

SAULO JOSÉ DE CASTRO ALMEIDA

Análise Numérica de Perfis de Aço Formados a Frio
Comprimidos Considerando Imperfeições
Geométricas Iniciais

Dissertação apresentada ao Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC-USP como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

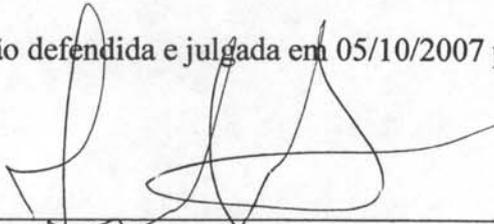
Área de Concentração: Estruturas Metálicas
Orientador: Prof. Dr. Jorge Munaiar Neto

São Carlos
2007

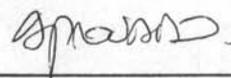
FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **SAULO JOSÉ DE CASTRO ALMEIDA**

Dissertação defendida e julgada em 05/10/2007 perante a Comissão Julgadora:



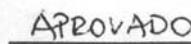
Prof. Dr. **JORGE MUNAIAR NETO (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)



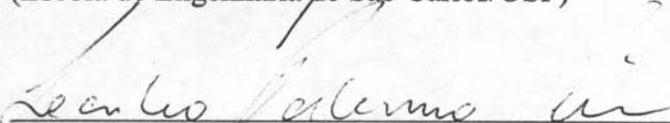
APROVADO



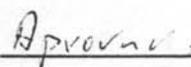
Prof. Associado **MAXIMILIANO MALITE**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)



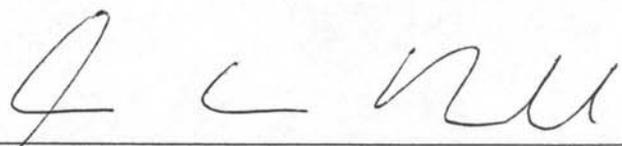
APROVADO



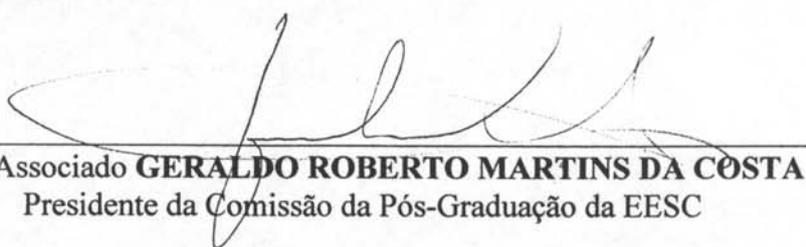
Prof. Associado **LEANDRO PALERMÓ JUNIOR**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)



APROVADO



Prof. Associado **MARCIO ANTONIO RAMALHO**
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas)



Prof. Associado **GERALDO ROBERTO MARTINS DA COSTA**
Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

Aos meus pais, Carlos e Léa, aos meus irmãos Ângelo e Juliana, à minha sobrinha Manuela, com amor e gratidão.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus porque Ele, *Tirou-me de um lago horrível, de um charco de lodo, pôs os meus pés sobre uma rocha, firmou os meus passos; E pôs um novo cântico na minha boca, um hino ao nosso Deus; Sl 40.2,3.*

Aos familiares, pois a família é a célula da sociedade.

Aos amigos Paulo Roberto, Renato Manta, Vítor Vinícius e Bruno Tenório.

Aos professores da UFAL, pela formação profissional.

Ao professor Jorge Munaiar Neto, por ter aceitado este desafio, pela confiança, apoio e orientação e, principalmente pela paciência.

Aos professor Maximiliano Malite, pela atenção dispensada nas mais diversas dúvidas e sugestões relevantes ao entendimento do presente trabalho.

A todos os funcionários do Departamento de Engenharia de Estruturas, os quais proporcionaram boas condições de trabalho.

Aos colegas, Tatiane Kotinda e Ronaldo Regobello, pela amizade, atenção e ajuda na construção dos scripts, importante para realizar as análises de sensibilidade via ANSYS.

A todos amigos do Departamento de Engenharia de Estruturas, pelo companheirismo e momentos de descontração também pela honra de recebê-los em minha casa nos churrasco que lá aconteceram. Em especial aos amigos Dênis, Edmar, Gláucia, Iara, Karenina, Lívia, Filipe, Luiz Vieira, Gustavo Siqueira, Marlos Mangini, Marta, Fernanda, Tatiana, Rodolfo.

Aos conterrâneos, Edson, Geilson, Jeferson, Walter Oliveira, Sylvia, Gustavo Codá, Eduardo Lucena, Netto, Rômulo, Pedro Cesar, Eduardo Toledo, André Dória pelo convívio, sucesso Deus já permite em tua vida, desejo que o Evangelho da salvação te alcance.

Ao Evangelista Marcos Cesar Vitulli e Família, que me acolheram, como filho.

Aos membros da Assembléia de Deus do Jardim Paulistano-São Carlos, nas pessoas do Pr. Esequiel Inácio e Jessé de Jesus Meneses, pela colaboração nos momentos de necessidade.

Aos membros da Assembléia de Deus de Ponta da Terra-Maceió, na pessoa do Pr. Jairo Érico Clementino da Silva, pelas orações.

E, de mais disto, filho meu, atenta: não há limite para fazer livros, e o muito estudar enfado é da carne.

*De tudo o que se tem ouvido, o fim é: **Teme a Deus, e guarda os seus mandamentos; porque este é o dever de todo o homem.***

Porque Deus há de trazer a juízo toda a obra, e até tudo o que está encoberto, quer seja bom, quer seja mau.

Eclesiastes 12.12-14

RESUMO

ALMEIDA, S.J.C. **Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais.** 206 p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

O presente trabalho apresenta proposta de análise numérica de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão centrada. Trata-se de investigação, realizada por meio de elementos finitos, com vistas à análise da influência de imperfeições geométricas iniciais presentes em perfis U simples e U enrijecido, sob os aspectos de sua forma, magnitude e sentido. A imperfeição geométrica é adotada na forma de modos de falha local, global e distorcional, observando a suscetibilidade a tais modos para a seção de interesse. Cada tipo de imperfeição é avaliado de forma isolada e, em seguida, de forma associada (conjunta). São apresentados aspectos referentes à estratégia de modelagem adotada na construção dos modelos numéricos, bem como aspectos de interesse com relação às análises não-lineares aqui consideradas. Para fins de obtenção da força de colapso, fica examinada a possibilidade de empregar modos de falha isolados para representar as imperfeições geométricas, porém, com a amplitude previamente ajustada. Para os casos de imperfeições associadas, para representar a imperfeição geométrica, se destaca o papel do sentido da imperfeição do tipo global com relação a sua associação às imperfeições dos tipos local e distorcional para perfis U enrijecidos, bem como à imperfeição do tipo local para perfis U simples.

Palavras-chave: Estruturas de aço, Perfis formados a frio, Análise numérica, Imperfeições geométricas.

ABSTRACT

ALMEIDA, S.J.C. **Numerical analysis of compressed cold formed steel members considering initial geometric imperfections.** 206 p. Dissertation (Master) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

The work presents a numerical analysis on cold-formed steel members compressed between pinned ends. One is about an inquiry carried through in finite elements in which it was studied the influence of initial geometric imperfections, existing in plain channels and lipped channels, under the aspects of its form, magnitude and signal. The geometric imperfection is adopted on the forms of the local, global and distortional buckling modes, observing the susceptibility to such modes for each type of section. Each imperfection is evaluated on the isolated way and after that of associated way. Referring aspects to the strategy of modeling adopted in the construction of the numerical models are presented, as well as aspects of interest with regard to the developed nonlinear analyses. For ends of attainment of the ultimate load, it is examined the possibility to use isolated buckling modes to represent the geometric imperfections, as long as the amplitude it is adjusted. The cases that had applied coupled imperfection to represent the geometric imperfection detach the paper of the signal of the imperfection of the global type with regard to its association to the imperfections of the types local and distortional for lipped channels and, to the one of the local type for plain channels.

Key-words: Steel Structures, Cold-Formed Members, Numerical Analysis, Geometric Imperfections.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO	1
1.1 OBJETIVO	2
1.2 JUSTIFICATIVA	2
1.3 METODOLOGIA	3
1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO.....	4
CAPÍTULO 2 – PERFIS DE AÇO FORMADO A FRIO – BREVE HISTÓRICO.	7
2.1 COMENTÁRIOS GERAIS.....	7
2.2 CONTEXTO MUNDIAL – BREVE HISTÓRICO.....	10
2.3 CONTEXTO NACIONAL – BREVE HISTÓRICO.....	12
2.4 SOBRE PERFIS FORMADOS A FRIO NA EESC/USP.....	14
2.5 PERFIS DE AÇO SUBMETIDOS Á COMPRESSÃO.....	15
2.5.1 ESCOAMENTO.....	17
2.5.2 FLAMBAGEM GLOBAL.....	17
2.5.3 FLAMBAGEM LOCAL.....	19
2.5.4 FLAMBAGEM POR DISTORÇÃO.....	29
CAPÍTULO 3 – ASPECTOS DE INTERESSE REFERENTES ÀS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS.....	35
3.1 COMENTÁRIOS PRELIMINARES.....	35
3.2 MAGNITUDE DAS IMPERFEIÇÕES –E PESQUISAS E PROPOSTAS.....	37
3.2.1 COM RELAÇÃO AO CARÁTER GLOBAL.....	37
3.2.2 COM RELAÇÃO AO CARÁTER SECCIONAL.....	37
3.3 DISTRIBUIÇÃO DAS IMPERFEIÇÕES – PROPOSTAS.....	39
3.4 INTERAÇÃO ENTRE MODOS DE FALHA - CONSIDERAÇÕES	43
3.5 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE – CONSIDERANDO IMPERFEIÇÕES E POSSÍVEIS INTERAÇÕES.....	46
3.5.1 ASPECTOS RELATIVOS À MAGNITUDE DA IMPERFEIÇÃO.....	47
3.5.2 ASPECTOS RELATIVOS À FORMA DA IMPERFEIÇÃO.....	51
3.5.3 ASPECTOS RELATIVOS AO SENTIDO DA IMPERFEIÇÃO.....	52
3.6 ASPECTOS NORMATIVOS.....	58

CAPÍTULO 4 – CONSTRUÇÃO DOS MODELOS E INTERESSE – ESTRETÉGIAS ADOTADAS.....61

4.1	ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS.....	61
4.1.1	ELEMENTO SHELL181.....	62
4.1.2	ELEMENTO SOLID45.....	62
4.2	RELAÇÃO CONSTITUTIVA ADOTADA.....	63
4.3	MODELOS NUMÉRICOS CONSTRUÍDOS.....	65
4.3.1	MODELOS MISTOS.....	66
4.3.2	MODELOS SÓLIDOS.....	67
4.3.3	MODELOS EM CASCA.....	68
4.4	MAPEAMENTO DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS.....	86
4.5	CONDIÇÕES DE CONTORNO, DE CARREGAMENTO E ASPECTOS DE NÃO LINEARIDADE.....	89
4.5.1	COM RELAÇÃO AOS ASPECTOS DA NÃO-LINEARIDADE.....	89
4.5.2	COM RELAÇÃO ÀS CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO.....	93
4.6	CONSIDERAÇÃO DAS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS.....	94

CAPÍTULO 5 – ANÁLISE DE SENSIBILIDADE ÀS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS.....97

5.1	MODELOS CONSTRUÍDOS - CARACTERÍSTICAS E PROPOSTAS DE LEGENDA.....	97
5.2	SENSIBILIDADE À IMPERFEIÇÃO DO TIPO LOCAL.....	100
5.3	SENSIBILIDADE À IMPERFEIÇÃO DO TIPO DISTORCIONAL.....	105
5.4	SENSIBILIDADE À IMPERFEIÇÃO DO TIPO GLOBAL.....	108
5.5	SENSIBILIDADE ÀS IMPERFEIÇÕES – ANÁLISE CONJUNTA.....	113
5.6	SENSIBILIDADE AO SINAL DA IMPERFEIÇÃO.....	121

CAPÍTULO 6 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....135

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS141

ANEXOS – Modelos reológicos utilizados e Transformadas de Fourier.....	145
APÊNDICE A – Relações entre forças de colapso e o fator de escala para os que empregaram apenas imperfeição do tipo global com alma tracionada.....	151
APÊNDICE B – Relações entre forças de colapso e o fator de escala para os casos em que a combinação entre as imperfeições não resultaram favoráveis.....	157
APÊNDICE C – Relações entre forças de colapso experimental e numérica concernente a imperfeição conjunta.....	167
APÊNDICE D – Estudo de refinamento de malha.....	181
APÊNDICE E – Aspectos da análise não linear.....	185
APÊNDICE F – exemplo de Script construído para os modelos.....	193

INTRODUÇÃO

A preparação do mercado da construção civil para a absorção de um novo produto pode (ou mesmo deve) passar, necessariamente, por mudanças de comportamento nos segmentos que compõem a respectiva cadeia produtiva. O mercado nacional brasileiro, para assimilar a chegada de sistemas construtivos que utilizam aço formado a frio, como os perfis formados a frio, por exemplo, acaba por considerar mudanças de comportamento em dois segmentos correlatos: *a cadeia produtiva e a normatização*.

Por *cadeia produtiva*, se compreende o conjunto de todas as empresas cujos produtos são aplicados, direta ou indiretamente, na construção em aço formado a frio em que se aplicam desde perfis, chapas de fechamentos interno e externo, parafusos, solda, passando por elementos de isolamento térmico e acústico, revestimento externo, esquadrias, instalações e até materiais de acabamentos.

A *normatização*, processo inerente à elaboração de regras de conduta, por sua vez, vem sendo otimizada de modo a regulamentar adequadamente a fabricação dos produtos e seu emprego. No Brasil, a publicação das normas NBR 6355:2003 – Perfis estruturais de aço formados a frio e a NBR 14762:2001 – Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, são exemplos da busca por adequações dentro deste mesmo contexto.

Dentre outros aspectos abordados no ambiente da normatização, o comportamento dos perfis de aço formados a frio submetidos à compressão também tem sido objeto de estudo nos últimos anos. Temas de pesquisa que consideram *ensaios experimentais e modelagens numéricas* vêm sendo desenvolvidos com o objetivo de aprimorar o entendimento do comportamento de interesse.

A investigação experimental inerente aos perfis leves comprimidos é crescente. Estes elementos estruturais ainda apresentam um vasto campo do conhecimento a ser

explorado como, por exemplo, os mecanismos de colapso, que carecem de um melhor entendimento por possuírem aspectos ainda não identificados adequadamente e, conseqüentemente, mal representado numericamente. Os *ensaios experimentais*, principalmente aqueles que procuram respeitar o entorno do fenômeno analisado, geralmente conduzem a resultados mais confiáveis. Todavia a viabilidade financeira de uma série destes ensaios nem sempre é favorável à realização dos mesmos.

A *modelagem numérica*, hoje difundida no meio técnico, por sua vez, tem por objetivo reproduzir, da melhor forma possível, aqueles ensaios experimentais cujos resultados servirão para calibração de modelos numéricos de interesse. Com os avanços no campo computacional e da técnica dos elementos finitos, é possível investigar várias situações de interesse acerca de barras comprimidas, devidamente calibradas por meio de resultados experimentais, porém, com uma conseqüente redução de custo pecuniário e de tempo.

1.1 OBJETIVO

O propósito do trabalho é desenvolver, dentro do contexto numérico, estudo de perfis de aço formados a frio com seções tipo U simples e U enrijecida, submetidos à compressão centrada, analisando suas respostas à sensibilidade quanto à amplitude, formato e sentido das imperfeições geométricas iniciais (local, global e distorcional), as mesmas atuando isoladamente ou acopladas.

O aprimoramento da estratégia numérica aqui utilizada servirá de base para estudos futuros, de modo a constituir ponto de partida para análises de seções diferentes daquelas aqui abordadas.

1.2 JUSTIFICATIVA

As imperfeições geométricas estão presentes nas barras de aço, inclusive naquelas constituídas por perfis formados a frio, decorrentes desde o próprio processo de fabricação. Estas imperfeições consistem basicamente de ondulações existentes nos

elementos de uma barra ao longo do seu comprimento (neste caso, barra real), geralmente não consideradas na hipótese de barras prismáticas (neste caso, barra ideal).

As imperfeições geométricas aparecem, geralmente, por consequência do empenamento da seção, torção da seção, desvio do eixo global e ondulações locais, e constituem, portanto, não-linearidade geométrica que implica na ocorrência de esforços adicionais que podem comprometer a determinação da resistência de cálculo da barra comprimida.

Geralmente os procedimentos normativos explicitam de maneira mais clara (ou melhor) a consideração da imperfeição global, na maioria dos casos de cunho senoidal e inserida por intermédio de um fator de ampliação da flecha (deslocamento transversal do eixo da barra no meio do vão). Por outro lado, as imperfeições locais não são mencionadas, tampouco aquelas inerentes aos efeitos distorcionais.

Quanto aos modos de falhas, pequena menção se faz sobre a influência de um modo de colapso sobre o outro, ou acerca de procedimentos pelos quais a mesma interação poderia ser considerada, demonstrando o fato de a interação entre os modos ainda ser pouco conhecida, razão pela qual têm sido emergentes as investigações realizadas nesta área.

Dessa forma, pesquisas, como aquela aqui proposta são desenvolvidas procurando buscar conhecimento acerca das imperfeições geométricas em perfis formados a frio, avaliando sua magnitude e variação ao longo da seção, bem como do comprimento dos perfis. Todavia, ainda não há consenso quanto aos aspectos supracitados e a questão da interação entre os modos de instabilidade se encontra, atualmente, pouco desenvolvida.

1.3 METODOLOGIA

As análises numéricas serão realizadas por meio do aplicativo computacional ANSYS ® V9.0, fundamentado no método dos elementos finitos, e que atende a demanda requerida ao estudo aqui proposto, no caso, análises considerando não linearidades do material e geométrica simultaneamente.

Em se tratando de uma investigação de procedência paramétrica, a análise numérica se apresentou instrumento viável, tendo em vista a previsão de um elevado

número de análises a serem realizadas para melhor compreender a contribuição de um determinado conjunto de fatores (magnitude e forma das imperfeições) sobre o comportamento de barras submetidas à compressão centrada, observando a relação das mesmas com a esbeltez das barras e das seções, dentre outros aspectos.

Inicialmente, faz-se a calibração dos modelos numéricos adotando a estratégia utilizada em CHODRAUI (2006), utilizando resultados apresentados em SCHAFER E PEKÖZ (1998), em que se faz estudo estatístico observando a probabilidade de excedência de amplitudes de imperfeições locais e distorcionais. Já as amplitudes das imperfeições globais estão fundamentadas em valores encontrados na literatura.

No sentido de avaliar a eficiência dos modelos numéricos elaborados, os resultados obtidos são comparados com resultados de experimentos desenvolvidos pelo engenheiro Gustavo Monteiro de Barros Chodraui, obtidos por meio de ensaios realizados no laboratório de Estruturas do Departamento de Engenharia de Estruturas da EESC/USP, bem como resultados experimentais encontrados na literatura.

A calibração dos modelos numéricos se fez com base nos valores de *Força Crítica*, bem como com base na relação entre *Força e Deslocamento Axial (barra)*. Vale ressaltar que pouco esforço foi direcionado para correlacionar a configuração geométrica obtida experimentalmente com a numérica, tendo em vista a complexidade na consideração da forma exata das imperfeições iniciais.

Por fim, uma análise de sensibilidade foi realizada, em que se estuda o efeito de cada uma das imperfeições geométricas isoladamente sobre a resistência à compressão das seções estudadas, bem como o acoplamento de modos de falha, variando comprimento dos perfis e espessura das seções.

1.4 APRESENTAÇÃO DO TRABALHO

A dissertação está disposta em 6 capítulos, procurando respeitar uma seqüência didática que se julgou adequada para o melhor entendimento da pesquisa desenvolvida.

O *capítulo 1*, compreende uma breve elucidação sobre a utilização dos perfis de aço formados a frio, assim como, suas propriedades, vantagens frente aos perfis pesados, necessidade de mudanças no setor da construção civil, e a necessidade de

melhor compreender a interação entre os modos local, global e distorcional, no que se refere à consideração das imperfeições geométricas.

No *capítulo 2* é apresentado um breve histórico sobre perfis de aço sujeito esforço de compressão axial e os principais mecanismos de colapso destes elementos estruturais. Ao mesmo tempo, aborda a questão da possibilidade de interação entre os tais modos. Também retrata um pouco do trajeto das pesquisas desenvolvidas na EESC/USP, no que se refere aos perfis de aço formados a frio.

No *capítulo 3* descreve os principais aspectos inerentes às imperfeições geométricas, como, tipos, formas, magnitudes, sinal, relação com acoplamento entre modos de falha e questões normativas.

No *capítulo 4* são apresentados os modelos desenvolvidos com suas respectivas peculiaridades. O delineamento dos estudos de interesse realizados para a definição do modelo final a ser empregado na análise de sensibilidade proposta, também está relatado neste capítulo.

No *capítulo 5* são apresentados os resultados das análises de sensibilidade às imperfeições geométricas realizadas, no referente à forma, magnitude e sinal das imperfeições.

No *capítulo 6* são apresentadas as conclusões finais do trabalho bem como sugestões para trabalhos futuros.

PERFIL DE AÇO FORMADO A FRIO

BREVE HISTÓRICO

2

2.1 COMENTÁRIOS GERAIS

Atualmente os elementos constituídos de aço formado a frio são empregados habitualmente em diversas classes de indústrias. Sua utilização, dentro do contexto brasileiro, por exemplo, cresce de forma significativa. As indústrias automobilística, aeronáutica, de transportes, da agroindústria e de estocagem já utilizam componentes de aço formados a frio. No segmento da construção civil nacional, voltada às estruturas metálicas, dentre as aplicações de interesse destacam-se: *galpões industriais, coberturas, casas, estruturas secundárias de pontes, reservatórios e estruturas mistas.*

O processo de fabricação de perfis de aço formados a frio, ocorre basicamente sob as formas, a saber, conformação contínua em conjunto de matrizes rotativas e, dobramento das chapas em prensas dobradeiras, resultando em alguns benefícios. No primeiro caso, destaca-se a competitividade do ponto de vista da produtividade, por se tratar de produção em linha, ou seja, maior produtividade com menor variabilidade de forma e dimensões, em se tratando do uso apenas de um conjunto de matrizes rotativas.

O segundo processo, por sua vez, possui como vantagem a liberdade na escolha das dimensões dos perfis, interessante do ponto de vista prático, pois possibilita maior flexibilidade aos engenheiros calculistas, construtores e arquitetos, proporcionando liberdade de escolha quando do projeto (por exemplo, arquitetura e detalhes construtivos) e da construção (facilidade de montagem e transporte, por exemplo). O Quadro 2.1 traça um breve paralelo entre os processos de fabricação.

Quadro 2.1 – Comparativo entre os métodos de fabricação.
Adaptada: CARVALHO et al (2006)

PRENSA-DOBRADEIRA	PERFILADEIRA
Muita flexibilidade para produzir diversas formas de perfis	Pouca flexibilidade para produzir diversas formas de perfis
Com poucas ferramentas se produz uma série grande de perfis	Cada tipo de perfil necessita de um trem de perfilação
Baixo custo de equipamento	Alto custo de equipamento
Regulagem simples do equipamento	Regulagem do equipamento requer cuidados
Tensões residuais menos distribuídas no contorno da seção (mais concentradas nos cantos dos perfis)	Tensões residuais mais distribuídas ao longo da seção (distribuição mais suave nos cantos)
Perfis curtos (máx. 6m)	Perfis com comprimento ilimitado
Razoável mão-de-obra envolvida	Pouca mão-de-obra envolvida

Os perfis formados a frio geralmente são fabricados com chapas cuja espessura média resulta dentro do intervalo de 0,4 mm a 6,3 mm, sendo recomendado pela norma brasileira de dimensionamento, a NBR 14672:2001 - *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*, o limite superior de 8,0 mm, muito embora é possível obter êxito na fabricação dos mesmos com espessuras fora deste intervalo como, por exemplo, de conformar perfis com espessura da ordem de 25 mm. Entretanto, fabricar perfis com espessura elevada foge ao ideal dos perfis leves. Por sua vez, a utilização de seções com espessuras demasiadamente reduzidas pode, por exemplo, acentuar problemas com as ligações e, principalmente, afetar a estabilidade e durabilidade de uma estrutura.

As seções transversais, provenientes dos processos de fabricação citados anteriormente são, geralmente, dos tipos *monossimétricas*, *ponto-simétricas* e *assimétricas*. Algumas seções são mais flexíveis do ponto de vista de sua aplicação como, por exemplo, perfis que podem compor vigas ou pilares, enquanto outras são desenvolvidas especificamente para determinadas finalidades como, por exemplo, perfis do tipo “rack”, cuja utilização é específica para sistemas de estocagem. A eficiência quando do uso destes perfis está vinculada à sua aplicação.

A Figura 2.1 esquematiza seções dos tipos U, Z e cantoneiras, simples e enrijecidas, seções tipo rack, cartola e seções tubulares, algumas usualmente empregadas na prática da construção civil.

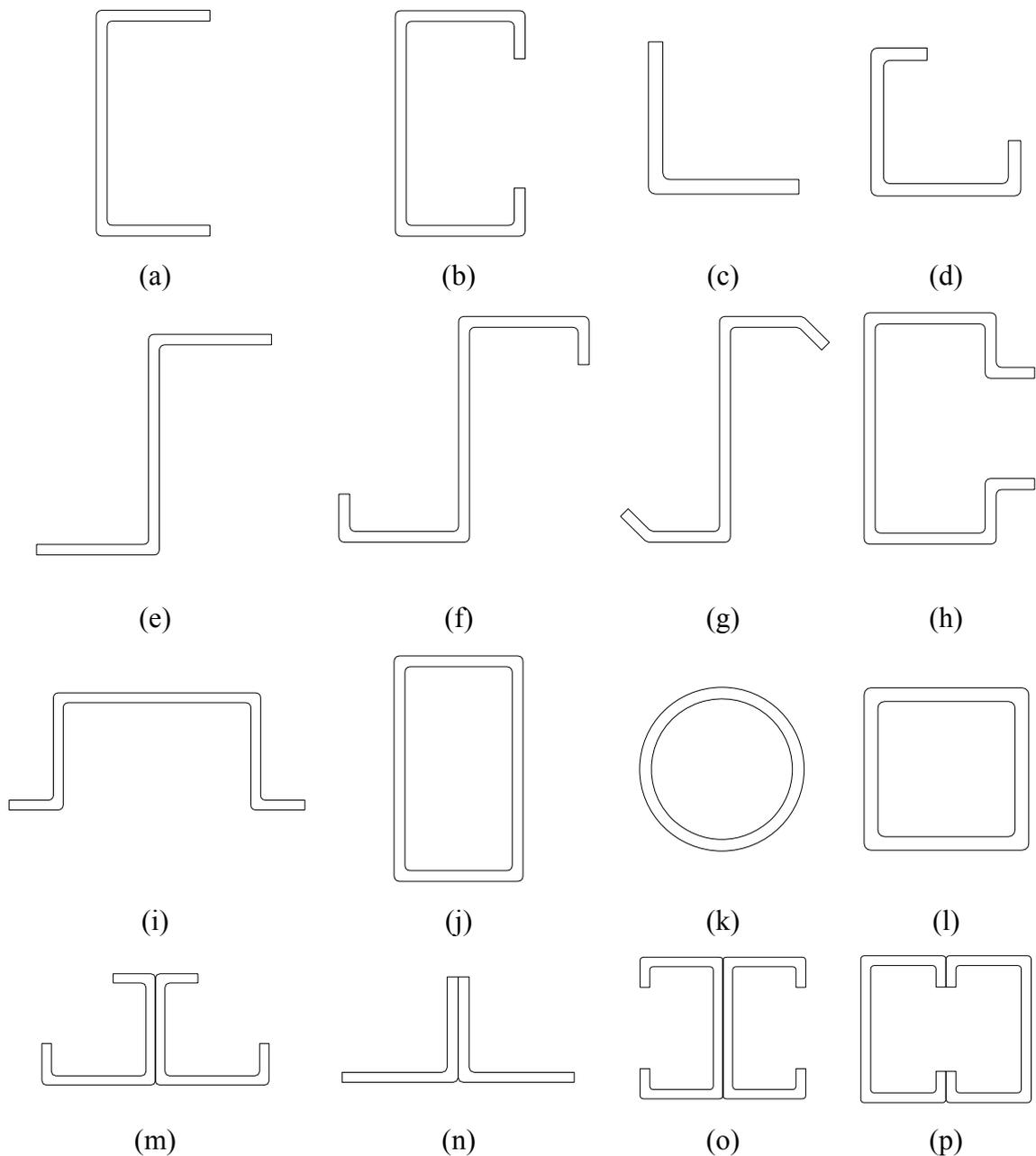


Figura 2.1 – Seções em aço formado a frio utilizadas em pórtico estrutural.

A relação peso/resistência destes perfis é menor se comparada àquela dos perfis soldados e laminados a quente, aspecto que deve ser levado em consideração, inclusive nas etapas de armazenamento, de transporte e de montagem, pois resulta como fator favorável sob a ótica operacional.

Por outro lado, com relação aos aspectos referentes ao comportamento mecânico, atenções especiais são direcionadas aos modos de falha por instabilidades nesse tipo de perfil, quando submetidos à compressão, tendo em vista o fato de apresentarem maior esbeltez local (relação largura/espessura dos elementos) se comparados aos clássicos perfis laminados a quente e soldados, acentuando o fenômeno de *flambagem local*, o qual é caracterizado por flambagem de chapa, reduzindo a rigidez à flexão global e à torção de uma barra.

Adicionalmente, ainda na análise da compressão, a elevada esbeltez local pode levar a um modo de flambagem, denominado *flambagem por distorção*, caracterizado pela perda de estabilidade do conjunto formado pelo elemento comprimido e seu enrijecedor de borda, alterando a forma inicial da seção transversal. Esse modo pode resultar crítico, principalmente (ou especialmente) em perfis que possuem enrijecedores de borda.

Diversas pesquisas têm sido desenvolvidas para melhor compreender o comportamento dos perfis de aço formados a frio comprimidos, abordando temas como tensões residuais, imperfeições geométricas, comportamento pós-crítico, estabilidade dos elementos e interação entre modos de falha.

Em linhas gerais, a elucidação do comportamento estrutural deste produto é que proporciona vencer a concepção desfavorável, sem exame crítico, que antes havia quanto ao seu emprego. Este fator pode ser retratado pela quantidade de documentos normativos e técnicos que vêm sendo desenvolvidos, e que, ao longo do tempo, é absorvido como referência de conduta para projetistas de estruturas em geral.

2.2 CONTEXTO MUNDIAL – Breve histórico

Os perfis aço formados a frio têm sido utilizados nos Estados Unidos, por no mínimo um século. Seu emprego em edifícios industriais data da metade do século XX, e na construção habitacional por volta das últimas duas décadas deste mesmo século, conforme mencionado em HANCOCK (2001).

Sua aplicação na indústria da construção civil, como relatado em YU (2000), pouco se difundiu até antes do ano de 1940, sendo que um dos fatores que podem ter contribuído para o receio quanto ao uso de perfis leves destacado fora a escassez de

publicações normativas naquela época. Este aspecto, de acordo com a última referência, tem fundamento tendo em vista que a partir de 1946 o uso de perfis de aço formados a frio cresceu significativamente, provocando publicações de especificações para projetos de estruturas de aço formadas a frio.

Segundo mencionado em HANCOCK (2001), o primeiro documento normativo foi desenvolvido pelo AISI (American Iron and Steel Institute) e surgiu, justamente, em 1946. O mesmo foi fundamentado, primeiramente, em resultados de pesquisas coordenadas pelo professor George Winter, sob a supervisão do sub-comitê técnico do AISI. A posteriori, resultados de estudos realizados sob supervisão do professor Teoman Pekoz também foram incorporados.

As primeiras versões do AISI apresentaram formulações baseadas no *Método das Tensões Admissíveis (MTA)*. Em 1991 publicou-se a primeira versão que disponibilizou a opção de se projetar utilizando o *Método dos Estados Limites (MEL)*. Em 1996, foi disponibilizada uma versão contemplando os dois métodos para fins de dimensionamento. Essas publicações serviram como incentivo à busca por procedimentos normativos em diversos países. A norma obteve prestígio e reconhecimento em todo o mundo desde a sua primeira edição. Este fato é demonstrado pela crescente quantidade de pesquisas desenvolvidas em poucos anos após da primeira versão do AISI, utilizando o documento como referência.

Segundo YU (2000), em outros países as pesquisas acerca de elementos de aço formado a frio, ligações e sistemas estruturais, têm ocorrido em muitas instituições desde as três últimas décadas do século XX. O grande saldo destas investigações fora a publicação de normas e recomendações, em uma grande quantidade de países, como por exemplo, Austrália e Nova Zelândia, Áustria, república checa, Finlândia, França, Índia, Japão, Suécia, Romênia, Alemanha, Rússia dentre outros mais.

Posteriormente, o Comitê Europeu de padronização publicaria o tópico 1.3 do Eurocode 3, referente aos perfis e chapas em aço formado a frio. As pesquisas desenvolvidas na Austrália e na Nova Zelândia culminaram na publicação da AS/NZS4600:1996 (*Cold-formed Steel Structure*).

Recentemente, com a colaboração de representantes do Canadá, do México e dos Estados Unidos, foi possível criar uma nova especificação do AISI para uso comum pelas três entidades federativas. O documento é resultado do esforço dos comitês de especificações do AISI (American Iron and Steel Institute Committee on Specification),

da CSA (Canadian Standard Association 136 Committee on Specification) e da Câmara Nacional da indústria de ferro e aço (CANACERO). Trata-se de um processo de unificação similar ao que é buscado pela comunidade europeia, no caso, os Eurocodes.

Atualmente essa especificação é conhecida como *The North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members*, e suprime a edição anterior da *Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members*, publicada pelo American Iron and Steel Institute (AISI [1996] e AISI [1999]), bem como a edição canadense da *S136 Standard for Cold Formed Steel Structural Members*, publicada pela Canadian Standard Association (CSA, 1994). Um sumário das mudanças globais e técnicas, sofridas pelo AISI, pode ser encontrado em BROCKENBROUGH e CHEN (2006).

2.3 CONTEXTO NACIONAL – Breve histórico

No Brasil, a adoção de sistemas construtivos em aço formado a frio se deu por volta do final da década de 60. Desde então os perfis tem sido largamente utilizado com alternativa aos perfis laminados a quente e soldados. O fator econômico contribuiu bastante para aceitação desta classe de elementos estruturais, sendo o Brasil um país ainda em desenvolvimento.

O primeiro registro normativo encontrados no Brasil referente aos perfis leves data de 1967, e consiste da norma nacional NB-143/67 – *Cálculo de estruturas de aço, constituídas por perfis leves*, inerente ao projeto de estruturas em perfis formados a frio, alicerçada na edição de 1962 da especificação do AISI, segundo CARVALHO et al. (2006).

Em MALITE e SÁLES (2001), menciona-se que a NB 143/67 consistia de documento técnico obsoleto e incompleto, inclusive com omissão com respeito às ligações, Malite (2002), e não raras vezes substituído por normas estrangeira, dentre as quais se destacam as normas do AISI e CSA, levando os projetistas a incorporar o uso da NBR-8800:1986 - Projeto e execução de estruturas de aço de edifícios (atualmente em revisão).

Tal aspecto geralmente culminava em incompatibilidade, mesmo para com outras normas brasileiras, quanto à avaliação da segurança, terminologia e simbologia.

Segundo CHODRAUI (2003) a NB-143/67 foi inadequadamente divulgada, por isso, pouco utilizada, e como consequência disto não sofreu revisões ao longo do tempo.

Segundo relatado em CARVALHO et al. (2006), no mês de novembro de 1978 os professores José Carlos Ferraz Hennemann e Jorge Daniel Riera da UFRGS, ministraram um curso de extensão acerca de perfis formados a frio e, em agosto de 1981, é iniciado na PUC/RS o primeiro curso de regular sobre a matéria, e no decorrer dos anos 90 surgiram excelentes pólos de investigações e estudos acerca dos perfis leves dentro das universidades brasileiras, das quais se podem citar: COPPE, PUC/RJ, USP/SC, UFMG e UFOP; e os efeitos destas ações viriam à tona ao final da década de 90, com a ministração de vários cursos de extensão e criação de disciplinas referentes ao tema.

Em 1980 foi publicada a norma NBR 6355 – *Perfis estruturais de aço formados a frio*, cujo objetivo é fixar os requisitos exigíveis dos perfis de aço formados a frio, com seção aberta. A norma aborda aspectos como definições e simbologias, e apresenta algumas séries comerciais com suas respectivas designações. Sugere alguns requisitos quanto ao processo de fabricação, tipo de material e tolerâncias, bem como relaciona dados importantes quando de uma encomenda e acondicionamento. Ainda, aponta cuidados que devem ser tomados no momento da inspeção de uma amostra, bem como em sua aceitação ou rejeição.

Em 1997 iniciou-se processo para elaboração de uma nova norma, agora com foco em procedimentos de dimensionamento, que tinha como ideal a produção de um texto sintético. A elaboração da norma contou com a participação de um grupo Engenheiros representantes de algumas instituições nacionais, a saber, Escola de Engenharia de São Carlos e Escola Politécnica, ambas da Universidade de São Paulo, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Universidade Federal de Minas Gerais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira da Universidade Estadual Paulista e Faculdade de Engenharia Civil da Universidade Estadual de Campinas, COLETÂNEA[...] (2004).

O texto-base foi fundamentado na edição de 1996 da especificação normativa do AISI (por se tratar de uma literatura consagrada no meio técnico) e incrementar singularidades da construção civil brasileira. Como literaturas normativas complementares foram utilizadas: o *Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1.3: General rules. Supplementary rules for cold-formed thin gauge members and sheeting*,

referente às múltiplas curvas de resistência à compressão e a Australian/New Zealand Standard, AS/NZS 4600:1996: *Cold-formed steel structures*, com respeito a flambagem por distorção da seção transversal, COLETÂNEA[...] (2004).

Em 2001 o esforço do grupo foi coroado com a publicação da norma NBR 14762:2001 – *Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*, que suprimiu algumas lacunas antes existentes no contexto do dimensionamento de estruturas constituídas por elementos conformados em aço formado a frio, bem como minimizou conflitos entre as normas brasileiras.

Para complementar este trabalho, em dezembro de 2001 iniciou-se o processo de revisão da NBR 6355, cujo escopo diz respeito à padronização e exigências referentes à boa qualidade na fabricação de perfis de aço formados a frio. Além da classe acadêmica, participaram também representantes de usinas siderúrgicas e fábricas de perfis, dentre outros setores mais. A sinergia entre as partes permitiu confeccionar um documento normativo que melhor se adequasse às minúcias do mercado brasileiro.

Hoje pesquisas se intensificam, mesmo que sejam desenvolvidas nalguns centros de pesquisas nacionais. Também há uma ampliação da interface entre empresas e indústrias e tais centros, através de prestação de serviços e parcerias para o desenvolvimento de pesquisas, até mesmo, financiadas por entidades privadas. O processo de globalização, por sua vez, estreitou os laços entre pesquisadores estrangeiros e nacionais, o que tem colaborado bastante nas investigações inerentes aos perfis leves, facilitando acesso aos periódicos de renome, intercâmbio de alunos para o exterior e mesmo representação em bancadas de instituições internacionais.

2.4 SOBRE PERFIS FORMADOS A FRIO NA EESC/USP

Nos últimos anos a área de Estruturas Metálicas da EESC/USP tem desenvolvido pesquisas nesse assunto, ocasionada principalmente pela forte demanda induzida de empresas de pequeno e médio portes do interior do estado, a partir de 1990, que passaram a consumir em larga escala os perfis formados a frio em substituição aos clássicos perfis laminados e soldados nas “estruturas leves”.

Em 1990 foi iniciado o primeiro trabalho de pós-graduação em perfis formados a frio e, em 1993, o tema foi classificado como uma *Linha de Pesquisa* na Área de

Estruturas Metálicas. A partir de então, trabalhos em níveis de mestrado e doutorado foram e continuam sendo desenvolvidos, alguns em parcerias com empresas, visando melhor entender o comportamento e o aprimoramento do emprego de perfis de aço formados a frio em estruturas.

No entanto, a inexistência de um texto técnico adequado sugeria, naquela época, elaborar uma norma brasileira para projeto de estruturas em perfis formados a frio, de modo calibrar e ajustar os coeficientes de ponderação das ações e das resistências, nomenclatura e simbologia, com outras normas brasileiras.

Em agosto de 1997 foi constituído pela ABCEM (Associação Brasileira da Construção Metálica) um grupo de trabalho com o objetivo de elaborar um texto-base para uma nova norma brasileira. O referido texto foi elaborado com base na norma norte-americana do AISI, em algumas das prescrições do EUROCODE 3 e da norma australiana, e também de algumas experiências brasileiras observadas em pesquisas e na prática da aplicação de perfis formados a frio nas estruturas, REZENDE (2005).

A conclusão e a aprovação do texto-base ocorreu em março de 2001 e, ao final do mesmo ano, foi publicada a NBR 14762 intitulada "***Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio***", a qual consiste de um material de grande importância para projetos e pesquisas em perfis formados a frio, os quais apresentam, em geral, maior esbeltez local em relação aos clássicos perfis laminados e soldados.

2.5 PERFIS DE AÇO SUBMETIDOS Á COMPRESSÃO

Historicamente, a coluna de *Euler* foi o marco zero quanto à estimativa da resistência de barras comprimidas. Os primeiros estudos teóricos, propostos pelo matemático suíço *Leonard Euler*, para este elemento estrutural datam do ano de 1744, com a publicação da equação que determina a capacidade crítica de uma barra comprimida axialmente, geometricamente perfeita, prismática, bi-rotulada e suficientemente esbelta de modo que os níveis de tensão não ultrapassassem o limite de proporcionalidade numa seção quaisquer.

Desde então, o desenvolvimento teórico e experimental a esse respeito não cessou e, atualmente, um dos principais órgãos responsáveis pela divulgação dos estudos é o *Structural Stability Research Council* (SSRC).

De modo análogo aos perfis laminados a quente, nos perfis formados a frio o colapso pode ocorrer por escoamento, bem como pela perda de estabilidade global ou local das chapas constituintes da seção. O esforço adicional, portanto, é resultado da maior variabilidade de formas das seções, bem como devido ao aumento da esbeltez dos elementos constituintes das seções.

Os perfis formados a frio em geral são constituídos por seções abertas de paredes delgadas, empregando-se chapas finas de aço, resultando em elevadas relações largura-espessura dos elementos, de modo que além da instabilidade global (da barra, como um todo) ou local (instabilidade de chapa), há ainda a possibilidade de ocorrência de outro modo de instabilidade, associado à distorção da seção transversal, característico dos perfis com enrijecedores de borda (perfis: U, Z, cartola e rack).

Em YU (2000), é ressaltado que além da ocorrência de pequenas espessuras das seções transversais dos perfis formados a frio, tem-se o fato de o centro de torção (CT) nem sempre resultar coincidente com o centro geométrico (CG) da seção. Portanto quando da avaliação do esforço resistente de barras comprimidas, observando os estados limites da mesma, atenções devem ser dirigidas à configuração da seção, à espessura dos elementos (chapas) e ao tamanho da barra.

Portanto, barras de aço sob compressão podem entrar em colapso, atingindo um dos seguintes estados limites: *escoamento*, *flambagem global*, *flambagem local* ou *flambagem por distorção*. Estes estados limites são caracterizados pela esbeltez global (λ) da barra e pela esbeltez local (relação largura-espessura, b/t) dos elementos que compõem a seção transversal da mesma.

O termo “flambagem”, embora conceitualmente correto apenas quando associado à instabilidade por bifurcação do equilíbrio ou por ponto limite, é usualmente empregado pelo meio técnico de forma mais abrangente para designar instabilidade em geral. Considerando que a forma da seção transversal influencia de modo significativo a ocorrência do colapso por instabilidade global, foram definidas curvas representativas do comportamento dos perfis, capazes de fornecer informações seguras para o dimensionamento desses elementos.

Citam-se, por exemplo, as curvas do SSRC e as curvas do EUROCODE 3. Essas curvas representam dois campos bem definidos, quando ao conceito de funcionamento estrutural dos elementos comprimidos: o regime elástico, onde vale a equação de *Euler*, e o regime inelástico, representado, por exemplo, por uma função parabólica conforme proposto pelo SSRC. Uma abordagem sobre cada modo de falha é descrita nos tópicos que se seguem.

2.5.1 ESCOAMENTO

O colapso por *Escoamento* de uma barra é característico daquelas denominadas *Barras Curtas*, cujos valores de índice de esbeltez global $(l_{ef}/r)_{\min.}$, em que l_{ef} é o comprimento efetivo da barra e r o raio de giração mínimo, e relação largura/espessura (b/t) resultam bastante reduzidos. São as chamadas seções compactas.

Neste modo de colapso as barras, por serem mais robustas, alcançam a tensão de escoamento sem perder estabilidade. A normal resistente neste caso é definida por meio da equação 2.1.

$$N_{c,R} = A \cdot f_y \quad (2.1)$$

Na equação 2.1, A é área bruta da seção e f_y a tensão de escoamento. Segundo se menciona em CARVALHO et al. (2006), na prática, é bastante difícil se deparar com casos de escoamento puro de um perfil formado a frio, devido à característica principal dos mesmos, ou seja, esbeltez global geralmente elevada.

2.5.2 FLAMBAGEM GLOBAL

A *Flambagem Global* É um fenômeno característico de barras com elevado índice de esbeltez global. A perda de estabilidade global pode se apresentar de três formas, conforme esquematiza a figura 2.2:

- *Flambagem por Flexão*: encurvamento do eixo da barra. Caracteriza-se pelo movimento de corpo rígido das seções transversais em resposta ao deslocamento transversal do eixo da barra, o qual assume configuração curva.

- *Flambagem por Torção*: rotação da seção em torno do centro de torção. Diz respeito somente à rotação da seção em torno de seu centro de torção sem sofrer deformações no plano da mesma.
- *Flambagem por Flexo-torção*: resulta em encurvamento e torção simultâneos.

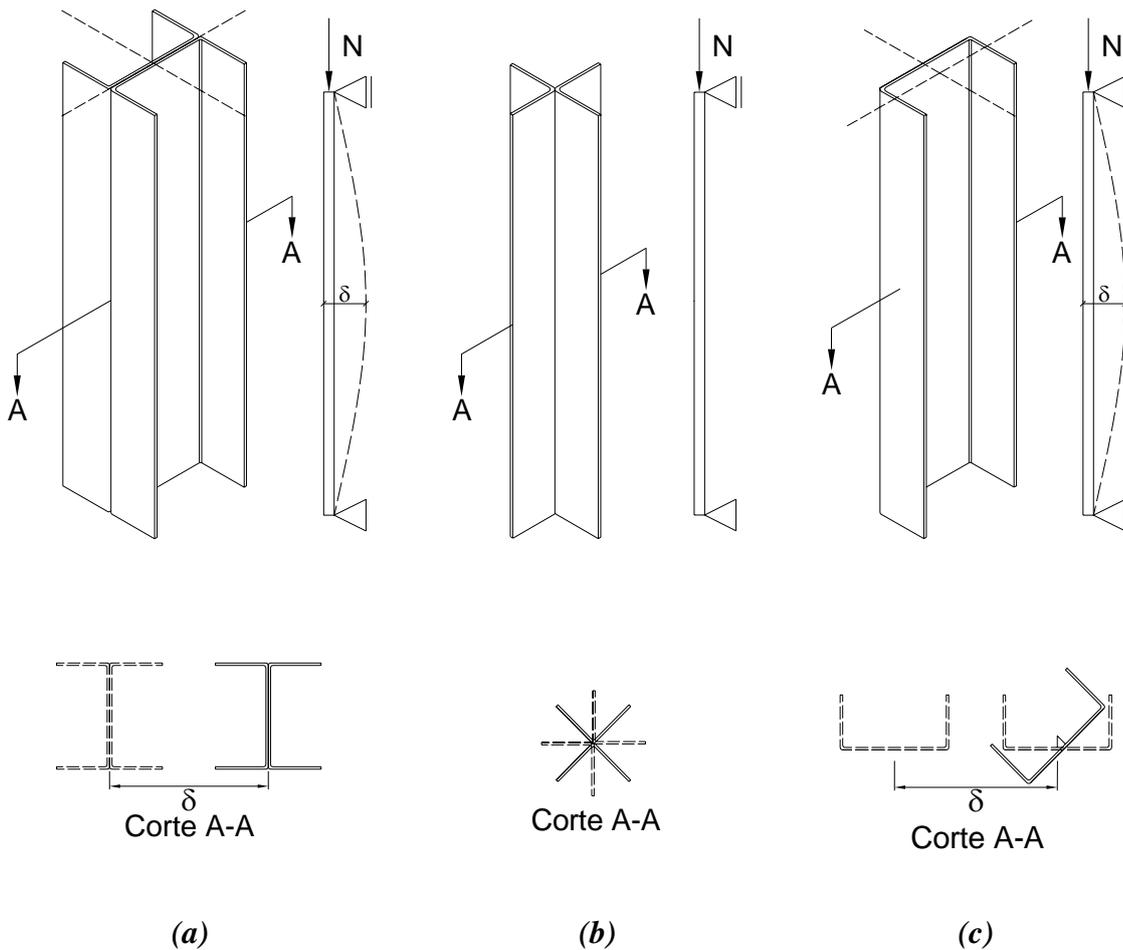


Figura 2.2 – Modos de flambagem global: (a) por flexão, (b) por torção, (c) por flexo-torção.

Classicamente, barras com seção transversal duplamente simétrica (situação em que CG e CT resultam coincidentes) apresentam tendências de atingirem o colapso por instabilidade global por flexão, embora, nem sempre esta situação seja a crítica. Por outro lado, barras com seção transversal monossimétrica ou assimétrica (situação em que CG e CT não resultam coincidentes) apresentam tendências de atingirem o colapso por meio da instabilidade global por flexo-torção, cujo giro da seção se dá em torno do Centro de Torção (CT).

2.5.3 FLAMBAGEM LOCAL

Entende-se por *Flambagem Local*, a perda de estabilidade de uma chapa componente do perfil comprimido (alma, aba ou enrijecedor de borda). A flambagem local se caracteriza pela flexão dos elementos constituintes da seção transversal, sem que haja deslocamento ou mudança nos ângulos formados nas arestas comuns a tais elementos, SOUZA et al. (2006). Segundo CHODRAUI (2006), é o típico modo de instabilidade de chapa e comportamento pós-crítico. A Figura 2.3 ilustra esse modo de falha para algumas seções sob esforço solicitante de compressão.

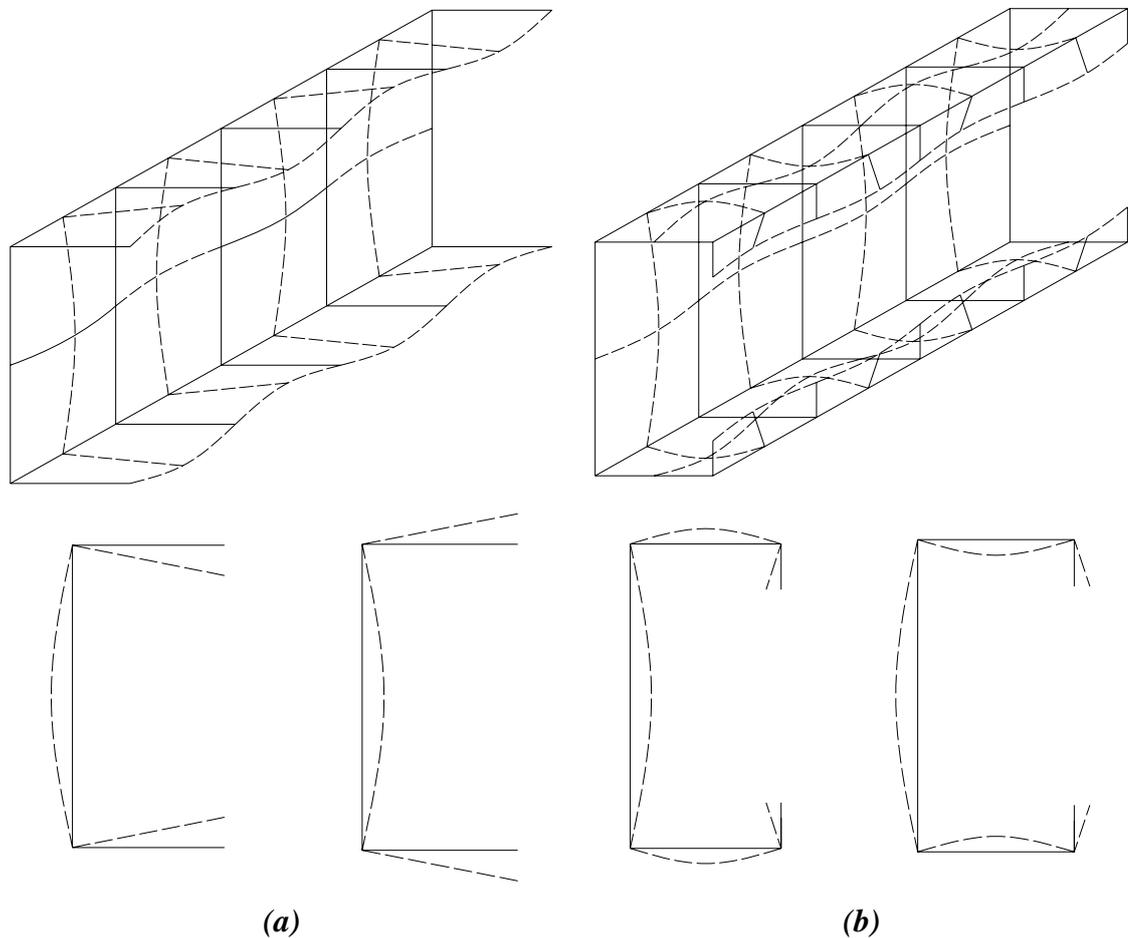


Figura 2.3 – Flambagem local em perfis dos tipos: (a) U simples e (b) U enrijecido.

O desenvolvimento isolado deste modo de falha é predominante em barras curtas e com chapas muito finas. Seu comprimento de meia onda característico é menos alongado, se comparado àqueles inerentes aos modos global e distorcional, este último a ser comentado no item subsequente.

Pela teoria clássica, para uma chapa retangular simplesmente apoiada em seus quatro bordos, sob compressão uniforme, por exemplo, o tamanho da meia onda (λ) é da ordem de grandeza da largura da chapa (b), conforme esquematiza a figura 2.4.

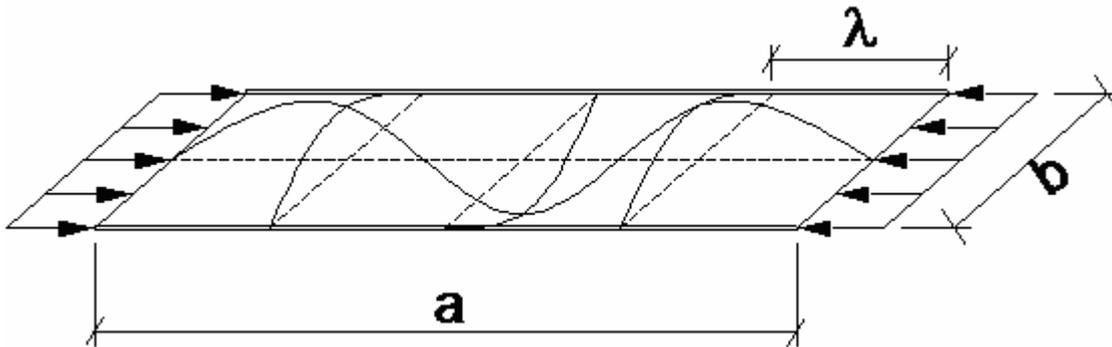


Figura 2.4 – Esquema de chapa retangular apoiada nos quatro bordos, submetida à tensão de compressão uniforme.

Entretanto a condição de vínculo real de cada chapa pertencente a um perfil é, por hipótese, intermediária entre simplesmente apoiada ou engastada. Dessa forma, a quantidade de semi-ondas formadas nos perfis, geralmente é menor que aquela que resulta da relação entre o comprimento do perfil (a) e a largura de uma de suas chapas (b), e a discrepância é mais acentuada em barras longas.

O embasamento teórico referente às formulações desenvolvidas para o modo local está fundamentado na teoria de flambagem elástica de chapas, apresentada em RHODES (1991), YU (2000) e MALITE e SÁLES (2001), em que são abordados aspectos como carga crítica de chapa e sua resistência pós-crítica, conforme brevemente comentado no que segue.

A tensão crítica de flambagem local, cuja grandeza tem sido largamente investigada, pode ser obtida com base em procedimento proposto por Timoshenko, solucionando a equação diferencial proposta por Bryan, para uma chapa ideal, figura 2.4, sendo definida de acordo com a equação 2.2.

$$\sigma_{cr} = k \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.2)$$

Na equação 2.2, k é chamado coeficiente de flambagem local de chapa, e depende das condições de vínculos dos bordos da chapa (apoio simples, engaste ou bordo livre), da relação b/t (esbeltez da chapa) e da distribuição das tensões na chapa (compressão, cisalhamento ou flexão).

Em BLEICH (1952) apud GALAMBOS (1998), a equação 2.2 da tensão crítica sob compressão uniforme foi generalizada com vistas aos regimes elástico ou inelástico, para casos em que o nível de tensão ultrapassasse o limite de proporcionalidade, acarretando uma carga crítica de flambagem em regime inelástico, situação em que não seria possível aplicar a equação 2.2, conforme equação 2.3.

$$\sigma_{cr} = k \cdot \frac{\pi^2 \cdot E \cdot \sqrt{\eta}}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2, \text{ em que: } \eta = \frac{E_t}{E} \quad (2.3)$$

Entretanto, independentemente de qual regime se encontre o material da chapa, é fato que ao se alcançar a carga crítica de flambagem, isso não implica necessariamente em atingir o colapso da mesma.

Diferentemente do comportamento (ou análise) unidirecional, como é feito para as barras em que a tensão crítica de barras comprimidas é praticamente o limite superior de sua resistência, em uma chapa, ao se atingir a tensão crítica de flambagem elástica, a mesma ainda resiste a acréscimo de esforço solicitante (ver Figura 2.5).

Tal aspecto se deve às características das chapas, agora analisadas em contexto bidimensional, conforme esquematizado na figura 2.6 e melhor detalhado no quadro 2, quais proporcionam uma redistribuição das tensões para as partes enrijecidas de uma seção. Este fenômeno é classicamente denominado como *resistência pós-crítica* e mais pronunciado em chapas esbeltas.

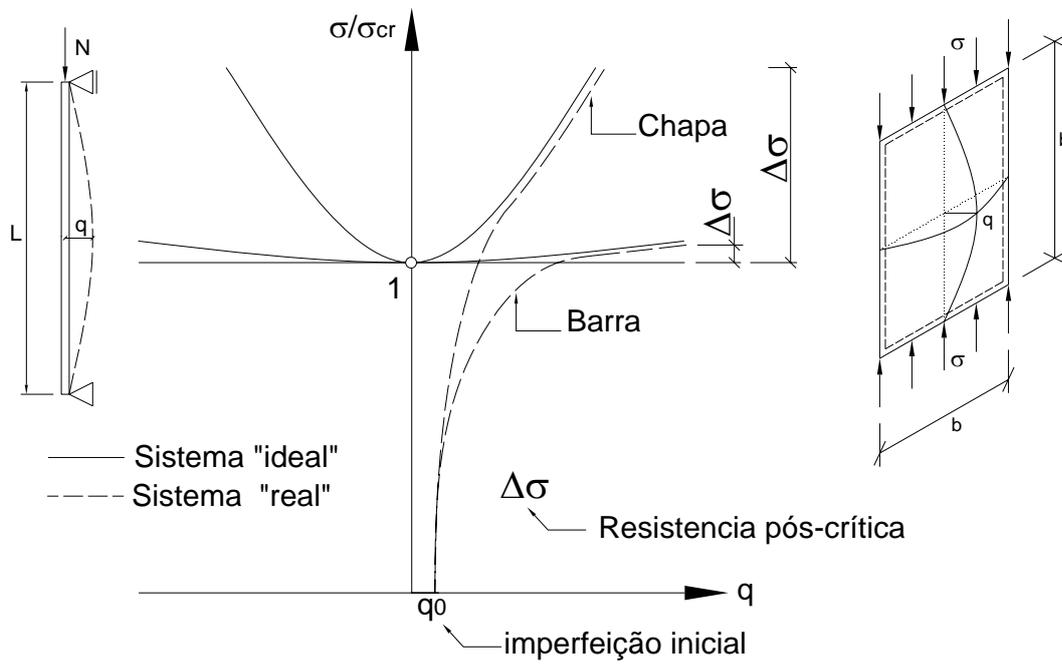


Figura 2.5 - Trajetórias de equilíbrio.

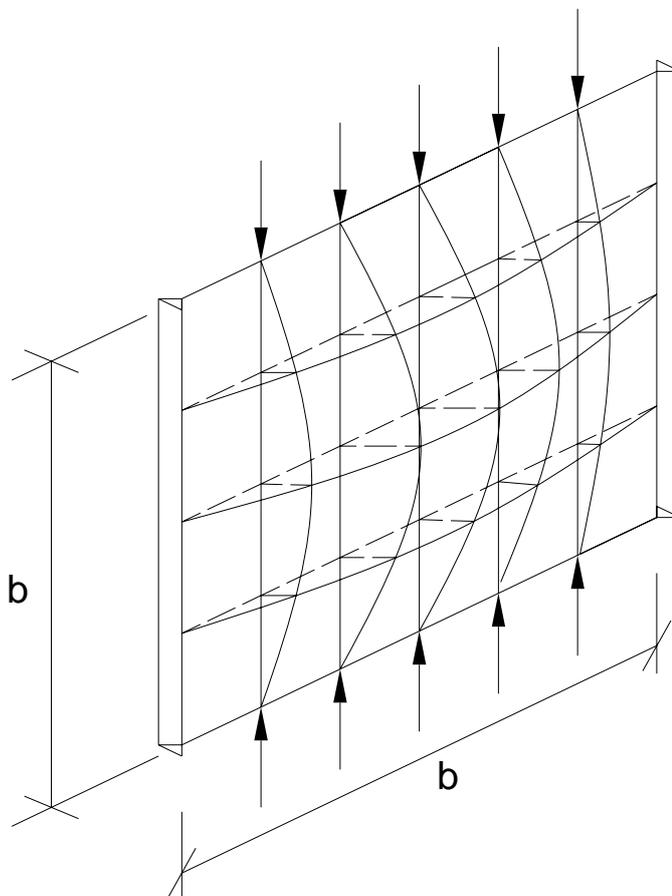
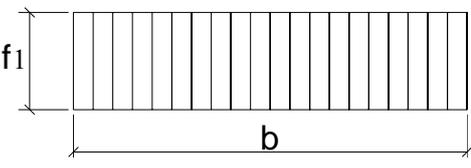
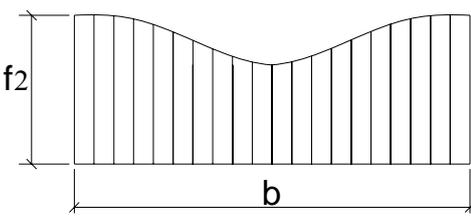
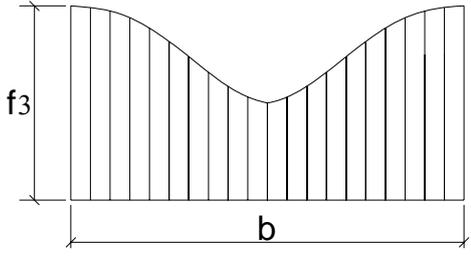


Figura 2.6 – Esquematização da configuração deslocada da chapa.

Quadro 2.2 – Comportamento pós-flambagem: elemento enrijecido comprimido.
Adaptada: YU (2000).

<i>Situação de Análise</i>	<i>Descrição</i>
	<p>Distribuição uniforme de tensões até atingir a tensão crítica de flambagem.</p> $f_1 < f_{cr}$
	<p>Após a flambagem, inicia-se a distribuição não uniforme de tensões. Uma porção da tensão pré-flambagem da parte central é transferida para as extremidades da chapa.</p> $f_{cr} < f_2 < f_y$
	<p>Progresso da redistribuição de tensões até a tensão nas extremidades atingir a tensão de escoamento, caracterizando o fim da capacidade resistente da chapa.</p> $f_3 = f_y$

Atualmente, a literatura normativa sugere basicamente dois procedimentos para mensurar a capacidade de carga de uma barra comprimida, relativa ao modo local: o *método das larguras efetivas* e o *método da resistência direta*.

O *método das larguras efetivas*, mais elementar, é um método, em que as seções são idealizadas sendo formadas por chapas isoladas (ver figura 2.7), considerando para cada chapa analisada a vinculação imposta pela chapa adjacente na região de interface entre elas, entretanto sem considerar a continuidade física, bem como a intensidade e distribuição das tensões na mesma.

Conforme esquematiza a figura 2.8, este procedimento consiste de uma redução da área da seção do perfil real, que passa a ser denominada área efetiva (A_{ef}) em resposta a possível redução de comprimento a ser sofrida por cada elemento da seção transversal do mesmo.

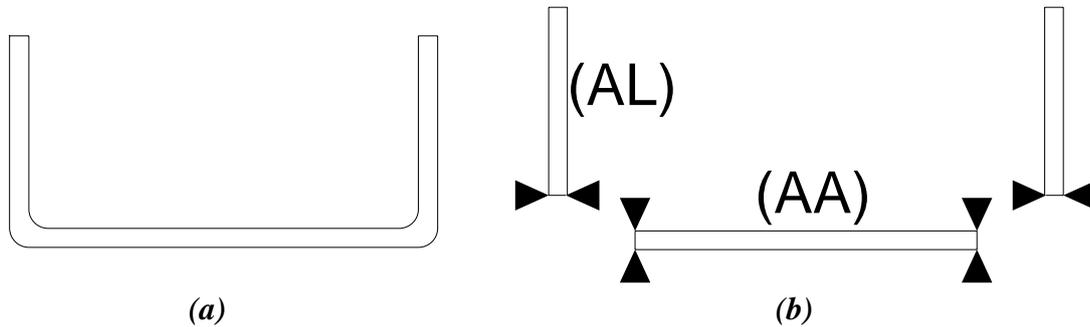


Figura 2.7 – Analogia. (a) perfil real e (b) perfil simplificado

Trata-se de um procedimento para a avaliação do comportamento pós-flambagem mediante teoria de grandes deslocamentos. Maiores detalhes com relação a tal procedimento podem ser encontrados em GALAMBOS (1998), YU (2000), CARVALHO et al. (2006) e SILVA (2006).

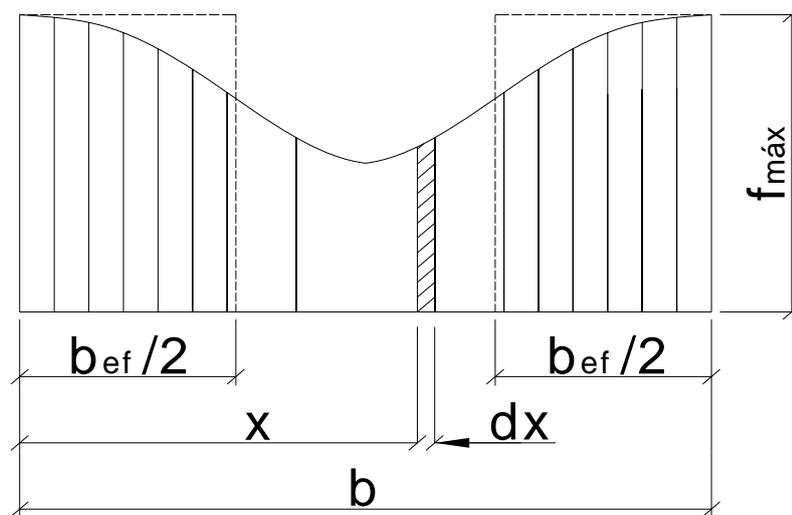


Figura 2.8 - Definição de largura efetiva.

Para fins de dimensionamento, na determinação da largura efetiva, considera-se o modo como a qual seção está solicitada (compressão uniforme ou variável), bem como o modo com a qual as extremidades destas chapas se apresentam vinculadas, em ambas as extremidades, podendo caracterizar vínculo a outra chapa (AA) ou com borda livre (AL), conforme ilustra a Figura 2.9.

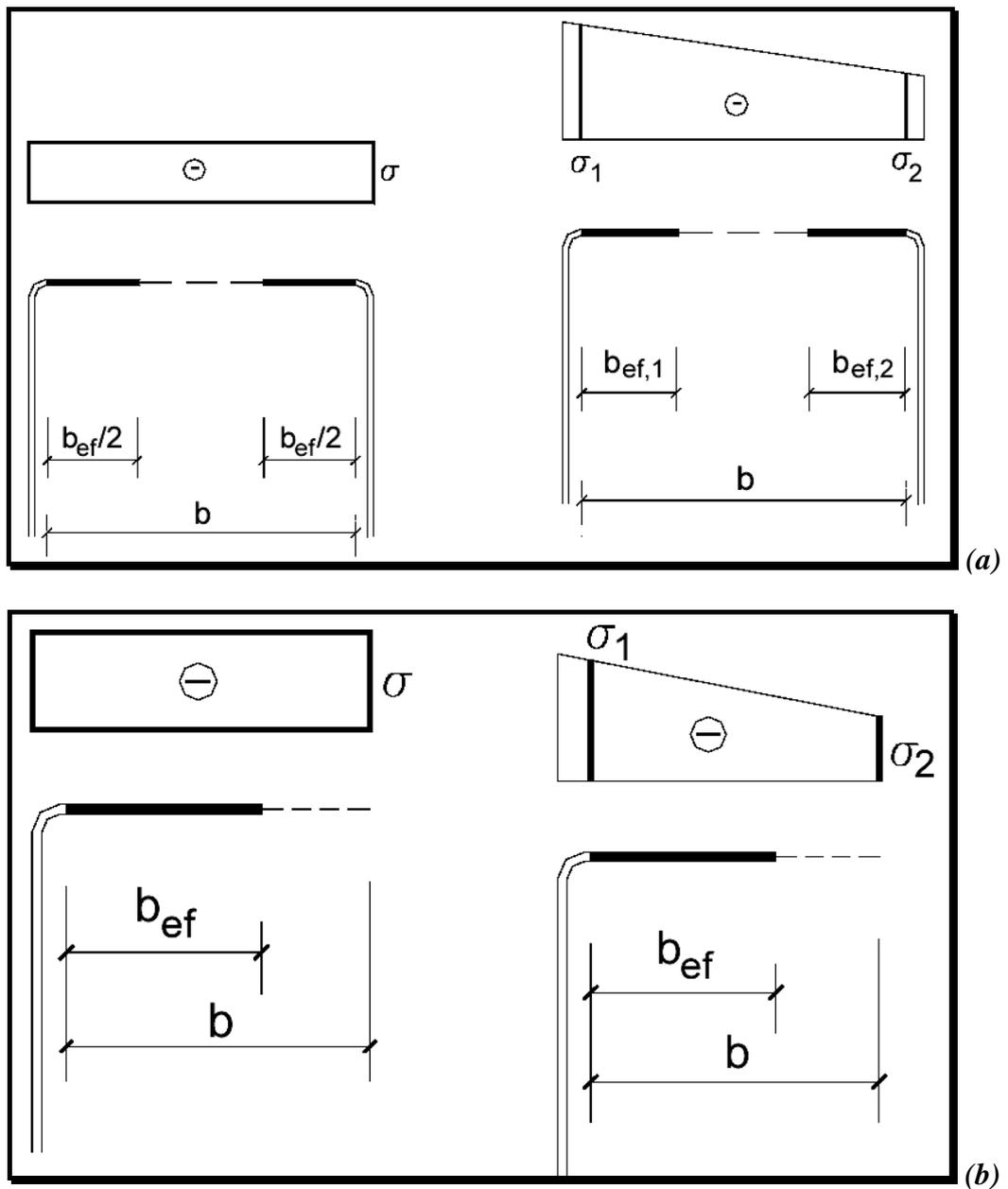


Figura 2.9 – Elementos com: (a) bordas apoiadas (AA) e (b) com bordas livres (AL)
 Fonte: NBR 14762:2001.

O método da largura efetiva ainda é o mais difundido, tendo em vista que sua proposição data do ano de 1932, quando então o método foi proposto por von Karman, com posteriores modificações realizadas pelo professor George Winter.

Entretanto, o método das larguras efetivas é sujeito a algumas limitações, a saber, além de não considerar a continuidade física entre os elementos que compõem uma determinada seção, a avaliação da largura efetiva em seções cuja forma é pouco convencional, com enrijecedores intermediários, por exemplo, é complicada.

Nesse contexto, surgiu o método da resistência direta, recentemente desenvolvido pelo professor Ben Schafer (Johns Hopkins University), com uma abordagem mais elaborada, considerando a interação entre os elementos que compõem a seção e possibilitando mensurar a resistência última de seções complexas. O método utiliza forças críticas de flambagem de uma barra e correção mediante curvas de resistência à compressão.

Embora apresentem pontos de vista distintos, larguras efetivas e resistência direta, ambas as formas são aceitáveis, tanto para a determinação das tensões críticas quanto para o modelo de comportamento pós-crítico.

A Figura 2.10 mostra uma análise de estabilidade elástica empregando o aplicativo computacional CUFSM (*Cornell University Finite Strip Method*), em que é considerada a interação entre as partes da seção e cujos resultados podem ser empregados para avaliar a resistência à compressão mediante método da resistência direta.

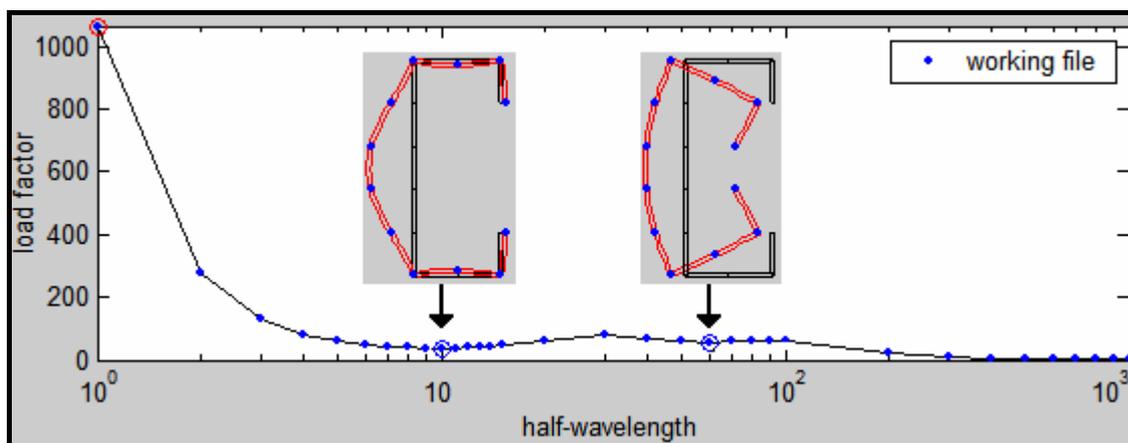


Figura 2.10 – Análise de estabilidade elástica via CUFSM: perfil U enrijecido. Fonte SCHAFFER e ÁDÁNY(2006)

Embora o método da resistência direta aponte as vantagens supracitadas, exige o emprego de um aplicativo computacional fundamentado em conceitos por vezes pouco assimilado pelo meio técnico.

Estudos têm sido desenvolvidos visando à incorporação de procedimentos simplificados mais precisos, por meio da consideração da continuidade das chapas, para análise de uma seção transversal de interesse, porém que sejam representativos para uma situação real.

Em geral estes procedimentos para se analisar a seção transversal completa podem ser elaborados a partir de resultados experimentais, bem como mediante a utilização de métodos numéricos, como por exemplo, o Método dos Elementos Finitos, Método das Faixas Finitas ou equivalentes (Estudo semi-empírico de calibração de expressões), em ambos os casos buscando auxiliar na calibração de equações analíticas propostas.

Em SCHAFER (2002), é sugerido um método que leva em consideração a interação entre dois elementos de uma seção transversal de interesse como, por exemplo, a interação da aba com a alma e a interação da aba com o enrijecedor. O método determina o valor da constante k , por meio de equacionamento (não explicitado) fundamentado em dados empíricos provenientes de análises por faixas finitas.

As equações 2.4a, 2.4b e 2.4c apresentadas a seguir, proposta na última referência, possibilitam a obtenção valores do coeficiente k para determinação da carga crítica elástica incluindo interação entre os elementos. Nesse caso, a possibilidade de flambagem local para o perfil passa a ser avaliada aplicando o menor valor do coeficiente k , dentre aqueles obtidos, na equação 2.3.

$$k_{\text{aba/enrijecedor}} = -11,7\left(\frac{d}{b}\right) + 3,95\left(\frac{d}{b}\right) + 4 \text{ se } \left(\frac{d}{b}\right) < 0,6 \quad (2.4a)$$

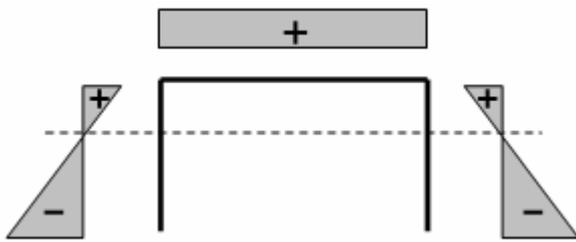
$$\text{Se } \left(\frac{h}{b}\right) \geq 1, \quad k_{\text{aba/alma}} = 4\left(\frac{b}{h}\right)^2 \left[2 - \left(\frac{b}{h}\right)^{0,4} \right] \quad (2.4b)$$

$$\text{Se } \left(\frac{h}{b}\right) < 1, \quad k_{\text{aba/alma}} = 4 \left[2 - \left(\frac{b}{h}\right)^{0,2} \right] \quad (2.4c)$$

Em YIU e PEKÖZ (2006), foram realizados alguns estudos paramétricos para perfis U simples, em que equações para o coeficiente k de flambagem de chapa, considerando a interação entre os elementos, foram desenvolvidas para os seguintes casos:

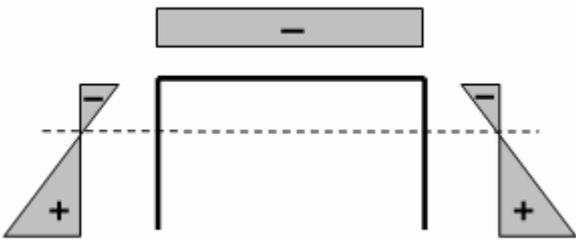
- *Flexão em torno do eixo de menor inércia para alma tracionada;*
- *Flexão em torno do eixo de menor inércia para alma comprimida, ambos abrangendo um intervalo de 0.1 a 1 para a relação largura da aba/largura da alma (bf/bw);*
- *Compressão uniforme, para relação largura da aba/largura da alma (bf/bw) entre 0 e 5.*

Os resultados desse estudo apontam equações para a obtenção de valores k , com índices inferiores f e w , respectivamente, para mesa e alma, independentes da espessura (t) da seção e parametrizados em função da relação (b_f/b_w) , como segue nas figuras 2.11, 2.12 e 2.13.



$$k_f = 0,1451 \left(\frac{b_f}{b_w} \right) + 1,2555$$

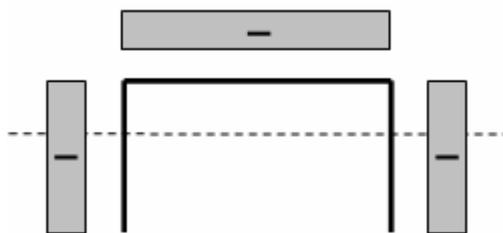
Figura 2.11 - Gradiente de tensão com alma tracionada.



$$k_f = 4.5119 \left(\frac{b_f}{b_w} \right)^2 + 6.5345 \left(\frac{b_f}{b_w} \right) - 0.2064$$

$$k_w = \left(\frac{b_f}{b_w} \right)^2 k_f$$

Figura 2.12 - Gradiente de tensão com alma comprimida.



$$k_w = 1,285 \left(\frac{b_f}{b_w} \right) - 0,0237, \text{ quando}$$

$$\left(\frac{b_f}{b_w} \right) \leq 0,7201$$

$$k_f = 0,0556 \left(\frac{b_f}{b_w} \right) + 0,8617, \text{ quando}$$

$$\left(\frac{b_f}{b_w} \right) > 0,7201$$

Figura 2.13 - Barra uniformemente comprimida.

2.5.4 FLAMBAGEM POR DISTORÇÃO

Além dos clássicos fenômenos de *flambagem global* (da barra como um todo) ou local (flambagem de chapa), deve ser também considerada a possibilidade de ocorrência de outro modo de instabilidade, associado à distorção da seção transversal, denominada *flambagem por distorção*, conforme esquematiza a Figura 2.14.

Em HANCOCK (1985) foram investigados os diferentes modos de colapso, no caso, local, distorcional e global, verificando a predominância dos mesmos para cada seção estudada. É demonstrado que o modo distorcional pode comandar o mecanismo de colapso para determinadas geometrias de seções, apontando maior relevância em perfis com enrijecedores de borda e perfis com enrijecedores adicionais (perfis *U enrijecido*, “*rack*” e “*rack enrijecido*”). Mais tarde as conclusões se estenderam aos demais perfis enrijecidos como do tipo Z enrijecido e perfis cartola.

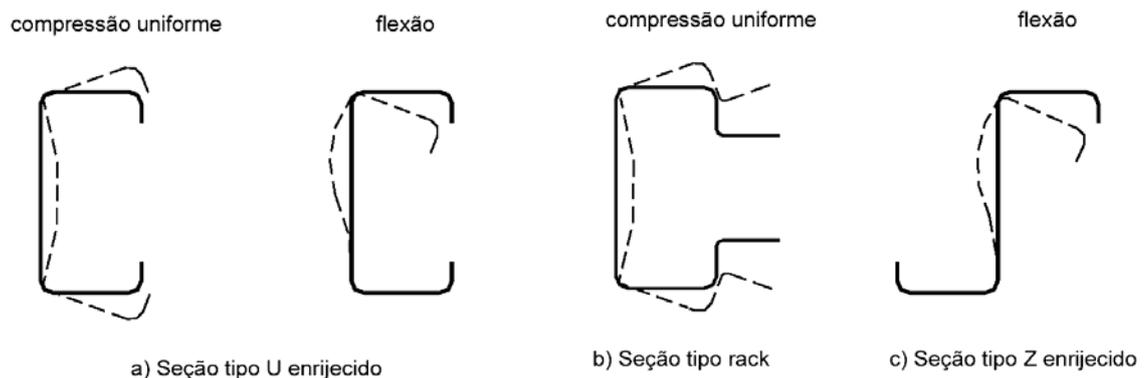


Figura 2.14 – Flambagem por distorção da seção transversal. Fonte: NBR 14762:2001

Em GALAMBOS (1998) é destacado o fato de que o modo distorcional pode ser mais pronunciado no caso de aço de elevada resistência mecânica, e ocorre em comprimentos de meia onda intermediários, entre o modo local e o modo global.

A determinação da tensão de flambagem elástica correspondente ao modo distorcional pode ser realizada por intermédio da teoria elástica ou por métodos simplificados. A resistência pós-crítica deste modo, por sua vez, é em geral menor se comparada àquela do modo local. Dessa forma, precauções devem ser tomadas quando da avaliação da carga de colapso, pois o modo pode ser crítico mesmo para valores de tensão elástica maiores que o do modo local.

A flambagem por distorção (ou distorcional) caracteriza-se pela rotação e possível translação do conjunto formado pela mesa comprimida e seu enrijecedor de

borda, alterando a forma inicial da seção, diferente da flambagem local, na qual se admite a conservação da posição original dos cantos dobrados da seção, os quais permanecem inalterados ao longo do comprimento do perfil, bem como os ângulos formados entre elementos vizinhos (ver figura 2.14).

A distorção da seção provoca o deslocamento do conjunto de chapas que formam a mesa da seção: dois elementos de chapa para as seções do tipo U ou Z enrijecido e três elementos de chapa para as seções do tipo rack. O modo distorcional é um modo torcional de um trecho da seção, desenvolvendo-se segundo meias ondas ao longo do comprimento do perfil, conforme esquematiza a Figura 2.15.

Além da suscetibilidade ao formato da seção, as relações geométricas entre as dimensões da mesma são relevantes para influenciar o modo distorcional. Em BATISTA et al. (2000), foi avaliada numericamente a influência das relações bf/bw , D/bw , bf/t e bw/t , na ocorrência do modo distorcional.

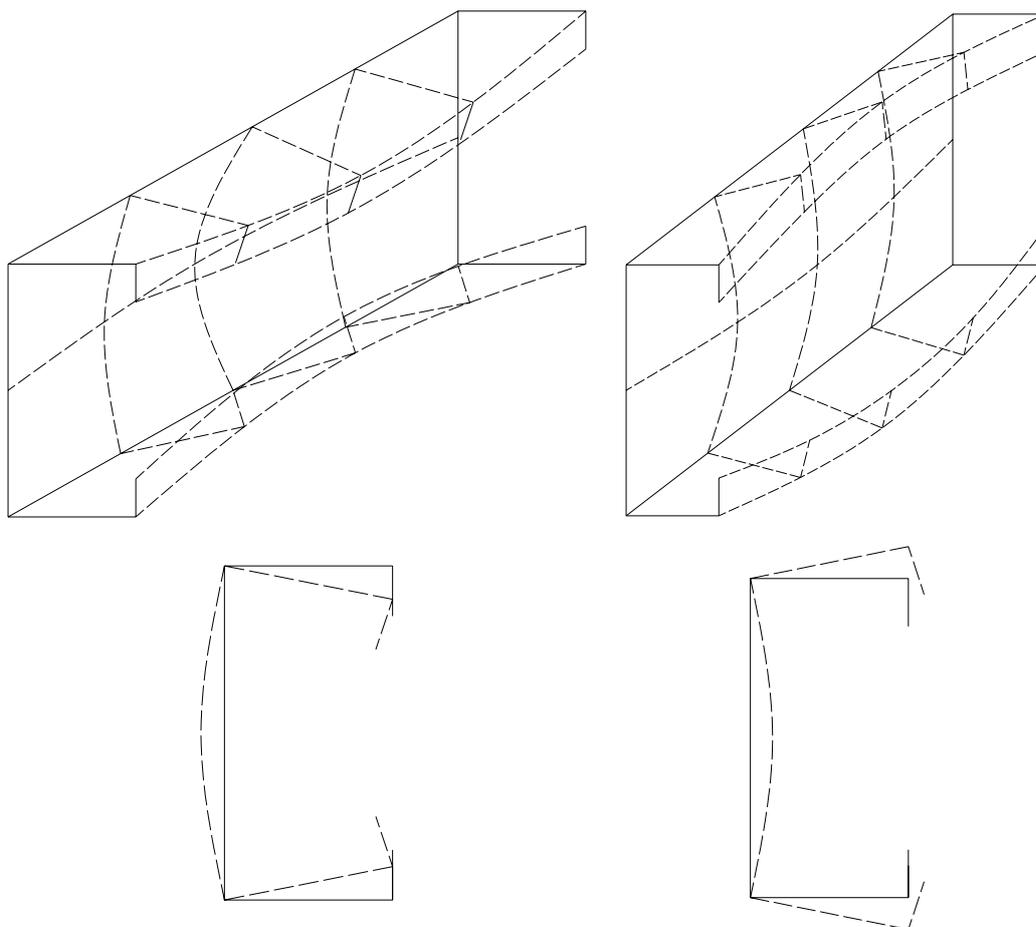


Figura 2.15 – Representação do modo distorcional: configuração deformada de perfil U enrijecido submetido à compressão.

As grandezas estão indicadas na Figura 2.16, enquanto que a tabela 2.1 apresenta as relações supracitadas frente ao modo de instabilidade esperado, em que MD é designado para modo distorcional e ML para o modo local.

Um breve estado da arte acerca dos primeiros estudos sobre o modo distorcional, com relação a ensaios realizados, ao desenvolvimento de equações simplificadas e curvas de resistência para o modo, à aplicabilidade dos métodos de projeto disponibilizados pelo AISI e EUROCODE, bem como sobre o uso de métodos numéricos quando de investigações referentes ao modo, podem ser encontrado em GALAMBOS (1998) e NARAYANAN e MAHENDRAN (2003).

Um histórico detalhado sobre flambagem distorcional de colunas abordando pesquisas desenvolvidas desde a década de 40 até o início do século XXI é apresentado em SHAFER (Final Report, 2000) e VAZQUES (2002).

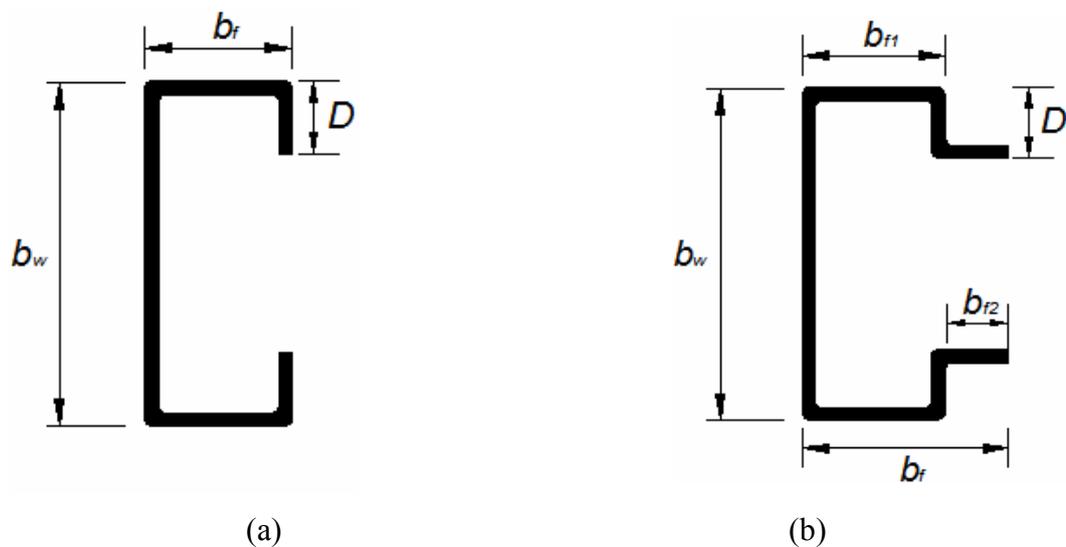


Figura 2.16 – Características geométricas das seções: (a) U enrijecido e (b) rack.

Tabela 2.1 – Influência da geometria da seção tipo U_e e rack na definição do modo crítico. Fonte: BATISTA et al (2000).

Quanto menor	Relação geométrica	Quanto maior
ML	b_f/b_w	MD
MD	D/b_w	ML
ML	b_{f2}/b_w	MD
MD	b_w/t	ML

Em CHODRAUI (2003) são apresentados alguns modelos para análise da flambagem elástica por distorção. Trata-se de equações simplificadas para investigar a tensão crítica elástica deste modo para barras com seções transversais específicas, submetidas à compressão centrada ou fletidas.

Na última referência, destaca-se o modelo desenvolvido por DOUTY em 1962, para seções do tipo cartola e U enrijecido, flexionados em relação ao eixo paralelo à alma, e o modelo apresentado por HANCOCK em 1987 para barras submetidas à compressão e à flexão. A última referência também aponta algumas limitações das referidas equações que devem ser observadas quando de sua aplicação, como por exemplo, recomendações a respeito da largura nominal do enrijecedor.

Ultimamente o modo distorcional tem despertado atenções de vários pesquisadores. Segundo DAVIES (2000), as pesquisas têm alcançado um determinado patamar, onde começam a emergir procedimentos plausíveis de inclusão em práticas de projetos, tanto colunas como para vigas.

Em LAU e HANCOCK (1987) foram estabelecidas equações analíticas que permite avaliar a tensão crítica elástica do modo distorcional de forma explícita, para qualquer geometria da seção de um perfil U enrijecido com paredes finas. Essa mesma formulação foi inserida na norma Australiana AS/NZS 4600:1996 e, posteriormente, adotada pela NBR 14762:2001.

Uma formulação fechada para prever a flambagem distorcional de vigas foi desenvolvida em SHAFER e PEKOZ (1999). Uma extensão deste método às barras comprimidas é disponibilizada em SHAFER (2002), em que se enfatiza que as atuais especificações de projeto para flambagem distorcional do (AISI, 1996) são falhas ou inaplicáveis, e que ambas as equações propostas em LAU e HANCOCK (1987) e aquelas apresentadas em seu método são de razoável aplicação.

Além do mais, destaca que, embora a abrangência das expressões desenvolvidas seja menor, todavia se mostraram menos conservadoras que as encontradas em LAU e HANCOCK (1987), e que o método proposto proporciona uma maneira mais acurada de considerar a contribuição da rigidez rotacional da alma na interface entre a aba e a alma.

Em BATISTA et al (2000) foram averiguadas a aplicabilidade do modelo simplificado desenvolvido em LAU e HANCOCK (1987). Por intermédio de resultados numéricos via MEF (com formulação do elemento semelhante a da técnica das faixas

finitas), e que apontou correlação satisfatória com o método simplificado, se identificou limitações quando do uso deste último. Segundo o estudo realizado, o método simplificado sugere valores de tensão crítica distorcional ligeiramente a favor da segurança, quando de sua comparação com a tensão crítica local a fim de determinar modo e tensão críticos, caso sejam respeitadas as seguintes relações:

- a) $0,4 \leq b_f/b_w \leq 2,0$, para perfis U enrijecidos
- b) $0,6 \leq b_f/b_w \leq 1,3$, para perfis tipo rack

O mais extensivo estudo experimental sobre esforço resistente de perfis de aço formados a frio, cujo colapso se dá por distorção pura da seção, ou mesmo pela interação entre o modo distorcional e o local, é creditado à Universidade de Sydney. Alguns resultados podem ser encontrados em LAU e HANCOCK (1987) e em KWON e HANCOCK (1992). Os ensaios envolveram seções cartola, U enrijecido, rack, U enrijecido com enrijecedor de alma e rack com enrijecedor adicional.

Em BATISTA et al. (2000) são apresentados resultados que são frutos de um projeto de pesquisa com parceria entre a COPPE/UFRJ e o instituto superior técnico de Lisboa. Seus resultados contribuíram para a definição de prescrições normativas, referentes ao modo distorcional, propostas para o projeto da norma brasileira para perfis formados a frio.

Os estudos abordaram perfis tipo rack com comprimentos de 2500 mm e 1710 mm, observando os valores de carga experimental última, modo de flambagem ocorrido, número de meias ondas ocorrido referente ao modo identificado, condições de extremidade das chapas do perfil e valores de carga crítica teórica de flambagem. Todos os corpos de prova perderam estabilidade por modo distorcional, entretanto a configuração geométrica (número de semi-ondas) não coincidiu com a esperada. A condição de extremidade das chapas apresentou pouca relevância na obtenção da carga última de barras com 2500 mm de comprimento, enquanto que para as barras com 1710 mm a mesma sugere influência. Chapas com condição de extremidade engastada apresentaram reserva pós-crítica maior que as de extremidade livre.

Em YANG e HANCOCK (2003) descreve-se uma série de ensaios de compressão realizados sobre barras com seção U enrijecida, fabricada em aço da alta resistência com espessura nominal de 0,42 mm e tensão de escoamento de 550 MPa. Os modos de falha verificados foram local e distorcional, com interação entre os mesmos.

Os ensaios demonstraram que o modo distorcional e a interação do modo local com o distorcional podem ter um efeito significativo para seções menos espessas. Os resultados experimentais foram comparados àqueles obtidos (i) *Por meio da formulação de Winter modificada em Kwon e Hancock (1992)*, (ii) *Por meio da especificação da AS/NZS 4600 (1996)* e (iii) *Por meio do método da resistência direta*.

Os resultados obtidos pelo método da resistência direta apresentaram concordância com a investigação experimental, enquanto aqueles obtidos por meio da formulação de Winter e da especificação da AS/NZS 4600 (1996) apontaram contra a segurança.

Em NARAYANAN e MAHENDRAN (2003) foram realizados estudos experimental-numérico em 16 barras sob compressão com seções inovadoras. As barras possuíam 1000 mm de comprimento, cujas seções foram conformadas com 0,8 mm e 0,95 mm para tensão de escoamento de 550 MPa e 0,96 mm e 1,14 mm para tensão de escoamento de 250 MPa. Em geral as barras entraram em colapso por modo distorcional apresentando pouca resistência pós-crítica. Os resultados numéricos apontaram resultados compatíveis com os experimentais. Entretanto, a carga última obtidas mediante especificações da AS/NZS 4600, superestimaram às encontradas experimentalmente e via métodos numéricos.

O programa experimental desenvolvido em LECCE e RASMUSSEN (2005a) investigou a flambagem distorcional em perfis U enrijecido com ou sem enrijecedor de alma, fabricado com aço inoxidável. Um total de 19 seções foram projetadas para falharem por modo distorcional. Perfis com dimensões idênticas apresentaram configurações geométricas finais diferentes, a saber, abas abrindo ou fechando, apontando comportamento mais dúctil no primeiro caso (maiores deformações antes da carga de colapso), a despeito da proximidade entre os valores das cargas de colapso.

Embora sejam observados avanços nas formulações analíticas, geralmente são desenvolvidas para determinada classe de perfil. A adequabilidade das expressões para seções menos convencionais é pouca conhecida. Dessa forma o emprego de métodos numéricos é largamente difundido no estudo da flambagem por distorção. Para o estudo de seções com parede fina se destacam: (i) o método dos elementos finitos (MEF), (ii) o método das faixas finitas (MFF) e recentemente (iii) a teoria de viga generalizada (GBT – *Generalized Beam Theory*).

***ASPECTOS DE INTERESSE
REFERENTES ÀS IMPERFEIÇÕES
GEOMÉTRICAS***

CAPÍTULO

3

3.1 COMENTÁRIOS PRELIMINARES

A determinação da força última de uma barra comprimida pode constituir um processo custoso, frequentemente envolvendo integração numérica, em especial, quando as imperfeições iniciais e a não-linearidades do material ou tensões residuais devem ser consideradas, conforme mencionado em GALAMBOS (1998).

É fato que as imperfeições geométricas estão presentes numa estrutura ou elemento estrutural de interesse. Portanto, não se pode garantir que um carregamento centrado ocorra, de fato, na prática. As barras comprimidas, na prática das construções, resultam flexo-comprimidas, desenvolvendo deslocamentos laterais de alguns pontos das mesmas desde o início do carregamento. Por sua vez, os deslocamentos se traduzem em esforços adicionais que podem comprometer a determinação da resistência de uma barra solicitada à compressão.

Por imperfeição geométrica se entende a diferença entre as geometrias de uma barra perfeita e de outra dita real. Consistem de ondulações presentes nos elementos de uma barra (alma e abas) e ao longo do seu comprimento, e abrange o empenamento da seção, torção, desvio do eixo global e ondulações locais. Basicamente, são provenientes do processo de fabricação ou mesmo da excentricidade de carga devido à técnica construtiva adotada.

Análises da influência das imperfeições iniciais têm sido realizadas em barras comprimidas inicialmente imperfeitas, se valendo de formas e magnitudes adotadas e, em menor escala, de medidas experimentais devido à escassez de informações. Embora mensurações sistemáticas venham sendo desenvolvidas mediante ensaios experimentais (medições em elementos isolados), pequena porcentagem destas é realizada numa estrutura em sua totalidade, (GALAMBOS, 1998).

Os primeiros estudos que buscaram investigar os efeitos das imperfeições iniciais foram focados no âmbito da estabilidade global. A clássica equação desenvolvida e proposta por Young em 1807 foi uma das primeiras tentativas de representar a forma, ainda que aproximada, da imperfeição global. Nesse caso, a imperfeição máxima é admitida como localizada a meio comprimento da barra na forma de uma senóide, conforme esquematiza a Figura 3.1.

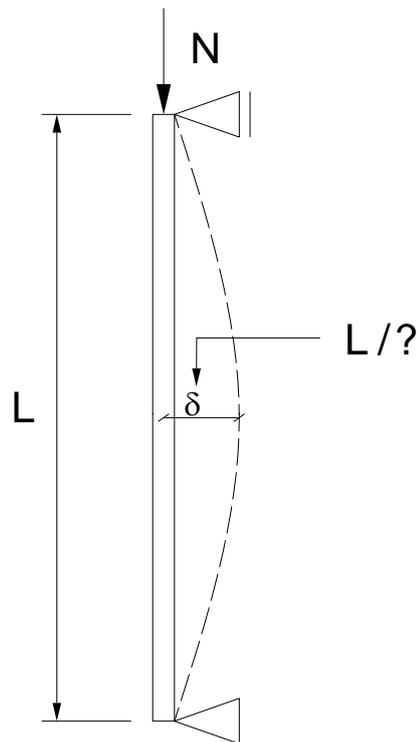


Figura 3.1 – Imperfeição global proposta por Young

Com o avanço de técnicas numéricas de análise, estudos referentes à inclusão das não-linearidades do material e geométrica cresceram. A sofisticação dos equipamentos de laboratório permite avaliar as imperfeições de ordem local, distorcional e global.

Do ponto de vista numérico, análises utilizando do método dos elementos finitos (MEF) vêm aumentando seu campo de aplicação, tendo maior relevância quando dos estudos paramétricos em que são investigadas propostas de formas e magnitudes para as imperfeições geométricas. A melhoria das ferramentas numéricas também tem ajudado a elucidar o fenômeno da interação entre os modos local, distorcional e global, bem como sua relação com as imperfeições geométricas.

3.2 MAGNITUDE DAS IMPERFEIÇÕES - Pesquisas e propostas

3.2.1 COM RELAÇÃO AO CARÁTER GLOBAL

Para a imperfeição global é consenso nos meios técnico e científico, que os valores iguais a $L/1000$ ou $L/1500$ aplicados a meio vão (Figura 3.1), são razoáveis para serem adotados em investigações voltadas às imperfeições globais. Os valores encontrados experimentalmente resultam da mesma ordem de grandeza que os supracitados, ou mesmo menores.

Os valores máximos avaliados experimentalmente em TALJA (1990) para o desvio do eixo das barras resultaram, aproximadamente, iguais a $L/1300$ e $L/3100$, para perfil U e U enrijecido, respectivamente.

Em BATISTA e RODRIGUES (1994) são mensuradas imperfeições geométricas longitudinais para oito perfis U simples e quatorze perfis U enrijecido antes de realizar os ensaios de compressão. Seus resultados indicaram uma imperfeição máxima em torno de $L/1000$.

Nas investigações experimentais descritas em RASMUSSEN e YOUNG (1998a) e RASMUSSEN e YOUNG (1998b), a imperfeição local encontrada foi da ordem da espessura do perfil. Para perfis U simples o máximo desvio global de flexão em relação o eixo de menor inércia foi de $L/1400$ e $L/2200$ para barras engastadas e rotuladas respectivamente. Os perfis U enrijecido apontaram encurvamento inicial máximo em torno de $L/1100$ para as barras engastadas e de $L/1800$ para as rotuladas.

Medições de imperfeições foram realizadas em CHODRAUI (2006) com vistas a examinar o atendimento à tolerância proposta pela NBR 6355:2003. Nenhuma das barras analisadas ultrapassou a flecha limite de $L/500$ especificada por esta norma.

3.2.2 COM RELAÇÃO AO CARÁTER SECCIONAL

Com respeito às imperfeições dos tipos local e distorcional, a literatura registra equações analíticas para avaliar suas magnitudes. Parte destas equações está fundamentada em parâmetros de resistência da barras e geométricos da seção (tensão de escoamento, tensão crítica e esbeltez de chapa), enquanto parte se fundamenta apenas nas relações geométricas entre as dimensões das seções.

Para RASMUSSEN e HANCOCK (1994), é improvável que a verdadeira magnitude da imperfeição geométrica sob a forma de um modo de flambagem local, possa ultrapassar a ordem de grandeza da espessura da seção.

A equação 3.1 foi utilizada nos estudos reportados em NARAYANAN e MAHENDRAN (2003) e em SIVAKUMARAN e ABDEL-RAHMAN (2001), para estimar a magnitude da imperfeição seccional. Trata-se de um valor máximo permitido pela especificação da BS 5950:1998. Na equação 3.1, δ_c é a amplitude máxima recomendada para a imperfeição, t é a espessura da chapa, b_w é a largura nominal da alma, f_y é a resistência ao escoamento do material e E o módulo de elasticidade.

$$\frac{\delta_c}{t} = 0,145 \left(\frac{b_w}{t} \right) \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (3.1)$$

Em CHOU et al. (2000) e em LECCE e RASMUSSEN (2005b) a amplitude das imperfeições adotada para os modelos numéricos resulta da equação 3.2, sugerida em WALKER (1975) apud YANG e HANCOCK (2004), por meio da qual é possível estimar a ordem de grandeza das mesmas, prescrita como uma porcentagem da espessura do perfil. Na equação 3.2, t é a espessura da chapa, N_y é a força resistência ao escoamento do material e N_{cr} é a carga crítica de flambagem elástica.

$$0,3 \left(\frac{N_y}{N_{cr}} \right)^{1/2} t \quad (3.2)$$

A recomendação mais recente, e que vem sendo utilizada em larga escala, se encontra em SCHAFER (1997) e em SCHAFER e PEKÖZ (1998). Trata-se de uma especificação que é função de características geométricas da seção do perfil.

Em SCHAFER e PEKÖZ (1998) foram coletaram resultados de ensaios disponíveis na literatura sobre imperfeições geométricas, e utilizados em análise estatística, observando a relação singular entre probabilidade de ocorrência e magnitude de imperfeição. Distribuíram as imperfeições, com base em d_1 e d_2 , conforme Figura 3.2 e equações 3.3, em dois grupos: **Tipo 1**, imperfeição máxima local referente aos elementos enrijecidos, elementos AA (apoio-apoio) segundo a NBR 14762:2001, e **Tipo 2**, inerente ao desvio sofrido por uma aba enrijecida ou não, em relação à sua posição retilínea original.

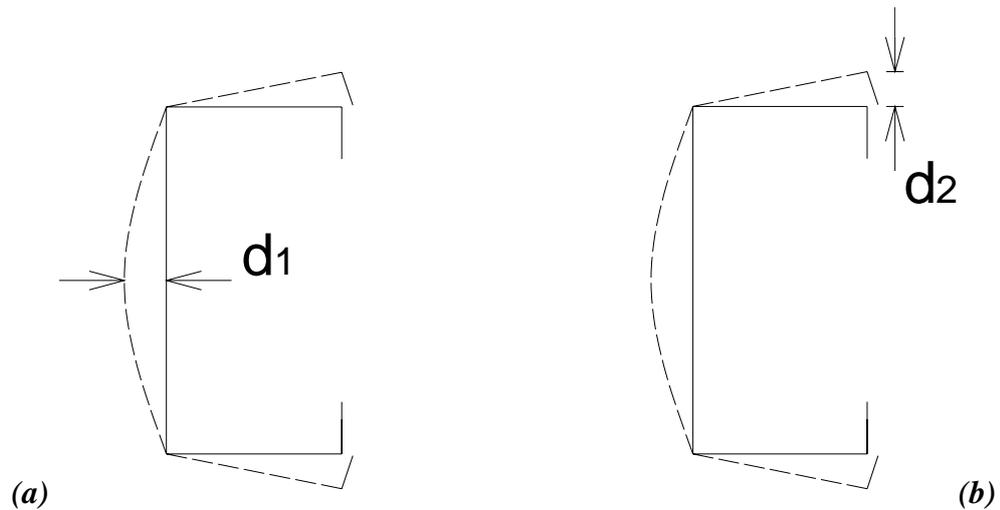


Figura 3.2 – Definição das imperfeições geométricas: (a) Tipo 1 e (b) Tipo 2.

$$\begin{aligned}
 \text{Modo local:} \quad & d_1 \approx 6te^{-2t}, \text{ ou } d_1 \approx 0,006b \\
 \text{Modo distorcional:} \quad & d_2 \approx 0,014b + 0,5t, \text{ ou } d_2 \approx t
 \end{aligned}
 \tag{3.3}$$

Os valores prescritos são aplicáveis quando $b_w/t < 200$ para d_1 , e $b_f/t < 100$ para d_2 , em que b_w é a largura da alma, b_f a largura da aba e t a espessura do perfil. A espessura deve ser menor que 3 mm. Vale lembrar que nenhuma relação entre esses dois tipos de imperfeição com os modos de falha local e distorcional se faz mencionar nas referências supracitadas. Todavia é possível adotar a imperfeições do **Tipo 1** como sendo característica do modo local e do **Tipo 2** para o distorcional.

3.3 DISTRIBUIÇÃO DAS IMPERFEIÇÕES - Propostas

Há pouca informação sobre a distribuição real das imperfeições, a saber, acerca da variação da forma das imperfeições ao longo do comprimento do perfil, diferentemente das amplitudes máximas, em que um número satisfatório de dados pode ser encontrado na literatura, segundo SCHAFFER (1998).

Ultimamente, atenções estão voltadas à busca pela melhor representação geométrica das imperfeições iniciais. Segundo os resultados alcançados em MAQUOI et al. (2002), a configuração da imperfeição inicial adotada aponta maior relevância se

comparada à amplitude. Por exemplo, a primeira pode afetar de forma mais significativa os valores de carga crítica a serem obtidos numericamente.

Em PEKÖZ et al. (2003) são mencionadas três maneiras alternativas para vencer a indisponibilidade ou inacessibilidade aos dados referentes às imperfeições geométricas: (i) utilizar a superposição de modos de falha provenientes de uma análise de autovalor, controlando as amplitudes; (ii) utilizar um conjunto (espectro) de medições reais para formar uma aproximação da magnitude de um modo de falha específico, para posterior superposição de modos; (iii) processo estocástico para gerar randomicamente a forma das imperfeições.

A variável randômica é uma alternativa analítica a carência de dados experimentais de imperfeições, bem como uma ferramenta para estudos simplificados onde há a necessidade de uma formulação matemática. Breve comentário quanto ao uso desta ferramenta, bem como, inerente a elaboração e uso de um espectro de medições reais pode ser encontrados em SCHAFER (1997). A Figura 3.3 esquematiza um sinal de imperfeição $X(t)$ gerado com base em espectro médio.

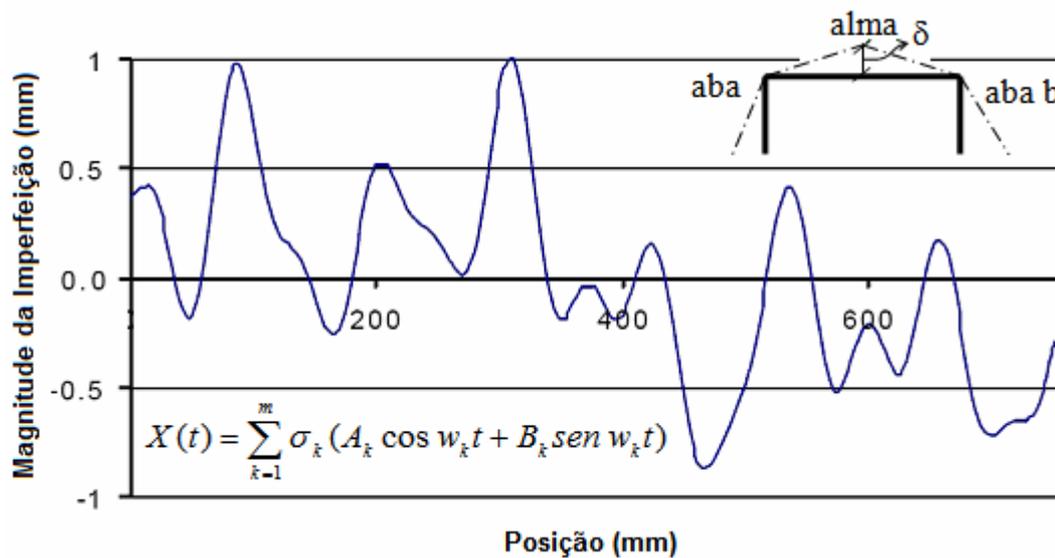


Figura 3.3 - Sinal da imperfeição da alma gerado randomicamente.

Fonte: YIU e PEKÖZ (2006)

A representação das imperfeições geométricas por meio de seus modos elásticos de falha é o que tem sido largamente utilizado em análises numéricas. Todavia, ainda há pouco consenso quanto ao modo de falha, ou conjunto de modos, que melhor representa a distribuição das imperfeições.

Algumas investigações numéricas tais como se encontram em CHOU et al. (2000), em NARAYANAN e MAHENDRAN (2003), em YOUNG e YAN (2002), em LECCE e RASMUSSEN (2005b) e em SCHAFER et al. (1998), empregaram apenas um modo de falha (geralmente o primeiro modo), enquanto outras se valeram da superposição de uma série de modos, que podem ser modos espaçados escolhidos segundo algum critério, a exemplo do que foi realizado em CHODRAUI (2006), em que se escolheu os modos de falha a que as barras comprimidas estavam sujeitas a desenvolverem.

Uma forma de visualizar como considerar a distribuição das imperfeições citadas anteriormente para fins de análises numéricas está representada por meio das equações 3.4 e 3.5, grupo 1 e grupo 2, respectivamente, representando as estratégias empregadas nas referências citadas no parágrafo anterior e em CHODRAUI (2006), respectivamente.

$$\text{Grupo 1 – imperfeição} = 1^{\circ} \text{ Modo} \quad (3.4)$$

$$\text{Grupo 2 – imperfeição} = \sum \text{Modo}_i + \text{Modo}_j + \dots + \text{Modo}_k \quad (3.5)$$

Vale ressaltar que em HANCOCK E YANG (2004) conclui-se que imperfeições iniciais baseadas em um único modo de instabilidade, proveniente do estudo de auto-valor, pode conduzir a resultados não conservativos devido a possibilidade da ocorrência de interação entre alguns modos. A mesma referência sugere que várias análises sejam realizadas, de modo a investigar a sensibilidade de uma estrutura às imperfeições.

A influência da configuração da imperfeição inicial sobre o mecanismo final de colapso deve ser melhor estudada. Em SCHAFER e PEKÖZ (1998) se relata um exemplo em que se adotam dois modos distintos para representar a imperfeição geométrica, alcançando mecanismos de colapso semelhantes, embora a obtenção de mecanismos de colapso similares não seja assegurada, segundo a referência.

Adicionalmente, em SCHAFER (1997) estão descritos estudos cujos resultados sugerem que as imperfeições reais podem ser representadas por um somatório de ondas senoidais de diferentes frequências, amplitudes e fases, mediante uma transformada de Fourier, conforme apresentado no Anexo B. Nessa última referência, foram examinadas

as distribuições reais de imperfeições em onze barras nominalmente similares, e investigadas a periodicidade e amplitude das imperfeições por meio de transformadas de Fourier. As transformadas de Fourier foram semelhantes e também sugeriram a existência de componentes periódicas na distribuição das imperfeições para as barras analisadas.

As conclusões alcançadas em SCHAFFER (1997) são de grande importância para o estudo das imperfeições geométricas, e sugerem um possível critério para definir a escolha dos modos de falhas de uma análise de autovalor de forma mais racional, quando da implementação dos mesmos em análises numéricas.

Em SIVAKUMARAN e ABDEL-RAHMAN (1998), foi apresentada uma sugestão para implementar imperfeição geométrica em perfil U enrijecido, Figura 3.4, cujo conjunto aba-enrijecedor é mais compacto que a alma precipitando a perda de estabilidade primeiramente desta. A imperfeição assumida foi semelhante ao modo de flambagem de chapa, aproximada por meio de distribuição bi-senoidal e implementada apenas na alma do perfil. Atualmente, este modelo perde sentido frente aos modelos numéricos atuais, onde é possível investigar formas de imperfeições para diversas seções como um todo.

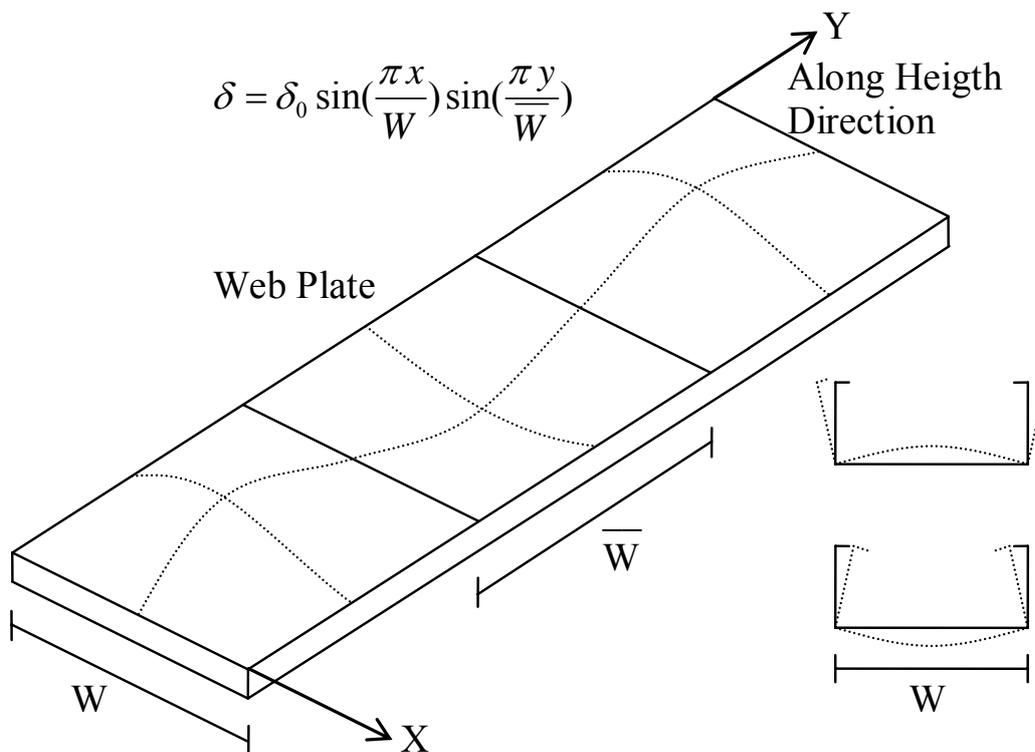


Figura 3.4 - Imperfeição geométrica aplicada apenas na alma do perfil
 Fonte: SIVAKUMARAN e ABDEL-RAHMAN (1998).

3.4 INTERAÇÃO ENTRE MODOS DE FALHA - Considerações

Em elementos estruturais cujas partes possuem parede fina, devido à presença de imperfeições e da elevada esbeltez dessas mesmas partes (chapas, por exemplo), um ou mais modo de falha pode ocorrer resultando em cargas críticas muito próximas, ou um modo pode precipitar o outro, caracterizando o que se denomina interação entre os modos (local, distorcional ou globais). O acoplamento de modos de falha em perfis comprimidos de parede fina pode produzir um efeito adverso sobre sua resistência.

Em YU (2000), estão relacionados alguns fatores que determinam a influência do modo local sobre o modo global, tais como forma da seção, esbeltez da barra, tipo de modo global, tipo de aço e propriedades mecânicas, trabalho a frio, imperfeições geométricas, soldagem, tensões residuais, interação entre as chapas do perfil, aberturas em elementos.

É importante destacar que a ocorrência de situações que resultem em cargas críticas próximas entre os modos, situação ideal, conduziria naturalmente à consideração de acoplamento entre esses. Estruturas reais, todavia, podem desenvolver um modo acoplado que resulte a cargas críticas distintas.

Em HANCOCK (1981), para o caso de interação local-global, é destacado que além do efeito ser mais pronunciado quando as cargas críticas são próximas, também está atrelado às imperfeições geométricas dos modos. O fato é que para alguns modos, interação e imperfeições geométricas são interdependentes, e a interação entre os modos de falha é condicionada a presença de perturbações geométricas. Além do mais, quando ocorre acoplamento, os novos caminhos pós-críticos gerados são mais instáveis que cada modo em separado, segundo GIOUNCU (1994).

Embora alguns acoplamentos sejam fortemente sensíveis às imperfeições, como o caso supracitado, segundo se encontra mencionado em GIOUNCU (1994), dois modos podem interagir sem a presença de imperfeições, a exemplo da interação entre o modo de flexão e flexo-torção em seções monossimétricas.

Com relação ao desencadeamento mútuo de dois ou mais modos a partir de um único modo, na investigação retratada em RASMUSSEN e HANCOCK (1993), se verificou que o modo local precipita o modo global em barras rotuladas. Todavia, em barras engastadas o fenômeno não se desenvolve, pois as resultantes da sollicitação

externa e do esforço normal resistente atuam sobre a mesma linha de ação durante o período de solitação.

Em MULLINGAN e PEKÖZ (1984), foi discutido um pouco acerca da interação entre o modo local de chapa e comportamento dos modos globais para barras comprimidas de seções monossimétricas. Barras articuladas e concentricamente comprimidas com excentricidades iniciais nulas indicaram que a perda de estabilidade local conduz uma barra comprimidas puramente axial à condição de viga-coluna.

O grau de interação entre os modos de instabilidade também tem sido uma linha de pesquisa relevante. Em MOLDOVAN (1994), se realizou um estudo experimental em seções monossimétricas com espessuras entre 2 mm e 4 mm. Segundo a última referência, as seções estudadas (U e U_e) são suscetíveis à interação entre modos de falha. Sua investigação buscou perfis cujas propriedades conduzissem à carga críticas próximas, de flexão e flexo-compressão.

De fato a tensão crítica para o modo de flexão e flexo-torção foram similares para um determinado conjunto de perfis. Por outro lado, os resultados experimentais não apresentaram redução nas cargas últimas comparados aos valores teóricos. Dessa maneira foi entendido que a interação entre os modos globais de flexão e flexo-torção ocorre em menor escala que a interação entre o modo local e um modo global. Os resultados supracitados sugerem que o grau de interação depende do comprimento de meia onda dos modos envolvidos.

A Figura 3.5 exhibe alguns casos de acoplamento realizado entre diferentes comprimentos de meia onda e, em seguida, as respectivas trajetórias de equilíbrio para cada comprimento de meia onda individualmente. Também é possível perceber o grau de erosão da carga crítica para cada caso de acoplamento.

De acordo com aspectos relatados em GIOUNCU (1994), para comprimentos de meia onda da mesma ordem de grandeza, o comportamento pós-crítico conduz a uma interação fraca ou moderada, conforme Figura 3.5a. Em caso de interação entre modos com comprimentos de meia onda, longo (global) e curto (local), o comportamento pós-crítico implica em interação moderada a forte, conforme Figura 3.5b.

A presença de vários modos locais culmina num efeito desestabilizante com nível de interação forte ou muito forte, que geralmente conduz a uma configuração de flambagem localizada em vez de um padrão periódico associado aos modos teóricos, conforme Figura 3.5c e Figura 3.6.

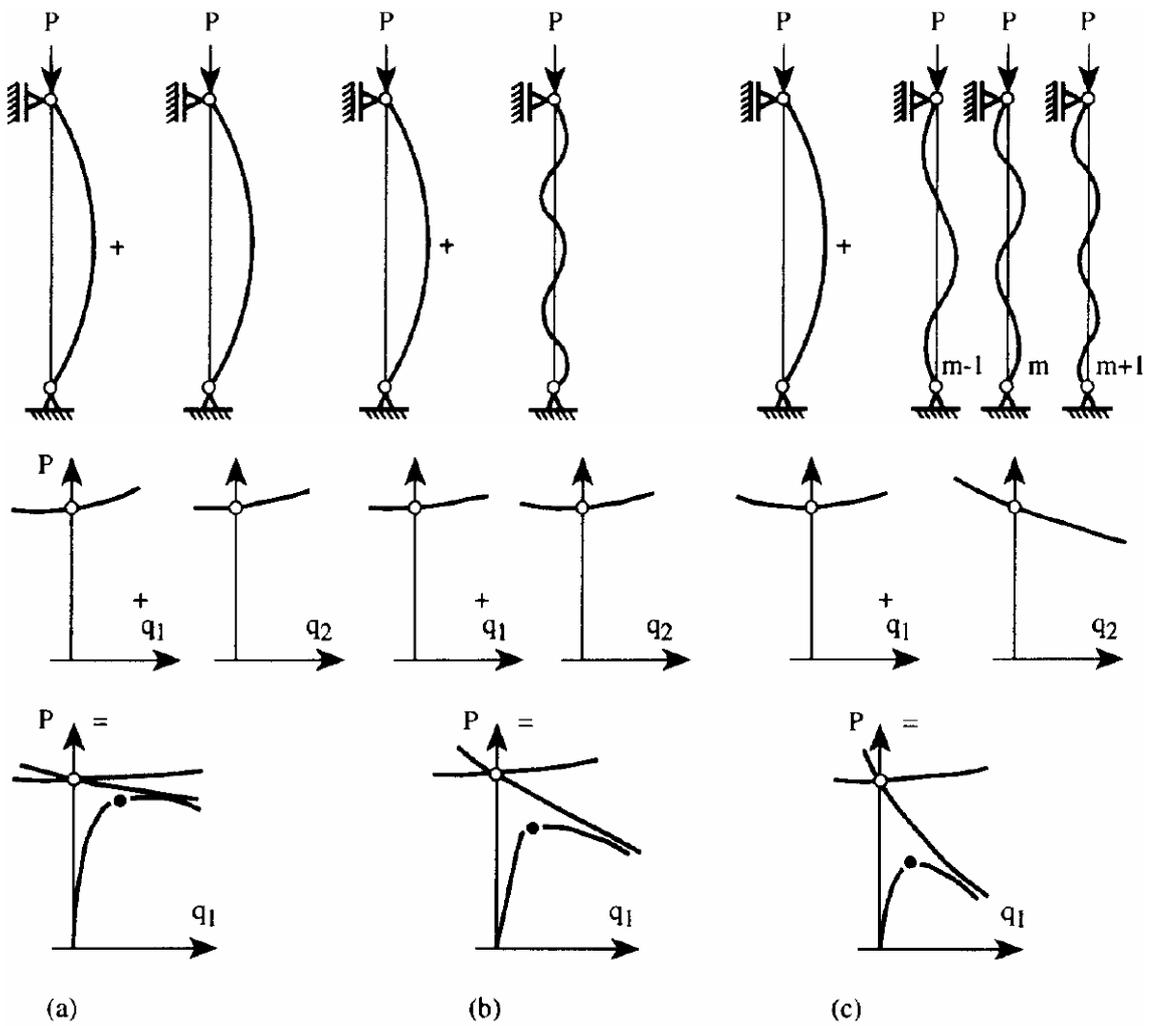


Figura 3.5 - Influência do comprimento de meia onda – nível de interação: (a) fraca-moderada, (b) moderada-forte e (c) forte-muito forte. Fonte: GIOUNCU (1994).

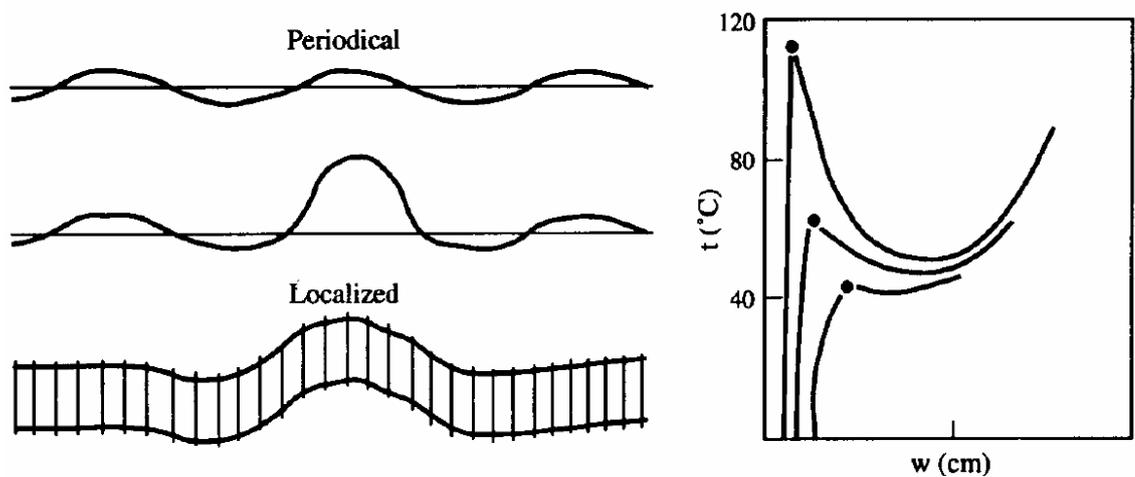


Figura 3.6 - Configuração de um modo de falha localizado. Exemplo de uma linha de trem submetida à elevação de temperatura. Fonte: GIOUNCU (1994).

Em (GIOUNCU, 1994), encontra-se relatado um breve estado da arte acerca teoria das instabilidades acopladas, bem como uma alusão aos recentes desenvolvimentos neste campo de pesquisa.

Teoria das instabilidades acopladas é o objeto de estudo da escola de Timisoara, na Romênia pela qual é mais conhecida e apreciada. Nesta escola surgiu a primeira tentativa de avaliar a carga de colapso considerando interação local-global através de uma ferramenta analítica, mais tarde conhecida como ECBL (erosion of critical bifurcation load), (MATEESCU et al., 2000).

3.5 ANÁLISE DE SENSIBILIDADE - Considerando imperfeições e possíveis interações

É fato que um grande número de resultados experimentais é necessário para desenvolver propostas para procedimentos de projeto. Todavia, o avanço dos métodos computacionais tem suplementado investigações experimentais.

A disponibilidade de computadores e códigos computacionais sofisticados indica que o método dos elementos finitos é uma ferramenta essencial nas pesquisas em geral, PEKÖZ et al (2003). Principalmente em estudos paramétricos, por exemplo, onde se busca entender a influência de alguns parâmetros sobre a força última de um elemento estrutural (aqui, barras comprimidas) ou uma estrutura com todo. Alguns estudos deste tipo podem se tornar inviáveis financeiramente caso fossem desenvolvidos exclusivamente em caráter experimental, pois geralmente engloba grande quantidade de dados, equipamentos, pessoal especializado, materiais, etc.

Embora seja crescente o número de investigações que se referem ao entendimento das imperfeições geométricas, sejam medições experimentais das magnitudes e avaliação de suas distribuições, bem como acerca do acoplamento entre modos de falha, pouco consenso, ou mesmo nenhum, existe a respeito de que modelo utilizar quando dos estudos numéricos.

É neste contexto que surgem os estudos de “sensibilidade” para buscar valores e formas de imperfeições que melhor representem uma situação real. No dia a dia um projetista executa uma enorme quantidade de verificações e que são inviáveis mediante

procedimentos de cálculos avançados. Sendo assim, expressões simplificadas podem ser desenvolvidas para fins práticos de projeto.

Uma análise de sensibilidade às imperfeições geométricas envolve basicamente dois grupos de parâmetros. O primeiro pode ser aquele inerente às próprias imperfeições, tais como: (i) *variação de magnitude*, (ii) *emprego de diferentes formas de distribuição*, (iii) *verificação do sentido da imperfeição*.

Já o outro envolve aspectos referentes aos elementos estruturais, tais como a influência das imperfeições: (i) *sobre tipos distintos de vínculo (geralmente apoiado ou engastado)*, (ii) *variação de comprimento das barras*, (iii) *diferentes seções transversais* e (iv) *esbeltez das chapas da seção transversal*.

3.5.1 ASPECTOS RELATIVOS À MAGNITUDE DA IMPERFEIÇÃO

Em WENG e LIN (1992) foram determinadas as forças últimas de barras axialmente comprimidas baseado em um modelo teórico de viga-coluna mediante análise numérica. As imperfeições geométricas adotadas foram apenas de cunho global inseridas sobre a forma senoidal e com valores máximos de $L/1000$ e $L/1500$.

As forças últimas obtidas nesta análise foram confrontadas com resultados experimentais, encontrados na literatura, para 104 barras formadas a frio. A relação média entre a máxima resistência e os resultados experimentais foi próxima da unidade e, a imperfeição inicial de $L/1500$ proveu melhor estimativa para as forças últimas das barras que a de $L/1000$.

Em RASMUSSEN e HANCOCK (1993) fez-se um estudo detalhado da sensibilidade de perfis U simples, incluindo imperfeições de cunho global e local, considerando-os sobre apoios articulados e engastados. Para tanto utilizou três comprimentos efetivos de barra, representando as barras curtas ($N_e/N_l = 2$), intermediárias ($N_e/N_l = 1$), e as longas ($N_e/N_l = 0,75$), onde N_e e N_l são as normais críticas elásticas, global e local respectivamente. Para cada uma das barras analisou três magnitudes de imperfeições globais a meio vão, $L/100.000$, $L/10.000$ e $L/1.000$.

A imperfeição local variou de 0 a t , onde t é a espessura da seção do perfil. Barras longas e de comprimento efetivo intermediário, em geral, apontaram maior sensibilidade quanto às imperfeições locais e globais, independentemente da condição de vínculo. Barras curtas, por sua vez, se mostraram praticamente insensíveis às imperfeições locais e confirmaram sua menor sensibilidade às imperfeições globais

frente às barras longas e de comprimento intermediário. Barras articuladas sugerem maior sensibilidade às imperfeições locais que as barras engastadas quando ocorre a elevação da amplitude destas.

Em RASMUSSEN e HANCOCK (1994) se apresenta uma análise numérica realizada em seções U simples. Barras articuladas foram solicitadas com diferentes excentricidades de cargas e as imperfeições locais foram de $0,1t$ e $1,0t$, e os resultados experimentais aproximaram-se mais da formulação analítica sugerida nesta referência, para valores negativos de excentricidade (deformações produzindo compressão nas extremidades das flanges, conforme Figura 3.7).

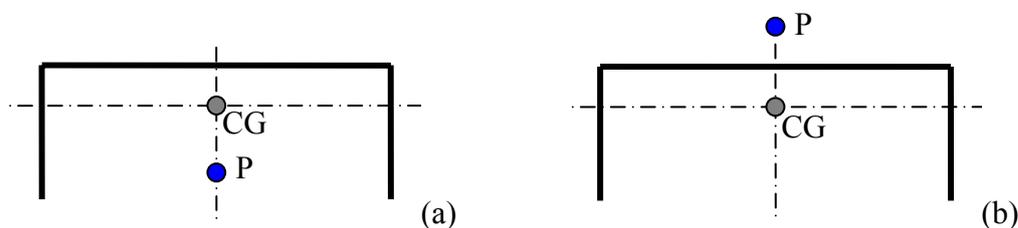


Figura 3.7 - Excentricidade de carga, (a) negativa (b) positiva

A consideração apenas das imperfeições locais e da excentricidade de carga não se apresentaram suficientes para estimar a força última das barras, sugerindo a consideração das imperfeições globais. Para barras engastadas, foi aplicada uma imperfeição global de $L/10.000$ (excentricidade negativa), e imperfeição local de $0,05t$ e $0,5t$. Imperfeições da ordem de $0,05t$ concordaram melhor com barras longas enquanto $0,5t$ com barras curtas e de comprimento intermediário.

Uma análise não linear em elementos finitos é reportada em (CHOU et al., 2000). Foram modeladas barras curtas com seções enrijecidas tipo U e cartola, onde se obteve prognósticos numéricos acerca da relação carga versus deslocamento e capacidade última da estrutura considerando imperfeições geométricas. A ordem de grandeza das imperfeições geométricas utilizadas é prescrita como uma porcentagem da espessura do perfil.

As mesmas foram especificadas como a máxima amplitude do modo de falha capturado da análise de autovalor. Os valores utilizados foram 10%, 50% e 100% da espessura da seção, bem como a equação proposta por Walker para magnitude de imperfeições geométricas: $0,3(P_y/P_{cr})^{1/2}t$. As cargas de colapso obtidas neste estudo superestimaram as especificadas pela BS5950 e as provenientes dos resultados

experimentais. A equação de Walker se apresentou satisfatória e mais consistente quando comparada às demais especificações (10%, 50% e 100%). Todavia a sensibilidade das cargas críticas alcançadas, para com os fatores de escala estudados foi pequena.

Em NARAYANAN AND MAHENDRAN (2003) são apresentados estudos referentes a formas inovadoras de barras de aço formado a frio, conforme Figura 3.8.

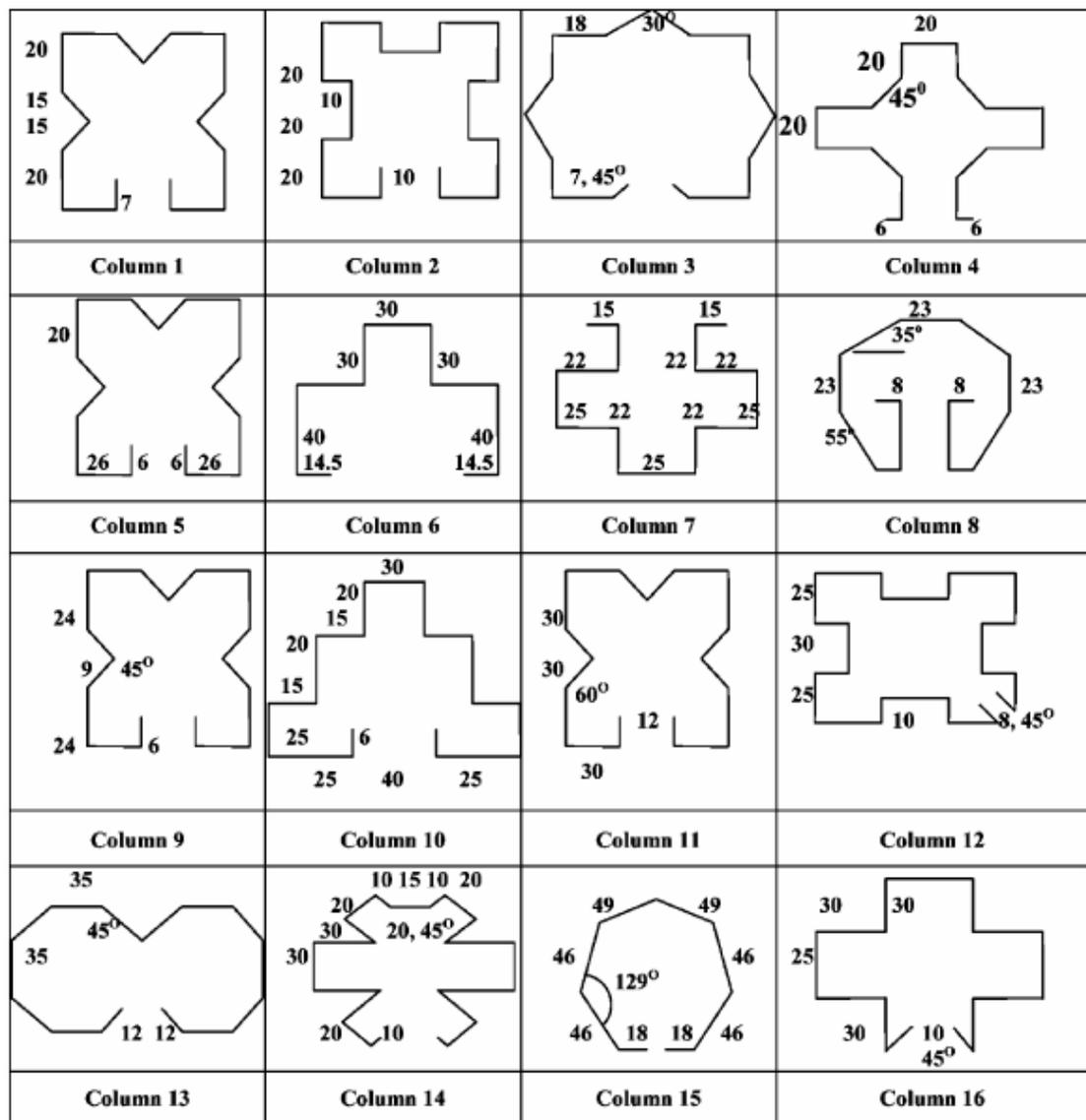


Figura 3.8 – seções inovadoras. Fonte: NARAYANAN e MAHENDRAN (2003)

Todas as barras falharam por flambagem distorcional da seção. A distribuição adotada para a imperfeição geométrica foi o modo distorcional da análise de autovalor. Neste estudo duas magnitudes de imperfeições, t e $2t$, foram incluídas para investigar o efeito das tais. Algumas seções apresentaram reduções nos valores de carga crítica de

44% e 52%, para magnitude de imperfeições distorcionais iguais a t e $2t$ (t é a espessura da chapa), respectivamente, em relação à barra sem imperfeição distorcional, indicando que algumas seções são mais sensíveis às imperfeições iniciais que outras.

Para fins de aplicações futuras, em YAN e YOUNG (2002) foi desenvolvido um modelo numérico em elementos finitos englobando não linearidade do material e geométrica. A calibração foi realizada por meio de uma análise de sensibilidade quanto às imperfeições geométricas, que teve como objetivo determinar o fator de escala mais adequado. As imperfeições tomaram a forma do primeiro modo de falha, e fatores de amplificação da imperfeição iguais a 0,02%, 2%, 5%, 25%, 50%, 75% e 100% foram aplicados às espessuras dos perfis, bem como às amplitudes máximas medidas em ensaio experimental.

Os resultados foram semelhantes e dessa forma optou-se por utilizar a espessura como referência. Os fatores de escala 25%, 5% e 2%, foram os que melhor se apresentaram, observando seus valores médios e co-variação. Destes, o fator igual a 25% apresentou a maior média para valores de resistência. As barras de comprimento efetivo $L_{ef} \leq 2000$ mm resultaram mais sensíveis à variação das imperfeições geométricas, conforme Figura 3.9.

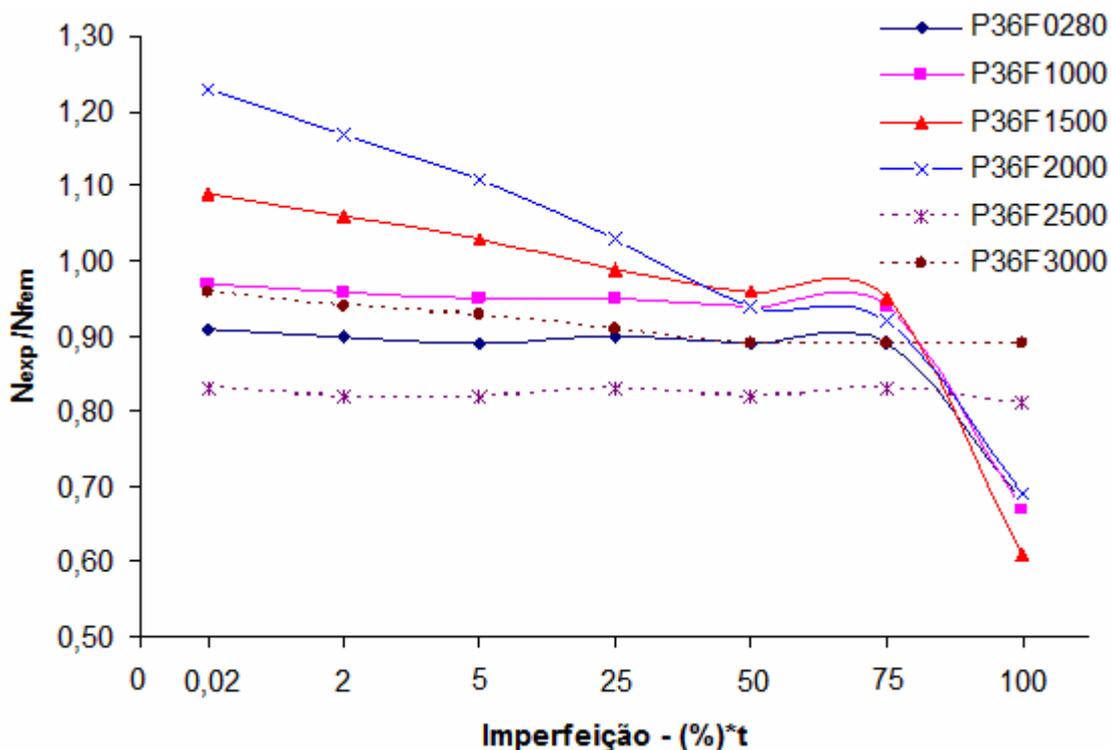


Figura 3.9 – Análise do fator de escala: relação fator de escala x carga crítica.

3.5.2 ASPECTOS RELATIVOS À FORMA DA IMPERFEIÇÃO

Em DUBINA e UNGUREANU (2002) foram analisados aspectos referentes à influência da forma e ao tamanho das imperfeições geométricas sobre o comportamento de perfis formados a frio, examinando a caracterização das imperfeições para uso em análises não lineares de barras articuladas axialmente comprimidas via elementos finitos.

As amplitudes máximas, local e distorcional inseridas, foram aquelas sugeridas em SCHAFER e PEKÖZ (1998). A imperfeição senoidal global foi introduzida com valor máximo a meio vão ($L/1500$ ou $L/1000$), enquanto que as imperfeições local e distorcional foram inseridas de três formas diferentes, conforme Figura 3.10.

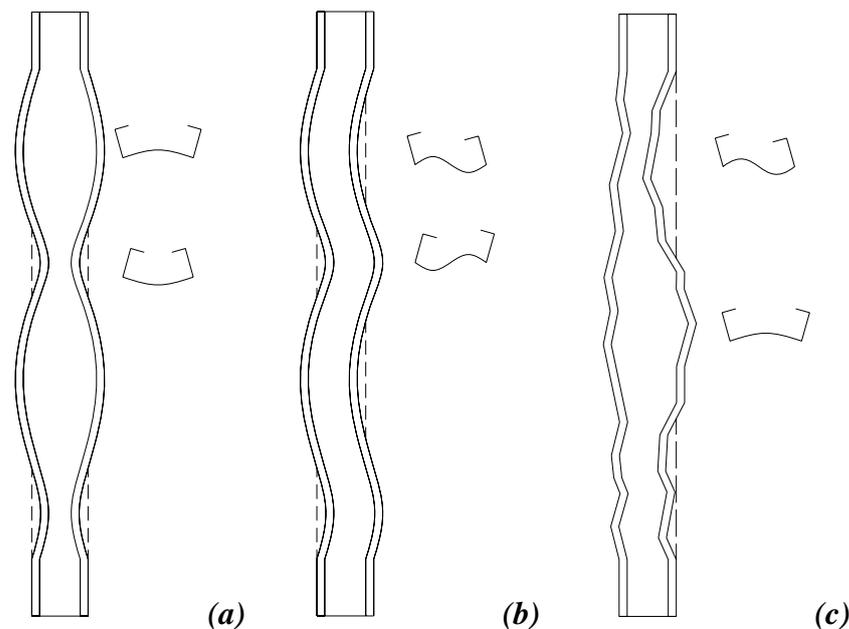


Figura 3.10 - Forma das imperfeições: (a) senóide simétrica (b) senóide assimétrica (c) distribuição real avaliada. Adaptada: DUBINA E UNGUREANU (2002).

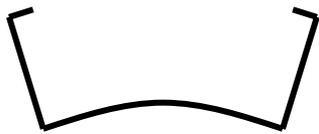
Conforme descrito em DUBINA e UNGUREANU (2002), pouco se concluiu a respeito de que modo considerar quando da modelagem numérica. As forças últimas encontradas numericamente foram menores que as experimentais para os modelos cujo modo adotado foi simétrico (máxima de 12%) e maiores para modelos assimétricos (máxima de 15%). Para as imperfeições reais os resultados numéricos demonstraram conformidade com ensaios experimentais, apresentando leve conservadorismo, da ordem de 4,5%.

3.5.3 ASPECTOS RELATIVOS AO SENTIDO DA IMPERFEIÇÃO

Nos estudos encontrados em MULLINGAN e PEKÖZ (1984) foi destacada a relevância do sentido da imperfeição, cogitando a possibilidade de aumento da carga de colapso a depender do sinal da excentricidade adotado.

Em DUBINA e UNGUREANU (2002) estão reportados os valores de cargas de colapso para diferentes formas de imperfeições geométricas locais e distorcionais selecionadas mediante análises de autovalor. Para os perfis U simples e enrijecidos investigados a diferença entre as forças últimas encontradas para imperfeição local assimétrica e simétrica, tabela 3.1, resultou de pequena relevância. A imperfeição com forma distorcional confere comportamentos distintos para as seções supracitadas.

Tabela 3.1 – Formas das imperfeições locais

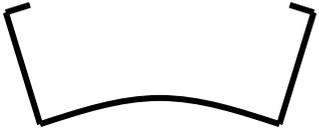
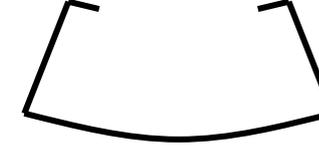
Caso	Perfil U simples	Perfil U enrijecido	
L1			senóide simétrica
L2			senóide assimétrica

Em relação à seção U simples com imperfeição sobre a forma do modo distorcional constante ao longo do comprimento, tabela 3.2, praticamente não houve diferença para os diferentes sentidos da imperfeição (seção abrindo ou fechando). Para a imperfeição sobre a forma do modo distorcional com mais de uma semi-onda ao longo do comprimento, formas simétrica e assimétrica apresentaram cargas de colapso similares e foram as formas mais críticas. A forma distorcional assimétrica constante ao longo do comprimento foi menos crítica de todas.

A imperfeição sobre a forma do modo distorcional constante ao longo do comprimento para seção U enrijecida apresentou suscetibilidade ao sinal das mesmas. Houve discrepância entre os resultados para os diferentes sinais da imperfeição sugerindo relevância (seção fechando apresentou carga última 18% maior que a da seção abrindo).

Para a imperfeição na forma do modo distorcional com mais de uma semi-onda ao longo comprimento, a forma simétrica apresentou carga de colapso de 19% a 24% maior se comparada à forma assimétrica.

Tabela 3.2 – Formas das imperfeições distorcionais

Caso	Perfil U simples	Perfil U enrijecido	
D1			imperfeição constante ao longo do comprimento
D2			imperfeição constante ao longo do comprimento
D3			senóide simétrica
D4			senóide assimétrica
D5			imperfeição constante ao longo do comprimento

Em MAQUOI et al. (2002) foram apresentadas discussões com relação ao efeito da imperfeição inicial sobre a carga de colapso calculada numa simulação numérica de chapas enrijecidas. Investigaram aspectos como forma, magnitude e direção das imperfeições.

Chapas curtas, cuja imperfeição crítica foi aquela com uma semi-onda ao longo do comprimento, demonstraram suscetibilidade à direção da imperfeição, com curvatura crítica comprimindo a extremidade livre do enrijecedor, conforme Figura 3.11.

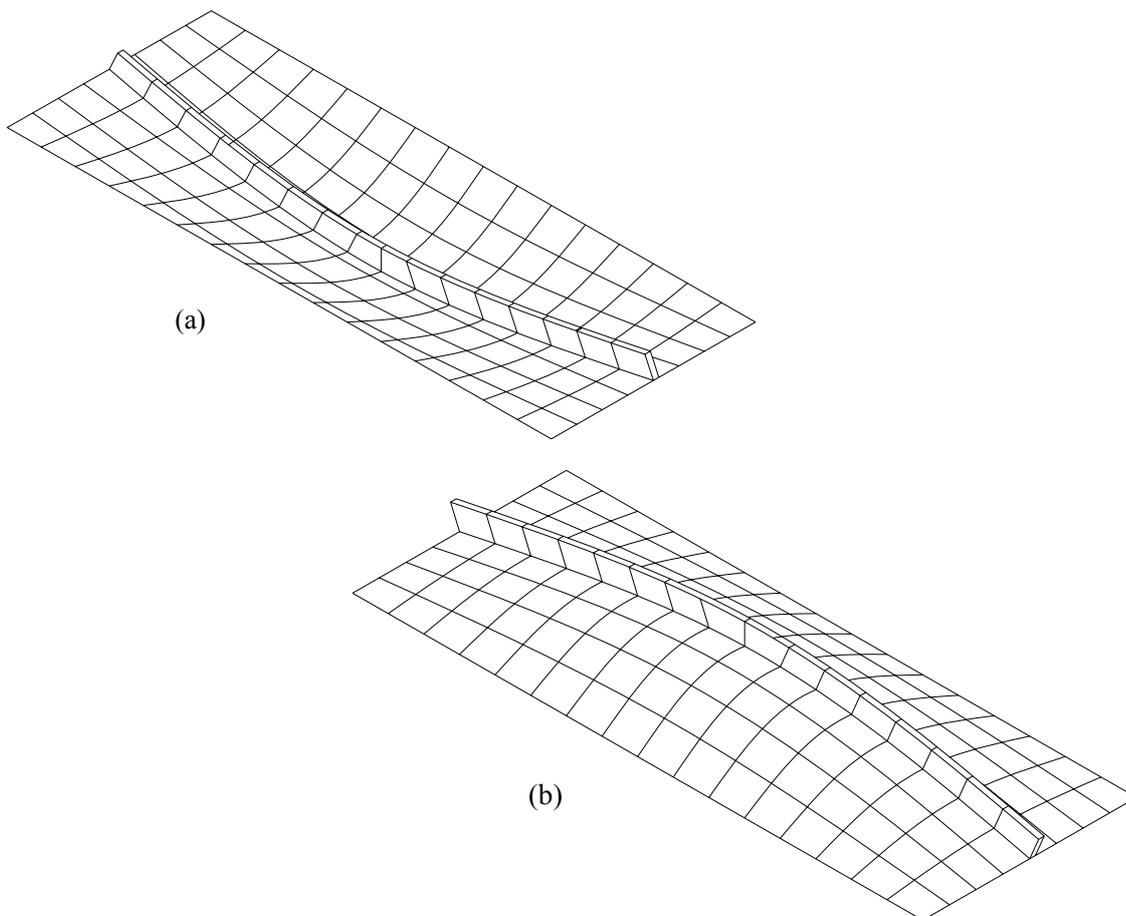


Figura 3.11 - Imperfeição inicial com uma semi-onda: (a) compressão da extremidade livre e (b) tração da extremidade livre. Fonte: MAQUOI et al. (2002).

Em YANG e HANCOCK (2003) é descrito uma série de ensaios de compressão realizados sobre barras de aço de alta resistência com seção U enrijecida. As imperfeições geométricas foram mensuradas para todas as espécies ao longo do comprimento e contorno da seção.

Três modos de falha foram diagnosticados: O-O (open-open), O-I (open-inward) e I-I (inward-inward), referentes aos movimentos das abas. Nenhuma relação foi estabelecida entre a resistência última e a imperfeição geométrica inicial ou a deformada final nem entre o sinal da imperfeição inicial e a indução de um modo de falha específico.

Entretanto para barras longas este efeito tem um indicativo forte de sua influência, pois barras com deformada final do tipo O-O apresentaram resistência última maior que as barras com deformada final do tipo I-I, para um mesmo comprimento, conforme Figura 3.12.



Figura 3.12 – Modos de falha de barras longas, $L = 2000\text{mm}$.
Fonte: YANG e HANCOCK (2003)

Mediante resultados apresentados em YANG e HANCOCK (2004), existe uma influência do sentido da configuração deformada sobre a resistência última das barras. Geralmente a imperfeição do tipo I-I, conduziu a menores valores de resistência última, conforme curvas *deslocamento axial x carregamento* apresentadas na Figura 3.13, em que é destacada a configuração deformada para os casos LC 800, tipos O-O e I-I.

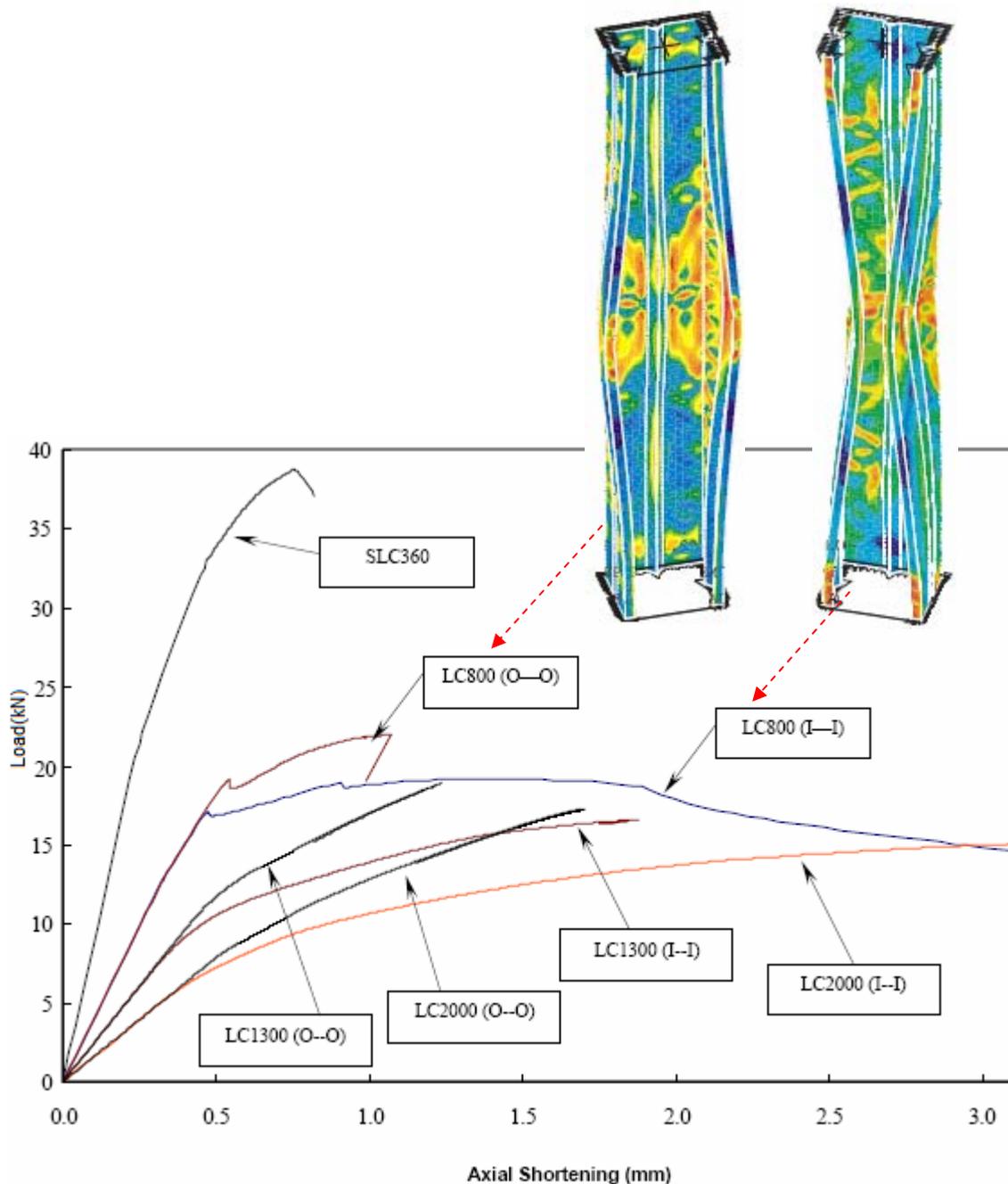


Figura 3.13 – Curvas força x deslocamento. Fonte: YANG e HANCOCK (2004).

Em LECCE e RASMUSSEN (2005a) foram medidas imperfeições iniciais em perfis U enrijecidos, com e sem enrijecedor intermediário. A tendência geral entre o movimento das abas e o sinal da imperfeição indicou que quando a barra desenvolve apenas uma semi-onda no modo distorcional, tem-se que o movimento das abas segue a direção prescrita pelo sinal da imperfeição. Todavia, a correlação entre o movimento das abas e as imperfeições não é tão claro quanto em seções que desenvolvem mais que uma semi-onda.

Em LECCE e RASMUSSEN (2005b) a diferença exercida pelo sentido das imperfeições sobre a resistência de barras comprimidas com seções, U enrijecida simples e com enrijecedor intermediário foi estudada numericamente. Dois conjuntos de análises foram executados: (i) *seção abrindo* e (ii) *seção fechando*.

O valor de imperfeição utilizado variou em $\pm 0,25$ mm, igual à média dos valores absolutos de imperfeições avaliados. Considerando o material perfeitamente plástico, os modelos do **grupo (ii)** apresentaram resistência última maiores (em torno de 7,4%) quando comparados ao **grupo (i)**. No entanto, os modelos cujo material possui comportamento elasto-plástico com encruamento não-linear, considerando-o isotrópico ou anisotrópico, o sinal da imperfeição resultou menos relevante para com os valores de resistência última.

Ainda com relação à última referência, com relação à magnitude foi realizado (apenas uma barra) um estudo de sensibilidade. Para a magnitude foram utilizados os valores: (i) médio medido a meio vão, 0,25 mm; (ii) médio máximo medido do perfil, 0,32 mm e (iii) 0,56 mm calculado pela expressão de Walker (1975).

Nenhuma diferença entre as cargas de colapso foi encontrada para a análise realizada. Comparando a estimativa proposta por SCHAFER (1998), denominadas Schafer_25% e Schafer_75%, com a equação proposta em WALKER (1975) apud YANG e HANCOCK (2004) para a probabilidade de 25% de não-excedência, os resultados concordaram. Já para Schafer_75% os resultados se apresentaram mais conservativo para seções compactas.

Em CAMOTIM et al. (2006), foram reportados alguns resultados de análises fundamentadas na GBT (Generalised Beam Theory) e MEF, com relação ao comportamento pós-crítico do modo distorcional para duas barras com seção U enrijecido, com imperfeições geométricas sobre a forma do modo de estabilidade crítico. Foram avaliados dois valores de amplitudes, um representando o fechamento das abas da seção ($v_0 = -0,15t$) e ($v_0 = +0,15t$) com respeito à abertura das abas. As trajetórias pós-críticas apontaram certa assimetria entre si, com maior resistência pós-crítica correspondente a valores de imperfeição $v_0 < 0$, como representado na Figura 3.14.

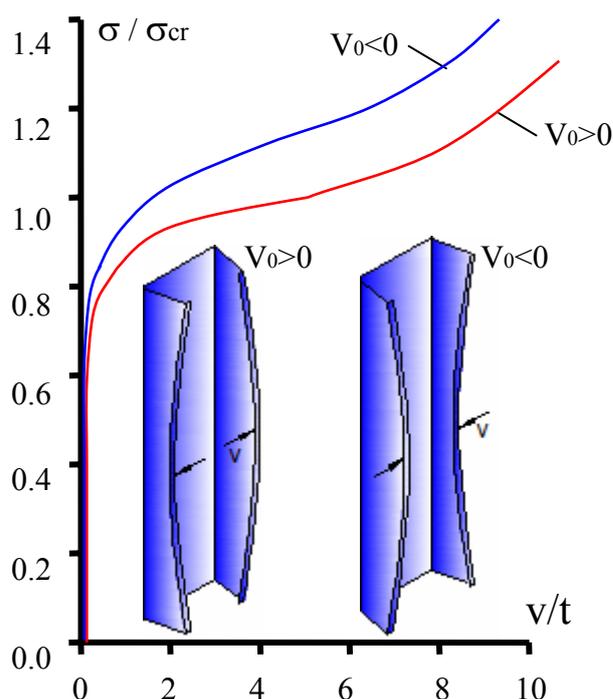


Figura 3.14 – Trajetória pós-crítica distorcional: esquematização de análise via GBT, adaptada de CAMOTIM et al. (2006)

3.6 ASPECTOS NORMATIVOS: Imperfeições geométricas e interação entre modos.

A estimativa de Young foi adotada em procedimentos normativos, como por exemplo, as curvas de resistência à compressão americanas (SSRC) e européias (ECCS) para perfis laminados e soldados. As curvas do (SSRC) prescrevem para a magnitude os valores máximo e médio, de $L/1000$ (curvas 1, 2 e 3) e $L/1500$ (curvas 1P, 2P e 3P) respectivamente, enquanto as curvas do (ECCS) o valor máximo de $L/1000$, ambos os valores medidos experimentalmente.

Todavia, no estágio atual das normas, as imperfeições dos tipos local e distorcional não são avaliadas explicitamente. Em relação à interação entre os modos, os métodos aproximados propostos pelas principais normas abrangem o caso local-global (flexão). Por outro lado, o acoplamento entre os demais modos globais e os modos locais, bem como o caso local-distorcional não são avaliados.

A NBR 14762:2001, por exemplo, por meio do fator de imperfeição inicial α , considera a imperfeição global, todavia nenhuma menção se faz às locais e

distorcionais. A interação local-global por sua vez é considerada quando se utiliza a área efetiva para avaliar a estabilidade global em detrimento da área bruta.

Recentemente, o método da resistência direta foi disponibilizado pela norma americana, no apêndice 1 do AISI (2004), como procedimento alternativo para avaliar a resistência de perfis formados a frio. O método também foi aprovado pelo comitê responsável pela norma Australiana, conforme descrito em CHODRAUI (2006). Nenhuma declaração explícita quanto às imperfeições geométricas é realizada no método da resistência direta. Todavia as curvas de resistências à compressão propostas pelo método foram fundamentadas em resultados experimentais.

Com relação à interação entre modos de falha, as curvas de resistências consideram apenas a interação do tipo *local-global*. A interação do tipo *local-distorcional* não é investigada. A interação do tipo *global-distorcional* não é avaliada, tendo em vista os resultados apresentados em HANCOCK et al. (1994), em que foi mencionada a inexistência de interação entre estes dois modos.

Segundo mencionado em DUBINA et al. (1998) as curvas de resistência desenvolvidas para perfis laminados a quente e soldados e empregadas aos formados a frio, não consideram a interação entre os modos de maneira adequada. Assim, os autores propuseram o *ECBL (Erosion of Critical Bifurcation Load)* como ferramenta prática para avaliar a carga crítica de flambagem considerando a interação.

Segundo a técnica, por meio da equação de Ayrton-Perry, as curvas de resistência desenvolvidas e ajustadas para os perfis laminados e soldados, aliada à introdução do coeficiente de erosão ψ (depende da flambagem local ou por distorção) e a um novo coeficiente de imperfeição α , podem ser utilizadas para se avaliar diretamente a interação entre os modos *local – global*, bem como entre os modos *distorcional - global*. Este procedimento parece ser interessante no sentido de ser uma ferramenta útil e relativamente simples para se avaliar a interação entre os modos de flambagem.

A Figura 3.15 ilustra a comparação entre a curva de resistência proposta pelo Eurocode e a proposta pelo ECBL, considerando-se a interação entre os modos de flambagem.

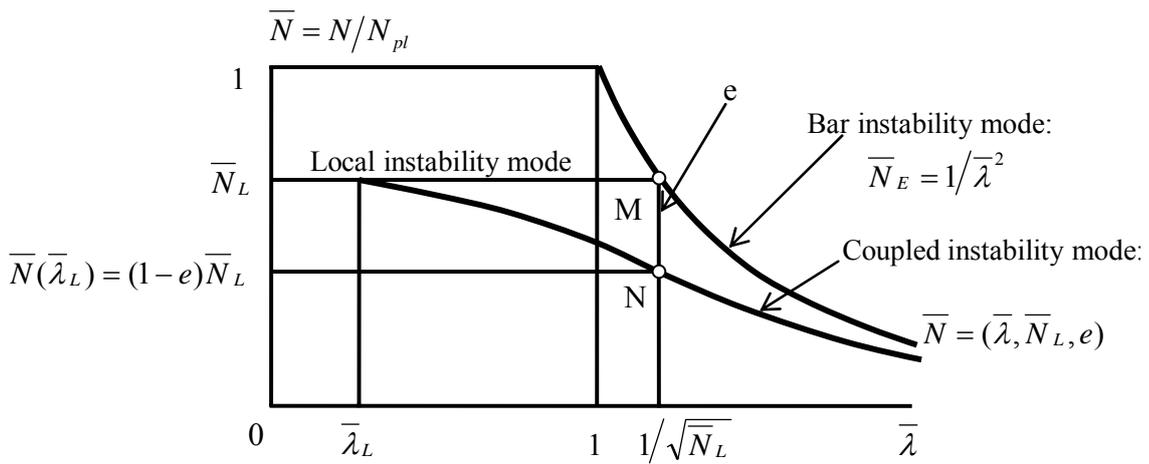


Figura 3.15 – Curva de resistência: interação entre os modos de flambagem conforme ECBL. Fonte: DUBINA & UNGUREANU (2002)

CONSTRUÇÃO DOS MODELOS DE INTERESSE - ESTRATÉGIAS ADOTADAS

CAPÍTULO

4

Com vistas ao estabelecimento de abordagem numérica do comportamento dos perfis formados a frio comprimidos, foram realizadas, em micro-computadores, simulações de modelos numéricos discretizados em elementos finitos disponibilizados pela biblioteca interna do código de cálculo (programa) ANSYS v9.0.

O aplicativo foi utilizado para simular cargas últimas, encurtamento axial e modos de falha de perfis com seção U simples e enrijecido. Foram levadas em conta as dimensões da seção transversal (cantos arredondados) e as propriedades do material mensuradas experimentalmente, bem como as imperfeições geométricas de interesse.

Inicialmente, os modelos numéricos desenvolvidos foram construídos em concordância com os modelos experimentais apresentados em CHODRAUI (2006), em que se investigaram as resistências últimas de perfis de aço formados a frio com seções U simples e enrijecida, rotulados.

A seguir serão apresentados os aspectos relativos à estratégia de modelagem numérica aqui adotada e, conseqüentemente, desenvolvida.

4.1 ELEMENTOS FINITOS UTILIZADOS

A escolha dos elementos finitos a serem utilizados na construção dos modelos, se fez buscando a melhor forma de contemplar o comportamento do elemento estrutural de interesse, e que, ao mesmo tempo, possibilitasse obter o menor esforço computacional. A possibilidade de utilizar os modelos para futuras análises numéricas em barras comprimidas como, por exemplo, submetidas a tensões residuais ou sob temperaturas elevadas, também foi considerada quando da eleição dos elementos.

4.1.1 Elemento SHELL181

O elemento tipo casca é adequado para aplicações em análises de materiais com comportamento não-linear, e que apresentem grandes rotações e com grandes deformações. O elemento de casca utilizado foi o SHELL181, com quatro nós e seis graus de liberdade por nó, referentes às três rotações em x , y e z (ROTX, ROTY e ROTZ), bem como às três translações em x , y e z (UX, UY e UZ), conforme esquematiza a Figura 4.1.

De fato este elemento é adequado para representar perfis de parede fina. Todavia segundo informações mencionadas em CAMOTIM et al.(2006) sua utilização “com integração reduzida” provocou diminuição significativa da rigidez transversal, podendo gerar falhas nos resultados relativos ao modo distorcional.

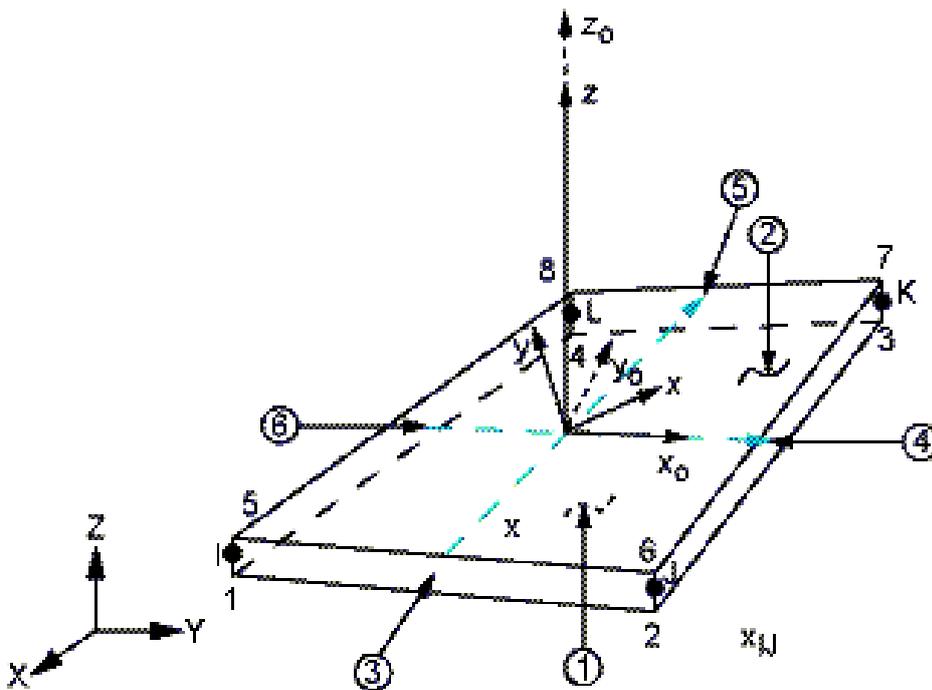


Figura 4.1 – Elemento finito Shell 181. Fonte: ANSYS v9.0

4.1.2 Elemento SOLID45

O elemento SOLID45, esquematizado na Figura 4.2, foi inicialmente empregado para reproduzir as condições de extremidade das barras de ensaios experimentais realizados (sólidos de topo, conforme Figura 4.43). Todavia, a possibilidade de utilizar futuramente os modelos construídos para avaliar o comportamento termo-estrutural das barras comprimidas em situação de incêndio, motivou considerar o uso desse elemento

no modelo como todo, ou seja, aparelho de apoio e perfil, situação essa adotada como estratégia de interesse. O elemento SOLID45 possui oito nós com três graus de liberdade por nó, referente às três translações (UX, UY e UZ).

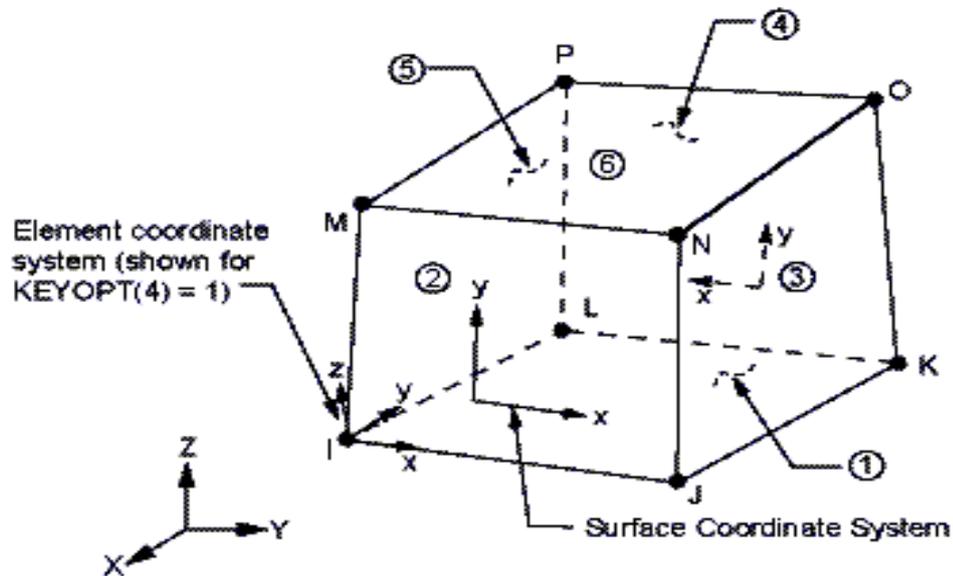


Figura 4.2 – Elemento finito SOLID45. Fonte: ANSYS v9.0

4.2 RELAÇÃO CONSTITUTIVA ADOTADA

As informações de interesse disponibilizadas em diagramas que apresentam a relação “Tensão x Deformação”, obtidos experimentalmente, geralmente se referem a valores aproximados, denominados “convencionais” (engineering values), tendo em vista que essas mesmas tensões são medidas com base na área inicial do corpo de prova. Todavia é fato que a área inicial, comumente utilizada como valor de referência, varia com o carregamento (por exemplo, estrição do corpo de prova), o que pode ser relevante em se tratando de análises dentro do campo das grandes deformações.

Segundo HANCOCK (2004), se dados nominais de relação constitutiva para um ensaio (barra tracionada, por exemplo) são obtidos e o material é isotrópico, uma simples conversão de tensões e deformações convencionais para valores de tensões supostas “verdadeiras” e deformação logarítmica de modo a considerar a variação sofrida pela área do corpo de prova ocorre, conforme equações (4.1) e (4.2).

$$\sigma_{true} = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon_{nom}) \quad (4.2)$$

Com relação às equações (4.1) e (4.2), ϵ_{true} é denominada *deformação total “verdadeira”*, enquanto σ_{nom} e ϵ_{nom} são denominados *valores nominais de tensão e deformação* medidos em ensaio.

Antes de realizar a conversão dos valores, é interessante notar qual o nível de tensão previsto para uma análise em questão. Foi ressaltado em CHODRAUI (2006) que para a análise não-linear desenvolvida no presente trabalho, cujas forças últimas ocorrem para baixos níveis de tensões (normalmente abaixo de f_y e, conseqüentemente, em regime de pequenas deformações), pouca diferença é encontrada entre valores “convencionais” e “verdadeiros”. As curvas tensão x deformação neste regime praticamente se confundem.

De fato, baixos níveis de tensão são esperados em análises de resistência máxima, pois são inseridas não linearidades do material e geométrica. Além disso, interações entre modos de falha podem se desenvolverem.

Inicialmente as análises numéricas foram realizadas com relações constitutivas obtidas experimentalmente em CHODRAUI (2006), de modo a estabelecer confiabilidade os modelos numéricos aqui desenvolvidos. Embora baixos níveis de tensões fossem previstos para as análises de interesse, também foi feita uma breve investigação quanto a possíveis discrepâncias entre os resultados numéricos (valores “convencionais” e “verdadeiros” de Tensão x Deformação) e experimentais.

Os valores de CHODRAUI (2006), a saber, foram corrigidos mediante as equações (4.1) e (4.2), e os resultados das análises não-lineares para as relações constitutivas, convencional e verdadeira, foram comparados. Ambas as relações conduziram a resultados semelhantes em termos de carga de colapso e relação força x deslocamento. A relação constitutiva adotada para o aço do aparelho de apoio foi considerada, de forma simplificada, idêntica àquela assinalada para os perfis.

As relações constitutivas adotadas para realizar as análises de sensibilidade às imperfeições geométricas, a serem apresentadas ao leitor no capítulo 5, foram àquelas inerentes aos valores de tensões e deformações ditas “verdadeiras”, caracterizados para cada grupo de perfil analisados em CHODRAUI (2006), apresentados e disponibilizadas no *anexo A* do presente trabalho.

Nas Figura 4.3 e Figura 4.4, extraídas de CHODRAUI (2006), se encontram exemplos de relações *Tensão x Deformação*, utilizadas para os perfis.

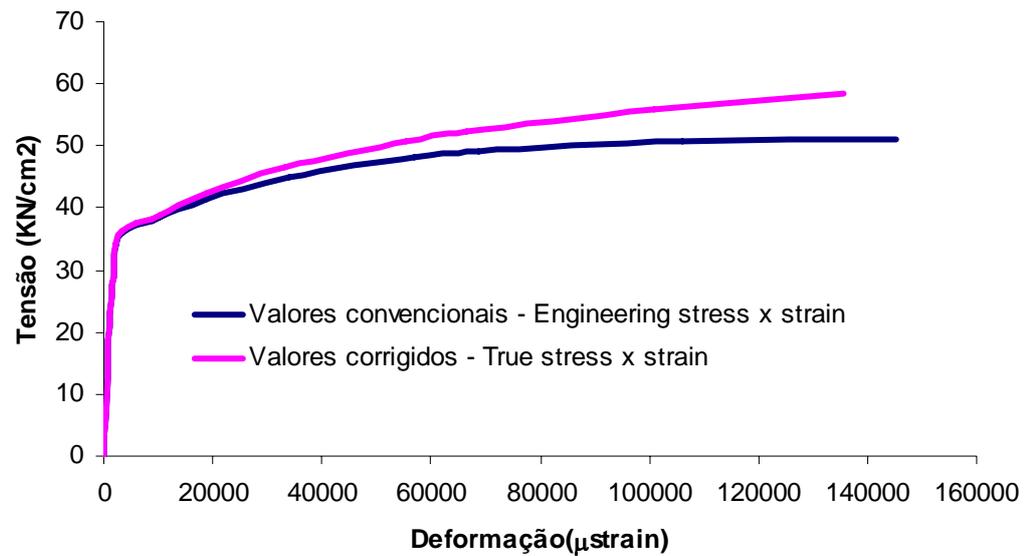


Figura 4.3 – Diagrama tensão x deformação: para os perfis U225
Fonte: CHODRAUI (2006)

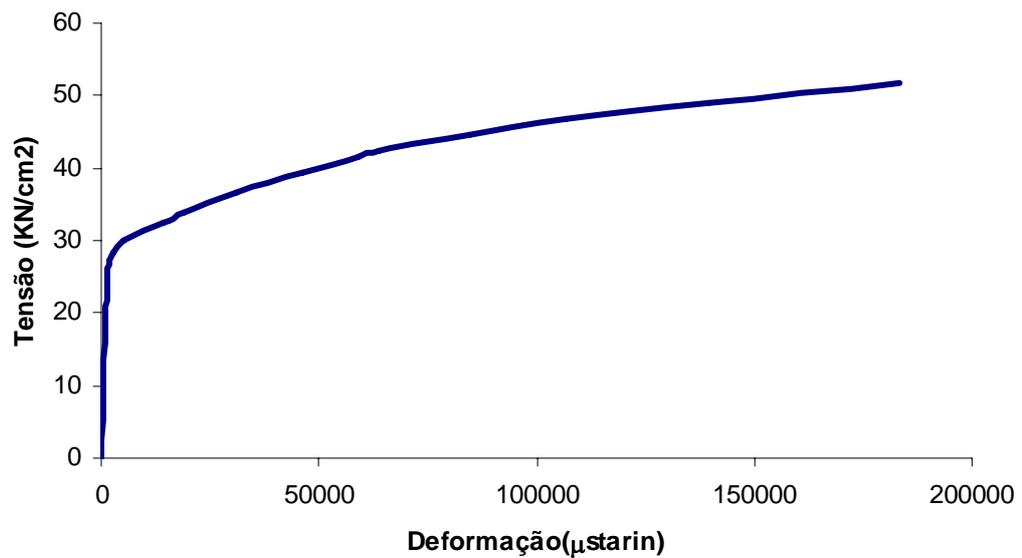


Figura 4.4 – Diagrama tensão x deformação: para os perfis Ue375
Fonte: CHODRAUI (2006)

4.3 MODELOS NUMÉRICOS CONSTRUÍDOS

Os modelos numéricos elaborados para investigar o comportamento estrutural de barras axialmente comprimidas com imperfeições iniciais, objeto de estudo do presente trabalho, foram classificados basicamente em três grupos descritos como se segue:

a) Modelos mistos: modelos constituídos pela composição de elementos finitos do tipo sólido com tipo casca. Possui aparelho de apoio representado por elementos sólidos, citado no texto como sólido de topo, e o corpo do perfil por elementos de casca;

b) Modelos integralmente em sólidos: formados estritamente por elementos sólidos, tanto no apoio como no perfil. A idéia é estruturar a modelagem com esta classe de elementos de modo a facilitar análises futuras em temperaturas elevadas;

c) Modelos integralmente em casca: são compostos exclusivamente por elementos de casca, ou seja, dispositivo de vinculação (denominada chapa de topo) e estrutura física do perfil. Diferentemente dos grupos anteriores, este se subdivide em: (i) modelos com chapa de topo e (ii) modelos sem chapa de topo.

4.3.1 **MODELOS MISTOS – elementos finitos dos tipos sólido e casca**

Foram os primeiros modelos aqui construídos, conforme figura 4.5, e tinham como objetivo recuperar os resultados obtidos com os modelos desenvolvidos em CHODRAUI (2006), calibrados mediante resultados da última referência, bem como por meio de resultados encontrados na literatura.

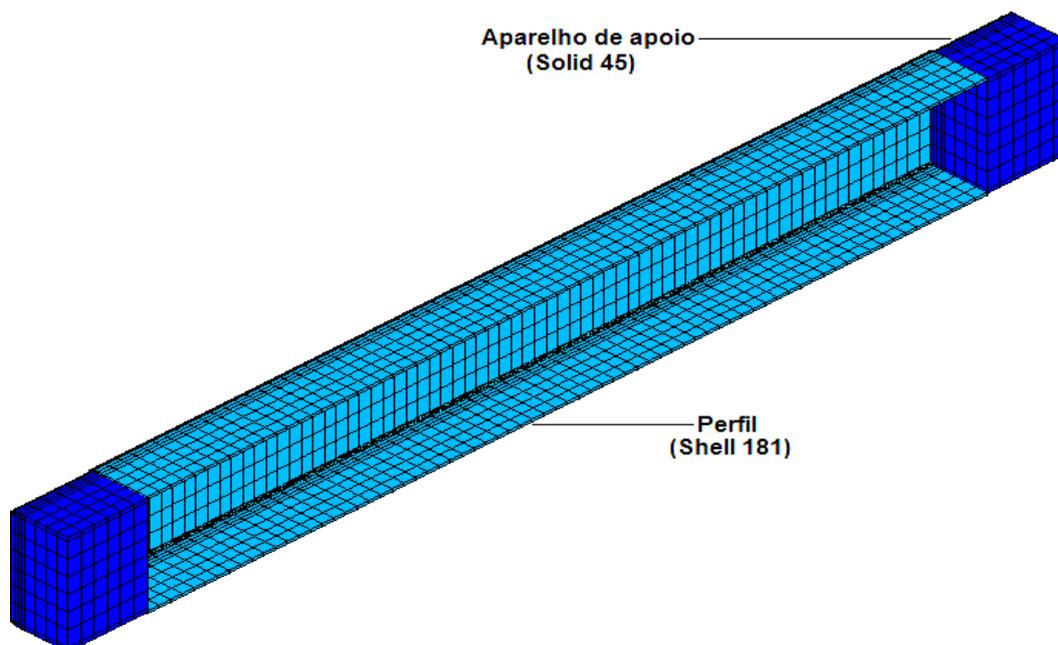


Figura 4.5 – Esquema geral do modelo misto.

Para o modelo em questão, as condições de contorno da extremidade, a relação constitutiva adotada e as imperfeições geométricas, foram consideradas idênticas àquelas utilizadas em CHODRAUI (2006). A figura 4.6 traz o esquema do experimento com relação à última referência, o qual está representado numericamente na figura 4.5.

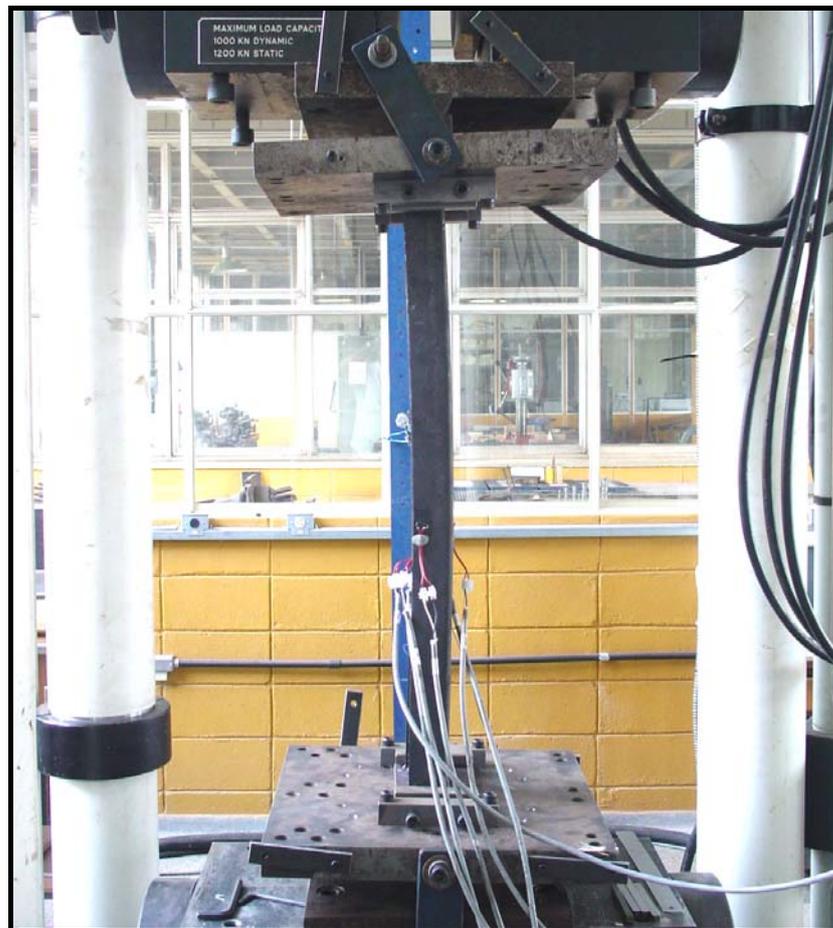


Figura 4.6 – Esquema do ensaio experimental. Fonte: CHODRAUI (2006)

4.3.2 Modelos Sólidos – apenas de elementos finitos do tipo sólido

São modelos numéricos, conforme figura 4.7, cujas partes foram construídas considerando apenas elementos finitos do tipo sólido, e surgiram como tentativa de estabelecer um padrão de modelagem que possa não só subsidiar análises em temperatura ambiente, mas também futuras investigações envolvendo campo de temperatura, tendo em vista que o ANSYS só permite transferir campos de temperatura entre modelo térmico e modelo estrutural, para fins de análise termo-estrutural, desde que ambos sejam construídos com o mesmo tipo de elemento, ou seja, sólido-sólido ou casca-casca.

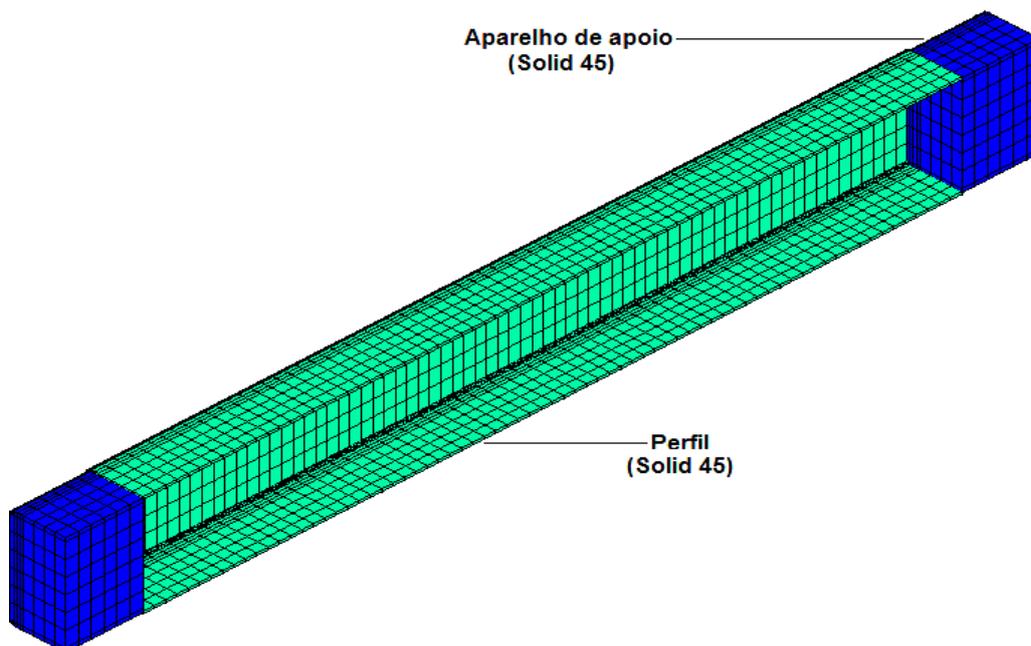


Figura 4.7 – Esquema geral do modelo integralmente em elemento sólido.

Para tanto, foram realizados estudos de caráter exploratório para investigar possíveis discrepâncias entre resultados de modelos constituídos apenas de elementos sólidos (aparelho de apoio e perfil em si, ambos sólidos) e modelos mistos (sólido com casca: aparelho de apoio com sólido e perfil com casca), bem como a diferença do esforço computacional despendido entre os mesmos.

Ambos os modelos representaram satisfatoriamente cargas de colapso e relações força x deslocamento experimentais, porém, o esforço computacional dos modelos sólidos resultou maior se comparados aos mistos.

4.3.3 MODELOS EM CASCA – apenas de elementos finitos do tipo casca

Esses modelos, conforme figura 4.8, foram os utilizados para iniciar análises de sensibilidade, pois, além de ter apresentado concordância satisfatória com resultados experimentais, apresentou também esforço computacional pouco inferior quando comparado aos demais modelos supracitados.

Na busca pela viabilidade de se utilizar modelos mais otimizados no referente à sua elaboração, foi estudada a possibilidade de se eliminar a chapa de topo, ou seja, aquelas localizadas nas extremidades da barra. Primeiramente, algumas condições de contorno de extremidade, bem como formas de aplicação de carga foram investigadas.

No entanto, tais procedimentos adotados para os modelos sem chapa de topo não atenderam às expectativas e apresentaram problemas, como efeitos localizados de instabilidade.

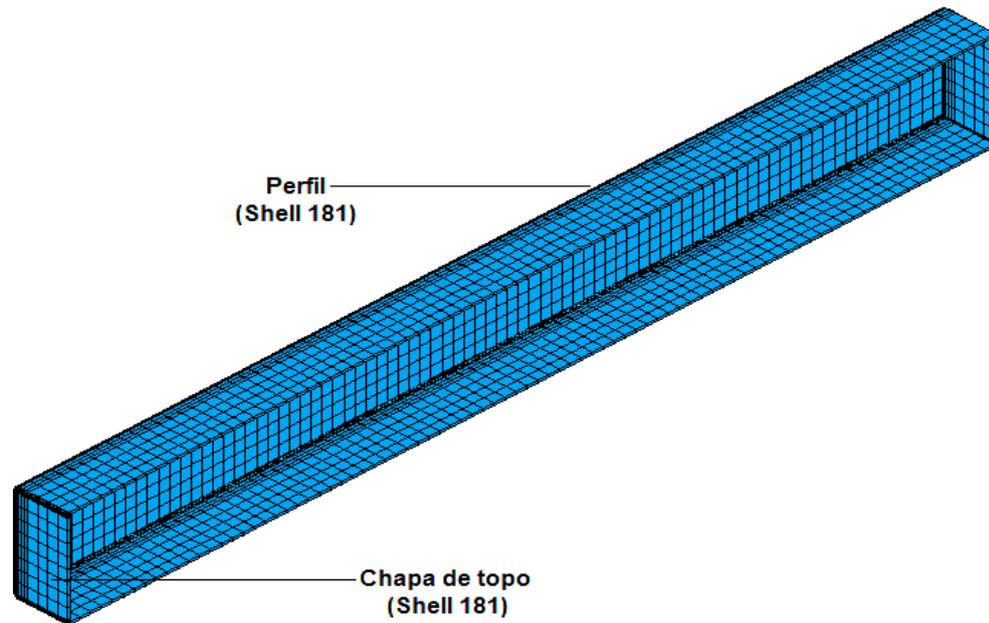


Figura 4.8 – Esquema geral do modelo integralmente em elemento de casca.

Por outro lado, os modelos com chapa de topo se mostraram mais adequados para realizar as análises aqui de interesse. Todavia, se fez necessário a realização de alguns estudos adicionais para se definir espessura e propriedades do material da chapa de topo a ser empregada.

Segue uma breve discussão sobre os modelos elaborados com uso apenas de elementos finitos tipo casca (com e sem chapa de topo), testes realizados para averiguar, de fato, a possibilidade de suprimir o uso da chapa de topo, casos de aplicações de carga e condições de contorno investigados, estudos adicionais realizados para definir a espessura da chapa de topo a ser empregada, bem como a propriedade de seu material.

Para cada grupo de modelos (com e sem chapa de topo), primeiramente, foram realizados estudos apenas no âmbito das análises elásticas de autovalor, na qual os autovalores e autovetores resultantes representam respectivamente, as forças críticas elásticas e os modos de falhas, este último corresponde às possíveis formas de imperfeições geométricas. Posteriormente análises envolvendo não linearidades do material e geométrica também foram efetuadas, inclusive a possibilidade de empregar simetria de carregamento também foi investigada para os modelos de interesse.

- *Análise das condições de carregamento – sem e com chapa de topo*

Ao investigar a possibilidade de empregar simetria de carregamento para modelos inicialmente sem a chapa de topo, dois conjuntos distintos foram construídos, cujas condições de contorno de extremidade podem ser observadas na Figura 4.9 e Figura 4.10.

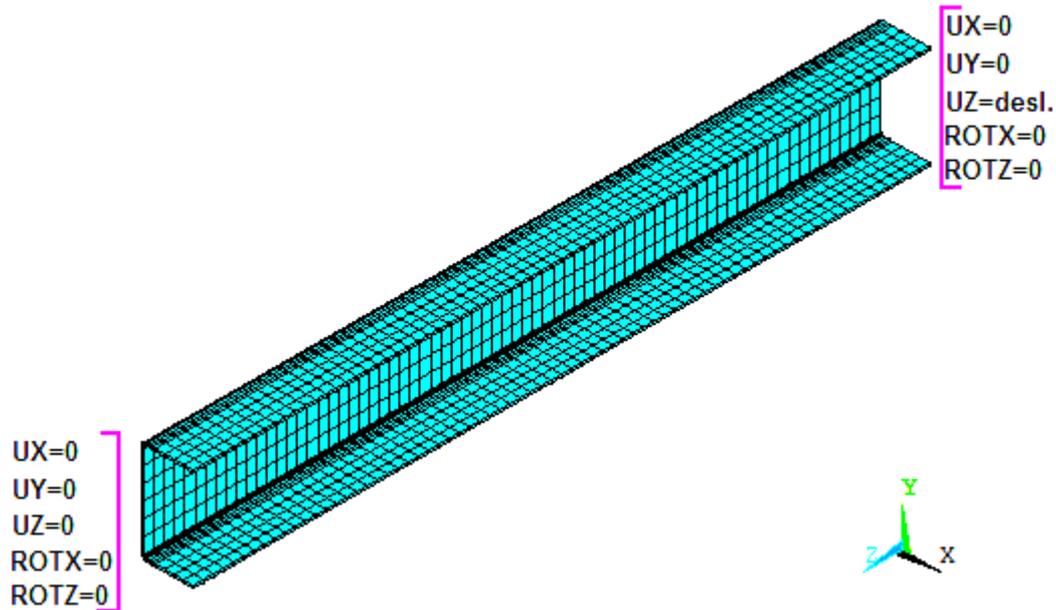


Figura 4.9 – Modelo sem chapa de topo *assimétrico*: condições de contorno.

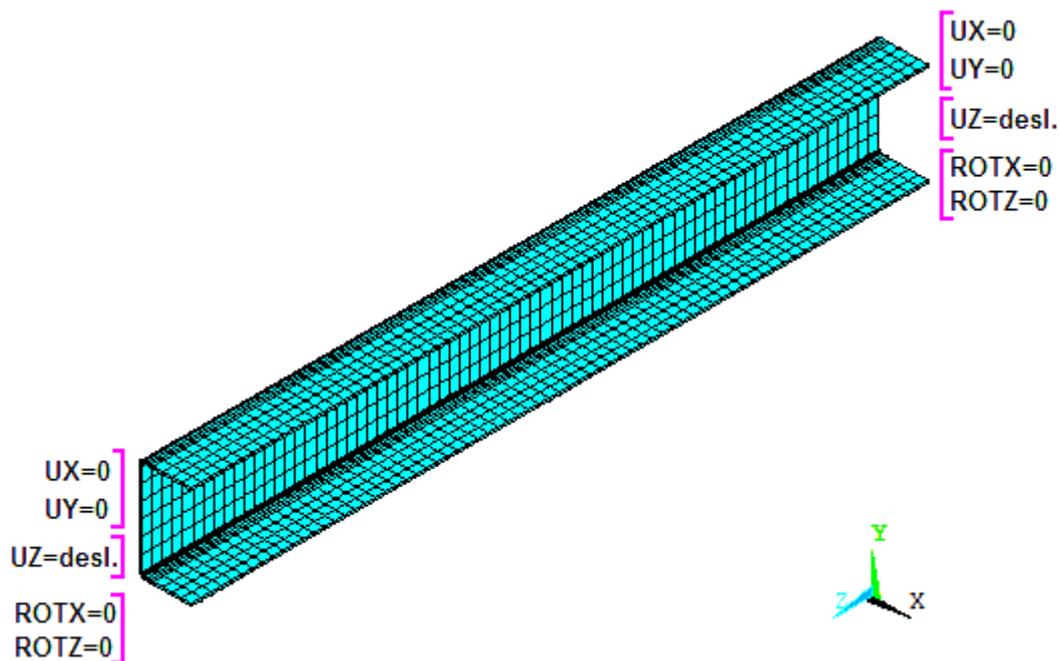


Figura 4.10 – Modelo sem chapa de topo *simétrico*: condições de contorno.

Com relação às análises de autovalores, essas foram realizadas com: (i) força aplicada nos nós da seção transversal e (ii) pressão aplicada nas linhas do contorno da seção, localizadas nas extremidades da barra em ambos os casos. Os resultados obtidos com base em ambos os procedimentos resultaram satisfatórios e, por essa razão, a opção (ii) foi adotada no presente trabalho.

Com relação às análises não-lineares, essas foram realizadas com deslocamento prescrito nas extremidades e imperfeição apenas global com amplitude de $L/1000$.

A força última da barra de comprimento efetivo igual a 715 mm foi inferior em relação àquelas obtidas para as barras de comprimentos iguais a 1185 mm e 1665 mm, independentemente da condição de simetria do carregamento, como pode ser observado nas figuras 4.11 e 4.12. Os modelos assimétricos sugerem algum problema de ordem numérica (ver Figura 4.11, barra com 715 mm), enquanto nos modelos simétricos este fato foi minimizado.

O aspecto de maior relevância, para este grupo de modelos, diz respeito às alterações sofridas pelas forças últimas, entre o menor e maior comprimento efetivo avaliado, a qual resultou pequena quando comparada à variação dos comprimentos efetivos em si. Por exemplo, as cargas críticas alcançadas para barras com 715 mm e 2135 mm foram muito próximas, apesar da diferença entre comprimentos efetivos.

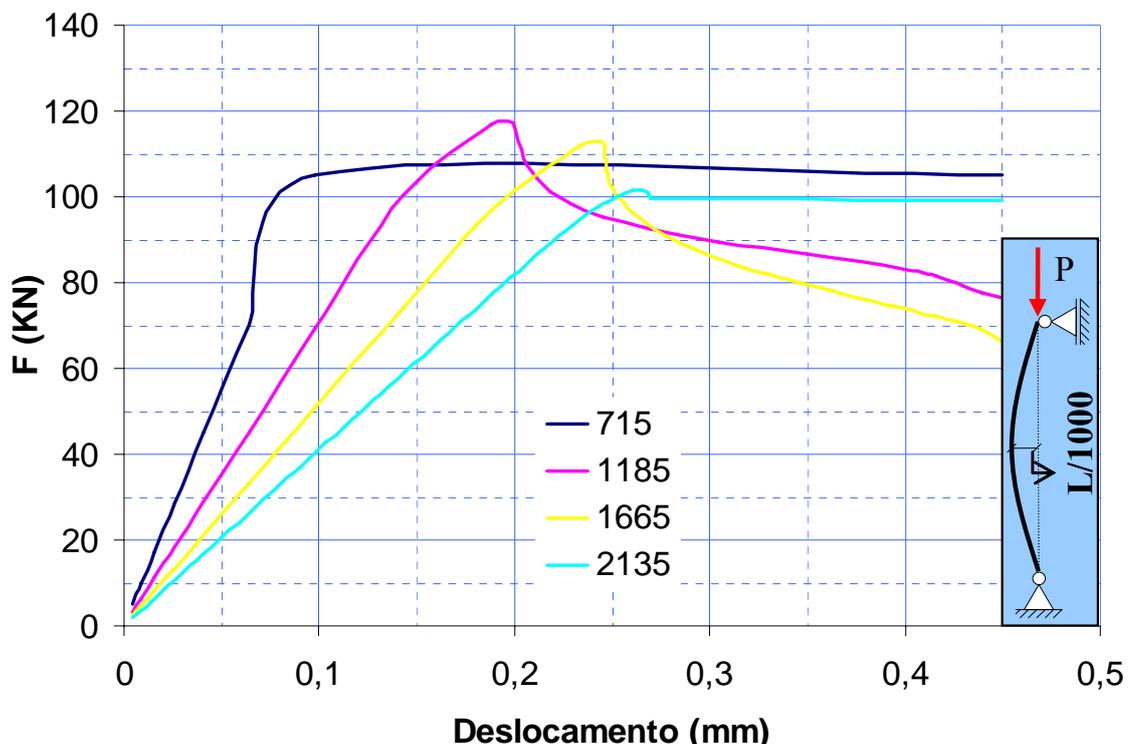


Figura 4.11 – Modelo sem chapa de topo assimétrico: relação força x deslocamento para distintos comprimentos efetivos.

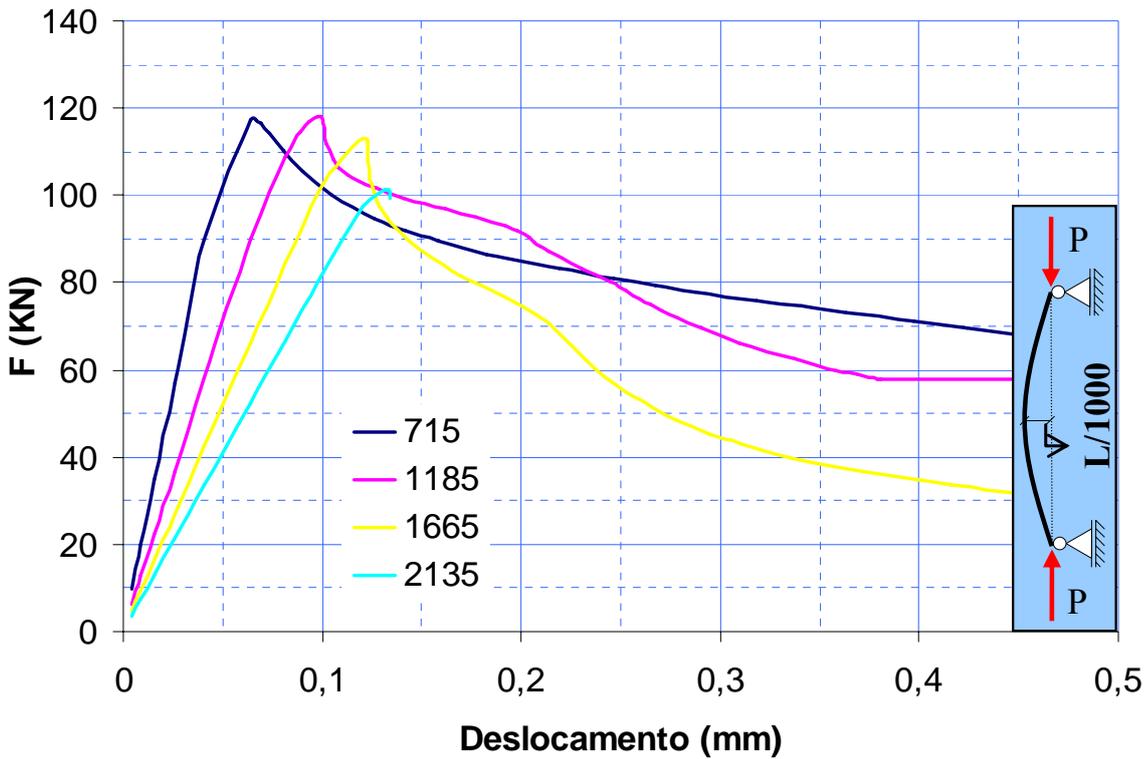


Figura 4.12 – Modelo sem chapa de topo simétrico: relação força x deslocamento para distintos comprimentos efetivos.

Portanto, outro modelo com simetria de carregamento foi construído com restrições de extremidade diferentes daquelas adotadas na figura 4.10, em que apenas a rotação em torno do eixo y é impedida, conforme Figura 4.13.

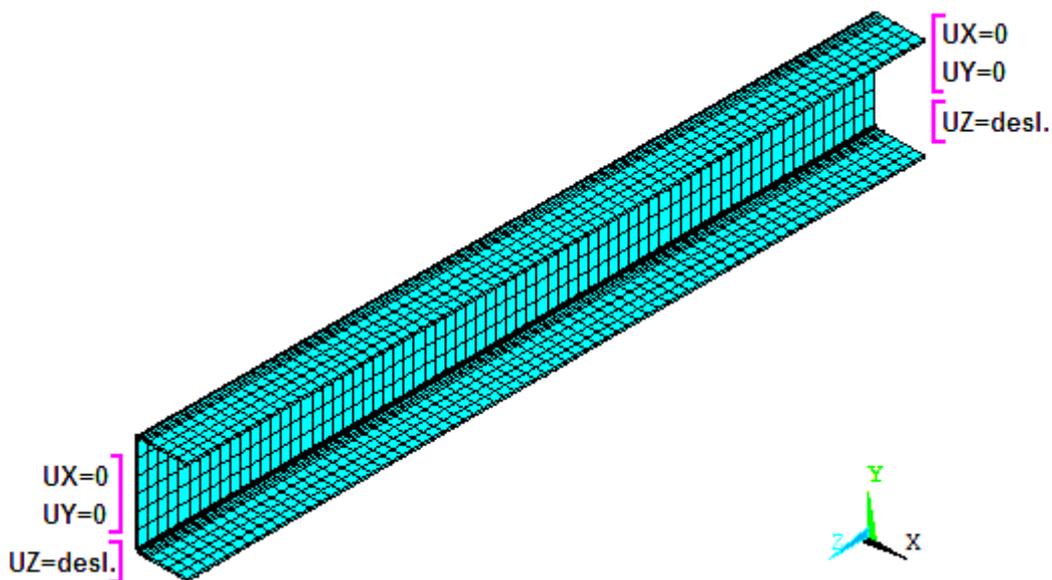


Figura 4.13 – Modelo sem chapa de topo simétrico com rotações de extremidade livres: condições de contorno.

Embora os resultados tenham mostrado uma ligeira melhora, a variação desproporcional entre cargas críticas e comprimentos efetivos permaneceu, conforme ilustra a figura 4.14.

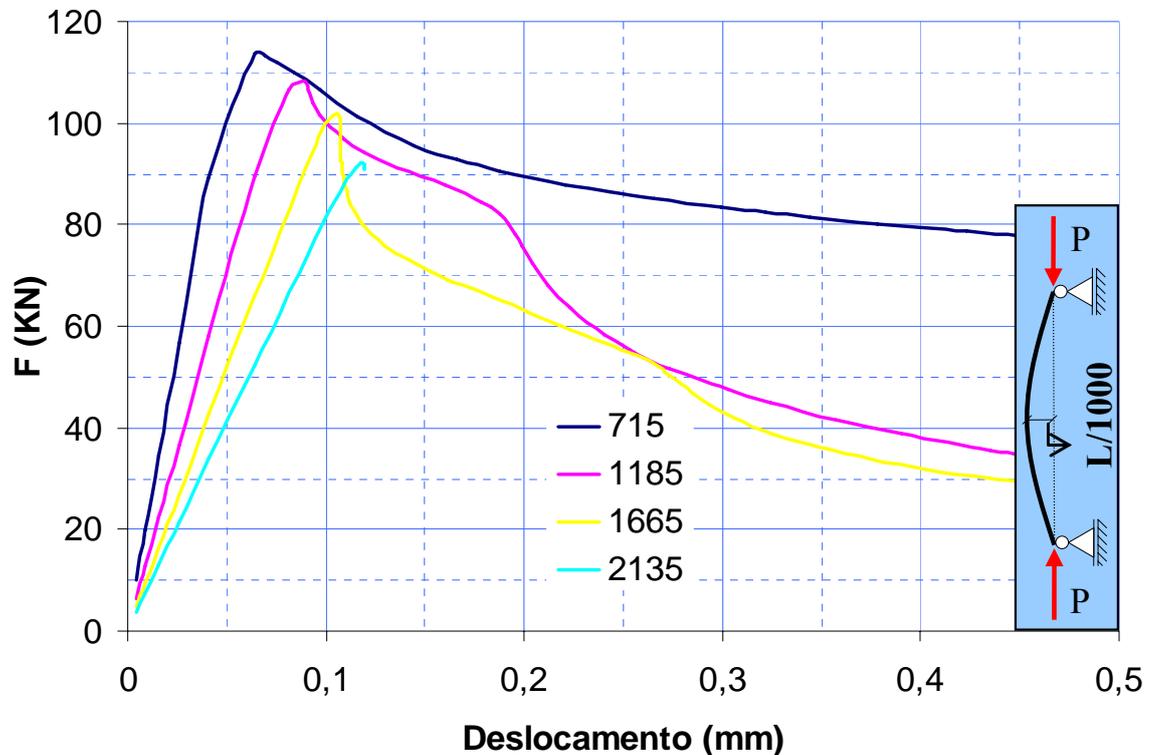


Figura 4.14 – Modelo sem chapa de topo simétrico: relação força x deslocamento para distintos comprimentos efetivos e rotações livre nas extremidades.

Ao observar as configurações deformadas dos três modelos supracitados, figuras 4.9, 4.10 e 4.13, um aspecto interessante foi identificado. As superfícies deformadas dos modelos sem chapa de topo foram distintas daquelas encontradas para modelos com chapa de topo. Os primeiros modelos apresentaram, de um modo geral, um efeito localizado como pode ser observado nas comparações apresentadas nas figuras 4.15 a 4.22, em que foram estudadas situações dos tipos sem e com chapa de topo.

Nenhum aspecto de interesse (ou mesmo conclusivo) para a escolha de um padrão de modelagem foi estabelecido com base nesses comportamentos, razão pela qual o *modelo com chapa de topo* será adotado no que segue, pois as alterações sofridas pelas cargas de colapso foram compatíveis com variação do comprimento efetivo, ou seja, cargas maiores para comprimentos menores.

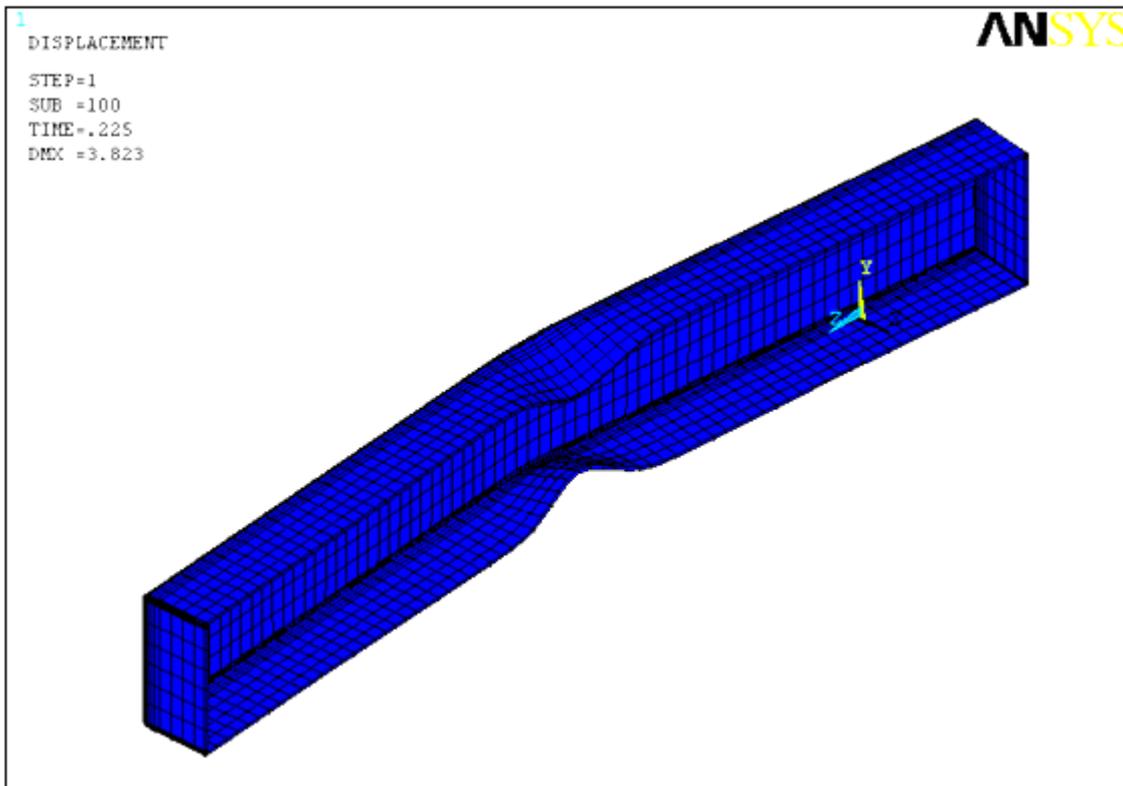


Figura 4.15 – Modo de falha: modelo *com* chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 850mm

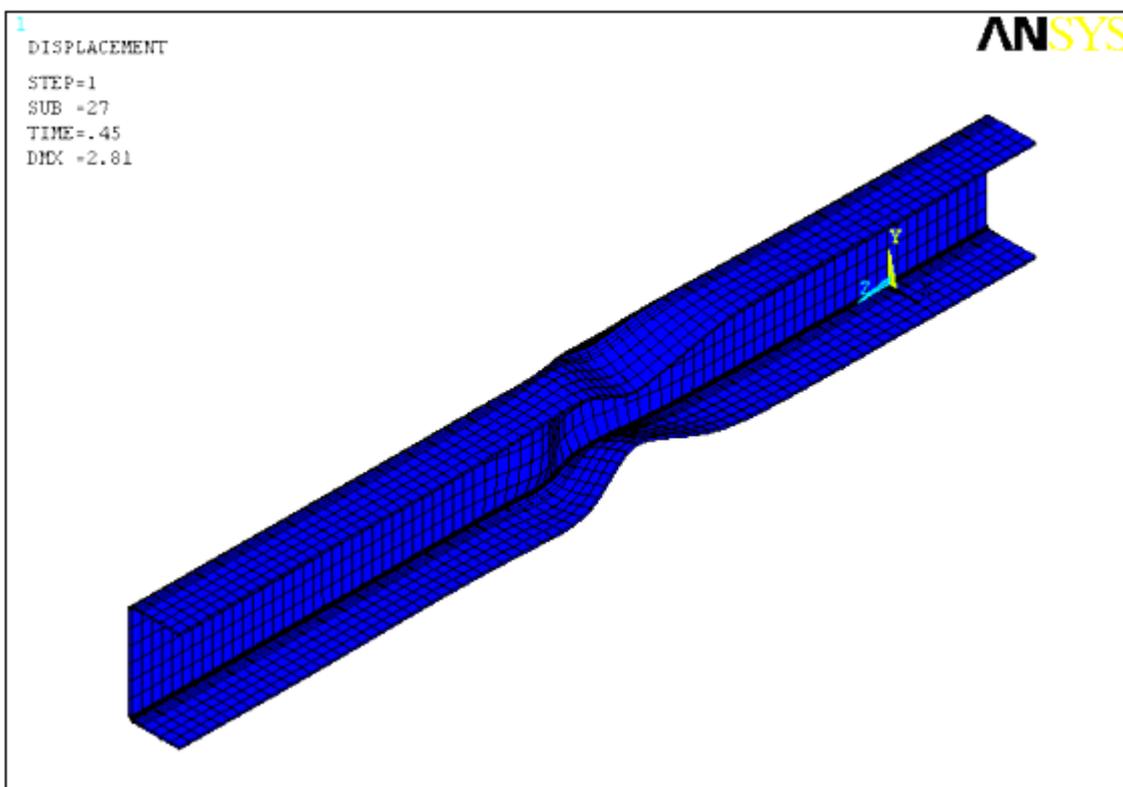


Figura 4.16 – Modo de falha: modelo *sem* chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 850mm

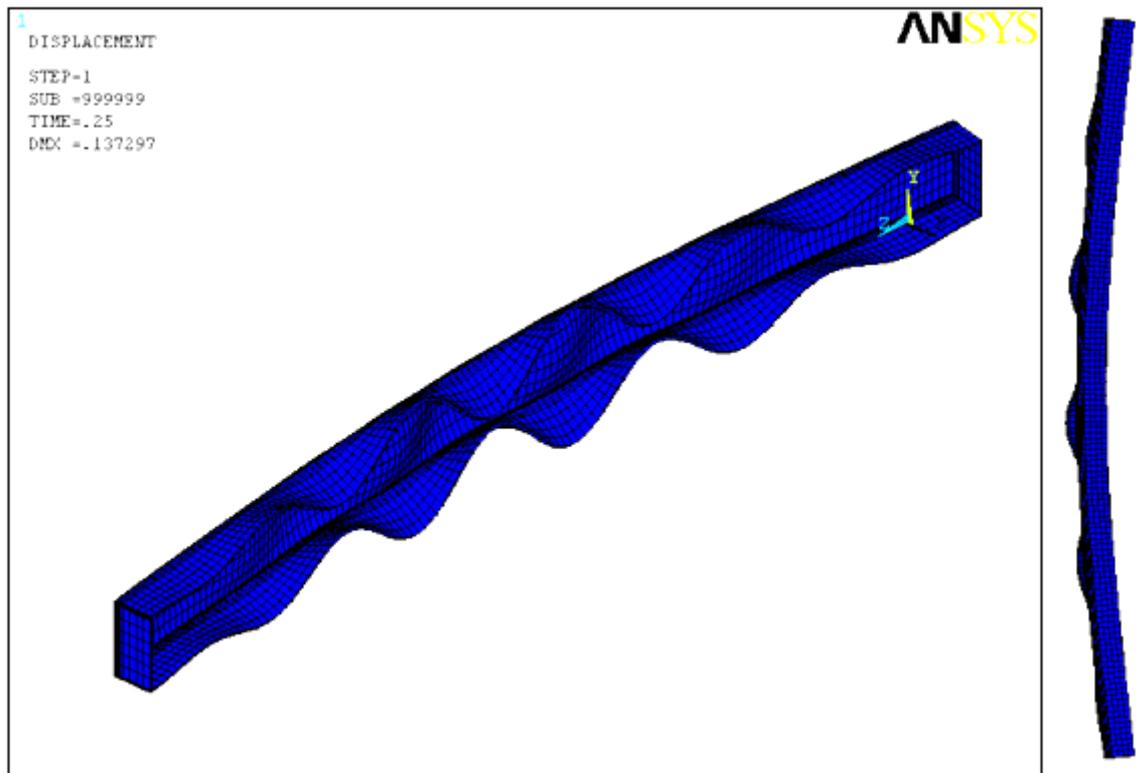


Figura 4.17 – Modo de falha: modelo *com* chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 1320mm

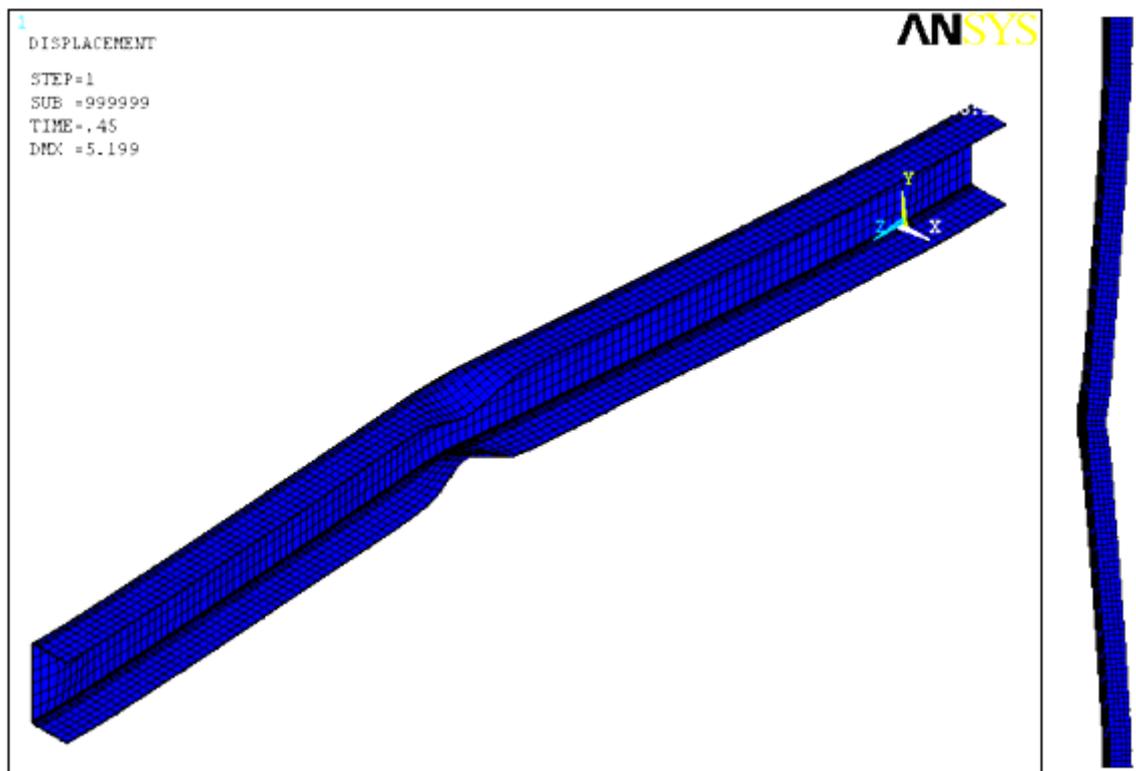


Figura 4.18 – Modo de falha: modelo *sem* chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 1320mm

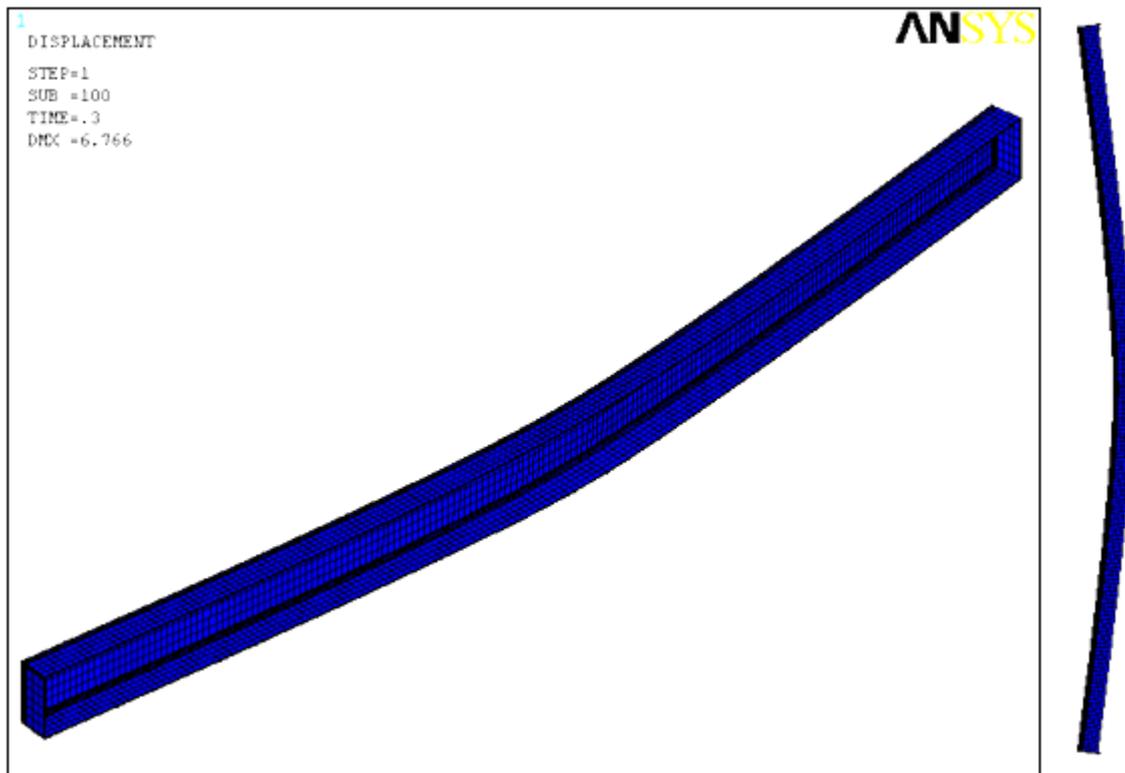


Figura 4.19 – Modo de falha: modelo com chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 1800mm

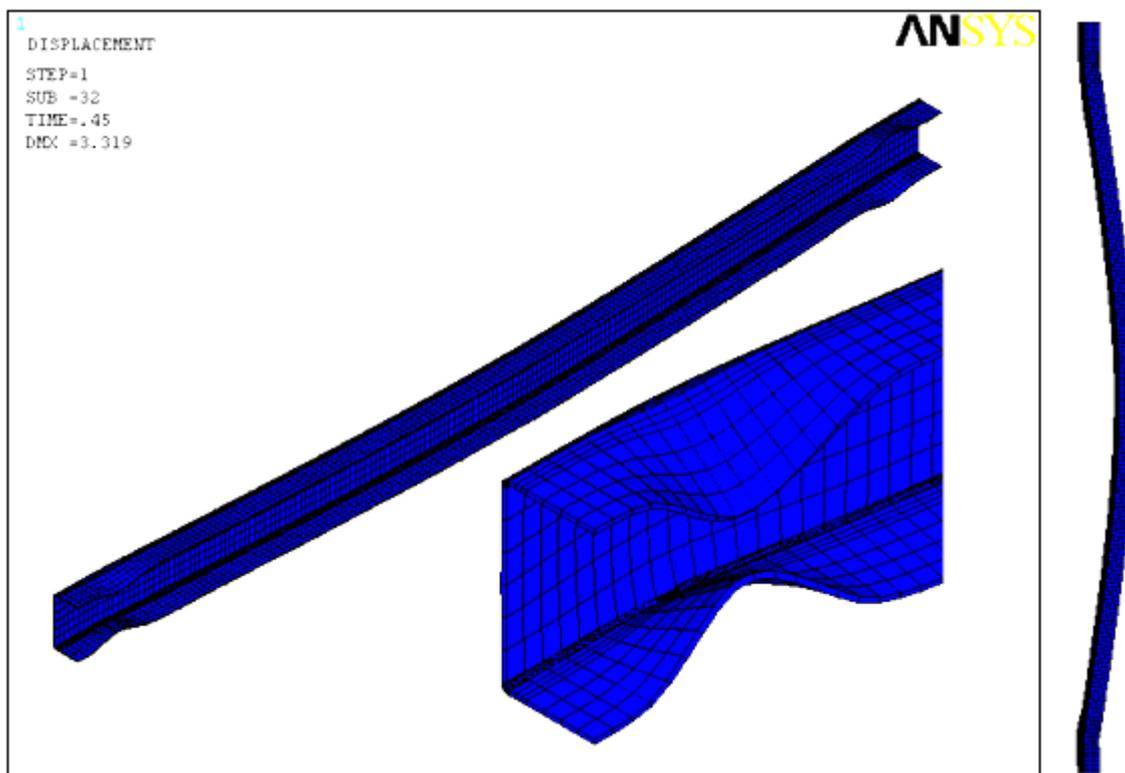


Figura 4.20 – Modo de falha: modelo sem chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 1800mm

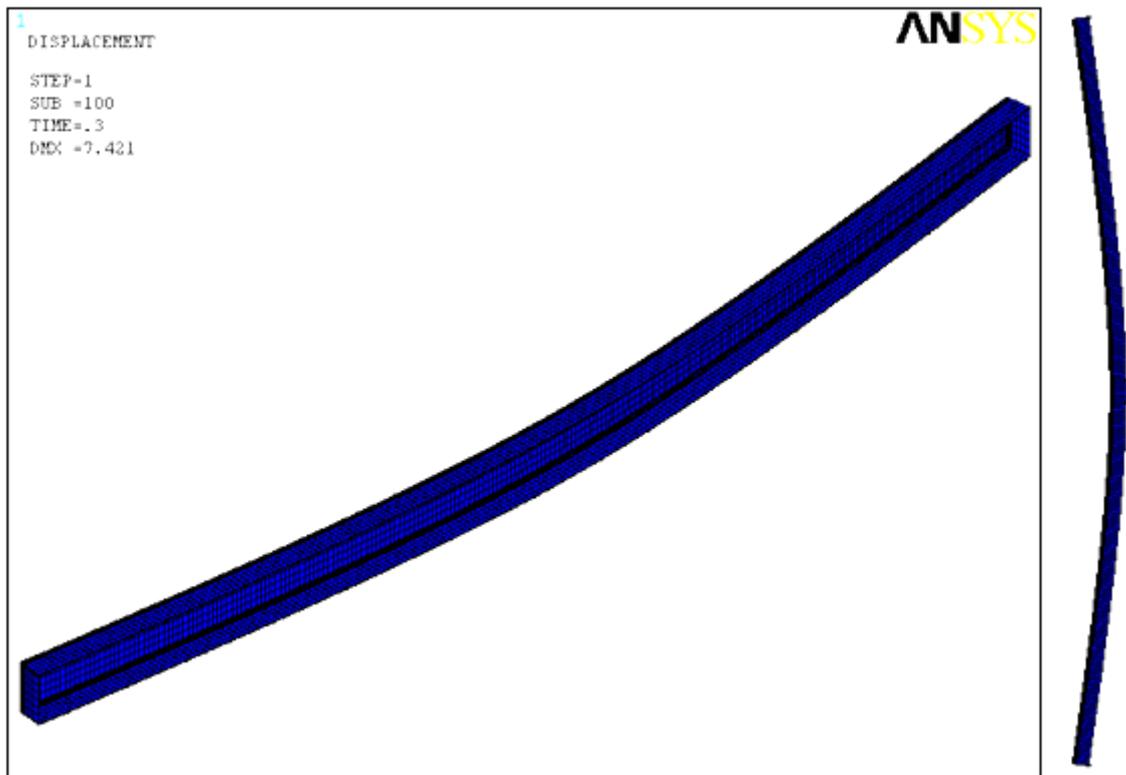


Figura 4.21 – Modo de falha: modelo com chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 2270mm

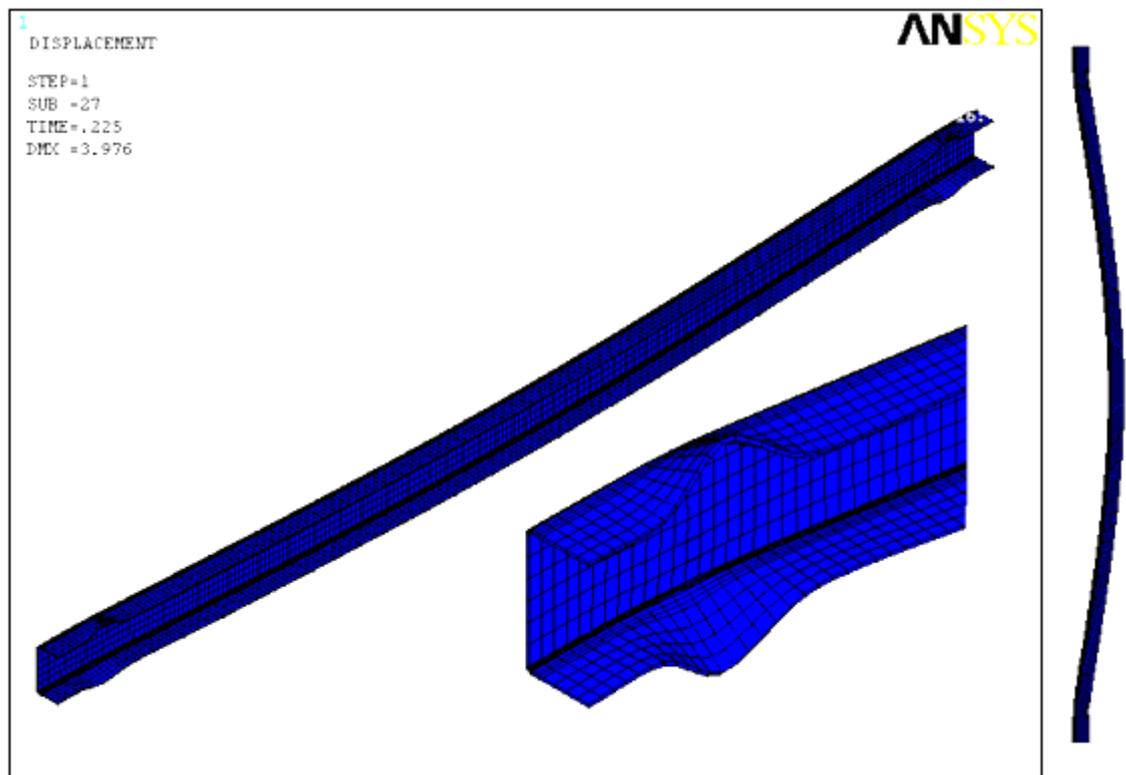


Figura 4.22 – Modo de falha: modelo sem chapa de topo - perfil U225 – L_{ef} 2270

- *Modelo com chapa de topo – Influência das condições de contorno*

Ao lançar mão da chapa de topo se avaliou a possibilidade de modelar uma rótula esférica, conforme figura 4.23. Nesse caso, a verificação da deformabilidade da mesma se fez necessária devido à disposição das condições de contorno apenas no centro de gravidade da seção, que poderia, por exemplo, proporcionar uma concentração de esforços que seria resistida de forma pouco eficiente pela chapa.

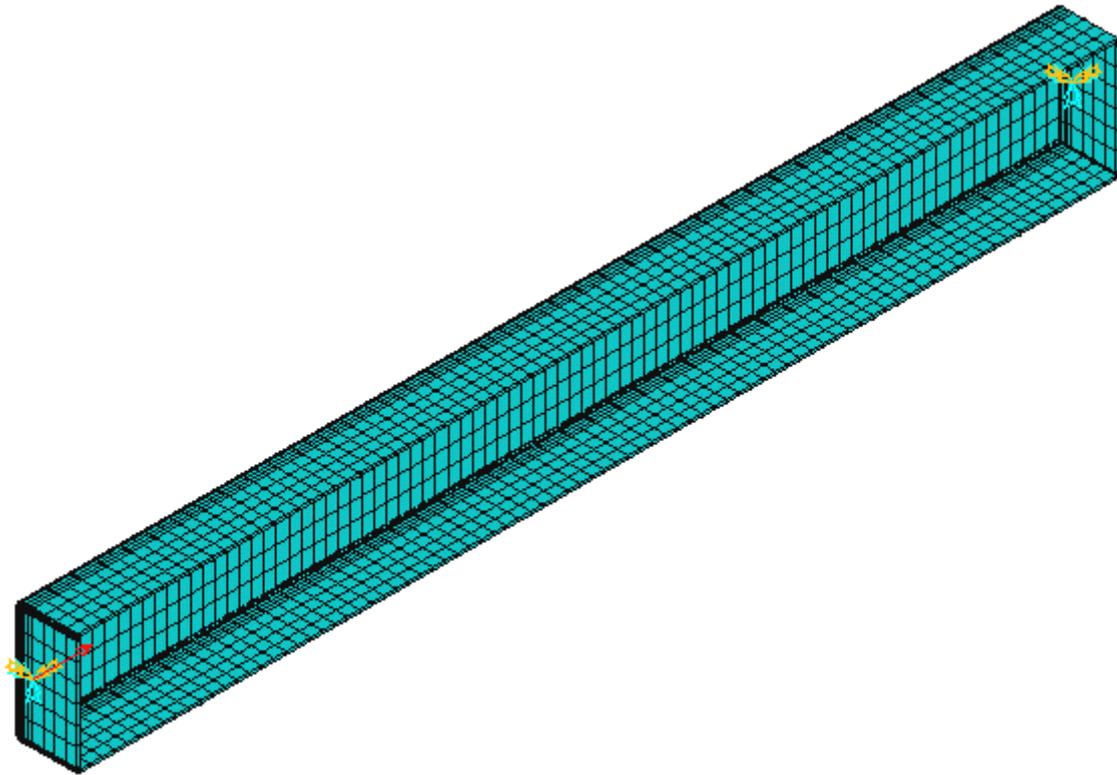


Figura 4.23 – Representação da rótula esférica para modelos com chapa de topo

Por meio de análises de autovalor foi possível examinar duas formas de minimizar eventuais deformações a serem desencadeadas pela chapa de topo no decorrer das análises não-lineares, a saber, diminuição da deformação mediante aumento de sua espessura, denominado *Grupo 1*, e melhoria das propriedades do aço da chapa como, por exemplo, o módulo de elasticidade, denominado *Grupo 2*.

Neste contexto, as duas opções alcançaram resultados satisfatórios, conseguindo minimizar a interferência das deformações das chapas de topo no comportamento do perfil. Nas tabelas 4.1 e 4.2 encontram-se os casos estudados e respectivas avaliações.

Tabela 4.1 – Avaliação da deformabilidade da chapa de topo por meio da espessura.

t_{ch}/t_{perfil}	Deformada da chapa de topo
1	Apresentaram deformações que comprometeriam análises posteriores, bem como a busca de modos de falhas puros.
2	
3	
4	Deformações da chapa desprezíveis, todavia a busca de modos de falhas puros ainda estava prejudicada.
5	
6	Modos de falhas puros começam a aflorar melhor.
7, 8, 9 e 10	Modos de falhas puros podem ser obtidos.

t_{ch} : espessura da chapa de topo. t_{perfil} : espessura do perfil.

Tabela 4.2 – Estudo da deformabilidade da chapa de topo mediante módulo de Young.

E_{ch}/E_{perfil}	Deformada da chapa de topo
1	Apresentaram deformações que comprometeriam análises posteriores, bem como a busca de modos de falhas puros.
10	Configurações deformadas se aproximam mais do esperado. A chapa ainda apresenta deformações para alguns modos, em princípio, de não interesse.
100	Deformações da chapa desprezíveis. Modos de falhas puros podem ser obtidos.
1000	
10000	Tensões longitudinais na chapa desprezíveis.
$>10^4$	

E_{ch} : módulo de Young da chapa de topo. E_{perfil} : módulo de Young do perfil.

As figuras 4.24 e 4.25 trazem as configurações da deformada da chapa para os modos de falha, local e global, para os casos que apresentaram consideráveis deformações nas chapas de topo. A Figura 4.25 retrata a dificuldade de coletar modo global puro por meio da análise de autovalor. Os níveis de tensão longitudinal nas chapas podem ser observados nas figuras de 4.26 e 4.27.

Para os casos cuja deformação da chapa de topo foi de pouca relevância foram inseridas as não-linearidades do material e geométrica. Nesta etapa os modelos do **Grupo 1** apresentaram limitações para se alcançar a convergência numérica. Cada comprimento efetivo necessitou de ajustes no deslocamento prescrito para finalizar a análise não-linear. Neste caso, seria necessário encontrar o deslocamento prescrito para cada modelo construído para, posteriormente, realizar a análise de interesse.

Os modelos do **Grupo 2** não convergiam, o que impossibilitou a obtenção da deformada de colapso, bem como de outros resultados. Estes fatores contribuíram para a investigação dos modelos com rótula cilíndrica.

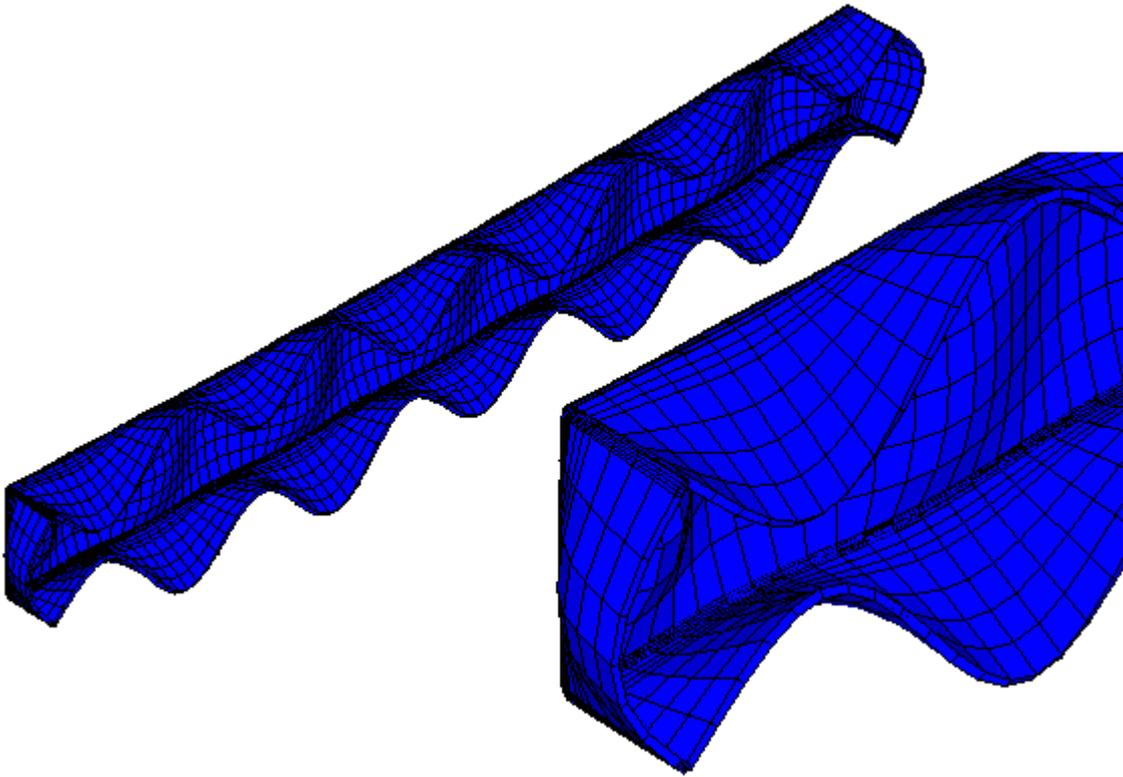


Figura 4.24 – Modelo com chapa de topo e rótula esférica: modo local com relação a:
 $t_{ch} = t_{perfil}$ ou $E_{ch} = E_{perfil}$.

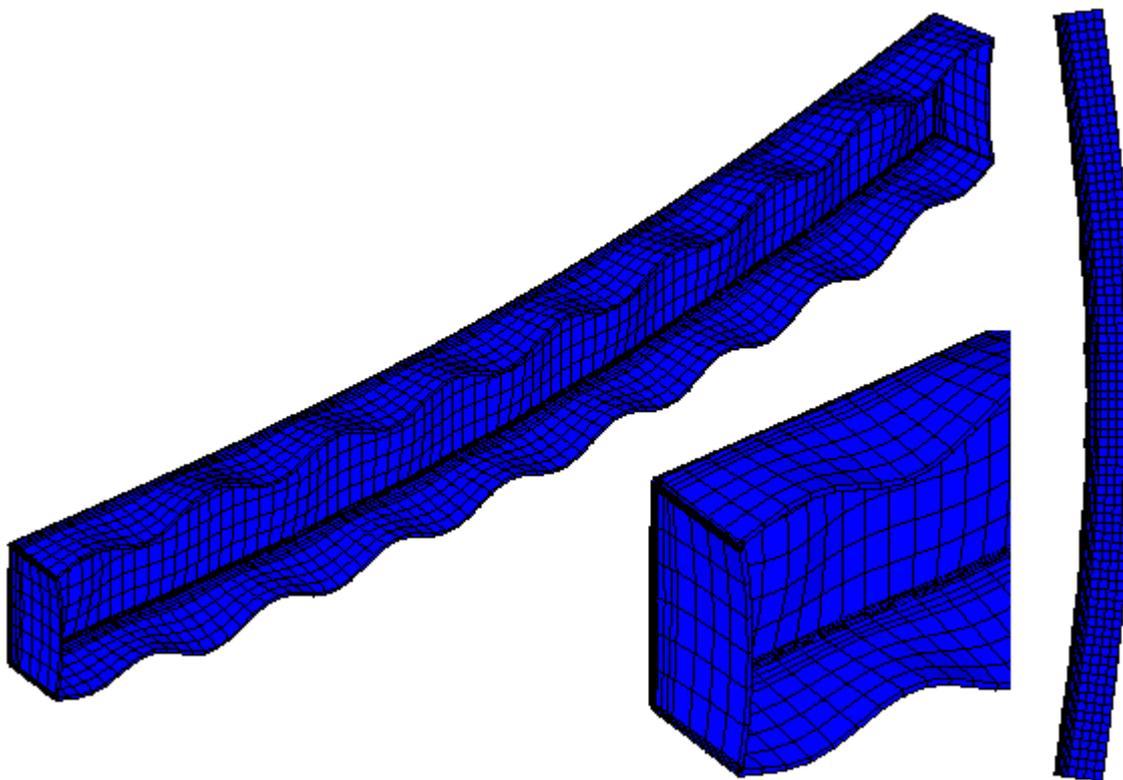


Figura 4.25 – Modelo com chapa de topo e rótula esférica: modo global com relação a:
 $t_{ch} = t_{perfil}$ ou $E_{ch} = E_{perfil}$

É interessante destacar que ao realizar os ajustes no deslocamento prescrito para modelos do *Grupo 1*, estudados nesta etapa do presente trabalho, os resultados finais foram similares aqueles dos modelos com rótula cilíndrica.

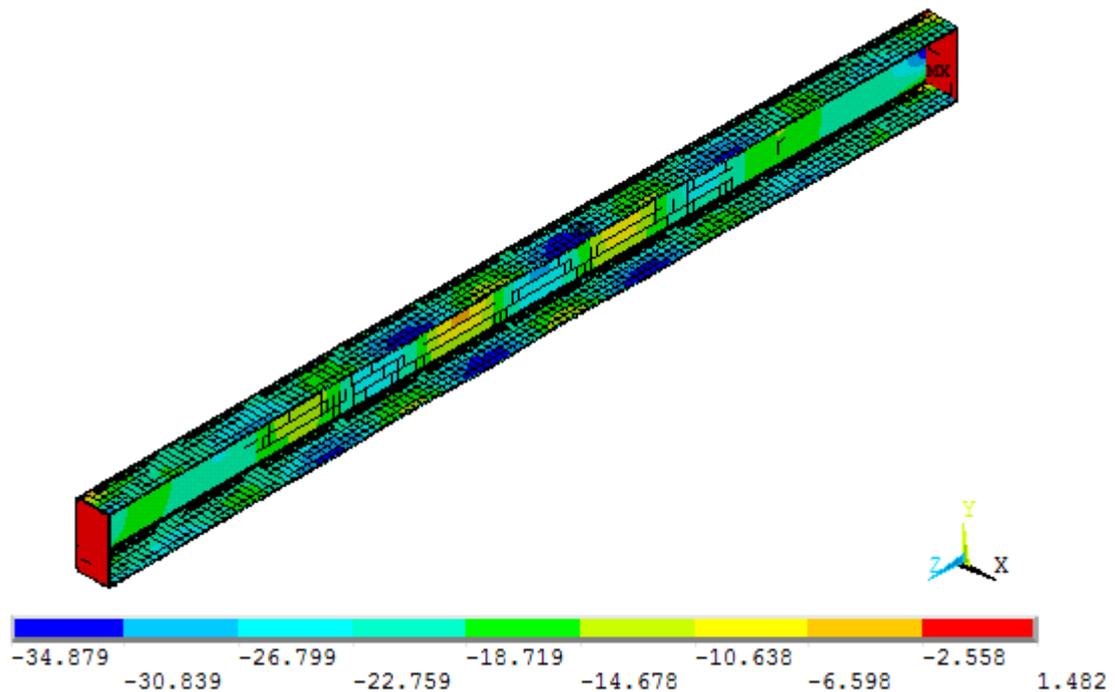


Figura 4.26 – Modelo com chapa de topo e rótula esférica: tensões na direção longitudinal com relação a $E_{ch} = 10^3 E_{perfil}$

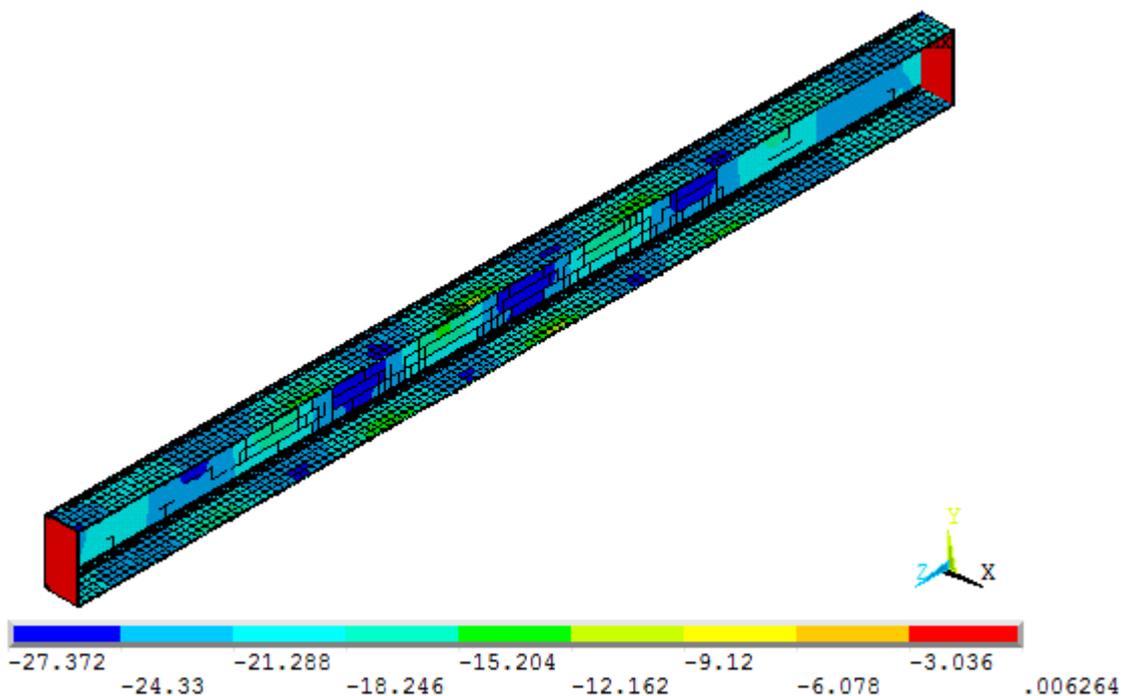


Figura 4.27 – Modelo com chapa de topo e rótula esférica: tensões na direção longitudinal com relação a $E_{ch} = 10^5 E_{perfil}$

Com relação às condições de carregamento, assim como nos modelos sem chapa de topo, a simetria de carregamento foi averiguada. Também foram construídos dois modelos com iguais condições de contorno de extremidade (rótula cilíndrica), conforme ilustram as figuras Figura 4.28 e Figura 4.29.

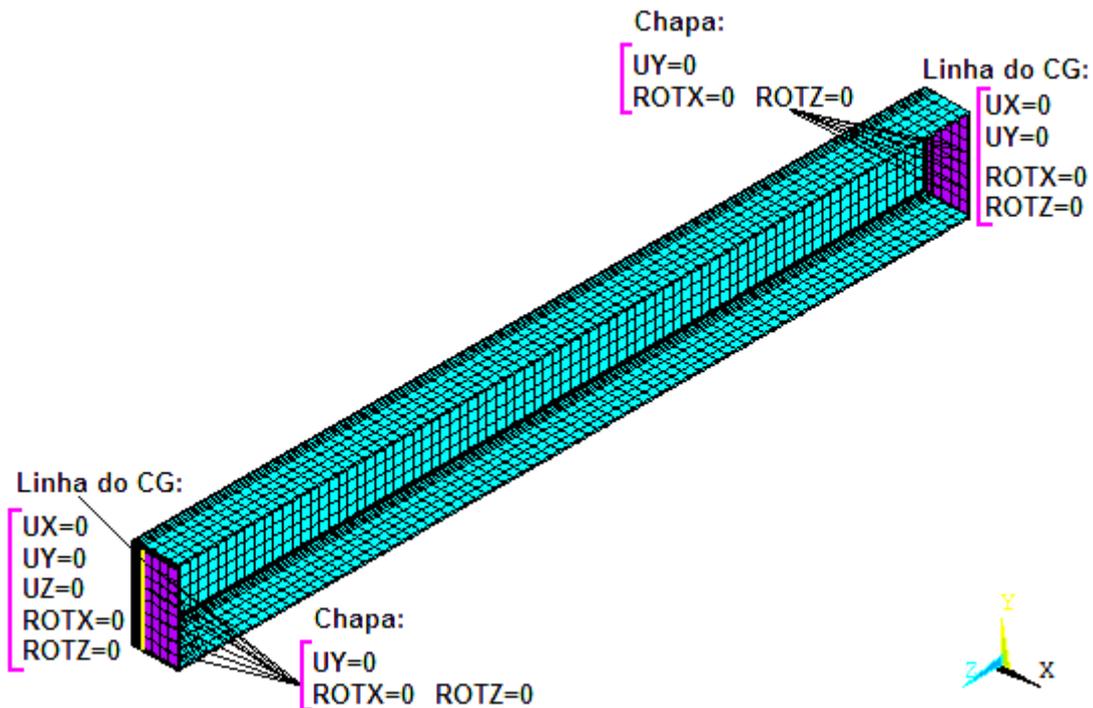


Figura 4.28 – Modelo com chapa de topo *assimétrico*: condições de contorno.

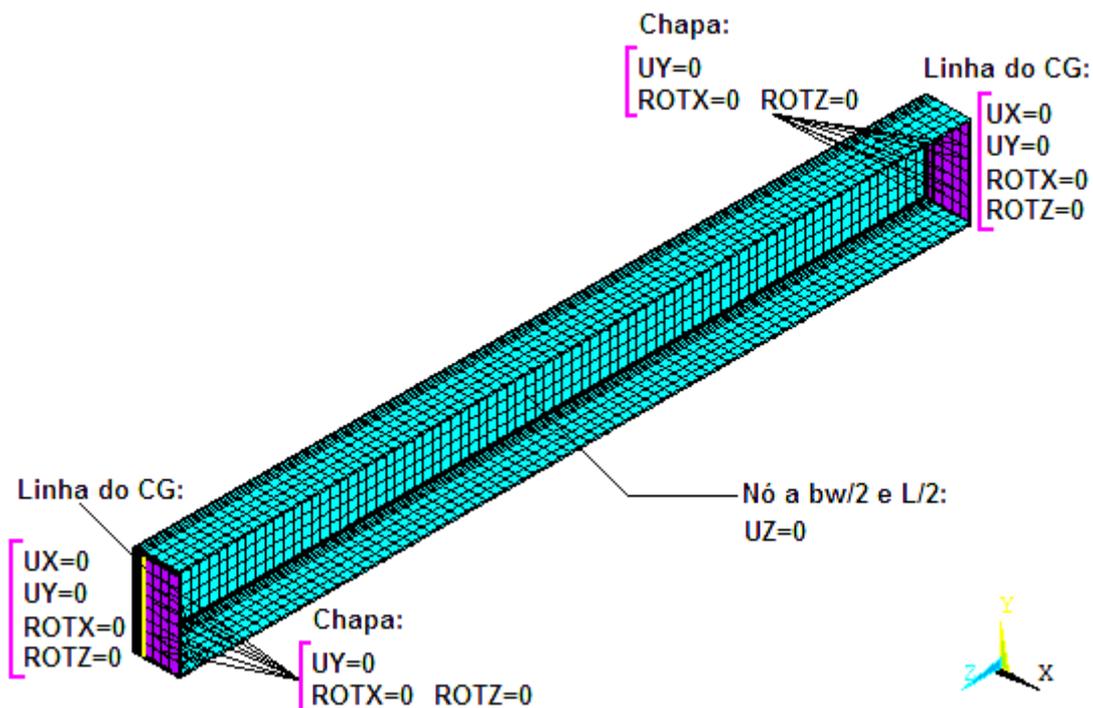


Figura 4.29 – Modelo com chapa de topo *simétrico*: condições de contorno.

Os gráficos apresentados nas figuras Figura 4.30 e Figura 4.31, trazem as relações força x deslocamento para os mesmos perfis estudados, com a chapa de topo e rótula cilíndrica, onde é possível perceber que o problema de incompatibilidade entre as variações das cargas críticas e comprimento efetivo não mais aparecem.

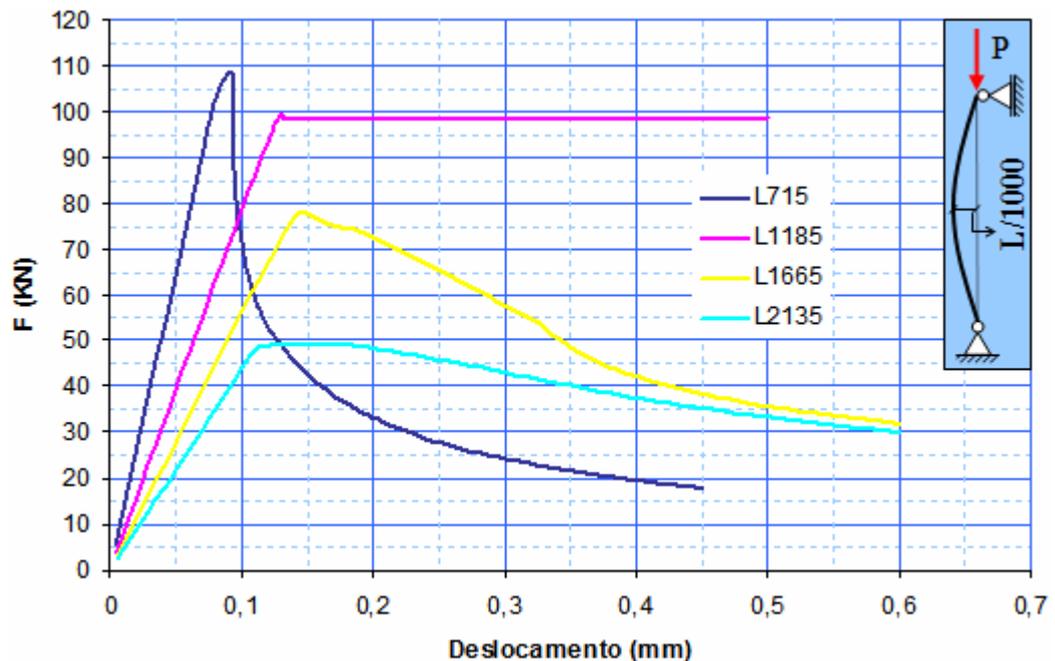


Figura 4.30 - Modelo com chapa de topo *assimétrica*: relação força x deslocamento para distintos comprimentos efetivos.

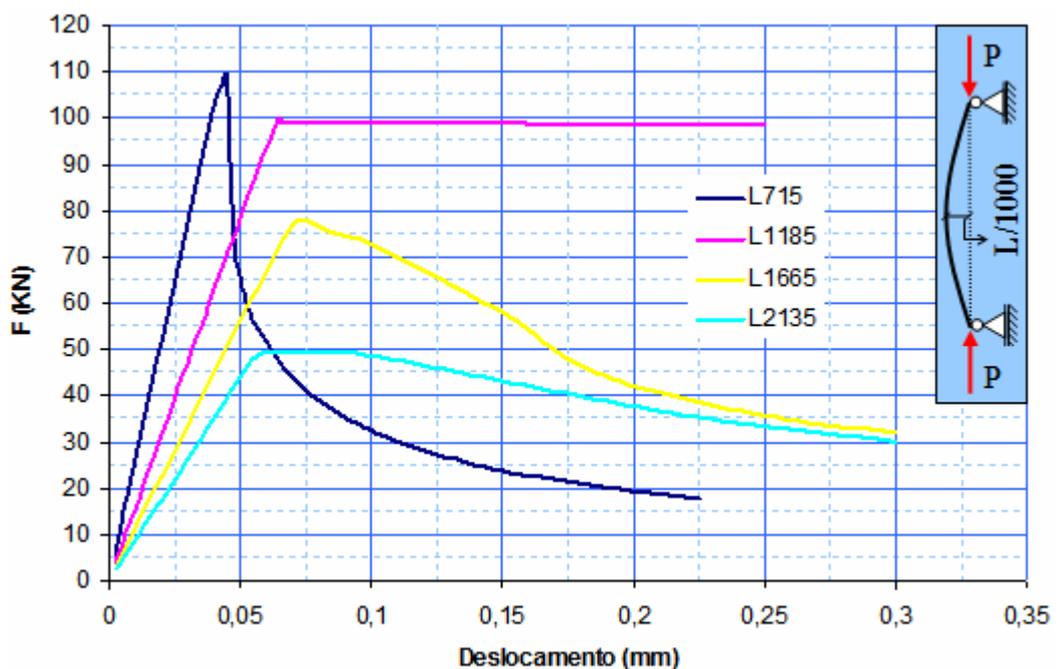


Figura 4.31 - Modelo com chapa de topo *simétrica*: relação força x deslocamento para distintos comprimentos efetivos.

Ainda com relação às figuras 4.30 e 4.31, as cargas críticas para as barras de comprimentos efetivos de 715 mm e 2135 mm apresentam diferença significativa, sugerindo um modelo com comportamento mais racional. Nas figuras 4.32 a 4.35 foi destacada a diferença de rigidez inicial entre os modelos simétricos e assimétricos.

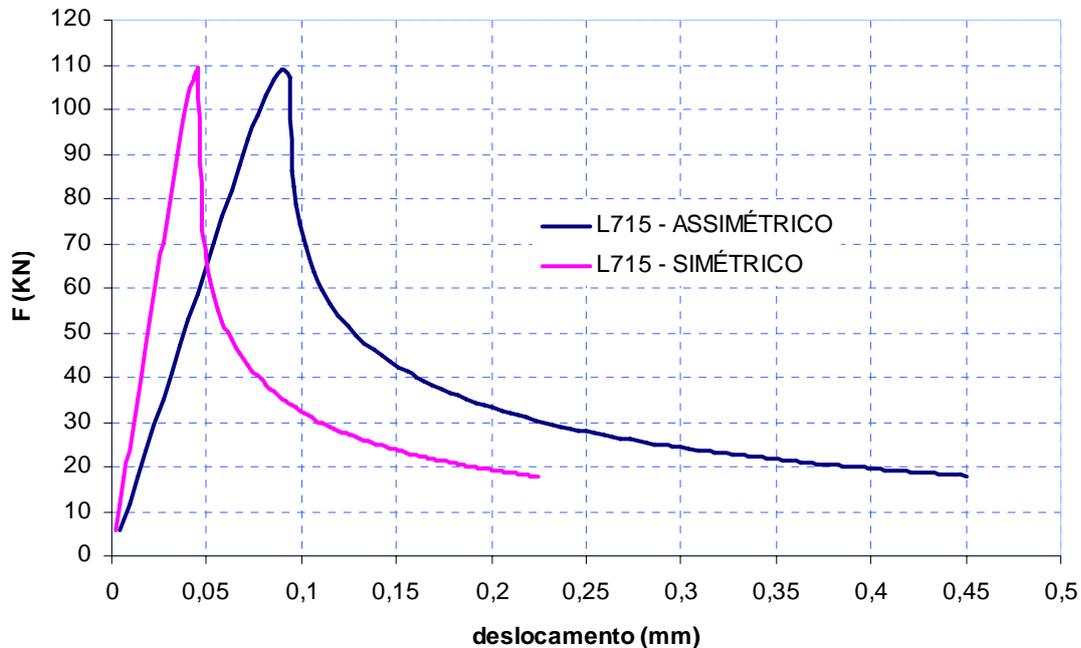


Figura 4.32 – Modelo com chapa de topo: relação força x deslocamento para modelos simétrico e assimétrico com relação ao comprimento efetivo de 715mm.

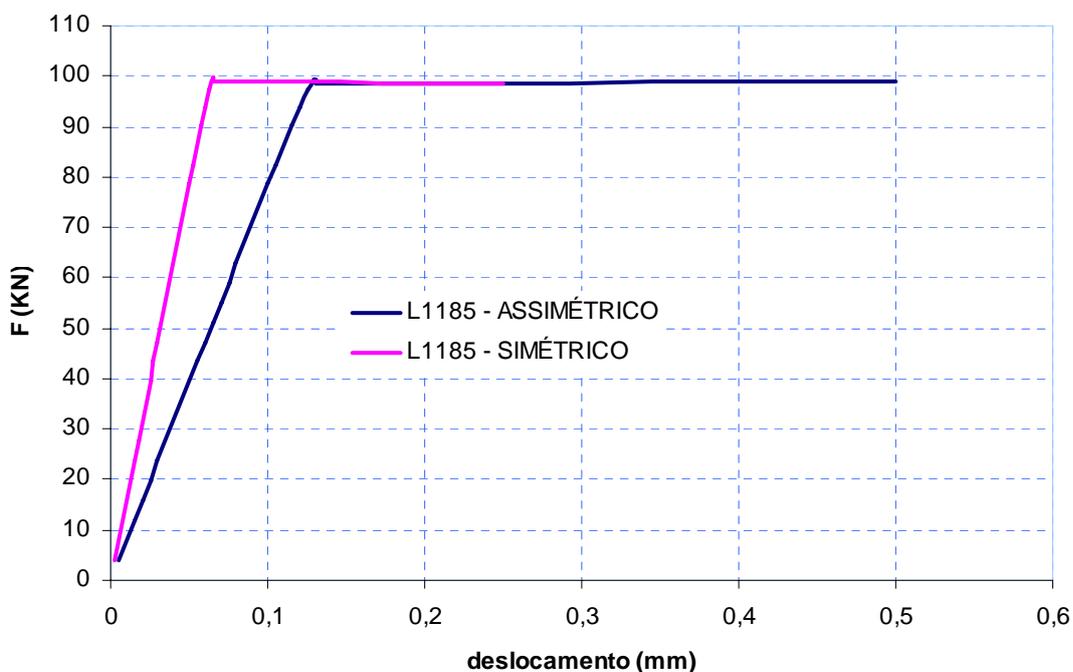


Figura 4.33 – Modelo com chapa de topo: relação força x deslocamento para modelos simétrico e assimétrico com relação ao comprimento efetivo de 1185mm.

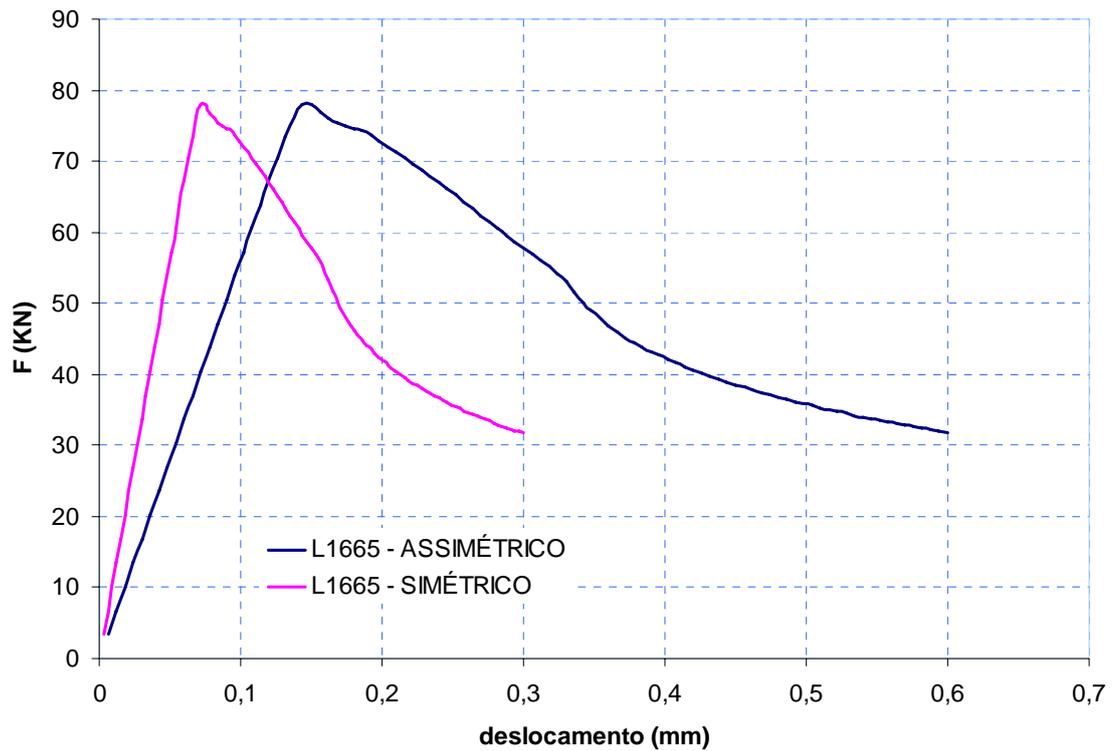


Figura 4.34 – Modelo com chapa de topo: relação força x deslocamento para modelos simétrico e assimétrico com relação ao comprimento efetivo de 1665mm.

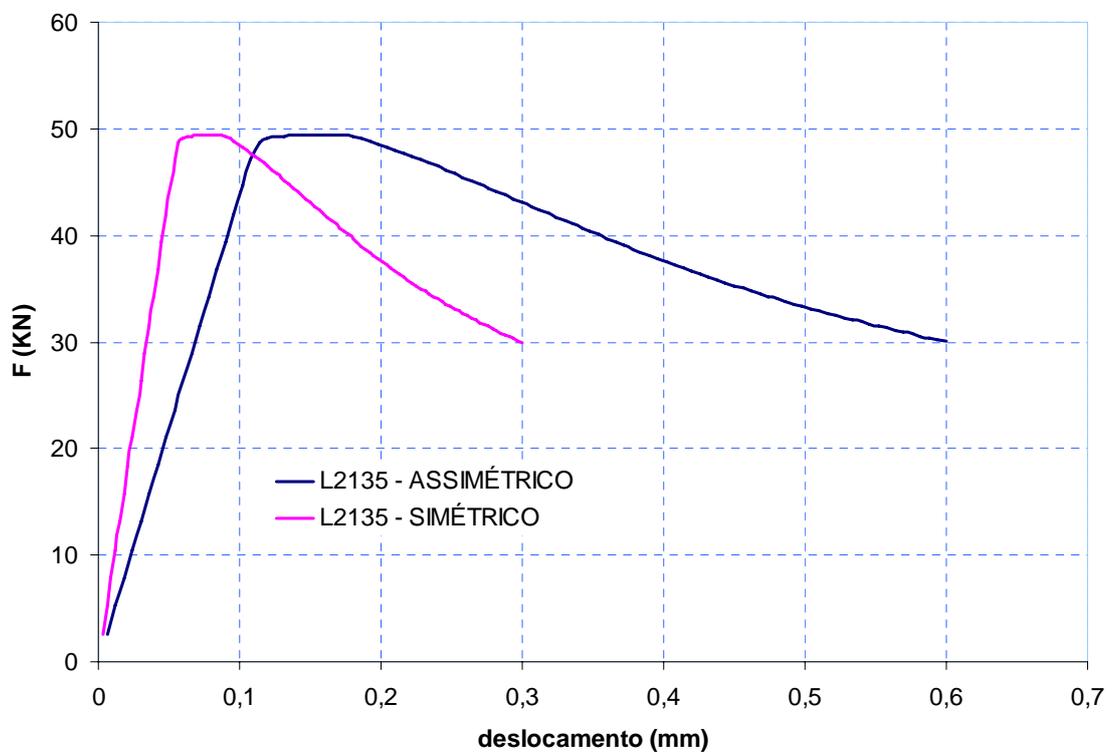


Figura 4.35 – Modelo com chapa de topo: relação força x deslocamento para modelos simétrico e assimétrico com relação ao comprimento efetivo de 2135mm.

Os modelos com carregamento simétrico demonstraram maior rigidez em todos os casos. Ressalta-se que os modelos assimétricos além de reproduzir as condições de carregamento dos ensaios experimentais, apresentaram rigidezes mais próximas aos resultados experimentais frente aos modelos simétricos, conforme Figura 4.36.

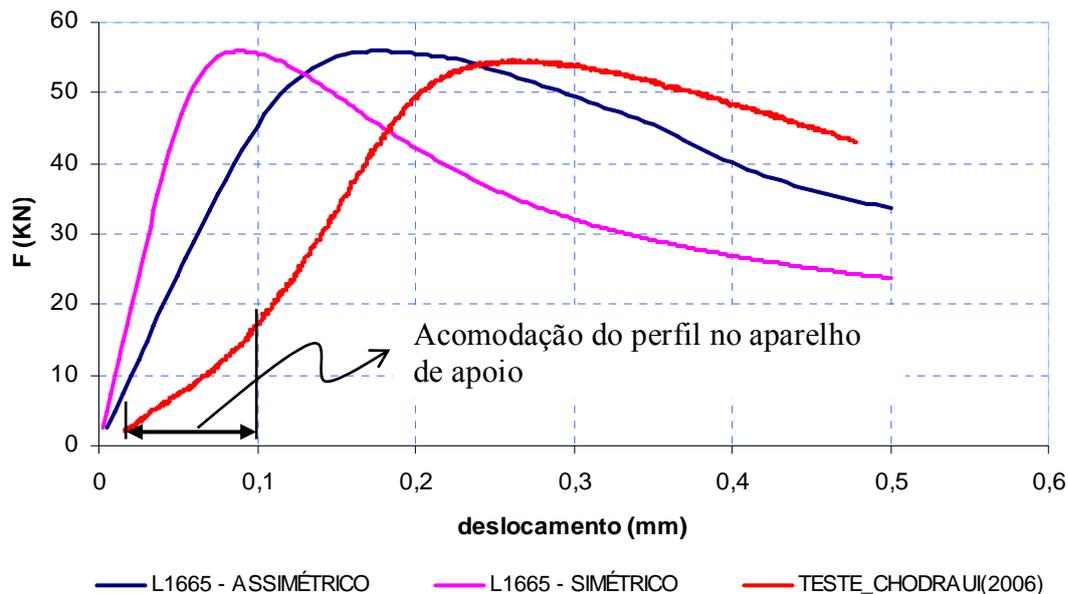


Figura 4.36 – Modelo com chapa de topo: relação força x deslocamento para modelos simétrico, assimétrico e experimental com relação ao comprimento efetivo de 1665mm.

Para o estudo de sensibilidade realizado no presente trabalho, seria indiferente a condição de simetria ou não de carregamento, visto que a mesma não é variável condicionante na análise para fins de carga crítica. Por apresentar melhor correlação com resultados experimentais no referente à rigidez do sistema, se achou por bem adotar, nas análises de interesse, modelos sem simetria de carregamento.

4.4 MAPEAMENTO DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS

Adotou-se como procedimento de controle mapear a malha de elementos finitos utilizada, com vistas a permitir determinar exatamente quantos elementos finitos existem em cada parte do perfil, a saber, aba, alma e canto, bem como a localização exata de nós e elementos.

Esse mecanismo permite maior controle sobre a malha, como por exemplo, na atribuição das propriedades de um determinado conjunto de elementos, a saber, tipo de

elemento finito e suas constantes reais (espessura do elemento, por exemplo), propriedades do material (Módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson e relação constitutiva). É um mecanismo ideal e bastante útil na análise de sensibilidade das imperfeições iniciais.

A fim de definir a malha a ser utilizada nos modelos com elementos finitos pouco distorcidos, se realizou um estudo de refinamento no qual se verifica a possibilidade de posteriores deformações excessivas dos elementos, o que poderia comprometer os resultados. O parâmetro utilizado para balizar a definição da malha foi a relação de aspecto dos elementos, conforme ANSYS. Por conveniência, esta averiguação foi realizada na etapa da análise de autovalor (modo de falha e carga crítica), pois resulta de rápida execução. Posteriormente, o ganho de precisão nalguns resultados numéricos de interesse foi avaliado.

A malha utilizada para realizar a análise de sensibilidade está representada na Figura 4.37, e suas características e estudo de refinamento estão apresentados no *apêndice D* do presente trabalho.

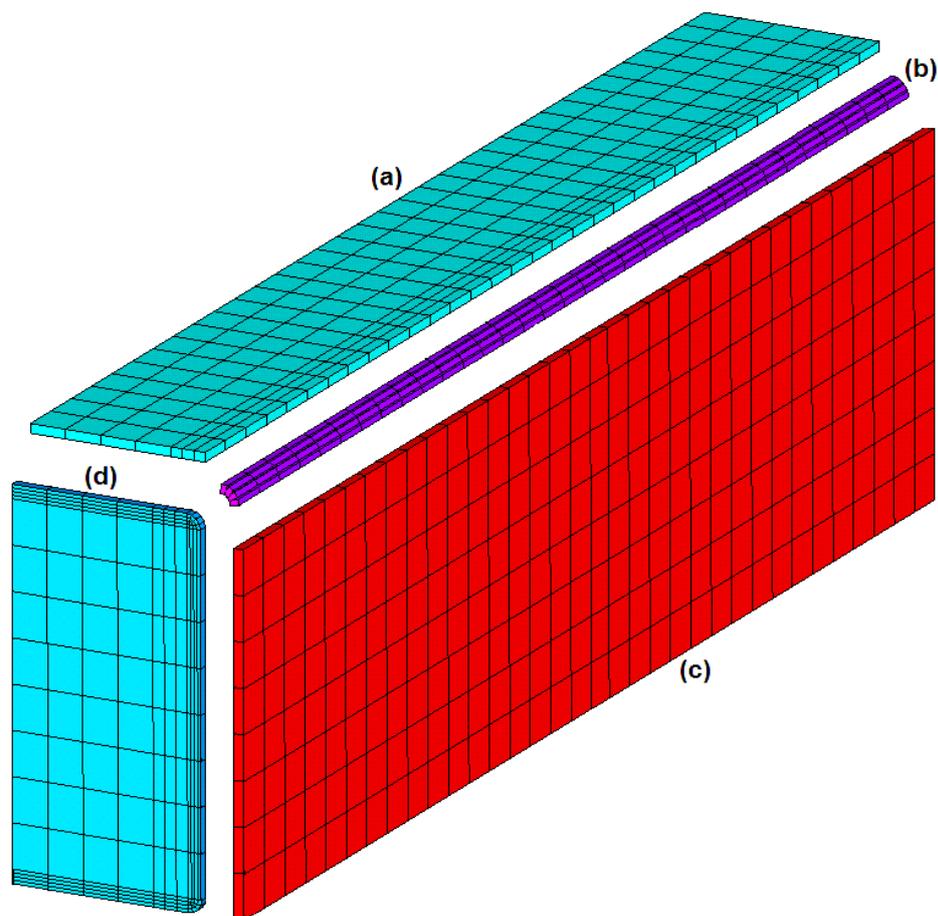


Figura 4.37 – Exemplo de uma malha mapeada: (a) malha da aba, (b) malha do canto, (c) malha da alma e (d) malha da chapa de topo.

Uma das principais vantagens deste tipo de malha é a possibilidade de indexar o desenvolvimento do modelo numérico, utilizando scripts, desde a construção da geometria do modelo, passando pela realização da malha em elementos finitos, até a aplicação das condições de contorno, vinculação e carregamento. É uma malha mais racional.

O script é um documento contendo uma seqüência de linhas de comandos executadas pelo ANSYS. Por meio de um script, a construção dos modelos numéricos pode ser automatizada mediante indexação de uma série de comandos vinculados às variáveis ditas primárias como, por exemplo, parâmetros geométricos do modelo e propriedades dos materiais empregados.

Do ponto de vista de uma análise paramétrica, onde se estuda a influência de cada parâmetro individualmente, sobre um determinado fenômeno, o uso do script é de uma praticidade inestimável. Os scripts permitem construir quantos modelos se desejar com menos esforço por parte do operador, tornando a tarefa menos tediosa, além de poupar tempo. A Figura 4.38 mostra parte de um dos vários scripts desenvolvidos ao longo desse trabalho e, o *apêndice F* apresenta um exemplo completo de um script.

```

C*****
C*** PARÂMETROS DE ENTRADA
C*****
bw=10.0      ! Altura da alma do perfil, cm
bf=5.0      ! Largura da mesa do perfil, cm
t=0.238     ! Espessura do perfil, cm
ri=0.238    ! raio interno de dobramento do perfil, cm
comp=132.0  ! Comprimento efetivo do perfil, cm
DeslocP=0.50 ! Deslocamento prescrito medido em ensaio, cm
E=20538.129 ! Módulo de elasticidade do aço utilizado, KN/cm2
v=0.3       ! Coeficiente de poisson do aço utilizado

C*****
C*** PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO
C*****

a=bw-4*t
b=bf-2*t
rm=ri+0.5*t
u1=1.571*rm
As=t*(a+2*b+2*u1)
Xg=(2*t/As)*(b*(0.5*b+rm)+u1*(0.363*rm))+0.5*t

C*****
C*** TIPO DE ELEMENTO
C*****

ET,1,SHELL181 ! elemento da casca do perfil
ET,2,SHELL181 ! elemento da chapa de topo

```

Figura 4.38 – Parte de um script: cálculo das propriedades geométricas e atribuição dos elementos finitos da casca do perfil e chapa de topo.

4.5 CONDIÇÕES DE CONTORNO, DE CARREGAMENTO E ASPECTOS DE NÃO-LINEARIDADE

As considerações sobre as restrições aos deslocamentos e rotações para cada modelo estudado, já foram abordadas. Cabe aqui uma discussão acerca da aplicação do carregamento para os modelos com rótula cilíndrica, tendo em vista os aspectos apresentados no item 4.3.3, com relação aos modelos sem chapa de topo.

4.5.1 COM RELAÇÃO AOS ASPECTOS DA NÃO-LINEARIDADE

Para modelar o comportamento não-linear do material e geométrico faz-se necessário um procedimento em passo finito, incremental-iterativo, para verificação do modelo constitutivo e do regime de grandes deslocamentos. O aplicativo computacional utilizado neste trabalho (ANSYS) emprega a aproximação de “newton-raphson” para solucionar problemas não-lineares.

Ao aplicar o carregamento numa série de incrementos de carga é interessante observar qual o tamanho mínimo do passo necessário, de modo que seja possível alcançar em primeira instância a convergência e, posteriormente, resultados representativos do fenômeno estudado.

Por meio do recurso “*Automatic time (load) stepping*” o ANSYS permite escolher os valores para o passo de carga inicial, bem como valores máximo e mínimo de carga, permitidos ao usuário do programa, para os próximos passos de carga. A seguir se tem o estudo prévio efetuado para se definir valores que foram adotados em todas as análises descritas no presente trabalho.

Foram avaliadas as cargas de colapso de perfis U100x50x2,25, considerando as imperfeições de ordem local e global para quatro valores de comprimento efetivo, a saber, **715 mm, 1185 mm, 1665 mm e 2135 mm**. Para cada comprimento foram investigados seis valores de máximo *load stepping*, parametrizados em função do deslocamento prescrito (para facilitar a avaliação dos resultados). Vale ressaltar que por raríssimas vezes o procedimento incremental-iterativo exigiu o valor mínimo de *load stepping*.

Por meio desta investigação prévia foi possível identificar um comportamento interessante em alguns modelos. Para alguns comprimentos efetivos a carga crítica

esteve condicionada ao tamanho do máximo passo permitido de carga, conforme as tabelas 4.3 e 4.4, em que o parâmetro “time” é o passo de carga inicial para que seja possível começar o processo iterativo, “D_p” o deslocamento prescrito, “F_{cr}” a de colapso do modelo em kN. Os fatores de imperfeição local e global também estão apresentados nas tabelas para cada modelo.

Tabela 4.3: verificação do time stepping

PERFILU100X50X2,25_1185			
GLOBAL=L/4086 E LOCAL 0,14*t			
time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	109,97
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	94,49
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	94,22
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	94,22
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	94,22
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	94,21

Tabela 4.4: verificação do time stepping

PERFILU100X50X2,25_2135			
GLOBAL=L/11236 E LOCAL 0,14*t			
time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	108,89
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	108,96
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	43,95
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	44,24
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	43,83
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	43,83

Para o perfil com 2135 mm a redução na carga de colapso alcançou mais de 50%, de acordo com a Tabela 4.4. Os resultados deixam de flutuar a partir de níveis distintos de máximo passo de carga para cada comprimento efetivo (Dp/20 para 1185 mm e Dp/30 para 2135 mm, com espessura de 2,5 mm). Por isso se buscou um nível de *máximo load stepping* que abrangesse todos os comprimentos estudados. Ao comparar os resultados numéricos (em nível estável) àqueles experimentais encontrados em (CHODRAUI, 2006), a coerência entre os valores de carga de colapso foi observada.

Vale ressaltar que este comportamento só foi identificado para o menor nível de imperfeição local estudado (0,14t), independente da espessura e comprimento do perfil. Pouco se concluiu acerca deste problema surgido. Entretanto, o ocorrido sugere verificação de valores máximos de *load stepping* para seu emprego em análises similares. Os resultados destas análises inerentes aos demais perfis podem ser consultados no **apêndice E** apresentado nesse trabalho.

Para melhorar a convergência do processo, e mesmo diminuir o tempo de processamento, se investigou outras ferramentas oferecidas pelo ANSYS referente às opções para solução de sistemas não-lineares. Duas variações do método de newton-raphson permitidas foram examinadas e, para o que foi requerido neste trabalho, pouca diferença foi identificada ao se utilizar qualquer uma delas, ou seja, **full** (com atualização da matriz de rigidez tangente em cada interação) ou **init** (sem atualização da matriz de rigidez tangente).

O procedimento de otimização *line-search* também foi considerado. Foi observada sua contribuição na convergência de alguns modelos, conforme figuras 4.39 e 4.40, os quais estavam com dificuldades em alcançar a convergência, enquanto que para outros, nenhuma influência foi identificada, conforme figuras 4.41 e 4.42. Breve comentário sobre o *line-search* pode ser consultado em KOTINDA (2006).

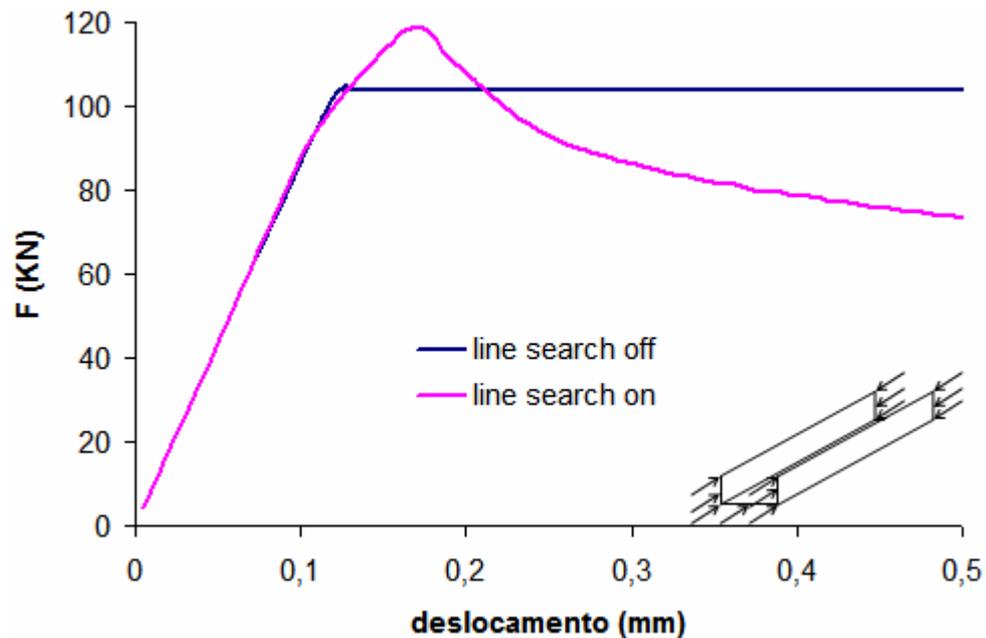


Figura 4.39 – Relação força x deslocamento: aplicação do line-search.
U100x50x2,25, 1665mm.

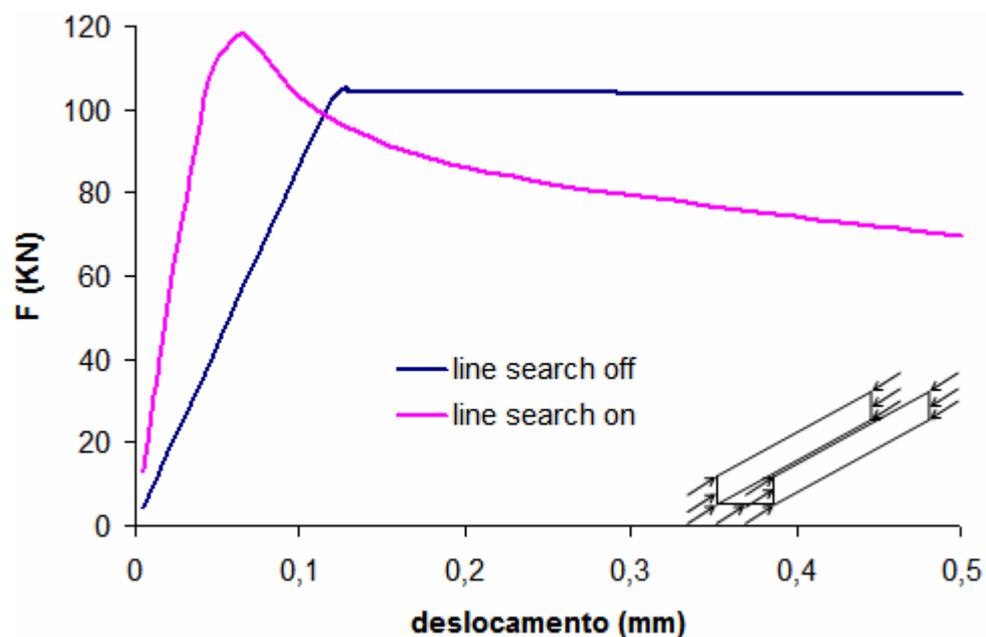


Figura 4.40 – Relação força x deslocamento: aplicação do line-search.
Perfil U100x50x2,25, 2135mm.

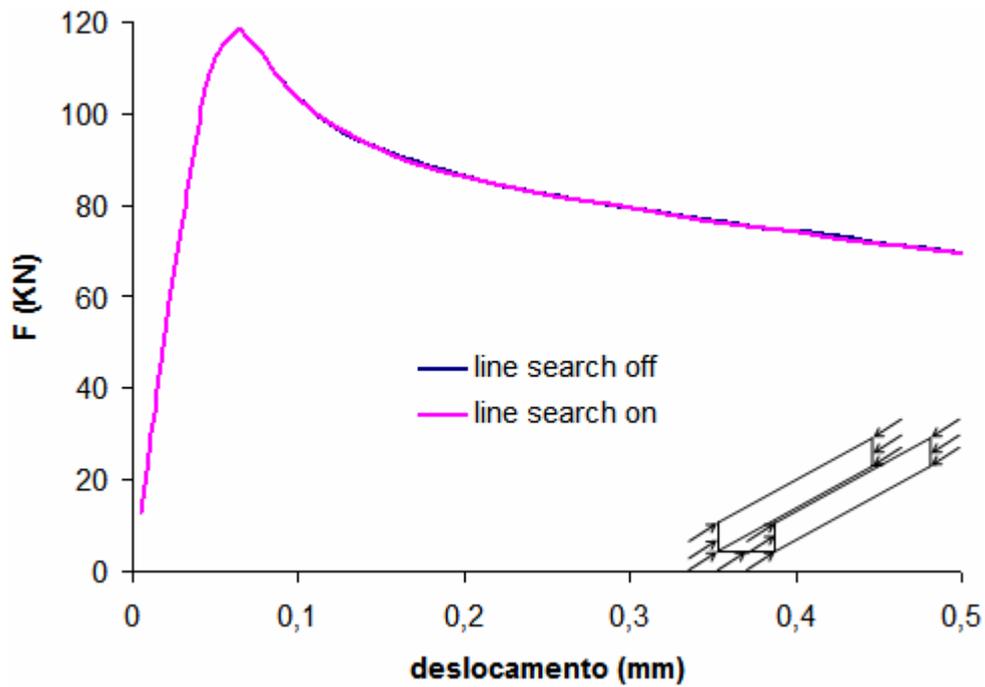


Figura 4.41 – Relação força x deslocamento: aplicação do line-search.
Perfil U100x50x2,25, 715mm.

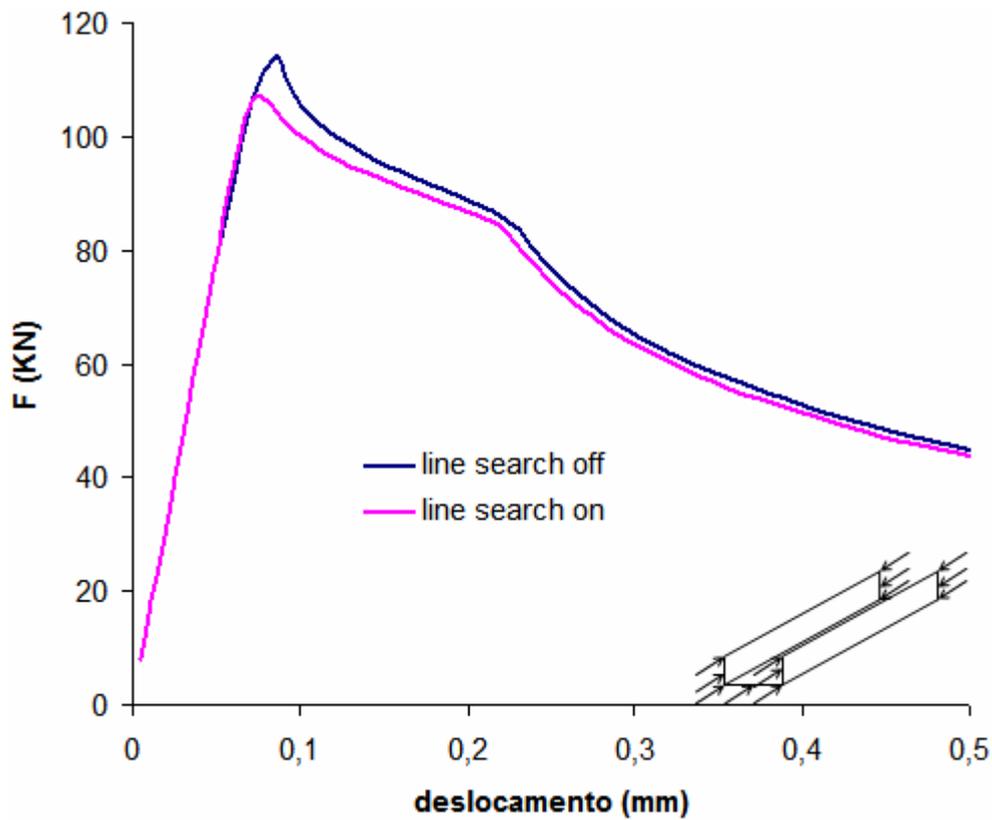


Figura 4.42 – Relação força x deslocamento: aplicação do *line-search*.
U100x50x2,25, 1185mm.

4.5.2 COM RELAÇÃO ÀS CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO

Para simular a compressão centrada, foi gerada uma malha em que se considera uma linha de nós passando pelo centro de gravidade da seção do perfil, Figura 4.43, de modo que a rótula cilíndrica pudesse ser modelada.

Primeiro, os nós pertencentes a essa linha foram acoplados em relação ao deslocamento na direção do eixo z, em cada extremidade do modelo, visando evitar deslocamento relativo entre tais nós segundo esta direção. Em seguida, a compressão uniforme foi imposta por meio de incrementos de deslocamentos aplicados aos nós contidos nesta linha que passa pelo centróide.

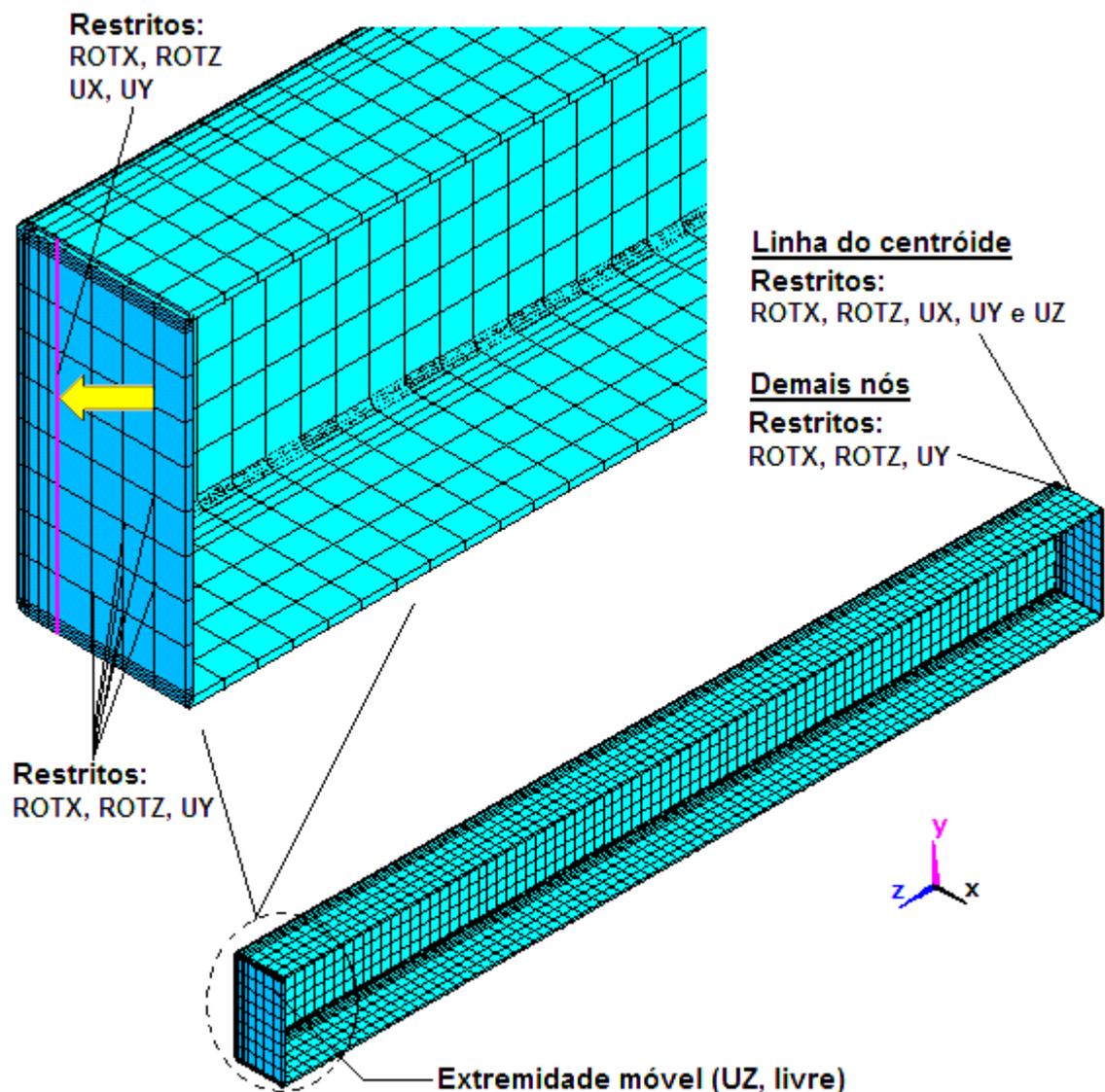


Figura 4.43 – Condições de contorno de extremidade: Modelo em elementos de casca.

4.6 CONSIDERAÇÃO DAS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS

As imperfeições geométricas foram consideradas numericamente como forma de perturbação na geometria inicial da barra. O ANSYS, por meio de suas ferramentas, permite ao usuário, como estratégia numérica, definir a imperfeição geométrica como superposição linear dos auto-vetores (buckling eigenmodes). A estratégia empregada neste trabalho, Figura 4.44, análoga àquelas descritas em HANCOCK (2004) e em CHODRAUI (2006), envolve duas análises com os dados de um mesmo modelo:

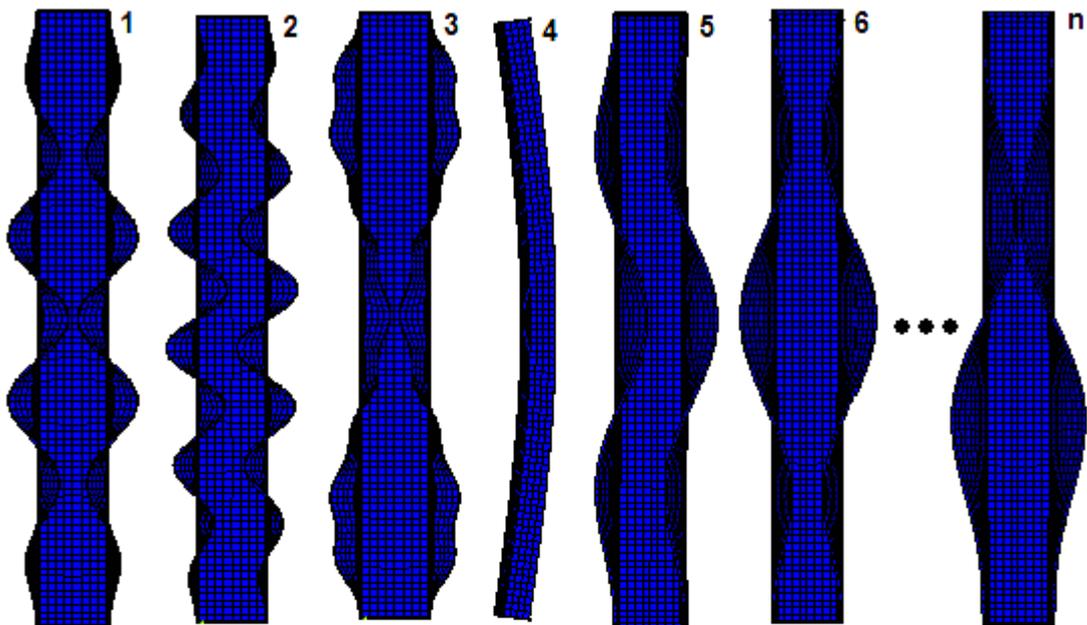
- *Primeiramente, se executa uma análise de autovalor (eigenbuckling analysis) sobre a barra “perfeita”, de maneira a estabelecer prováveis modos de colapso, os quais correspondem a diversas formas de imperfeições geométricas;*
- *Em uma segunda etapa, com base nos resultados da etapa primeira, se introduz a imperfeição na geometria “perfeita”, adicionando o(s) modo(s) de colapso de interesse à geometria “perfeita” com suas respectivas amplitudes;*
- *Finalmente, executa-se análise não-linear geométrica da estrutura (ou elemento estrutural), contendo a imperfeição gerada.*

No presente trabalho, as imperfeições geométricas iniciais foram abordadas sobre duas perspectivas, a saber, do ponto de vista da *análise isolada* onde cada modo de falha é representativo de um tipo de imperfeição investigada e, sobre a ótica da *análise conjunta* na qual se fez a superposição de modos. Foram escolhidos os modos, *local e distorcional* mais críticos e, global de flexão em torno do eixo de menor inércia.

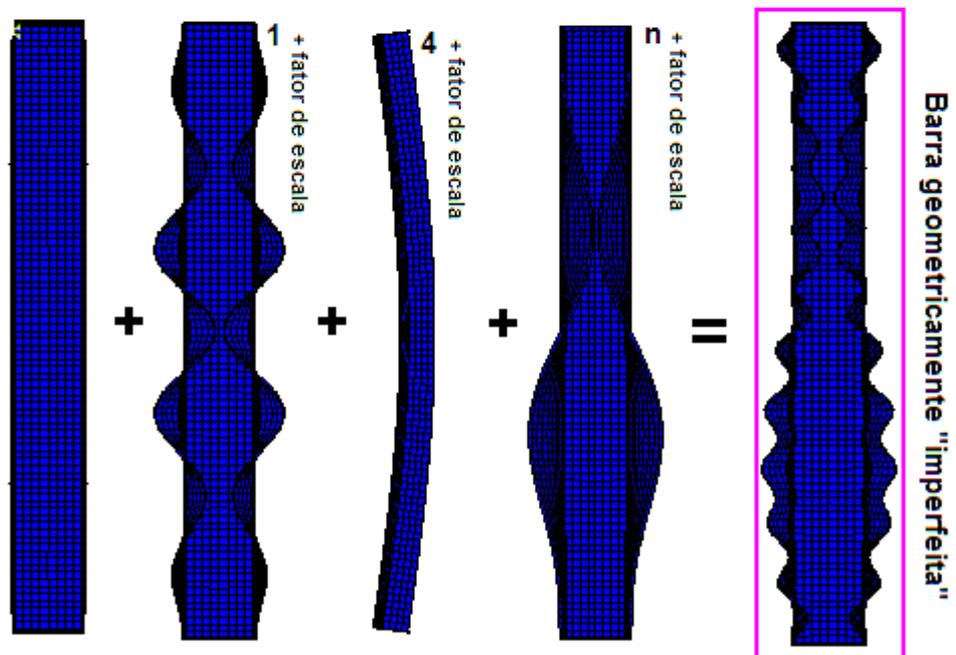
As amplitudes das imperfeições *locais e distorcionais* foram selecionadas com probabilidade de excedência de **75%, 50% e 25%**, em concordância com aquelas descritas em SCHAFER e PEKÖZ (1998), enquanto que os valores para a imperfeição global foram estabelecidos procurando abranger determinada faixa de interesse.

Da análise de instabilidade elástica, sabe-se que perfis U simples, em geral, alcançam modos *locais* antes de modos *distorcionais*, ou não desenvolvem modos *distorcionais*, razão pela qual, quando realizada a interação entre modos (*análise conjunta*), apenas os modos ***local e global*** foram considerados para este perfil, conforme Figura 4.45a. Por outro lado, os perfis U enrijecidos são sujeitos ao modo distorcional, podendo apresentar interação entre modos local, distorcional e global, conforme Figura 4.45b.

Etapa 1: Análise de autovalor



Etapa 2: Acoplamento dos modos de interesse



Etapa 3: Análise não-linear

Figura 4.44 – Esquema geral da implementação das imperfeições geométricas.

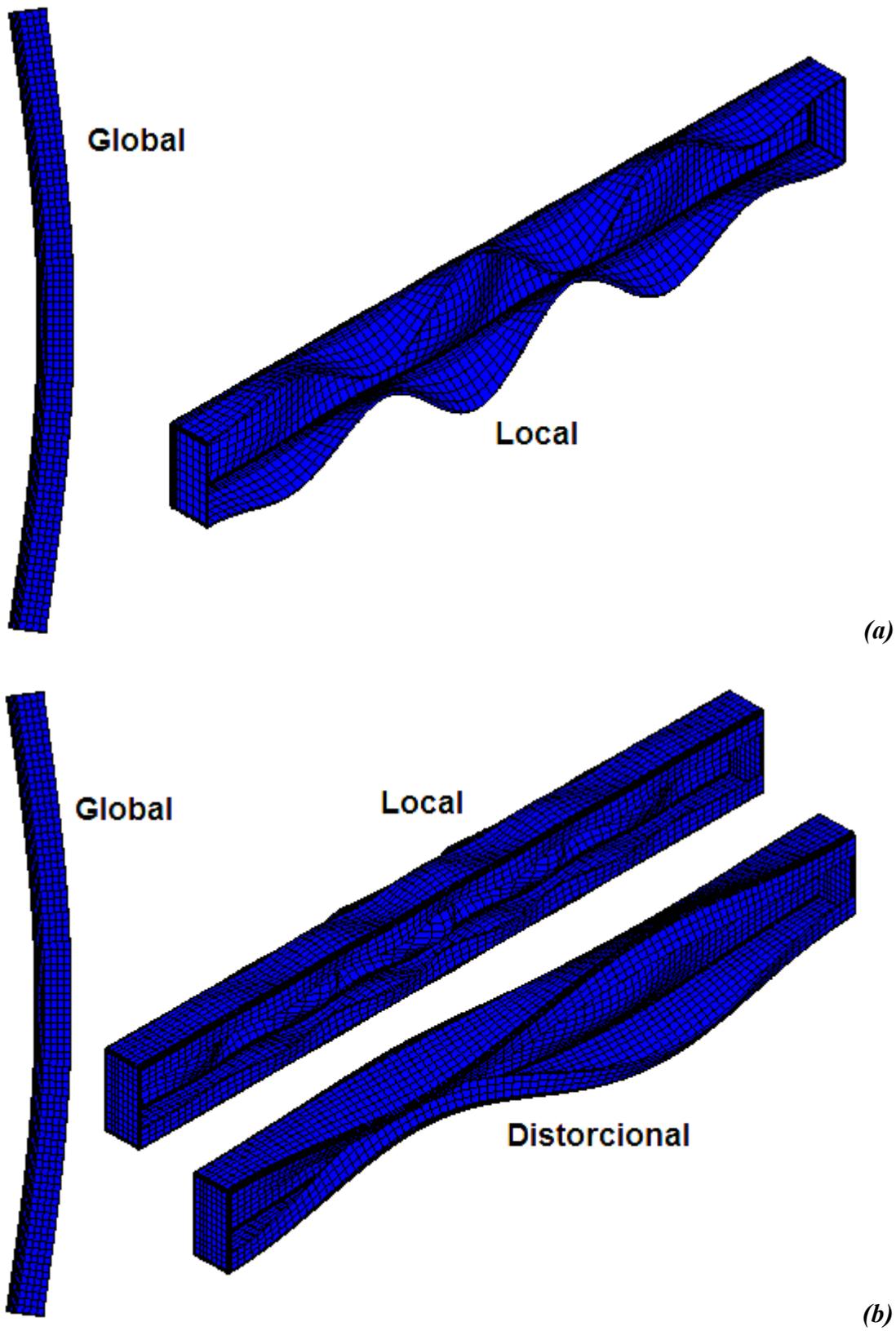


Figura 4.45 – Modos de falha considerados para os modelos numéricos:
(a) Perfil U simples e (b) Perfil U enrijecido

ANÁLISE DE SENSIBILIDADE ÀS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS

5

Os resultados apresentados no que segue se referem às análises de sensibilidades com relação às imperfeições geométricas de perfis de aço formados a frio. Trata-se de uma investigação numérica na qual se estudou a influência de imperfeições geométricas iniciais, presentes nesse tipo de perfil, sob os aspectos de sua forma, magnitude e sentido. As variáveis envolvidas neste estudo serão descritas a seguir.

5.1 MODELOS CONSTRUÍDOS – CARACTERÍSTICAS E PROPOSTA DE LEGENDA

Foram elaborados quatro modelos numéricos, organizados por meio de dois grupos de perfis tipo U simples (grupos 1 e 2) e dois grupos do tipo U enrijecido (grupos 3 e 4), cujas informações de interesse e propriedades geométricas estão apresentadas na Tabela 5.1, utilizando como base de referência a nomenclatura esquematizada na Figura 5.1.

Tabela 5.1 – Propriedades geométricas das seções
Fonte: CHODRAUI (2006)

Seções		Enrijecedor	Mesa	Alma	Espessura	Raio	Área
		D (mm)	b_f (mm)	b_w (mm)	t^* (mm)	r_i (mm)	A (cm ²)
GRUPO 1	U225	-----	50	100	2,38	2,38	4,57
GRUPO 2	U375	-----	50	100	3,88	3,88	7,27
GRUPO 3	Ue225	25	50	125	2,38	2,38	6,17
GRUPO 4	Ue375	25	50	125	3,88	3,88	9,68

* espessura média real dos perfis

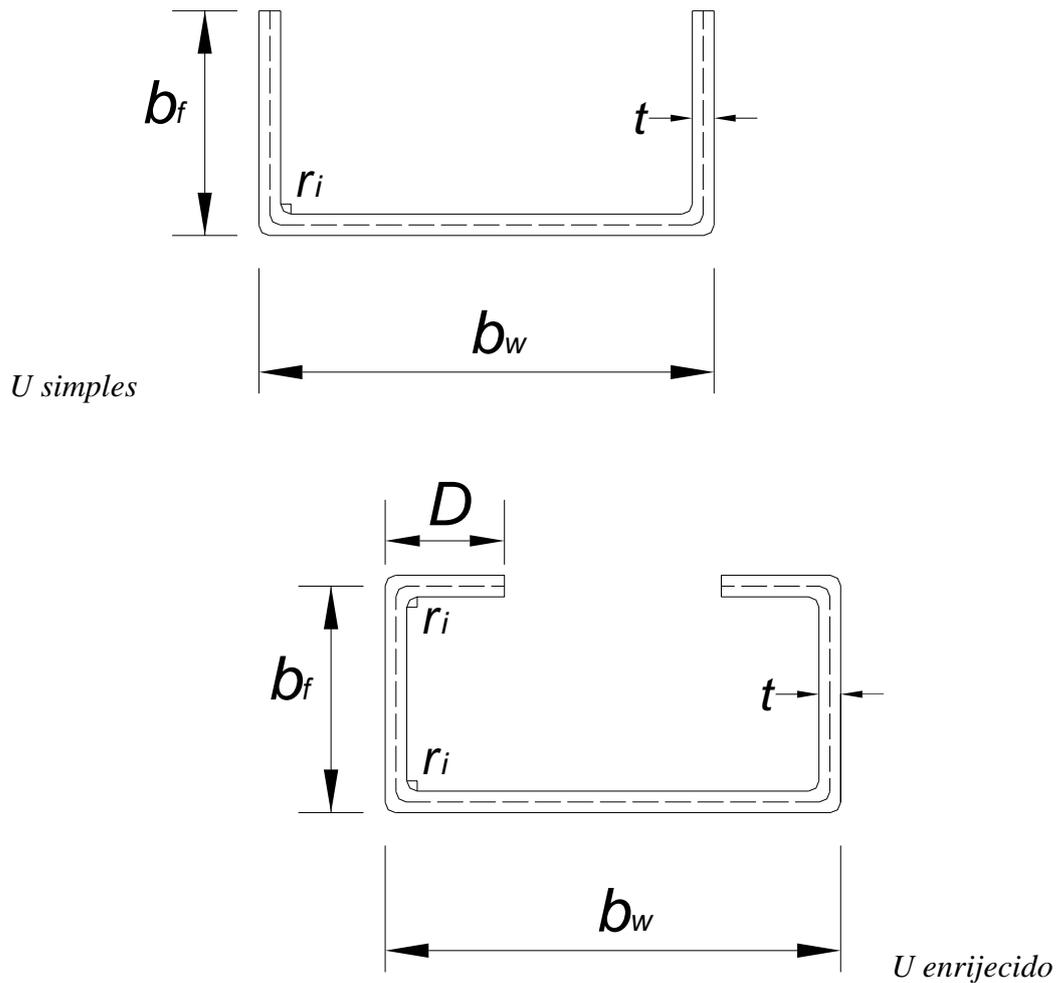


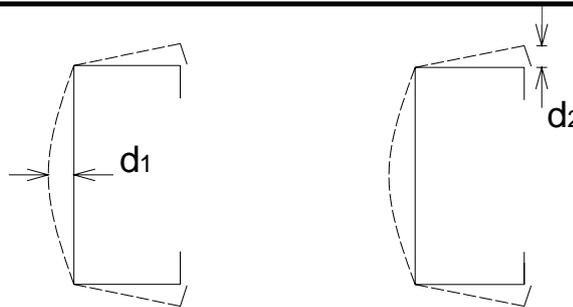
Figura 5.1 – Definição dos símbolos para perfil U simples e enrijecido

Com base em CHODRAUI (2006), as barras investigadas tiveram relação l_{ey}/r_y com valores em torno de 60, 90, 120 e 150, em cada grupo, em que l_{ey} é o comprimento efetivo de flambagem no menor eixo de inércia e r_y o raio de giração em torno deste mesmo eixo.

A imperfeição geométrica foi adotada observando a suscetibilidade aos modos de falha local, global e distorcional de cada tipo de seção, conforme item 4.6 do capítulo 4. Com relação às amplitudes local e distorcional, os valores adotados e investigados são aqueles sugeridos em SCHAFER e PEKÖZ (1998), que estão apresentados na Tabela 5.2, enquanto para o modo global, foram adotados valores de amplitude iguais a $L/500$, $L/1000$, $L/1500$ e $L/5000$.

Tabela 5.2 – Análise probabilística CDF* para imperfeições tipo 1 e tipo2
(Adaptada de SCHAFER e PEKÖZ (1998))

P($\Delta > d$)	Tipo 1	Tipo 2
	d_1/t	d_2/t
0,75	0,14	0,64
0,50	0,34	0,94
0,25	0,66	1,55



CDF* - Função de distribuição acumulada.

Com relação à Tabela 5.2, é interessante destacar que embora os valores apresentados na mesma sejam iguais aos da referência da qual foram extraídas adaptada, a abordagem aqui conferida a tais valores foi um pouco diferente, a saber, no presente trabalho, $P(\Delta > d)$ indica a probabilidade de o valor de imperfeição, adotado aleatoriamente, Δ , exceder um valor de imperfeição determinístico d .

No que se refere a uma modelagem numérica, $P(\Delta > d)$ aponta a probabilidade de que os valores adotados (conforme tabela 5.2), para representar a magnitude das imperfeições geométricas, fossem ultrapassados, se comparados aos seus valores reais medidos experimentalmente.

Por exemplo, ao adotar a probabilidade de excedência, $P(\Delta > d) = 0,25$, que está associada aos valores de 0,66 e 1,55, com relação às relações d_1/t e d_2/t , respectivamente, implica que a chance de os valores reais correspondente às imperfeições do tipo d_1 e d_2 , o qual não foi medido experimentalmente, ser excedido, é de 25%.

Os modelos numéricos utilizados para desenvolver a presente investigação foram constituídos exclusivamente de elementos de casca, com chapa de topo, com assimetria de carregamento e vinculação de extremidade cilíndrica, conforme resultados apresentados no item 4.3.3 do capítulo 4.

A Figura 5.2 mostra a nomenclatura empregada para representar as séries de modelos investigados, de modo que é possível visualizar o tipo de perfil, espessura nominal e comprimento das barras. Por exemplo: U225L850, perfil U simples com espessura nominal de 2,25 mm, e comprimento de 850 mm.

@ = Letra

= Dígito

L = comprimento do perfil

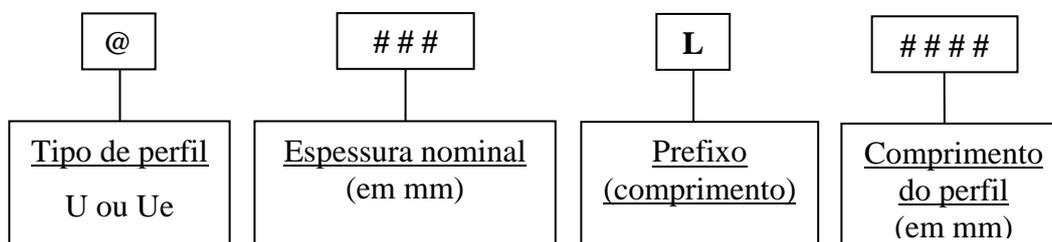


Figura 5.2 – Sistema de legendas dos modelos.

Vale lembrar que, embora a terminologia esteja expressa em função da espessura nominal, nos modelos numéricos foram empregadas as espessuras reais, conforme Tabela 5.1.

5.2 SENSIBILIDADE À IMPERFEIÇÃO DO TIPO LOCAL

Neste tópico foi investigada a sensibilidade dos perfis apenas com relação à imperfeição local. Para cada comprimento efetivo foi adotado como aproximação da imperfeição geométrica o primeiro modo local puro, ou seja, aquele modo local que apresentasse menos interação com outros modos.

Os valores de forças últimas encontrados numericamente com relação às magnitudes de imperfeição local investigadas estão apresentados nas figuras 5.3 a 5.6, em que *max/min* se refere à relação entre o maior e menor valor de carga de colapso encontrada para cada comprimento efetivo.

As relações entre forças últimas e magnitudes de imperfeição local também estão apresentadas de forma agrupada para cada tipo de seção, conforme a Figura 5.7 e Figura 5.8 com relação aos perfis U simples e U enrijecido respectivamente.

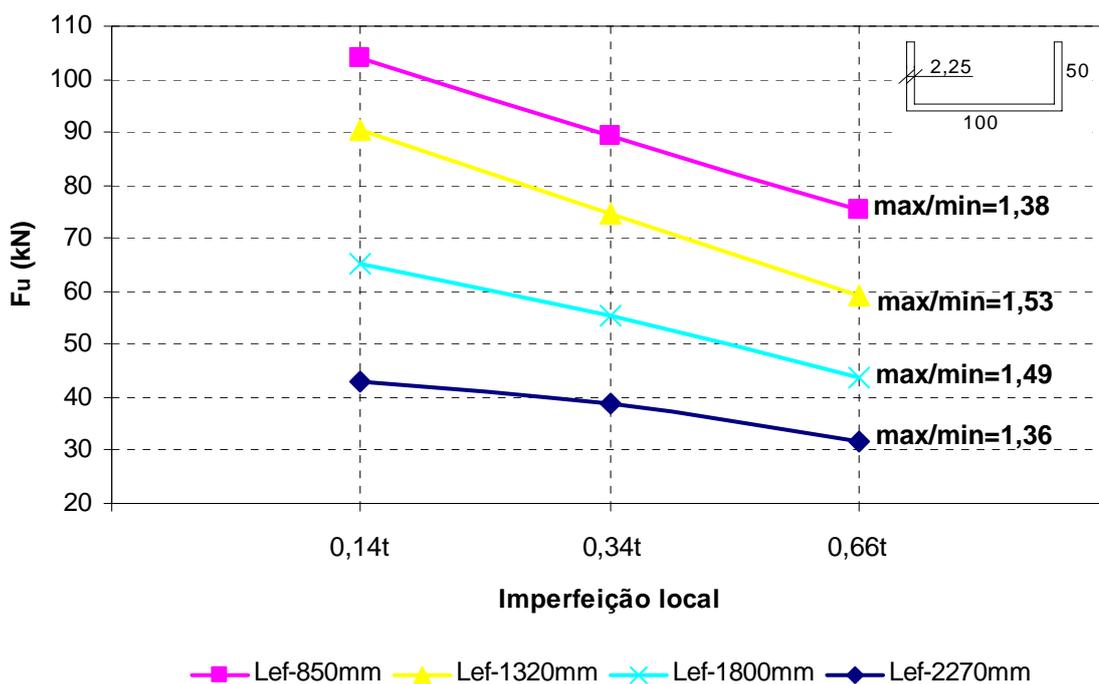


Figura 5.3 – Sensibilidade à imperfeição local: U100x50x2,25

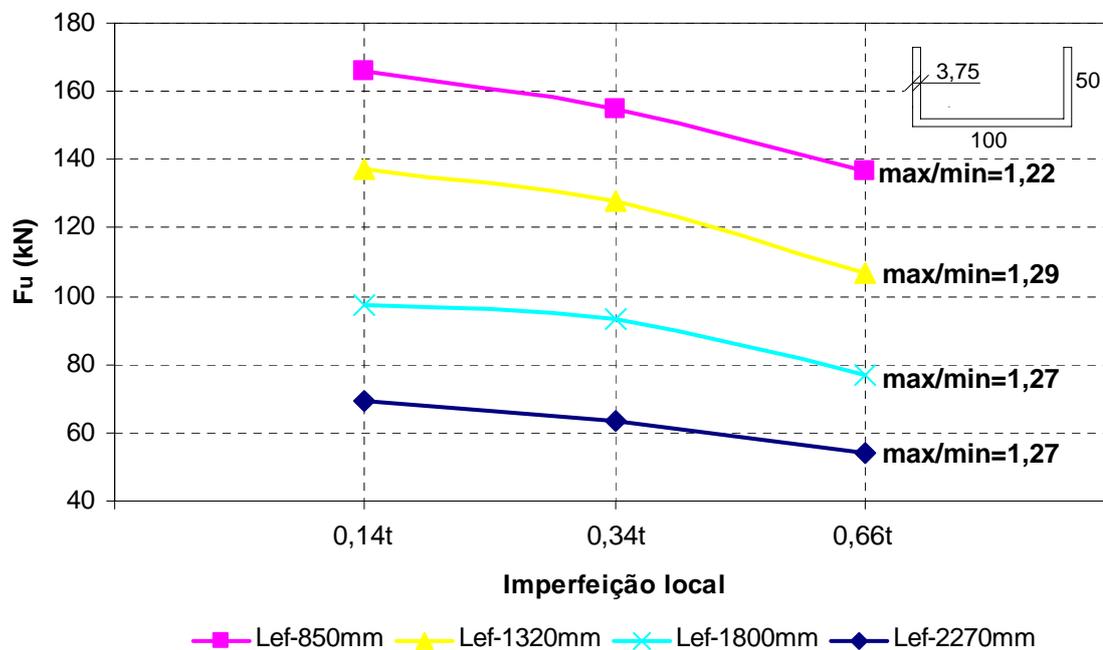


Figura 5.4 – Sensibilidade à imperfeição local: U100x50x3,75

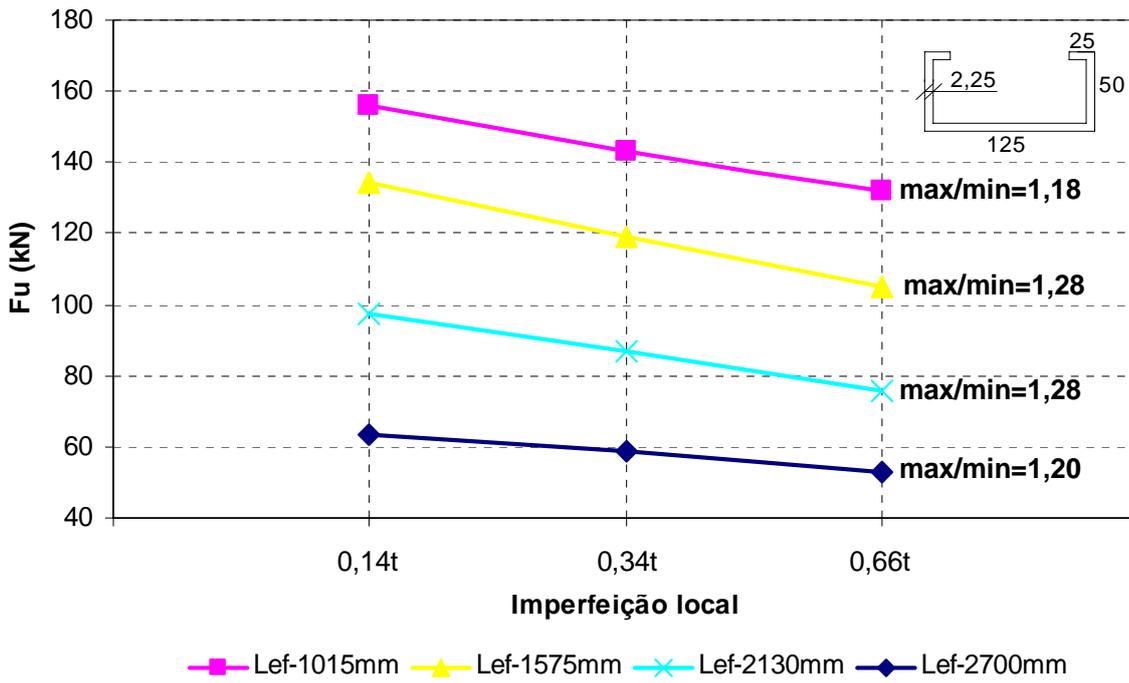


Figura 5.5 – Sensibilidade à imperfeição local: Ue125x50x25x2,25

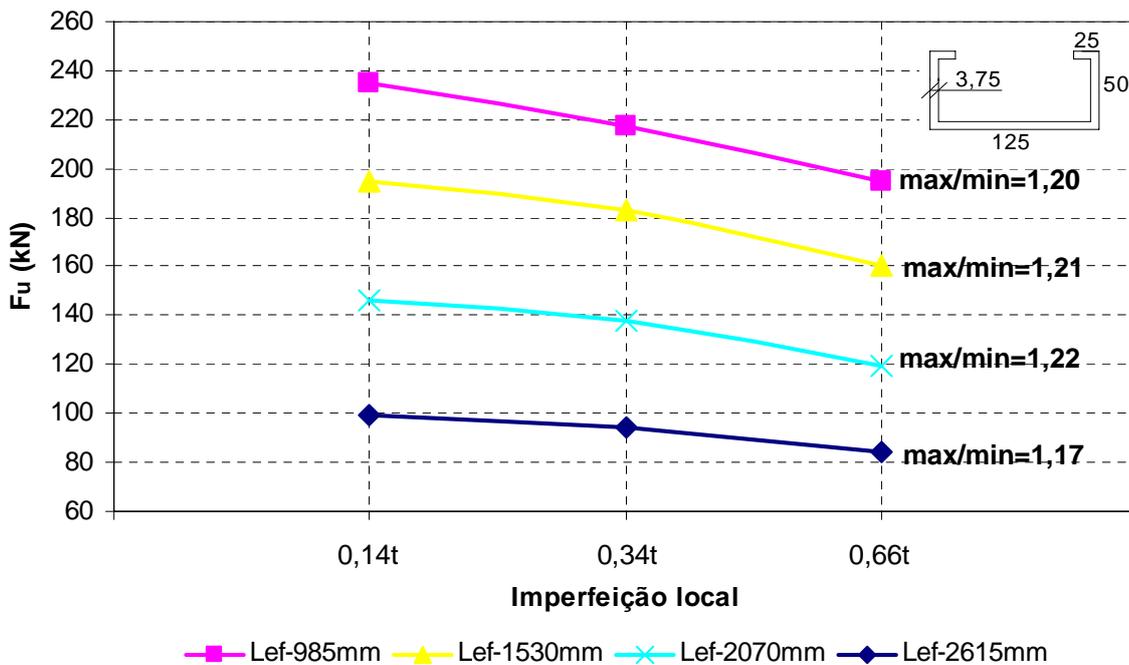


Figura 5.6 – Sensibilidade à imperfeição local: Ue125x50x25x3,75

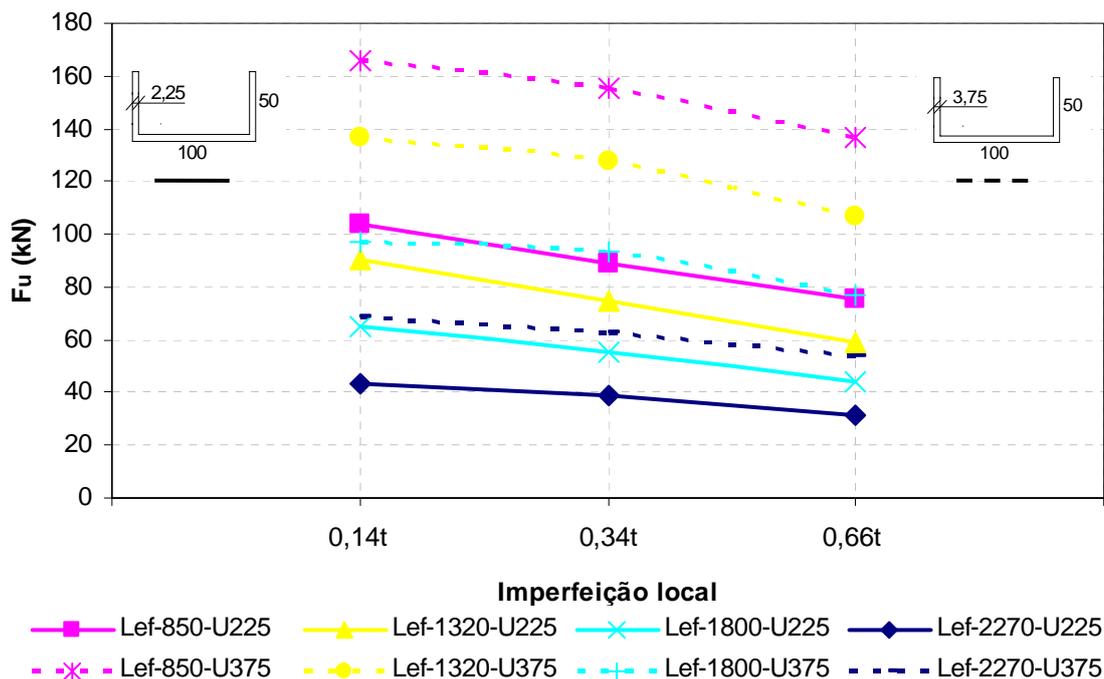


Figura 5.7 - Sensibilidade à imperfeição local: U225 e U375

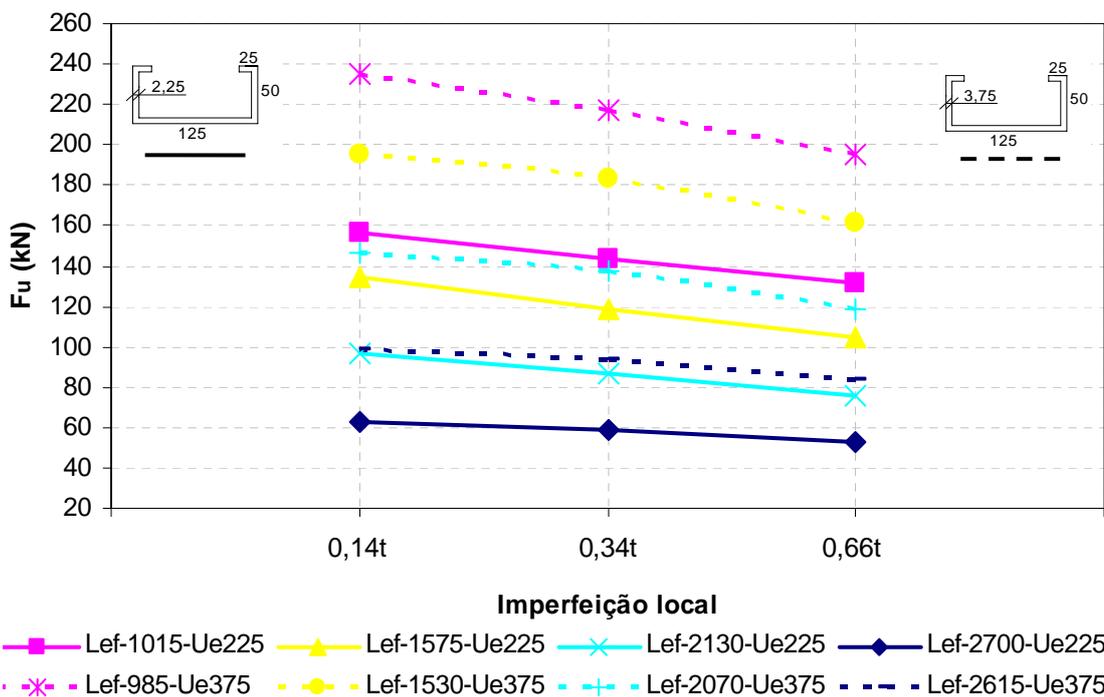


Figura 5.8 - Sensibilidade à imperfeição local: Ue225 e Ue375

De acordo com as informações apresentadas nas figuras 5.3 a 5.6, as barras com comprimento efetivo intermediário cuja relação l_{ey}/r_y correspondente foi de 90 e 120, se apresentaram mais suscetíveis a imperfeição local, seja seção U simples ou enrijecida.

Com referência às espessuras avaliadas, ainda com relação às figuras 5.3 a 5.6, as seções mais espessas se mostraram menos suscetíveis à variação da amplitude local, independente do tipo da seção. Contudo, este aspecto foi mais relevante para seções U simples quando comparada às enrijecidas. Em geral, os perfis U simples sugeriram superior suscetibilidade às imperfeições locais em relação aos perfis U enrijecidos.

As relações entre as estimativas numéricas das resistências e os resultados experimentais estão dispostas na Tabela 5.3 para cada nível de imperfeição local.

Conforme a Tabela 5.3, caso se utilizasse apenas o modo local para representar a imperfeição geométrica em perfis U simples e U enrijecido, adotando a média e o coeficiente de variação (COV) como parâmetros de referência, estatisticamente seria indicada a amplitude de 0,66t (probabilidade de excedência de 25%), para ambos os perfis, tendo em vista que para esta magnitude, ao subtrair da média o coeficiente de variação (COV), se encontrou o valor mais próximo da unidade e conservativo.

Por outro lado, seria razoável utilizar 0,34t (probabilidade de excedência de 50%) para as duas classes de seções, no caso de adotar como critério de avaliação apenas o erro médio (1,08), tendo em vista que tal erro já foi superior a unidade.

Tabela 5.3 – Imperfeição local: relação experimental-numérica

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	F _{teste} (KN)	$\frac{F_{teste}}{F_{25\%}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{50\%}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{75\%}}$
1	U225L850	60	119	1,59	1,34	1,14
	U225L1320	90	89	1,51	1,20	0,98
	U225L1800	120	55	1,25	1,00	0,85
	U225L2270	150	44	1,38	1,13	1,02
2	U375L850	60	175	1,28	1,13	1,05
	U375L1320	90	146	1,36	1,14	1,07
	U375L1800	120	87	1,13	0,94	0,90
	U375L2270	150	60	1,11	0,95	0,87
3	Ue225L1015	60	168	1,27	1,17	1,08
	Ue225L1575	90	132	1,26	1,11	0,98
	Ue225L2130	120	75	0,99	0,86	0,77
	Ue225L2700	150	63	1,19	1,07	1,00
4	Ue375L985	60	282	1,45	1,30	1,20
	Ue375L1530	90	173	1,07	0,95	0,89
	Ue375L2070	120	106	0,89	0,77	0,73
	Ue375L2615	150	108	1,59	1,34	1,14
			Média	1,25	1,08	0,98
			COV	0,148	0,144	0,136
			Média – COV	1,102	0,931	0,839

Vale destacar que o critério de avaliação aplicado às considerações concernentes às amplitudes da imperfeição do tipo local neste item, critério este, que se vale da média e coeficiente de variação, com base em YOUNG e YAN (2002), também foi empregado nas análises que se seguem.

5.3 SENSIBILIDADE À IMPERFEIÇÃO DO TIPO DISTORCIONAL

Tendo em vista que são poucas as chances de um modo distorcional prevalecer sobre os modos local ou global para perfis U simples, conforme verificações experimentais e até mesmo em análises elástica de autovalor, o objeto de estudo aqui investigado foi o perfil U enrijecido.

Nesta etapa, o primeiro modo distorcional puro obtido via ANSYS (com pouca ou nenhuma interação com outros modos) foi incorporado na forma de imperfeição geométrica, com estratégia similar àquela adotada para a imperfeição local no item 5.2.

As figuras 5.9 e 5.10 reportam a relação entre o esforço normal de compressão máximo obtidas numericamente e as respectivas magnitudes de imperfeição impostas aos modos distorcionais para cada comprimento efetivo analisado.

Após análise referente às figuras 5.9 e 5.10, nota-se que as barras de menores comprimentos efetivos, cuja relação l_{cy}/r_y corresponde a 60 se apresentaram mais suscetíveis á imperfeição distorcional.

Outro aspecto interessante é que a sensibilidade a esta classe de imperfeição diminui à medida que o comprimento efetivo aumenta. Com relação à esbelteza da seção, a suscetibilidade à imperfeição distorcional se mostrou praticamente similar para os dois valores de espessuras avaliadas.

Em caso de empregar unicamente o modo distorcional como forma aproximada da imperfeição geométrica, os resultados expostos na Tabela 5.4 sugerem que a amplitude de 1,55t (probabilidade de excedência de 25%) seria a melhor indicada, em termos de valor médio e coeficiente de variação, que aponta a maior subtração entre estes valores.

As relações entre forças últimas e magnitudes de imperfeição distorcional para os grupos Ue225 e Ue375 foram reunidas na Figura 5.11.

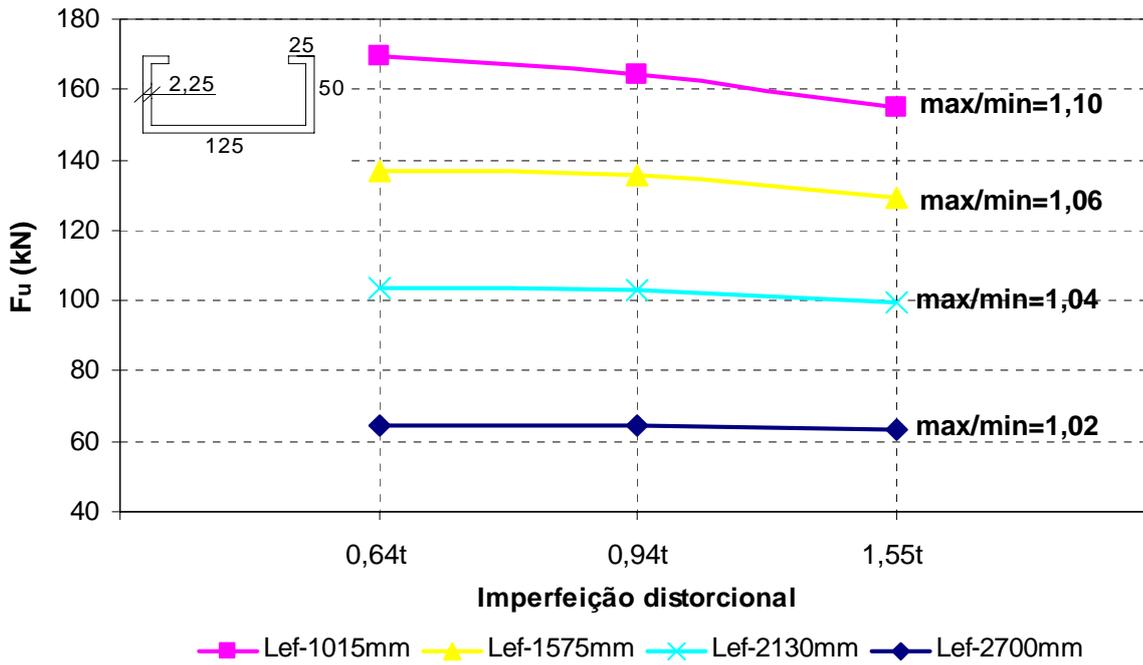


Figura 5.9 – Sensibilidade à imperfeição distorcional: Ue125x50x25x2,25

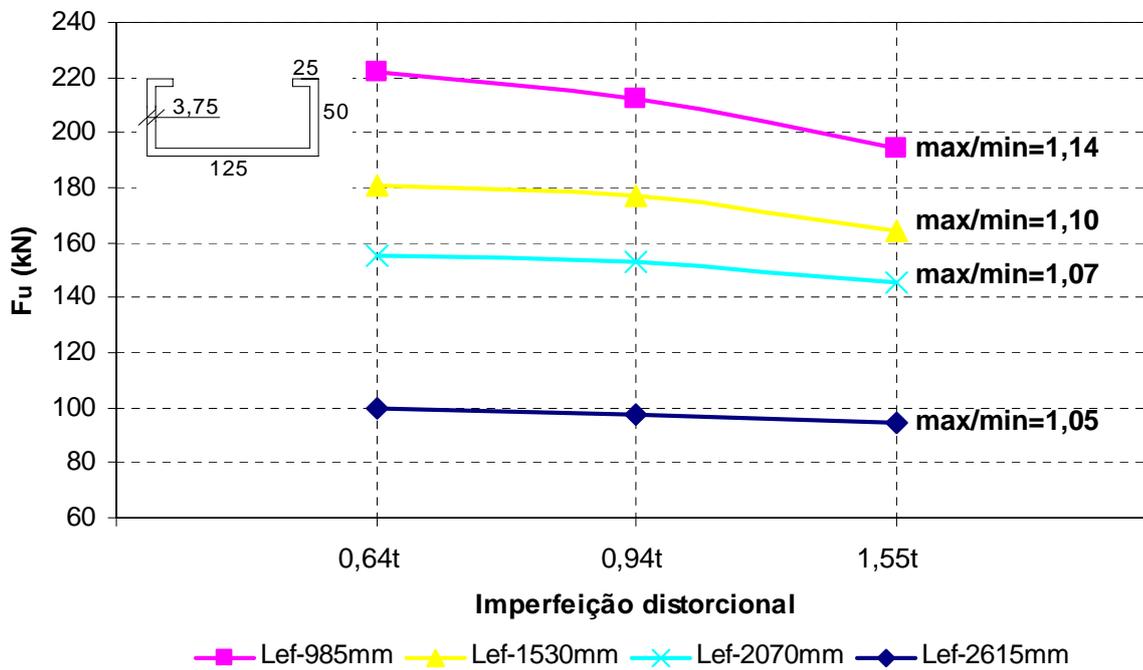


Figura 5.10 – Sensibilidade à imperfeição distorcional: Ue125x50x25x3,75

Tabela 5.4 – Imperfeição distorcional: relação experimental-numérica

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	F_{teste} (KN)	$\frac{F_{teste}}{F_{25\%}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{50\%}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{75\%}}$
1	U225L850	60	119	NA	NA	NA
	U225L1320	90	89	NA	NA	NA
	U225L1800	120	55	NA	NA	NA
	U225L2270	150	44	NA	NA	NA
2	U375L850	60	175	NA	NA	NA
	U375L1320	90	146	NA	NA	NA
	U375L1800	120	87	NA	NA	NA
	U375L2270	150	60	NA	NA	NA
3	Ue225L1015	60	168	1,08	1,02	0,99
	Ue225L1575	90	132	1,02	0,98	0,96
	Ue225L2130	120	75	0,76	0,73	0,72
	Ue225L2700	150	63	1,00	0,98	0,98
4	Ue375L985	60	282	1,45	1,32	1,27
	Ue375L1530	90	173	1,05	0,98	0,96
	Ue375L2070	120	106	0,73	0,69	0,68
	Ue375L2615	150	108	1,14	1,10	1,08
			Média	1,03	0,98	0,96
			COV	0,221	0,205	0,197
			Média - COV	0,809	0,771	0,758

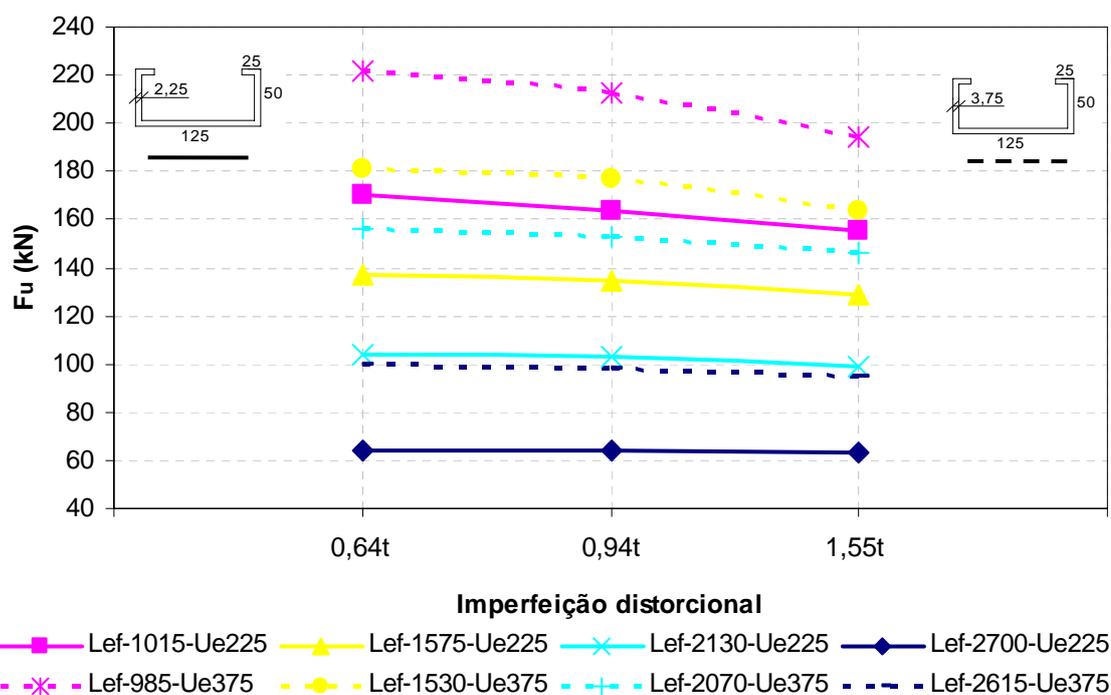


Figura 5.11 - Sensibilidade à imperfeição distorcional: Ue225 e Ue375

5.4 SENSIBILIDADE À IMPERFEIÇÃO DO TIPO GLOBAL

A análise de sensibilidade acerca da imperfeição do tipo global foi realizada utilizando o modo global de flexão apresentado pelo ANSYS, a priori, conservando o sentido obtido pela análise de autovalor, conforme Figura 5.12. Para cada comprimento efetivo foram adotadas amplitudes de imperfeições globais expressos em função dos comprimentos das barras, a saber, $L/5000$, $L/1500$, $L/1000$ e $L/500$, como mencionado no item 5.1.

Vale salientar que o sentido da configuração, apresentada na Figura 5.12, e identificado em todas as barras investigadas, seja seção U ou U_e , por meio da análise numérica foi sempre o mesmo e em correspondência a essa mesma figura.

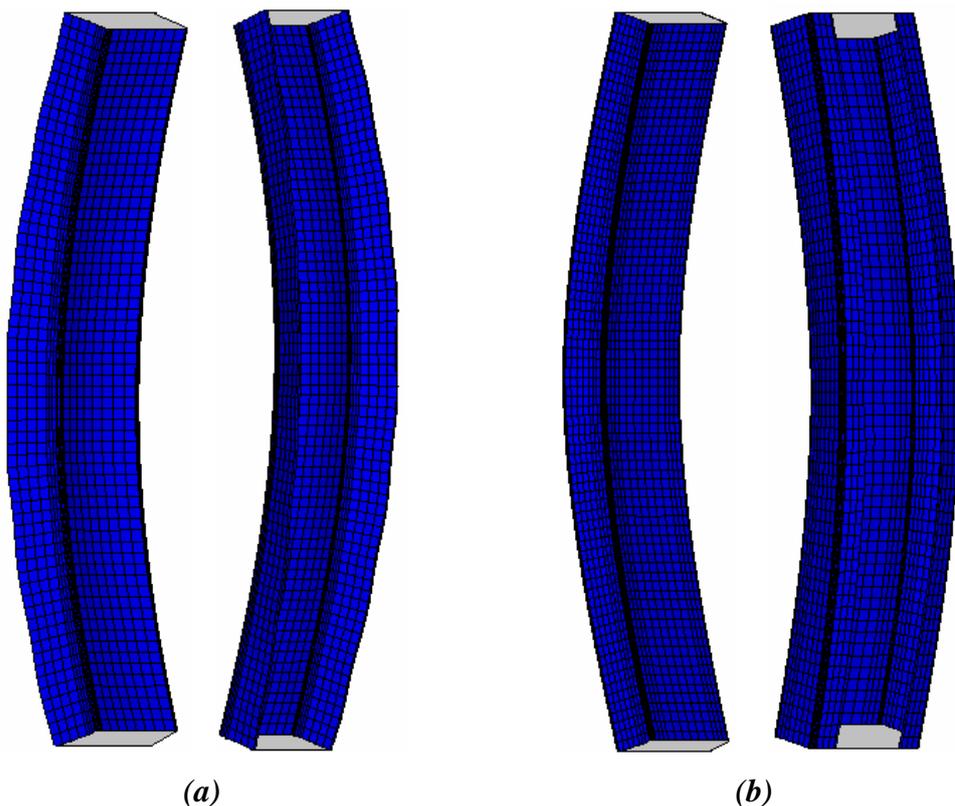


Figura 5.12 – Configuração da imperfeição global adotada: (a) perfil U e (b) perfil U_e Alma Comprimida

As figuras 5.13 a 5.16 mostram a variação das cargas de colapso encontradas numericamente em função das amplitudes para cada comprimento efetivo investigado, bem como as relações entre os valores máximos e mínimos de resistência, e as figuras 5.17 e 5.18 reúnem estas variações para cada tipo de seção.

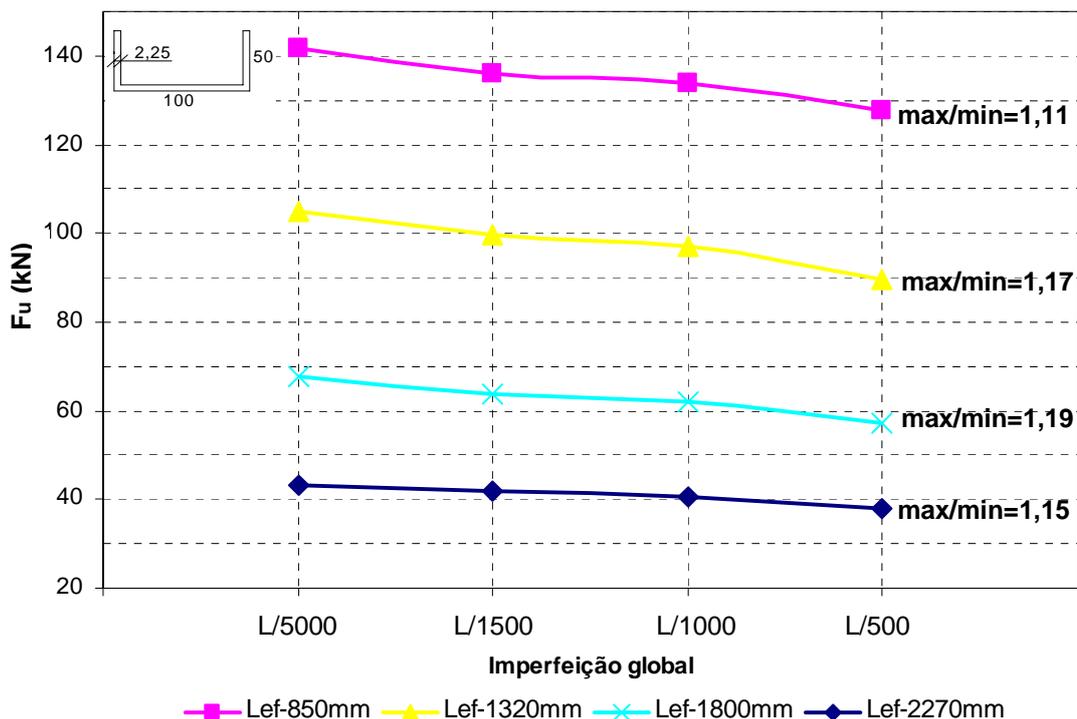


Figura 5.13 – Sensibilidade à imperfeição global: U100x50x2,25 com alma comprimida.

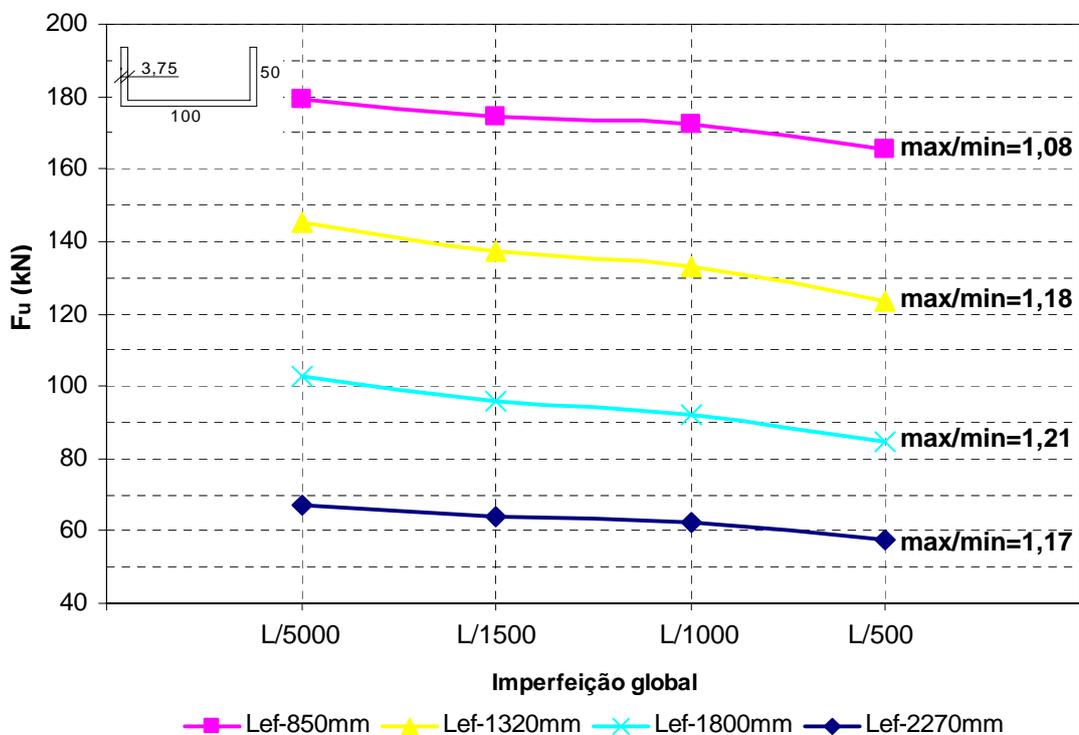


Figura 5.14 – Sensibilidade à imperfeição global: U100x50x3,75 com alma comprimida.

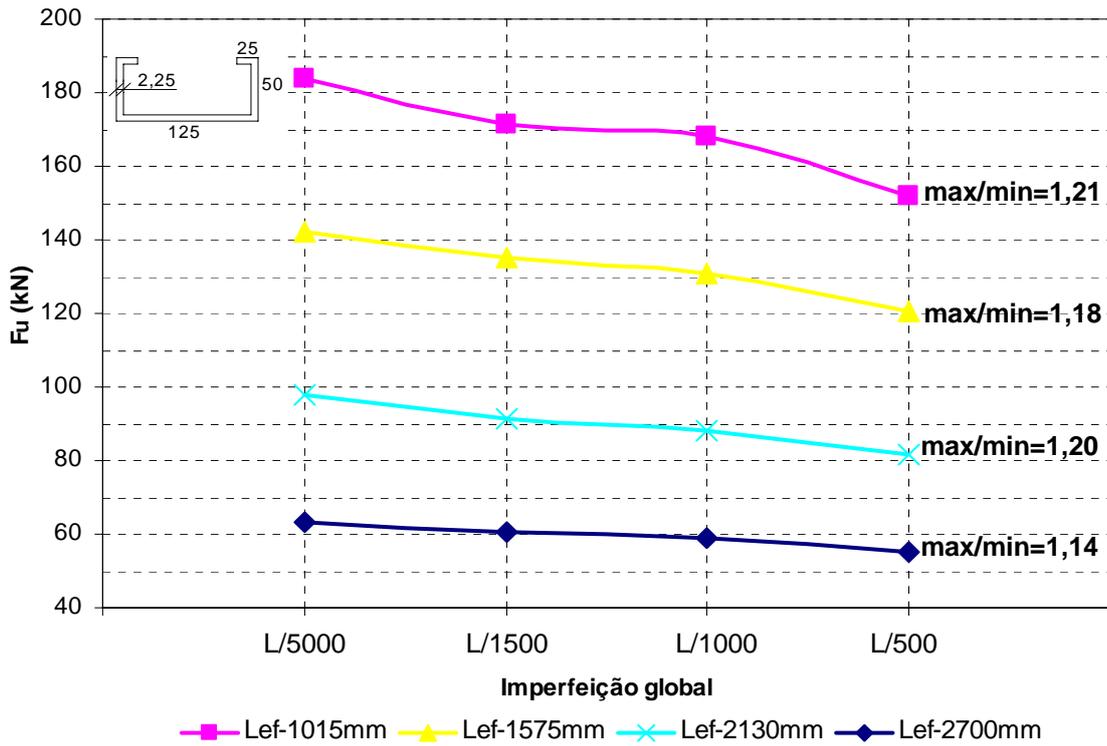


Figura 5.15 – Sensibilidade à imperfeição global: Ue125x50x25x2,25 com alma comprimida.

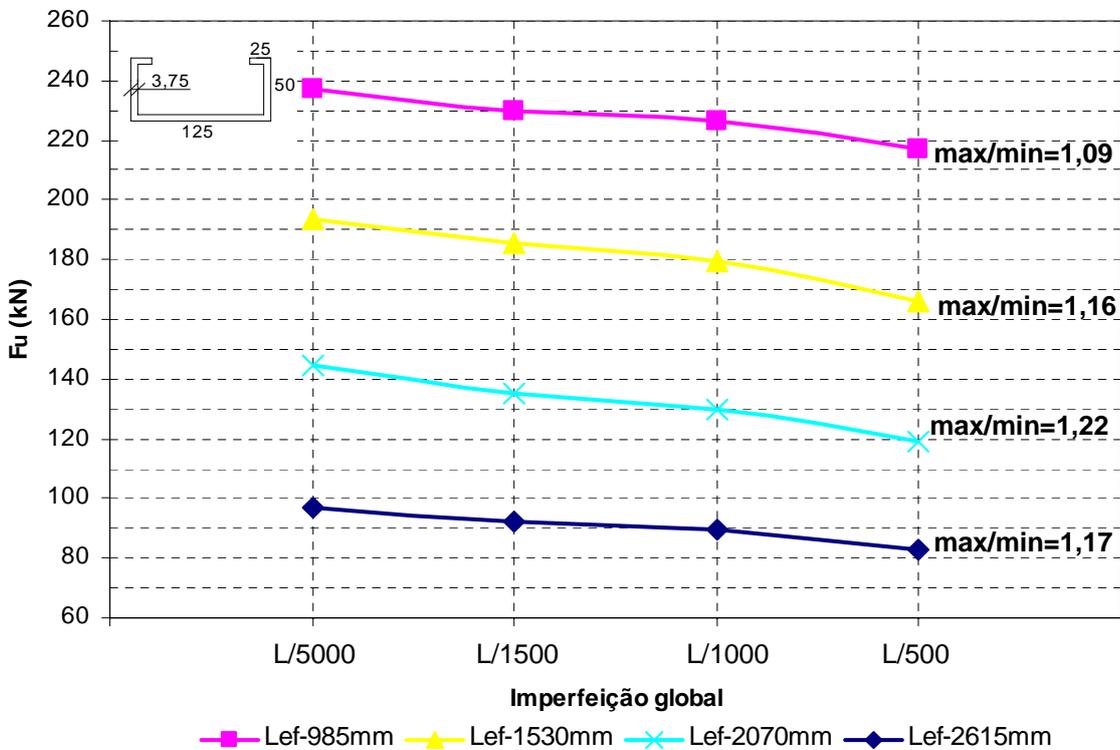


Figura 5.16 – Sensibilidade à imperfeição global: Ue125x50x25x3,75 com alma comprimida.

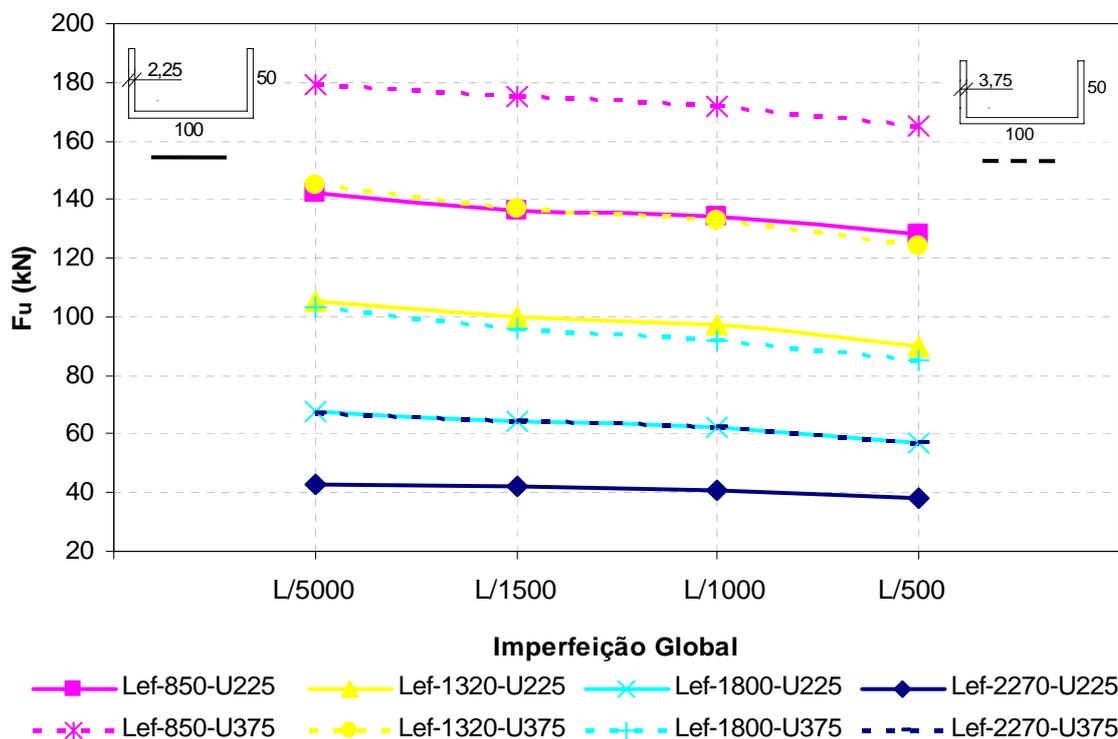


Figura 5.17 – Sensibilidade à imperfeição global: U225 e U375

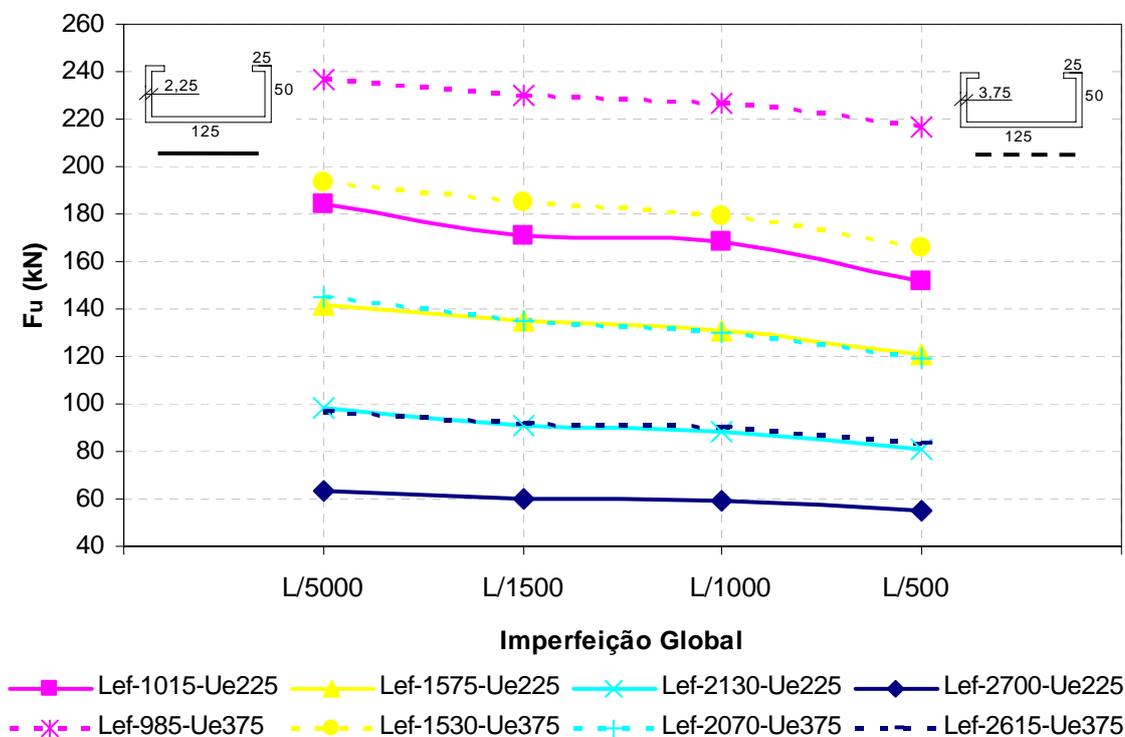


Figura 5.18 – Sensibilidade à imperfeição global: Ue225 e Ue375

As relações entre as forças últimas máxima e mínima apresentadas nas figuras 5.13 a 5.16 sugerem, que barras cujas relações l_{ey}/r_y foram de 90 e 120, em geral se apresentaram mais suscetíveis á imperfeição global para as duas classes de perfis investigadas.

Com relação à esbeltez da seção, a suscetibilidade a imperfeição global se mostrou praticamente similar para os dois valores de espessura de seção, conforme, figuras 5.13 e 5.14, para perfil U simples e, figuras 5.15 e 5.16 para U enrijecido.

Ainda com relação às figuras 5.13 a 5.16, as mesmas apontam que os perfis U simples se apresentaram igualmente suscetíveis às imperfeições globais quando comparados aos perfis U enrijecidos.

A relação entre valores experimentais e aqueles obtidos numericamente, está reportada na Tabela 5.5, para cada grupo de seções.

Tabela 5.5 – Imperfeição global: relação experimental-numérica
Alma comprimida

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	0,93	0,89	0,88	0,84
	U225L1320	90	0,99	0,92	0,89	0,85
	U225L1800	120	0,96	0,89	0,86	0,81
	U225L2270	150	1,16	1,07	1,05	1,02
2	U375L850	60	1,06	1,02	1,00	0,98
	U375L1320	90	1,18	1,10	1,07	1,01
	U375L1800	120	1,02	0,95	0,91	0,84
	U375L2270	150	1,05	0,97	0,94	0,90
3	Ue225L1015	60	1,11	1,00	0,98	0,91
	Ue225L1575	90	1,09	1,01	0,98	0,93
	Ue225L2130	120	0,93	0,85	0,82	0,77
	Ue225L2700	150	1,15	1,07	1,05	1,00
4	Ue375L985	60	1,30	1,24	1,23	1,19
	Ue375L1530	90	1,04	0,97	0,94	0,90
	Ue375L2070	120	0,89	0,82	0,79	0,73
	Ue375L2615	150	1,30	1,20	1,17	1,11
	Média		1,07	1,00	0,97	0,92
	COV		0,115	0,119	0,125	0,134
	Média - COV		0,958	0,878	0,846	0,790

Geralmente, o fator de imperfeição global no valor de $L/500$ promoveu maior aproximação entre os resultados numéricos e experimentais, em termos do par de valores, média e coeficiente de variação, conforme apresentado na Tabela 5.5.

Ao considerar cada tipo de seção de forma distinta e, conservando o critério de avaliação supracitado, este valor também é verificado. No entanto, observando apenas o erro médio cometido na determinação numérica das forças últimas, seria possível adotar $L/1000$ como amplitude para perfil U enrijecido.

5.5 SENSIBILIDADE ÀS IMPERFEIÇÕES – ANÁLISE CONJUNTA

Neste item foi investigada a sensibilidade dos perfis com relação à imperfeição do tipo global associada àquelas do tipo local, para perfis U simples, e local com distorcional para perfis U enrijecido. Para cada valor de imperfeição, a saber, 0,14t, 0,34t e 0,66t para o modo local e 0,64t, 0,94t e 1,55t para o distorcional, foram adotadas para as amplitudes da imperfeição global, os valores $L/5000$, $L/1500$, $L/1000$ e $L/500$, conforme as equações 5.1, para perfis U e equações 5.2 para U_e .

$$\begin{aligned}
 I_{75\%} &= \frac{L}{i} \times \text{modo global} + 0,14t \times \text{modo local} \\
 I_{50\%} &= \frac{L}{i} \times \text{modo global} + 0,34t \times \text{modo local} \\
 I_{25\%} &= \frac{L}{i} \times \text{modo global} + 0,66t \times \text{modo local}
 \end{aligned}
 \tag{5.1}$$

$$i = 500, 1000, 1500 \text{ e } 5000.$$

$$\begin{aligned}
 I_{75\%} &= \frac{L}{i} \times \text{modo global} + 0,14t \times \text{modo local} + 0,64t \times \text{modo distorcional} \\
 I_{50\%} &= \frac{L}{i} \times \text{modo global} + 0,34t \times \text{modo local} + 0,94t \times \text{modo distorcional} \\
 I_{25\%} &= \frac{L}{i} \times \text{modo global} + 0,66t \times \text{modo local} + 1,55t \times \text{modo distorcional}
 \end{aligned}
 \tag{5.2}$$

$$i = 500, 1000, 1500 \text{ e } 5000.$$

É interessante lembrar que um dos objetivos do presente trabalho foi empregar a estratégia de modelagem numérica com relação à consideração de imperfeições geométricas proposta em CHODRAUI (2006). Portanto, para perfis U enrijecidos, as combinações entre imperfeições dos tipos global e distorcional, global e local, e mesmo local e distorcional não foram aqui investigadas.

Os gráficos que se seguem, a saber, figuras 5.19 a 5.24, retratam a sensibilidade dos perfis U simples, em relação às imperfeições geométricas geradas mediante acoplamento entre modos de falha, conforme amplitude apresentada em cada figura.

A seqüência de análises com imperfeições acopladas, aqui realizadas, também conservou o sentido da imperfeição global de flexão fornecida pelo ANSYS, indicado na Figura 5.12.

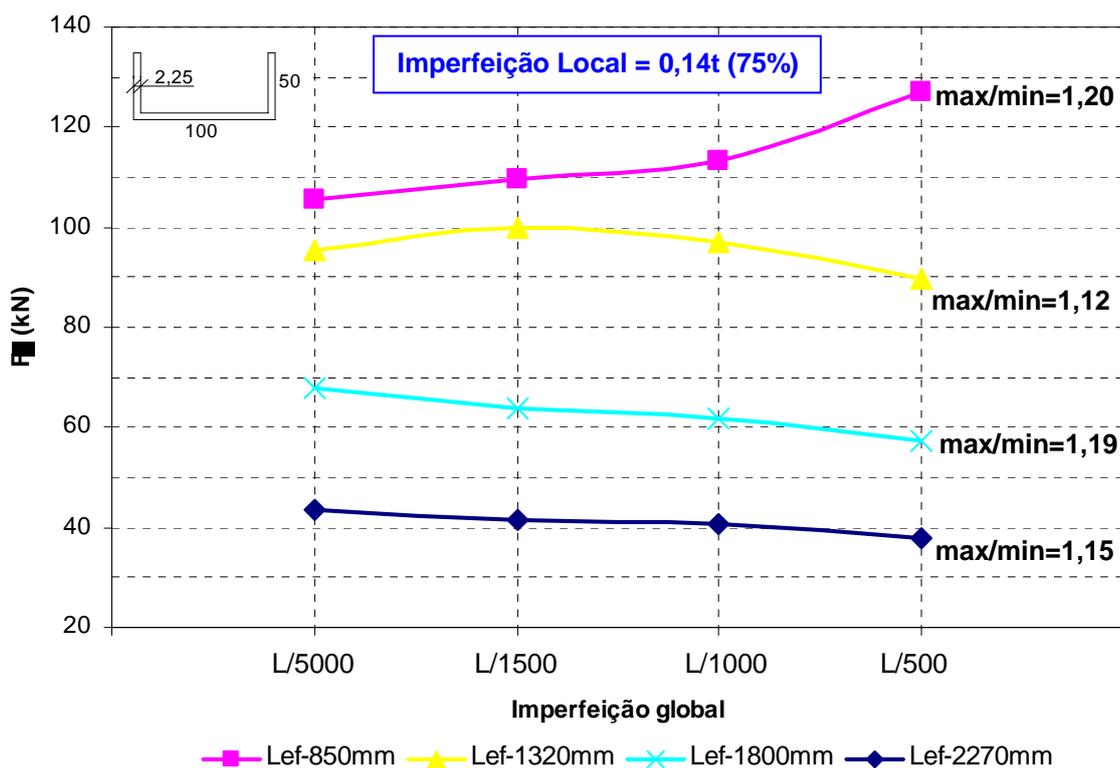


Figura 5.19 – Sensibilidade ao acoplamento local - global com alma comprimida: U100x50x2,25.

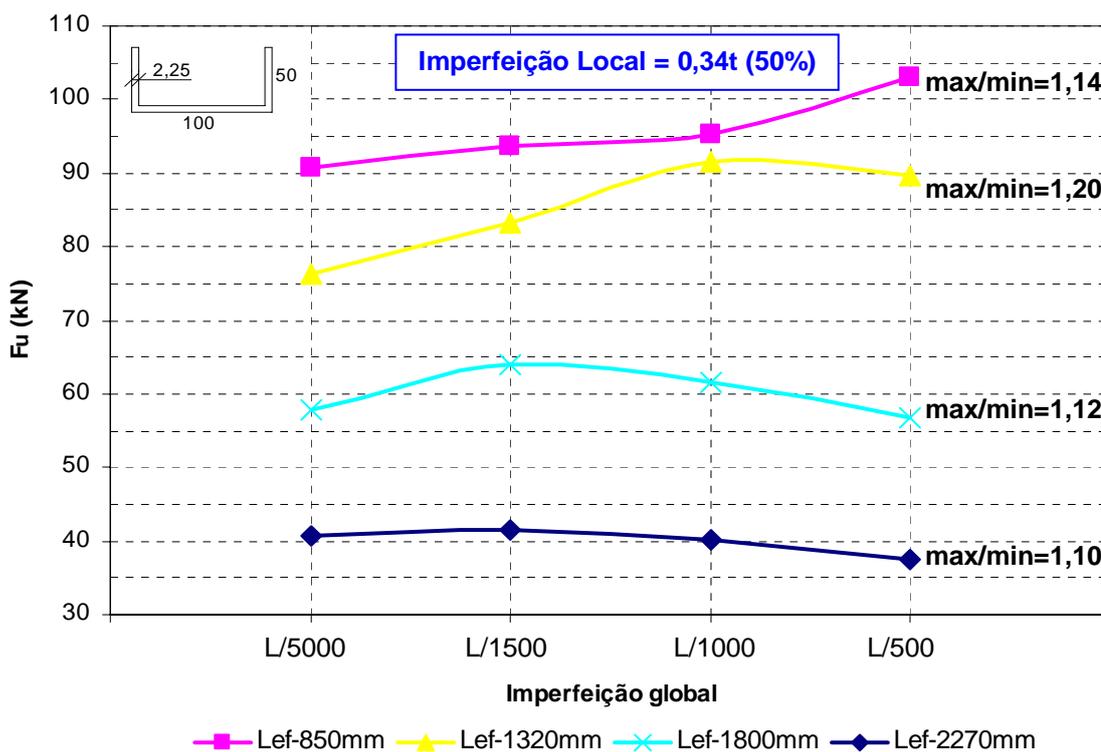


Figura 5.20 – Sensibilidade ao acoplamento local - global com alma comprimida: U100x50x2,25.

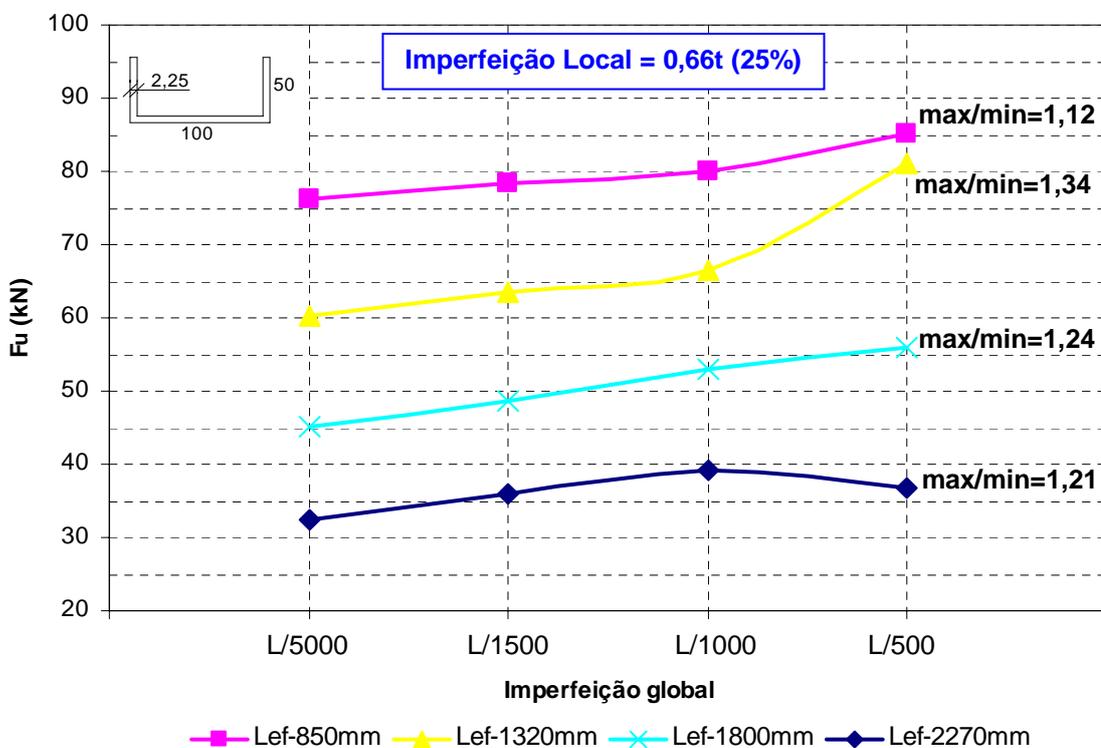


Figura 5.21 – Sensibilidade ao acoplamento local - global com alma comprimida: U100x50x2,25.

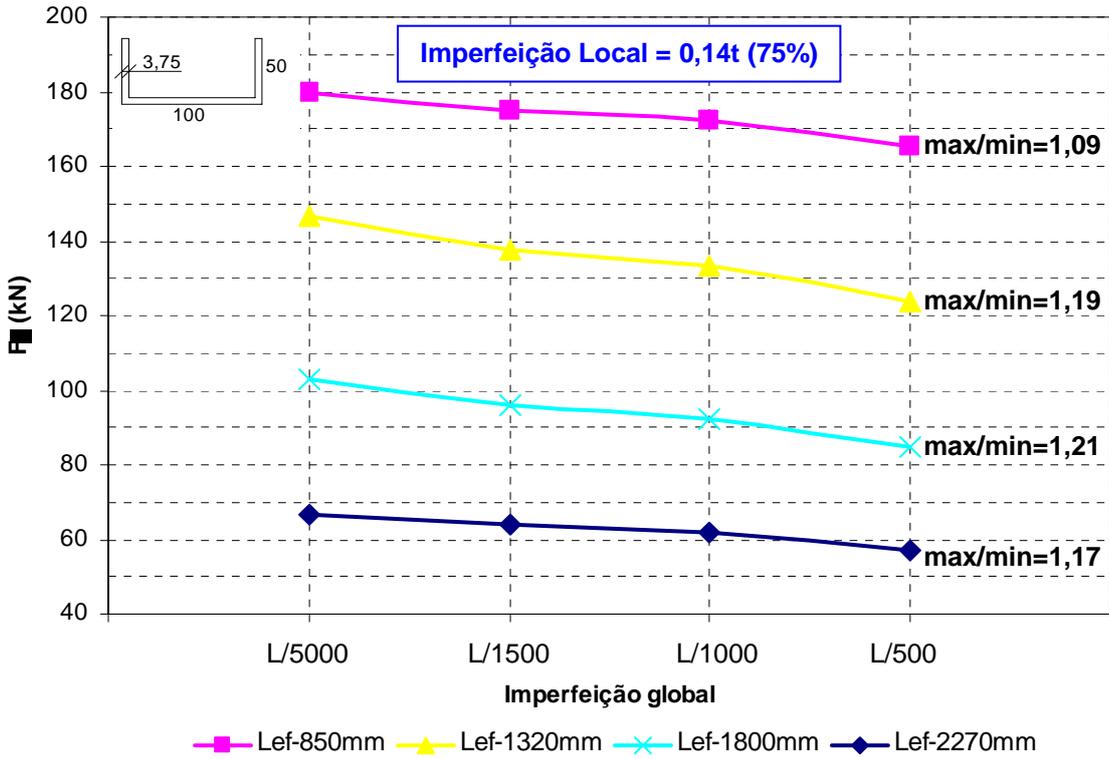


Figura 5.22 – Sensibilidade ao acoplamento local - global com alma comprimida: U100x50x3,75.

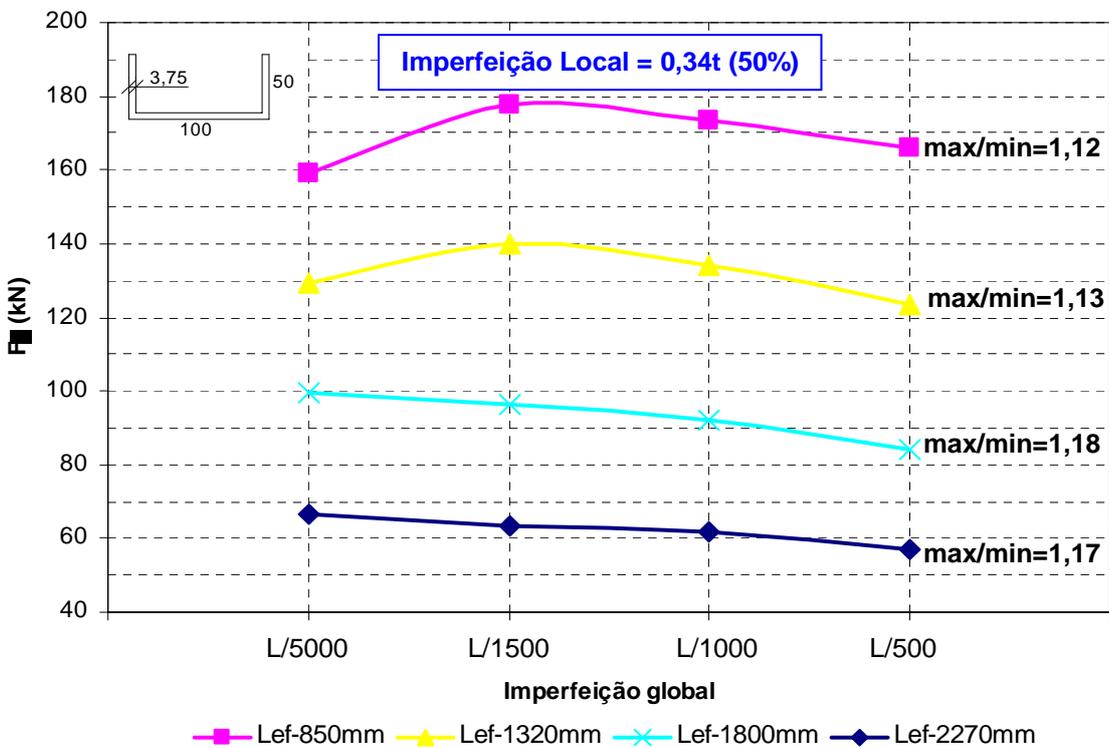


Figura 5.23 – Sensibilidade ao acoplamento local - global com alma comprimida: U100x50x3,75.

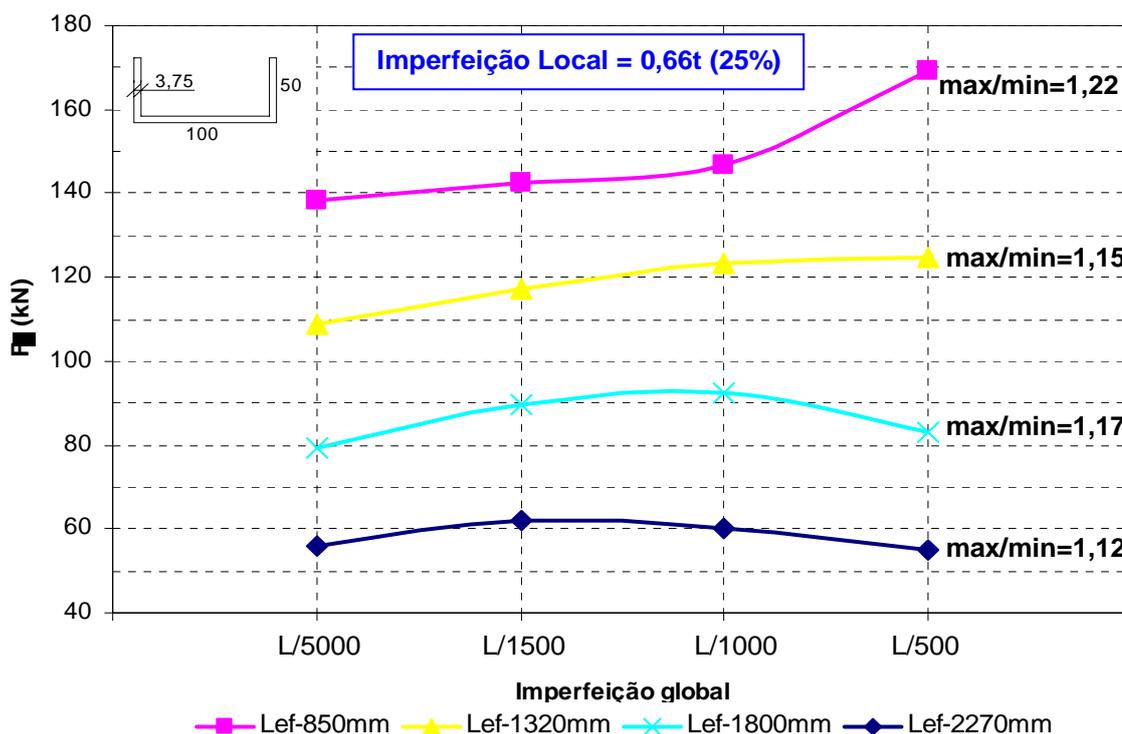


Figura 5.24 – Sensibilidade ao acoplamento local - global com alma comprimida: U100x50x3,75.

Ao analisar as figuras 5.19 a 5.24, essas referentes à análise conjunta, se nota que para alguns comprimentos efetivos, o aumento da imperfeição global implicou em patamares mais elevados para forças últimas obtidas. Tal aspecto, sob a ótica apenas da imperfeição global não reflete, inicialmente, o resultado esperado.

A fim de melhor compreender o fenômeno mencionado anteriormente, se lançou mão de resultados, obtidos de análises previamente realizadas, os quais permitiram avaliar a possível influência da interação entre as configurações de imperfeições geométricas, local, global e distorcional.

Inicialmente, no contexto da *análise isolada*, um primeiro aspecto observado se deu com relação à configuração de colapso apresentada para cada tipo de imperfeição quando analisada individualmente.

Para perfis U simples, em geral, a deformada final alcançada para a imperfeição local, sempre apresentou deslocamento do eixo das barras na direção, que resulta em tração na alma e compressão nas abas. Para os perfis U enrijecidos, por sua vez, se obtém compressão na alma e tração nas abas na configuração de colapso. As questões discorridas anteriormente podem ser verificadas na Figura 5.25.

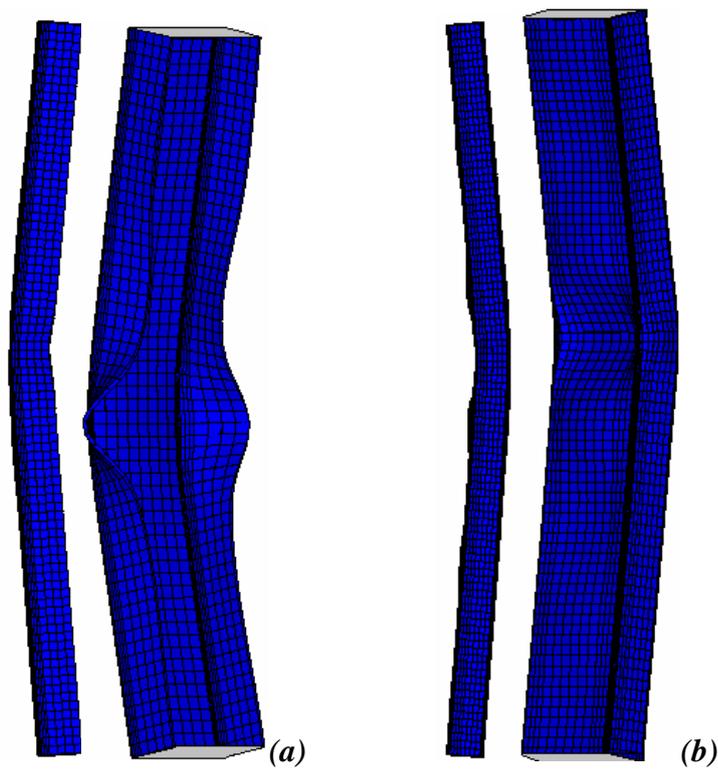


Figura 5.25 – Configuração de colapso para imperfeição apenas local: (a) U e (b) U_e

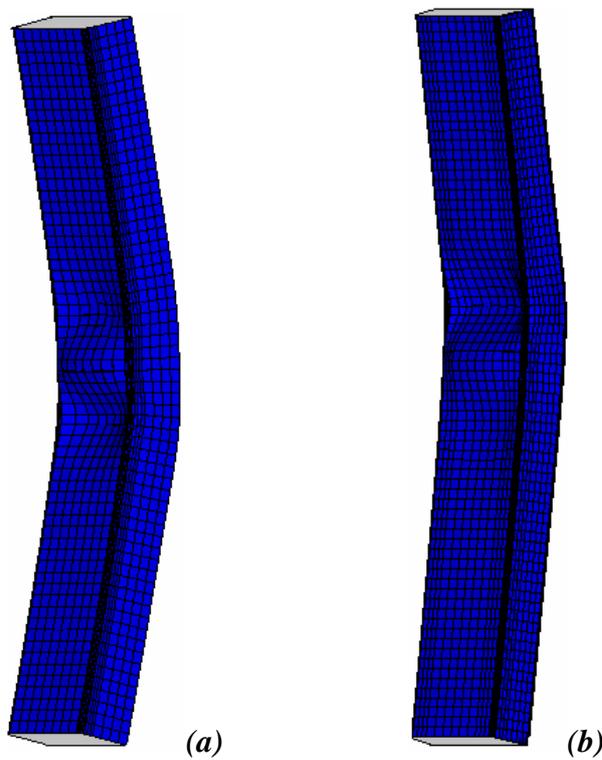


Figura 5.26 – Configuração de colapso para imperfeição apenas global: (a) U e (b) U_e

Um levantamento semelhante ao modo local foi realizado para o modo global e, em seguida, para o modo distorcional, nos quais também foram identificados os deslocamentos do eixo das barras.

Ao considerar apenas a imperfeição do tipo global, a configuração deformada final para todos os modelos de seção U simples e U enrijecida, foi aquela que figurou compressão na alma e tração nas abas (Figura 5.26). Com relação à imperfeição do tipo distorcional, em geral, foi observado tração na alma, lembrando que os modelos U_e resultaram menos suscetíveis a esta classe de imperfeição com relação às outras duas, quando se considera a relação máx/mín apresentada nas figuras 5.9 e 5.10.

De volta ao contexto da *análise conjunta*, um fator relevante refere-se à variação da força última de compressão com a amplitude da imperfeição global, no âmbito de cada nível de imperfeição local investigado.

Correlacionando esbeltez local, esbeltez global, amplitude da imperfeição local, amplitude da imperfeição global, amplitude da imperfeição distorcional aos aspectos mencionados anteriormente, faz-se no que segue algumas considerações, ainda que preliminares, com relação aos patamares mais elevados para as forças últimas obtidas frente o aumento da imperfeição global.

Inicialmente, foi identificado que a relação entre as configurações de colapso individuais, relativa às imperfeições dos tipos local e global, resulta em aspecto bastante relevante na determinação da ocorrência ou não de combinações ditas favoráveis, lembrando, no entanto, que a amplitude das imperfeições também pode ser parâmetro determinante. Entende-se por combinações favoráveis aquelas em que, conservando o nível de imperfeição local ou distorcional adotado, a elevação da imperfeição global reflete a obtenção de força última maior para um mesmo comprimento efetivo de barra.

Com relação aos perfis U simples, a associação das imperfeições local e global constituiu efeito favorável dependendo da combinação das amplitudes adotadas para cada classe de imperfeição. Os modelos do grupo U225, por exemplo, que se mostraram mais suscetíveis ao modo local (max/min=1,53) se comparado ao global (max/min=1,21), mesmo para o nível mais baixo de imperfeição local (0,14t), resultaram em reunião favorável dessas imperfeições, conforme Figura 5.19.

Ainda, do ponto de vista da esbeltez global, para alguns comprimentos efetivos, o efeito favorável ficou condicionado ao nível de imperfeição local. Por exemplo, o

modelo U225L850, apresentou sempre efeito favorável para os três níveis de imperfeições seccionais (75%, 50% e 25% de probabilidade de excedência).

O modelo U225L1320, por sua vez, foi um pouco mais suscetível ao modo local se comparado ao global. No presente caso, o efeito favorável fica condicionado aos níveis de imperfeições local e global.

Para pequenas imperfeições locais o modelo U225L1320 tende ao comportamento esperado, ou seja, queda de resistência com aumento da imperfeição, conforme Figura 5.19. Com o aumento da imperfeição local de 0,14t para 0,34t, o modelo passa a apresentar aumento na força última com relação à majoração da amplitude da imperfeição do tipo global, indicando predominância dos efeitos da imperfeição local sobre a global, Figura 5.20. O mesmo comportamento é verificado quando se faz a elevação da magnitude da imperfeição local de 0,34t para 0,66t, conforme Figura 5.21.

Embora os modelos U225L1800 e U225L2270 sejam aqueles de maiores comprimentos efetivos, a esbeltez local pode produzir o efeito favorável em caso de valores de imperfeição local que vão de 0,34t a 0,66t.

Em resumo, concernente aos modelos U225 com esbeltez global iguais a 60 e 90, a partir de valores de imperfeição local igual 0,34t, houve predominância do efeito local no desenvolvimento da configuração deformada final dos modelos. Para valores de imperfeições globais iguais a $L/1500$ e $L/1000$ comumente sugeridos na literatura, essa predominância destacada aponta grandes chances de ocorrer, conforme Figura 5.21.

Vale destacar, no entanto, ainda no que cabe ao grupo U225, que para esbeltez igual a 120 ou 150, embora sejam as maiores barras, ainda pode ocorrer predominância do efeito local, a depender do nível de imperfeição local com relação à imperfeição global. A combinação entre a imperfeição do tipo local cuja magnitude seja maior ou igual a 0,66t e, imperfeições globais em torno $L/1000$ a $L/1500$, também sugere forte possibilidade do efeito provocado pela imperfeição local prevalecer sobre o efeito da imperfeição do global, consoante Figura 5.21.

No que se refere aos perfis do grupo U375, que por sua vez são mais compactos que os do grupo U225, os mesmos não apresentaram combinação favorável entre imperfeições local-global para o nível local de 0,14t (75% de probabilidade de excedência), independente do comprimento efetivo e da amplitude de imperfeição global, conforme Figura 5.22.

Ainda com relação ao grupo U375, a preponderância da influência da imperfeição local frente à global começa a se tornar relevante em níveis de magnitude local igual a $0,66t$, no entanto, para níveis globais distintos com relação a alguns comprimentos efetivos, conforme Figura 5.24.

Ainda com relação à Figura 5.24, caso fossem considerados apenas níveis de imperfeição global entre $L/1500$ e $L/1000$ associados à imperfeição local com amplitude de $0,66t$ para o grupo U375, os resultados sugerem chances plausíveis de predominância do comportamento da imperfeição local sobre a global para esbeltezes em torno de 60 ou 90. Todavia para as esbeltezes por volta de 120 ou 150, uma combinação favorável é pouco provável.

Nesta etapa, o aspecto favorável da combinação entre as imperfeições local, distorcional e global, não se verifica para os perfis U_e , conforme item B.1 do *apêndice B*. O resultado é coerente para esta classe de seção, tendo em vista a relação entre as configuração de colapso para as categorias de imperfeições local e global, que para os casos aqui investigados foram as mais relevantes, quando avaliadas individualmente, ambas apontaram deformadas finais com deslocamento global do eixo das barras no sentido que implica alma comprimida, consoante figuras 5.25b e 5.26b.

Vale destacar que tabelas, referentes à investigação realizada neste item, as quais contêm as relações entre os resultados experimentais e as estimativas numéricas das forças de colapsos, podem ser consultadas no *apêndice C*.

5.6 SENSIBILIDADE AO SENTIDO DA IMPERFEIÇÃO

De modo análogo àquele realizado para análise do efeito da imperfeição local sobre os modelos, no presente item se busca avaliar o sentido da imperfeição global no que se refere a sua influência quando de análise conjunta.

Na investigação aqui desenvolvida, a imperfeição global resulta com sentido (ou seja, com curvatura do eixo da barra) contrário àquele disponibilizados pelos auto-vetores obtidos por meio do ANSYS, impondo aos modelos numéricos uma configuração inicial para aproximação da imperfeição global com tração na alma e compressão nas abas, conforme Figura 5.27, e portanto, diferente daquela configuração inicial esquematizada na Figura 5.12.

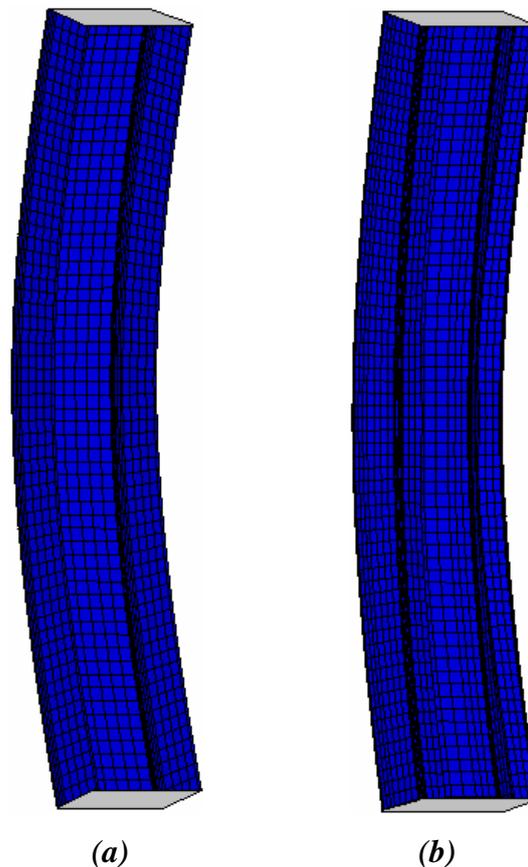


Figura 5.27 – Configuração da imperfeição global adotada: **(a)** perfil U e **(b)** perfil U_e
Alma tracionada

Para as imperfeições dos tipos local e distorcional, foram realizados três testes numéricos, em caráter exploratório, para averiguar a influência da mudança do sentido da imperfeição: dois para imperfeição distorcional e apenas um para a do tipo local, tendo em vista a suspeita da pouca relevância da mudança do sentido para tais classes de imperfeição, com base no entendimento de que a mudança do mesmo sugere apenas inversão do sentido das meias ondas formadas em cada modo.

A Figura 5.28 mostra a configuração geométrica dos casos local e distorcional, encontrados em grande parte dos modelos. As comparações entre as relações força versus deslocamento para os sentidos positivos e negativos de imperfeições, com respeito aos casos investigados, estão reportadas na Figura 5.29.

Vale lembrar que os gráficos para as imperfeições, positivas e negativas, estão defasados de Δ para melhor compreensão dos mesmos, visto que são coincidentes.

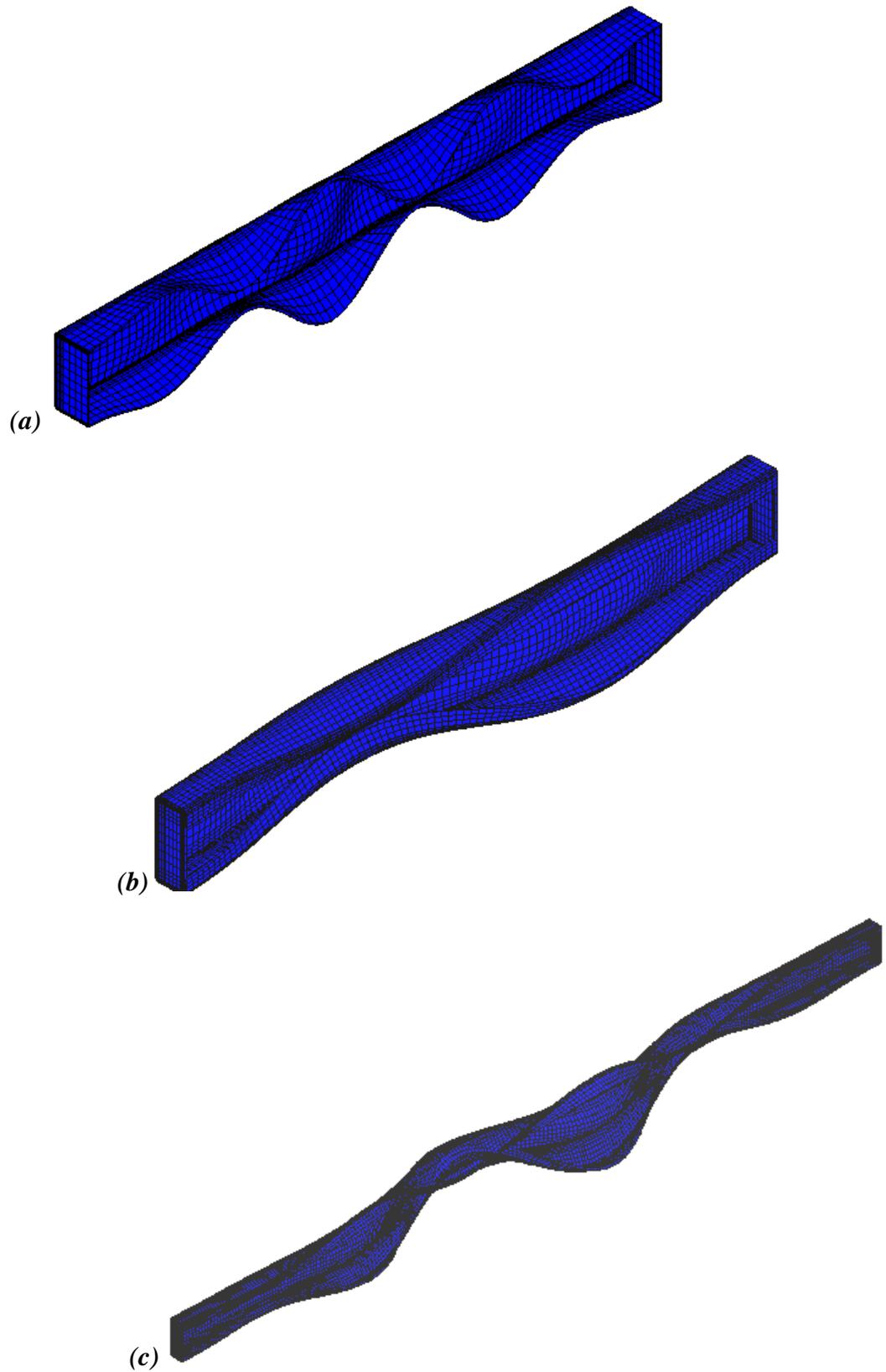


Figura 5.28 – Configuração das imperfeição investigadas: **(a)** local, **(b)** distortional com duas semi-ondas e **(c)** distortional com múltiplas semi-ondas.

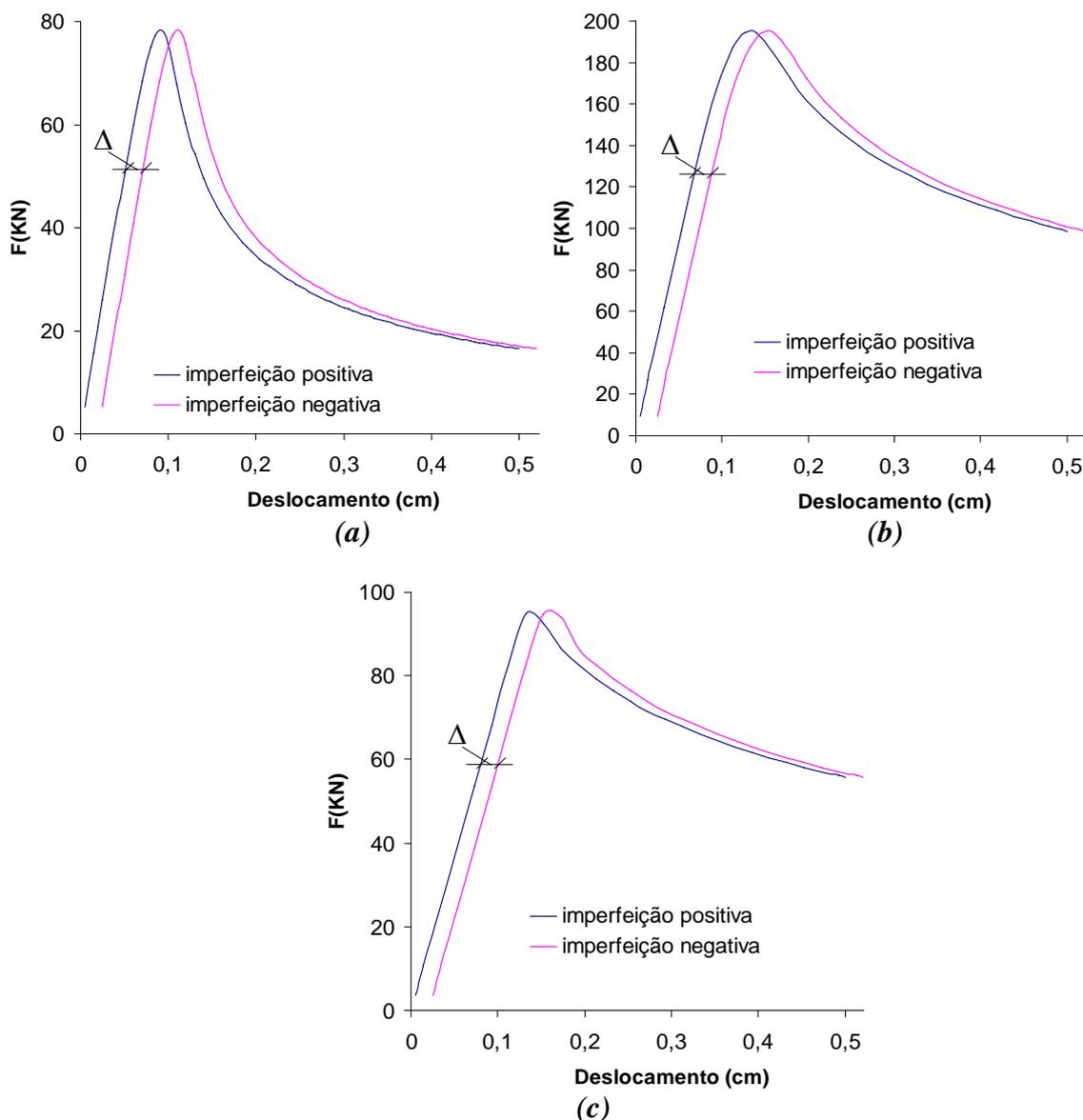


Figura 5.29 – Relação força x deslocamento para os sentidos positivos e negativos de imperfeição: (a) local, (b) distorcional com duas semi-ondas e (c) distorcional com múltiplas semi-ondas.

Nenhum estudo foi aqui apresentado quanto à inversão de sentido quando do emprego apenas da imperfeição do tipo global, pois, em geral, permanecem válidas as considerações realizadas no item 5.4. Em todo caso, os resultados com relação a esta investigação podem ser consultados no *apêndice A*.

Como o comportamento dos modos local e distorcional, em geral, apresentaram pouca ou nenhuma modificação com respeito à mudança de sentido de aplicação da amplitude, permanecem as considerações realizadas no item 5.5. No entanto, vale lembrar aquelas considerações referentes à configuração deformada final quando do uso

individual da imperfeição local, cujo deslocamento do eixo das barras proporcionou, para seções U simples e U enrijecida, respectivamente, tração e compressão na alma, conforme Figura 5.25.

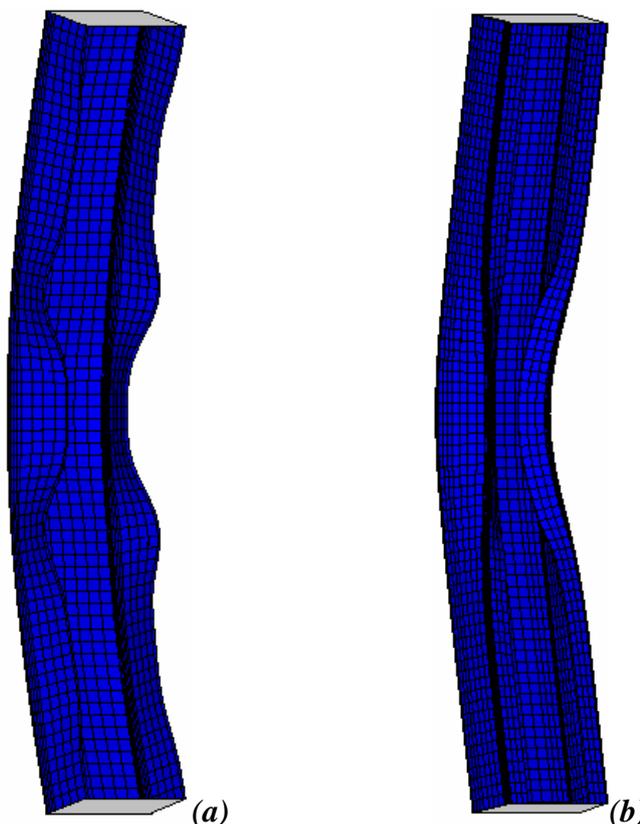


Figura 5.30 – Configuração de colapso para imperfeição apenas global: (a) U e (b) U_e

Portanto, tendo em vista as considerações realizadas, no que segue, os papéis se invertem do ponto de vista da consideração de imperfeições conjuntas. Se para as seções U simples a configuração de colapso com relação à aplicação apenas da imperfeição do tipo local resultou igual ao da deformada final obtido para imperfeição global (Figura 5.25a e Figura 5.30a), para as seções U enrijecida (Figura 5.25b e Figura 5.30b) as configurações resultaram diferentes.

As figuras 5.31 a 5.36 mostram a sensibilidade à imperfeição global para cada cenário de imperfeição local, com relação às seções enrijecidas, a saber, figuras 5.31 a 5.33 para perfis do grupo Ue225, bem como figuras 5.34 a 5.36 para perfis do grupo Ue375.

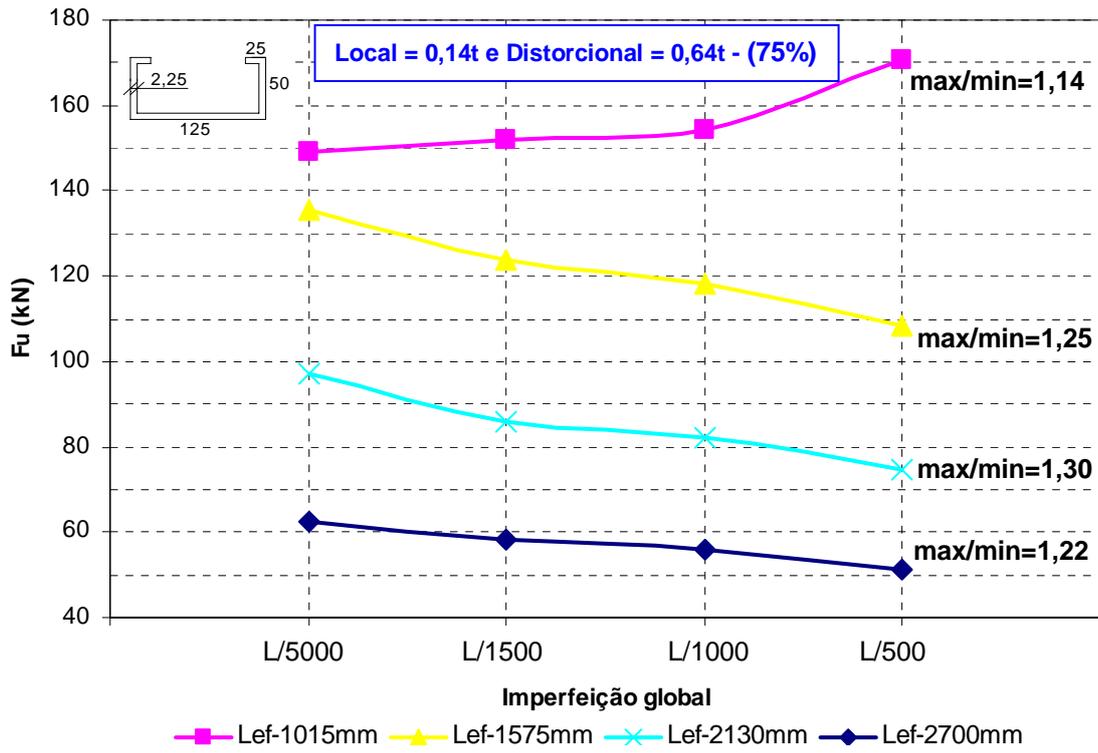


Figura 5.31 – Sensibilidade ao acoplamento - global com alma tracionada: Ue125x50x25x2,25.

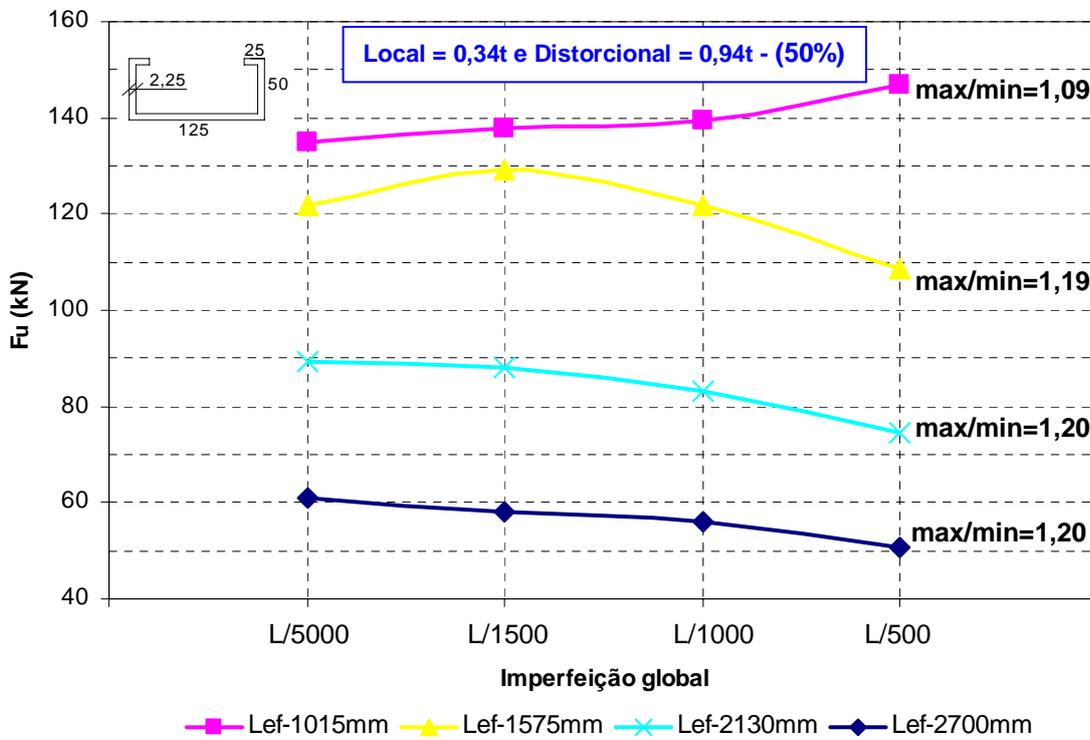


Figura 5.32 – Sensibilidade ao acoplamento - global com alma tracionada: Ue125x50x25x2,25.

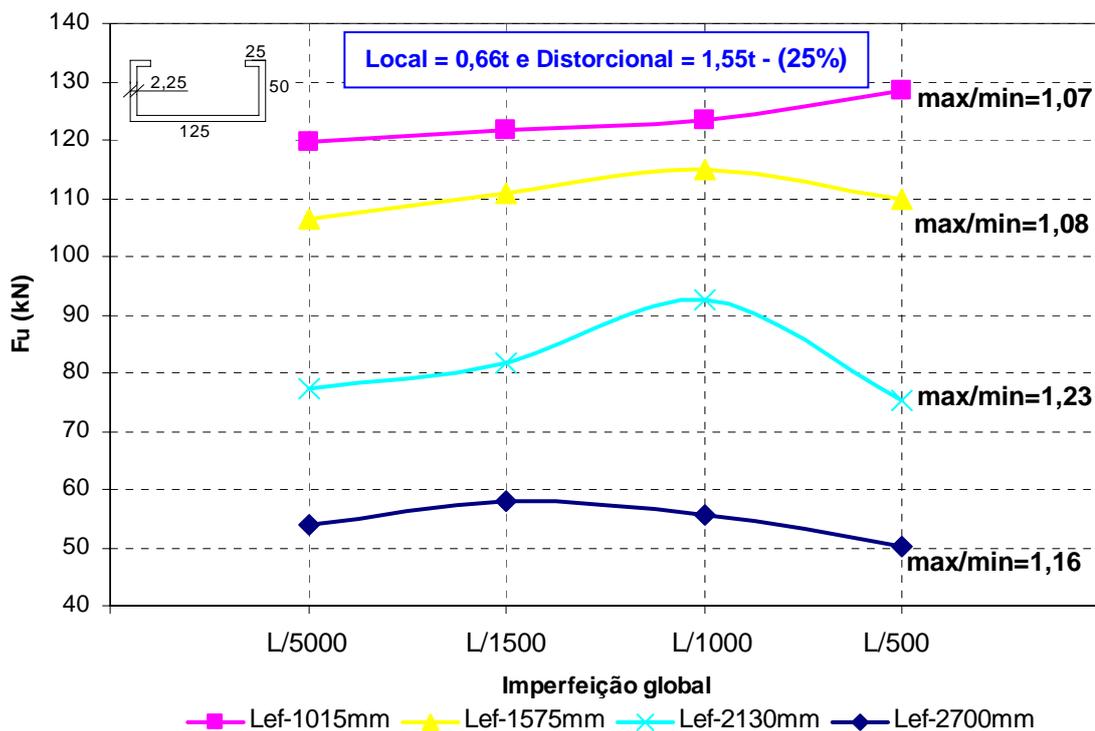


Figura 5.33 – Sensibilidade ao acoplamento - global com alma tracionada: Ue125x50x25x2,25.

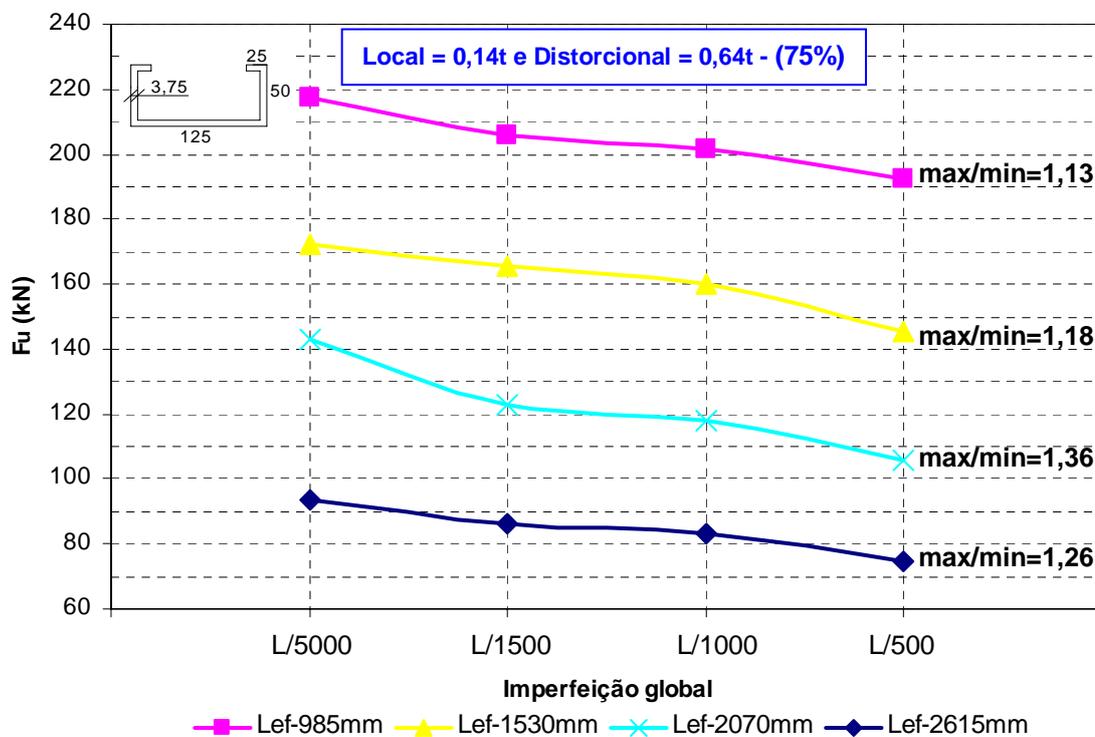


Figura 5.34 – Sensibilidade ao acoplamento - global com alma tracionada: Ue125x50x25x3,75.

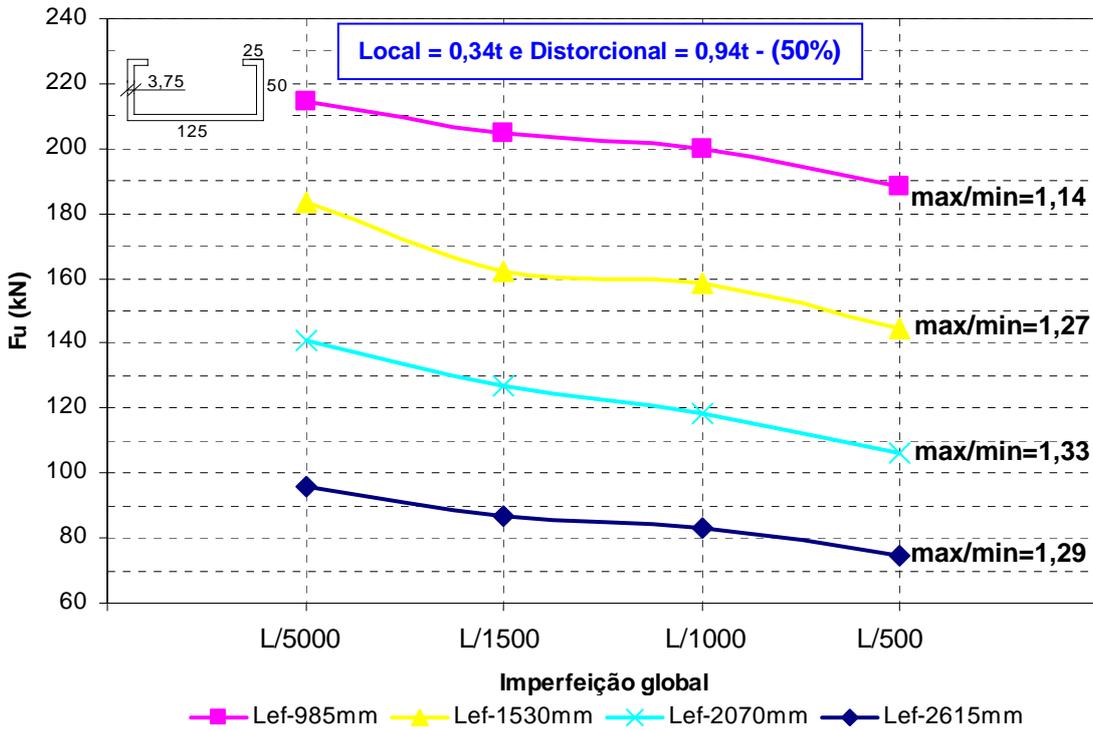


Figura 5.35 – Sensibilidade ao acoplamento - global com alma tracionada: Ue125x50x25x3,75.

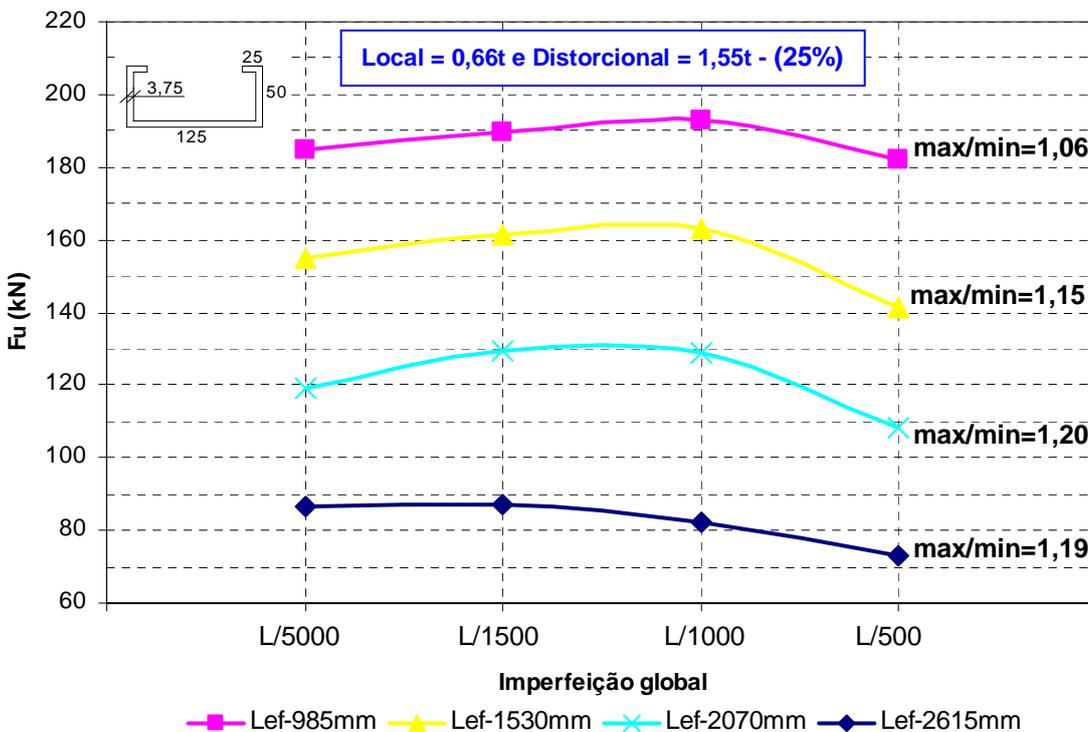


Figura 5.36 – Sensibilidade ao acoplamento - global com alma tracionada: Ue125x50x25x3,75.

No contexto da avaliação proposta neste item, ao associar os modos de imperfeição geométrica nas barras em cada classe de seção avaliada, o efeito favorável ao acoplamento entre os modos local e global, anteriormente observado para os perfis U simples (tópico 5.6), também foi identificado para os grupos Ue225 e Ue375, conforme figuras 5.31 a 5.36, porém não mais se verificou nos grupos U225 e U375.

De modo análogo àquele estabelecido no decorrer do item 5.6, no que segue também são realizadas algumas considerações preliminares com base nos resultados apresentados para os perfis U enrijecidos:

a-) Novamente a configuração de colapso das imperfeições local e global foram os fatores determinantes no que diz respeito à obtenção ou não de combinações favoráveis de imperfeições. Destaca-se ainda que ao investigar os resultados aqui obtidos para os perfis U enrijecidos, de fato, além da combinação dos sentidos adotados para cada tipo de imperfeição geométrica, as amplitudes também desempenharam papel importante na resposta dos modelos;

b-) Os modelos do grupo 3, referente aos perfis U_e com espessura nominal igual a 2,25 mm, embora menos suscetíveis ao modo local em relação aos perfis U simples de mesma espessura nominal, também apresentaram combinações favoráveis, porém, para a menor amplitude de imperfeição local investigada, no caso, amplitudes iguais a 0,14t e 0,64t (para os modos local e distorcional, respectivamente), conforme Figura 5.31;

c-) Ainda com relação aos modelos do grupo 3, para diferentes comprimentos efetivos, a possibilidade de uma interação benéfica entre imperfeições, também sugere dependência em resposta ao nível de imperfeição local;

d-) O modelo Ue225L1015, com esbelteza global em torno de 60, alcançou interação favorável para os três níveis de imperfeições seccionais (75%, 50% e 25% de probabilidade de excedência), de acordo com as figuras 5.31 a 5.33.

e-) Por sua vez, o modelo Ue225L1575, embora pouco mais suscetível ao modo local se comparado ao modelo anteriormente comentado, sugere as magnitudes de imperfeições local e global como aspecto condicionante de possíveis interações favoráveis. Para a menor amplitude de imperfeição seccional investigado, não houve indício de

combinação benéfica. Entretanto quando as amplitudes de imperfeição local e distorcional, respectivamente, são elevados para pares de valores iguais a 0,14t e 0,64t, para pares de valores iguais 0,34t e 0,94t passa a ser possível identificar acoplamento benéfico (Figura 5.32);

f-) Diferentemente do que foi mencionado para os modelos U225 com comprimentos efetivos de 1800mm e 2270mm (item 5.6), para os maiores comprimentos efetivos do grupo 3, modelos Ue225L2130 e Ue225L2700, as combinações benéficas surgiram apenas para o maior nível de imperfeição seccional investigada, conforme Figura 5.33. O fato pode ser atribuído à existência da imperfeição distorcional na composição da forma aproximada da imperfeição geométrica, sugerindo que embora sua parcela de contribuição identificada com relação ao efeito favorável tenha sido pequena pode ser significativa para alguns casos;

g-) Em síntese, nos modelos Ue225 com esbeltez global iguais a 60 e 90, e patamar de imperfeição maior que 0,34t e 0,64t, inerente às amplitudes local e distorcional, respectivamente, houve predominância do efeito local quando do desenvolvimento da configuração deformada final dos modelos, principalmente, quando associadas a imperfeições do tipo global com amplitudes entre $L/1500$ e $L/1000$, que sugere grandes chances de que o efeito favorável se desenvolva;

h-) Ainda com relação aos modelos Ue225 com esbeltez global em torno de 120 e 150 (grupo 3), uma combinação realizada em níveis de magnitudes de imperfeições local e distorcional maiores iguais a 0,66t e 1,55t, respectivamente, com imperfeições globais menores ou iguais a $L/1500$, sugere forte possibilidade do efeito provocado pelas imperfeições seccionais prevalecer àquele promovido pela imperfeição global;

i-) Analisando a questão da esbeltez local dos modelos Ue, para o grupo 4 (Ue375), nenhum caso de combinação favorável entre imperfeições global e seccional foi identificado para os menores níveis de imperfeição seccional (75% e 50% de probabilidade de excedência), independente do comprimento efetivo, bem como da amplitude de imperfeição global, conforme figuras 5.34 e 5.35. A influência das imperfeições seccionais começa a prevalecer sobre a imperfeição global para níveis de

magnitude seccional maiores iguais que 0,66t e 1,55t, referente às amplitudes local e distorcional, respectivamente, conforme Figura 5.36;

j-) No entanto, ainda concernente a Figura 5.36, semelhante ao que foi sugerido para o grupo 2 (U375) no item 5.5, com relação ao grupo Ue375, a preponderância do efeito das imperfeições seccionais sobre a global também, para amplitudes iguais a 0,66t e 1,55t, referente às imperfeições local e distorcional, respectivamente, se encontrou atrelada à amplitude da imperfeição global, quando se tratou de diferentes comprimentos efetivos.

l-) Para amplitudes iguais a 0,66t e 1,55t, referente às imperfeições local e distorcional, ainda com relação aos modelos do grupo Ue375, caso fossem considerados apenas níveis de imperfeição global entre $L/1500$ e $L/1000$, os resultados sugerem plausível preponderância do comportamento da imperfeição de cunho seccional sobre o acoplamento à global, para esbeltezes de 60. Todavia para as esbeltezes de 90, 120 e 150, a perspectiva de que este fenômeno seja verificado sugere pouca expressão;

m-) De acordo com as figuras 5.25a e 5.30a, concernentes a aplicação individual das imperfeições local e global em perfis U simples, respectivamente, as duas configurações de colapso apresentaram o mesmo sentido para a curvatura do eixo da barra. Este aspecto culminou em estimativas de resistências últimas conservadoras no momento da interação aqui investigada, se comparadas àquelas obtidas no item 5.5 (cujas configurações de colapsos individuais apresentaram diferentes curvaturas para o eixo das barras), tendo em vista os resultados apresentados nas tabelas 5.6 e 5.7, no que se refere aos valores médios das relações entre força de colapso obtida experimentalmente e via análise numérica para a imperfeição conjunta.

Vale lembrar que no item 5.5, os perfis cujas configurações de colapso individuais apresentaram diferentes curvaturas para o eixo das barras foram os do tipo U enrijecido. No entanto, a estimativa de resistências últimas conservadoras aqui identificada para a imperfeição conjunta, com relação os perfis U simples, foi bem menor para os perfis U enrijecido, ao se comparar os valores médios apresentados nas tabelas 5.7 e 5.8.

Tabela 5.6 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75%
(Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	0,94	1,05	1,09	1,13
	U225L1320	90	0,99	0,92	0,89	0,93
	U225L1800	120	0,96	0,89	0,86	0,81
	U225L2270	150	1,16	1,07	1,05	1,02
2	U375L850	60	1,05	1,02	1,00	0,97
	U375L1320	90	1,18	1,10	1,07	1,00
	U375L1800	120	1,02	0,95	0,91	0,84
	U375L2270	150	1,05	0,97	0,94	0,90
	Média		1,04	0,99	0,97	0,95
	COV		0,083	0,077	0,091	0,110
	Média - COV		0,962	0,918	0,884	0,841

Tabela 5.7 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,31	1,23	1,20	1,17
	U225L1320	90	1,29	1,16	1,10	1,02
	U225L1800	120	1,15	1,02	0,98	0,89
	U225L2270	150	1,33	1,19	1,13	1,07
2	U375L850	60	1,24	1,16	1,13	1,08
	U375L1320	90	1,43	1,27	1,23	1,11
	U375L1800	120	1,23	1,07	1,02	0,92
	U375L2270	150	1,20	1,07	1,02	0,94
	Média		1,27	1,15	1,10	1,02
	COV		0,070	0,074	0,080	0,098
	Média - COV		1,202	1,071	1,021	0,926

Tabela 5.8 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75% (Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,24	1,18	1,17	1,14
	U225L1320	90	1,18	1,09	1,06	1,01
	U225L1800	120	0,96	0,88	0,85	0,80
	U225L2270	150	1,17	1,11	1,07	1,02
2	U375L850	60	1,36	1,31	1,29	1,24
	U375L1320	90	1,06	0,99	0,97	0,92
	U375L1800	120	0,91	0,83	0,80	0,75
	U375L2270	150	1,32	1,21	1,19	1,13
	Média		1,15	1,08	1,05	1,00
	COV		0,139	0,152	0,160	0,171
	Média - COV		1,010	0,924	0,889	0,828

Tabela 5.9 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75% (Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	0,99	1,09	1,11	1,13
	U225L1320	90	1,22	1,12	1,06	0,97
	U225L1800	120	1,00	0,91	0,87	0,77
	U225L2270	150	1,24	1,13	1,09	1,00
2	U375L850	60	1,46	1,40	1,37	1,30
	U375L1320	90	1,18	1,08	1,05	1,01
	U375L1800	120	1,00	0,90	0,86	0,74
	U375L2270	150	1,44	1,30	1,26	1,15
	Média		1,19	1,12	1,08	1,01
	COV		0,159	0,152	0,159	0,186
	Média - COV		1,032	0,963	0,923	0,822

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6

6.1 CONCLUSÕES DO TRABALHO

Dentro do contexto abordado ao longo do *capítulo 2*, com relação aos prováveis modos de colapsos de seções enrijecidas, o modo de falha distorcional continua atraindo as atenções dos pesquisadores, fato perceptível pela quantidade de investigações experimentais e numéricas que têm sido direcionadas com vistas a um melhor entendimento desse tipo de fenômeno. Outro aspecto relevante com relação a esse mesmo modo de falha é o avanço da teoria clássica, citando-se, por exemplo, a elaboração de formulações analíticas para prever a carga crítica de flambagem distorcional de vigas e de barras submetidas à compressão.

No âmbito das *imperfeições geométricas*, para a imperfeição do tipo *global* as informações estão bem definidas no que se refere à sua forma e seus valores de magnitude. Por outro lado, as imperfeições do tipo *local* e do tipo *distorcional* ainda apontam alguns aspectos que merecem atenção por parte das comunidades técnica e científica, a saber, valores de suas magnitudes e forma, sendo esta última informação aquela de maior interesse, tendo em vista que em estudos numéricos o fator de escala pode ser ajustado com maior facilidade.

No contexto do *capítulo 3*, conforme resultados experimentais encontrados na literatura sobre o tema aqui de interesse, existe a influência do sinal da imperfeição geométrica inicial sobre o valor da resistência última de barras comprimidas, todavia, os aspectos referentes à correlação entre estas duas informações ainda se encontram em fases preliminares, aplicados a casos isolados e, portanto, pouco conclusivos. Pode ser citada por exemplo, a relação entre a *imperfeição geométrica real* e a *deformada final*, com respeito à indução de algum modo de falha específico, ou mesmo associado.

Concernente às barras comprimidas, se destaca a importância da aplicação de técnicas (estratégias) da modelagem numérica, para buscar informações complementares que permitam um melhor entendimento no referente ao comportamento desse elemento estrutural.

Dentre os caminhos a serem eleitos para estudos de interesse, destaca-se, por exemplo, aquele voltado a *análises numéricas de sensibilidade*, o qual tem se mostrado ferramenta importante no que concerne aos mecanismos de colapso de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão. Aqui, vale destacar o fenômeno da interação entre modos de falha, o qual, dada a sua importância, tem atraído de forma plausível a atenção de pesquisadores.

Ainda no que cabe às análises numéricas de sensibilidade, esta modalidade de investigação também tem sido empregada para aferir fatores de escala para imperfeições dos tipos *global, local e distorcional*.

Por outro lado, poucos são os registros de pesquisas envolvendo análises paramétricas, cujo objeto de estudo é a forma da imperfeição. Em geral, o que tem sido realizado em termos de pesquisa refere-se à adoção de um modo único de falha com posterior ajuste do fator de escala. Nesse caso, os resultados são, em geral, pouco conclusivos quando correlacionados a resultados experimentais, e muitas vezes até mesmo dentro contexto exclusivo das análises numéricas.

Por essa razão, diversas pesquisas têm sido desenvolvidas, dentro do contexto numérico, para melhor compreender o comportamento de perfis de aço formados a frio comprimidos, abordando temas como tensões residuais, imperfeições geométricas, comportamento pós-crítico, estabilidade dos elementos e interação entre modos de falha.

No que se referem ao emprego do método das larguras efetivas, algumas propostas têm surgido visando superar a limitação do método com relação à consideração da continuidade física dos elementos que compõem uma seção. O que tem sido proposto, até mesmo visando incorporação em procedimentos de cálculo normativo, é a adoção de parâmetros de flambagem de chapa K , fundamentados em resultados de análises experimentais ou numéricas, realizadas com a seção na íntegra.

Ainda no que cabe a verificação da instabilidade local, outra proposta de interesse é a incorporação do método da resistência direta em procedimentos normativos, tendo em vista que tal método, além de considerar a interação entre os elementos componentes de

uma seção transversal, permite avaliar seções transversais pouco convencionais no contexto da prática da construção civil, o que seria tarefa complicada ao lançar mão do método da largura efetiva.

No contexto do presente trabalho foram adotados, como ferramentas de interesse, modelos numéricos construídos com base no método dos elementos finitos (MEF), cuja elaboração foi idealizada por meio da utilização de elementos finitos disponibilizados pelo ANSYS v9.0.

Conforme exposto no **capítulo 4**, dentre os vários tipos de elementos finitos do ANSYS, foram empregados o elemento **SOLID 45** e o elemento **SHELL181**. Os modelos constituídos apenas de elementos finitos do tipo sólido e apenas com elementos do tipo casca, apresentaram resultados suficientemente próximos entre si no referente à determinação de cargas últimas e relações *força x deslocamento*. Porém, se analisado o esforço computacional, os modelos compostos exclusivamente de elementos do tipo casca se mostraram mais vantajosos quando comparados àqueles constituídos por elementos do tipo sólido

A partir das análises realizadas em modelos que empregaram apenas elementos finitos do tipo casca, tendo em vista os resultados obtidos enquanto tempo de processamento, foi possível concluir que:

a-) Os modelos numéricos sem chapa de topo apresentam complicações que, de algum modo, estão associadas à condição de contorno aplicada nas extremidades. Tais problemas, identificados nas investigações realizadas para este tipo de modelo, não mais se verificaram quando da utilização de modelos numéricos que empregam chapa de topo e que, conseqüentemente, assumem outra forma de considerar as condições de apoio;

b-) O emprego da rótula esférica como forma de vinculação de extremidade, em modelos com chapa de topo, exige estudos preliminares no que se refere não apenas a rigidez da chapa de topo, mas também à necessidade de ajustes nos deslocamentos prescritos de modo que seja possível alcançar convergência nas análises não lineares, aspecto indesejado para fins de análises paramétricas;

c-) O modo de considerar o carregamento exerce influencia sobre a rigidez dos modelos numéricos. Modelos em que a aplicação do carregamento é feito sob forma de

*deslocamento prescrito em ambas as extremidades, aqui denominados **simétricos**, se apresentaram mais rígidos quando comparados àqueles com uma extremidade livre e outra restrita, com relação à direção do carregamento.*

No que se refere às ferramentas utilizadas para realizar investigações numéricas desenvolvidas neste trabalho, o uso do “**Script**” (apresentado em apêndice) foi definitivamente essencial, tendo em vista que permitir a análise de grande quantidade de modelos numéricos e, conseqüentemente, acaba por proporcionar maior agilidade em estudos de análise paramétrica.

Quando da consideração da não-linearidade dos materiais, dois aspectos mereceram atenções especiais: *o valor do passo de carga e o uso da ferramenta **line-search** (disponibilizada pelo ANSYS).*

No primeiro caso, foi possível constatar que o tamanho do incremento de carga consiste de fator relevante para o estudo de barras submetidas à compressão axial, no que se refere à obtenção da carga de colapso e relação *força x deslocamento*. Esse mesmo aspecto pode não apenas auxiliar na convergência numérica dos modelos, como ainda conduzir a resultados mais coerentes. Portanto, para análises similares se comparadas àquelas aqui desenvolvidas, nota-se ser interessante investigar o nível do passo de carga antes de realizar qualquer estudo posterior.

Já com relação ao procedimento de otimização *line-search*, esse mesmo também se mostrou uma opção importante para se alcançar de modo mais satisfatório a convergência numérica. Todavia, seu emprego não garante sempre eficiência para modelos que apresentam problemas de convergência, pois exige razoável esforço computacional.

Finalmente, conforme exposto ao longo do **capítulo 5**, nesse foram descritas e realizadas análises numéricas para fins de avaliação do comportamento de perfis de aço formados a frio submetidos à compressão axial, considerando para esses perfis imperfeições geométricas iniciais.

Por meio das análises realizadas foi possível identificar numericamente, do ponto de vista de análise isolada, que a sensibilidade dos perfis às imperfeições do tipo **local** está correlacionada com a forma da seção, bem como com a esbeltez, enquanto que para imperfeições do tipo **global** a sensibilidade mantém pouca correlação com o

tipo e esbeltez da seção. A imperfeição do tipo *distorcional* praticamente não apresentou correspondência com a variação de esbeltez da seção.

De forma mais clara, perfis U enrijecidos se apresentaram menos suscetíveis a imperfeições do tipo local se comparado aos perfis U simples. A sensibilidade com relação à imperfeição do tipo distorcional foi idêntica para os dois valores de esbeltez de seções U enrijecidas. Por fim, com relação à imperfeição do tipo global, a sensibilidade foi idêntica tanto para perfis da mesma classe com diferentes esbeltez como entre as duas classes de perfis distintas.

Com relação aos resultados das análises isoladas de cada tipo de imperfeição, é possível utilizar imperfeições geométricas sob a forma de um modo de falha único, entretanto é necessário ajustar o fator de escala. Em outras palavras, no caso de se desejar realizar uma dada análise de interesse menos rigorosa, em que não se considera a possibilidade de interação entre os tipos de imperfeição, embora não represente a realidade física do problema, a consideração apenas de uma forma de imperfeição não conduz a possíveis resultados que possam ser considerados insatisfatórios, pelo menos em termos de força última.

Nesse contexto, no que se referem aos comprimentos das barras, os modelos cujos comprimentos efetivos conduzem à obtenção da relação L_{ey}/r_y com valores em torno de 90 e de 120, em geral, apontaram maior suscetibilidade às imperfeições do tipo local e global. No entanto, para imperfeição do tipo distorcional, as barras com esbeltez global em torno de 60 são aquelas que expressam maior sensibilidade.

No contexto da análise conjunta, em primeira instância, o fator que apresentou maior relevância, foi o “sinal” da imperfeição *global*. Constatou-se que a associação deste tipo de imperfeição com aquelas dos tipos *local* e *distorcional* para perfis U enrijecido, bem como apenas local para perfis U simples, em geral, definiu o surgimento de combinações favoráveis ou conservadoras, no que se refere à determinação das forças últimas.

Em caráter complementar, aspectos como, grau de imperfeição local, grau de imperfeição global, grau de imperfeição distorcional, também foram parâmetros determinantes. Por exemplo, com relação aos perfis U simples, em caso de se adotar imperfeição global com sinal positivo (compressão na alma e tração nas abas) e magnitude entre $L/1500$ e $L/1000$, seria necessária uma imperfeição local em torno de

0,34t para que os resultados não fossem contra a segurança, em termos de valores médios para as relações entre força última experimental e numérica.

Por outro lado, ainda com relação aos perfis U simples, ao se adotar imperfeição global com sinal negativo (tração na alma e compressão nas abas), para o menor valor de imperfeição local investigado, 0,14t, a estimativa das forças últimas seriam no mínimo 10% conservativas, com relação a magnitudes entre $L/1500$ e $L/1000$, tendo em vista os valores médios das relações entre força última experimental e numérica.

Portanto, é possível notar que as duas situações mencionadas traduzem a importância da consideração do sinal da imperfeição global no que se refere à composição de imperfeições geométricas utilizando interação entre modos de falha como estratégia de modelagem numérica.

A rigor, as magnitudes e sinais de imperfeições para fins de modelagem numérica deveriam ser definidas para faixas de valores de esbeltez local em cada tipo de seção.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Fica aqui como sugestões investigar melhor a influência do sentido da imperfeição, para a imperfeição geométrica do tipo distorcional, no que se refere a sua associação dos tipos local-distorcional e global-distorcional. Em especial avaliar a imperfeição do tipo distorcional que desenvolve apenas uma meia-onda ao longo do comprimento.

Sugere-se ainda investigar a possibilidade de se utilizar a associação de vários modos locais para gerar a imperfeição geométrica do tipo local, realizando o processo inverso àquele então proposto pelas transformadas de Fourier, em que se considera a imperfeição real decomposta em um conjunto de senóides fictícias com fases e amplitudes determinadas, aqui representadas por modos locais com amplitudes determinadas.

Por fim, propõe-se investigar a sensibilidade às imperfeições geométricas de perfis U simples e enrijecido comprimidos engastados, bem como de perfis com outras seções transversais diferentes, articulados ou engastados, utilizando a estratégia apresentada no presente trabalho.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS INC. (2004). *Ansys Release 9.0 - Documentation*.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2003). *NBR 6355: Perfis estruturais de aço formados a frio*. Rio de Janeiro: ABNT.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (2001). *NBR 14762: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio*. Rio de Janeiro: ABNT.

ASSOCIACAO BRASILEIRA DE NORMAS (2004). *Coletânea de perfis de aço formados a frio*. Rio de Janeiro: ABNT, 90p.

BATISTA, E. M.; RODRIGUES, F. C. (1994). Buckling curve for cold-formed compressed members. *Journal of Constructional Steel Research*, v.28, p.121-136.

BATISTA, E. M. et al. (2000). Estudos dos modos de instabilidade local de placa e distorcional em perfis de chapa dobrada de aço. In: *JORNADAS SUDAMERICANAS DE INGENIERIA ESTRUCTURAL*, 29., Punta Del Este, Uruguay, nov. 2000. *Memorias*. 14p.

BROCKENBROUGH, R.L; CHEN. H.H. North American Specification for Design of Cold-Formed Steel. Disponível em: <www.steel.org/Content/ContentGroups/Construction2/Newletters/naspecpaper.pdf>. Acesso em 02 de fevereiro de 2006.

CARVALHO et al., (2006). *Curso Básico de Perfis de Aço Formados a Frio, 2ª edição*. Porto Alegre: 374p.

CHODRAUI, G.M.B. Flambagem por distorção da seção transversal em perfis de aço formados a frio submetidos à compressão e à flexão. São Carlos, 2003. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

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

CHOU S. M.; CHAI, G. B.; LING, L. (2000). Finite element technique for design of stub columns. *Thin-Walled Struct.* 37, p. 97–112.

DAVIES, J. M. (2000). Recent research advances in cold-formed steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, v.55, p.267-288.

DINIS, P. B.; SILVESTRE, N.; CAMOTIM, D. (2006). Análise numérica de elementos estruturais de aço enformados a frio: desenvolvimentos recentes e perspectivas futuras. *Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural*, Passo Fundo, v.3, n.1, p.55-100, jan/abr.

DUBINA D.; GOINA D.; GEORGESCU M.; UNGUREANU V.; ZAHARIA R. (1998). Recent research on stability analysis of thin-walled cold-formed steel members. *Journal of Constructional Steel Research*, 46 (1-3), pp. 172-173.

DUBINA, D., UNGUREANU, V. (2002). Effect of imperfections on numerical simulation of instability behaviour of cold-formed steel. *Thin-Walled Struct.* Vol40, p. 239–262.

GALAMBOS, T.V. (1998). *Guide to stability design criteria for metal structures*. New York: John Wiley & Sons. 911p.

GIONCU, V. (1994). General report: General Theory of Coupled Instabilities. *Thin Walled Structures*, v.19, n.2-4, p. 81-127.

HANCOCK, G.J. (1981). Nonlinear Analysis of Thin Sections in Compression. *Journal of the Structural Division*, Vol. 107, No. 3, March 1981, pp. 455-471.

HANCOCK, G.J. (1985). Distortional buckling of steel storage rack columns. *Journal of Structural Engineering*, v.111, n. 12, p. 2770–2783.

HANCOCK G.J., KWON Y.B.; BERNARD, E.S. (1994). Strength design curves for thin walled sections undergoing distortional buckling. *Journal of Construction Steel Research*, v.31, p.169- 86.

HANCOCK, G. J., MURRAY, T. M., ELLIFRITT, D. S., (2001). *Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification*, New York: Marcel Dekker. 398 pp.

KWON, Y.B.; HANCOCK, G.J. (1992). Tests of cold-formed channels with local and distortional buckling. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, v.118, n.7, p.1786-1803.

LAU, S.C.W.; HANCOCK G.J. (1987). Distortional buckling formulas for channel columns. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, v.113, n.5, p.1063-1078.

LECCE, M.; RASMUSSEN, K. J. R. (2005a). Experimental investigation of the distortional buckling of cold-formed stainless steel sections Sydney, Australia. Department of Civil Engineering, University of Sydney, Research Report R844.

LECCE, M.; RASMUSSEN, K. J. R. (2005b). Finite element modelling and design of cold-formed stainless steel sections, Sydney, Australia. Department of Civil Engineering, University of Sydney, Research Report R845.

MALITE, M.; SÁLES, J.J. (2001). *Estruturas de aço constituídas por perfis de chapa dobrada: dimensionamento de barras*. São Carlos: EESC-USP. 97p.

- MAQUOI R. et al. (2002). Local-Overall and Distortional-Overall interactive buckling of thin-walled members. In: EUROPEAN CONFERENCE ON STEEL STRUCTURES, 3rd, Coimbra, Portugal. Proceedings, Vol.1, p.503-512. September.
- MATEESCU, D.; GIOUNCU, V.; DUBINA, D., (2000). Timisoara steel structures stability research school: relevante contributions. *Journal of Constructional Steel Research*, v.55, p.343-354.
- MOLDOVAN, A. (1994). Compression tests on cold-formed steel columns with monosymmetrical section. *Thin Walled Structures*, v.20, p. 241-252.
- MULLINGAN, G. P.; PEKÖZ T. (1984). Locally buckled thin-walled columns. *Journal of Structural Engineering, Am Soc Civil Eng*, 110(11); 2635-2654, November.
- NARAYANAN S., MAHENDRAN M. (2003). Ultimate capacity of innovative cold-formed steel columns. *Journal of Constructional Steel Research*, v.59, p.489-508, April.
- PEKÖZ, T.; SARAWIT A. T.; KIM Y.; BAKKER M. C. M. (2003). A finite element analysis method for thin-walled members-applications. *Thin-Walled Struct.* 41, p. 191–206.
- RASMUSSEN, K.J.R.; HANCOCK, G.J. (1993). The flexural behaviour of fixed-ended channel section columns. *Thin-Walled Struct.* 17, p. 45–63.
- RASMUSSEN, K.J.R.; HANCOCK, G.J. (1994). Design of thin-walled plain channel section columns against flexural buckling. *Thin-Walled Struct.* 20, p. 219–240.
- RASMUSSEN, K.J.R.; YOUNG, B. (1998a). Tests of fixed-ended plain channel columns. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, v.124, n.2, p.131-139.
- RASMUSSEN, K.J.R.; YOUNG, B. (1998b). Design of lipped channel columns. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, v.124, n.2, p.140-148.
- REZENDE, P.G. Análise da resposta numérica de ligações parafusadas em chapas finas e perfis formados a frio. São Carlos, 2005 xxxp. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- RHODES, J. (1991). *Design of Cold Formed Steel Members*. Elsevier Applied Science, London.
- SCHAFFER, B. W. (1997). Cold-formed Steel Behavior and Design: Analytical and Numerical Modeling of Elements and Members with Longitudinal Stiffeners. PhD. Dissertation, Cornell University, Ithaca.
- SCHAFFER, B. W.; PEKÖZ, T. (1998). Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses. *Journal of Constructional Steel Research*, v.47, p.193-210, January.
- SCHAFFER, B. W.; PEKÖZ, T. (1999). Laterally braced cold-formed steel flexural members with edge stiffened flanges. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, v.125, n.2, p.118-127.

- SCHAFER, B. (2000). Distorsional buckling of cold-formed steel columns. Disponível em: http://www.ce.jhu.edu/bschafer/dist_columns/appendix-a.pdf. Acesso em 02 de fevereiro de 2006.
- SCHAFER, B. W. (2002). Local, distortional, and Euler buckling of thin-walled columns. *Journal of Structural Engineering*, v.128, n. 3, p. 289-299, March.
- SCHAFER, B.W.; ÁDÁNY, S. (2006). “Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods.” Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, FL. October.
- SILVA, E.L. Sobre o dimensionamento de perfis de aço formados a frio. São Paulo, 2006. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
- SIVAKUMARAN, K. S.; ABDEL-RAHMAN, N. (1998). Finite element analysis model for the behaviour of cold-formed steel members. *Thin-Walled Struct.* V.31, p. 305–324.
- SOUZA, D.A.; FREITAS, M.S.R.; FREITAS, A.M.S. (2006). Estabilidade de colunas com seções enrijecidas em perfis de aço formados a frio. *Revista Escola de Minas*, Ouro Preto, 59(2): 199-205, abr. jun.
- TALJA A. (1990). Design of the buckling resistance of compressed HSS channels, Research note 1163, Technical Research Centre of Finland.
- VAZQUEZ, E. G. (2002). Análise teórica e experimental da instabilidade torcional de perfis formados a frio sob compressão centrada. Tese (Doutorado) - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro.
- WENG, C.C.; LIN, C.P. (1992). Study of the maximum strength of cold-formed steel columns. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, v.118, n.1, p.128-146, January.
- YANG, D.; HANCOCK, G.J. (2003). Compression tests of cold-reduced high strength steel channel columns failing in the distortional mode. Sydney, Australia. Department of Civil Engineering, University of Sydney, Research Report R825.
- YANG, D.; HANCOCK, G.J. (2004). Numerical simulation of high strength steel lipped-channel Columns. Sydney, Australia. Department of Civil Engineering, University of Sydney, Research Report R843.
- YIU, F.; PEKÖZ, T. (2006). Design of Cold-Formed Steel Plain Channels. The American and Iron Steel Institute.
- YOUNG, B.; YAN, J. (2002), Finit element analisys and design of fixed-ended plain channel columns. *Finite Elements Analysis and Design*, 38, p. 549-566.
- YU, W. W. (2000). *Cold-formed steel design*. New York: John Wiley & Sons. 756p.

ANEXOS

ANEXO A - MODELOS REOLÓGICOS

Tabela A.1 – Relação tensão x deformação do aço em cada grupo de perfil

Fonte: CHODARUI (2006)

U225		U375		Ue225		Ue375	
σ_{true} (kN/cm ²)	ϵ_{true} (μ strain)						
23,2	1131,0	17,8	867,9	23,2	1131,1	19,9	970,8
30,2	1686,3	20,3	1001,6	24,1	1179,3	22,7	1159,6
34,2	2364,7	22,6	1194,7	30,7	1914,4	24,9	1446,4
36,2	3223,7	26,7	1844,2	34,3	2382,2	27,1	2008,0
37,5	5971,1	28,5	2703,7	37,1	3071,8	28,4	2697,8
38,3	8966,6	28,9	3206,2	37,8	3650,0	30,1	5271,8
38,9	10266,7	29,8	5837,2	38,6	6425,5	32,5	14243,7
42,3	18739,7	30,7	10788,5	38,9	7403,1	33,8	19147,9
46,5	33327,1	33,0	18302,3	42,0	15207,9	36,6	30932,4
50,8	55331,3	34,5	24188,4	44,2	21393,1	39,4	46207,8
52,4	66461,7	36,1	31245,0	47,5	33746,7	41,5	59137,7
56,0	100936,8	42,1	65908,8	50,6	49852,5	42,3	63618,1
58,4	135615,4	45,5	96590,6	53,7	71478,1	44,7	84621,8
—	—	46,9	113519,1	58,3	130974,5	46,7	106473,1
—	—	48,8	139919,6	—	—	49,1	139349,1
—	—	51,8	190427,5	—	—	51,7	183473,1

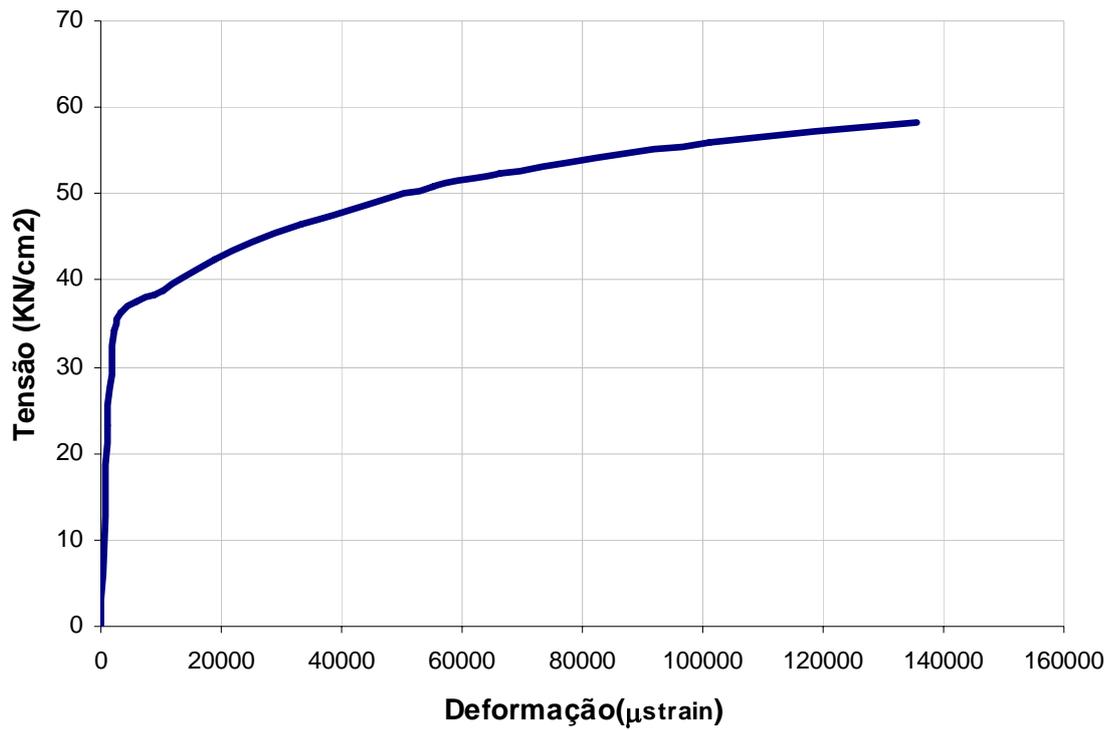


Figura A.1 – Relação tensão x deformação: Perfis U simples de espessura 2,25mm
Fonte: CHODARUI (2006)

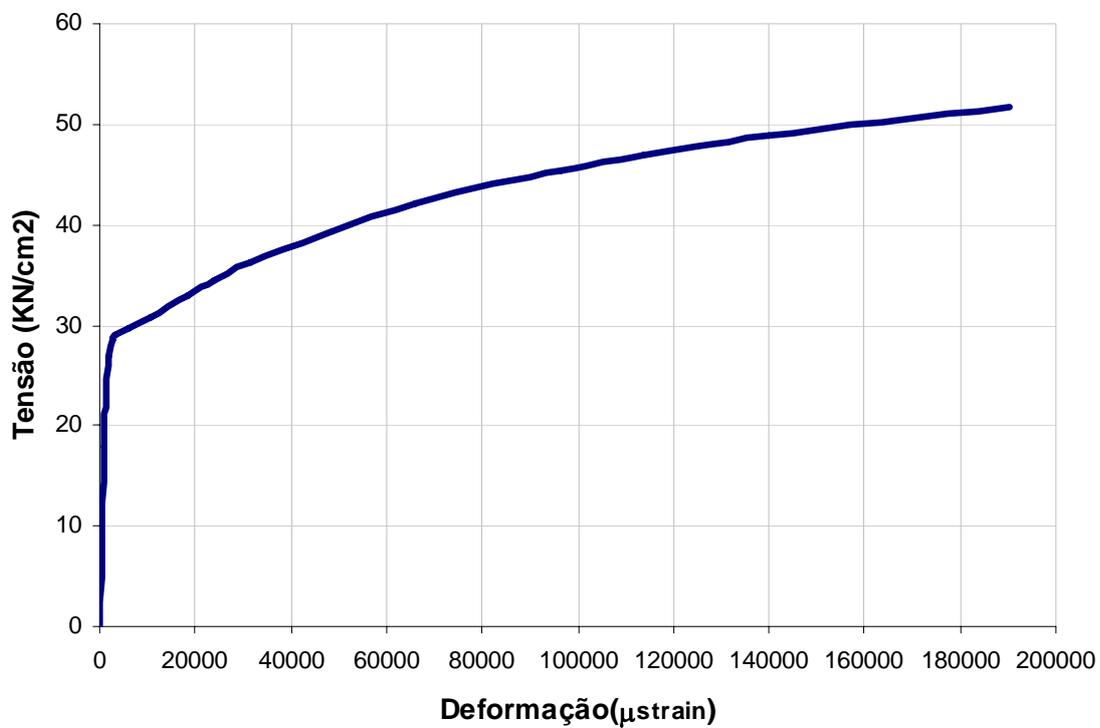


Figura A.2 – Relação tensão x deformação: Perfis U simples de espessura 3,75mm
Fonte: CHODARUI (2006)

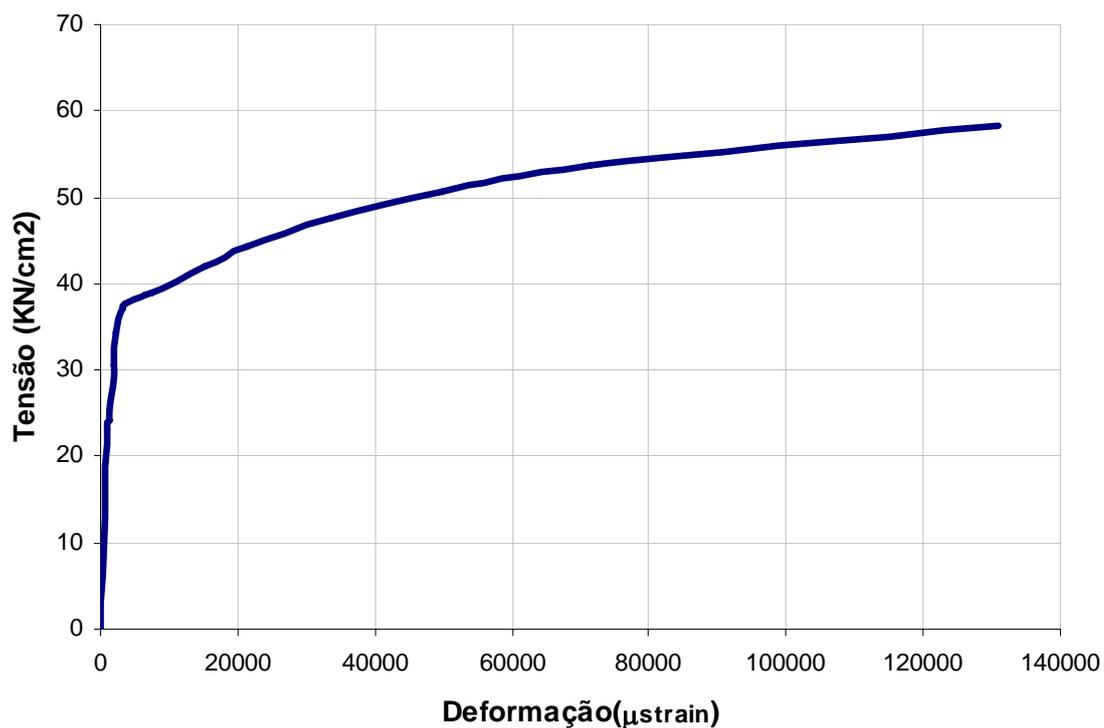


Figura A.3 – Relação tensão x deformação: Perfis U enrijecido de espessura 2,25mm
Fonte: CHODARUI (2006)

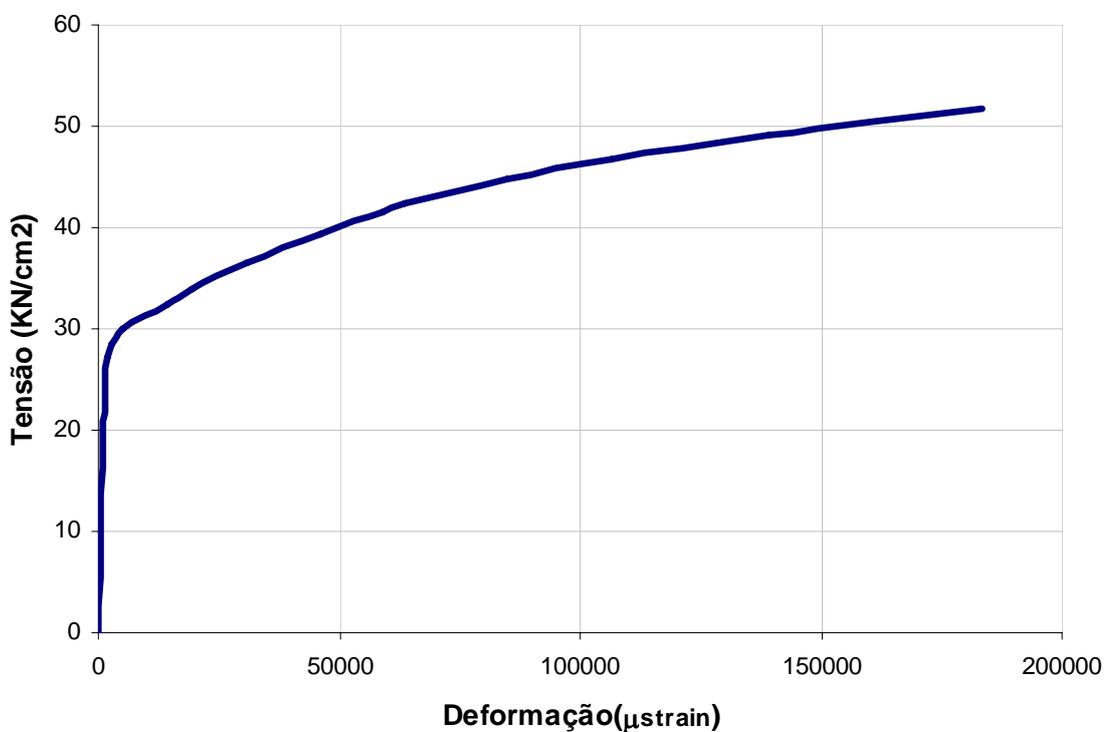


Figura A.4 – Relação tensão x deformação: Perfis U enrijecido de espessura 3,75mm
Fonte: CHODARUI (2006)

ANEXO B - TRANSFORMADA DE FOURIER

Por meio de uma transformada de Fourier qualquer representação gráfica complexa pode ser decomposta em sinais senóidais, com fases e amplitudes determinadas, como está representado nas figuras B1 e, B.2 a B.5. Ao considerar a distribuição da imperfeição como um sinal complexo é possível obter um conjunto fictício de suas componentes periódicas com respectivas frequências e amplitudes.

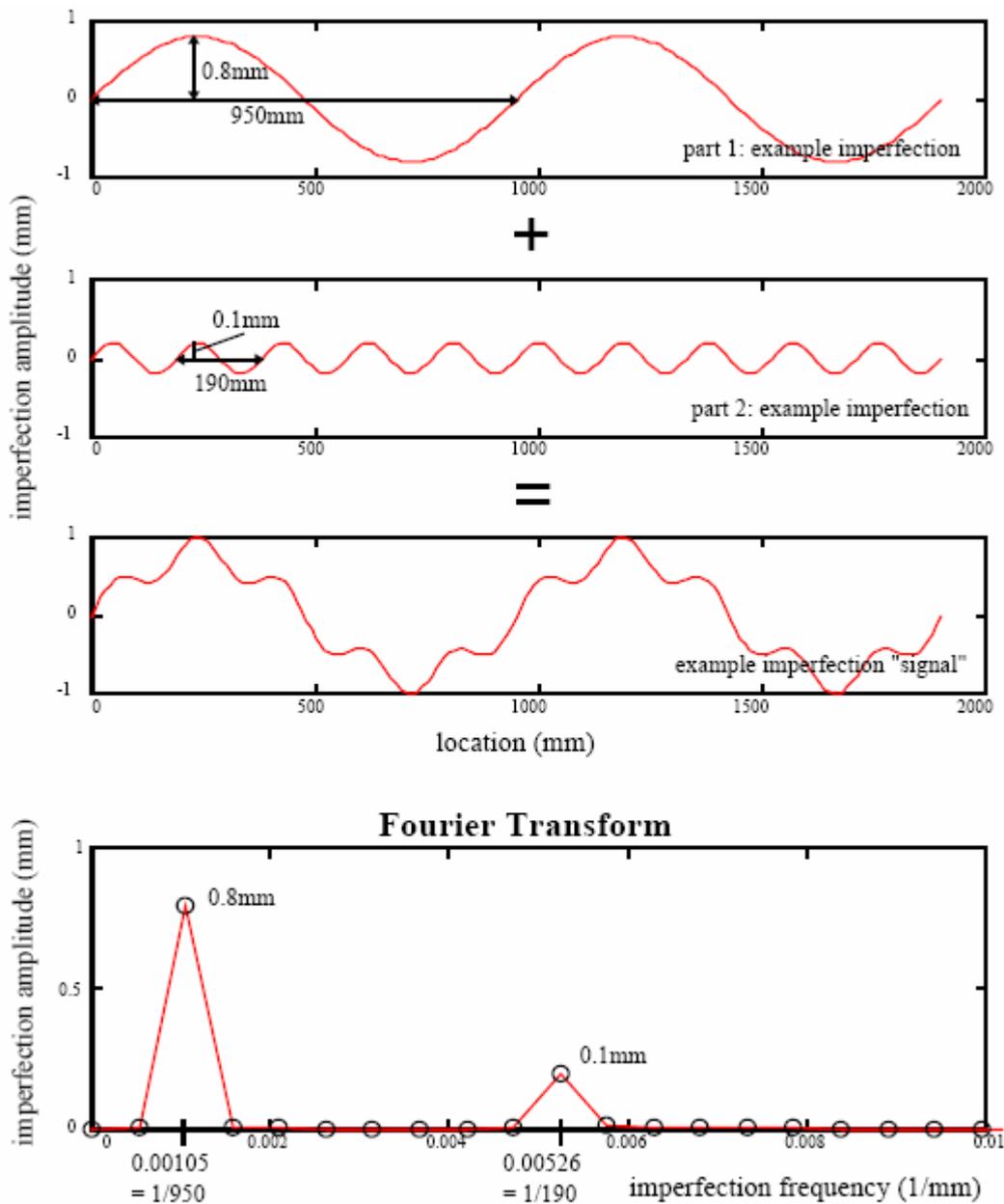


Figura B.1 – Exemplo do uso de uma transformada de Fourier
Fonte: SCHAFER (1997)

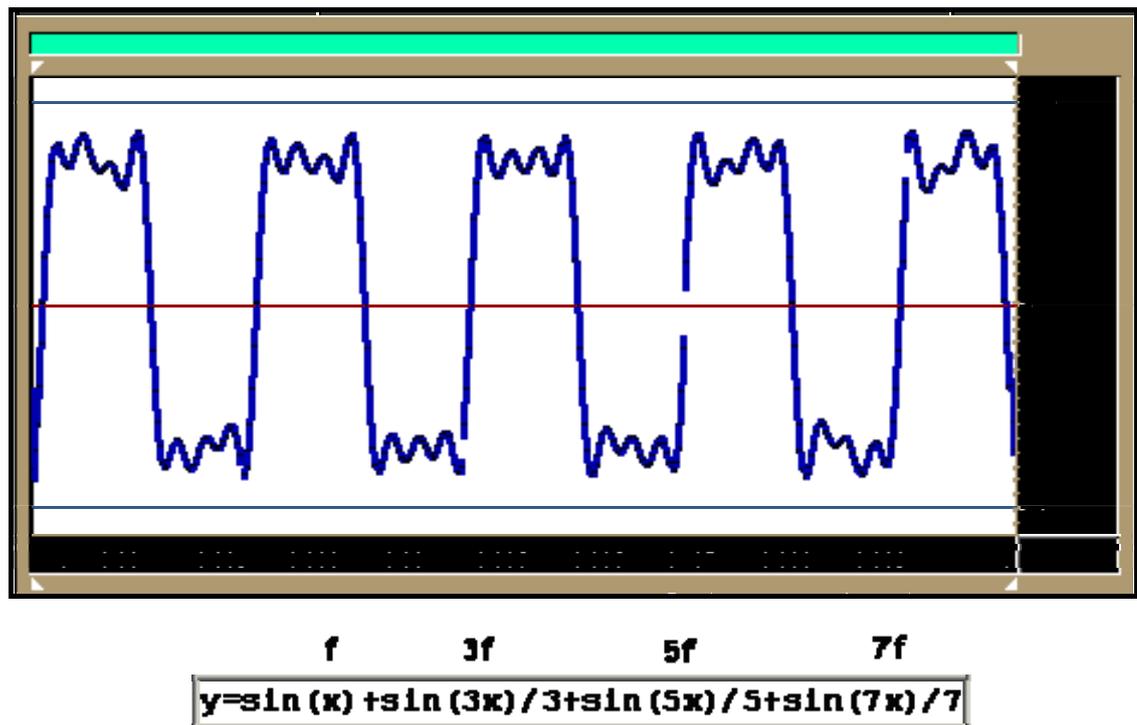


Figura B.2 - Expressão matemática e forma de Onda Quadrada, acima ilustrada
Fonte: <http://members.tripod.com/caraipora/fourier.htm>

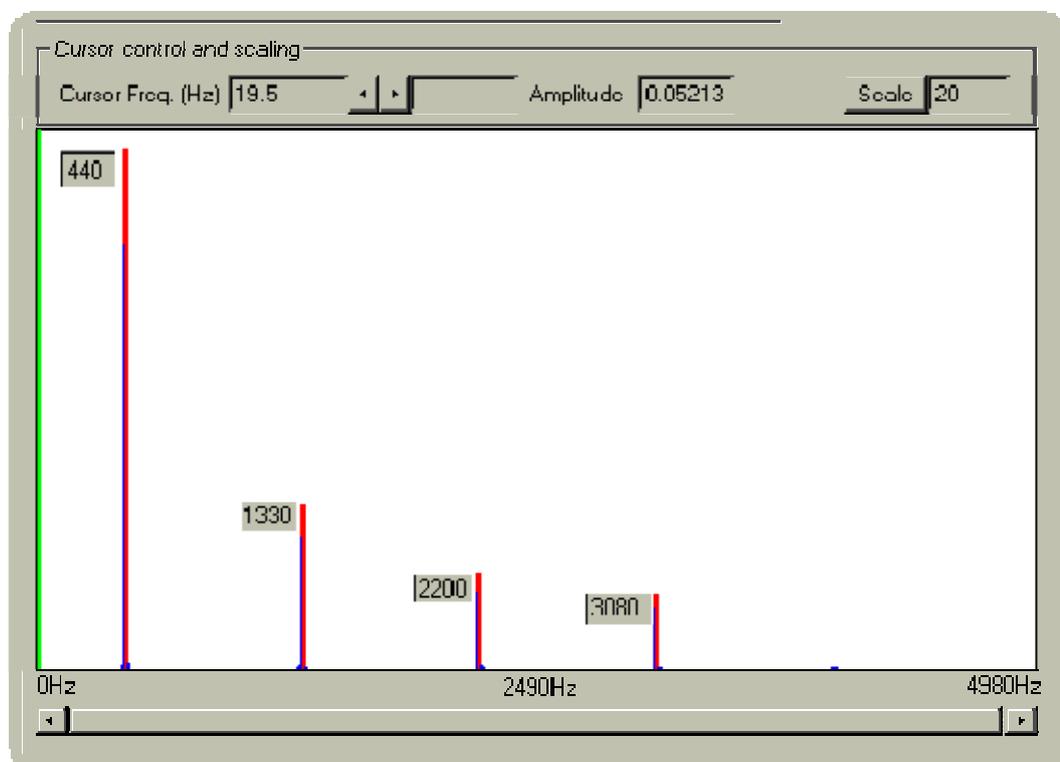


Figura B.3 - Análise do espectro de frequências da onda quadrada, composto de f , $3f$, $5f$, $7f$. (fundamental mais os sinais de frequência de ordem ímpar)
Fonte: <http://members.tripod.com/caraipora/fourier.htm>

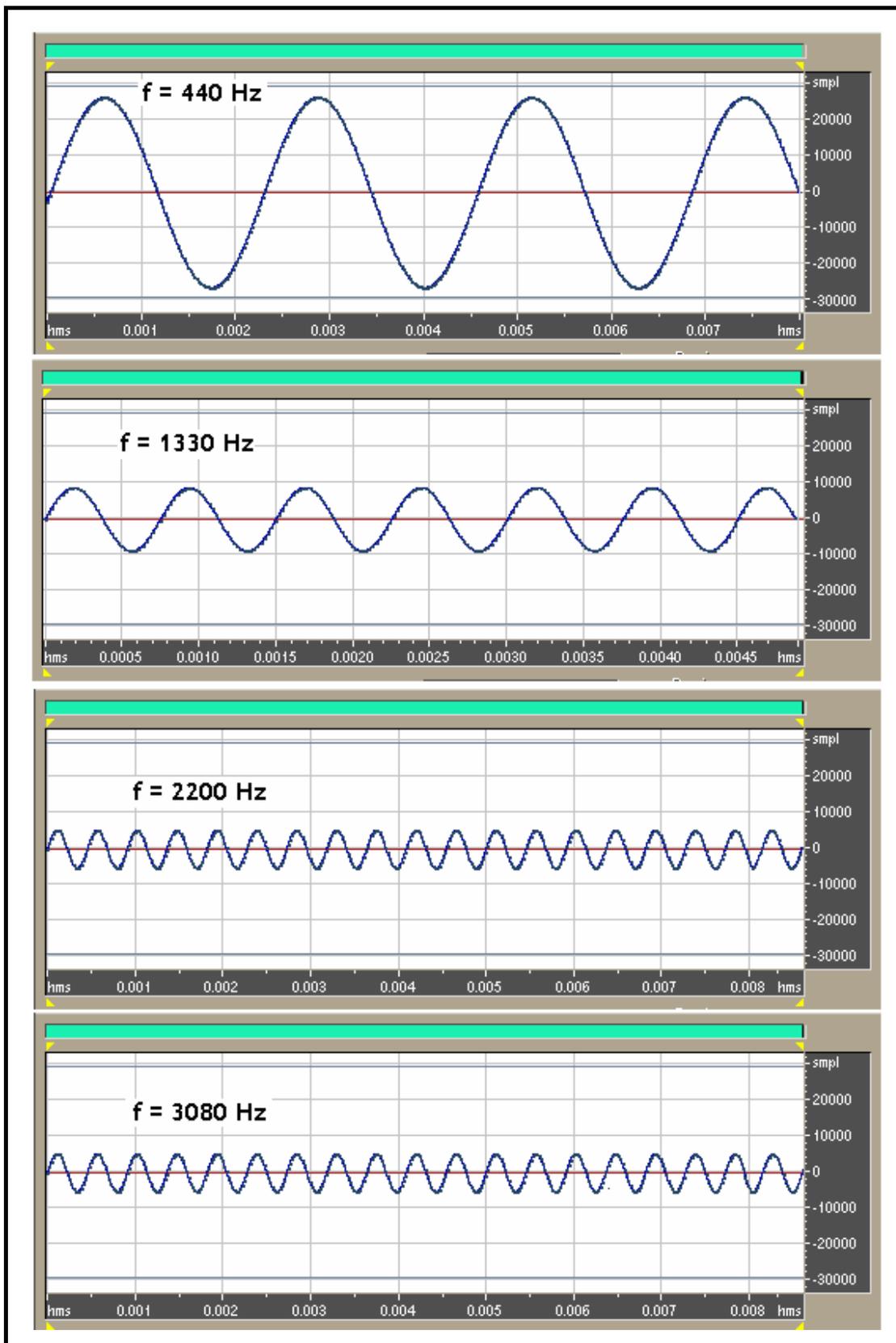


Figura B.4 – componentes senoidais da onda quadrada
Fonte: <http://members.tripod.com/caraipora/fourier.htm>

APÊNDICE

A

O apêndice A contém os resultados das análises que empregaram apenas imperfeição do tipo global cujo deslocamento do eixo da barra obteve alma tracionada e abas comprimidas.

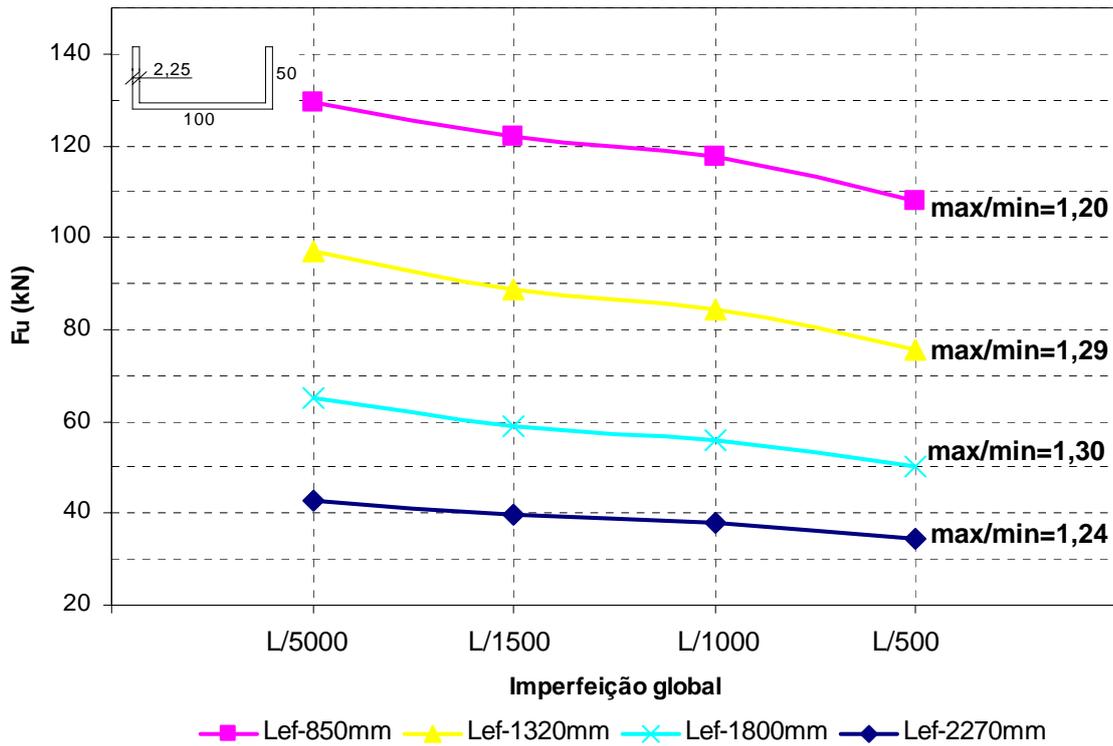


Figura A.1 – Sensibilidade à imperfeição global: U225 com alma tracionada.

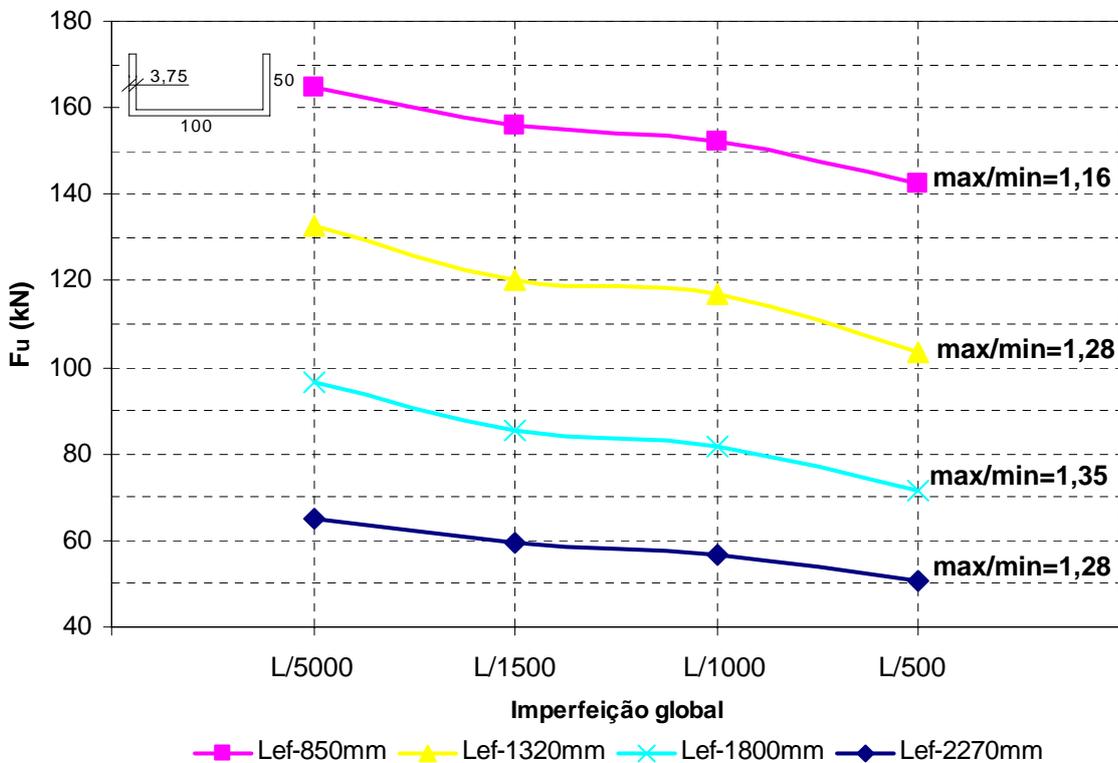


Figura A.2 – Sensibilidade à imperfeição global: U375 com alma tracionada.

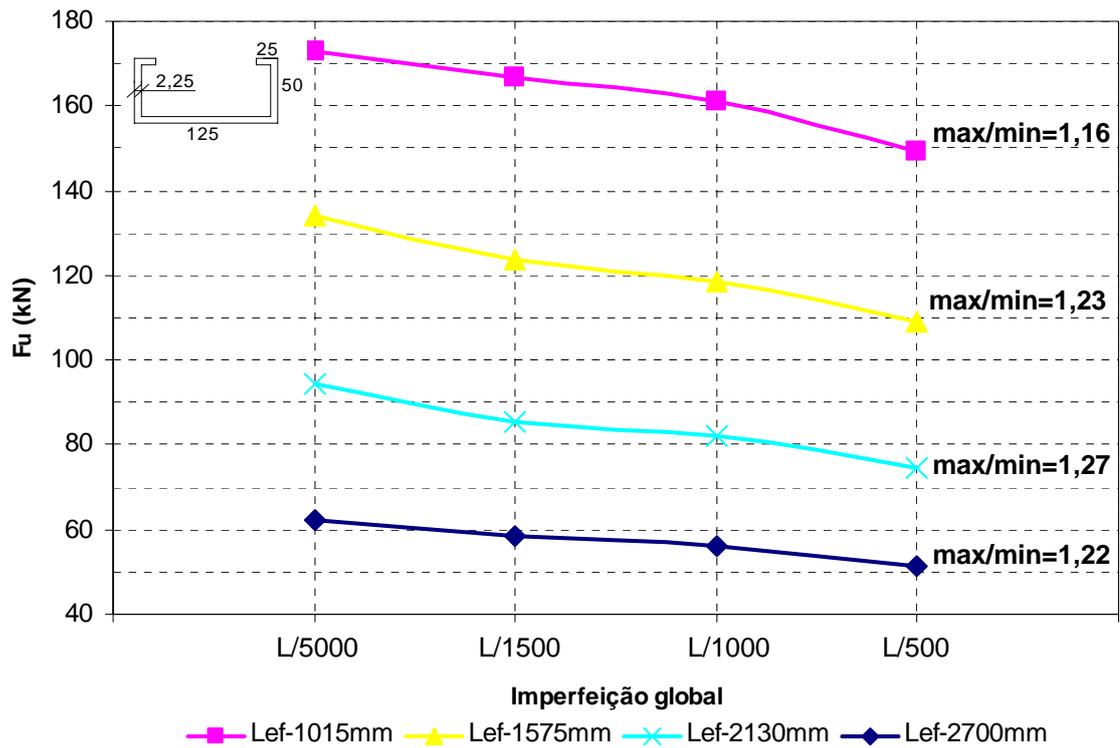


Figura A.3 – Sensibilidade à imperfeição global: Ue225 com alma tracionada.

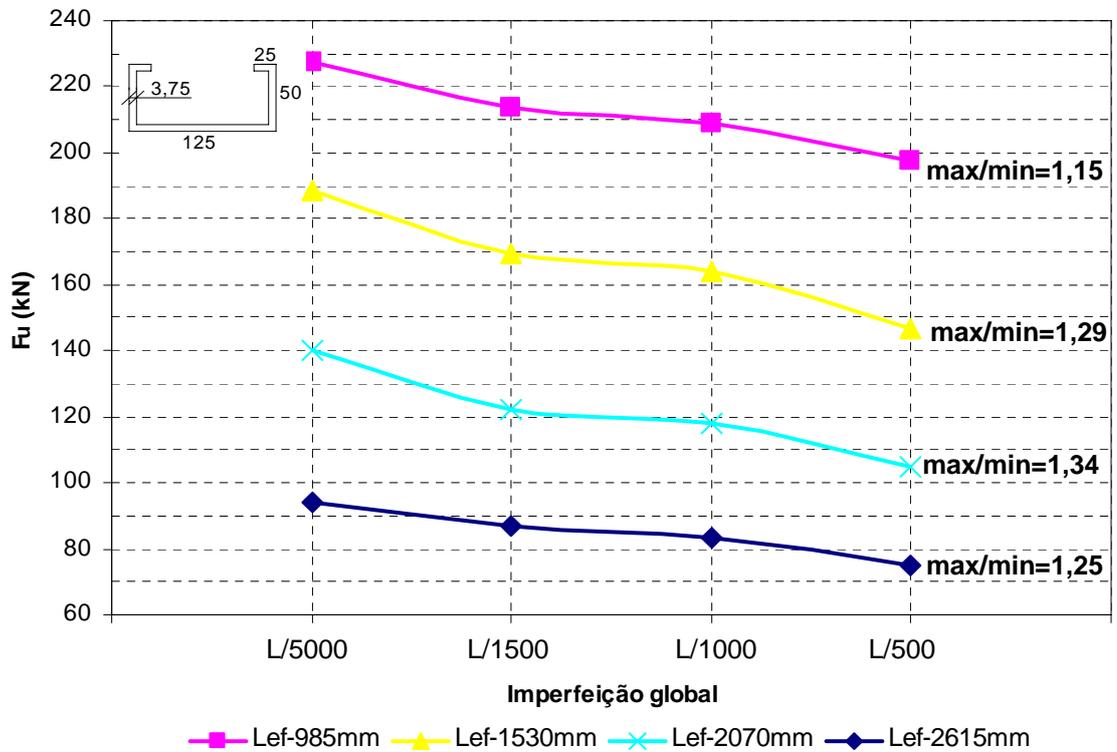


Figura A.4 – Sensibilidade à imperfeição global: Ue375 com alma tracionada.

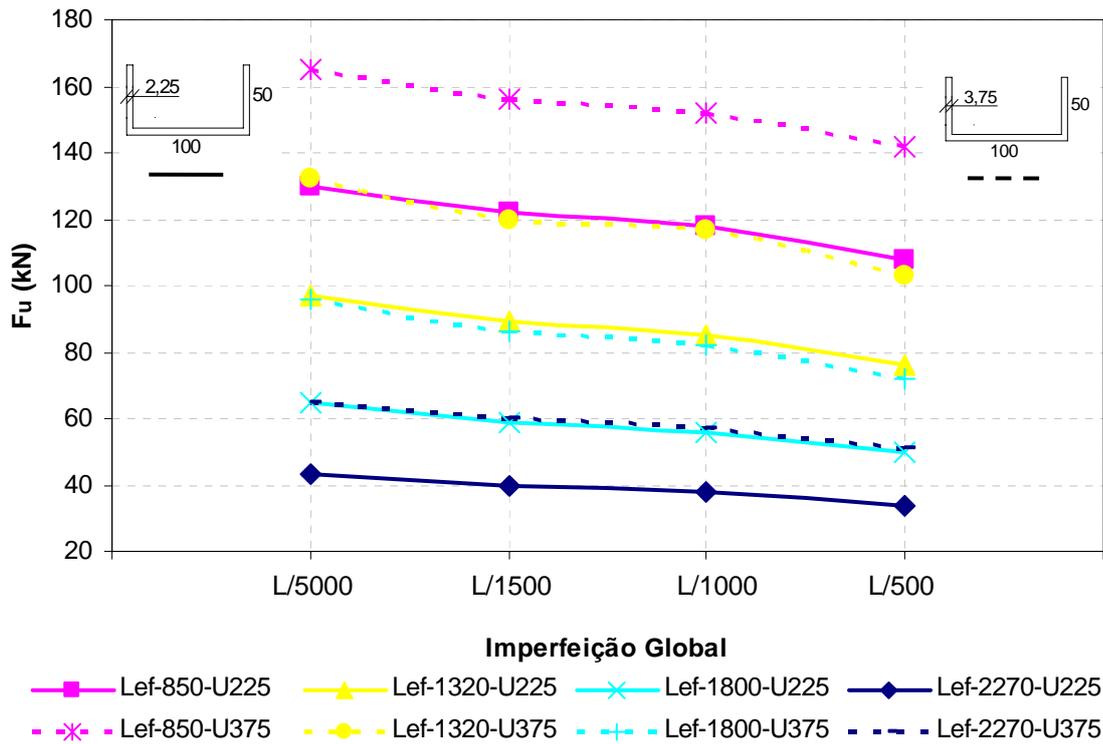


Figura A.5 – Sensibilidade à imperfeição global: U225 e U375 (Alma tracionada)

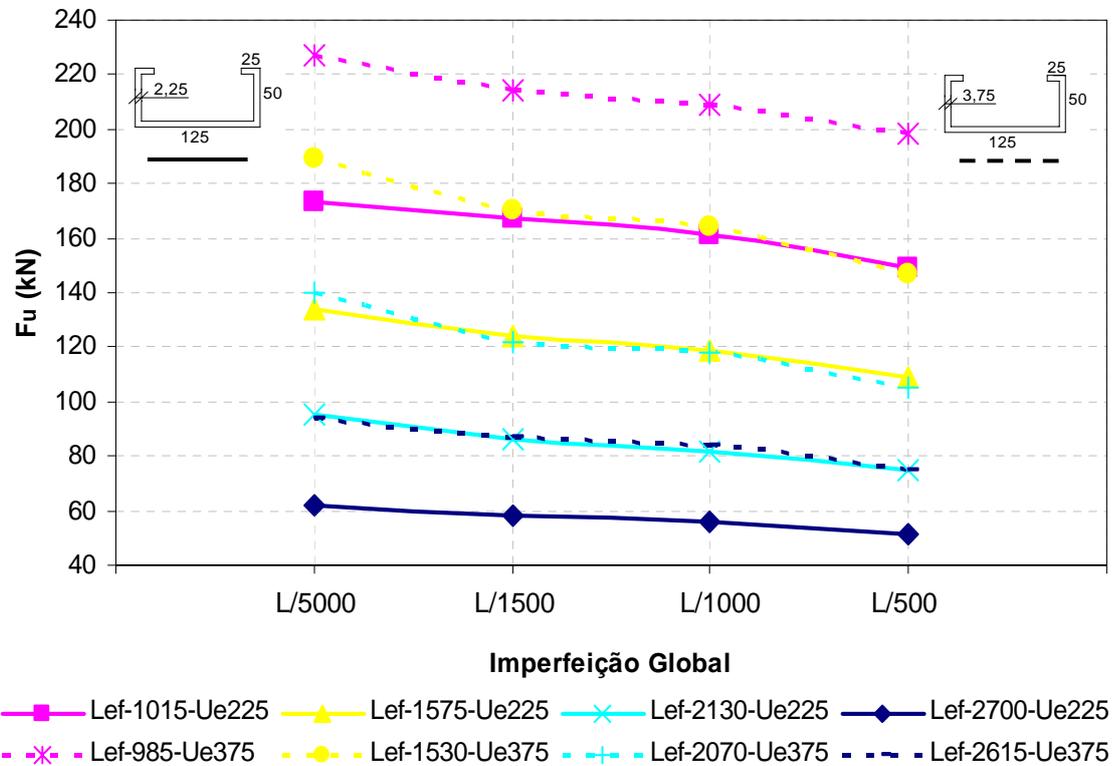


Figura A.6 – Sensibilidade à imperfeição global: U225 e U375 (Alma tracionada)

Tabela A.1 – Imperfeição global: relação experimental-numérica
Alma tracionada

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,10	1,01	0,98	0,92
	U225L1320	90	1,17	1,05	1,00	0,92
	U225L1800	120	1,10	0,98	0,93	0,85
	U225L2270	150	1,29	1,16	1,10	1,02
2	U375L850	60	1,23	1,15	1,12	1,06
	U375L1320	90	1,42	1,25	1,22	1,11
	U375L1800	120	1,21	1,06	1,01	0,91
	U375L2270	150	1,18	1,05	1,00	0,92
3	Ue225L1015	60	1,13	1,04	1,01	0,97
	Ue225L1575	90	1,21	1,11	1,06	0,99
	Ue225L2130	120	1,00	0,91	0,87	0,79
	Ue225L2700	150	1,24	1,13	1,09	1,02
4	Ue375L985	60	1,42	1,35	1,32	1,24
	Ue375L1530	90	1,18	1,05	1,02	0,92
	Ue375L2070	120	1,01	0,90	0,87	0,76
	Ue375L2615	150	1,44	1,29	1,24	1,15
	Média		1,21	1,09	1,05	0,97
	COV		0,111	0,114	0,120	0,132
	Média - COV		1,097	0,979	0,932	0,838

APÊNDICE

B

O apêndice B contém as relações entre forças de colapso e fatores de escala concernentes as associação entre imperfeições dos tipos local e global, no referente aos perfis U simples e dos tipos local, distorcional e global, no que se refere aos perfis U enrijecidos, para os casos cujas combinações não resultaram favoráveis.

Vale ressaltar, que se entende por combinações favoráveis aquelas em que, conservando o nível de imperfeição local ou distorcional adotado, a elevação da imperfeição global reflete a obtenção de força última maior para um mesmo comprimento efetivo de barra.

B.1 COM RELAÇÃO AOS PERFIS U ENRIJECIDOS

Seguem as relações entre forças de colapso e fatores de escala para a associação das imperfeições dos tipos local e distorcional com a imperfeição do tipo global cujo deslocamento do eixo da barra obteve alma comprimida e abas tracionadas, para os grupos Ue225 e Ue375.

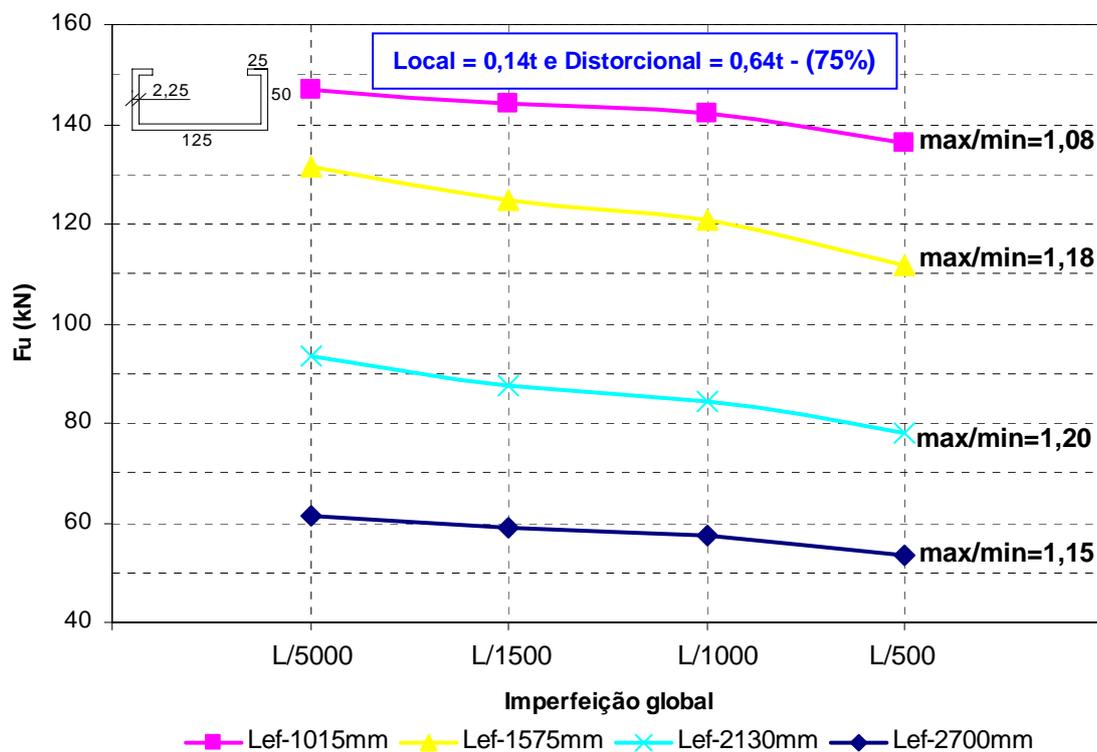


Figura B.1 – Sensibilidade ao acoplamento local - global - distorcional
Alma comprimida: Ue225.

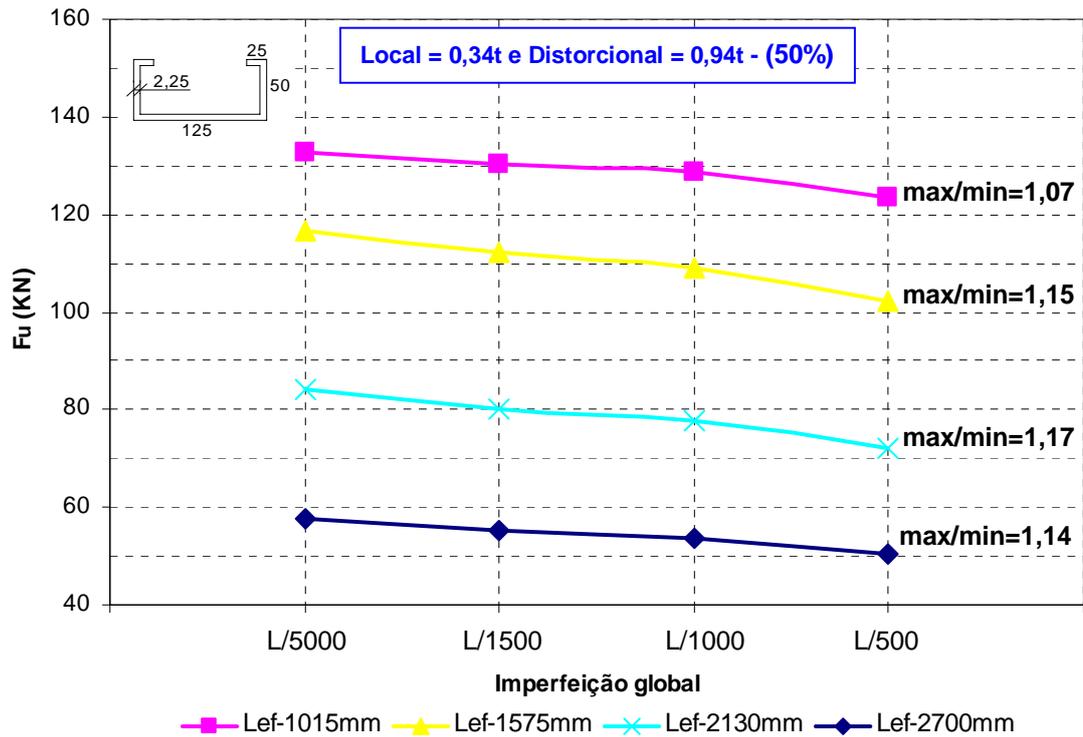


Figura B.2 – Sensibilidade ao acoplamento local - global - distorsional
Alma comprimida: Ue225.

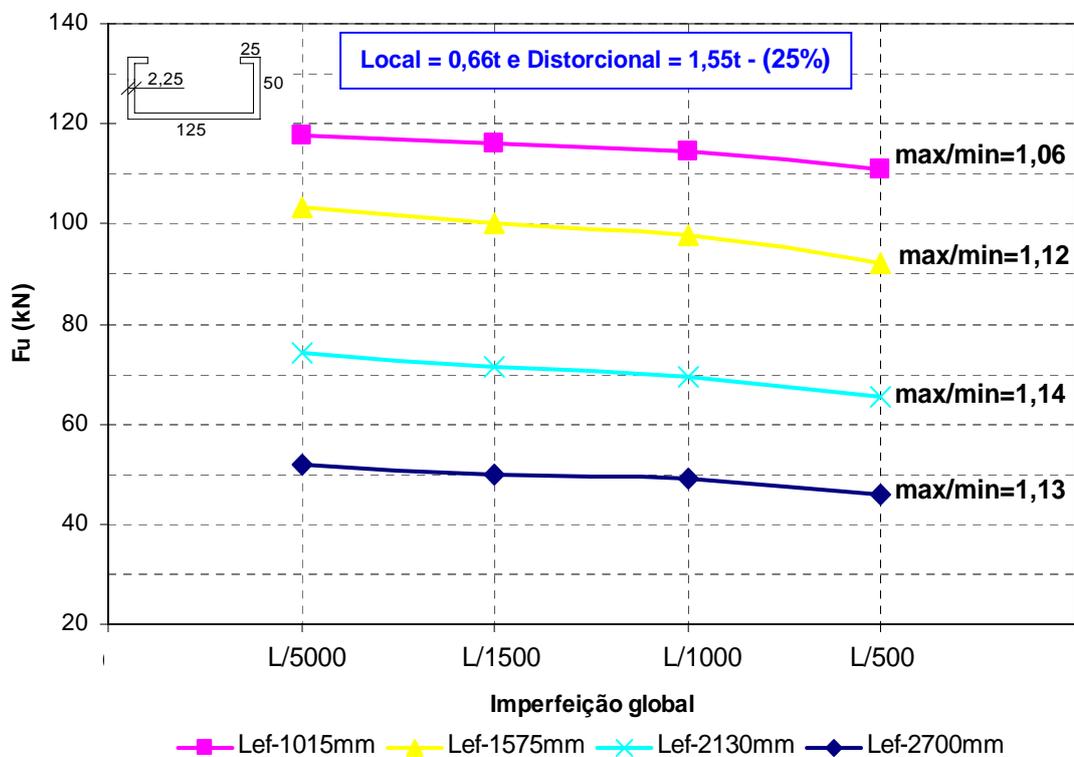


Figura B.3 – Sensibilidade ao acoplamento local - global - distorsional
Alma comprimida: Ue225.

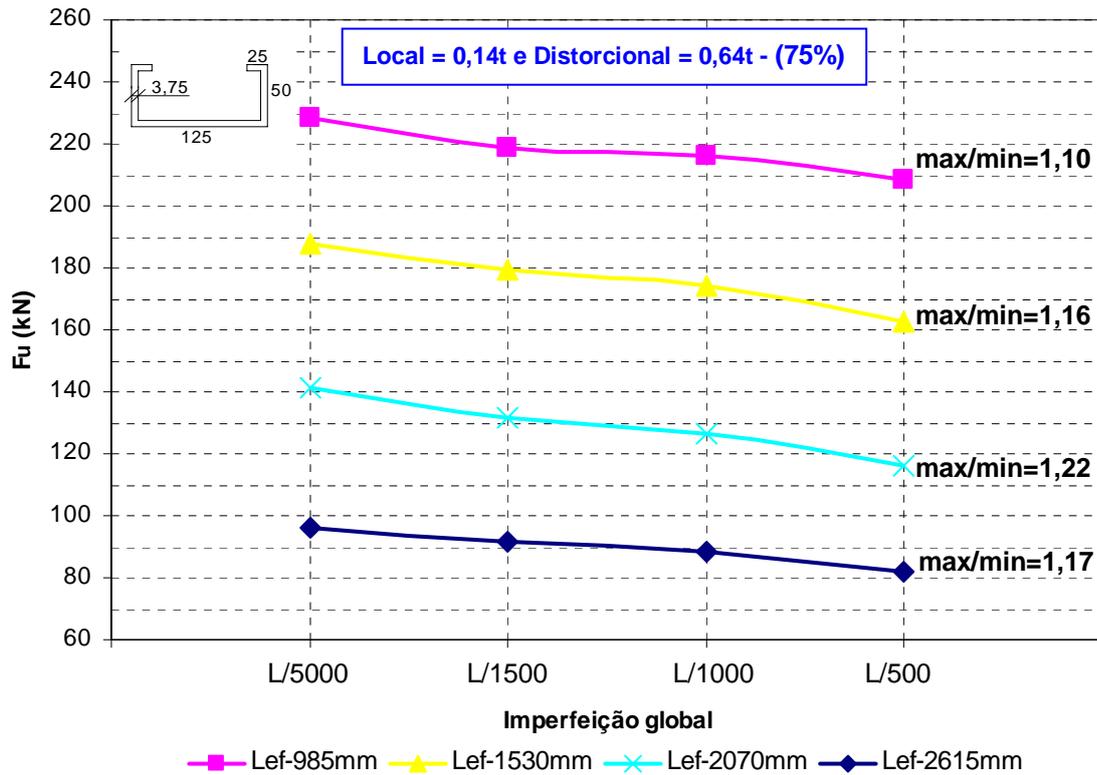


Figura B.4 – Sensibilidade ao acoplamento local - global - distorcional
Alma comprimida: Ue375.

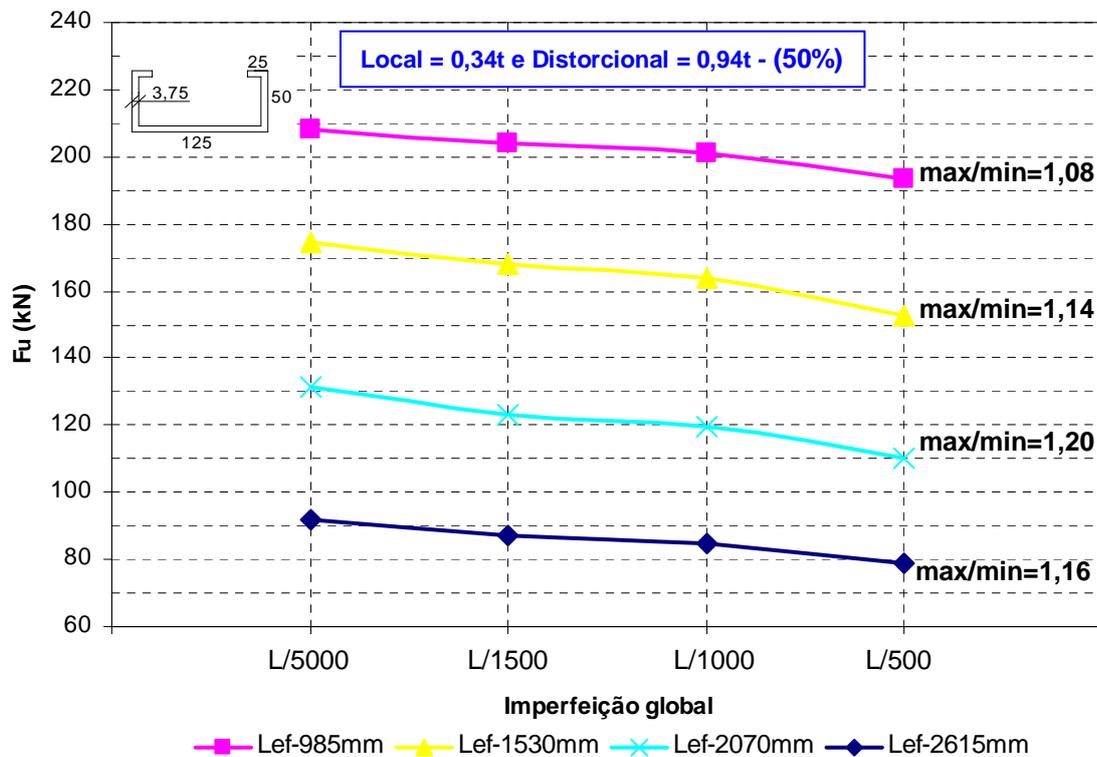


Figura B.5 – Sensibilidade ao acoplamento local - global - distorcional
Alma comprimida: Ue375.

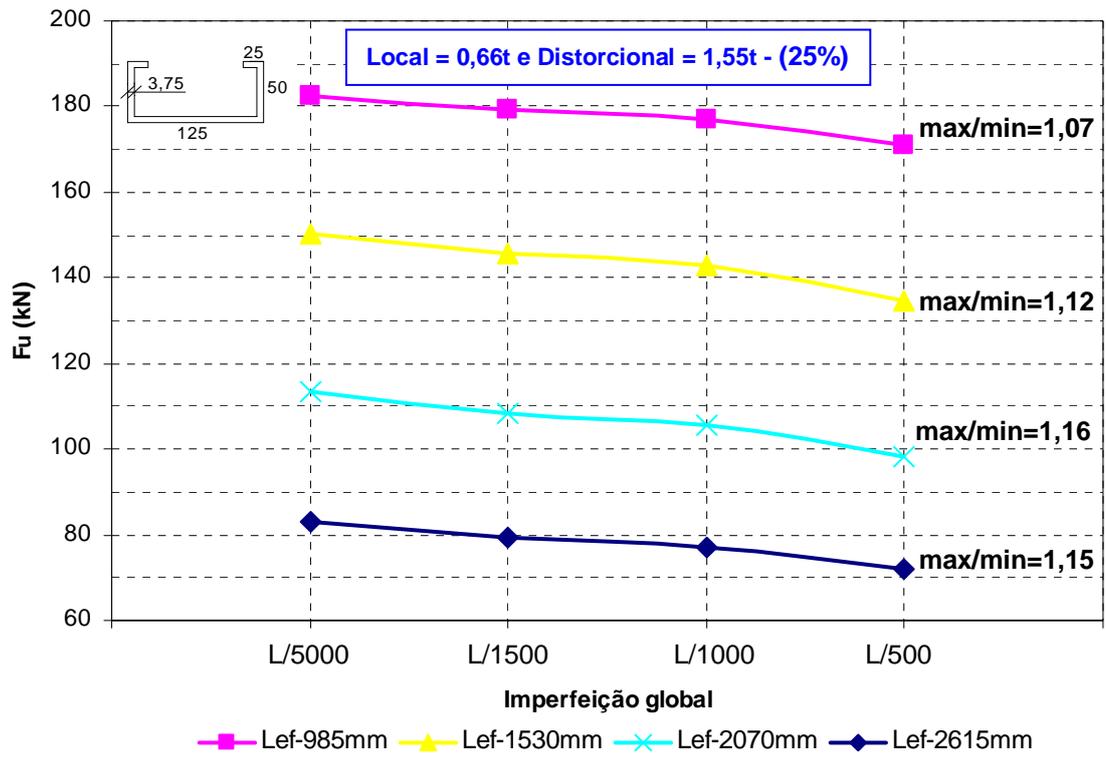


Figura B.6 – Sensibilidade ao acoplamento local - global - distorcional
 Alma comprimida: Ue375.

B.2 COM RELAÇÃO AOS PERFIS U SIMPLES

Seguem as relações entre forças de colapso e fatores de escala para a associação das imperfeições dos tipos local e distorcional com a imperfeição do tipo global cujo deslocamento do eixo da barra obteve alma tracionada e abas comprimidas, para os grupos U225 e Ue375.

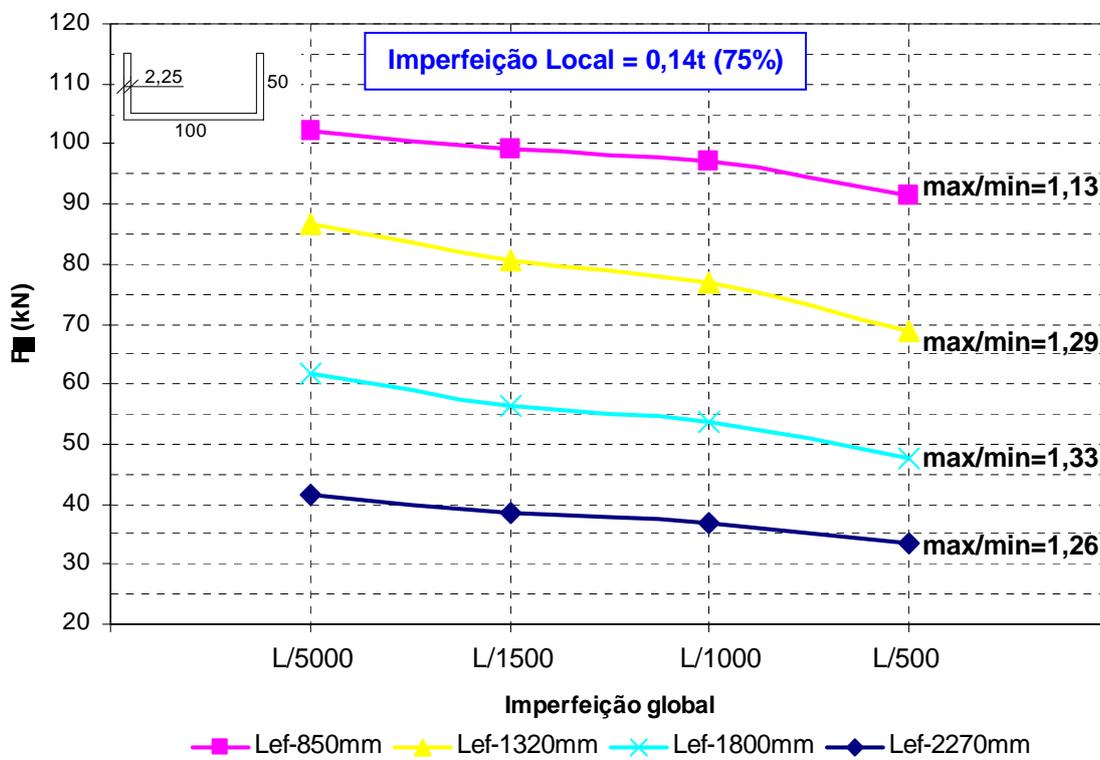


Figura B.7 – Sensibilidade ao acoplamento local - global
Alma tracionada: U225.

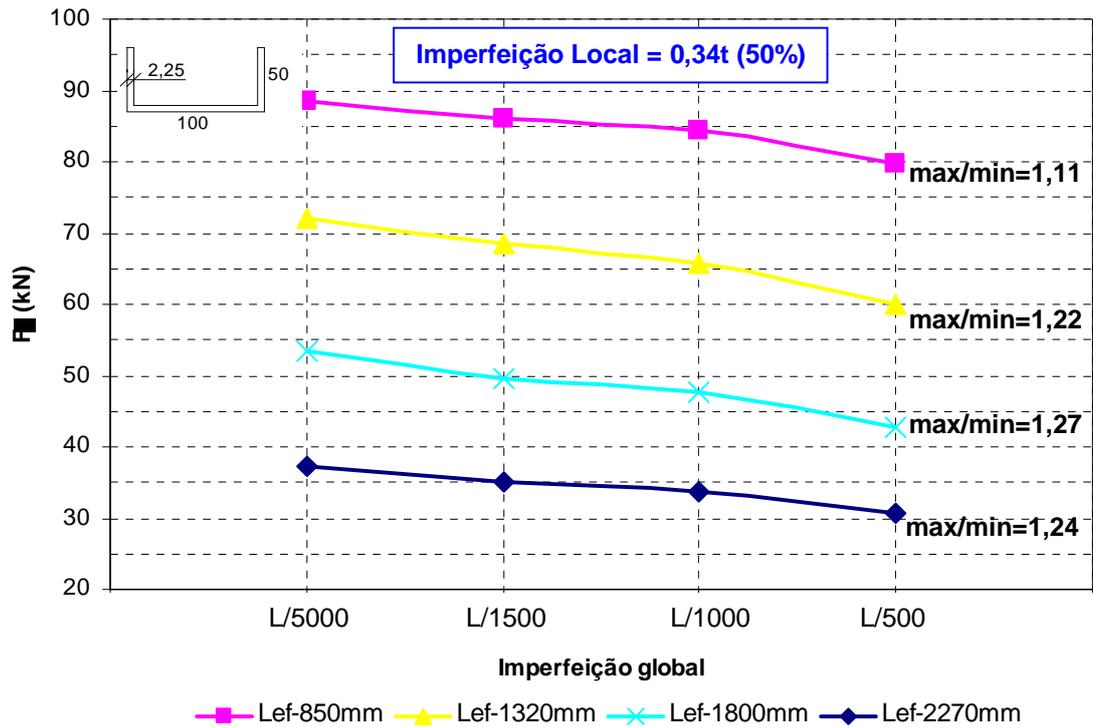


Figura B.8 – Sensibilidade ao acoplamento local - global
Alma tracionada: U225.

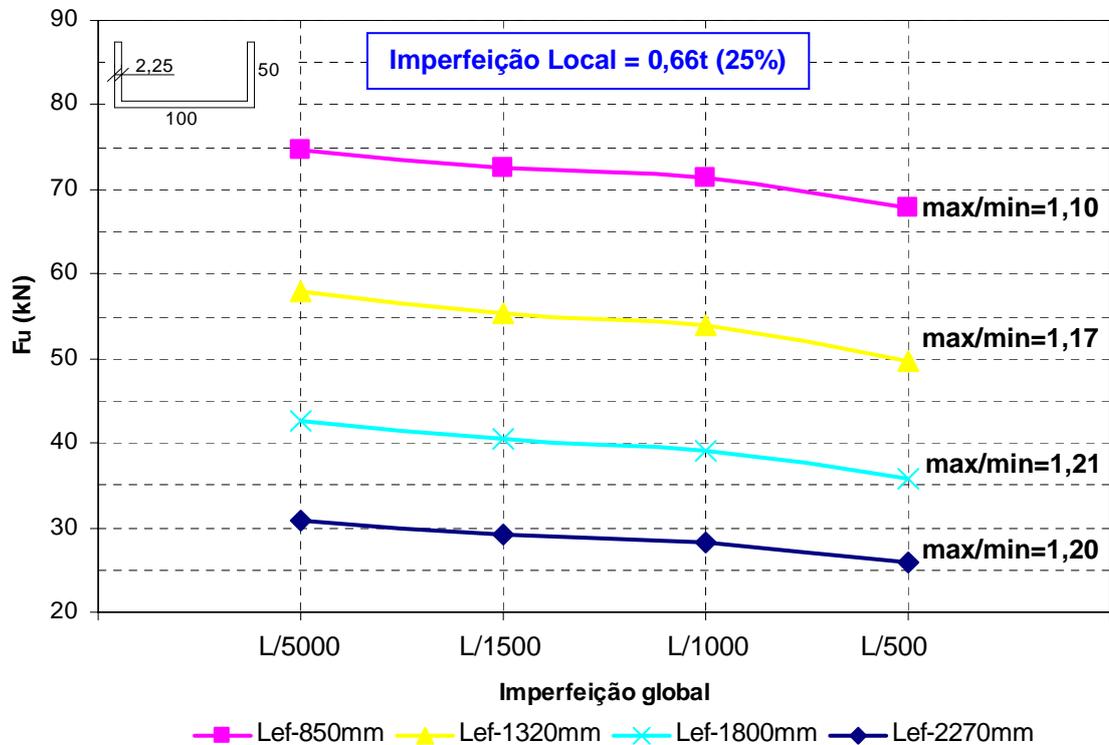


Figura B.9 – Sensibilidade ao acoplamento local - global
Alma tracionada: U225.

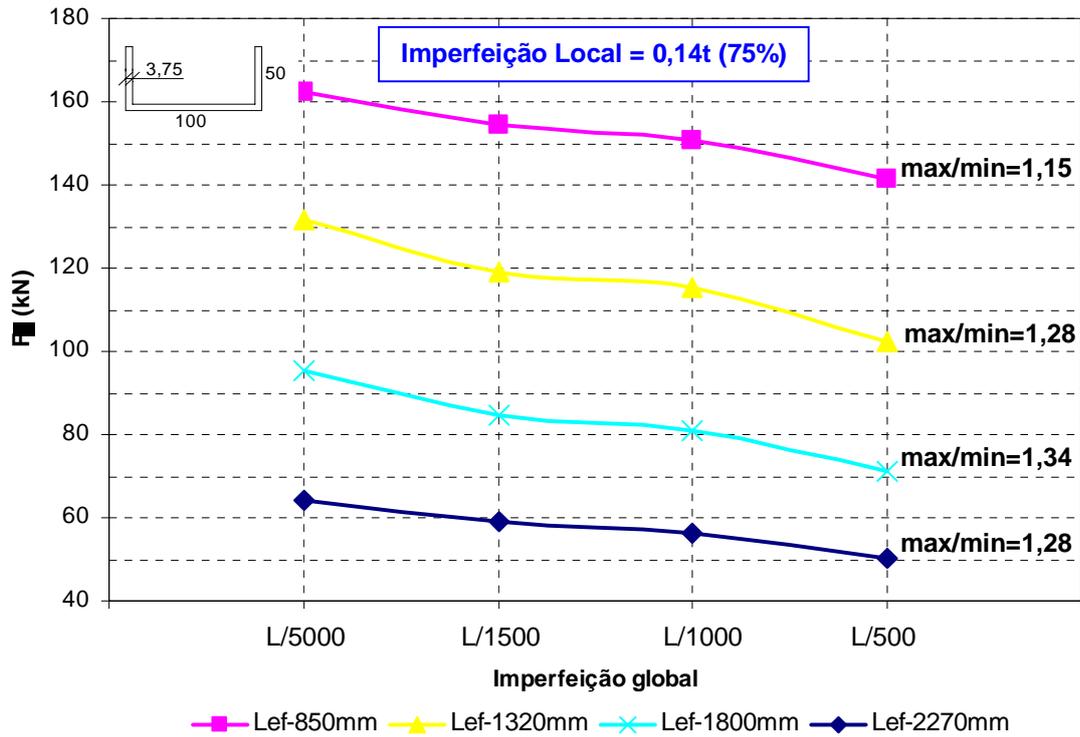


Figura B.10 – Sensibilidade ao acoplamento local - global
Alma tracionada: U375.

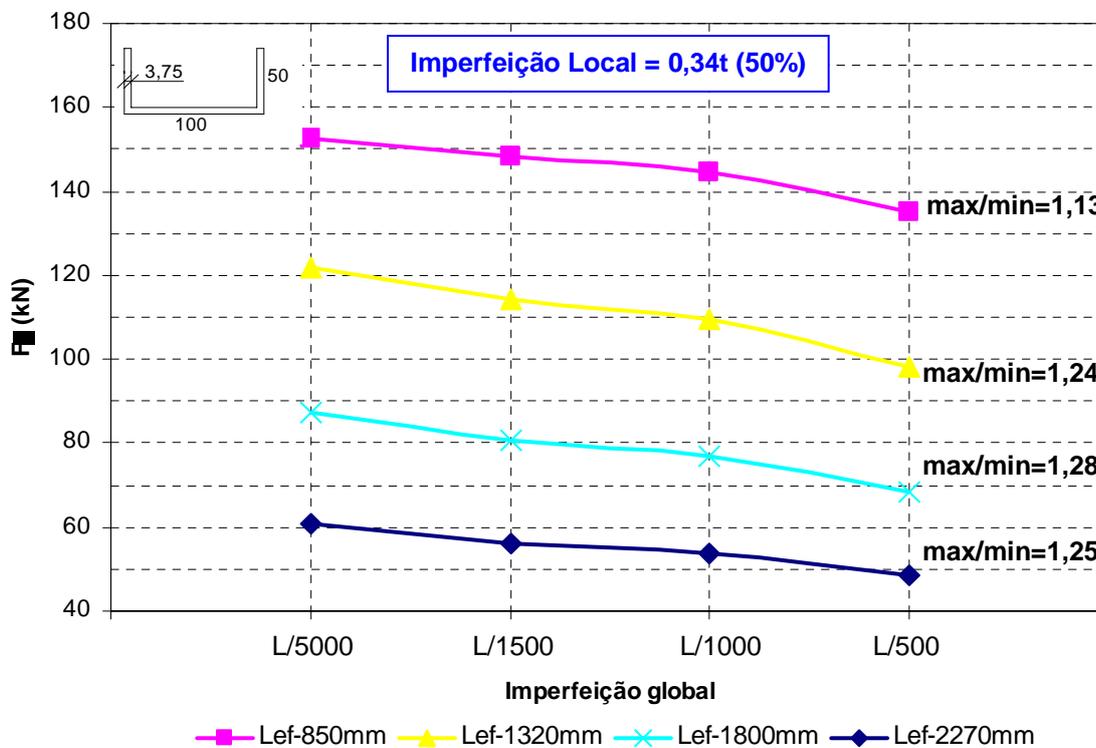


Figura B.11 – Sensibilidade ao acoplamento local - global
Alma tracionada: U375.

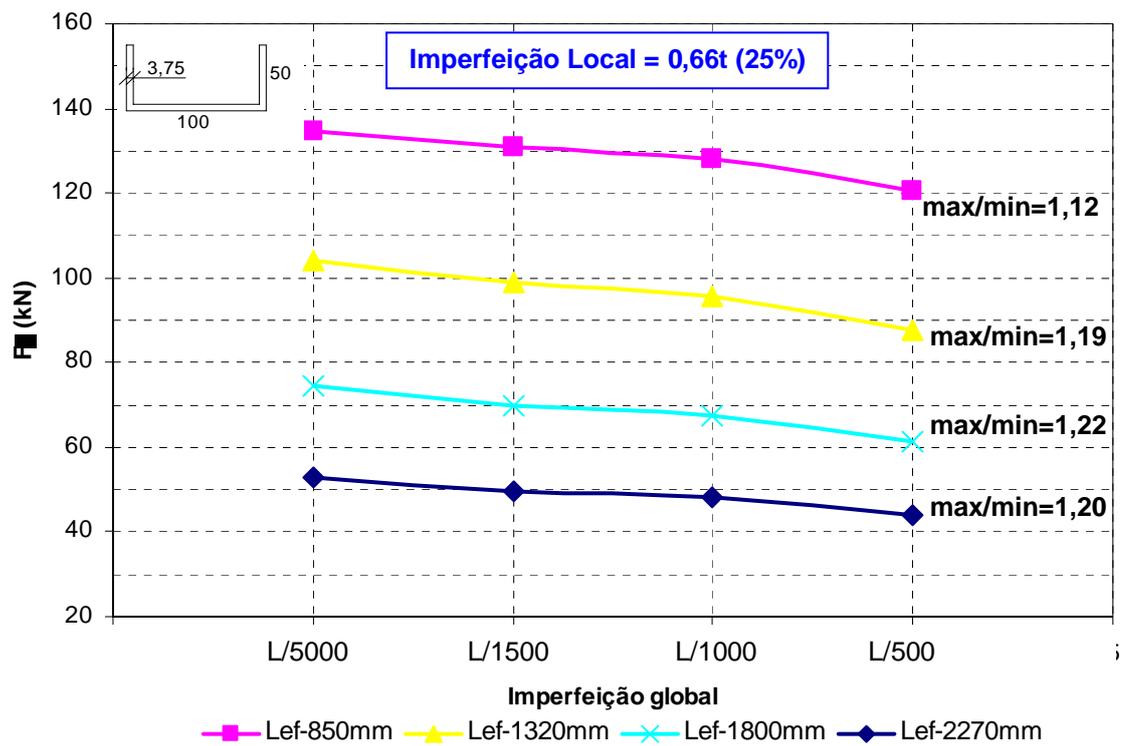


Figura B.12 – Sensibilidade ao acoplamento local - global
 Alma tracionada: U375.

O apêndice C contém as tabelas em que são apresentadas as relações entre cargas últimas obtidas experimentalmente e numericamente, concernente a associação entre imperfeições dos tipos local e global, no referente aos perfis U simples e dos tipos local, distorcional e global, no que se refere aos perfis U enrijecidos. As tabelas C.1 a C.6 consideram todos os modelos investigados. Enquanto as demais mostram os resultados para cada grupo de perfil de forma separada.

Tabela C.1 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75%
(Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	0,94	1,05	1,09	1,13
	U225L1320	90	0,99	0,92	0,89	0,93
	U225L1800	120	0,96	0,89	0,86	0,81
	U225L2270	150	1,16	1,07	1,05	1,02
2	U375L850	60	1,05	1,02	1,00	0,97
	U375L1320	90	1,18	1,10	1,07	1,00
	U375L1800	120	1,02	0,95	0,91	0,84
	U375L2270	150	1,05	0,97	0,94	0,90
3	Ue225L1015	60	1,24	1,18	1,17	1,14
	Ue225L1575	90	1,18	1,09	1,06	1,01
	Ue225L2130	120	0,96	0,88	0,85	0,80
	Ue225L2700	150	1,17	1,11	1,07	1,02
4	Ue375L985	60	1,36	1,31	1,29	1,24
	Ue375L1530	90	1,06	0,99	0,97	0,92
	Ue375L2070	120	0,91	0,83	0,80	0,75
	Ue375L2615	150	1,32	1,21	1,19	1,13
	Média		1,10	1,04	1,01	0,97
	COV		0,123	0,126	0,133	0,143
	Média - COV		0,974	0,910	0,878	0,832

Tabela C.2 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 50%
(Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,16	1,25	1,27	1,31
	U225L1320	90	0,99	0,97	1,07	1,17
	U225L1800	120	0,96	0,89	0,86	0,95
	U225L2270	150	1,16	1,10	1,07	1,07
2	U375L850	60	1,05	1,01	0,98	1,10
	U375L1320	90	1,18	1,09	1,04	1,12
	U375L1800	120	1,04	0,95	0,91	0,87
	U375L2270	150	1,05	0,97	0,95	0,91
3	Ue225L1015	60	1,35	1,30	1,29	1,26
	Ue225L1575	90	1,29	1,21	1,18	1,13
	Ue225L2130	120	1,04	0,96	0,94	0,89
	Ue225L2700	150	1,26	1,17	1,15	1,09
4	Ue375L985	60	1,46	1,40	1,38	1,36
	Ue375L1530	90	1,13	1,05	1,03	0,99
	Ue375L2070	120	0,96	0,89	0,86	0,81
	Ue375L2615	150	1,37	1,27	1,24	1,17
	Média		1,15	1,09	1,08	1,08
	COV		0,134	0,145	0,149	0,150
	Média - COV		1,020	0,947	0,927	0,926

Tabela C.3 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 25%
(Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,40	1,49	1,53	1,57
	U225L1320	90	1,10	1,33	1,39	1,48
	U225L1800	120	0,98	1,04	1,12	1,22
	U225L2270	150	1,19	1,13	1,22	1,33
2	U375L850	60	1,04	1,19	1,22	1,27
	U375L1320	90	1,17	1,19	1,25	1,34
	U375L1800	120	1,05	0,94	0,98	1,10
	U375L2270	150	1,09	1,00	0,97	1,07
3	Ue225L1015	60	1,51	1,46	1,45	1,42
	Ue225L1575	90	1,43	1,35	1,32	1,28
	Ue225L2130	120	1,15	1,07	1,06	1,01
	Ue225L2700	150	1,37	1,29	1,26	1,21
4	Ue375L985	60	1,65	1,59	1,58	1,55
	Ue375L1530	90	1,28	1,21	1,18	1,15
	Ue375L2070	120	1,08	1,00	0,97	0,93
	Ue375L2615	150	1,50	1,40	1,37	1,30
	Média		1,25	1,23	1,24	1,27
	COV		0,162	0,160	0,154	0,146
	Média - COV		1,087	1,070	1,087	1,119

Tabela C.4 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,31	1,23	1,20	1,17
	U225L1320	90	1,29	1,16	1,10	1,02
	U225L1800	120	1,15	1,02	0,98	0,89
	U225L2270	150	1,33	1,19	1,13	1,07
2	U375L850	60	1,24	1,16	1,13	1,08
	U375L1320	90	1,43	1,27	1,23	1,11
	U375L1800	120	1,23	1,07	1,02	0,92
	U375L2270	150	1,20	1,07	1,02	0,94
3	Ue225L1015	60	0,99	1,09	1,11	1,13
	Ue225L1575	90	1,22	1,12	1,06	0,97
	Ue225L2130	120	1,00	0,91	0,87	0,77
	Ue225L2700	150	1,24	1,13	1,09	1,00
4	Ue375L985	60	1,46	1,40	1,37	1,30
	Ue375L1530	90	1,18	1,08	1,05	1,01
	Ue375L2070	120	1,00	0,90	0,86	0,74
	Ue375L2615	150	1,44	1,30	1,26	1,15
	Média		1,23	1,13	1,09	1,02
	COV		0,121	0,116	0,121	0,143
	Média - COV		1,111	1,015	0,970	0,873

Tabela C.5 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 50%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,49	1,42	1,38	1,35
	U225L1320	90	1,48	1,35	1,31	1,24
	U225L1800	120	1,28	1,15	1,10	1,04
	U225L2270	150	1,42	1,29	1,26	1,19
2	U375L850	60	1,30	1,21	1,18	1,14
	U375L1320	90	1,49	1,33	1,28	1,20
	U375L1800	120	1,28	1,13	1,07	1,00
	U375L2270	150	1,25	1,11	1,07	0,98
3	Ue225L1015	60	1,14	1,20	1,22	1,24
	Ue225L1575	90	1,21	1,08	1,02	1,08
	Ue225L2130	120	1,00	0,90	0,85	0,84
	Ue225L2700	150	1,24	1,13	1,09	1,03
4	Ue375L985	60	1,50	1,41	1,38	1,32
	Ue375L1530	90	1,19	1,09	1,07	0,94
	Ue375L2070	120	1,00	0,89	0,83	0,75
	Ue375L2615	150	1,46	1,30	1,24	1,13
	Média		1,30	1,19	1,15	1,09
	COV		0,129	0,133	0,143	0,152
	Média - COV		1,167	1,053	1,005	0,940

Tabela C.6 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 25%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,75	1,68	1,63	1,59
	U225L1320	90	1,78	1,65	1,62	1,53
	U225L1800	120	1,53	1,41	1,34	1,28
	U225L2270	150	1,69	1,57	1,52	1,42
2	U375L850	60	1,45	1,37	1,34	1,30
	U375L1320	90	1,68	1,52	1,47	1,40
	U375L1800	120	1,43	1,30	1,24	1,18
	U375L2270	150	1,36	1,25	1,20	1,13
3	Ue225L1015	60	1,30	1,37	1,38	1,40
	Ue225L1575	90	1,20	1,15	1,19	1,23
	Ue225L2130	120	1,00	0,81	0,91	0,97
	Ue225L2700	150	1,26	1,13	1,09	1,17
4	Ue375L985	60	1,55	1,46	1,48	1,52
	Ue375L1530	90	1,23	1,06	1,07	1,12
	Ue375L2070	120	0,98	0,82	0,82	0,89
	Ue375L2615	150	1,48	1,32	1,24	1,24
	Média		1,42	1,30	1,28	1,27
	COV		0,174	0,200	0,183	0,156
	Média - COV		1,170	1,043	1,049	1,075

C.1 COM RELAÇÃO AOS PERFIS U SIMPLES

As tabelas C.7 a C.12 mostram os grupos para os grupos U225 e U375, a saber, de C.7 a C.9, se referem à associação entre imperfeições locais e global cuja curvatura do eixo da barra configura alma comprimida e aba tracionada e, de C.10 a C.12 a imperfeição global configurou alma tracionada e abas comprimidas.

Tabela C.7 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75% (Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	0,94	1,05	1,09	1,13
	U225L1320	90	0,99	0,92	0,89	0,93
	U225L1800	120	0,96	0,89	0,86	0,81
	U225L2270	150	1,16	1,07	1,05	1,02
2	U375L850	60	1,05	1,02	1,00	0,97
	U375L1320	90	1,18	1,10	1,07	1,00
	U375L1800	120	1,02	0,95	0,91	0,84
	U375L2270	150	1,05	0,97	0,94	0,90
	Média		1,04	0,99	0,97	0,95
	COV		0,083	0,077	0,091	0,110
	Média - COV		0,962	0,918	0,884	0,841

Tabela C.8 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 50% (Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,16	1,25	1,27	1,31
	U225L1320	90	0,99	0,97	1,07	1,17
	U225L1800	120	0,96	0,89	0,86	0,95
	U225L2270	150	1,16	1,10	1,07	1,07
2	U375L850	60	1,05	1,01	0,98	1,10
	U375L1320	90	1,18	1,09	1,04	1,12
	U375L1800	120	1,04	0,95	0,91	0,87
	U375L2270	150	1,05	0,97	0,95	0,91
	Média		1,07	1,03	1,02	1,06
	COV		0,075	0,113	0,124	0,138
	Média - COV		0,998	0,915	0,896	0,925

Tabela C.9 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 25%
(Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,40	1,49	1,53	1,57
	U225L1320	90	1,10	1,33	1,39	1,48
	U225L1800	120	0,98	1,04	1,12	1,22
	U225L2270	150	1,19	1,13	1,22	1,33
2	U375L850	60	1,04	1,19	1,22	1,27
	U375L1320	90	1,17	1,19	1,25	1,34
	U375L1800	120	1,05	0,94	0,98	1,10
	U375L2270	150	1,09	1,00	0,97	1,07
	Média		1,13	1,16	1,21	1,30
	COV		0,115	0,156	0,158	0,132
	Média - COV		1,011	1,006	1,052	1,166

Tabela C.10 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,31	1,23	1,20	1,17
	U225L1320	90	1,29	1,16	1,10	1,02
	U225L1800	120	1,15	1,02	0,98	0,89
	U225L2270	150	1,33	1,19	1,13	1,07
2	U375L850	60	1,24	1,16	1,13	1,08
	U375L1320	90	1,43	1,27	1,23	1,11
	U375L1800	120	1,23	1,07	1,02	0,92
	U375L2270	150	1,20	1,07	1,02	0,94
	Média		1,27	1,15	1,10	1,02
	COV		0,070	0,074	0,080	0,098
	Média - COV		1,202	1,071	1,021	0,926

Tabela C.11 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 50%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,49	1,42	1,38	1,35
	U225L1320	90	1,48	1,35	1,31	1,24
	U225L1800	120	1,28	1,15	1,10	1,04
	U225L2270	150	1,42	1,29	1,26	1,19
2	U375L850	60	1,30	1,21	1,18	1,14
	U375L1320	90	1,49	1,33	1,28	1,20
	U375L1800	120	1,28	1,13	1,07	1,00
	U375L2270	150	1,25	1,11	1,07	0,98
	Média		1,37	1,25	1,21	1,14
	COV		0,078	0,092	0,098	0,112
	Média - COV		1,295	1,156	1,109	1,031

Tabela C.12 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 25%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
1	U225L850	60	1,75	1,68	1,63	1,59
	U225L1320	90	1,78	1,65	1,62	1,53
	U225L1800	120	1,53	1,41	1,34	1,28
	U225L2270	150	1,69	1,57	1,52	1,42
2	U375L850	60	1,45	1,37	1,34	1,30
	U375L1320	90	1,68	1,52	1,47	1,40
	U375L1800	120	1,43	1,30	1,24	1,18
	U375L2270	150	1,36	1,25	1,20	1,13
	Média		1,58	1,47	1,42	1,35
	COV		0,102	0,109	0,116	0,120
	Média - COV		1,481	1,359	1,304	1,234

C.2 COM RELAÇÃO AOS PERFIS U ENRIJECIDOS

As tabelas C.13 a C.18 mostram os grupos para os grupos Ue225 e Ue375, a saber, de C.13 a C.15, se referem à associação entre imperfeições locais e global cuja curvatura do eixo da barra configura alma comprimida e aba tracionada e, de C.16 a C.18 a imperfeição global configurou alma tracionada e abas comprimidas.

Tabela C.13 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75% (Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
3	Ue225L1015	60	1,24	1,18	1,17	1,14
	Ue225L1575	90	1,18	1,09	1,06	1,01
	Ue225L2130	120	0,96	0,88	0,85	0,80
	Ue225L2700	150	1,17	1,11	1,07	1,02
4	Ue375L985	60	1,36	1,31	1,29	1,24
	Ue375L1530	90	1,06	0,99	0,97	0,92
	Ue375L2070	120	0,91	0,83	0,80	0,75
	Ue375L2615	150	1,32	1,21	1,19	1,13
	Média		1,15	1,08	1,05	1,00
	COV		0,139	0,152	0,160	0,171
	Média - COV		1,010	0,924	0,889	0,828

Tabela C.14 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 50% (Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
3	Ue225L1015	60	1,35	1,30	1,29	1,26
	Ue225L1575	90	1,29	1,21	1,18	1,13
	Ue225L2130	120	1,04	0,96	0,94	0,89
	Ue225L2700	150	1,26	1,17	1,15	1,09
4	Ue375L985	60	1,46	1,40	1,38	1,36
	Ue375L1530	90	1,13	1,05	1,03	0,99
	Ue375L2070	120	0,96	0,89	0,86	0,81
	Ue375L2615	150	1,37	1,27	1,24	1,17
	Média		1,23	1,16	1,13	1,09
	COV		0,140	0,152	0,158	0,169
	Média - COV		1,094	1,005	0,976	0,919

Tabela C.15 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 25%
(Imperfeição global com alma comprimida)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
3	Ue225L1015	60	1,51	1,46	1,45	1,42
	Ue225L1575	90	1,43	1,35	1,32	1,28
	Ue225L2130	120	1,15	1,07	1,06	1,01
	Ue225L2700	150	1,37	1,29	1,26	1,21
4	Ue375L985	60	1,65	1,59	1,58	1,55
	Ue375L1530	90	1,28	1,21	1,18	1,15
	Ue375L2070	120	1,08	1,00	0,97	0,93
	Ue375L2615	150	1,50	1,40	1,37	1,30
	Média		1,37	1,30	1,27	1,23
	COV		0,140	0,153	0,157	0,165
	Média - COV		1,233	1,143	1,116	1,068

Tabela C.16 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 75%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
3	Ue225L1015	60	0,99	1,09	1,11	1,13
	Ue225L1575	90	1,22	1,12	1,06	0,97
	Ue225L2130	120	1,00	0,91	0,87	0,77
	Ue225L2700	150	1,24	1,13	1,09	1,00
4	Ue375L985	60	1,46	1,40	1,37	1,30
	Ue375L1530	90	1,18	1,08	1,05	1,01
	Ue375L2070	120	1,00	0,90	0,86	0,74
	Ue375L2615	150	1,44	1,30	1,26	1,15
	Média		1,19	1,12	1,08	1,01
	COV		0,159	0,152	0,159	0,186
	Média - COV		1,032	0,963	0,923	0,822

Tabela C.17 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 50%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
3	Ue225L1015	60	1,14	1,20	1,22	1,24
	Ue225L1575	90	1,21	1,08	1,02	1,08
	Ue225L2130	120	1,00	0,90	0,85	0,84
	Ue225L2700	150	1,24	1,13	1,09	1,03
4	Ue375L985	60	1,50	1,41	1,38	1,32
	Ue375L1530	90	1,19	1,09	1,07	0,94
	Ue375L2070	120	1,00	0,89	0,83	0,75
	Ue375L2615	150	1,46	1,30	1,24	1,13
	Média		1,22	1,13	1,09	1,04
	COV		0,152	0,159	0,173	0,185
	Média - COV		1,066	0,967	0,914	0,857

Tabela C.18 – Imperfeição conjunta para probabilidade de excedência de 25%
(Imperfeição global com alma tracionada)

Grupo	Modelo	$\frac{l_{ey}}{r_y}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1000}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/1500}}$	$\frac{F_{teste}}{F_{L/5000}}$
3	Ue225L1015	60	1,30	1,37	1,38	1,40
	Ue225L1575	90	1,20	1,15	1,19	1,23
	Ue225L2130	120	1,00	0,81	0,91	0,97
	Ue225L2700	150	1,26	1,13	1,09	1,17
4	Ue375L985	60	1,55	1,46	1,48	1,52
	Ue375L1530	90	1,23	1,06	1,07	1,12
	Ue375L2070	120	0,98	0,82	0,82	0,89
	Ue375L2615	150	1,48	1,32	1,24	1,24
	Média		1,25	1,14	1,15	1,19
	COV		0,161	0,211	0,194	0,174
	Média - COV		1,089	0,927	0,955	1,019

D.1 REFINAMENTO DA MALHA DOS PERFIS

Para realizar os estudos de refinamento de malha foi adotado um perfil U100x50x2.25 com comprimento de 2135mm. Os casos nos quais investigados estão reportados na tabela X. Os valores contidos na tabela dizem respeito ao número de divisões realizados em cada elemento do perfil (alma, aba, canto) e na e direção longitudinal, conforme apresentado na figura Y para o caso 2 (MOD2). Segue breve comentário a respeito de cada caso avaliado.

CASO1: Elementos da alma, do canto e da segunda parte da aba apresentaram relação de aspecto maior que a limite.

CASO2: Elementos da alma, do canto e da segunda parte da aba apresentaram relação de aspecto maior que a limite.

CASO3: Elementos da segunda parte da aba apresentaram relação de aspecto maior que a limite.

CASO4: Elementos da segunda parte da aba apresentaram relação de aspecto maior que a limite.

CASO5: Elementos da segunda parte da aba apresentaram relação de aspecto maior que a limite.

CASO6: Com a malha do modelo 6 já é possível realizar a análise sem a presença de elementos com relação aspecto maior que a limite.

CASO7: A malha do modelo 7 ofereceu uma melhora pouco significativa em relação à malha do modelo 6.

CASO8: A malha do modelo 8 foi adotada.

Tabela D.1 – Refinamento de malha: número de divisões por elemento

	ALMA (nda) ¹	CANTO (ndc) ²	ABA		COMPRIMENTO (ndL) ⁵
			1ª PARTE	2ª PARTE	
			(nd1a) ³	(nd2a) ⁴	
CASO 1	4	4	2	2	L/4
CASO 2	5	4	2	3	L/3
CASO 3	6	4	2	4	L/2
CASO 4	6	4	2	5	L/2
CASO 5	6	4	2	6	L/2
CASO 6	6	4	3	2	L/2
CASO 7	10	4	4	3	L
CASO 8	8	4	4	3	L

1 - número de divisões da largura da alma 2 - número de divisões do arco do canto

3 - número de divisões da largura do primeiro trecho da aba (ver figura B.1)

4 - número de divisões da largura do segundo trecho da aba (ver figura B.1)

5 - número de divisões longitudinal do perfil

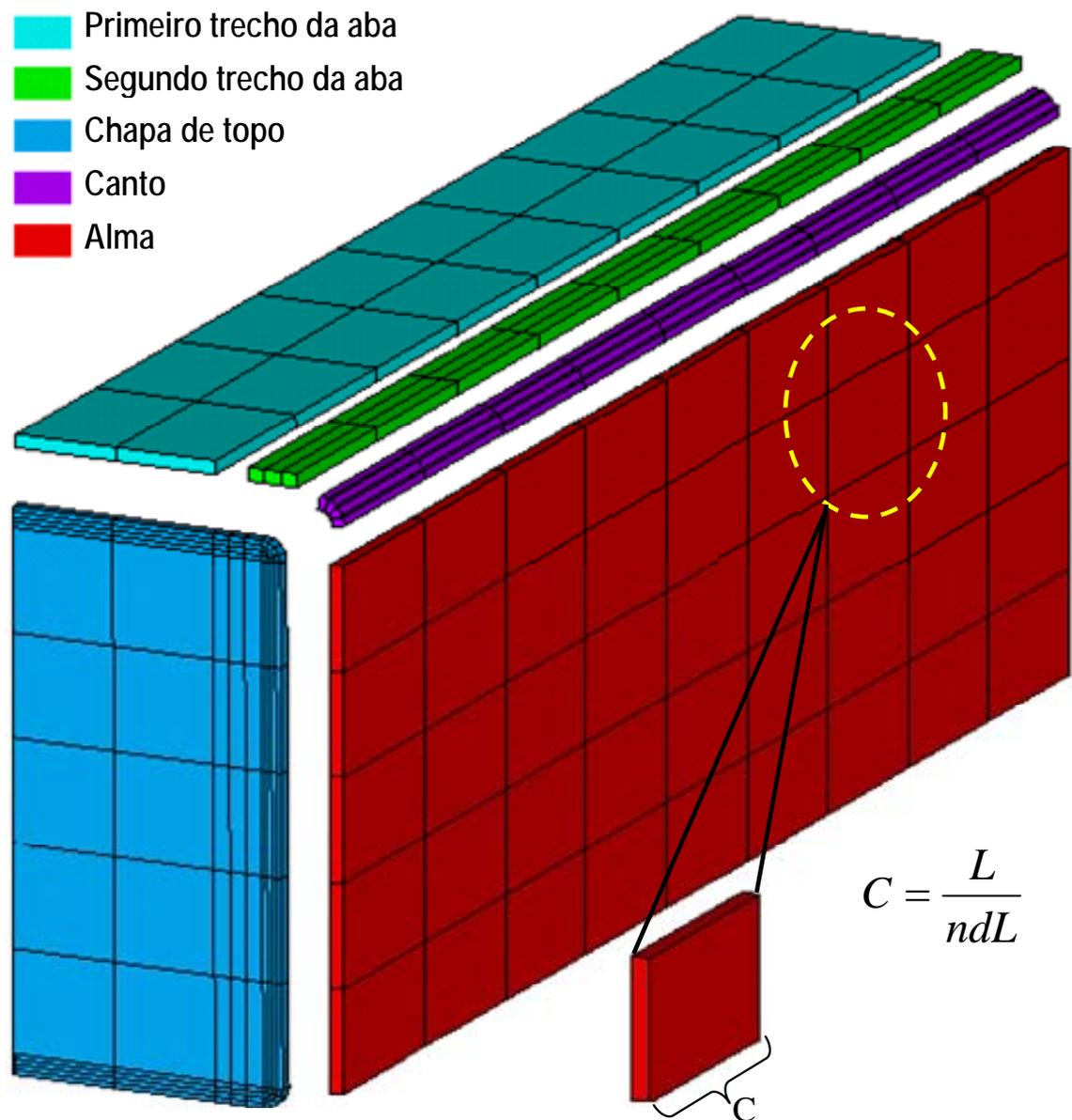


Figura D.1 – Malha mapeada realizada para o caso 2.

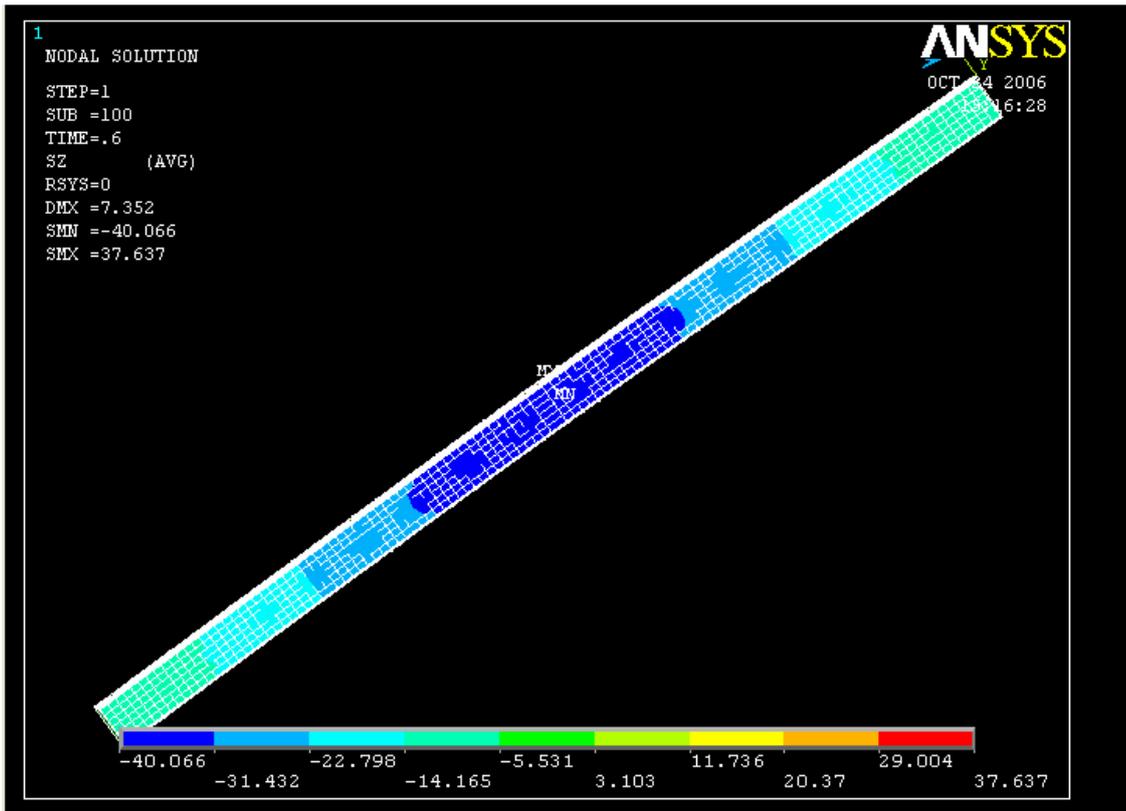


Figura D.2 – panoramas de tensões na direção longitudinal para o caso 6.

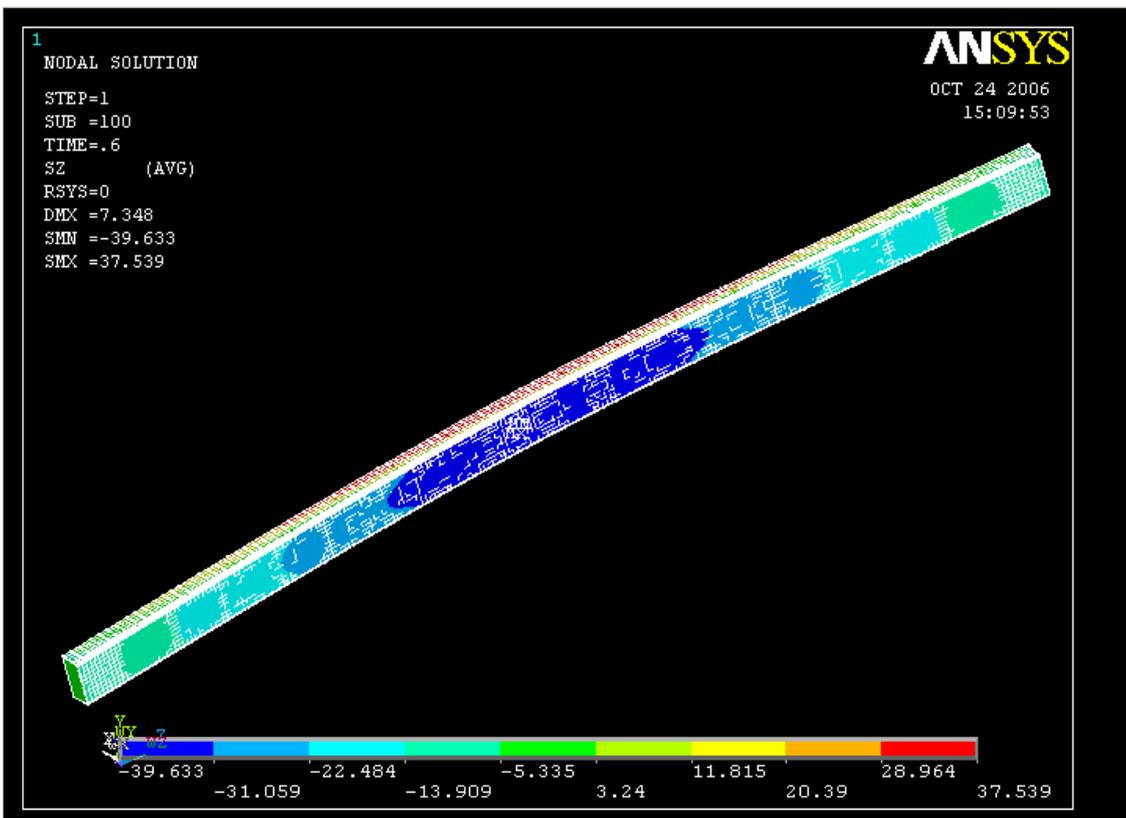


Figura D.3 – panoramas de tensões na direção longitudinal para o caso 7.

E.1 ASPECTOS DA ANÁLISE NÃO LINEAR

E.1.1 Com relação aos valores do *time(load) stepping*

Segue os resultados da verificação dos valores máximos de *time (load) stepping* para os perfis nos quais se realizou esta verificação, onde:

Time: valor do primeiro incremento necessário para inicializar o processo incremental-iterativo de *newton-raphson*.

Min time: valor mínimo permitido para os incrementos subseqüentes ao primeiro, quando se utiliza a escolha automática de incrementos de força/deslocamento.

Max time: valor máximo permitido para os incrementos subseqüentes ao primeiro, quando se utiliza a escolha automática de incrementos de força/deslocamento.

Dp: valor do deslocamento máximo prescrito para realizar a análise não linear.

Tabelas E.1 – Verificação do *time stepping* para perfis U simples: $t = 2,25\text{mm}$

(a) imperfeição local igual a 0,14t				(b) imperfeição local igual a 0,66t			
PERFILU100X50X2,25_715mm GLOBAL=L/2465 E LOCAL 0,14*t				PERFILU100X50X2,25_715mm GLOBAL=L/2465 E LOCAL 0,66*t			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	102,88	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	70,22
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	102,86	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	71,83
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	102,58	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	71,81
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	102,84	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	71,39
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	102,97	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	71,94
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	102,87	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	71,88
PERFILU100X50X2,25_1185mm GLOBAL=L/4086 E LOCAL 0,14*t				PERFILU100X50X2,25_1185mm GLOBAL=L/4086 E LOCAL 0,66*t			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	109,97	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	58,61
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	94,49	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	57,37
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	94,22	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	58,23
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	94,22	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	58,72
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	94,22	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	58,70
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	94,21	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	58,75
PERFILU100X50X2,25_1665mm GLOBAL=L/4663 E LOCAL 0,14*t				PERFILU100X50X2,25_1665mm GLOBAL=L/4663 E LOCAL 0,66*t			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	61,70	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	40,98
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	68,08	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	42,60
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	67,84	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	42,61
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	68,12	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	42,79
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	68,17	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	42,71
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	67,82	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	42,79
PERFILU100X50X2,25_2135mm GLOBAL=L/11236 E LOCAL 0,14*t				PERFILU100X50X2,25_2135mm GLOBAL=L/11236 E LOCAL 0,66*t			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	108,89	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	31,42
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	108,96	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	31,93
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	43,95	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	31,93
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	44,24	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	31,98
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	43,83	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	31,93
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	43,83	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	31,97

Tabelas E.2 – Verificação do time stepping para perfis U simples: $t = 3,75\text{mm}$

(a) imperfeição local $0,14t$				(b) imperfeição local $0,66t$			
PERFILU100X50X3,75_715mm				PERFILU100X50X3,75_715mm			
GLOBAL=L/1662 E LOCAL $0,14*t$				GLOBAL=L/1662 E LOCAL $0,66*t$			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	176,55	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	133,34
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	153,16	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	133,42
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	163,38	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	133,59
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	176,35	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	131,62
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	176,26	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	132,94
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	176,55	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	133,86
PERFILU100X50X3,75_1185mm				PERFILU100X50X3,75_1185mm			
GLOBAL=L/2755 E LOCAL $0,14*t$				GLOBAL=L/2755 E LOCAL $0,66*t$			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	197,19	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	110,37
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	139,00	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	107,37
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	143,44	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	111,06
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	143,44	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	110,13
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	142,94	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	109,71
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	143,78	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	110,74
PERFILU100X50X3,75_1665mm				PERFILU100X50X3,75_1665mm			
GLOBAL=L/4757 E LOCAL $0,14*t$				GLOBAL=L/4757 E LOCAL $0,66*t$			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	103,17	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	75,11
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	102,57	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	78,50
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	103,48	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	78,53
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	103,37	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	78,92
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	103,16	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	78,75
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	103,47	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	78,92
PERFILU100X50X3,75_2135mm				PERFILU100X50X3,75_2135mm			
GLOBAL=L/4270 E LOCAL $0,14*t$				GLOBAL=L/4270 E LOCAL $0,66*t$			
time	min time	max time	Fcr	time	min time	max time	Fcr
Dp/100	Dp /1000	Dp /10	66,61	Dp/100	Dp /1000	Dp /10	54,68
Dp/100	Dp /1000	Dp /20	66,63	Dp/100	Dp /1000	Dp /20	55,72
Dp /100	Dp /1000	Dp /30	66,65	Dp /100	Dp /1000	Dp /30	55,73
Dp /100	Dp /1000	Dp /40	66,67	Dp /100	Dp /1000	Dp /40	55,91
Dp /100	Dp /1000	Dp /50	66,67	Dp /100	Dp /1000	Dp /50	55,96
Dp /100	Dp /1000	Dp /100	66,67	Dp /100	Dp /1000	Dp /100	55,95

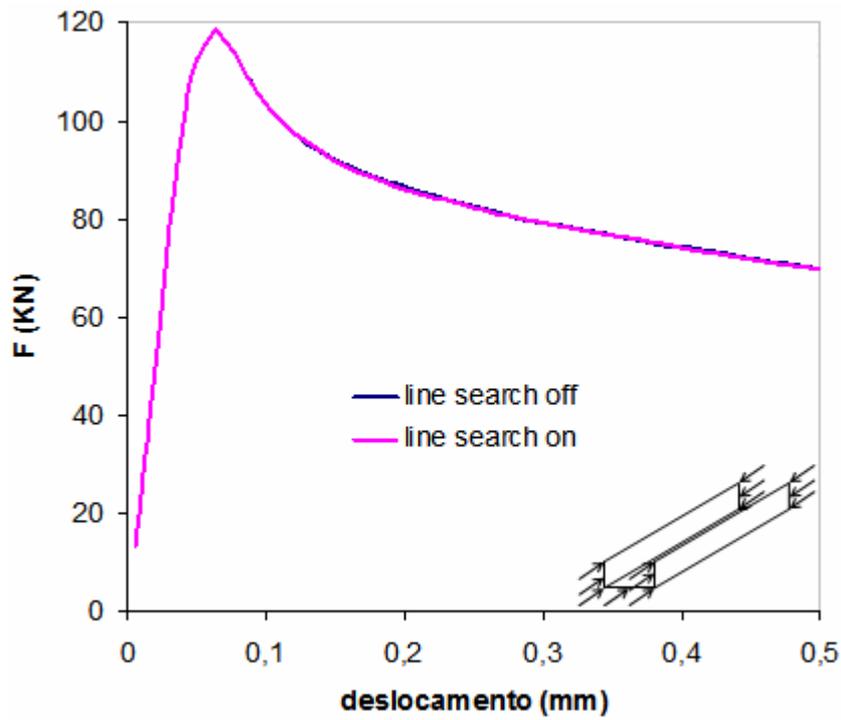
E.1.2 Com relação à aplicação da ferramenta *line-search*

Figura E.1 – Relação força x deslocamento: U100x50x2,25, 715mm.

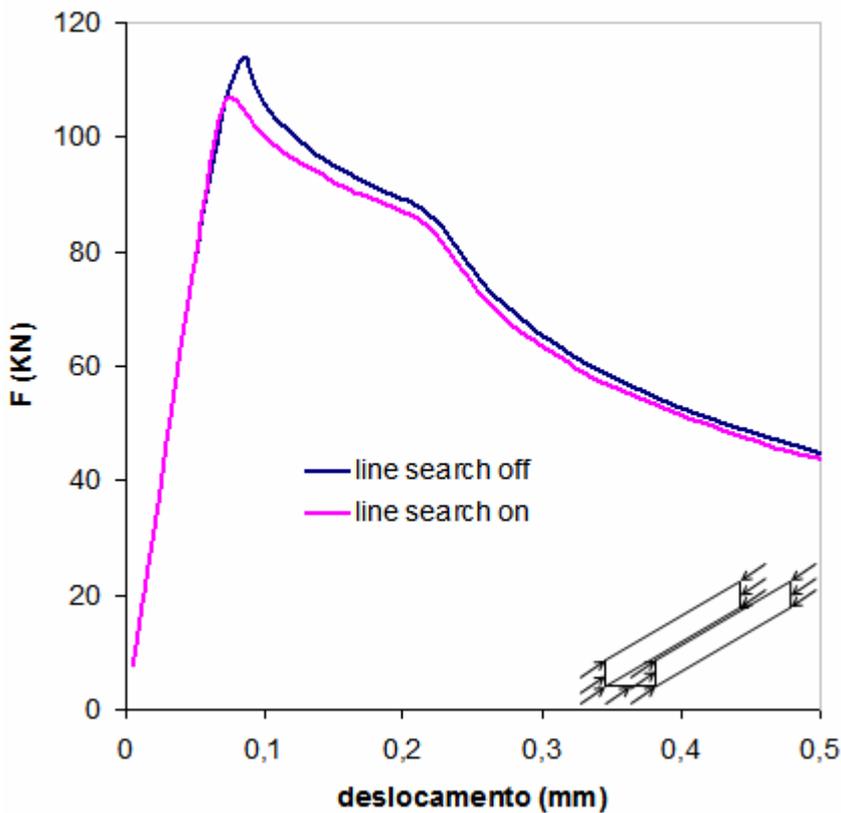


Figura E.2 – Relação força x deslocamento: U100x50x2,25, 1185mm.

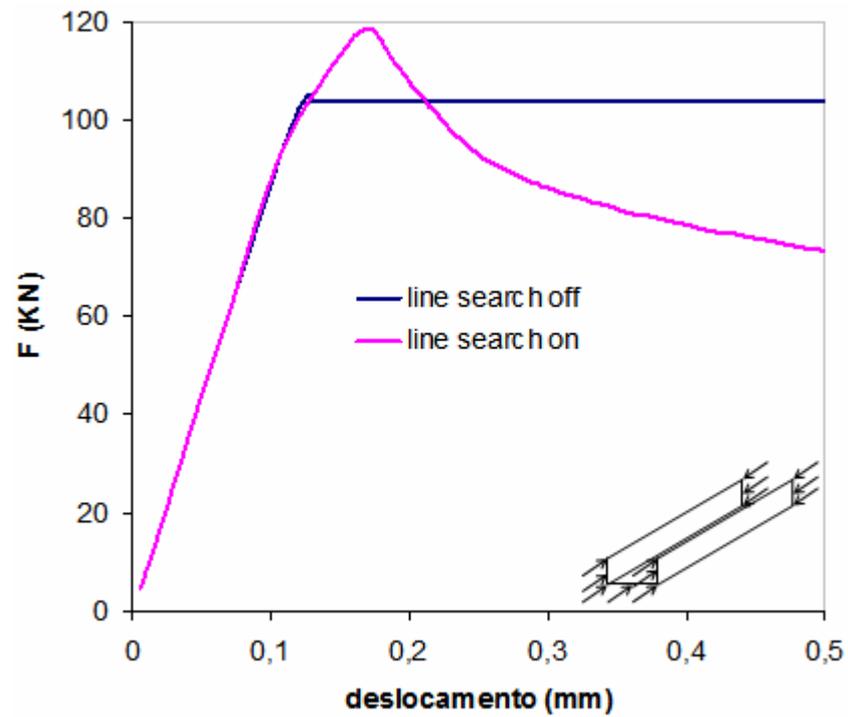


Figura E.3 – Relação força x deslocamento: U100x50x2,25, 1665mm.

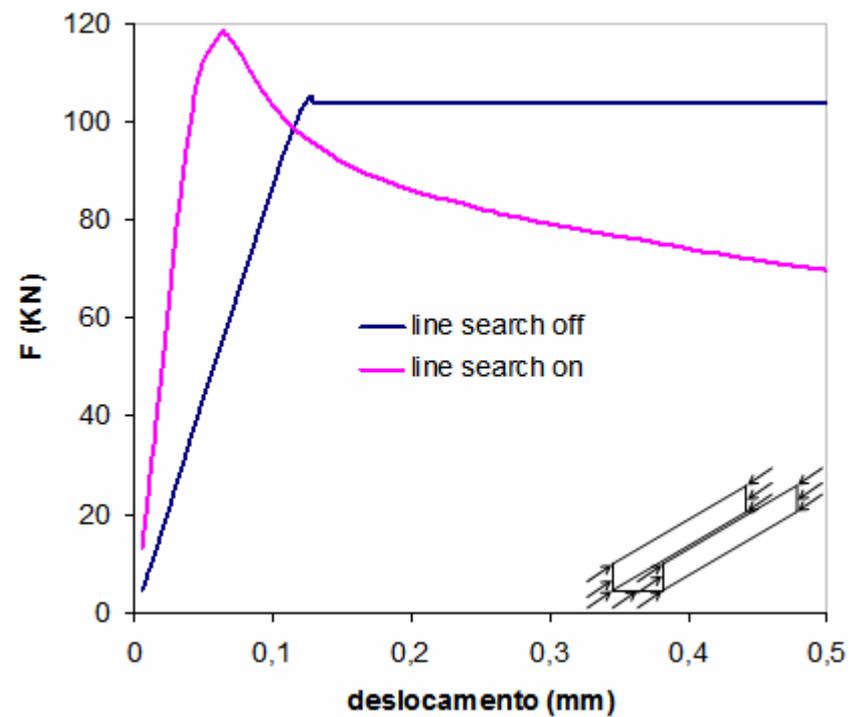


Figura E.4 – Relação força x deslocamento: U100x50x2,25, 1665mm.

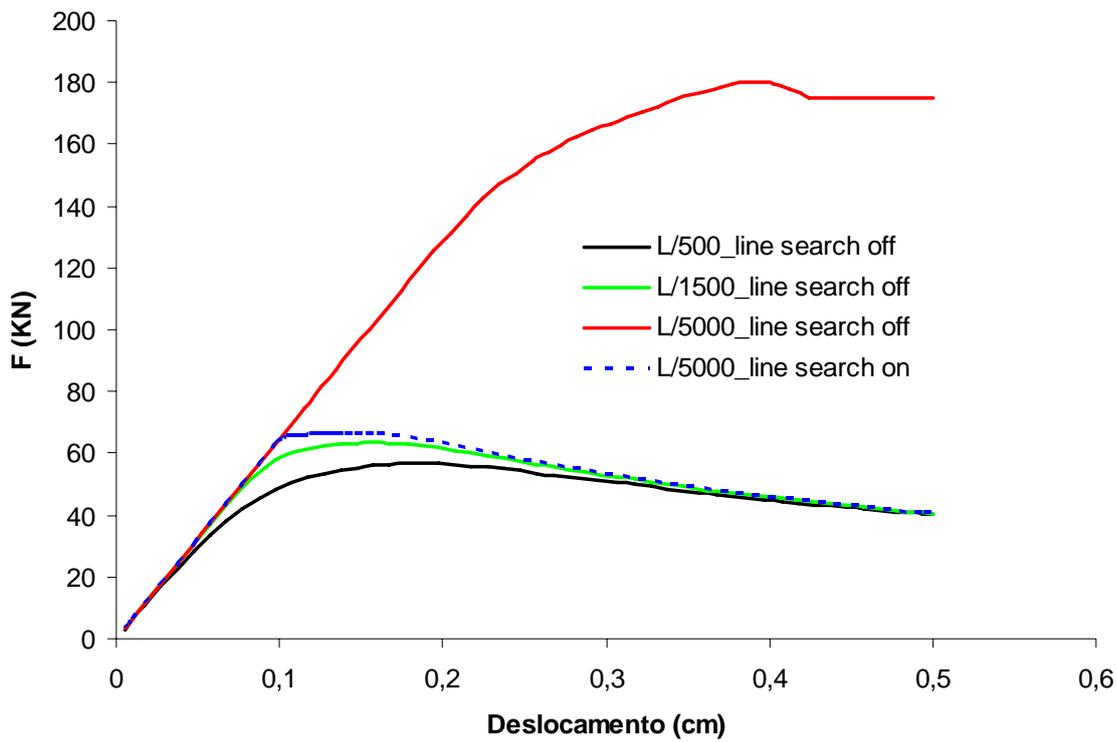


Figura E.5 – Relação força x deslocamento: investigação do fator de escala global para o perfil U100x50x2,25, 2270mm.

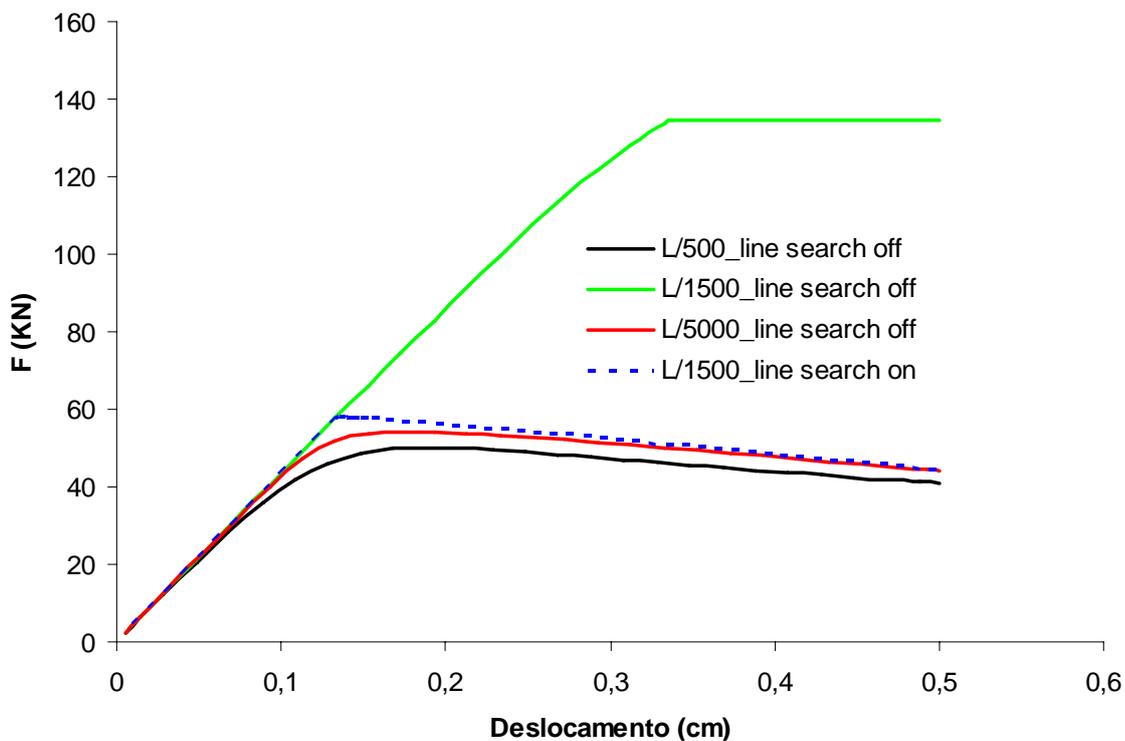


Figura E.6 – Relação força x deslocamento: investigação do fator de escala global para o perfil Ue125x50x25x2,25, 2700mm.

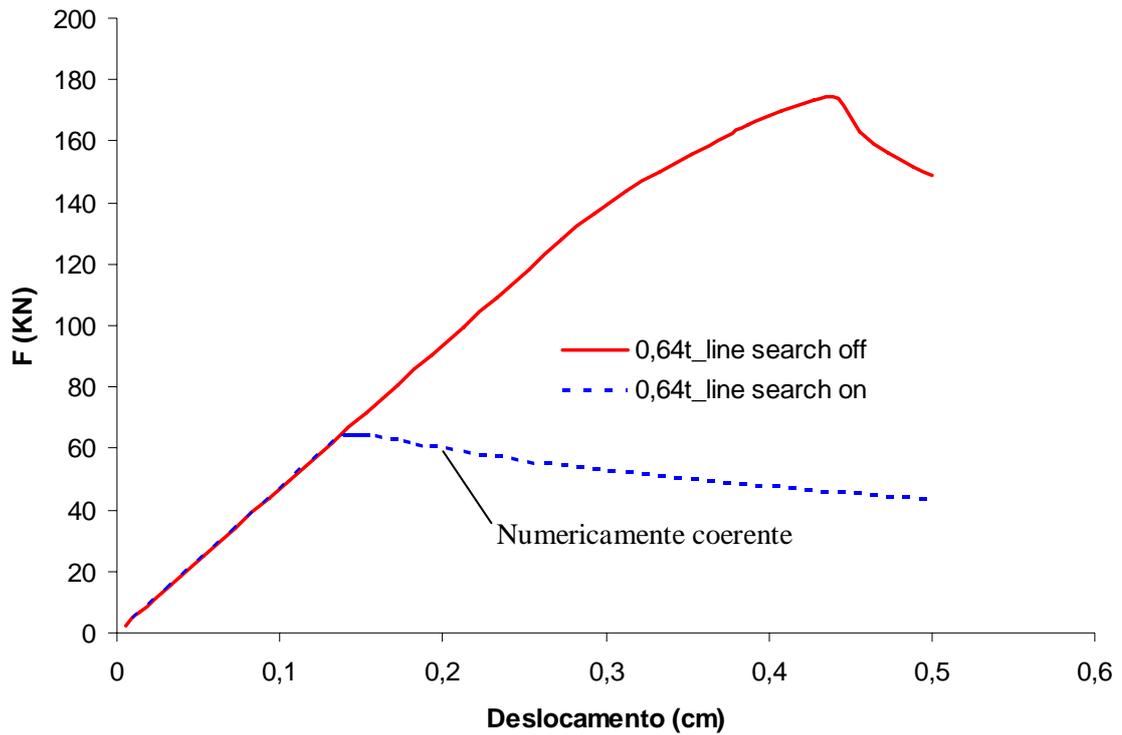


Figura E.7 – Relação força x deslocamento: investigação do fator de escala distorcional para o perfil Ue125x50x25x2,25, 2700mm.

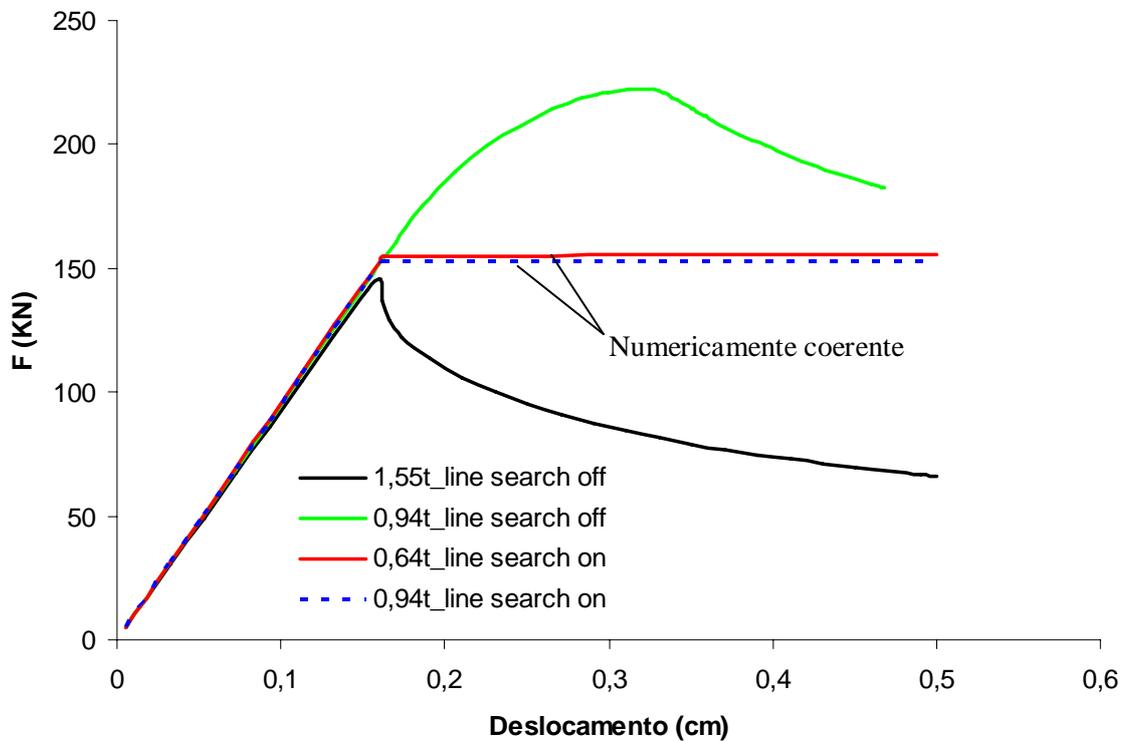


Figura E.8 – Relação força x deslocamento: investigação do fator de escala distorcional para o perfil Ue125x50x25x3,75, 2070mm.

APÊNDICE

F

Seguem um exemplo dos dois scripts construídos para realizar as análises de sensibilidade. O primeiro script, aqui cognominado - A, diz respeito à análise elástica de autovalor, de onde foram extraídos os modos de falha de interesse. O segundo script chamado – B é inerente à análise não linear propriamente dita. Vale lembrar que o script- A, é um dado de entrada para o script - B.

F.1 SCRIPT – A: REFERENTE À ANÁLISE DE AUTOVALOR

```
FINISH
/CLEAR
/CONFIG, NPROC, 2
/PREP7

C*****
C*** PARÂMETROS DE ENTRADA
C*****

bw=10.0      ! Altura da alma do perfil, cm
bf=5.0       ! Largura da mesa do perfil, cm
t=0.238      ! Espessura do perfil, cm
ri=0.238     ! raio interno de dobramento do perfil, cm
comp=85.0    ! Comprimento efetivo do perfil, cm
DeslocP=0.50 ! Deslocamento prescrito, cm
E=20538.129  ! Módulo de elasticidade do aço utilizado, KN/cm2
v=0.3        ! Coeficiente de poisson do aço utilizado

dx=10        ! Translação em x do perfil em relação ao (0,0) global
dy=10        ! Translação em y do perfil em relação ao (0,0) global
nd1m=4       ! Número de divisões das linhas do primeiro trecho da aba (mesa)
nd2m=3       ! número de divisões das linhas do segundo trecho da aba (mesa)
nda=8        ! número de divisões das linhas da altura da alma
ndc=4        ! número de divisões das linhas do canto arredondado
ndL=comp     ! número de divisões das linhas do comprimento do perfil
              ! fornece o tamanho dos elementos longitudinalmente

C*****
C*** PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO
C*****

a=bw-4*t     ! Largura da parte plana da alma do perfil, cm
b=bf-2*t     ! Largura da parte plana da mesa do perfil, cm
rm=ri+0.5*t  ! Raio de dobramento referente à linha média da seção, cm
u1=1.571*rm  ! Desenvolvimento da parte curva da seção referente à
```

$As=t*(a+2*b+2*u1)$! dobra em 90, cm
 $Xg=(2*t/As)*(b*(0.5*b+rm)+u1*(0.363*rm))+0.5*t$! Área da seção transversal do perfil, cm2
 ! Distância do centróide à
 ! face externa do perfil, na direção do eixo-x

C*****

C*** OPÇÕES GERAIS

C*****

/VIEW,1,1,1,1
 /ANGLE,1
 /ESHAPE,1.0
 /UIS,MSGPOP,3
 /PBC,ALL,,1
 /REP,FAST

C*****

C*** TIPO DE ELEMENTO

C*****

ET,1,SHELL181 ! Elemento da casca do perfil
 ET,2,SHELL181 ! Elemento da chapa de topo

C*****

C*** CONSTANTES REAIS

C*****

R,1,t ! Espessura do elemento finito do perfil (SHELL181)
 R,2,t ! Espessura do elemento finito da chapa de topo (SHELL181)

C*****

C*** PROPRIEDADES DO AÇO

C*****

MP,EX,1,E ! Atribuição do módulo de elasticidade do aço do perfil
 MP,PRXY,1,v ! Atribuição do coeficiente de poisson do aço do perfil

MP,EX,2,10E6*E ! Atribuição do módulo de elasticidade da chapa de topo
 MP,PRXY,2,v ! Atribuição do coeficiente de poisson da chapa de topo

C*****

C*** GERANDO A GEOMETRIA DO MODELO

C*****

C*** CASCA DO PERFIL

C*****

K,1,dx+(bf-0.5*t),dy,0
 K,2,dx+(Xg-0.5*t),dy,0
 K,3,dx,dy,0
 K,4,dx,(dy+bw-t),0
 K,5,dx+(Xg-0.5*t),(dy+bw-t),0
 K,6,dx+(bf-0.5*t),(dy+bw-t),0

L,1,2

L,2,3

L,3,4

L,4,5

L,5,6

LFILLT,2,3,rm, ,

LFILLT,3,4,rm, ,

K,11,dx+(bf-0.5*t),dy,comp

L,1,11

ADrag,1,2,6,3,7,4,8

LDELE,8

KDELE,11

K,19,dx+(bf-0.5*t),(dy+bw-t),comp

L,6,19

L,18,19

LSEL,S,LOC,y,dy+bw-t,dy+bw+t

LSEL,U,LOC,X,dx,dx+(Xg-0.5*t)-0.001

AL,ALL

LSEL,ALL

C*** CHAPA DE TOPO

A,1,2,5,6

LSEL,S,LOC,Z,-0.001,0.001

LSEL,U,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.001,dx+bf

AL,ALL

LSEL,ALL

A,12,19,18,13

LSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001

LSEL,U,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.001,dx+bf

AL,ALL

LSEL,ALL

C*** DIVIDINDO A CHAPA DE TOPO - (LINHA QUE PASSA NO CENTRÓIDE)

ALLSEL,ALL

KSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001

KSEL,U,LOC,X,dx+(bf-t/2)-0.001,dx+(bf-t/2)+0.001

KSEL,U,LOC,X,dx-0.001,dx+0.001

KSEL,U,LOC,X,dx+(Xg-t/2)-0.001,dx+(Xg-t/2)+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy-0.001,dy+0.001

KWPAVE,ALL

wprot,0,0,90

ASEL,S,LOC,Z,-0.001,0.001

ASEL,A,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001

ASEL,U,LOC,X,dx+(Xg-t/2)-0.001,dx+bf

ASBW,ALL

ALLSEL,ALL

KSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy-0.001,dy+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy+bw-t-0.001,dy+bw-t+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy+rm-0.001,dy+rm+0.001

KWPAVE,ALL

wprot,0,90,0

ASEL,ALL

ASBW,ALL

ALLSEL,ALL

KSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy-0.001,dy+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy+bw-t-0.001,dy+bw-t+0.001

KSEL,U,LOC,Y,dy+(bw-t)-rm-0.001,dy+(bw-t)-rm+0.001

KWPAVE,ALL

ASEL,ALL

ASBW,ALL

AGLUE,ALL

ALLSEL,ALL
 APLOT,ALL

WPAVE,0,0,0
 WPCSYS,-1,0

/REPLOT

C*****
 C*** MALHA
 C*****

C*** MALHA DA PRIMEIRA PARTE DA ABA
 C*****

LSEL,ALL
 LSEL,S,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.001,dx+(bf-0.5*t)-0.001
 LESIZE,ALL, , ,nd1m, , , ,1

LSEL,ALL
 LSEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
 LSEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
 LESIZE,ALL, , ,ndL, , , ,1
 LSEL,ALL

ASEL,ALL
 ASEL,S,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t),dx+(bf-0.5*t)
 ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
 ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

MSHKEY,1
 MAT,1
 TYPE,1
 REAL,1
 MSHAPE,0,2D
 AMESH,ALL
 ASEL,ALL

C*** MALHA DA SEGUNDA PARTE DA ABA
 C*****

LSEL,ALL
 LSEL,S,LOC,X,dx+rm+0.001,dx+(Xg-0.5*t)-0.001
 LESIZE,ALL, , ,nd2m, , , ,1

ASEL,ALL
 ASEL,S,LOC,X,dx+rm,dx+(Xg-0.5*t)
 ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
 ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

MSHKEY,1
 MAT,1
 TYPE,1
 REAL,1
 MSHAPE,0,2D
 AMESH,ALL
 ASEL,ALL

```
C*** MALHA DO CANTO
C*****

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,dx+0.001,dx+rm-0.001
LSEL,U,LOC,Y,dy+rm-0.001,dy+rm+0.001
LSEL,U,LOC,Y,dy+(bw-t)-rm-0.001,dy+(bw-t)-rm+0.001
LESIZE,ALL, , ,ndc, , , ,1

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,X,dx+0.001,dx+rm
ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

MSHKEY,1
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

C*** MALHA DA ALMA
C*****

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
LSEL,A,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
LSEL,U,LOC,y,0,dy+rm
LSEL,U,LOC,y,dy+(bw-t)-rm,dy+bw
LESIZE,ALL, , ,nda, , , ,1

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,X,dx-0.001,dx
ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

MSHKEY,1
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

C*** MALHA DA CHAPA DE TOPO 1
C*****

ESIZE,1000,0,

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001

MSHKEY,1
MAT,2
TYPE,2
REAL,2
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL
C*** MALHA DA CHAPA DE TOPO 2
```

```
C*****
ESIZE,1000,0,
```

```
ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
```

```
MSHKEY,1
MAT,2
TYPE,2
REAL,2
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL
```

```
C*****
C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO - VINCULAÇÕES
C*****
```

```
C*** ACOPLAMENTO DOS NÓS DA LINHA QUE PASSA PELA "FACA"
C*****
```

```
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
NPLOT,ALL
```

```
CP,1,UZ,ALL
```

```
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
NPLOT,ALL
```

```
CP,2,UZ,ALL
```

```
ALLSEL,ALL
```

```
C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS NÓS DA CHAPA DE TOPO
C*****
```

```
ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
NSLA, S, 1
NPLOT,ALL
D,ALL,UY,0, , , ,ROTX,ROTZ
```

```
ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
NSLA, S, 1
NPLOT,ALL
D,ALL,UY,0, , , ,ROTX,ROTZ
ALLSEL,ALL
```

```
C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS NÓS DO CENTRÓIDE
C*****
```

```
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
NPLOT,ALL
D,ALL,UX,0, , , ,UY,UZ,ROTX,ROTZ
```

```
NSEL,ALL
```

```

NSEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
NPLLOT,ALL
D,ALL,UX,0, , ,UY,ROTX,ROTZ
ALLSEL,ALL

C*****
C*** OPÇÕES DE PROCESSAMENTO
C*****

ANTYPE,0

NLGEOM,0
NROPT,AUTO, , ,
EQSLV,SPAR, ,0
PSTRES,ON

C*****
C*** CARREGAMENTO
C*****

NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
*GET,nmestre,NODE,0,NUM,MIN
NPLLOT,ALL
F,nmestre,FZ,-1

GPLOT
ALLSEL,ALL
/REPLOT
FINISH

C*****
C*** SOLUÇÃO
C*****

/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH

C*****
C*** BUCKLING ANÁLISE
C*****

/SOLU
ANTYPE,1
BUCOPT,LANB,50           ! Número de modos de instabilidade calculados
SOLVE
FINISH

/SOLU
EXPASS,1
MXPAND,50               ! Número de modos de instabilidade expandido nos resultados
SOLVE
FINISH

SAVE

```

F.2 SCRIPT – B: REFERENTE À ANÁLISE NÃO LINEAR

```

FINISH
/CLEAR
/CONFIG,NPROC,2
/PREP7

C*****
C*** PARÂMETROS DE ENTRADA
C*****

bw=10.0      ! Altura da alma do perfil, cm
bf=5.0       ! Largura da mesa do perfil, cm
t=0.238      ! Espessura do perfil, cm
ri=0.238     ! raio interno de dobramento do perfil, cm
comp=85.0    ! Comprimento efetivo do perfil, cm
DeslocP=0.50 ! Deslocamento prescrito, cm
E=20538.129 ! Módulo de elasticidade do aço utilizado, KN/cm2
v=0.3        ! Coeficiente de poisson do aço utilizado

dx=10        ! Translação em x do perfil em relação ao (0,0) global
dy=10        ! Translação em y do perfil em relação ao (0,0) global
nd1m=4       ! Número de divisões das linhas do primeiro trecho da aba (mesa)
nd2m=3       ! número de divisões das linhas do segundo trecho da aba (mesa)
nda=8        ! número de divisões das linhas da altura da alma
ndc=4        ! número de divisões das linhas do canto arredondado
ndL=comp     ! número de divisões das linhas do comprimento do perfil
              ! fornece o tamanho dos elementos longitudinalmente

C*****
C*** PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO
C*****

a=bw-4*t     ! Largura da parte plana da alma do perfil, cm
b=bf-2*t     ! Largura da parte plana da mesa do perfil, cm
rm=ri+0.5*t  ! Raio de dobramento referente à linha média da seção, cm
u1=1.571*rm  ! Desenvolvimento da parte curva da seção referente à
              ! dobra em 90, cm

As=t*(a+2*b+2*u1) ! Área da seção transversal do perfil, cm2
Xg=(2*t/As)*(b*(0.5*b+rm)+u1*(0.363*rm))+0.5*t ! Distância do centróide à
              ! face externa do perfil, na direção do eixo-x

C*****
C*** OPÇÕES GERAIS
C*****

/VIEW,1,1,1,1
/ANGLE,1
/ESHAPE,1.0
/UIS,MSGPOP,3
/PBC,ALL,,1
/REP,FAST

C*****
C*** TIPO DE ELEMENTO
C*****

ET,1,SHELL181 ! elemento da casca do perfil
ET,2,SHELL181 ! elemento da chapa de topo

C*****
C*** CONSTANTES REAIS
C*****

```

```

R,1,t          ! Espessura do elemento finito do perfil (SHELL181)
R,2,t          ! Espessura do elemento finito da chapa de topo(SHELL181)

C*****
C*** PROPRIEDADES DO AÇO
C*****

MP,EX,1,E          ! Atribuição do módulo de elasticidade do aço do perfil
MP,PRXY,1,v        ! Atribuição do coeficiente de poisson do aço do perfil

TB,MISO,1,1,14      ! Pontos da curva tensão X deformação
TBPT,,0.00,0.00
TBPT,,0.001131067,23.23
TBPT,,0.001686271,30.21
TBPT,,0.002364682,34.21
TBPT,,0.003223705,36.16
TBPT,,0.005971071,37.45
TBPT,,0.008966613,38.33
TBPT,,0.010266716,38.92
TBPT,,0.018739710,42.30
TBPT,,0.033327098,46.52
TBPT,,0.055331264,50.78
TBPT,,0.066461671,52.37
TBPT,,0.100936745,55.95
TBPT,,0.135615386,58.36

MP,EX,2,10e6*E      ! Atribuição do módulo de elasticidade da chapa de topo
MP,PRXY,2,v        ! Atribuição do coeficiente de poisson da chapa de topo
C*****
C*** GERANDO A GEOMETRIA DO MODELO
C*****

C*** CASCA DO PERFIL
C*****
K,1,dx+(bf-0.5*t),dy,0
K,2,dx+(Xg-0.5*t),dy,0
K,3,dx,dy,0
K,4,dx,(dy+bw-t),0
K,5,dx+(Xg-0.5*t),(dy+bw-t),0
K,6,dx+(bf-0.5*t),(dy+bw-t),0

L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6

LFILLT,2,3,rm, ,
LFILLT,3,4,rm, ,

K,11,dx+(bf-0.5*t),dy,comp
L,1,11

ADRAG,1,2,6,3,7,4,8

LDELE,8
KDELE,11

K,19,dx+(bf-0.5*t),(dy+bw-t),comp

L,6,19
L,18,19

LSEL,S,LOC,y,dy+bw-t,dy+bw+t
LSEL,U,LOC,X,dx,dx+(Xg-0.5*t)-0.001

```

AL,ALL
LSEL,ALL

C*** CHAPA DE TOPO

C*****

A,1,2,5,6
LSEL,S,LOC,Z,-0.001,0.001
LSEL,U,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.001,dx+bf
AL,ALL
LSEL,ALL

A,12,19,18,13
LSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001
LSEL,U,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.001,dx+bf
AL,ALL
LSEL,ALL

C*** DIVIDINDO A CHAPA DE TOPO - (LINHA QUE PASSA NO CENTRÓIDE)

C*****

ALLSEL,ALL
KSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001
KSEL,U,LOC,X,dx+(bf-t/2)-0.001,dx+(bf-t/2)+0.001
KSEL,U,LOC,X,dx-0.001,dx+0.001
KSEL,U,LOC,X,dx+(Xg-t/2)-0.001,dx+(Xg-t/2)+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy-0.001,dy+0.001
KWPAVE,ALL
wprot,0,0,90
ASEL,S,LOC,Z,-0.001,0.001
ASEL,A,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001
ASEL,U,LOC,X,dx+(Xg-t/2)-0.001,dx+bf
ASBW,ALL

ALLSEL,ALL
KSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy-0.001,dy+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy+bw-t-0.001,dy+bw-t+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy+rm-0.001,dy+rm+0.001
KWPAVE,ALL
wprot,0,90,0
ASEL,ALL
ASBW,ALL

ALLSEL,ALL
KSEL,S,LOC,Z,comp-0.001,comp+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy-0.001,dy+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy+bw-t-0.001,dy+bw-t+0.001
KSEL,U,LOC,Y,dy+(bw-t)-rm-0.001,dy+(bw-t)-rm+0.001
KWPAVE,ALL
ASEL,ALL
ASBW,ALL
AGLUE,ALL

ALLSEL,ALL
APLOT,ALL

WPAVE,0,0,0
WPCSYS,-1,0

/REPLOT

C*****

C*** MALHA

C*****

```
C*** MALHA DA PRIMEIRA PARTE DA ABA
C*****

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.001,dx+(bf-0.5*t)-0.001
LESIZE,ALL,, ,nd1m, , , ,1

LSEL,ALL
LSEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
LSEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
LESIZE,ALL,, ,ndL, , , ,1
LSEL,ALL

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t),dx+(bf-0.5*t)
ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

MSHKEY,1
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

C*** MALHA DA SEGUNDA PARTE DA ABA
C*****

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,dx+rm+0.001,dx+(Xg-0.5*t)-0.001
LESIZE,ALL,, ,nd2m, , , ,1

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,X,dx+rm,dx+(Xg-0.5*t)
ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

MSHKEY,1
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

C*** MALHA DO CANTO
C*****

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,X,dx+0.001,dx+rm-0.001
LSEL,U,LOC,Y,dy+rm-0.001,dy+rm+0.001
LSEL,U,LOC,Y,dy+(bw-t)-rm-0.001,dy+(bw-t)-rm+0.001
LESIZE,ALL,, ,ndc, , , ,1

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,X,dx+0.001,dx+rm
ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
```

```

MSHKEY,1
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

```

```
C*** MALHA DA ALMA
```

```
C*****
```

```

LSEL,ALL
LSEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
LSEL,A,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
LSEL,U,LOC,y,0,dy+rm
LSEL,U,LOC,y,dy+(bw-t)-rm,dy+bw
LESIZE,ALL,,nda,, , , ,1

```

```

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,X,dx-0.001,dx
ASEL,U,LOC,Z,-0.0001,0.0001
ASEL,U,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

```

```

MSHKEY,1
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

```

```
C*** MALHA DA CHAPA DE TOPO 1
```

```
C*****
```

```
ESIZE,1000,0,
```

```

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001

```

```

MSHKEY,1
MAT,2
TYPE,2
REAL,2
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

```

```
C*** MALHA DA CHAPA DE TOPO 2
```

```
C*****
```

```
ESIZE,1000,0,
```

```

ASEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001

```

```

MSHKEY,1
MAT,2
TYPE,2
REAL,2
MSHAPE,0,2D
AMESH,ALL
ASEL,ALL

```

```
C*****
```

```
C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO - VINCULAÇÕES
```

```
C*****
```

C*** ACOPLAMENTO DOS NÓS DA LINHA QUE PASSA PELO CENTRÓIDE
 C*****

NSEL,ALL
 NSEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
 NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
 NPLOT,ALL

CP,1,UZ,ALL

NSEL,ALL
 NSEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
 NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
 NPLOT,ALL

CP,2,UZ,ALL

ALLSEL,ALL

C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS NÓS DA CHAPA DE TOPO
 C*****

ASEL,ALL
 ASEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
 NSLA, S, 1
 NPLOT,ALL
 D,ALL,UY,0, , , ROTX,ROTZ

ASEL,ALL
 ASEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
 NSLA, S, 1
 NPLOT,ALL
 D,ALL,UY,0, , , ROTX,ROTZ
 ALLSEL,ALL

C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO DOS NÓS DO CENTRÓIDE
 C*****

NSEL,ALL
 NSEL,S,LOC,Z,-0.0001,0.0001
 NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
 NPLOT,ALL
 D,ALL,UX,0, , , UY,ROTX,ROTZ

NSEL,ALL
 NSEL,S,LOC,Z,comp-0.0001,comp+0.0001
 NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
 NPLOT,ALL
 D,ALL,UX,0, , , UY,UZ,ROTX,ROTZ
 ALLSEL,ALL

C*****
 C*** ATUALIZANDO A GEOMETRIA
 C*****

C*** MODO GLOBAL
 C*****

FATglob=comp/1500 ! Amplitude da imperfeição global
 UPGEOM,FATglob,1,27,'U225L715a','rst','.\U100x50x2.25_715mm_A'

```

C*** MODO LOCAL
C*****

DMX=1.003                ! Deslocamento máximo local do ansys
d1=-0.66*t              ! Amplitude requerida no perfil
FATloc=d1/DMX           ! Fator de amplificação da amplitude local requerida
UPGEOM,FATloc,1,1,'U225L715a','rst','..\U100x50x2.25_715mm_A\

C*****
C*** OPÇÕES DE PROCESSAMENTO
C*****

ANTYPE,0
NLGEOM,1
NROPT,FULL, ,OFF
EQLSV,SPAR, ,0
PIVCHECK,ON
SSTIF,ON
NEQIT,50

CNVTOL,U,1,0.001,2, ,

C*****
C*** CARREGAMENTO
C*****

ALLSEL,ALL
ASEL,S,LOC,Z,-0.0001,+0.0001
NSLA, S, 1
NPLOT,ALL
NSEL,R,LOC,X,dx+(Xg-0.5*t)+0.0001,dx+(Xg-0.5*t)-0.0001
*GET,nmestre,NODE,0,NUM,MIN
NPLOT,ALL
D,nmestre,UZ,DeslocP, , , , ,

AUTOTS,ON
TIME,DeslocP
DELTIM,DeslocP/100,DeslocP/10000,DeslocP/100
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL

GPLOT
ALLSEL,ALL
/REPLOT
FINISH
SAVE

C*****
C*** SOLUÇÃO
C*****

/SOL
/STATUS,SOLU
SOLVE
FINISH
SAVE

```