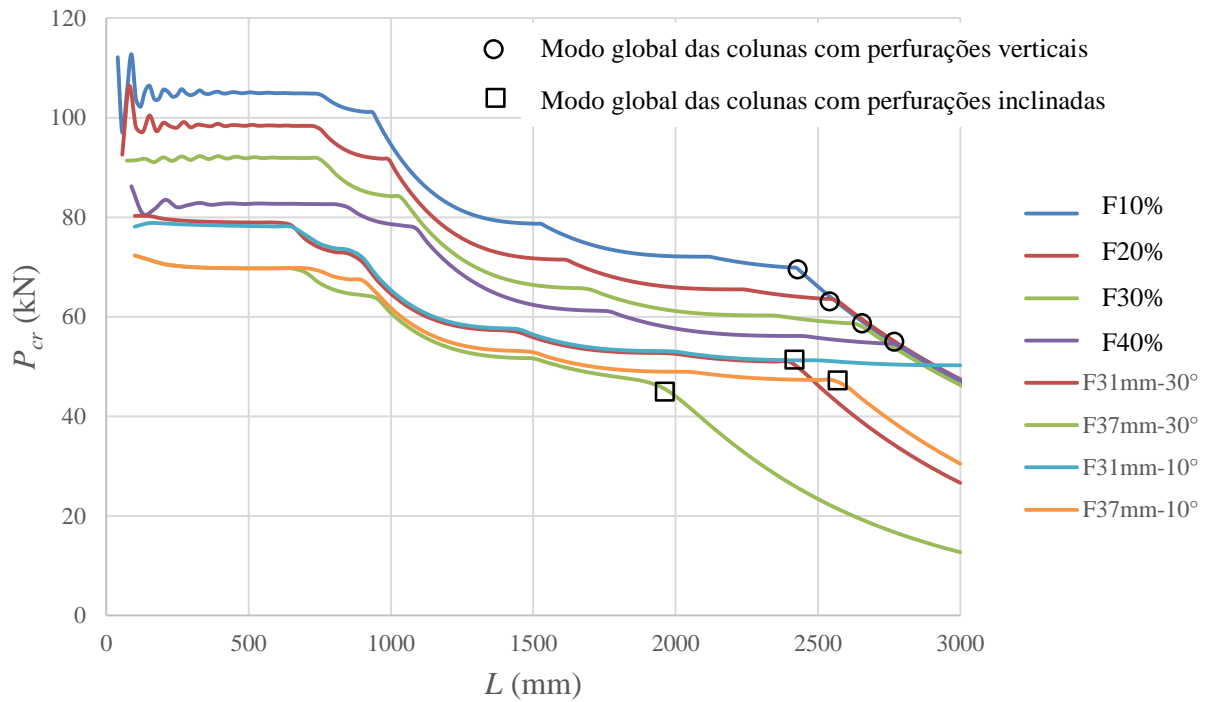
**Figura 3.16 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80$ mm e  $t = 1,4$ mm.**

Tais seções apresentaram inicialmente o modo local e cinco modos distorcionais (D1, D2, D3, D4 e D5), variando a quantidade de meias-ondas (Figura 3.17).

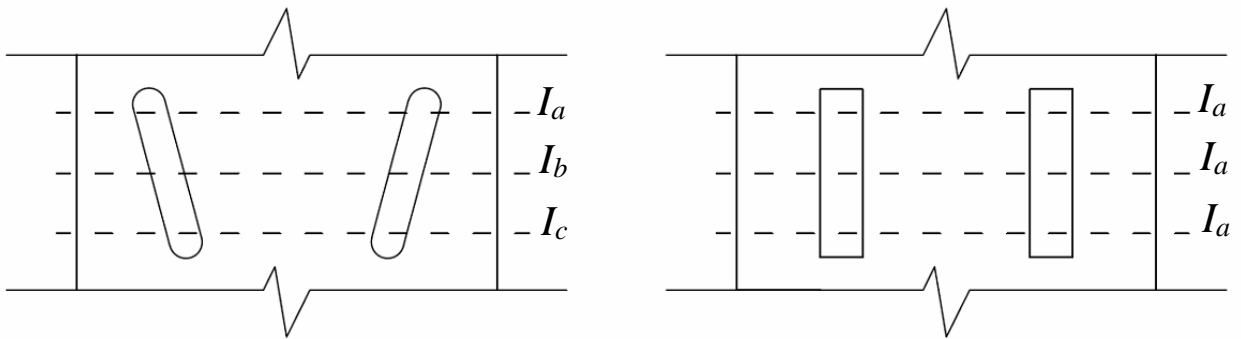


**Figura 3.17 – Modos distorcionais para furos inclinados: (a) D1, (b) D2, (c) D3, (d) D4 e (e) D5.**

Notou-se que há uma diferença no comportamento entre os furos verticais e inclinados para uma mesma coluna, como pode ser observado pela comparação entre as Figuras 3.8 e 3.16, que foram representadas em um mesmo gráfico na Figura 3.18, considerando algumas inclinações. Percebe-se que, no caso de colunas com furos verticais, o início do modo global é pouco influenciado pela altura do furo (ver marcação do início do modo global). No caso dos furos inclinados, a influência da altura e inclinação das perfurações é maior e precipita o início do modo global (ver indicação do início do modo global). Isso se deve à variação da inércia ao longo da altura de uma perfuração o que não ocorre nos furos verticais, uma representação esquemática dessa variação é apresentada na Figura 3.19.



**Figura 3.18 – Comparação da influência dos furos verticais e inclinados no modo global.**



**Figura 3.19 – Variação da inércia ao longo da altura de uma perfuração.**

## 4 ANÁLISE DE CARGA MÁXIMA DA SEÇÃO

Neste capítulo, serão apresentados os valores das cargas máximas e dos modos de falha obtidos na análise não-linear realizada no programa ANSYS. Para a não-linearidade física foram introduzidos os efeitos da plasticidade do aço, sendo considerando nas análises o aço A36 ( $f_y = 250$  MPa e  $f_u = 400$  MPa). Para considerar a não-linearidade geométrica, foram introduzidas imperfeições geométricas baseadas no modo de flambagem para a primeira carga crítica de flambagem, com uma amplitude de 0,7, relativa a metade da menor espessura estudada (1,4 mm).

Baseando-se nas análises feitas com os resultados da análise linear, optou-se por estudar 104 colunas submetidas a carregamento de compressão centrada, com diversas larguras, espessuras e tipologias de furos. Para cada uma dessas seções, determinou-se a carga máxima da coluna, com comprimentos variando de 300 mm a 1500 mm. Verificou-se que o modo distorcional foi o modo de falha mais frequente. A escolha do comprimento levou em consideração os comprimentos destravados usualmente encontrados no sistemas de armazenagem.

Os resultados encontrados para as cargas máximas apresentaram grande similaridade de comportamento, motivo pelo qual não serão apresentados todos os gráficos.

### 4.1 CARGAS MÁXIMAS DAS SEÇÕES COM FUROS VERTICAIS

Para as seções com furos verticais foram utilizadas quatro larguras de alma,  $b_w$ , (80 mm, 94 mm, 110 mm e 120 mm); quatro espessuras,  $t$ , (1,4 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm); e quatro alturas,  $h_f$ , de perfurações (10% a 40% de  $b_w$ ), resultando em 64 diferentes colunas. A relação  $h_f/b_w$  foi limitada a 40% tendo em vista a mesma justificativa da análise linear. Destaca-se que todos os modelos com furos verticais analisados para a carga crítica de flambagem foram analisadas quanto à carga máxima.

Nas Figuras 4.1 a 4.4, têm-se os resultados das cargas máximas,  $P_{max}$ , para uma variação de comprimento,  $L$ , de até 1500 mm e para diferentes larguras da alma em função das diferentes espessuras e tamanhos de furos (F10% a F40%).

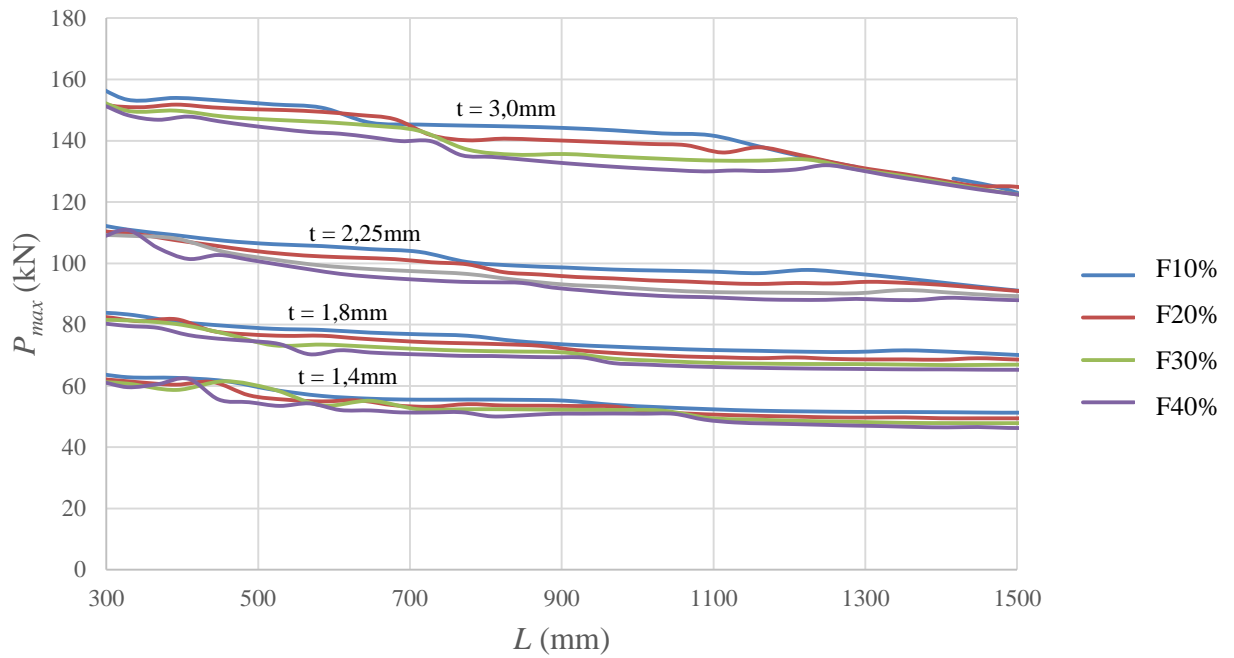


Figura 4.1 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  (modelo V-80).

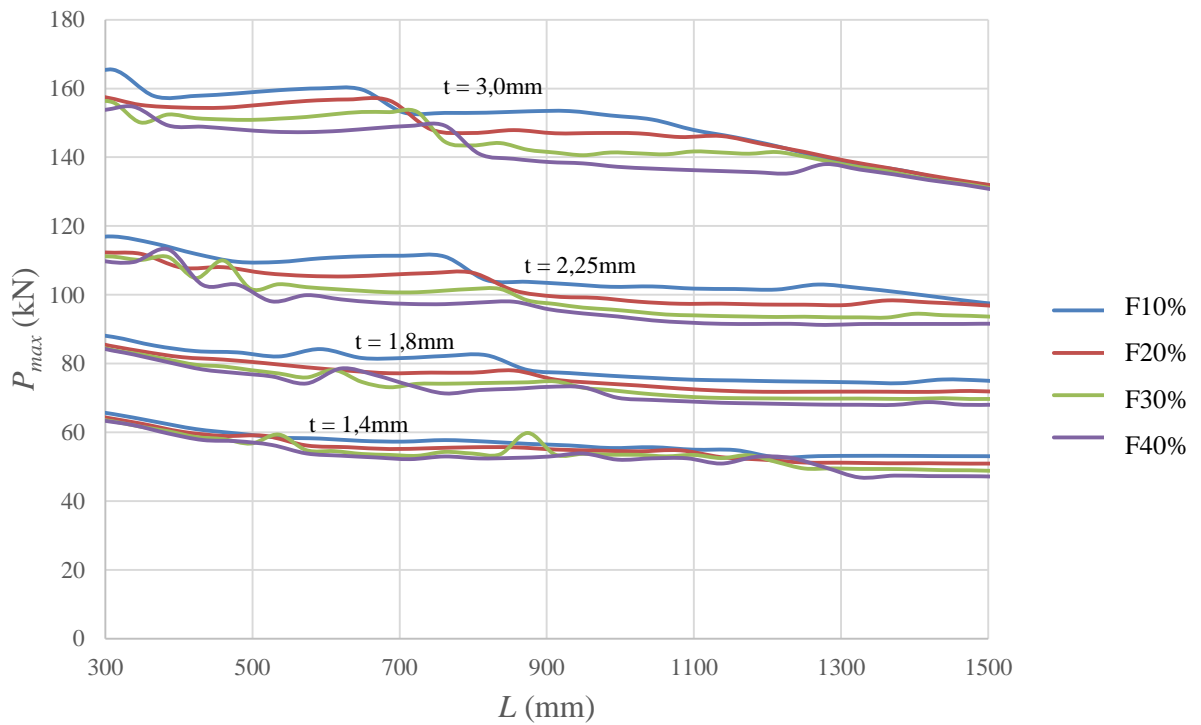


Figura 4.2 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 94\text{mm}$  (modelo V-94).

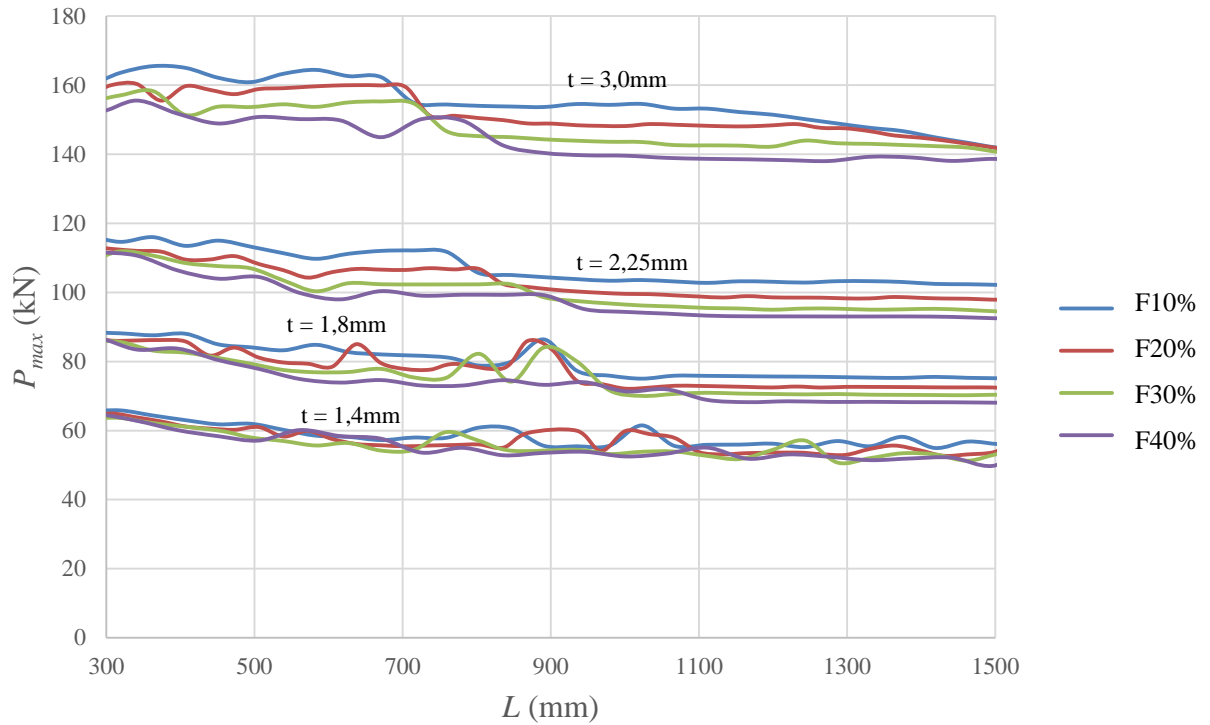


Figura 4.3 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 110$ mm (modelo V-110).

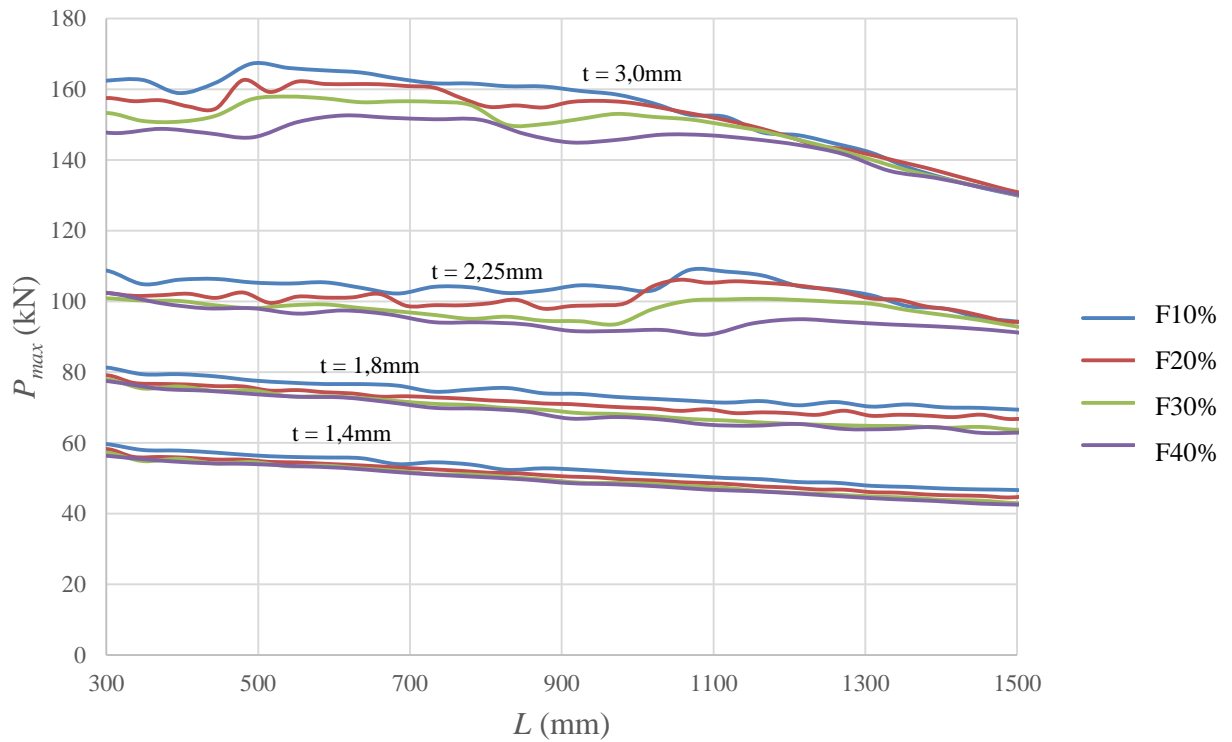


Figura 4.4 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 120$ mm (modelo V-120).

Observando-se as Figuras 4.1 a 4.4 percebe-se que a tendência do comportamento das curvas para a tipologia de furos estudadas é semelhante. Para menores alturas de furos (F10%), como esperado, a carga máxima da coluna é maior. Observando cada gráfico separadamente e mantendo-se a largura  $b_w$  constante, pode ser observado que, igualmente aos furos verticais, conforme se aumenta espessura, a altura do furo influencia mais na dispersão dos valores de cargas críticas.

Nas Figuras 4.5 e 4.6 apresenta-se as cargas críticas e máximas, respectivamente, da seção V-80-1,8 para as quatro tipologias de perfurações utilizadas.

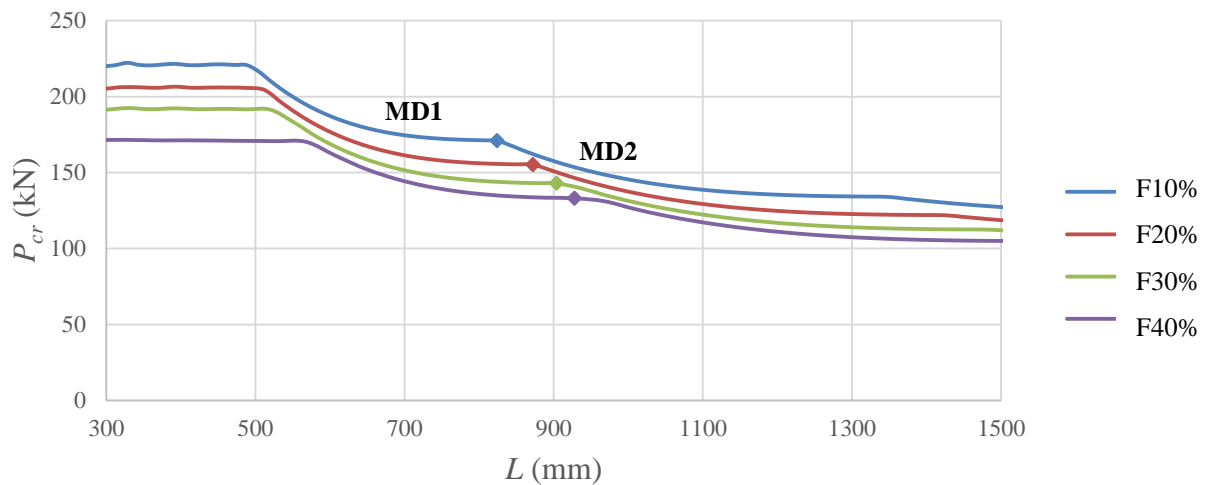


Figura 4.5 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  e  $t = 1,8\text{ mm}$  (modelo V-80-1,8).

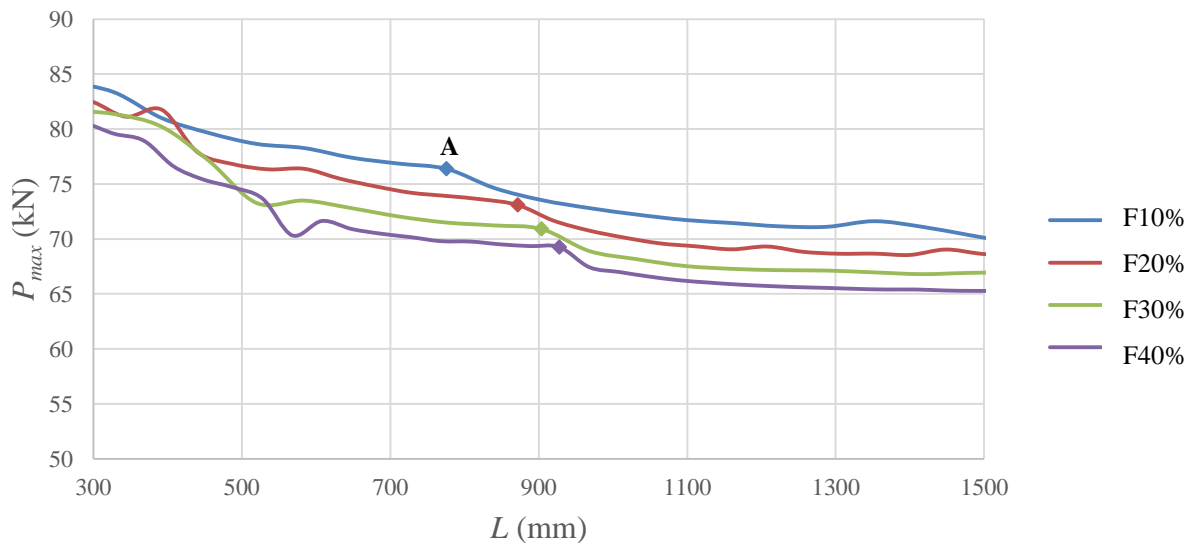
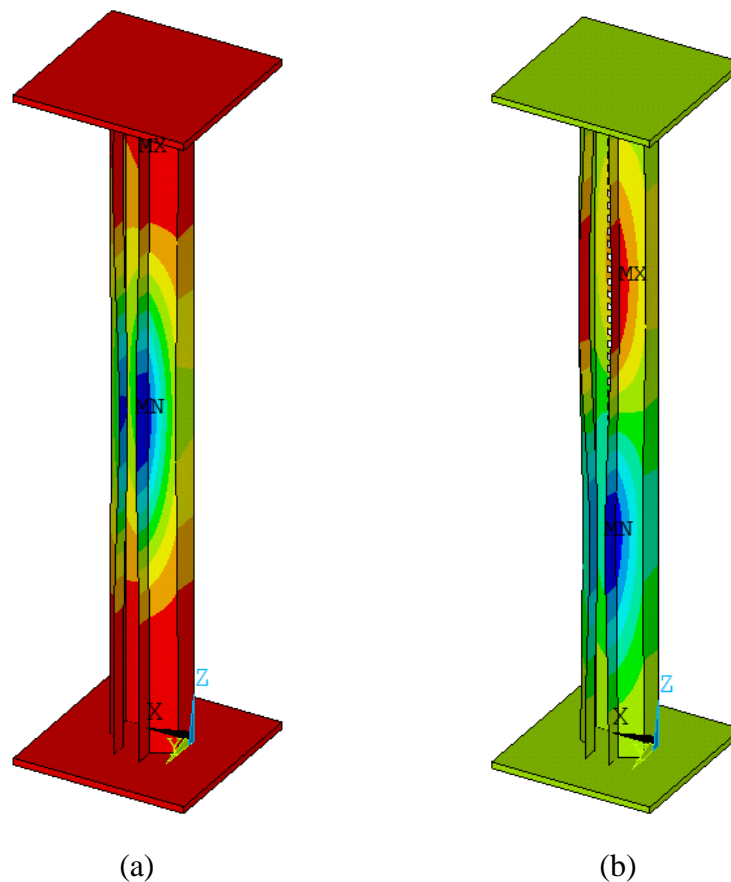


Figura 4.6 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  e  $t = 1,8\text{ mm}$  (modelo V-80-1,8).



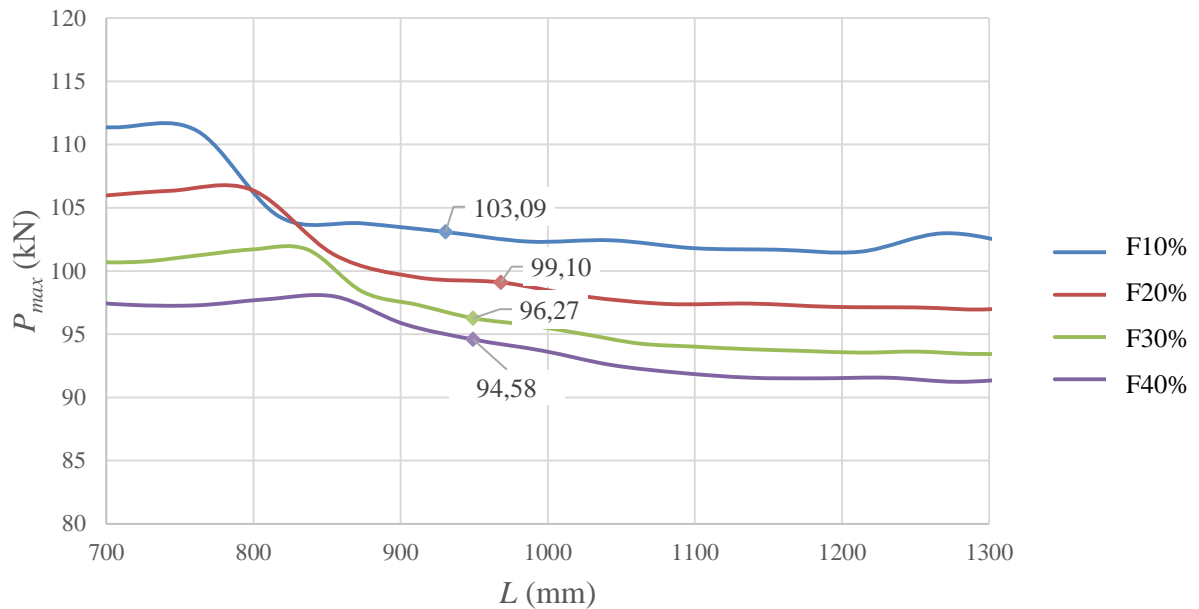
Pode-se perceber que nos pontos de alterações dos modos de flambagem dominante, como os destacados da Figura 4.5, ocorre alteração no comportamento da carga máxima do ponto correspondente (Figura 4.6). Tal fato ocorre uma vez que as imperfeições geométricas utilizadas na análise não linear consideraram amplitudes relativas às deformadas obtidas da análise linear.

Na Figura 4.7 é mostrada a mudança no modo de falha para o modelo V-80-1,8-F10% para  $L = 776$  mm e  $L = 840$  mm (ponto A da Figura 4.6).



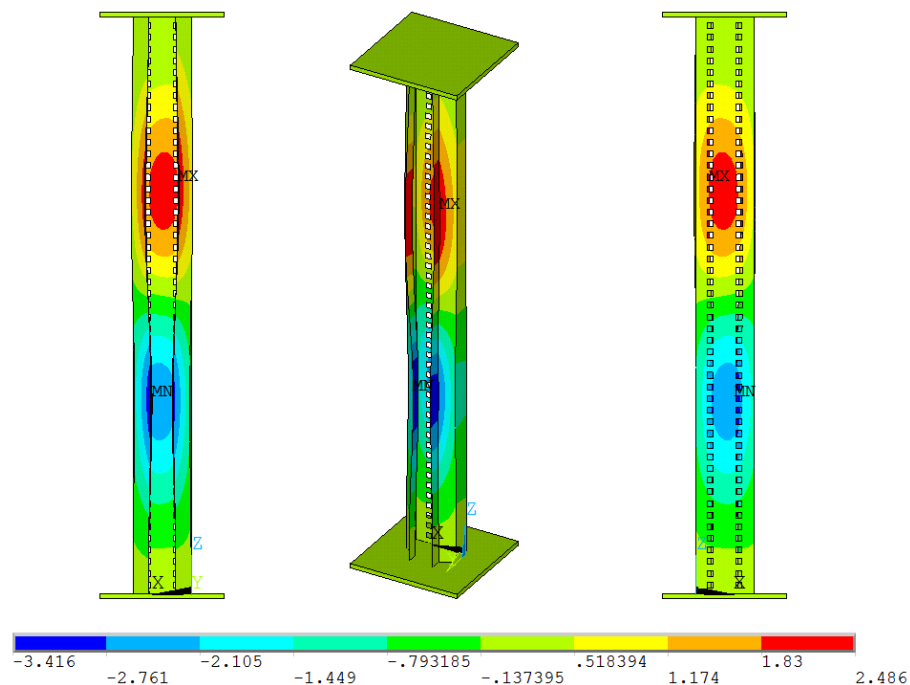
**Figura 4.7 – Deslocamentos  $U_y$  dos modos de falha da seção V-80-1,8-F10% no ponto A da Figura 4.6 para: (a)  $L = 776$  mm e (b)  $L = 840$  mm.**

A Figura 4.8 representa as curvas dos quatro tamanhos de furos do modelo V-94-2,25 e a representação dos valores das cargas máximas para o comprimento próximo de 950mm.



**Figura 4.8 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 94\text{mm}$  e  $t = 2,25$  mm (modelo V-94-2,25)**

Analisando comprimentos em torno de 950 mm para as quatro perfurações, percebe-se a influência dos furos, que reduz a carga máxima da coluna. As Figuras 4.9 a 4.11, representam os modos de falha (D2) para os quatro pontos destacados na Figura 4.8.



**Figura 4.9 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-94-2,25-F10% para  $L = 930,6$  mm.**

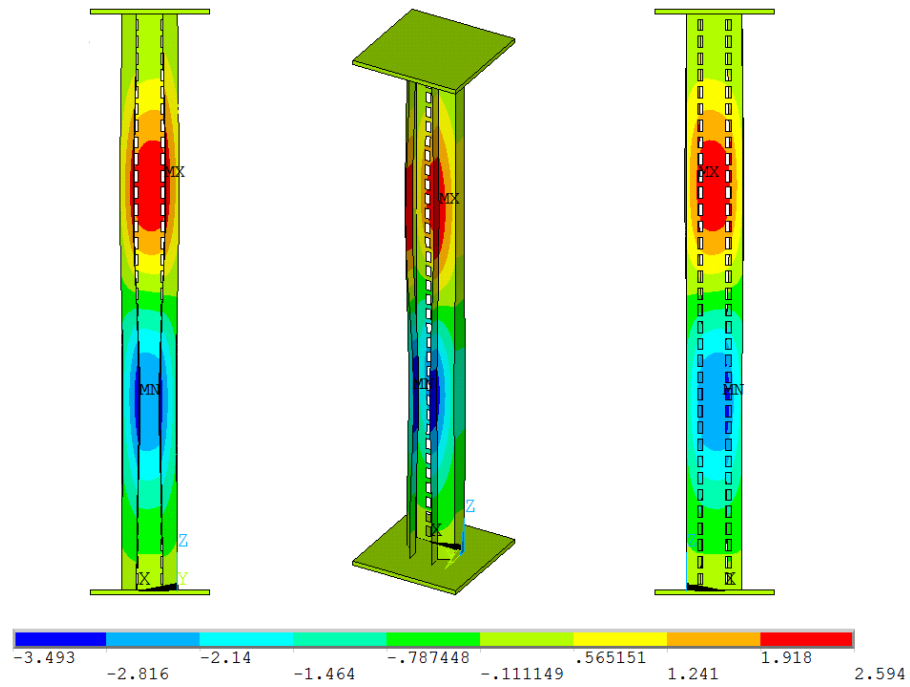


Figura 4.10 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-94-2,25-F20% para  $L = 968,2$  mm.

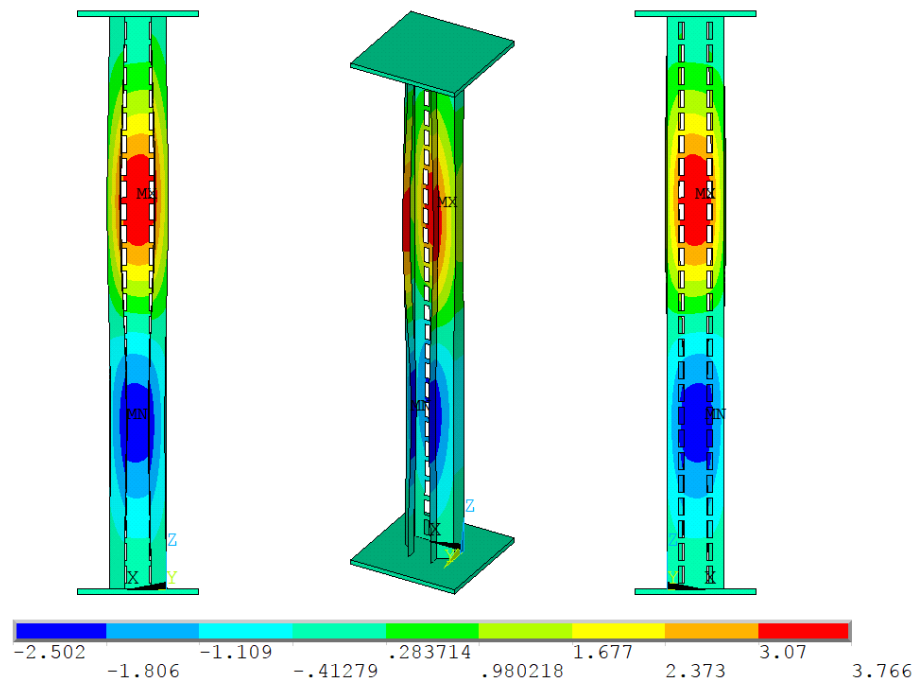


Figura 4.11 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-94-2,25-F30% para  $L = 949,9$  mm.

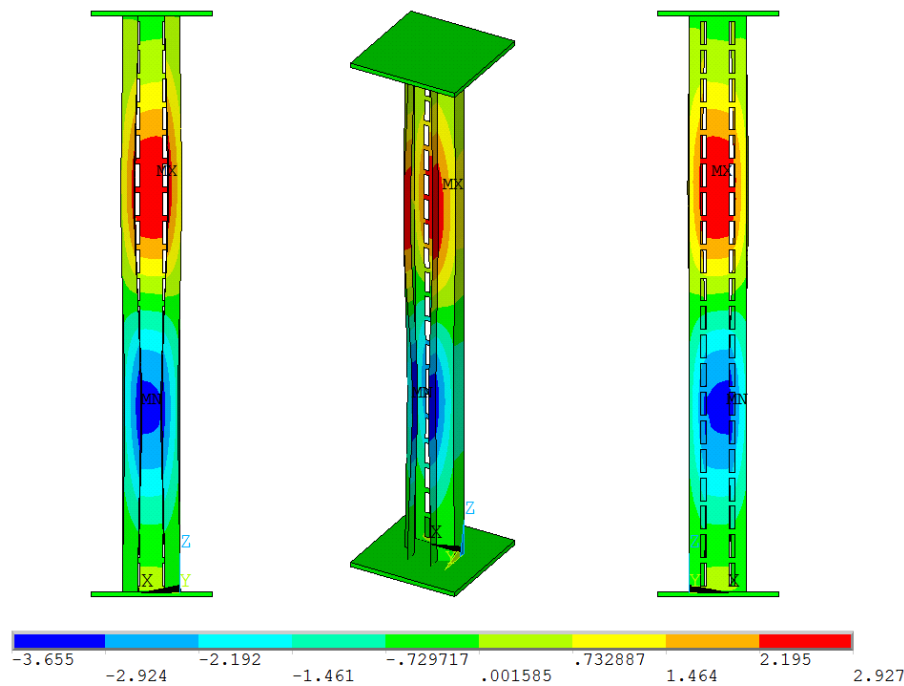


Figura 4.12 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-94-2,25-F40% para  $L = 949,9$  mm.

## 4.2 CARGAS MÁXIMAS DAS SEÇÕES COM FUROS INCLINADOS

Para as seções com furos inclinados foram utilizadas quatro larguras de alma,  $b_w$ , (80 mm, 90 mm, 110 mm e 120 mm); quatro espessuras,  $t$ , (1,4 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm); e três alturas,  $h_f$ , de perfurações (25 mm, 31 mm e 37 mm); e duas angulações entre os furos (10° e 30°).

Como as colunas com elevadas esbeltezas de placa apresentaram acoplamento do modo local na análise linear (Figura 3.11), optou-se por excluir da análise não-linear as seções com espessuras de 1,4 mm e 1,8 mm com larguras de 110 mm e 120 mm. Também foram excluídas as seções com espessuras de 2,25 mm e 3,0 mm com larguras de 80 mm e 90 mm, pois apresentaram menos efeitos de instabilidade em função de menor esbeltez da seção.

Além disso, como as seções com furos de 25mm não apresentaram grandes diferenças no comportamento no que diz respeito à inclinação de 10° ou 30°, optou-se por realizar análise não-linear apenas para os furos de 25 mm com 30°. Tais considerações resultaram num total de 40 seções diferentes das colunas.

Nas Figuras 4.13 a 4.16, tem-se os resultados das cargas máximas para cada seção analisada e para uma variação de comprimento,  $L$ , de até 1500 mm e para diferentes larguras da alma em função das diferentes espessuras e tamanhos de furos (25mm, 31mm e 37mm).

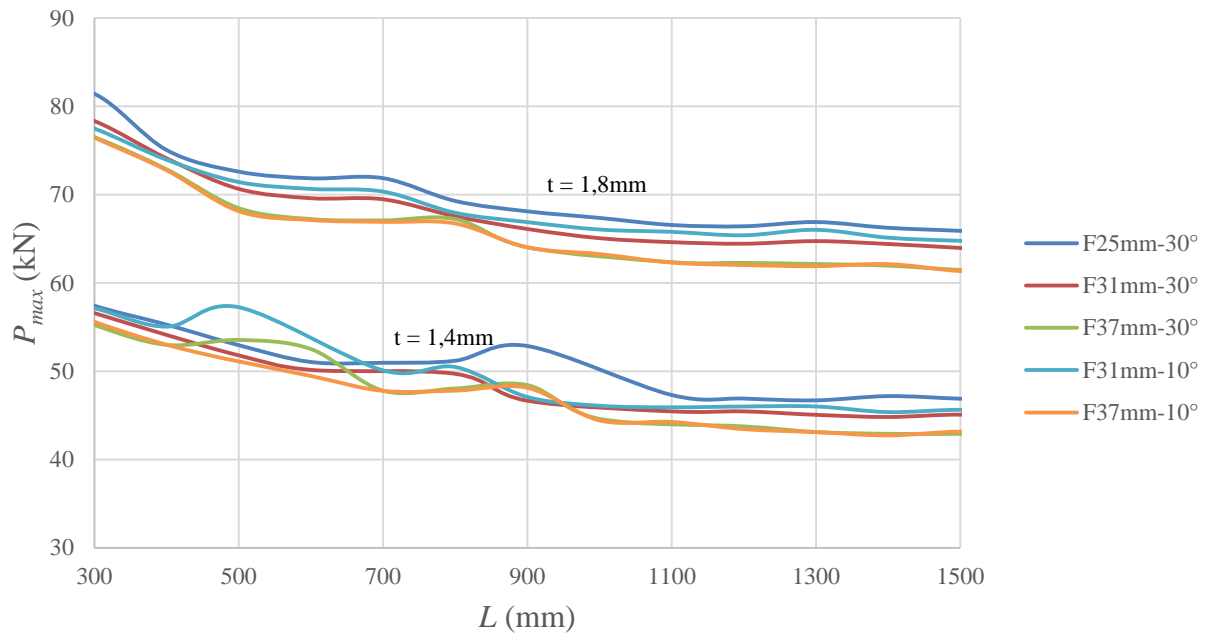


Figura 4.13 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  (modelo I-80).

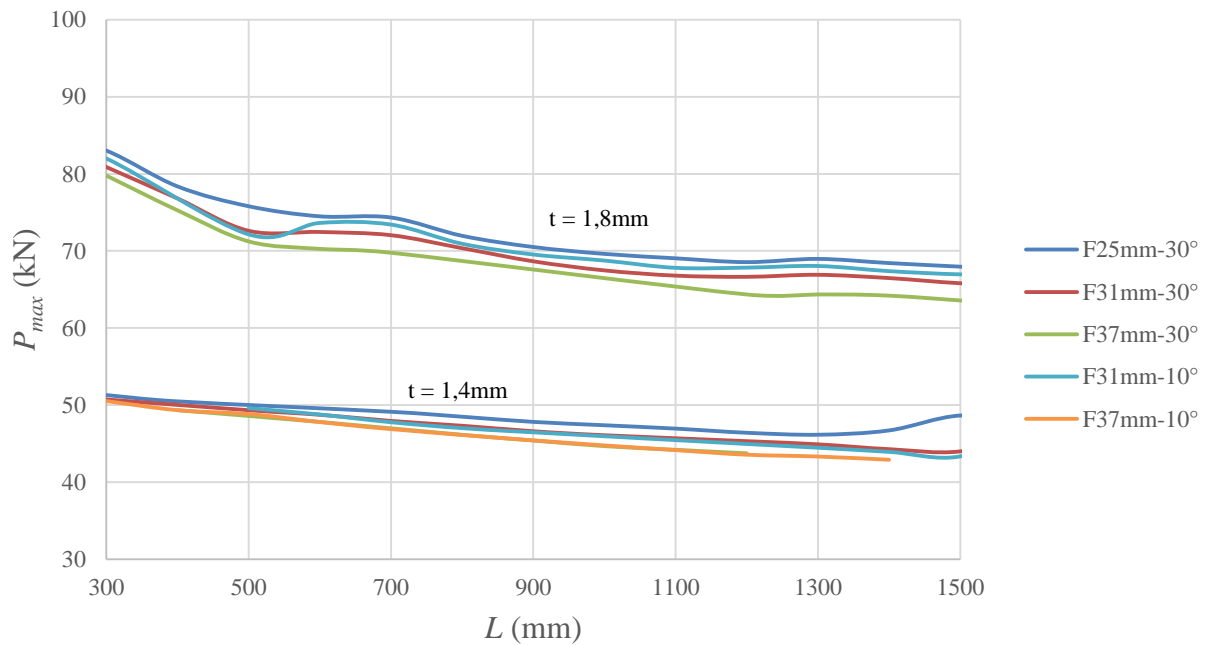


Figura 4.14 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 90\text{mm}$  (modelo I-90).

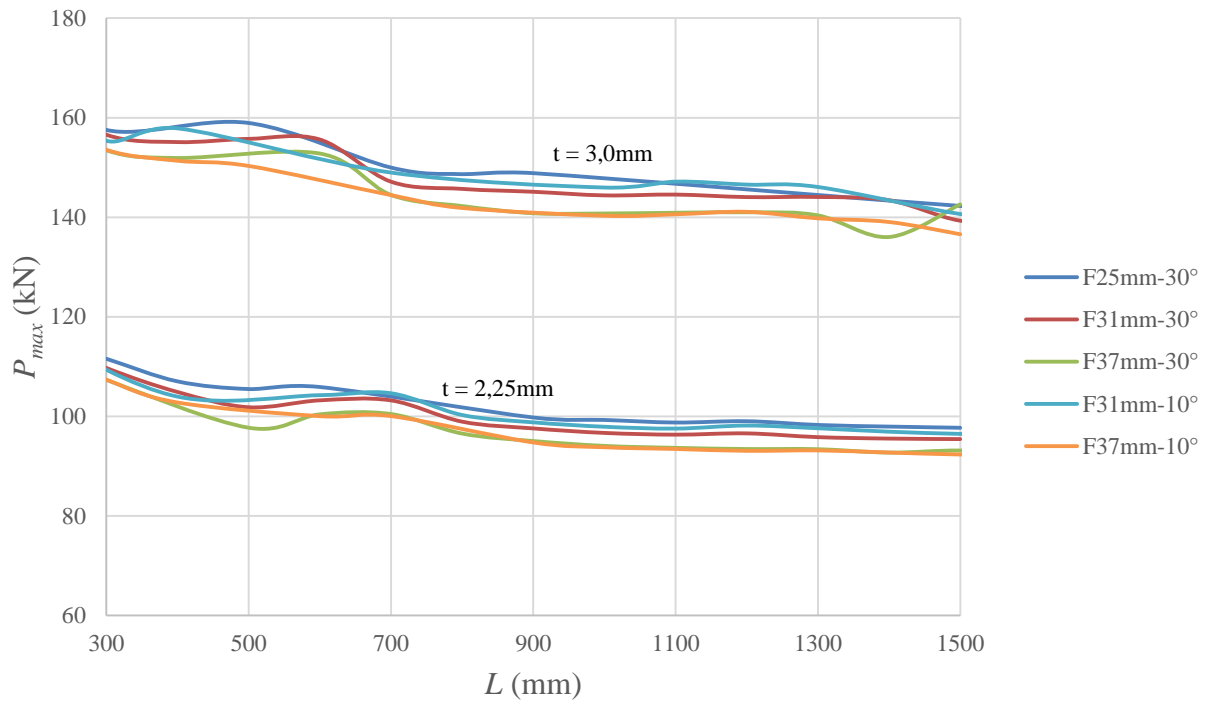


Figura 4.15 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 110$ mm (modelo I-110).

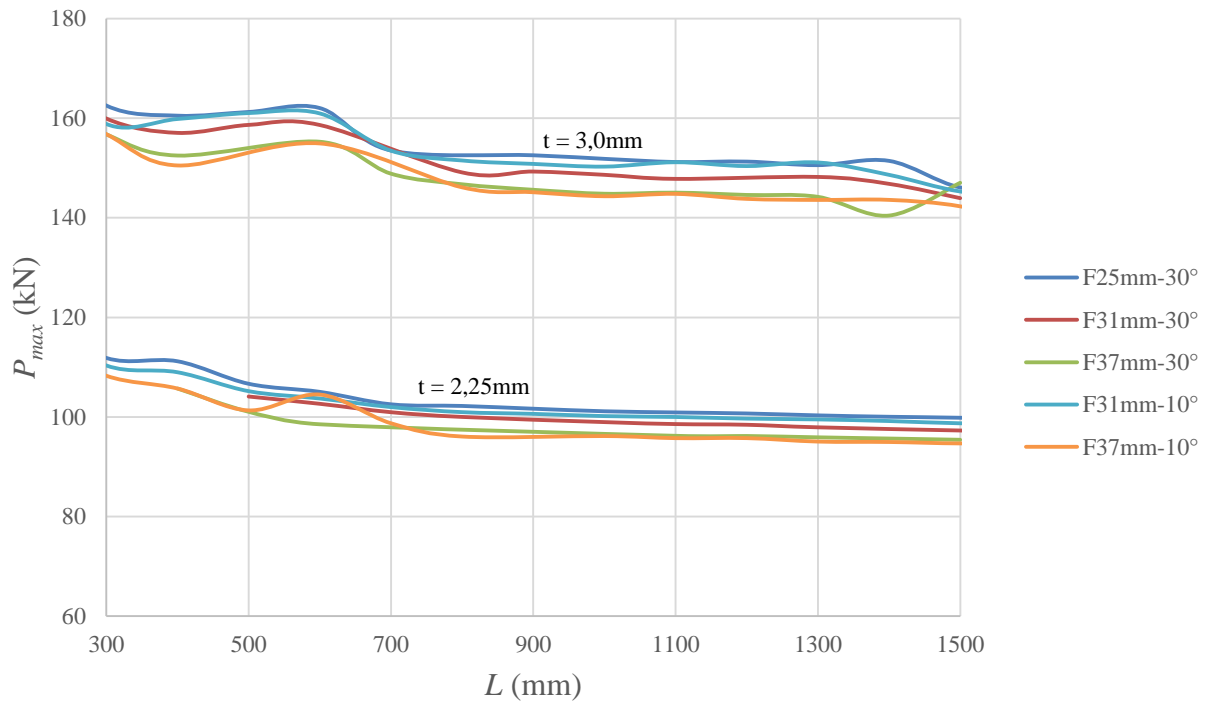
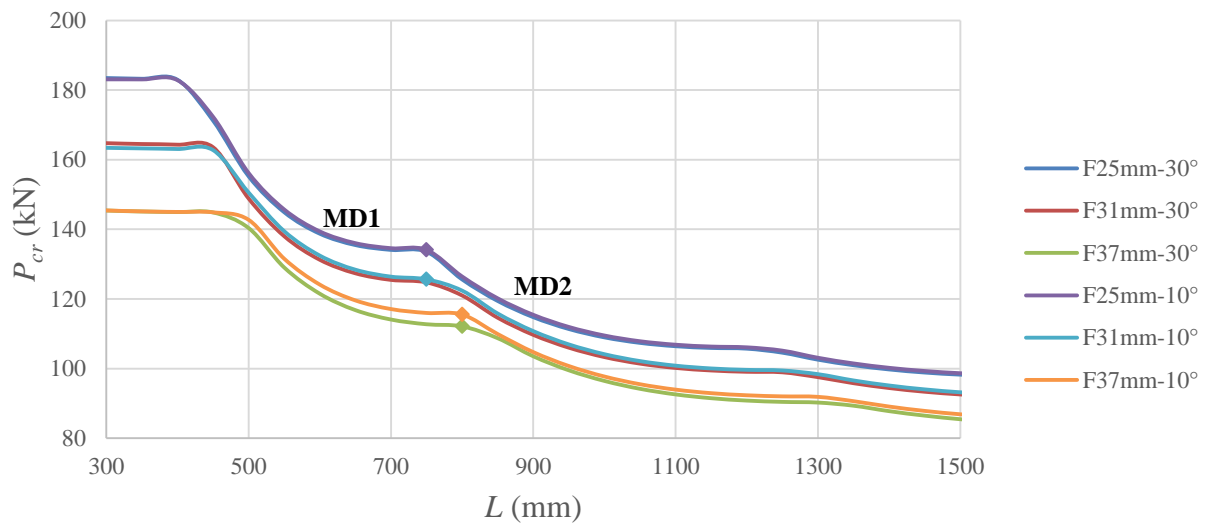


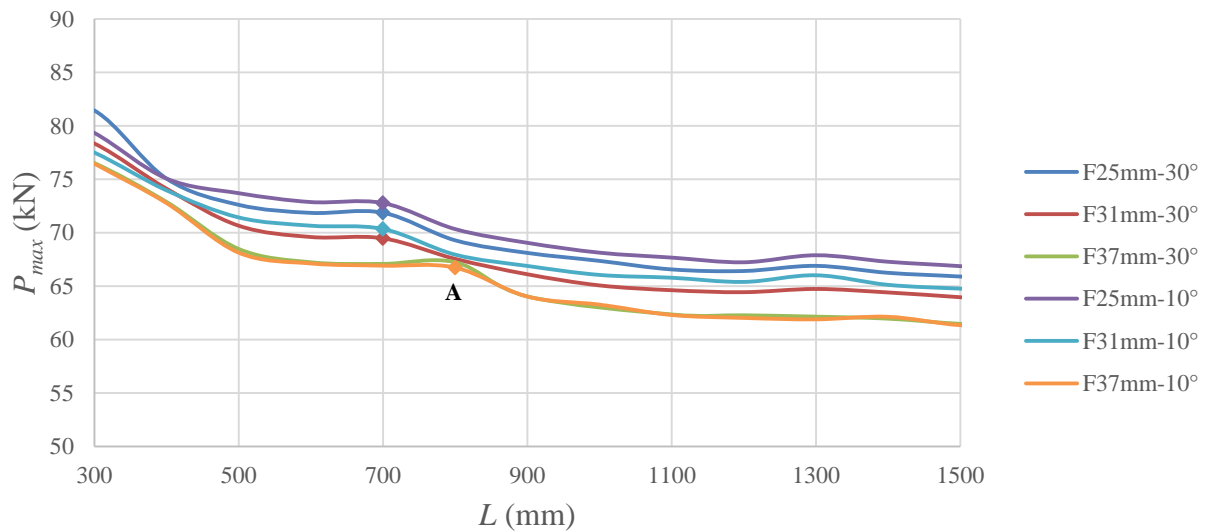
Figura 4.16 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 120$ mm (modelo I-120).

Observando-se as Figuras 4.11 a 4.16 nota-se que ocorre similaridade nas curvas, portanto no comportamento das mesmas. Para menores alturas de furos (25mm), como esperado, a carga máxima da coluna é maior. Observando cada gráfico separadamente e mantendo-se a largura  $b_w$  constante, pode ser observado, da mesma forma que nas análises anteriores, que conforme se aumenta a espessura, a altura do furo influencia mais na dispersão dos valores de cargas críticas.

Nas Figuras 4.17 e 4.18 apresenta-se as cargas críticas e máximas, respectivamente, da seção I-80-1,8 para as tipologias de perfurações utilizadas.



**Figura 4.17 – Relação entre as cargas críticas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  (modelo I-80).**

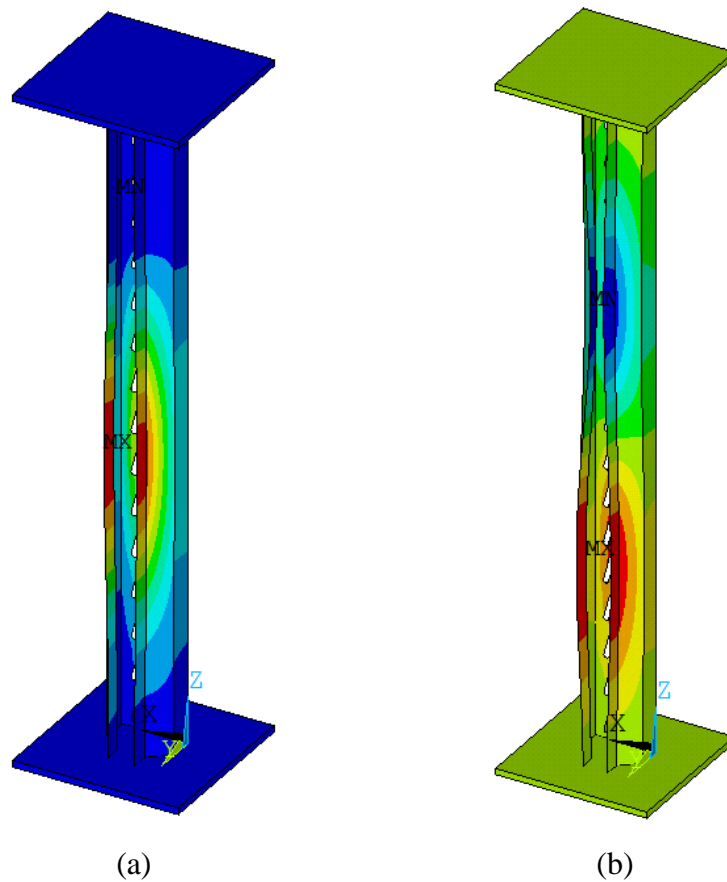


**Figura 4.18 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  (modelo I-80).**

Pode ser observado pela Figura 4.18 que as angulações, considerando os comprimentos estudados (até 1500 mm), não têm influência significativa na carga máxima das colunas. A menor angulação ( $10^\circ$ ) apresenta cargas ligeiramente maiores que a inclinação de  $30^\circ$ . Tal fato está condizente com os resultados da análise linear, em que os pares de curvas com mesmo tamanho de furo apresentavam comportamento similar para essa ordem de comprimentos.

Pode-se perceber que nos pontos de alterações dos modos de flambagem dominante, como os destacados da Figura 4.17, ocorre alteração no comportamento da carga máxima do ponto correspondente (Figura 4.18). Tal fato ocorre uma vez que as imperfeições geométricas utilizadas na análise não-linear consideraram amplitudes relativas às deformadas obtidas da análise linear.

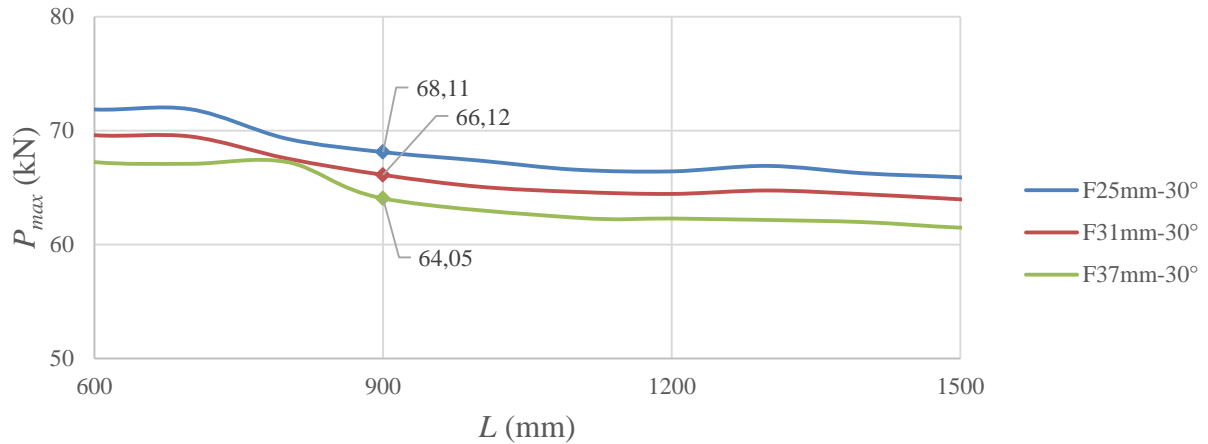
Na Figura 4.19 é mostrada a mudança no modo de falha para o modelo I-80-1,8-F37mm- $30^\circ$  para  $L = 800$  mm e  $L = 900$  mm (ponto A da Figura 4.8).



**Figura 4.19 – Deslocamentos  $U_y$  dos modos de falha da seção I-80-1,8-F37mm- $30^\circ$  no ponto A para: (a)  $L = 800$  mm e (b)  $L = 900$ mm.**

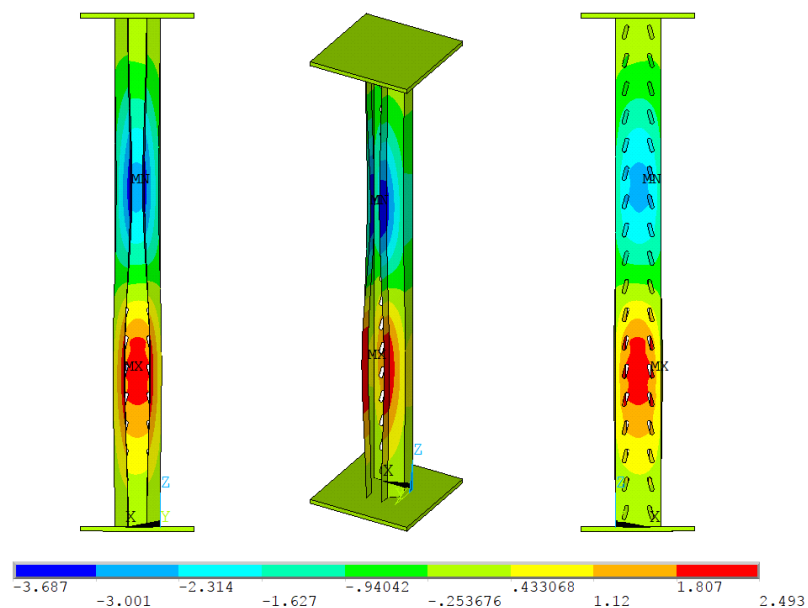


A Figura 4.20 representa as curvas dos três tamanhos de furos do modelo I-80-1,8-30° e a representação dos valores das cargas máximas para o comprimento de 900 mm.



**Figura 4.20 – Relação entre as cargas máximas e comprimentos para  $b_w = 80\text{mm}$  e  $t = 1,8\text{ mm}$  e  $30^\circ$  (modelo I-80-1,8-30°)**

Analisando colunas com comprimentos iguais a 900 mm para as três perfurações, percebe-se a influência dos furos, que reduz a carga máxima da coluna. As Figuras 4.21 a 4.23, representam os modos de colapso (D2) para os três pontos destacados.



**Figura 4.21 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-80-1,8-F25mm-30° para  $L = 900\text{ mm}$ .**

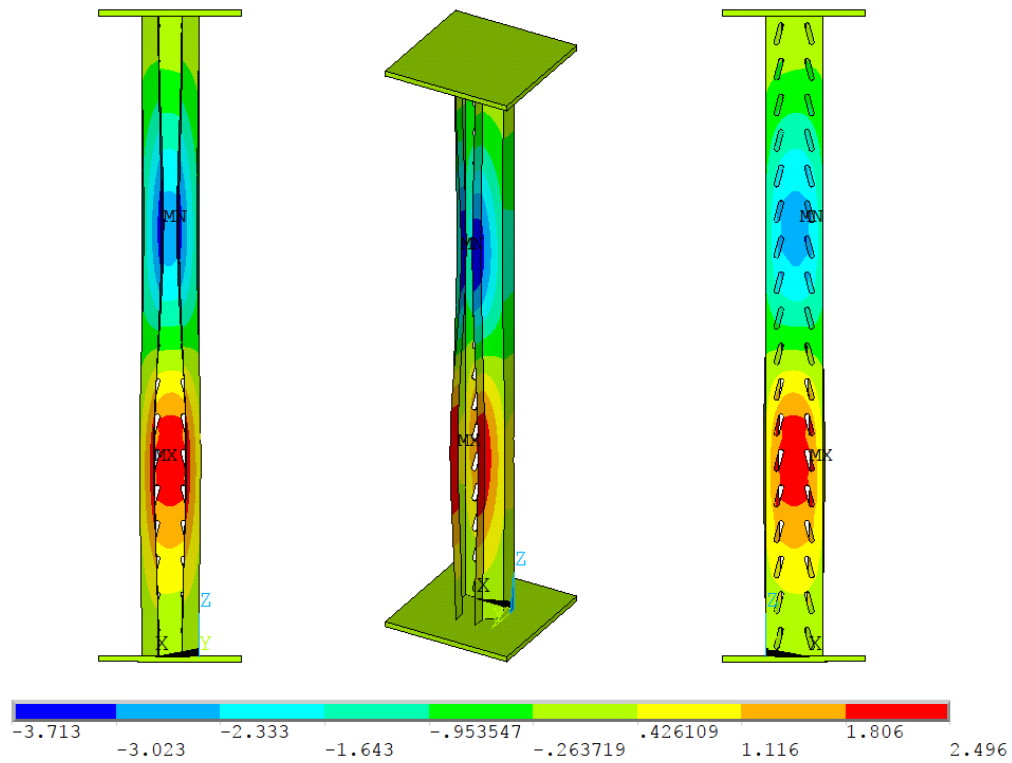


Figura 4.22 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-80-1,8-F31mm-30° para  $L = 900$  mm.

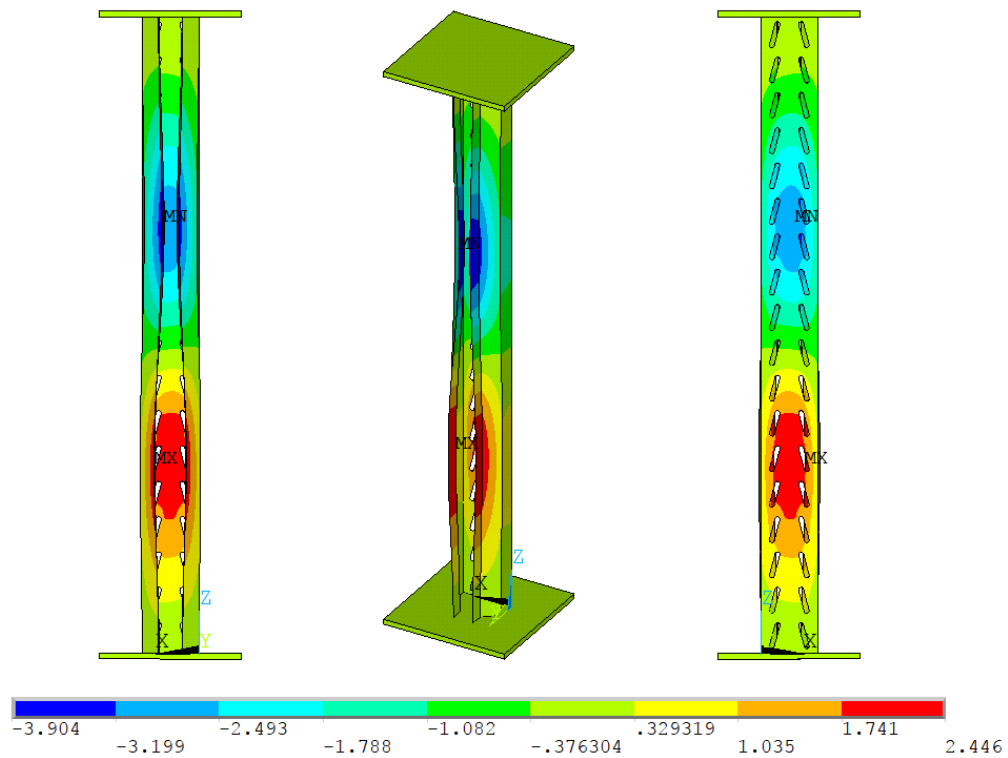


Figura 4.23 – Deslocamentos  $U_y$  (mm) do modo de falha da seção V-80-1,8-F37mm-30° para  $L = 900$  mm.

## 5 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DA EXCENTRICIDADE DE CARREGAMENTO

Neste capítulo, serão apresentados os valores das cargas críticas e máximas levando-se em consideração a excentricidade de aplicação do carregamento.

Baseando-se nas análises provenientes dos estudos realizados para carregamento centrado, as análises foram realizadas considerando duas larguras de alma,  $b_w$ , (80 mm e 90 mm), em que o modo distorcional foi predominante; uma espessura,  $t$ , (1,8 mm), em função de que essas relações de esbeltezas,  $b_w/t$ , apresentaram curvas mais uniformes entre si; três tamanhos de furos (25 mm, 31 mm e 37 mm) com angulação de 30°, uma vez que as angulações não apresentaram diferenças significativas e a maior apresentava menores valores de cargas máximas.

Tais análises previamente citadas resultaram em um total de 6 seções diferentes das colunas. Para cada uma destas seções, determinou-se as cargas críticas e máximas, com comprimentos variando de 300 mm a 1500 mm. As simulações foram feitas com duas excentricidades,  $e$ , em torno do eixo de maior inércia da seção (Figura 5.1). Os valores destas excentricidades ( $0,3b_w$  e  $0,4b_w$ ) foram escolhidos de forma a conter o intervalo de inclinação do furo em que se fixa a longarina, sendo essa posição da longarina a responsável pela excentricidade de carregamento na coluna.

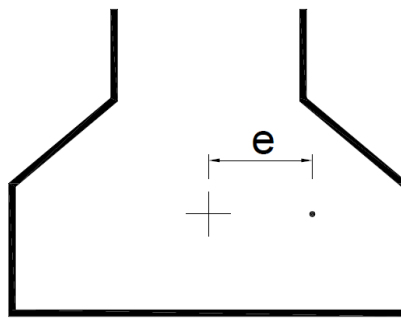
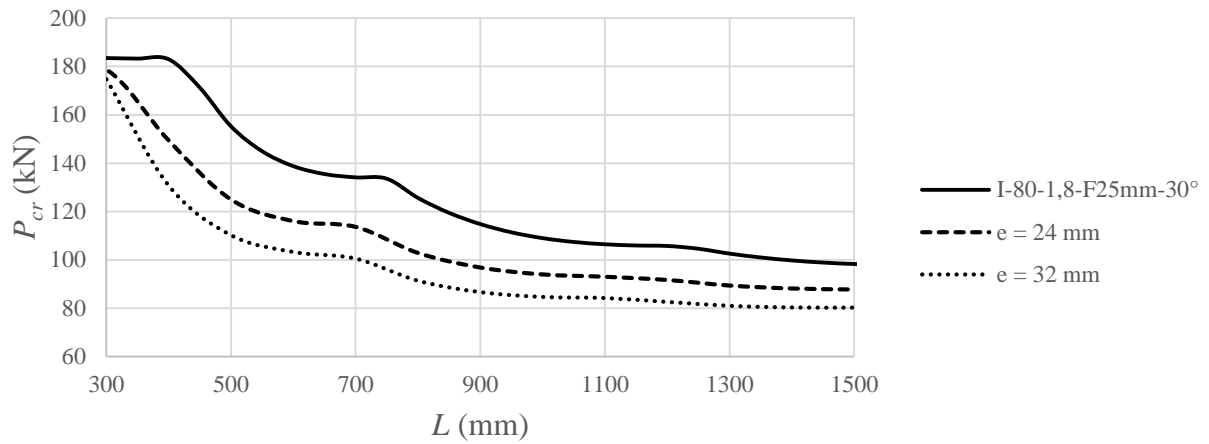


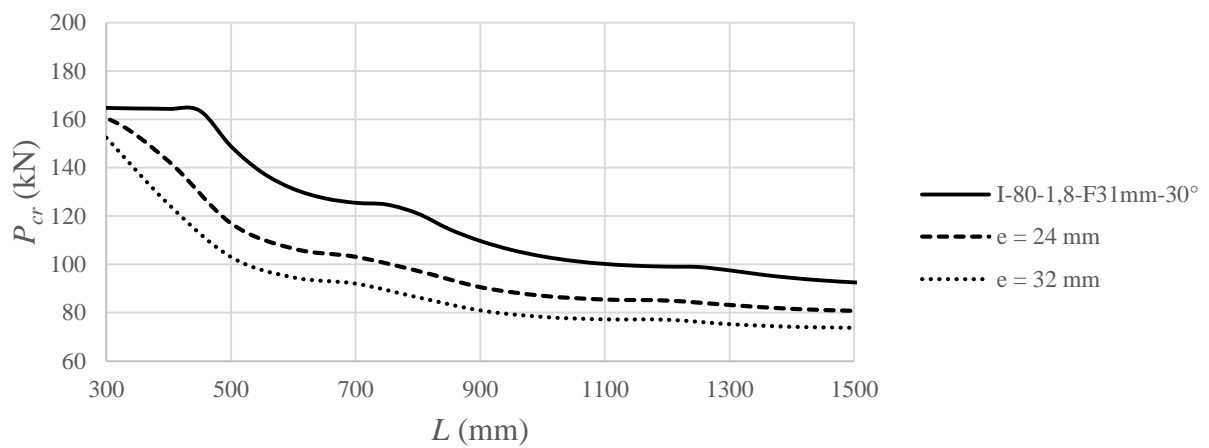
Figura 5.1 – Excentricidade em torno do eixo de maior inércia da seção transversal.

### 5.1 CARGAS CRÍTICAS DE FLAMBAGEM ELÁSTICA

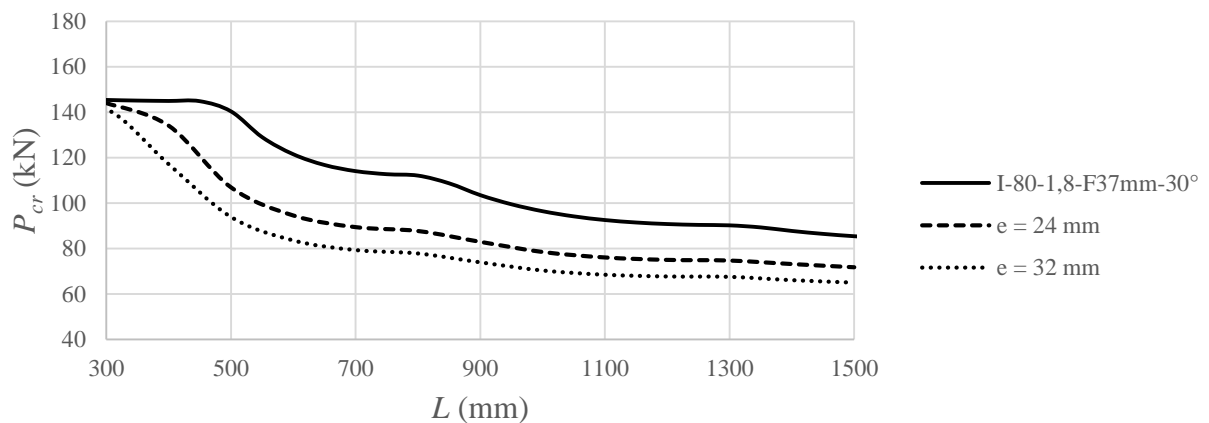
Inicialmente realizou-se uma análise linear de flambagem elástica, considerando as excentricidades de carregamento, de forma a avaliar a influência das mesmas nas cargas críticas e modos de flambagem associados. Ambas as larguras de alma apresentaram comportamento semelhante. As Figuras 5.2 a 5.4 apresentam as cargas críticas encontradas para as seções com largura de 80 mm e espessura 1,8 mm com carregamento centrado e excêntrico.



**Figura 5.2 – Influência da excentricidade na carga crítica do modelo I-80-1,8-F25mm-30°.**



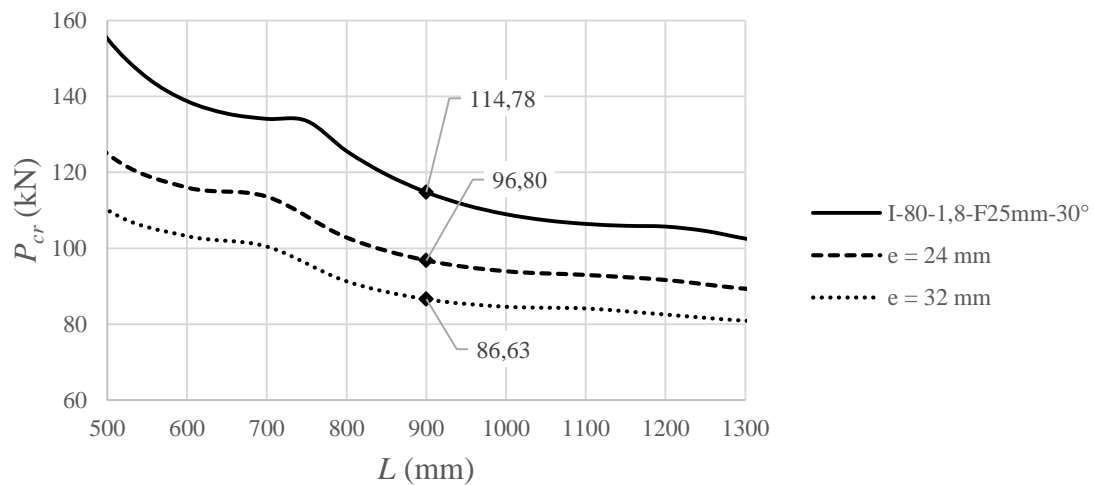
**Figura 5.3 – Influência da excentricidade na carga crítica do modelo I-80-1,8-F31mm-30°.**



**Figura 5.4 – Influência da excentricidade na carga crítica do modelo I-80-1,8-F37mm-30°.**

Conforme apresentado nas Figuras 5.2 a 5.4 percebe-se que a tendência das curvas mantém-se, ainda que com carregamento excêntrico. Como esperado, conforme se aumenta a excentricidade, menores são os valores das cargas críticas de flambagem elásticas encontrados.

A Figura 5.5 apresenta as curvas de carga crítica do modelo I-80-1,8-F25-30° para carregamento centrado e com excentricidades de 24 mm e 32 mm.



**Figura 5.5 – Influência da excentricidade na carga crítica do modelo I-80-1,8-F25mm-30°.**

Como exemplo, analisando colunas com comprimentos iguais a 900 mm para os três casos, percebe-se que quanto maior a excentricidade, menor a carga crítica da coluna. Para  $e = 24$  mm houve uma redução de 12% e para  $e = 32$  mm a carga crítica foi reduzida em 19%. A Figura 5.6 representa os modos de flambagem (D2) para os três pontos destacados.

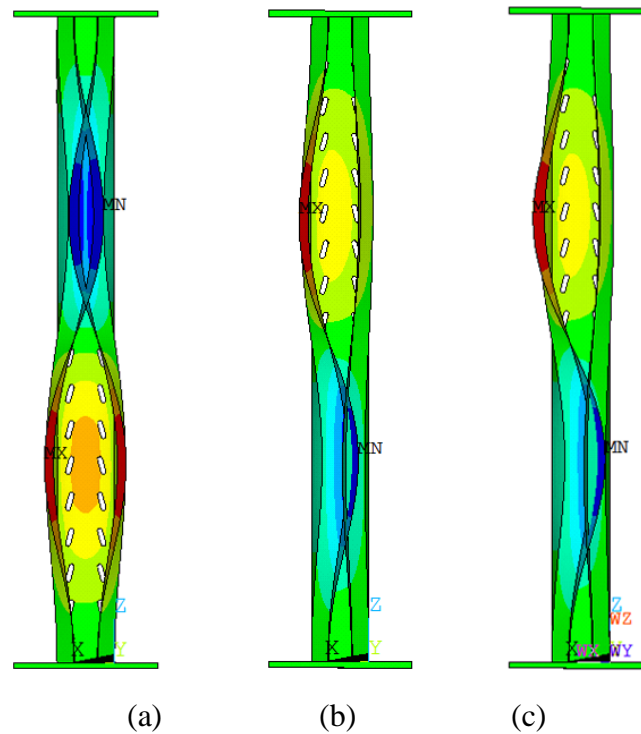


Figura 5.6 – Modos de flambagem do modelo I-80-1,8-F37mm-30° com  $L = 900\text{mm}$ :

(a)  $e = 0$ ; (b)  $e = 24\text{ mm}$  e (c)  $e = 32\text{ mm}$ .

## 5.2 CARGAS MÁXIMAS PARA CARREGAMENTO EXCÊNTRICO

A partir dos resultados da análise de flambagem elástica das seções, foi realizada a análise não-linear, de forma a serem levantadas as cargas máximas e modos de falha associados para as seções com carregamento excêntrico. De forma semelhante ao estudo das seções com carregamento centrado, nesta etapa foram considerados os efeitos da não-linearidade física (plasticidade do aço) e não-linearidade geométrica (imperfeições introduzidas levando-se em consideração o modo de flambagem obtido na análise linear).

Assim como na análise linear, ambas as larguras de alma apresentaram comportamento semelhante. As Figuras 5.7 a 5.9 representam as cargas máximas encontradas para as seções com largura de 90 mm e espessura 1,8 mm com carregamento centrado e excêntrico e considerando diferentes tamanhos de furos.

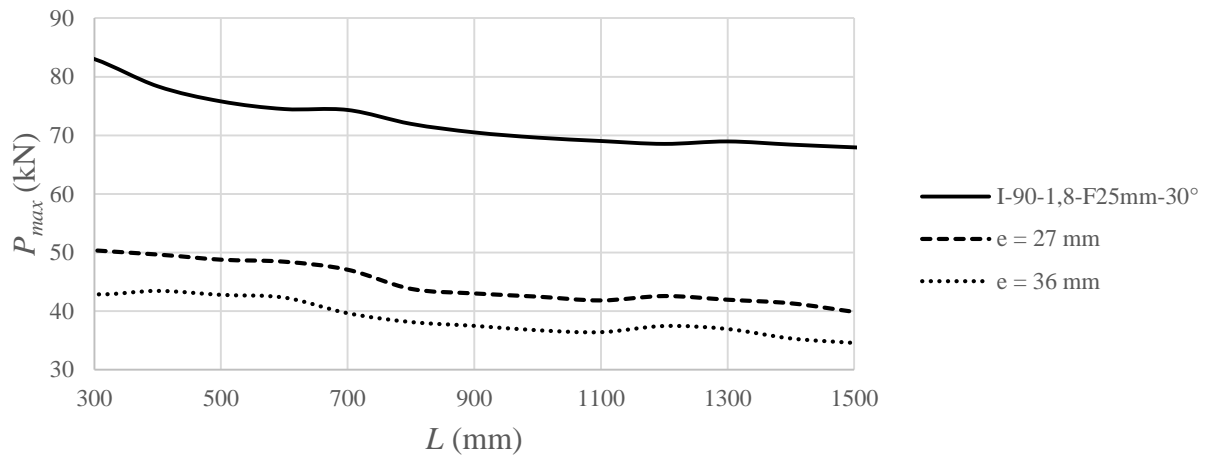


Figura 5.7 – Influência da excentricidade na carga máxima do modelo I-90-1,8-F25mm-30°.

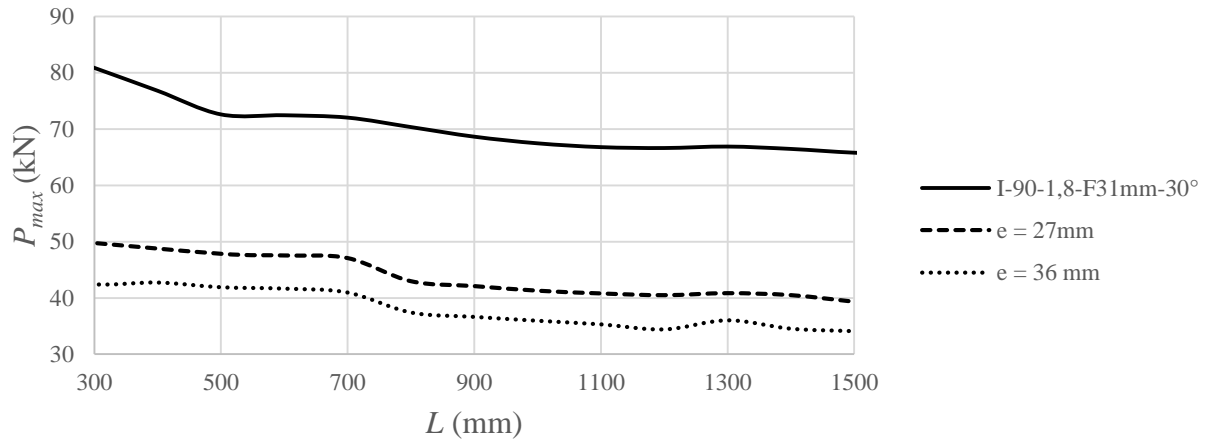


Figura 5.8 – Influência da excentricidade na carga máxima do modelo I-90-1,8-F31mm-30°.

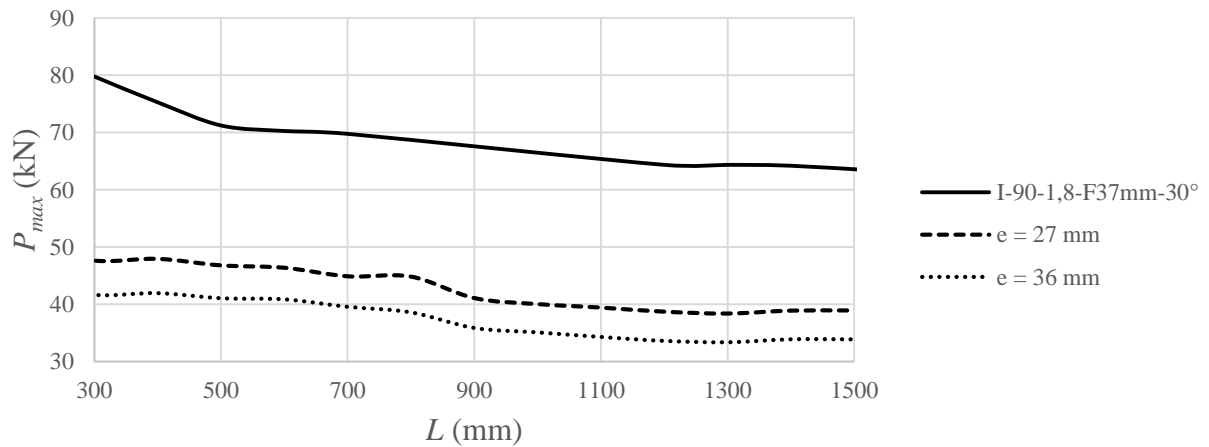


Figura 5.9 – Influência da excentricidade na carga máxima do modelo I-90-1,8-F37mm-30°.

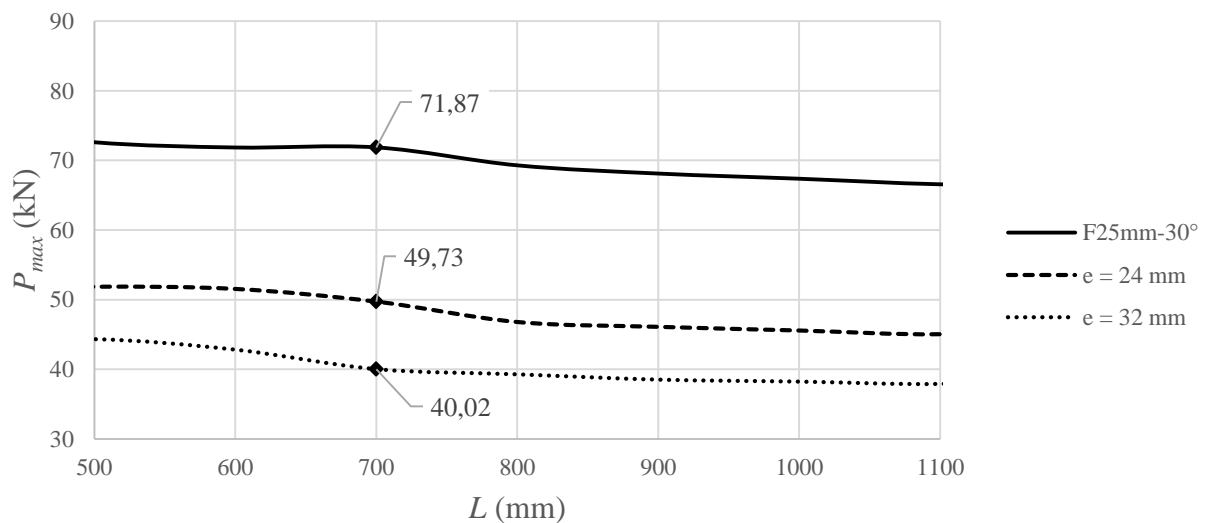
Observa-se nas Figuras 5.7 a 5.9 que a tendência das curvas mantém-se, ainda que com carregamento excêntrico. Como esperado, conforme se aumenta a excentricidade, menores são os valores das cargas máximas encontradas. Comparando-se as Figuras 5.7 a 5.9 com as 5.2 a 5.4, nota-se que a influência da excentricidade é muito mais perceptível na carga máxima, reduzindo significativamente o seu valor.

A Tabela 5.1 mostra a influência das excentricidades ( $e_1 = 24$  mm,  $e_2 = 32$  mm) em termos de carga crítica e carga máxima e a diferença em relação ao caso de carregamento centrado ( $e_0 = 0$ ), tomando como exemplo alguns comprimentos do modelo I-80-1,8-F25mm.

**Tabela 5.1 – Influência da excentricidade na carga crítica e carga máxima para modelo I-80-1,8-F25mm-30°.**

$L$ (mm)	Carga Crítica (kN)					Carga máxima (kN)				
	$P_{cr,e0}$	$P_{cr,e1}$	(1)	$P_{cr,e2}$	(2)	$P_{max,e0}$	$P_{max,e1}$	(1)	$P_{max,e2}$	(2)
	(0)	(1)	(0)	(2)	(0)	(0)	(1)	(0)	(2)	(0)
700	134,10	113,60	15%	100,48	25%	71,87	49,73	31%	40,02	44%
900	114,78	96,80	16%	86,63	25%	68,11	46,11	32%	38,52	43%
1100	106,42	92,97	13%	84,18	21%	66,57	45,05	32%	37,90	43%

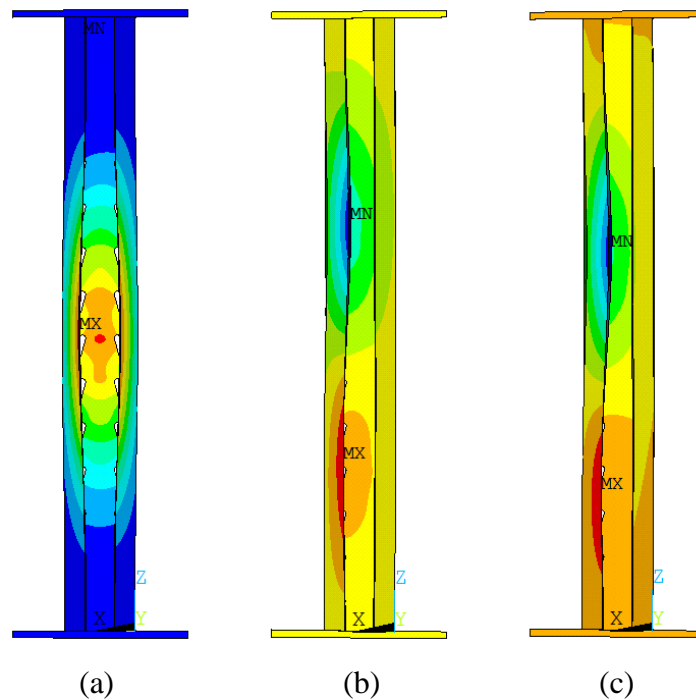
A Figura 5.10 apresenta as curvas de carga máxima do modelo I-80-1,8-F25mm-30° para carregamento centrado e com excentricidades de 24 mm e 32 mm, tem-se também a representação dos valores das cargas máximas para o comprimento de 700mm.



**Figura 5.10 – Influência da excentricidade na carga máxima do modelo I-80-1,8-F25mm-30°.**



Analisando as colunas com comprimentos iguais a 700 mm para os três casos, percebe-se a influência da excentricidade, que reduz a carga máxima da coluna. Para  $e = 24$  mm houve uma redução de 31% e para  $e = 32$  mm a carga máxima foi reduzida em 44%. A Figura 5.11 representa os modos de falha para os três pontos destacados.



**Figura 5.11 – Modos de flambagem do modelo I-80-1,8-F25mm-30° com  $L = 700$ mm:**  
**(a)  $e = 0$ ; (b)  $e = 24$  mm e (c)  $e = 32$  mm.**

Percebe-se na Figura 5.11 que para o comprimento de 700 mm o modo de falha é relacionado como o modo distorcional D1. Todavia, conforme o aumento da excentricidade de carregamento, deixando a coluna sob flexocompressão, o modo de falha observado relaciona-se com o modo distorcional D2, acoplado à flexão em torno da maior inércia (eixo em que ocorre a excentricidade).

## 6 ANÁLISE TEÓRICA

Devido às diferenças apresentadas pelos elementos componentes dos sistemas de armazenagem (perfurações, carregamentos, etc) é necessário que existam prescrições normativas adicionais às normas de perfis formados a frio, de modo que seja possível a avaliação correta desses elementos. De forma geral, as prescrições normativas de sistemas de armazenamento remetem-se às normas gerais de PFF.

Nos Estados Unidos, utilizam-se as preconizações do Rack Manufacturers Institute (RMI, 2012), reportando-se à norma de dimensionamento de PFF do American Iron and Steel Institute (AISI, 2013).

No Reino Unido é utilizada a norma britânica BS EN 15512:2009 – Steel static storage systems – Adjustable pallet racking systems – Principles for structural design, reportando-se à norma EN 1993:2005 – Design of Steel Structures.

No Brasil, existe a NBR 15524:2007 – Sistemas de armazenagem: Diretrizes para o uso de estruturas tipo porta-paletes seletivos. Essa norma tem como base a norma britânica, BS EN 15512. Em conjunto, utiliza-se a NBR 14762:2010 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio. Nesse trabalho serão utilizadas as prescrições das normas NBR 15524 e NBR 14762.

Para considerar a influência das perfurações na carga máxima das colunas, a NBR 15524 faz uso do fator de forma,  $Q$ , definido como:

$$Q = \frac{R_{co}}{f_y A_{min,liq}} \leq 1,0 \quad 6.1$$

Em que  $R_{co}$  é a resistência real da coluna com comprimento curto suficiente para não haver nenhum modo de flambagem;  $f_y$  é a tensão de escoamento do aço; e  $A_{min,liq}$  é a área mínima da seção transversal segundo um plano que intercepte o maior número de perfurações existentes ao longo do comprimento da coluna.

## 6.1 MÉTODO DA RESISTÊNCIA DIRETA

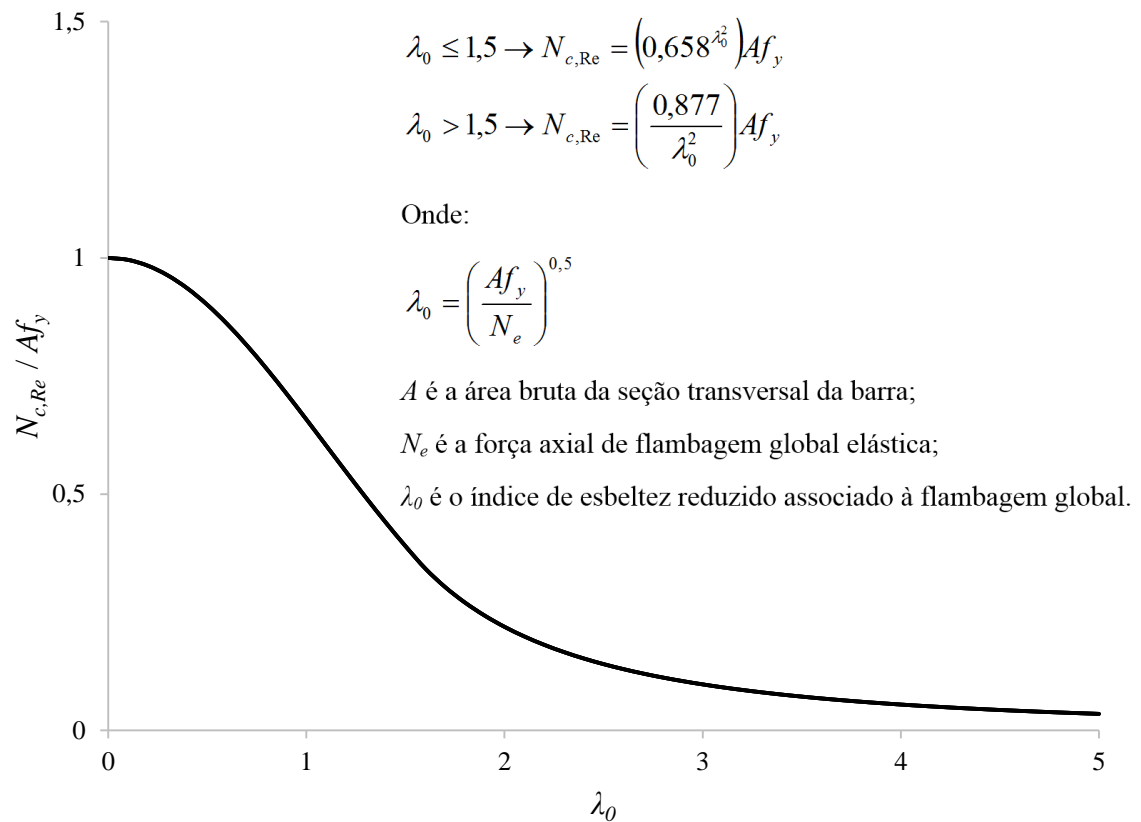
A NBR 14762 permite a determinação da capacidade resistente dos elementos considerando-se o Método da Largura Efetiva, Método da Seção Efetiva ou o Método da Resistência Direta. O MRD considera a determinação da carga crítica de flambagem elástica por análise de estabilidade. Considerando que as perfurações influenciam nas cargas de flambagem como apresentado nos capítulos anteriores, para esse trabalho, será utilizado esse método que está descrito no Anexo C da norma.

O princípio básico do MRD é a obtenção das cargas máximas da seção a partir de uma análise de estabilidade elástica da seção transversal. Para tanto, é necessário resolver um problema de autovalor (análise linear) determinando assim os valores das cargas críticas de flambagem elástica.

Para as seções sem perfurações, existem programas de análise de estabilidade elástica, sendo os mais conhecidos o GBTul (Teoria Generalizada de Vigas) e o CUFSM (faixas finitas). Todavia, tais programas não consideram na análise de estabilidade seções com perfurações. Assim, utilizou-se os resultados apresentados nos capítulos anteriores com o Método dos Elementos Finitos, via o programa ANSYS.

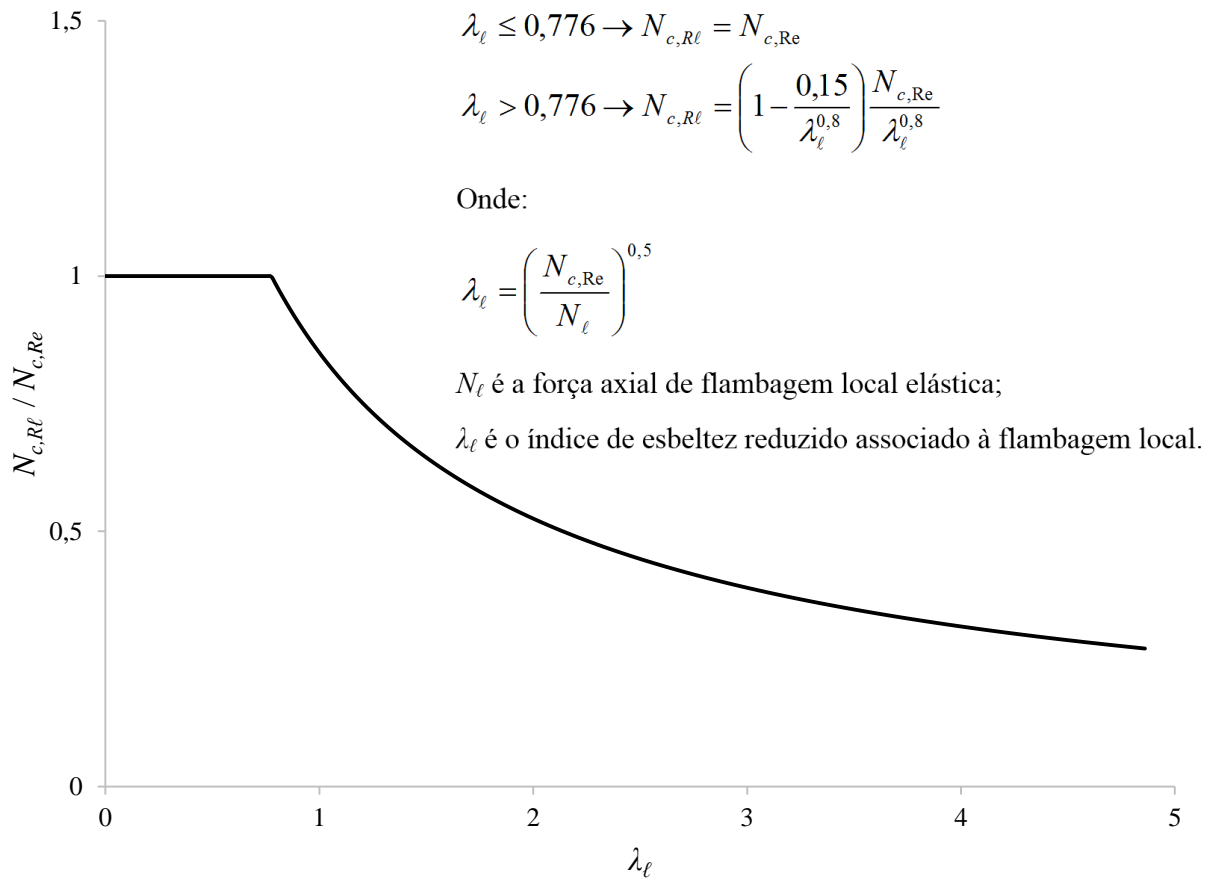
Segundo a NBR 14762, para barras submetidas à compressão centrada e de seção sem perfurações, o valor característico da força axial de compressão resistente,  $N_{c,Rk}$ , deve ser tomado como o menor valor calculado para flambagem global, local e distorcional,  $N_{c,Re}$ ,  $N_{c,RI}$ ,  $N_{c,Rdist}$ , respectivamente.

Para flambagem global da barra por flexão, torção ou flexo-torção, o valor característico da força axial de compressão associada ao modo global de flambagem,  $N_{c,Re}$ , é dado pelas expressões descritas na Figura 6.1 em que se tem  $N_{c,Re}$ , em relação à força axial de escoamento e função da esbeltez reduzida,  $\lambda_0$ .



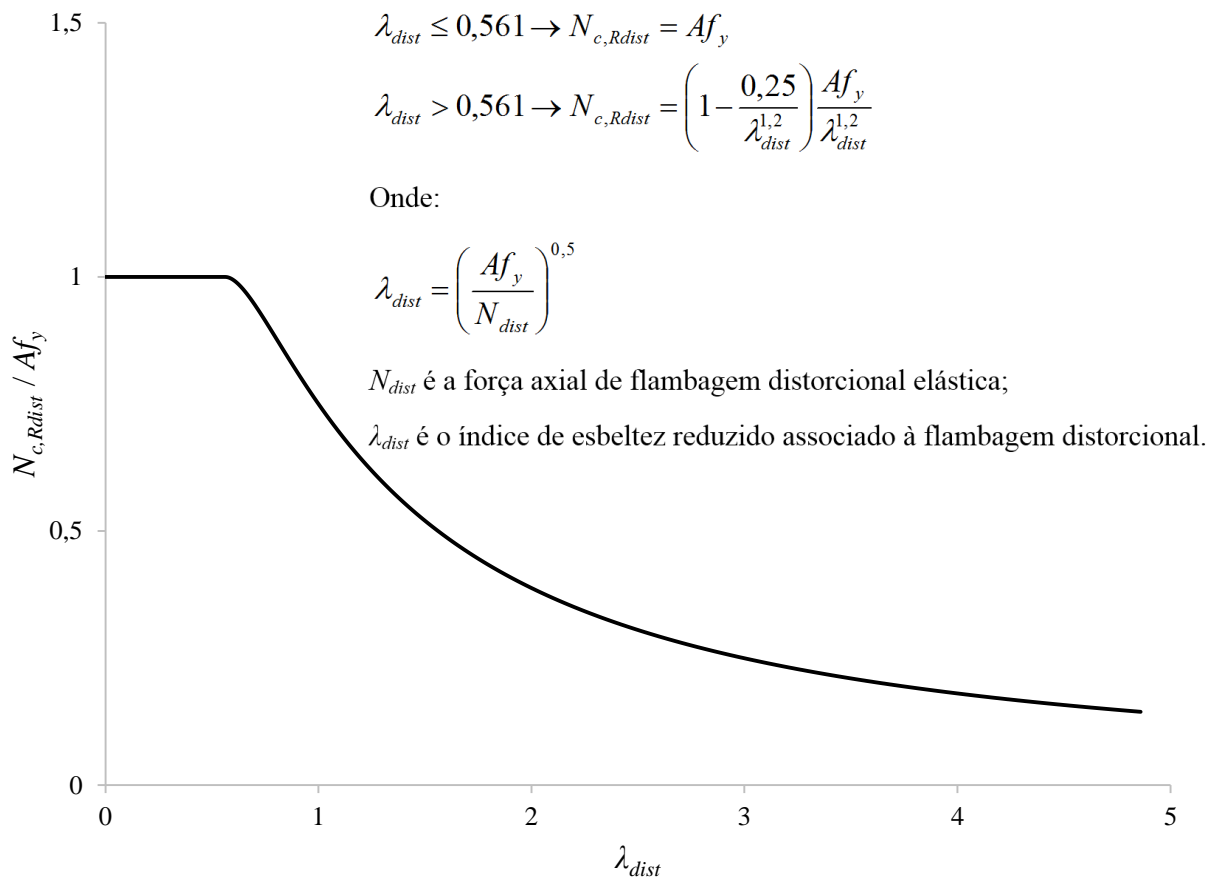
**Figura 6.1 – Curva de flambagem global.**

Para a flambagem local, tem-se que o valor característico da força axial de compressão associada ao modo local de flambagem,  $N_{c,Rl}$ , é dado pelas expressões descritas na Figura 6.2 em que se tem  $N_{c,Rl}$ , em relação à força axial de compressão e função da esbeltez reduzida,  $\lambda_l$ .



**Figura 6.2 – Curva de flambagem local.**

E para a flambagem distorcional, utilizam-se as expressões da Figura 6.3, para o cálculo da força axial de compressão associada ao modo distorcional de flambagem,  $N_{c,Rdist}$ , em que se tem a relação dessa com a força axial de escoamento e em função da esbeltez associada ao modo distorcional,  $\lambda_{dist}$ .



**Figura 6.3 – Curva de flambagem distorcional.**

Os valores das cargas críticas de flambagem local,  $N_{\ell}$ , e distorcional,  $N_{dist}$ , devem ser obtidos por meio da análise de estabilidade elástica. O valor da carga crítica de flambagem global pode ser determinado tanto por análise de estabilidade elástica ou pelas expressões presentes na NBR 14762.

## 6.2 COMPARAÇÕES ENTRE O MRD (NBR 14762) E OS RESULTADOS NUMÉRICOS

A seguir tem-se a comparação entre os valores de carga máxima encontrados pelo método dos elementos finitos via ANSYS com os valores obtidos pelo Anexo C da NBR 14762:2010, segundo o Método da Resistência Direta.

As propriedades geométricas das seções transversais sem perfurações estudadas são apresentadas na Tabela 6.1.

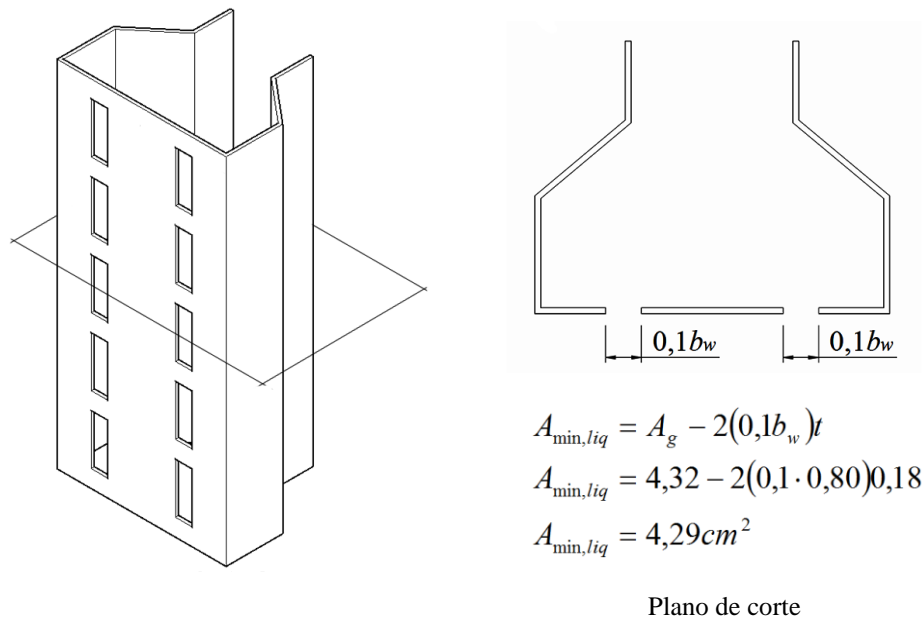
Tabela 6.1 – Propriedades geométricas das seções transversais.

$b_w$ (mm)	$t$ (mm)	$A_g$ (cm <sup>2</sup> )	$I_x$ (cm <sup>4</sup> )	$I_y$ (cm <sup>4</sup> )	$C_w$ (cm <sup>6</sup> )	$J$ (cm <sup>4</sup> )
80	1,40	3,36	17,23	28,24	731	0,02440
	1,80	4,32	22,16	36,30	674	0,04666
	2,25	5,40	27,70	45,39	843	0,09113
	3,00	7,20	36,94	60,53	1125	0,21600
90	1,40	3,50	17,98	38,03	609	0,02287
	1,80	4,50	23,11	48,90	783	0,04860
	2,25	5,63	28,90	61,13	980	0,09492
	3,00	7,50	38,54	81,52	1515	0,24613
94	1,40	3,58	16,96	42,28	662	0,02342
	1,80	4,61	21,81	54,36	852	0,04977
	2,25	5,76	27,27	67,95	1065	0,09720
	3,00	7,68	36,38	90,62	1420	0,23040
110	1,40	3,78	19,30	62,95	811	0,02470
	1,80	4,86	24,82	80,94	1042	0,05249
	2,25	6,08	31,03	101,18	1303	0,10252
	3,00	8,10	41,38	134,92	1738	0,24300
120	1,40	3,92	19,89	78,21	928	0,02561
	1,80	5,04	25,58	100,56	1193	0,05443
	2,25	6,30	31,98	125,71	1491	0,10631
	3,00	8,40	42,65	167,62	1989	0,25200

Em que  $A_g$  é a área bruta da seção transversal;  $I_x$  e  $I_y$  são os momentos de inércia relativos aos eixos  $x$  e  $y$ , respectivamente;  $C_w$  é a constante de empenamento da seção transversal e  $J$  a constante de torção da seção.

Para a obtenção do fator de forma  $Q$  (Equação 6.1), para o valor da resistência real da coluna curta,  $R_{co}$ , foi utilizado o resultado obtido na análise numérica via ANSYS para comprimentos da ordem de 300 a 400 mm. Também foram calculados para cada tipologia de furos e seção transversal, o valor de  $A_{min,liq}$  que é a área mínima da seção transversal de um plano da seção que intercepte o maior número de perfurações. Na totalidade de modelos analisados considerando as diversas perfurações, tem-se 160 valores para as áreas,  $A_{min,liq}$ . Assim, a título de exemplificação,

tem-se na Figura 6.4 um esquema para o modelo V-80-1,8-F30% considerando um plano de corte que intercepta os furos na alma.



**Figura 6.4 – Esquema geral da determinação da  $A_{\min,liq}$  para o modelo V-80-1,8-F30%.**

Nesta dissertação, obteve-se as cargas máximas relativas aos modos de flambagem local e distorcional, motivo pelo qual o foco dado nas comparações com o MRD será apenas nesses dois modos de flambagem. E em relação ao modo local, não será considerada sua interação com a flambagem global. Portanto, no lugar de  $N_{c,Re}$ , será utilizado o valor da carga de escoamento,  $P_y$ , considerando a perda de resistência em função das perfurações. Assim tem-se:

$$P_y = QA_{\min,liq}f_y \quad 6.2$$

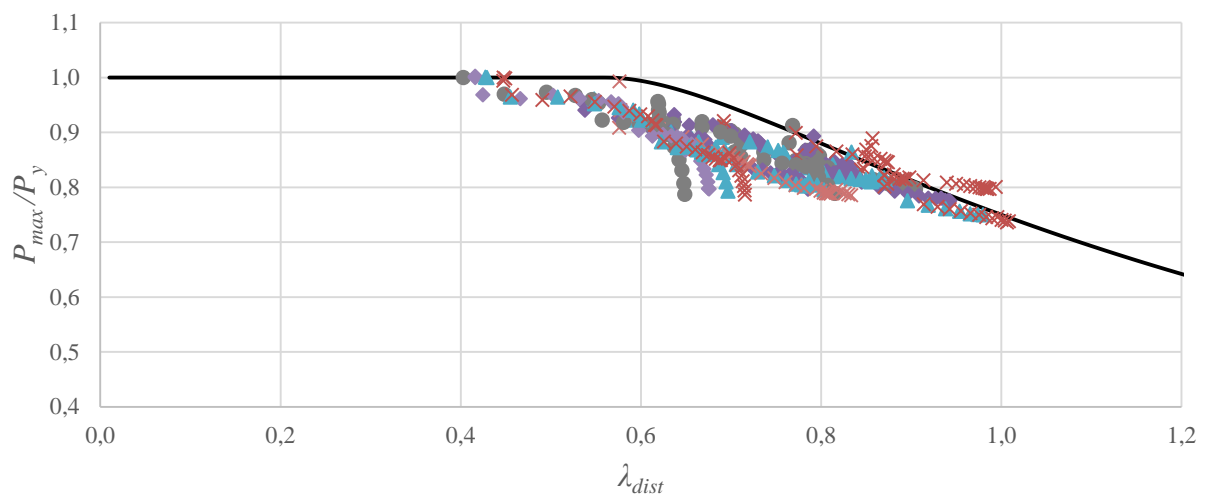
Em seguida identificou-se os modos de flambagem local e distorcional e, utilizando o valor da primeira carga crítica,  $P_{cr}$ , obtida do problema de autovalor da análise de flambagem elástica via ANSYS, calculam-se os índices de esbeltezas,  $\lambda_\ell$  e  $\lambda_{dist}$ , relativos ao modo local e distorcional, respectivamente, utilizando as expressões do Anexo C da NBR 14762:2010. Assim, pode-se comparar os resultados numéricos com as curvas previstas pelo Método da Resistência Direta.



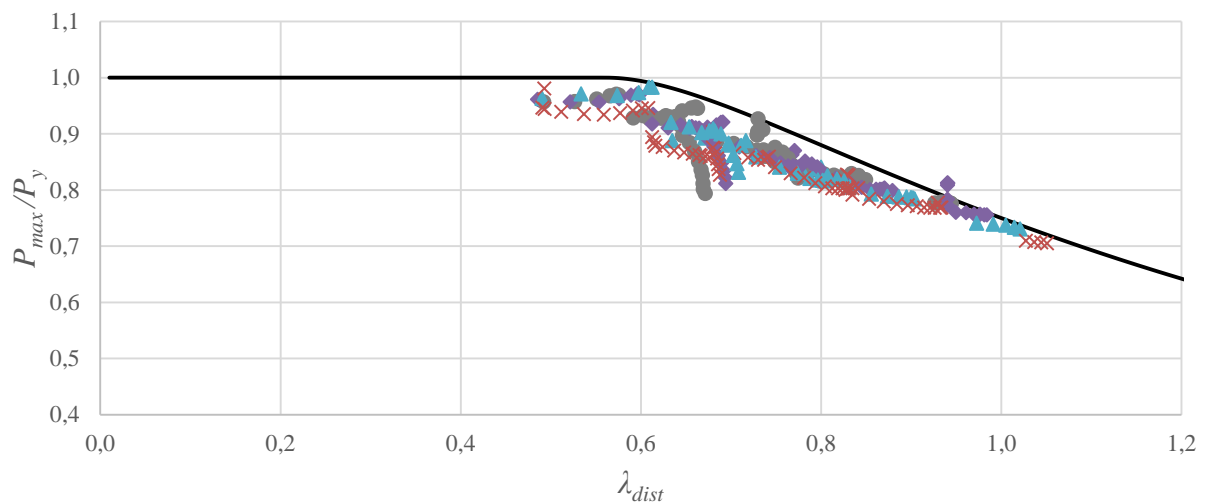
A seguir tem-se as comparações dos resultados considerando os furos verticais e em seguida os inclinados, e ao final tem-se todos os resultados comparados entre si.

### 6.2.1 Seções com perfurações verticais

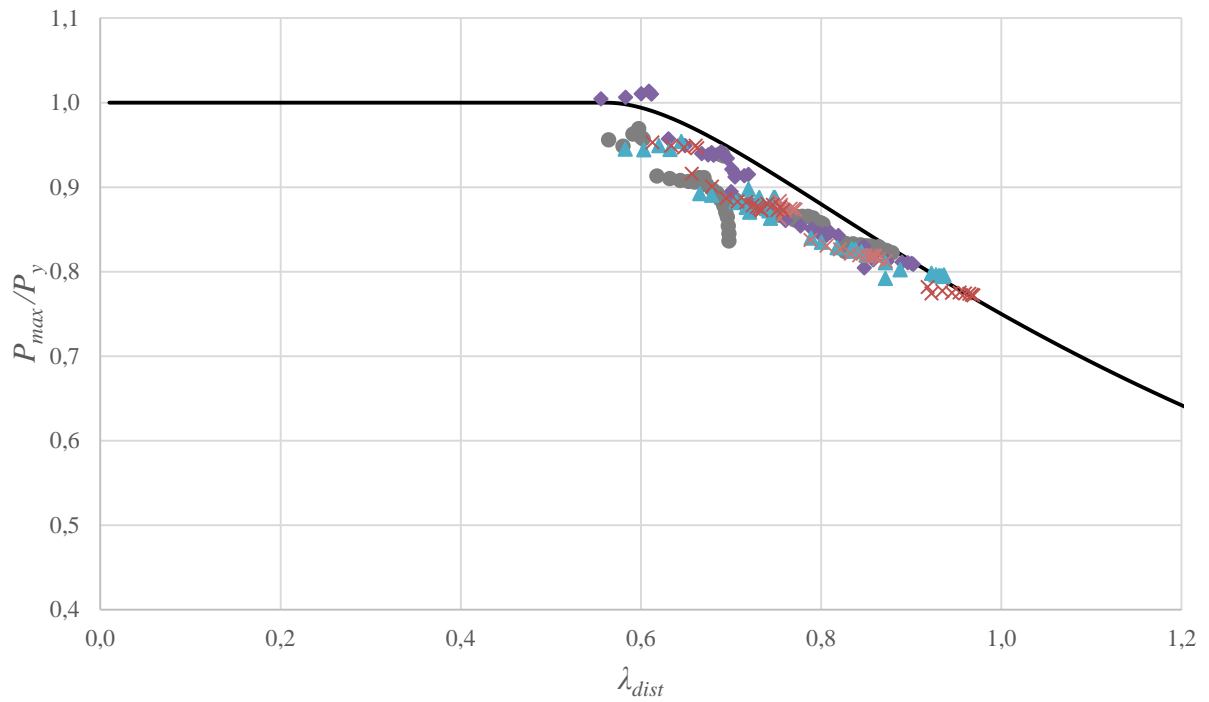
As Figuras 6.5 a 6.8 representam as comparações entre a curva de dimensionamento da NBR 14762:2010 para o modo distorcional e as cargas máximas obtidas para os furos verticais, separadas por largura de alma.



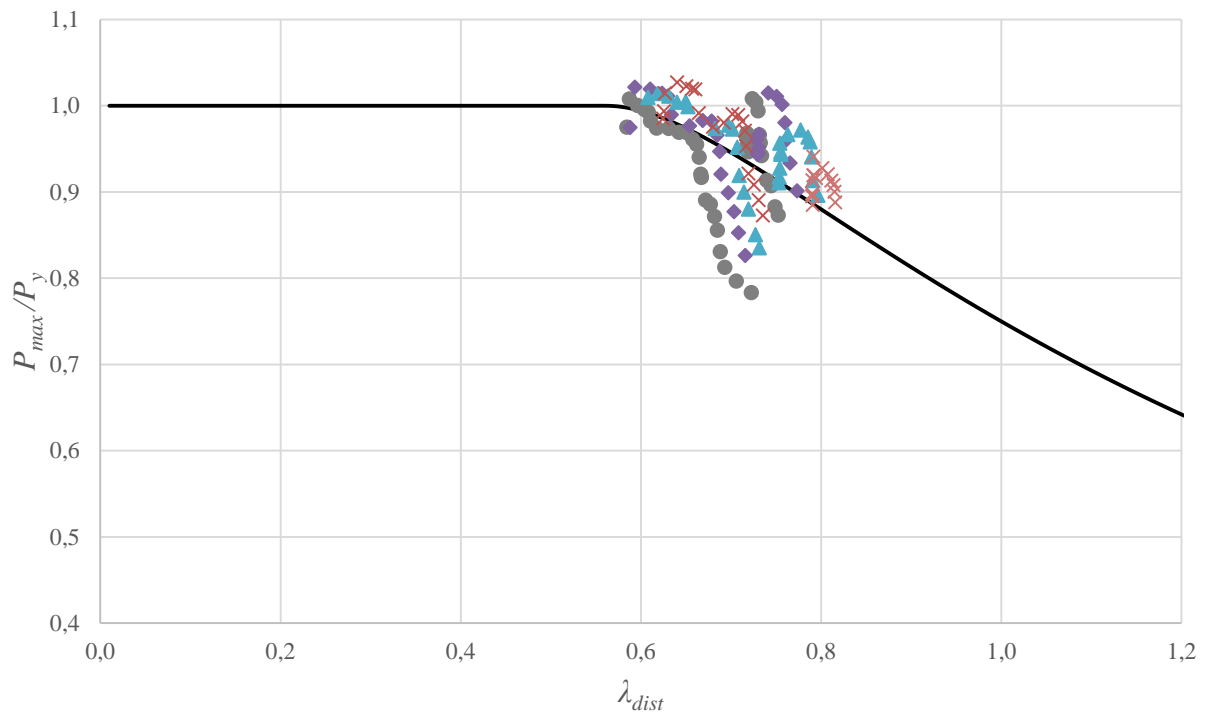
**Figura 6.5 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-80.**



**Figura 6.6 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-94.**



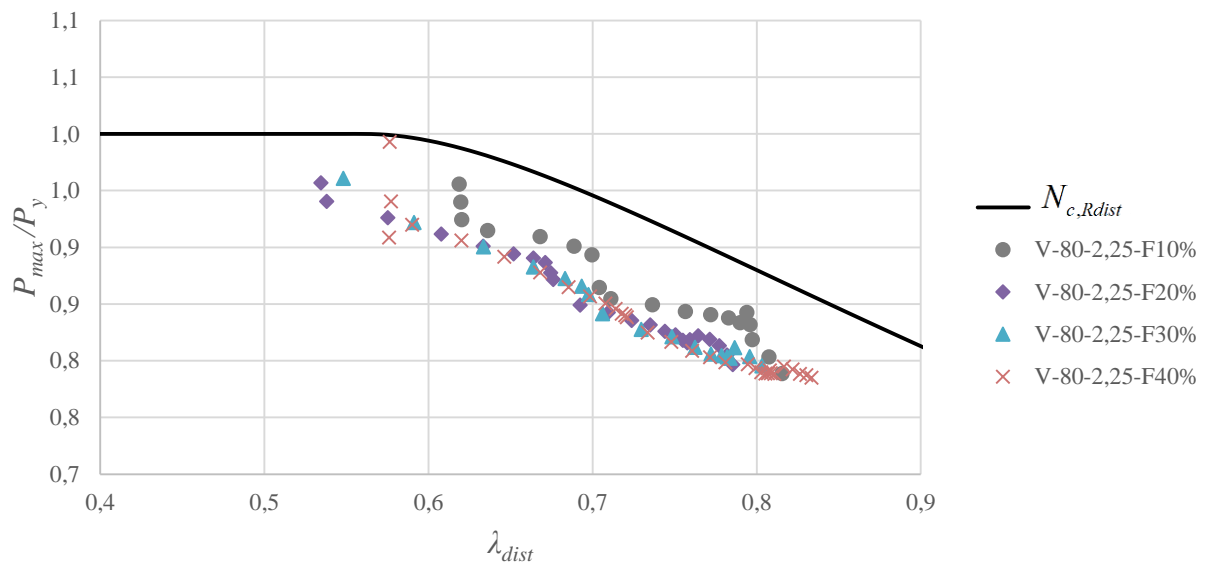
**Figura 6.7 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-110.**



**Figura 6.8 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-120.**

Observa-se nas Figuras 6.5 a 6.8 que, conforme esperado, a prescrição normativa apresenta cargas máximas maiores que os resultados numéricos, uma vez que a mesma não leva em consideração a existência de perfurações ao longo do elemento.

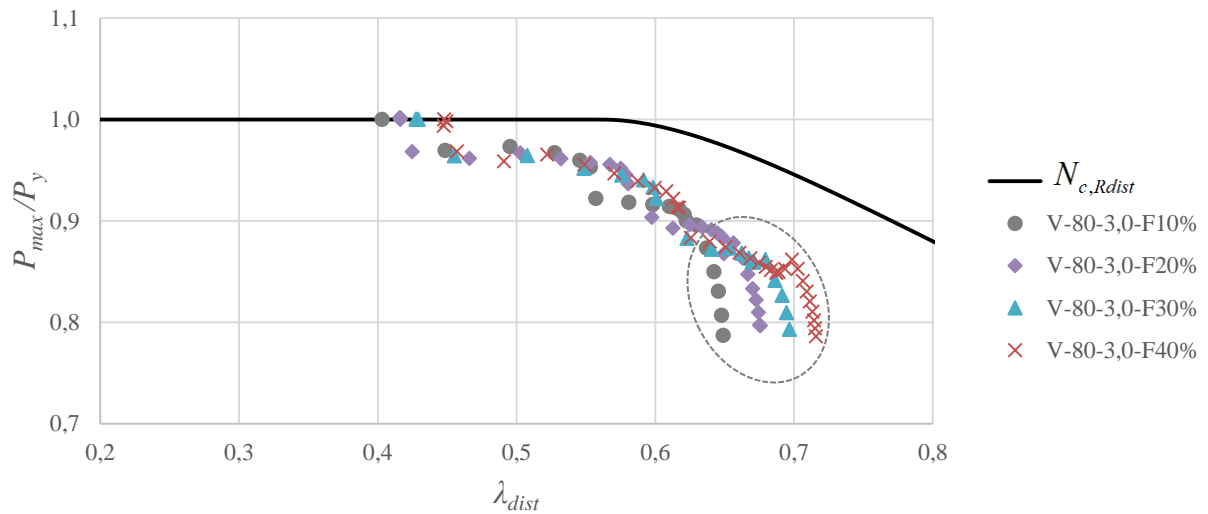
Para melhor discutir os resultados numéricos, na Figura 6.9 tem-se apenas os resultados relativos ao modo distorcional do modelo V-80-2,25, com as quatro tipologias de perfurações estudadas.



**Figura 6.9 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-80-2,25.**

Observa-se na Figura 6.9 que os resultados numéricos indicam tendência similar à curva de dimensionamento segundo a prescrita na norma brasileira. Essa tendência indica a possibilidade de adequação da mesma curva para a consideração de seções que apresentam as perfurações previstas nas análises. Destaca-se também que como foi utilizado o fator de forma  $Q$  nestas análises, no conjunto de resultados já foi inicialmente considerada a influência das perfurações indicando maior proximidade a curva da NBR 14762. Caso não houvesse sido considerado o fator de forma, os resultados seriam mais dispersos da equação para seções sem perfurações.

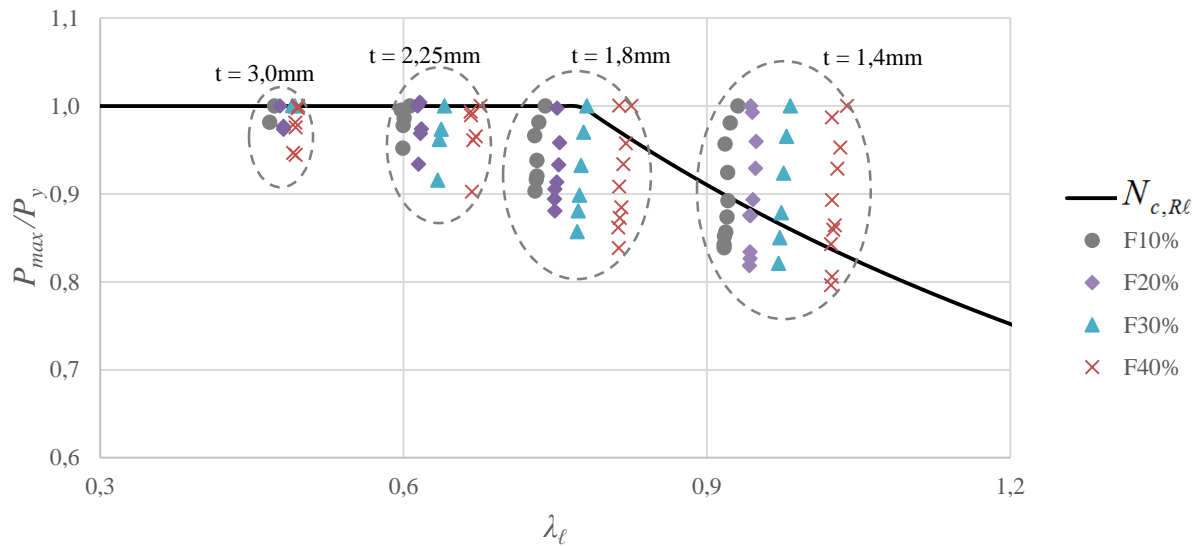
Na figura 6.10 tem-se os resultados do modo distorcional do modelo V-80-3,0, para as quatro tipologias de perfurações estudadas para uma mesma largura e espessura.



**Figura 6.10 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-80-3,0.**

Ao contrário do observado na Figura 6.9 em que os resultados numéricos apresentavam maior conformidade com a curva de dimensionamento, percebe-se que para seções com menores esbeltezas de placa, e maiores índices de esbelteza distorcional,  $\lambda_{dist}$ , os resultados indicam um comportamento com redução acentuada da carga máxima, como em destaque na Figura 6.10. Tal comportamento repetiu-se em situações semelhantes: menor esbelteza de placa e maior índice de esbelteza distorcional.

Na Figura 6.11 é apresentada a comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762:2010 para o modo local (sem considerar interação com modo global) e as cargas máximas obtidas para os furos verticais com largura de alma igual a 94 mm.



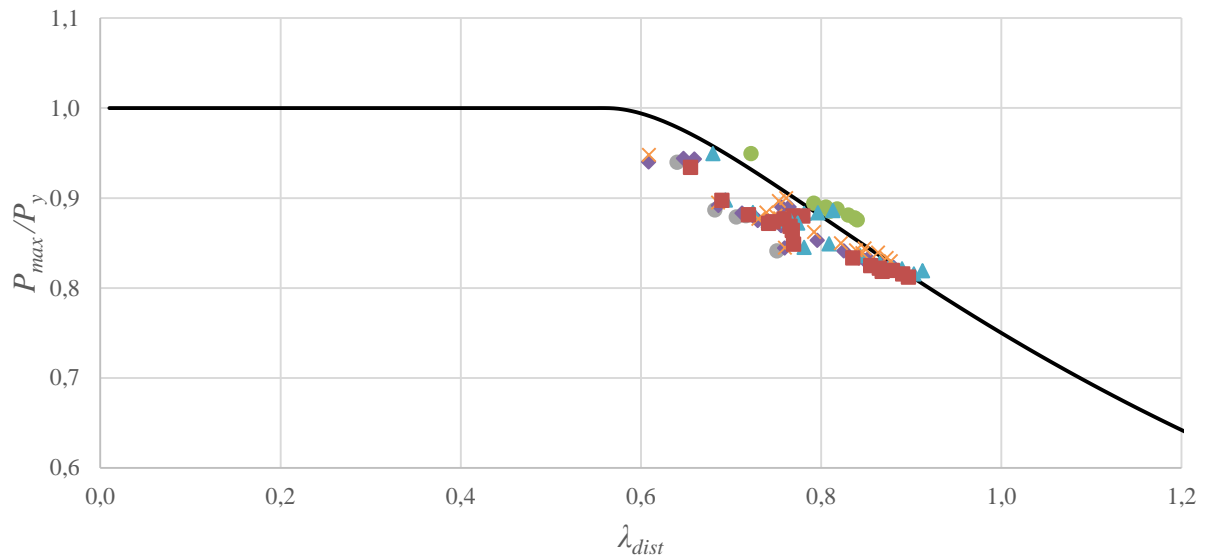
**Figura 6.11 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos V-94.**

Analisando a Figura 6.11 percebe-se que como não foi considerada a interação entre os modos local e global, o índice de esbeltez,  $\lambda_\ell$ , varia apenas com o valor da carga crítica de flambagem,  $P_{cr}$ , que não apresenta grandes variações. Assim, como a relação  $P_y/P_{cr}$  não varia significativamente a representação gráfica dos resultados possuem variações apenas em função das perfurações. O mesmo comportamento foi observado para os demais casos de flambagem local.

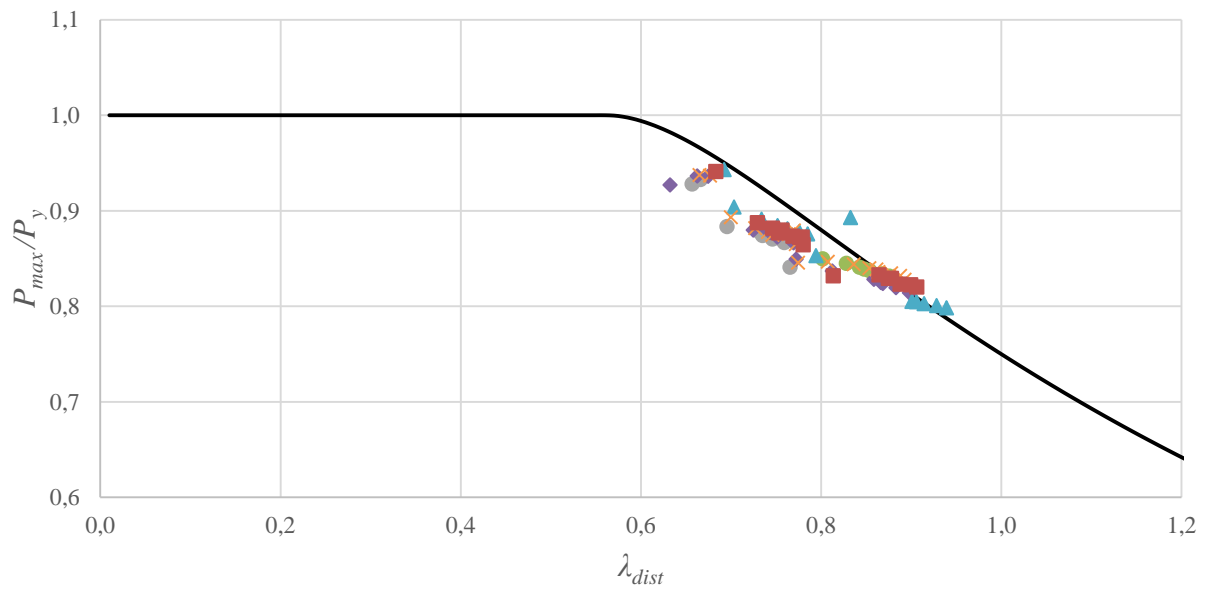
### 6.2.2 Seções com perfurações inclinadas

Nas Figuras 6.12 a 6.15 são representadas as comparações dos resultados de carga máxima segundo a curva de dimensionamento da NBR 14762:2010 para o modo distorcional e as cargas máximas obtidas para os furos inclinados. As comparações foram apresentadas por largura de alma.





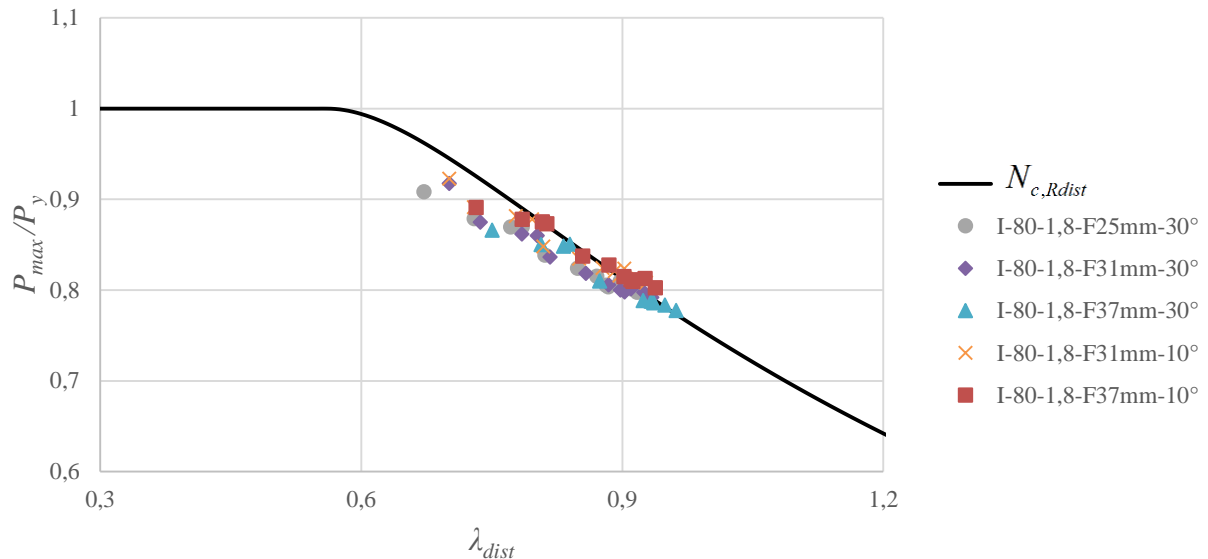
**Figura 6.14 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos I-110.**



**Figura 6.15 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos I-120.**

Pode-se perceber das Figuras 6.12 a 6.15 que os resultados numéricos estão mais próximos da prescrição normativa em relação ao observado nos resultados para os furos verticais.

Na Figura 6.16 são apresentados os resultados do modo distorcional do modelo I-80-1,8, com as cinco tipologias de perfurações estudadas na análise não-linear das seções com furos inclinados.

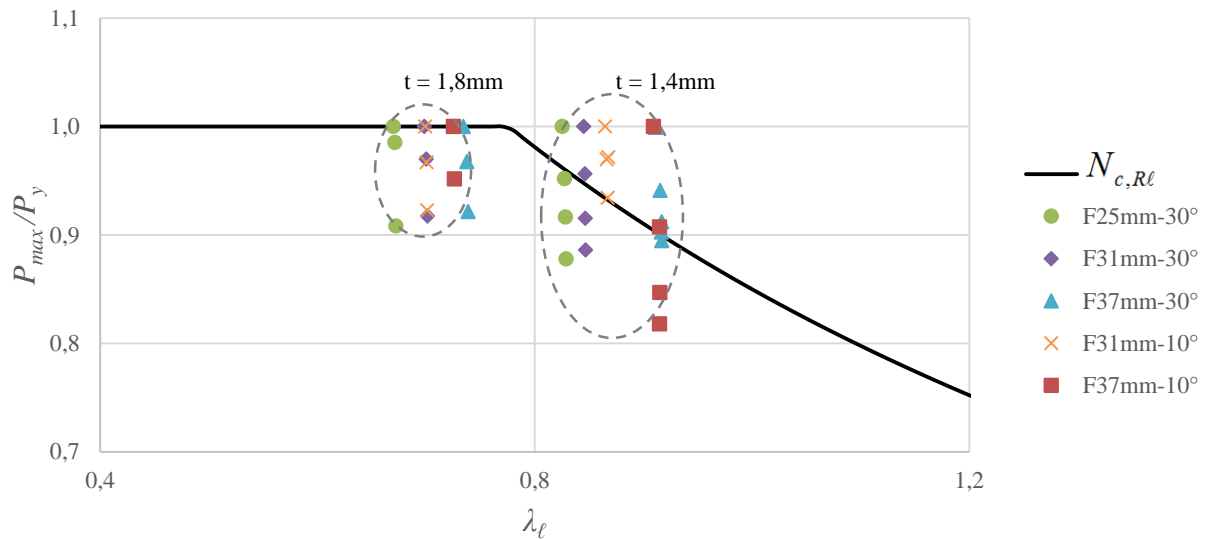


**Figura 6.16 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos I-80-1,8.**

Como observado na Figura 6.16 os resultados numéricos indicam tendência similar à curva de dimensionamento segundo a prescrição da norma brasileira. Esta tendência reafirma a possibilidade de adequação da mesma curva para a consideração de seções que apresentam as perfurações estudadas nas análises. Destaca-se também que como foi utilizado o fator de forma  $Q$  nestas análises, no conjunto de resultados já foi inicialmente considerada a influência das perfurações indicando maior proximidade a curva da NBR 14762. Caso não houvesse sido considerado o fator de forma, os resultados seriam mais dispersos da equação para seções sem perfurações. O mesmo comportamento foi observado para os demais casos de flambagem distorcional.

Na Figura 6.17 é apresentada a comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762:2010 para o modo local (sem considerar interação com modo global) e as cargas máximas obtidas para os furos inclinados com largura de alma igual a 80 mm.





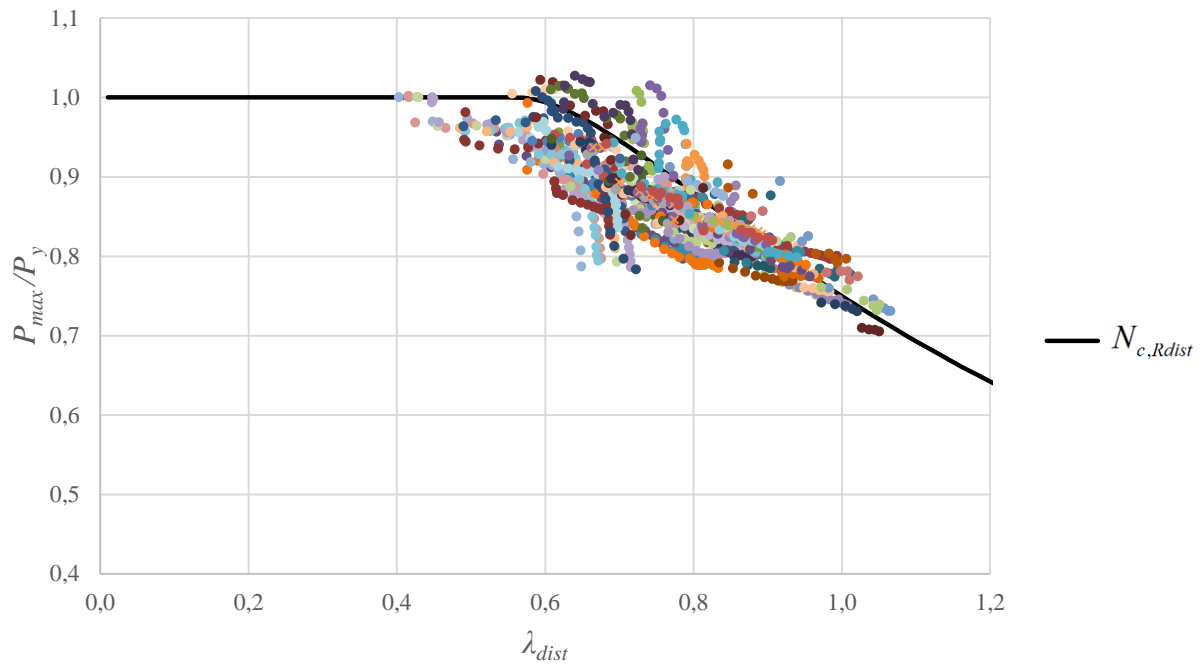
**Figura 6.17 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para os modelos I-80.**

Analisando a Figura 6.17 percebe-se que como não foi considerada a interação entre os modos local e global o índice de esbeltez,  $\lambda_\ell$ , varia apenas com o valor da carga crítica de flambagem,  $P_{cr}$ , que não apresenta grandes variações. Assim, como a relação  $P_y/P_{cr}$  não varia significativamente, a representação gráfica dos resultados possuem variações apenas em função das perfurações. O mesmo comportamento foi observado para os demais casos de flambagem local.

### 6.3 ADEQUAÇÃO DAS CURVAS DO MRD (NBR 14762)

Neste item serão apresentados os resultados numéricos para carga máxima de todas as seções estudadas (furos verticais e inclinados), dividindo os modos de falha local e distorcional. E posteriormente uma adequação das curvas utilizadas na NBR 14762 de forma que as mesmas possam ser utilizadas no dimensionamento das seções e tipologias de perfurações deste estudo.

Na Figura 6.18 são apresentadas as cargas máximas para todas as seções estudadas cujo modo de colapso foi a flambagem distorcional e a curva da referida flambagem presente na NBR 14762.



**Figura 6.18 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para modo distorcional de todos os modelos estudados.**

Percebe-se na Figura 6.18 que a curva da norma apresenta valores maiores de cargas máximas, não podendo ser utilizada no dimensionamento das seções com perfurações. Portanto, torna-se necessário uma curva que apresente valores de cargas máximas inferiores aos valores obtidos nas análises numéricas. Destaca-se também pela figura que o nível das esbeltezas estudadas nesse trabalho são de até 1,1.

Como visto anteriormente, para a flambagem distorcional, utiliza-se as seguintes expressões para o cálculo da força axial de compressão:

$$N_{c,Rdist} = Af_y \quad \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,561 \quad 6.3$$

$$N_{c,Rdist} = \left(1 - \frac{0,25}{\lambda_{dist}^{1,2}}\right) \frac{Af_y}{\lambda_{dist}^{1,2}} \quad \text{para } \lambda_{dist} > 0,561 \quad 6.4$$

Onde:

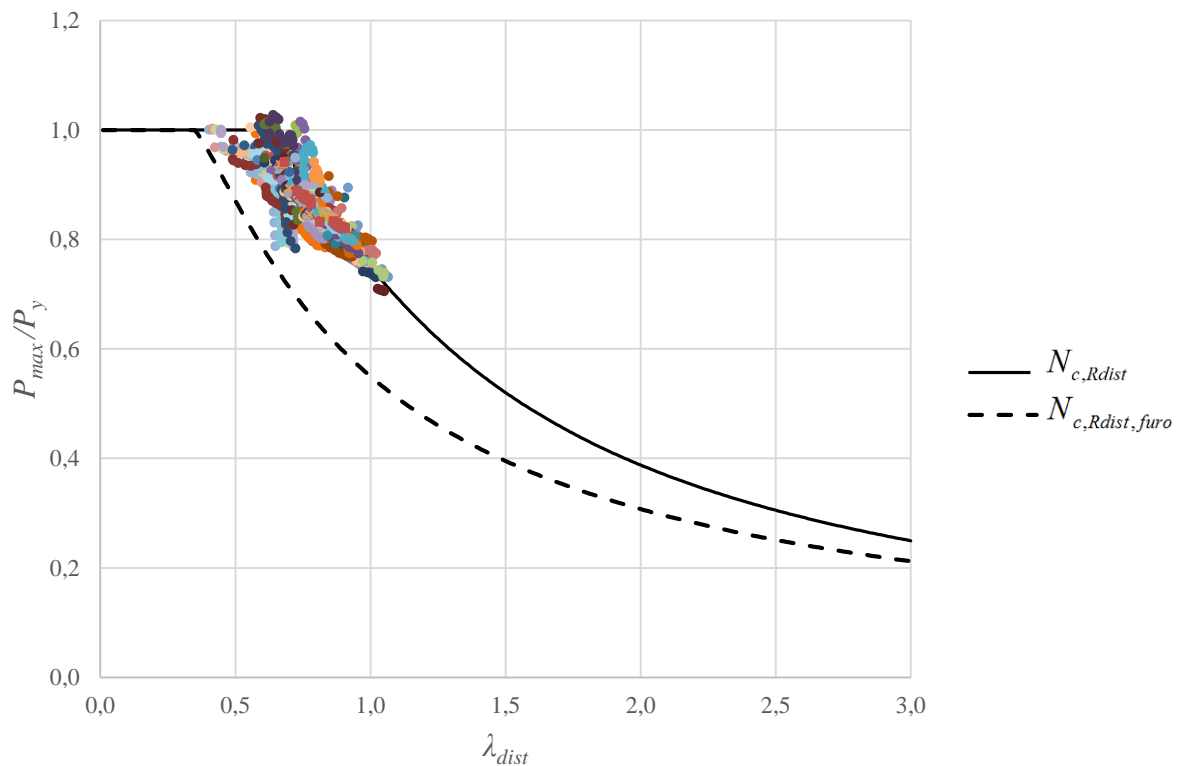
$$\lambda_{dist} = \left( \frac{Af_y}{N_{dist}} \right)^{0,5} \quad 6.5$$

Alterando os coeficientes da Equação 6.4, é possível obter uma curva que atenda aos resultados numéricos. Portanto, propõe-se as seguintes equações:

$$N_{c,Rdist,furo} = Af_y \quad \text{para } \lambda_{dist} \leq 0,350 \quad 6.6$$

$$N_{c,Rdist,furo} = \left( 1 - \frac{0,45}{\lambda_{dist}^{0,4}} \right) \frac{Af_y}{\lambda_{dist}^{1,1}} \quad \text{para } \lambda_{dist} > 0,350 \quad 6.7$$

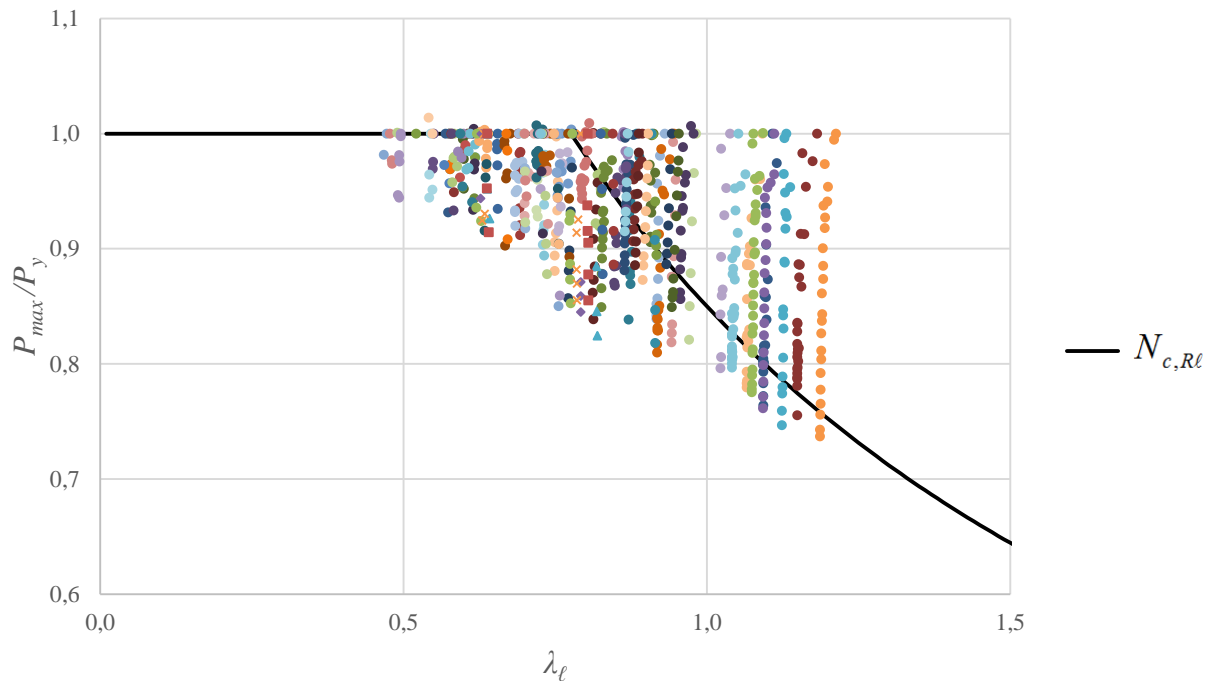
Na Figura 6.19 são apresentadas as cargas máximas para todas as seções estudadas cujo modo de falha foi a flambagem distorcional, a curva da NBR 14762 e a nova curva adaptada para as perfurações estudadas.



**Figura 6.19 – Adequação da curva do modo distorcional da NBR 14762 para dimensionamento dos modelos estudados.**

Pode-se perceber na Figura 6.19 que ao utilizar a Equação 6.7 a curva gerada apresenta valores de cargas máximas inferiores aos resultados numéricos, podendo, portanto, ser utilizada no dimensionamento de seções com essa tipologia de furos.

Na Figura 6.20 são apresentadas as cargas máximas para todas as seções estudadas cujo modo de falha foi a flambagem local e a curva da referida flambagem presente na NBR 14762.



**Figura 6.20 – Comparação entre a curva de dimensionamento da NBR 14762 e cargas máximas obtidas para modo local de todos os modelos estudados.**

Percebe-se na Figura 6.20 que a curva da norma apresenta valores maiores de cargas máximas, não podendo ser utilizada no dimensionamento das seções com perfurações, sendo necessário uma curva que apresente valores de cargas máximas inferiores aos resultados numéricos.

Como visto anteriormente, para a flambagem local sem acoplamento com modo global, utiliza-se as seguintes expressões para o cálculo da força axial de compressão:

$$N_{c,R\ell} = Af_y \quad \text{para } \lambda_\ell \leq 0,776 \quad 6.8$$

$$N_{c,R\ell} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_\ell^{0,8}}\right) \frac{Af_y}{\lambda_\ell^{0,8}} \quad \text{para } \lambda_\ell > 0,776 \quad 6.9$$

Onde:

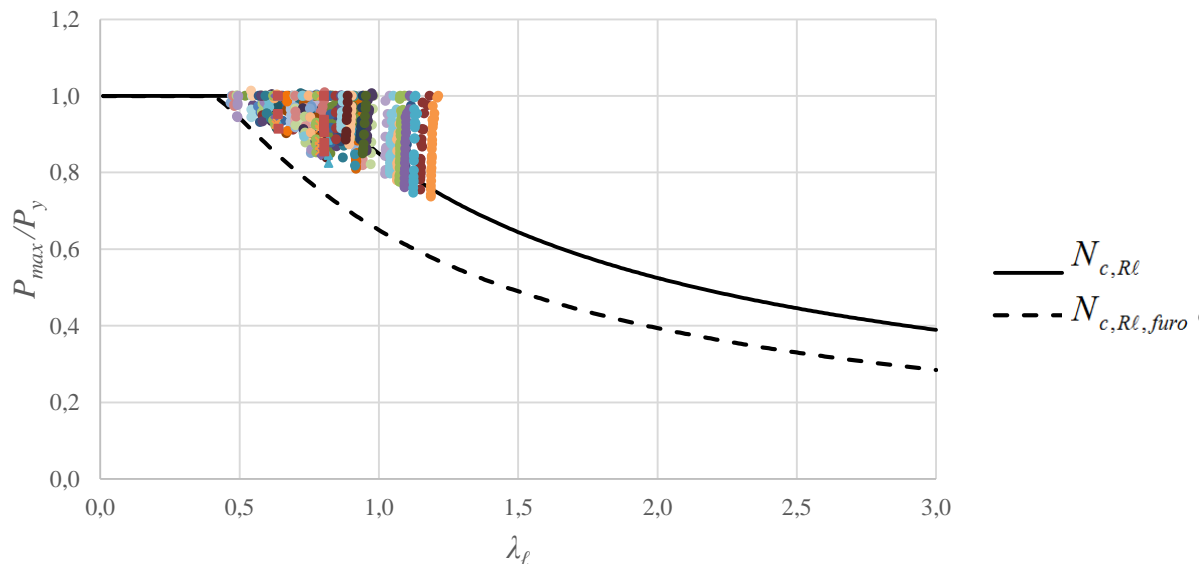
$$\lambda_\ell = \left(\frac{Af_y}{N_\ell}\right)^{0,5} \quad 6.10$$

Alterando os coeficientes da Equação 6.9, é possível obter uma curva que atenda aos resultados numéricos. Portanto, propõe-se as seguintes equações:

$$N_{c,R\ell,furo} = Af_y \quad \text{para } \lambda_\ell \leq 0,409 \quad 6.11$$

$$N_{c,R\ell,furo} = \left(1 - \frac{0,35}{\lambda_\ell^{0,55}}\right) \frac{Af_y}{\lambda_\ell^{0,95}} \quad \text{para } \lambda_\ell > 0,409 \quad 6.12$$

Na Figura 6.14 são apresentadas as cargas máximas para todas as seções estudadas cujo modo de falha foi a flambagem local, a curva da NBR 14762 e a nova curva adaptada para as perfurações estudadas.



**Figura 6.21 – Adequação da curva do modo local da NBR 14762 para dimensionamento dos modelos estudados.**

## 7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este trabalho teve como objetivo avaliar a influência das perfurações na estabilidade e carga máxima dos perfis formados a frio do tipo rack sob carregamento centrado e excêntrico. As colunas estudadas apresentam perfurações ao longo dos seus comprimentos de forma a facilitar a montagem dos sistemas de armazenagem. A influência das perfurações no comportamento estrutural das colunas foi considerada via análises numéricas.

Foram definidas 25 seções transversais, variando-se a largura da alma (80 mm, 90 mm, 94 mm, 110 mm e 120 mm) e as espessuras da chapa (1,4 mm, 1,8 mm, 2,25 mm e 3,0 mm). Além disso, também foi realizada uma análise paramétrica com 10 diferentes tipologias de furos, gerando um total de 160 modelos. As perfurações foram divididas em dois grupos: furos verticais e inclinados.

As análises numéricas foram realizadas utilizando o Método dos Elementos Finitos, via ANSYS. Foram realizadas adequações nos modelos numéricos de Souza (2013) e Faria (2016), os quais foram calibrados por ensaios experimentais. Para realizar a análise paramétrica, foi utilizada a linguagem de programação APDL (*ANSYS Parametric Design Language*), facilitando a automatização da construção e variação de parâmetros do modelo. As condições de contorno foram definidas de modo a garantir extremidades rotuladas e com empenamento restringido. Os elementos utilizados do ANSYS foram o SHELL181 e SOLID45, baseando-se em estudos prévios.

A partir do modelo gerado, realizou-se uma análise de flambagem elástica das seções para furos verticais e inclinados, a fim de que fossem determinados os modos de flambagem e cargas críticas associadas. Um total de 160 colunas submetidas a carregamento centrado foram analisadas, variando-se o comprimento de 100 mm a 3000 mm.

Observou-se que, como esperado, tanto as perfurações verticais como as inclinadas influenciam na carga crítica das colunas, reduzindo seu valor. Mantendo-se constante a largura da alma,  $b_w$ , notou-se que conforme aumenta-se a espessura, a altura do furo influencia mais na dispersão dos valores de cargas críticas. Isso é associado que com o aumento da espessura, a perda de área da seção transversal, para um mesmo tamanho de furo, se torna mais evidente.

Percebe-se que, no caso de colunas com furos verticais o início do modo global é pouco influenciado pela altura do furo. No caso dos furos inclinados a influência da altura e inclinação

das perfurações é maior e precipita o início do modo global. Isso se deve à variação da inércia ao longo da altura de uma perfuração o que não ocorre nos furos verticais.

Em seguida, realizou-se uma análise não-linear via ANSYS de forma a serem obtidas as cargas máximas e os modos de colapso correspondentes. A não-linearidade física foi considerada introduzindo os efeitos da plasticidade do aço, sendo considerado os valores de resistências nominais do aço A36 ( $f_y = 250$  MPa e  $f_u = 400$  MPa). A não-linearidade geométrica foi considerada introduzindo imperfeições geométricas utilizando-se amplitudes relativas ao modo de flambagem obtido na análise linear. Nesta etapa, foram analisadas 104 colunas submetidas a carregamento centrado, variando o comprimento de 300 mm a 1500 mm. A motivação de escolha de tal intervalo levou em consideração os comprimentos destravados usualmente encontrados no sistemas de armazenagem.

Em relação aos furos inclinados, percebeu-se que considerando o intervalo de comprimentos utilizados (até 1500 mm), as angulações não tem influência significativa na carga máximas das colunas estudadas. A menor angulação,  $10^\circ$ , apresenta cargas ligeiramente maiores que a inclinação de  $30^\circ$ .

Baseando-se nas análises provenientes dos estudos realizados para carregamento centrado, foram realizadas novas análises de estabilidade e carga máxima considerando a excentricidade do carregamento. Foram utilizadas 6 colunas, considerando duas larguras de alma,  $b_w$ , (80 mm e 90 mm); uma espessura,  $t$ , (1,8 mm); e três tamanhos de furos (25 mm, 31 mm e 37 mm) com angulação de  $30^\circ$ . As simulações foram feitas com duas excentricidades,  $e$ , em torno do eixo de maior inércia da seção.

Observou-se que tanto em relação às cargas críticas como às cargas máximas, a tendência das curvas manteve-se semelhante ao caso de carregamento centrado, mas obviamente com menores valores. Notou-se que a influência da excentricidade é muito mais perceptível na carga máxima, reduzindo significativamente o seu valor.

Finalmente, os valores de cargas máximas das 104 colunas sob carregamento centrado foram comparados com as curvas de dimensionamento de flambagem local e distorcional do Método da Resistência Direta do Anexo C da NBR 14762:2010. Como esperado, uma vez que a norma não considera a existência de perfurações, os resultados numéricos são inferiores aos prescritos. Portanto, foram propostas adequações às duas curvas, de modo que as mesmas pudessem ser utilizadas no dimensionamento das seções e tipologias de perfurações estudadas.

Para continuidade deste estudo, sugere-se:

- Realização de programa experimental com as novas tipologias de furos introduzidas considerando carregamento centrado;
- Realização de programa experimental com as novas tipologias de furos introduzidas considerando excentricidade de carregamento;
- Avaliar a influência da amplitude de imperfeições utilizadas na análise não-linear;
- Utilização de aços com diferentes resistências mecânicas;
- Expandir a análise para esbeltezas maiores que as apresentadas neste estudo.



## REFERÊNCIAS

Águia. <<http://www.aguiasistemas.com.br/>> Disponível em (2017).

AISI. **Cold Formed Steel Design Manual**. American Iron and Steel Institute, Washington, DC. (2013)

ANSYS, Ansys program version 17.0. **Finite Element Software**. S.1. Ansys Incorporation, 2016.

Baldassino, N.; Zandonini, R. **Design by testing of industrial racks**. Advanced Steel Construction, Vol.7, No. 1, pp 27-47, (2011).

Batista, E. M. **Local–global buckling interaction procedures for the design of cold-formed columns: Effective width and direct method integrated approach**. Thin - Walled Structures 47, 1218–1231, (2009).

Batista, E. M. **Effective section method: A general direct method for the design of steel cold-formed members under local–global buckling interaction**. Thin - Walled Structures 47, 345–356, (2010).

Bebiano R.; Pina P.; Silvestre N.; Camotim D. **GBTUL – Buckling and Vibration Analysis of Thin-Walled Members**, DECivil/IST, Technical University of Lisbon (<http://www.civil.ist.utl.pt/gbt>), (2008).

BS EN 15512 – **Steel static storage systems – Adjustable pallet racking systems – Principles for structural design**. (2009)

Camotim, D.; Silvestre, N.; Dinis, P. B. **FEM-based analysis of the localplate/distortional mode interaction in cold-formed steel lipped channel columns**. Computers & Structures 85, p.1461-1474, (2007).

Campos, S. R. **Estudo Teórico-Experimental de sistemas de armazenagem industrial tipo Drive-in**. Dissertação de Mestrado. PROPEC - UFOP, (2003).

Casafont, M.; Marimon, F.; Pastor, M.M. **Calculation of pure distortional elastic buckling loads of members subject to compression via finite element method**. Thin-Walled Structures 47, 701-729, (2009)

Casafont, M.; Roure, F.; Pastor, M. M.; Somalo, M. R. **Stub column tests for racking design: Experimental testing, FE analysis and EC3**. Thin - Walled Structures 49, 167-184, (2011).

Casafont, M.; Bonada, J.; Roure, F.; Pastor, M. M.;. **Selection of the initial geometrical imperfection in nonlinear FE analysis of cold-formed steel rack columns**. Thin - Walled Structures 51, 99-111, (2012).

Casafont, M.; Bonada, J.; Roure, F.; Pastor, M. M. **Imperfection amplitudes for nonlinear analysis of open thin-walled steel cross-sections used in rack column uprights**. Thin - Walled Structures 76, 28-41, (2014).

Casafont, M.; Bonada, J.; Roure, F.; Pastor, M. M. **Distortional Influence of Pallet Rack Uprights Subject to Combined Compression and Bending**. Structures 8, 275-285, (2016).

EN 1993 – **Design of Steel Structures**. (2005)

Faria, V. O. **Análise de estabilidade de perfis formados a frio com perfurações**. Dissertação de Mestrado, PROPEC - UFOP, (2016).

Freitas, A. M. S.; Freitas, M. S. da R.; Campos, S. R. **Comportamento de sistemas de armazenagem industrial do tipo Drive-in**. REM: Revista Escola de Minas, v. 56, n.4, p.237-242, out-dez. (2003).

Gilbert, B.P; Rasmussen K.J.R. **Determination of accidental forklift truck impact forces on drive-in steel rack structures**. Engineering Structures, v. 33, n. 5, p. 1403-1409, (2011a).

Gilbert, B.P; Rasmussen K.J.R. **Impact tests and parametric impact studies on drive-in steel storage racks**. Engineering Structures, v. 33, n. 5, p. 1410-1422, (2011b).

Lecce, M.; Rasmussen, K. J. R. **Distortional buckling of cold-formed stainless steel sections: experimental investigation**. Journal of Structural Engineering. 132 p.497-504, (2006a).

Lecce, M.; Rasmussen, K. J. R. **Distortional buckling of cold-formed stainless steel sections: finite element modelling and design**. Journal of Structural Engineering. 132, p.505-514, (2006b).

Mecalux. <<http://www.mecalux.com.br/>> Disponível em (2017).

Miller T. H.; Pekoz T. **Load-eccentricity effects on cold-formed steel lipped-channel columns**. Journal of Structural Engineering. 120(3), p805–823, (1994).

Miranda, S. A. **Análise de ligações de sistemas de armazenagem industrial tipo porta-pallets**. Dissertação de Mestrado. PROPEC - UFOP, (2011).

Moen, C. D.; Schafer B. W. **Direct strength design of cold-formed steel members with perforations**. Research Report, The Johns Hopkins University. (2008)

NBR 14762 – **Dimensionamento de Estruturas de Aço Constituídas por Perfis Formados a Frio**, (2010)

NBR 15524-1 – **Sistemas de armazenagem Parte 1: Terminologia**. (2007)

NBR 15524-2 – **Sistema de armazenagem Parte 2: Diretrizes para o uso de estruturas tipo porta-paletes seletivos**. (2007)

Oliveira, A. M. **Análise teórico-experimental de sistemas industriais de armazenagem (“racks”)**. Dissertação de Mestrado, PROPEC - UFOP, (2000).

Rasmussen, K. J. R.; Gilbert, B. P. **Experimental test on steel storage rack components**. Research Report, nº R899, University of Sydney, Austrália. (2009)

Rasmussen, K. J.; Cardoso, F. S. **Finite element (FE) modelling of storage rack frames**. Journal of Constructional Steel Research, 126, 1-14. (2016)

Ribeiro, F. S. **Análise Teórico-Experimental de Colunas Curtas em Perfis Formados a Frio de Seção Transversal tipo Rack**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Espírito Santo, (2006).

RMI. **Specification for Design, Testing, and Utilization of Industrial Steel Storage Racks**. Rack Manufacturers Institute, Charlotte, NC. (2012)

Salles, G. C. **Investigação analítica, numérica e experimental do modo de flambagem distorcional em perfis formados a frio**. Dissertação de Mestrado. COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro, (2017).

Salmon e Johnson. **STEEL STRUCTURES: Design and Behavior. Emphasizing Load and Resistance Factor Design**, Third Edition, p.45-46, (1990).

Sarmanho, A. M. C. **Estudo do Comportamento Pós-Crítico de Paredes Esbeltas de Perfis Metálicos**. Dissertação de Mestrado. Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia. Universidade Federal do Rio de Janeiro, (1991).

Schafer, B. **Local, distortional and Euler buckling of thin-walled columns**. Journal of Structural Engineering 128, p.289-299, (2002).

Schafer, B. **Designing cold-formed steel using the direct strength method**. 18th International Specialty Conference on Cold Formed Steel Structures, Orlando, Florida. (2006)

Schafer, B. **Review: The Direct Strength Method of cold-formed steel member design**. Journal of Constructional Steel Research 64, p.766-778, (2008).

Schafer, B., Ádani, S. **Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained methods**. 18th International Specialty Conference on Cold Formed Steel Structures, Orlando, Florida. (2006)

Schafer, B.; Yu, C. **Distortional buckling tests on cold-formed steel beams**. Journal of Structural Engineering 132 p.515-528, (2006).

Shah, S. N. R.; Sulong, N. R.; Jumaat, M. Z.; Shariati, M. **State-of-the-art review on the design and performance of steel pallet rack connections**. Engineering Failure Analysis, 66, 240-258. (2016)

Silva, A. C. C. **Dimensionamento à flambagem distorcional via MRD de colunas metálicas perfuradas em perfil rack**. Dissertação de Mestrado. COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro, (2017).

Silva, G. G. **Análise Teórico-Experimental de Colunas Perfuradas**. Dissertação de Mestrado, PROPEC - UFOP, (2011).

Silva, L. S.; Simões, R.; Gervásio, H.; Vellasco, P.; Lima, L. **Dimensionamento de Estruturas de Aço: Comparação entre o Eurocódigo 3 e a Norma Brasileira NBR8800**. 1ª Edição, p.316, (2016).

Souza, F. T. **Análise teórico-experimental de sistemas aporticados com elementos perfurados em perfis formados a frios - racks**. Dissertação de Mestrado, PROPEC - UFOP, (2005).

Souza, D. A.; Freitas, M. S. R.; Freitas, A. M. S. **Estabilidade de colunas com seções enrijecidas em perfis de aço formados a frio**. REM. Revista Escola de Minas, v.59, p.199 - 205, (2006).

Souza, F. T. **Análise Teórico-Experimental da Estabilidade de Colunas Perfuradas em Perfis de Aço Formados a Frio em Seções Tipo Rack**. Tese de Doutorado, PROPEC - UFOP, (2013).

Torabian, S.; Zheng, B.; Schafer, B. W. **Experimental response of cold-formed steel lipped channel beam-columns**. Thin-Walled Structures, v. 89, p. 152-168, (2015).

Vazquez, E. G. **Estabilidade e resistência de perfis de chapa dobrada afetados pelo modo distorcional**. Dissertação de Mestrado. COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro, (1998).

Vazquez, E. G. **Análise teórica e experimental da instabilidade torcional de perfis formados a frio sob compressão centrada**. Tese de doutorado. COPPE. Universidade Federal do Rio de Janeiro, (2002).

Zhang Y.; Wang C.; Zhang Z. **Tests and finite element analysis of pin-ended channel columns with inclined simple edge stiffeners**. Journal of Constructional Steel Research 63, p. 383–395, (2007).

Zhao, X; Ren C.; Qin, R. **An experimental investigation into perforated and non-perforated steel storage rack uprights**. Thin-Walled Structures, v. 112, p. 159-172, (2017).