

Raúl Montero Bunay

**Estudo numérico de amortecedores passivos
metálicos para dissipação de energia sísmica**

Florianópolis

2018

Raúl Montero Bunay

**Estudo numérico de amortecedores passivos metálicos
para dissipação de energia sísmica**

Dissertação apresentada como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil pela Universidade Federal de Santa Catarina.

Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC
Departamento de Engenharia Civil
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

Orientador: Prof. Dr. Otávio Augusto Alves da Silveira

Florianópolis
2018

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Bunay, Raúl Montero

Estudo numérico de amortecedores passivos
metálicos para dissipação de energia sísmica / Raúl
Montero Bunay ; orientador, Otávio Augusto Alves da
Silveira, 2018.

150 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de
Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós
Graduação em Engenharia Civil, Florianópolis, 2018.

Inclui referências.

1. Engenharia Civil. 2. Amortecedor metálico. 3.
Mecânica computacional. 4. Dissipação de energia. 5.
Controle passivo. I. da Silveira, Otávio Augusto
Alves. II. Universidade Federal de Santa Catarina.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. III.
Título.

Raúl Montero Bunay

**Estudo numérico de amortecedores passivos metálicos
para dissipação de energia sísmica**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Civil, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil-PPGEC da Universidade Federal de Santa Catarina

Florianópolis, 26 de Março 2018.

Prof. Dr. Glicério Trichês
Coordenador do Curso

Prof. Dr. Otávio Augusto Alves da Silveira
Orientador
Banca Examinadora:

Prof. Dr. Ignacio Iturrioz
Universidade Federal do Rio Grande do Sul
(via videoconferência)

Prof. Dr. Leandro Fleck Fadel Miguel
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Dr. Wellison José de Santana Gomes
Universidade Federal de Santa Catarina

à memória da minha mãe Leonor

Agradecimentos

Agradeço primeiramente a Deus por ter se mostrado em cada etapa de meu caminho e ser a força que me guia a cada dia.

A minha esposa Teresa pelo seu apoio incondicional, por sempre me mostrar seu carinho e compreensão e a meu filho Agustín que esta em caminho sendo um motivo a mais para sacar adiante este trabalho.

A meus pais Raul e Leonor, por ter me sempre motivado a estudar e seguir crescendo pessoal e profissionalmente.

A meu orientador Otávio pela disponibilidade e o apoio para a realização deste trabalho.

Ao meus amigos do Grupo CORE e GRUPEX pela parceria nesta etapa da minha vida.

Ao meus motivadores pessoais Alex Dey, Yokoi Kenji, Napoleon Hill, Jim Rohn por dia a dia impulsar a meus objetivos serem cumpridos e ser cada dia uma melhor versão de mim mesmo.

Resumo

O escoamento de metais como sistema de dissipação passiva de energia tem sido amplamente estudado com o propósito de encontrar soluções econômicas e seguras para o controle de estruturas projetadas em áreas de risco sísmico. Nesse cenário é inserido o projeto de um amortecedor metálico do tipo contraventamento, conhecido como *Buckling Restrained Brace* (BRB), que dissipa energia através da sua deformação plástica quando submetido a forças axiais. Um tipo de BRB estudado analítica e experimentalmente por Benavent-Climent (2010) consiste em dois tubos vazados inseridos um dentro do outro, unidos por soldas em lugares específicos. Este BRB utiliza como sistema de dissipação um arranjo de tiras formadas por fendas no tubo exterior conhecidas como amortecedor com fendas de aço (SSD, *Steel slit damper*). Os SSDs dissipam energia através do escoamento por flexão ou cisalhamento das tiras. A configuração deste BRB apresenta vantagens em comparação aos BRB convencionais, pois permite uma fácil inspeção do dispositivo após um evento sísmico e os custos podem ser reduzidos uma vez que o processo de fabricação é muito mais simples. Embora os resultados dos ensaios experimentais encontrados na literatura mostrem um bom comportamento histerético e uma boa capacidade de dissipação de energia, não há na literatura um estudo aprofundado dos parâmetros geométricos de seu sistema de dissipação (SSD). No presente trabalho, esse BRB é modelado utilizando o método dos elementos finitos através do pacote computacional comercial ANSYS. É efetuada uma análise, inicialmente considerando o SSD uma placa plana com fendas, dos parâmetros do sistema de dissipação com elementos do tipo casca (*shell*). Estes parâmetros são controlados para evitar a flambagem durante o tempo de carregamento segundo as recomendações do trabalho analítico de Hedayat (2015). As condições de contorno para esta análise são baseadas em trabalhos experimentais e analíticos anteriores com o intuito de obter um padrão de referência. Finalmente, aplicando condições de simetria é modelado o dispositivo também com um elemento do tipo

shell, adotando a geometria dos parâmetros do SSD resultantes da análise de placa plana. A simulação é aproximada ao modelo experimental e o amortecedor, com a geometria proposta, poderia apresentar um possível melhoramento do seu desempenho de dissipação de energia sísmica.

Palavras-chaves: Amortecedor metálico, Mecânica computacional, Dissipação de energia, Controle passivo.

Abstract

The yielding of metals as a passive energy dissipation system has been extensively studied for the purpose of finding economical and safe solutions for the control of structures designed in areas of seismic risk. In this scenario, it is inserted the design of a metallic damper, known as Buckling Restrained Brace (BRB), which dissipates energy through plastic deformation when subjected to axial forces. One type of BRB analytically and experimentally studied by Benavent-Climent (2010), consists of two hollow tubes inserted into each other and uses as a dissipation system an arrangement of strips formed by slits in the outer tube known as a steel slit damper (SSD). SSDs dissipate energy through flexural/shear yielding of the steel strips between the slits. The configuration of this BRB has advantages compared to conventional BRB, because it allows an easy inspection of the device after a seismic event and costs may be reduced since the manufacturing process is much simpler. Although the results of the experimental tests showed good hysteretic behavior and good energy dissipation capacity, its dissipation system (SSD) does not have an in-depth study of its geometric parameters. In the present work, this BRB is modeled using the finite element method through the commercial computational package ANSYS. An analysis is performed, initially considering the SSD as a flat plate with slits, of the dissipation system parameters with shell elements. These parameters will be controlled to avoid buckling during the loading time as recommended by the analytical work of Hedayat (2015). The boundary conditions for this analysis are based on experimental and analytical work in order to obtain a reference standard. Finally, applying symmetry conditions the device will also be modeled with shell type element, adopting the geometry of the SSD parameters resulting from flat plane analysis. The simulation is approximated to the experimental model and the damper, with the proposed geometry, could make a possible improvement of its performance.

Key-words: Metallic damper, Computational mechanics, Energy dissipation, Passive control.

Lista de ilustrações

Figura 1 – Geometria de um BRB e SSD típico	30
Figura 2 – Sistemas de isolamento.	36
Figura 3 – Sistemas de controle ativo	38
Figura 4 – Tipos de amortecedores: (a) ADAS; (b) TADAS; (c) Honeycomb; (d) Slit damper; (e) Shear panel damper; (f) Buckling restrained brace	40
Figura 5 – Amortecedor de chumbo	41
Figura 6 – Configuração típica de um amortecedor viscoelástico	42
Figura 7 – Sistemas de fluido viscoso	43
Figura 8 – Detalhes esquemáticos para <i>Buckling Restrained Braces</i> típicos	45
Figura 9 – Seções transversais para <i>Buckling Restrained Braces</i>	46
Figura 10 – Buckling Restrained Brace Modular (MBRB)	48
Figura 11 – BRB com núcleo perfurado (PCBRB)	49
Figura 12 – BRB ranhurado	49
Figura 13 – BRB com alma corrugada (CWC-BRB)	50
Figura 14 – BRB com núcleo separado (B-BRB)	51
Figura 15 – HBRB	52
Figura 16 – Esquema de instalação do SSD	53
Figura 17 – SSW típico	55
Figura 18 – Esquema de instalação do SSD com dissipação de energia de balanço	57
Figura 19 – Esquema de instalação do amortecedor sísmico	58
Figura 20 – Esquema do amortecedor proposto por Benavent-Climent (2010)	59
Figura 21 – Configuração e parâmetros do BRB	59
Figura 22 – Curva FDBC típica para um SSD sem flambagem	62
Figura 23 – Tipos de SSDs	64
Figura 24 – Condições de contorno de um SSD simples	65

Figura 25 – Tipos de possíveis flambagens	67
Figura 26 – Flambagem lateral.	68
Figura 27 – Relações entre as relações de esbeltez efetivas	72
Figura 28 – Diagramas força-deslocamento	77
Figura 29 – Tensão uniaxial	81
Figura 30 – Modelo uniaxial.	84
Figura 31 – Plasticidade unidimensional	87
Figura 32 – Resposta de um modelo lineal de encruamento iso- trópico	87
Figura 33 – Curva bilinear.	89
Figura 34 – Ilustração do domínio elástico e estados admissíveis no espaço das tensões	92
Figura 35 – Interpretação geométrica do critério de von Mises e Tresca	96
Figura 36 – Representação bidimensional dos critérios de von Mises e Tresca.	96
Figura 37 – Não linearidade geométrica	100
Figura 38 – Geometria do SHELL181	105
Figura 39 – Curva bilinear	107
Figura 40 – Configuração 3D do BRB de Benavent-Climent (2010)	110
Figura 41 – Discretização típica de um modelo SSD	111
Figura 42 – Comparação entre os resultados analíticos de Hedayat (2015), numéricos e experimental do protótipo SL-7 sob carregamento monotônico	112
Figura 43 – Distribuição de tensões von Mises	114
Figura 44 – Curvas força vs. deslocamento dos protótipos de Benavent-Climent (2010)	116
Figura 45 – Força vs. Deslocamento grupo 1	119
Figura 46 – Distribuição de tensões von Mises SSD-b28 e SSD-b10	121
Figura 47 – Força vs. Deslocamento grupo 2	123
Figura 48 – Distribuição de tensões von Mises SSD-12 e SSD-15	124
Figura 49 – Força vs. Deslocamento grupo 3	126
Figura 50 – Curvas força vs. deslocamento diferente l/b	128

Figura 51 – Resultado modelagem SSD-Dv8	130
Figura 52 – Condições de contorno do modelo 3D	131
Figura 53 – Discretização do modelo 3D	133
Figura 54 – Diagramas força vs. deslocamento do modelo 3D e SSD-Dv8	134
Figura 55 – Tensão de von Mises modelo 3D	134
Figura 56 – Esquema de deformação do SSD	148

Lista de tabelas

Tabela 1 – Sistemas de proteção estrutural	36
Tabela 2 – Propriedades geométricas e do material do protótipo SL-7	111
Tabela 3 – Cálculos analíticos do SL-7	113
Tabela 4 – Propriedades geométricas dos protótipos de Benavent- Climent (2010)	115
Tabela 5 – Cálculos analíticos dos protótipos Benavent-Climent (2010)	116
Tabela 6 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas dos protó- tipos de Benavent-Climent (2010)	117
Tabela 7 – Propriedades geométricas do SSD primeiro grupo .	118
Tabela 8 – Cálculos analíticos do primeiro grupo de estudo pa- ramétrico	118
Tabela 9 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas do primeiro grupo de estudo paramétrico	120
Tabela 10 – Propriedades geométricas do segundo grupo de es- tudo paramétrico	122
Tabela 11 – Cálculos analíticos do segundo grupo de estudo pa- ramétrico	122
Tabela 12 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas do segundo grupo de estudo paramétrico	123
Tabela 13 – Propriedades geométricas do terceiro grupo de estudo paramétrico	125
Tabela 14 – Cálculos analíticos terceiro do grupo de estudo para- métrico	125
Tabela 15 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas do terceiro grupo de estudo paramétrico	126
Tabela 16 – Cálculos analíticos para controle de flambagem . .	129

Tabela 17 – Variáveis C1-C7 para determinar os parâmetros α e β de um SSD com uma fila de tiras	150
--	-----

Lista de abreviaturas e siglas

SSD	<i>Steel slit damper</i> ou Amortecedor de aço com fendas.
BRB	<i>Buckling restrained brace</i> ou Contraventamento com restrição de flambagem.
MEF	Método dos elementos finitos.
DEP	Dissipação de energia passiva.
HMD	<i>Hybrid mass damper</i> ou amortecedor híbrido.
PED	<i>Passive energy devices</i> ou amortecedores de energia passiva.
ADAS	<i>Adding damping and stiffness</i> ou dispositivos de amortecimento e rigidez
TADAS	<i>Triangular plate added damping and stiffness</i> ou dispositivos triangulares de amortecimento e rigidez.
HBRB	<i>H Buckling restrained brace</i> ou Contraventamento com restrição de flambagem com núcleo em forma H.
MBRB	<i>Modular buckling restrained brace</i> ou Contraventamento com restrição de flambagem modular.
PCBRB	<i>Perforate core buckling restrained brace</i> ou Contraventamento com restrição de flambagem de núcleo perfurado.
CWC-BRB	<i>Corrugate-web connected buckling restrained brace</i> ou Contraventamento com restrição de flambagem com alma corrugada.

B-BRB	<i>Battened buckling restrained brace</i> ou Contraventamento com restrição de flambagem com núcleo separado.
FDCB	<i>Force-displacement capacity boundary</i> ou limite de capacidade de força-deslocamento.
LTB	<i>Lateral torsional buckling</i> ou flambagem lateral torsional.
LB	<i>Lateral buckling</i> ou flambagem lateral.
SSW	<i>Steel shear wall</i> ou Parede de cisalhamento de aço.

Lista de símbolos

Q_y	Força de escoamento.
Q_B	Força máxima aparente.
f_y	Tensão de escoamento.
f_B	Tensão máxima a tração.
δ_y	Deslocamento de escoamento.
t	Espessura da tira.
b	Largura da tira.
h'	Altura da tira equivalente.
r	Raio da extremidade da tira.
R	Raio do tubo exterior.
n	Número de tiras.
E	Módulo de elasticidade.
G	Módulo de cisalhamento.
l	Comprimento da tira.
D_v	Distância livre entre duas tiras adjacentes.
E_d	Distância do final da tira até a borda da placa com fendas.
C_d	Distância entre as extremidades de duas filas de tiras adjacentes.
B	Largura total da placa.

H	Altura total da placa.
h	Altura reta da tira.
h'	Altura equivalente da tira.
m	Número de filas de tiras.
Q_{LTB}	Força de flambagem lateral torsional.
Q_{LB}	Força de flambagem lateral.
I_{tira}	Rigidez de flexão.
C	Rigidez a torção.
M_p	Momento plástico.
ν	Coefficiente de Poisson.
$K_{inicial}$	Rigidez inicial.
$K_{inicial}^{theo}$	Rigidez teórica inicial.
$\delta_{inicial}^{theo}$	Deslocamento teórica inicial.
$P_{inicial}^{theo}$	Força de escoamento teórica.
K	Matriz de rigidez.
D	Vetor de deslocamentos.
R	Vetor de carga.
ε	Deformação total.
ε^e	Deformação elástica.
ε^p	Deformação plástica.
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação total.
$\dot{\varepsilon}^e$	Taxa de deformação elástica.

$\dot{\varepsilon}^p$	Taxa de deformação plástica.
σ	Tensão.
σ_y	Tensão de escoamento.
f	Função de escoamento.
$\dot{\varepsilon}^p$	Taxa de deformação plástica.
$\dot{\gamma}$	Multiplicador plástico.
\dot{f}	.
E_σ	Faixa elástica.
α	Módulo plástico de encruamento isotrópico.
k	Parâmetro do material.
\bar{k}	Constante do material.
E_t	Módulo tangente.
H_p	Módulo plástico.
H_c	Módulo de encruamento isotrópico.
K	Módulo de encruamento cinemático.
T	Tensor de tensões.
q	Variáveis internas do tensor de tensões.
C	Modelo constitutivo elástico de rigidez de quarta ordem.
q	Tensor identidade de quarta ordem.
χ	Constante de Lamé.
μ	Constante de Lamé.

ψ	Vetor de direção do fluxo plástico.
ω	Direção do vetor encruamento .
\dot{q}	Lei de evolução de encruamento.
J_2	Segundo invariante deviatórico de tensão.
τ_{oct}	Tensão octaédrica de cisalhamento.
θ_p	Rotação plástica.
δ_p	Deslocamento plástico.

Sumário

1	INTRODUÇÃO	29
1.1	Motivação	31
1.2	Objetivos	32
1.2.1	Objetivo geral	32
1.2.2	Objetivos específicos	32
1.3	Estrutura do trabalho	32
2	REVISÃO DE LITERATURA	35
2.1	Isolamento sísmico	35
2.2	Sistemas de controle ativos, semi-ativos e híbridos	37
2.3	Dissipação de energia passiva PED	39
2.3.1	Amortecedores metálicos por escoamento	39
2.3.2	Amortecedores de atrito	41
2.3.3	Amortecedores viscoelástico e de fluido viscoso	42
2.3.4	Vantagens e limitações de uso dos PEDs	43
2.4	Descrição do modelo de amortecimento em estudo	43
2.4.1	Amortecedores do tipo BRB	44
2.4.2	Amortecedores de aço com fendas	52
2.4.3	Modelo de amortecimento em estudo	57
2.5	Estudo analítico de Hedayat	61
2.5.1	Estados limites de um SSD sob força lateral	65
2.5.1.1	Estados limites de flambagem	66
2.5.1.2	Estados limites de escoamento	68
3	ASPECTOS BÁSICOS DO COMPORTAMENTO MATERIAL E CINEMÁTICO	75
3.1	Dissipação de energia em amortecedores passivos de aço	76
3.2	Elementos da teoria da plasticidade	78

3.2.1	Caso Unidimensional	80
3.2.1.1	Função de escoamento e critério de escoamento	82
3.2.1.2	A regra de fluxo plástico. Condições de complementaridade e consistência	84
3.2.1.3	Encruamento Isótrópico	86
3.2.2	Caso Multiaxial	90
3.2.3	Critérios de ruptura	94
3.2.3.1	Critério de von Mises	94
3.3	Não linearidade geométrica	97
4	ESTUDO EM MECÂNICA COMPUTACIONAL . .	101
4.1	Formulação geral do MEF	102
4.2	Elementos finitos do tipo casca	104
4.2.1	Descrição do elemento SHELL181	104
4.3	Estudo em mecânica computacional do amortecedor proposto por Benavent-Climent	106
4.3.1	Propriedades mecânicas do material e geometrias dos protótipos	107
4.3.2	Análise do sistema de dissipação SSD do BRB	108
4.3.2.1	Condições de contorno	108
4.3.2.2	Avaliação do dispositivo SL-7	111
4.3.3	Estudo paramétrico do sistema de dissipação do dispositivo de Benavent-Climent (2010)	114
4.3.3.1	Estudo paramétrico do primeiro grupo de estudo	117
4.3.3.2	Estudo paramétrico do segundo grupo de estudo	120
4.3.3.3	Estudo paramétrico do terceiro grupo de estudo	123
4.3.4	Análise do amortecedor adotando uma configuração 3D	130
4.3.4.1	Condições de contorno com configuração 3D	131
4.3.4.2	Modelagem do dispositivo com configuração 3D	132
5	CONCLUSÕES	135
5.1	Trabalhos futuros	136

REFERÊNCIAS 139

APÊNDICES 145

**APÊNDICE A – MECANISMO DE ANÁLISE DO
SSD 147**

**APÊNDICE B – LIMITE DE CAPACIDADE FORÇA-
DESLOCAMENTO 149**

1 Introdução

Os objetivos gerais de uma estrutura construída em um área de risco sísmico são principalmente fornecer segurança aos usuários e continuar operando durante ou imediatamente após a ocorrência do evento. Esses objetivos podem ser alcançados mediante a implementação de sistemas de proteção sísmica, como isolamento sísmico ou dissipação de energia.

Nas últimas décadas aumentou muito o interesse de mitigar o risco sísmico de estruturas mediante o uso de dispositivos de dissipação de energia passiva, como amortecedores viscoelásticos, amortecedores de líquido viscoso, amortecedores por escoamento metálico e amortecedores por fricção (Miguel, Miguel & Lopez (2014)). A abordagem de projetos sísmicos tradicionais se baseia na deformação inelástica de zonas particulares da estrutura para dissipar energia, comumente em extremidades de vigas e colunas ou em quadros resistentes a momento. Já nos sistemas de controle passivo esta energia é entregue a dispositivos especiais, chamados amortecedores sísmicos.

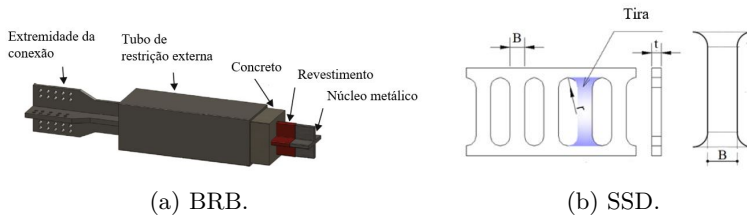
Existe uma variedade de amortecedores como sistemas de proteção sísmica de estruturas. Os sistemas podem ser relativamente simples até totalmente automatizados (Sahoo & Chao (2010)). Desde o terremoto de Northridge (1994), a tecnologia de amortecimento passivo tem sido cada vez mais utilizada levando em consideração estudos desenvolvidos nos Estados Unidos. Da mesma forma, desde o terremoto de Kobe (1995) no Japão, mais estruturas têm sido projetadas incluindo amortecedores (Benavent-Climent (2010)).

Os *Buckling Restrained Braces* (BRBs) são amortecedores de dissipação passiva que, através da flambagem de uma barra metálica delgada, dissipam a maior parte da energia sísmica. Um dispositivo BRB convencional (figura 1 (a)) tem um núcleo interno metálico, um tubo de restrição externo preenchido de concreto para evitar flambagem do

núcleo e ligações nas extremidades para instalar o dispositivo à estrutura. Esses dispositivos usualmente funcionam como contraventamentos diagonais e assim evita-se a utilização de subestruturas adicionais (Piedrafita *et al.* (2013)).

O amortecedor de aço com fendas (*SSD, Steel Slit Damper*), é formado a partir de uma placa metálica com um certo número de fendas como se mostra na figura 1 (b). Um grupo de tiras são criadas entre as fendas e são arredondadas nas suas extremidades para reduzir a concentração de tensões em cantos reentrantes. O dispositivo utiliza o escoamento por flexão ou cisalhamento das tiras para a dissipação de energia, quando é submetido a uma deformação em um plano de cisalhamento (Chan & Albermani (2008)).

Figura 1 – Geometria de um BRB e SSD típico



Fonte: Piedrafita *et al.* (2015), Oh, Kim & Ryu (2009)

Muitos pesquisadores abordam o tema de proteção sísmica e controle de vibrações mediante a combinação de sistemas de dissipação. Neste contexto, Benavent-Climent (2010) propõe um amortecedor metálico passivo do tipo BRB que utiliza como fonte de dissipação de energia o mesmo princípio que utilizam os amortecedores de aço com fendas SSDs.

O presente trabalho propõe analisar o comportamento no regime plástico e a capacidade de dissipação de energia do amortecedor estudado experimentalmente por Benavent-Climent (2010). O dispositivo é modelado utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF)

via pacote computacional ANSYS V17.1 (2017), aplicando um carregamento monotônico específico. Os parâmetros da geometria do sistema de dissipação são avaliados com o intuito de melhorar o desempenho do dispositivo.

1.1 Motivação

Novas estratégias de projeto de construções sismo-resistentes adquiriram considerável importância através de dispositivos de isolamento sísmico e de dissipação de energia, que são utilizados como alternativa distinta dos métodos tradicionais de construção. A necessidade de proteção das estruturas utilizando esses dispositivos tem se convertido em um tema importante de pesquisa pois, o risco é considerável e as estruturas podem apresentar um dano significativo devido aos efeitos destrutivos das forças ambientais, particularmente de vento e terremotos. Dentro desta abordagem, o foco principal é fornecer segurança à vida de moradores e usuários além de reduzir o impacto econômico e estrutural após uma ação severa.

Há uma grande literatura relacionada a sistemas de proteção sísmica, abordando desde os tipos mais simples até os mais sofisticados. Existe um constante desenvolvimento de novas tecnologias para aumentar o desempenho das estruturas utilizando dispositivos de amortecimento que sejam de fácil instalação e que sua utilização implique em um custo cada vez menor. Como resultado, estes tipos de tecnologias são mais usadas e implementadas para reduzir a vulnerabilidade estrutural e os gastos extras durante a vida útil da estrutura.

Graças a esforços teóricos e experimentais, as técnicas de proteção sísmica foram evoluindo e atualmente são utilizadas com sucesso em países como Estados Unidos, Itália, Nova Zelândia e México. Porém muitos dos testes experimentais apresentam um custo significativo na criação das amostras a serem testadas. Novas metodologias empregando simulações computacionais se tornam uma ferramenta necessária e valiosa para diminuir o número de protótipos experimentais.

O Método dos Elementos Finitos (MEF), como metodologia de análise computacional, tem sido aplicado com sucesso em numerosos problemas tanto estruturais como não estruturais. O MEF aplicado à análise estrutural permite ao projetista detectar problemas durante o processo de projeto e avaliar parâmetros importantes antes da construção de um possível protótipo. Assim, a confiança na aceitabilidade do protótipo é reforçada (Logan (2012)). Logo os parâmetros da geometria do sistema de dissipação do BRB proposto por Benavent-Climent (2010) são analisados no presente trabalho, utilizando o MEF, para avaliar e melhorar o desempenho do sistema.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo geral

O objetivo geral do presente trabalho consiste em analisar mediante o método dos elementos finitos um amortecedor metálico passivo para dissipação de energia sísmica.

1.2.2 Objetivos específicos

Este trabalho tem como objetivos específicos:

- a) Avaliar os parâmetros da geometria do sistema de dissipação do amortecedor BRB utilizando um modelo geometricamente plano com elementos do tipo casca;
- b) Melhorar o desempenho do sistema de dissipação do dispositivo;
- c) Medir a capacidade de dissipação do dispositivo, aplicando um carregamento monotônico/deslocamento prescrito.

1.3 Estrutura do trabalho

A dissertação está dividida em 5 capítulos. No presente capítulo é apresentado de maneira sucinta o problema a ser abordado e resume-se

os objetivos do trabalho.

O capítulo 2 é dedicado à revisão de literatura referente ao estudo de sistema de proteção sísmica. Se apresenta o modelo do dissipador em estudo e as características principais do seu sistema de dissipação. Neste capítulo são abordadas as restrições para controle de flambagem e a falha prematura do SSD.

No capítulo 3 são apresentados os conceitos e fundamentos de não linearidade e os tipos de encruamento.

O capítulo 4 refere-se ao estudo em mecânica computacional, onde é apresentada a descrição do modelo de elementos finitos a ser utilizado no dispositivo. Descreve-se a modelagem do SSD inicialmente com uma geometria de placa plana usando elementos do tipo casca. O estudo paramétrico é dividido em 3 grupos onde são escolhidos os parâmetros geométricos do modelo com maior capacidade de dissipação para depois ser modelado adotando uma configuração tridimensional, também com elementos do tipo casca.

O capítulo 5 é destinado à apresentação das conclusões e de propostas de continuidade de pesquisa.

2 Revisão de literatura

Com o intuito de melhorar a funcionalidade e a segurança das estruturas contra ações sísmicas ou de vento, meios inovadores de dissipação de energia têm sido pesquisados. Para uma ação sísmica, o dano estrutural poderia ser reduzido caso a energia possa ser dissipada através de um dispositivo complementar, em alguns casos, substituível. Neste capítulo são apresentados os principais sistemas de proteção sísmica usados na atualidade.

Como dito anteriormente, há uma grande variedade de sistemas de proteção sísmica de estruturas, desde os relativamente simples até sistemas totalmente automatizados. A tabela 1 mostra a classificação dos sistemas em três categorias: Isolamento de base, dissipação de energia passiva (PED, *Passive energy devices*) e controle ativo. Isolamento de base é uma tecnologia mais avançada e com mais aplicações em comparação com os outros dois (Soong & Spencer (2002)). Os sistemas PED abrangem uma gama de materiais e dispositivos para melhorar o amortecimento, e podem ser utilizados tanto para a mitigação de riscos sísmicos como para a reabilitação de estruturas (Sahoo & Chao (2010)). Estes dispositivos geralmente funcionam baseados em princípios como deslizamento por fricção, escoamento de metais, fase de transformação de metais, deformação de sólidos ou fluidos viscoelásticos (VE) e fluidificação (Chan & Albermani (2008)). Sistemas de controle ativo/híbrido/semi-ativo são dispositivos de fornecimento de força integrados com avaliadores/controladores de processamento em tempo real e sensores dentro da estrutura.

2.1 Isolamento sísmico

O isolamento sísmico baseia-se principalmente na incorporação de isoladores flexíveis na base das estruturas como edifícios, pontes,

Tabela 1 – Sistemas de proteção estrutural

Isolamento sísmico	PED	Controle Ativo e Semiativo
Elastoméricos	Amortecedores Metálicos	Sistema de contraventamento ativo
Com núcleo de chumbo	Amortecedores de atrito	Amortecedores de massa ativa
Pêndulo de atrito deslizante	Amortecedores Viscoelástico	Rigidez variável
	Amortecedores de fluido viscoso	Materiais inteligentes
	Amortecedores TMD	
	Amortecedores TLD	

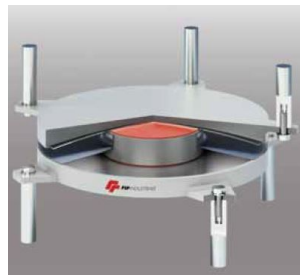
Fonte – Soong & Spencer (2002)

torres, etc., a fim de deslocar seu período fundamental fora da região da ressonância e evitar danos consideráveis (Higahsino *et al.* (2009)).

Figura 2 – Sistemas de isolamento.



(a) Isolador de apoio de borracha.



(b) Isolador deslizante de atrito

Fonte: CORPORACIÓN DE DESARROLLO TECNOLÓGICO (2012)

Os dispositivos mais populares são rolamentos de borracha conhecidos como isoladores elastoméricos. Existem vários tipos de apoios elastoméricos entre eles o apoio de borracha natural (*Natural Rubber Bearing*), os de apoio de borracha de baixo amortecimento (*Low-Damping Rubber Bearing*)(figura 2(a)), alto amortecimento (*High-Damping Rubber Bearing*) e com núcleo de chumbo (*Lead-plug Rubber Bearing*). Os isoladores elastoméricos são constituídos por um conjunto de folhas planas de elastômero intercaladas com camadas de aço. As folhas são elastômeros vulcanizados às camadas de aço e, geralmente, têm seção

circular ou quadrada (CORPORACIÓN DE DESARROLLO TECNOLÓGICO (2012)). Estes tipos de isoladores podem e são projetados para apoiar a estrutura e fornecer a força de recuperação, no entanto, têm limitação na capacidade de pressão (Higahsino *et al.* (2009)).

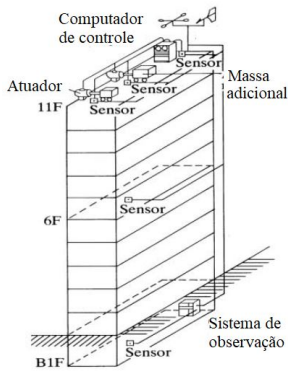
Dentro dos dispositivos disponíveis de isolamento estão os isoladores deslizantes ou deslizantes de atrito, que utilizam uma superfície de deslocamento tipicamente de aço inoxidável sobre a qual desliza uma placa de aço coberta de Politetra Fluoro Etilena. A superfície de deslocamento permite o movimento horizontal da estrutura independente do solo. Este grupo inclui os sistemas de apoios deslizantes planos e os pêndulos de atrito. Dentre os pêndulos de atrito encontram-se o pêndulo de fricção, e o Isolador de triplo pêndulo de fricção (figura 2 (b)). Este último isolador é o sistema mais sofisticado entre os mencionados, e pode ser ajustado para melhorar o desempenho em diferentes níveis de intensidade de terremoto (Sarkisian *et al.* (2013)).

Um aspecto importante de arquitetura na construção de estruturas com este tipo de sistemas de proteção sísmica é que deve ser considerado um deslocamento do solo entre 40 e 60 cm, para o projeto de dutos, redes de distribuição da água, etc. Um espaço de dimensões similares deve ser considerado para evitar o impacto da estrutura isolada com setores não isolados ou estruturas adjacentes (CORPORACIÓN DE DESARROLLO TECNOLÓGICO (2012)).

2.2 Sistemas de controle ativos, semi-ativos e híbridos

O rápido crescimento do interesse em pesquisa e desenvolvimento de sistemas de controle estrutural ativos/híbridos e semi-ativos é em parte devido a vários esforços coordenados de pesquisa, em grande parte no Japão e nos EUA. Para este tipo de pesquisa os engenheiros civis integraram um grupo interdisciplinar que inclui ciência da computação, informática, processamento de dados, teoria de controle, ciência dos materiais, tecnologia de detecção, bem como processos, dinâmica estrutural e vento e engenharia sísmica (Soong & Spencer (2002)).

Figura 3 – Sistemas de controle ativo



(a) Sistema ativo de proteção.



(b) Edifício Kyobashi Seiwa.

Fonte: Soong & Spencer (2002)

Os sistemas ativos de proteção sísmica são formados por dispositivos complexos que incluem sensores de movimento, sistemas de controle e processamento de dados e atuadores dinâmicos (figura 3 (a)). Estes sistemas avaliam a resposta sísmica da estrutura em tempo real, detectam movimentos e aplicam forças necessárias para diminuir a resposta dos efeitos sísmicos. Estes sistemas foram instalados no edifício Kyobashi Seiwa (Figura 3 (b)) em Tóquio e na torre de comunicação de Nanjing na China, por exemplo.

De maneira similar aos ativos, os sistemas semi-ativos de proteção sísmica possuem um mecanismo de monitoramento em tempo real da resposta estrutural. A diferença, em relação aos sistemas ativos, é que não aplicam forças de controle diretamente sobre a estrutura. Os sistemas semi-ativos atuam modificando, em tempo real, as propriedades mecânicas dos dispositivos de dissipação de energia (CORPORACIÓN DE DESARROLLO TECNOLÓGICO (2012)).

Os sistemas de amortecimento híbridos (*Hybrid mass damper*) são muito utilizados em aplicações de engenharia civil. Estes sistemas são uma combinação de um amortecedor de massa sintonizado e um

atuador de controle passivo. Um exemplo de sua aplicação é o sistema instalado no edifício Sendagay INTES em Tokyo em 1991 (Soong & Spencer (2002)).

2.3 Dissipação de energia passiva PED

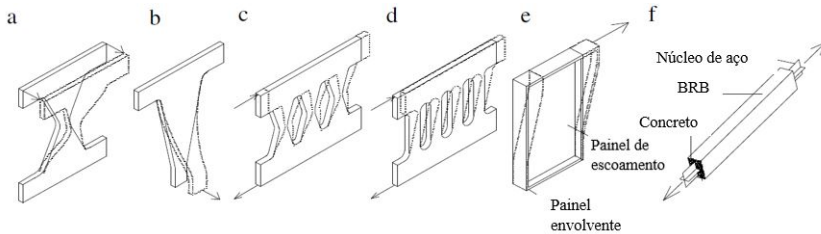
Os sistemas de dissipação de energia passiva são reconhecidos como uma maneira eficaz e barata de mitigar os riscos das estruturas sob forças naturais principalmente sísmicos e de vento. Estes sistemas melhoram o desempenho da estrutura e são formados por dispositivos PED os quais não requerem uma fonte externa de energia para seu funcionamento, assim a desconfiança associada com fontes de alimentação e sistemas de controle de computador durante um evento de terremoto ou vento é eliminada. Além disso, ao posicionar estrategicamente esses dispositivos, aqueles danificados podem ser substituídos com o mínimo de tempo e custo, portanto, a interrupção da ocupação humana é minimizada, um benefício crucial para os proprietários do edifício e ocupantes (Chan & Albermani (2008)).

2.3.1 Amortecedores metálicos por escoamento

Um dos mecanismos mais eficazes disponíveis para dissipação de energia é por meio da deformação inelástica de metais. Existem diferentes maneiras de dissipar a energia dependendo do tipo de dispositivo, por exemplo os *Adding damping and stiffness* (ADAS) e *Triangular plate added damping and stiffness* (TADAS) (Aguilar, Rodríguez & Mora (2016)) que utilizam deformação de flexão de placas metálicas, como ilustradas na figura 4 (a) e (b). Os amortecedores de favo de mel (*Honeycomb damper*) (Ma *et al.* (2010)) e amortecedores com fendas (SSD, *Steel slit damper*) (Hedayat (2015),) mostrados nas figuras 4 (c) e (d) respectivamente, são formados a partir de uma placa metálica com fendas, a energia é dissipada através do escoamento de cisalhamento ou flexão das tiras formadas entre as fendas. Outros dispositivos dissipam energia através de deformações de cisalhamento plástico de painéis me-

tálicos soldados dentro de uma armação de aço envolvente que fornece suporte ao longo de seus limites como mostrado na figura 4 (e) (Chan, Albermani & Williams (2013), Xu, Nie & Fan (2016)). Os amortecedores conhecidos como *Buckling Restrained Braces* (BRBs) possuem a forma de um contraventamento e podem ser instalados em estruturas aporticadas como uma barra diagonal como mostrado na figura 4 (f). Os BRBs convencionais possuem um tubo de aço cheio de concreto que impede a flambagem do núcleo sob cargas de compressão axial. As vantagens dos dispositivos BRBs é que sua rigidez e sua força podem ser ajustados independentemente e podem ser instalados nos pórticos sem a necessidade de subestruturas auxiliares, como é o caso do típico contraventamento do tipo Chevron (V invertida) para amortecedores ADAS e TADAS (Benavent-Climent (2010)). Na literatura é proposto também um amortecedor de tipo passivo com mecanismo de torção (Ghasem & Ghamari (2012)).

Figura 4 – Tipos de amortecedores: (a) ADAS; (b) TADAS; (c) Honeycomb; (d) Slit damper; (e) Shear panel damper; (f) Buckling restrained brace

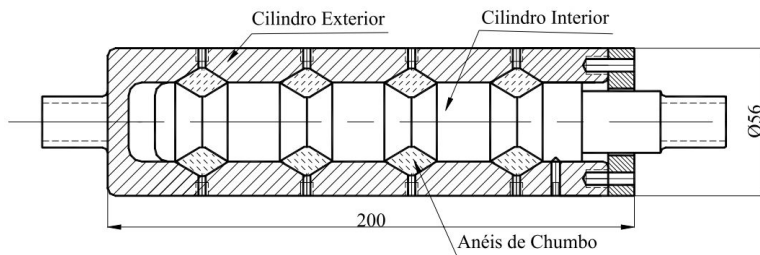


Fonte: Adaptado Benavent-Climent (2010)

Curadelli & Riera (2004) desenvolvem um dispositivo para dissipação de energia, utilizando a capacidade de deformação do chumbo como mostra a figura 5. O amortecedor consiste em dois cilindros de aço coaxiais, um externo e outro interno. Ambos têm quatro ranhuras dispostas de maneira tal de formar quatro anéis com seção romboidal as

quais são enchidas de chumbo. Quando um deslocamento relativo entre os dois cilindros coaxiais de aço é aplicado, ocorre uma deformação plástica dos anéis de chumbo devido à combinação de tensões de compressão e corte. A energia absorvida no dispositivo oscila entre 80% e 90% da energia de deformação total correspondente a uma dada capacidade e deslocamento.

Figura 5 – Amortecedor de chumbo



Fonte: Curadelli & Riera (2004)

Geralmente, um bom dispositivo metálico para aplicações sísmicas deve exibir: (1) rigidez elástica adequada para suportar a carga lateral em serviço (por exemplo, vento, sismo); (2) um limite de elasticidade do amortecedor que exceda as cargas laterais em serviço esperadas; (3) grande capacidade dissipativa de energia; e (4) uma resposta de força-deslocamento histerética estável que pode ser modelada numericamente (Chan, Albermani & Williams (2013)).

2.3.2 Amortecedores de atrito

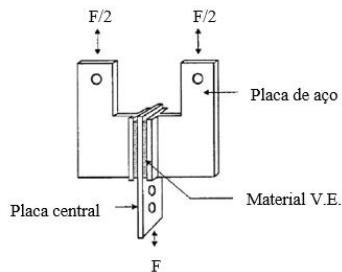
Os amortecedores de atrito, para fornecer dissipação de energia, utilizam o mecanismo de fricção sólido que se desenvolve entre dois corpos sólidos com deslizamento relativo. Estes tipos de dispositivos aumentam a capacidade da estrutura de dissipar energia, mas não

mudam muito os períodos naturais de vibração (aproximadamente entre 10 e 20%) (Chopra (2014)).

2.3.3 Amortecedores viscoelástico e de fluido viscoso

Os materiais viscoelásticos utilizados em aplicações estruturais são normalmente copolímeros ou substâncias vítreas que dissipam energia através de deformação por cisalhamento. Um amortecedor padrão deste tipo consiste em camadas de materiais viscoelásticos unidos com placas de aço como indica a figura 6. Quando é montado na estrutura, ocorre deformação por cisalhamento, e por conseguinte, dissipação de energia quando a vibração estrutural induz movimento relativo entre as placas de aço exteriores e a placa central.

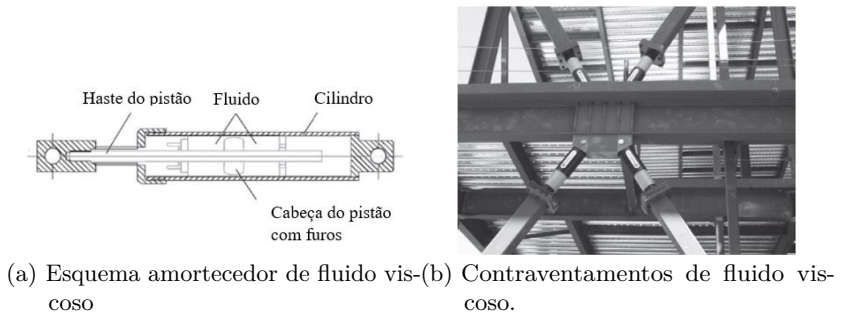
Figura 6 – Configuração típica de um amortecedor viscoelástico



Fonte: Soong & Spencer (2002)

Por outro lado, o amortecedor viscoso mais usado para proteção sísmica de estruturas utiliza geralmente um líquido a base de silicone, que é forçado a fluir através de pequenos orifícios dentro de um recipiente fechado (figura 7). A energia se dissipa pela fricção entre o fluido e as paredes do orifício (Chopra (2014)). Existem várias posições nas quais estes dispositivos podem ser instalados nas estruturas, dentre as mais comuns estão as diagonais e os contraventamentos do tipo Chevron (figura 7(b)).

Figura 7 – Sistemas de fluido viscoso



Fonte: (a) Cameron Black; (b) Taylor Devices Inc.

2.3.4 Vantagens e limitações de uso dos PEDs

O dispositivos PED aumentam o nível de amortecimento das estruturas, reduzem os esforços e as deformações. Os esforços, acelerações e deformações induzidos por um sismo em uma estrutura com sistemas de dissipação de energia, podem ser entre 15 a 40 % menores do que em uma estrutura sem dissipadores. Além disso, sistemas de dissipação reduzem o dano produzido em elementos estruturais e não estruturais. Os PED podem ser substituídos facilmente, total ou parcialmente, após sismos severos. Uma das limitações de alguns dispositivos é que dependendo do tipo e a localização do dispositivo de amortecimento, pode incrementar a probabilidade de produzir deformações permanentes nas estruturas quando não possuem a suficiente força para serem ativados (CORPORACIÓN DE DESARROLLO TECNOLÓGICO (2012)).

2.4 Descrição do modelo de amortecimento em estudo

O dispositivo estudado nesta dissertação consiste na combinação de dois tipos de amortecedores, o convencional BRB que é colocado como uma barra diagonal (Figura 4 (f)) e, como seu sistema de dissipação de energia, um arranjo de fendas metálicas (Figura 4 (d)) conhecido

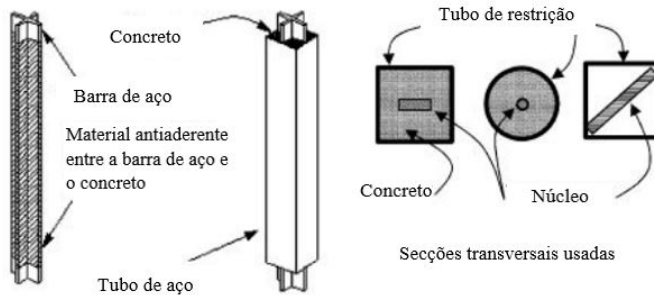
como amortecedores SSD. Nesta seção são apresentados diferentes trabalhos que descrevem a evolução e o funcionamento dos BRBs e SSDs. São mostrados trabalhos recentes que incluem análise computacional utilizando elementos finitos (MEF) para modelar estes tipos de dispositivos. Os protótipos modelados utilizando MEF apresentaram uma boa correlação com os experimentais, o que justifica da utilização do MEF como ferramenta de simulação. Finalmente se descreve os parâmetros do sistema de dissipação a serem avaliados, assim como a geometria do BRB a ser estudada.

2.4.1 Amortecedores do tipo BRB

Muitos estudos analíticos e experimentais sobre os BRBs são descritos na literatura (Mirtaheri *et al.* (2011), Piedrafita *et al.* (2013), Dongbin *et al.* (2016), Zhu *et al.* (2017)). A figura 8 mostra um esquema de um BRB típico, seus elementos principais são: um núcleo metálico, um elemento de restrição que evita a flambagem do núcleo e ligações nas extremidades. Os dispositivos foram cada vez mais mudando desde sua geometria até seus materiais com o objetivo de melhorar suas propriedades e reduzir os efeitos de forças, principalmente sísmicas, em uma estrutura. Os BRBs foram inicialmente estudados no Japão, atualmente são amplamente utilizados nos Estados Unidos, China, Nova Zelândia, entre outros (Benavent-Climent (2010)). Os BRBs reduzem a resposta dinâmica e, conseqüentemente, os danos dos elementos estruturais e não estruturais, particularmente quando são usados como “fusíveis” dentro da estrutura. Como explicado anteriormente, um BRB é um contraventamento que pode ser colocado na estrutura como uma diagonal, sem necessidade de uma subestrutura adicional.

Xie (2005) classifica os tipos de BRBs, em duas grandes categorias que abrangem diferentes configurações: O típico BRB do tipo contraventamento com núcleo geralmente de aço que é coberto de um tubo metálico preenchido por concreto para evitar a flambagem, e o outro tipo é um contraventamento de chapa de aço coberta por painéis de concreto pré-fabricados. Na atualidade existem diversos estudos sobre

Figura 8 – Detalhes esquemáticos para *Buckling Restrained Braces* típicos

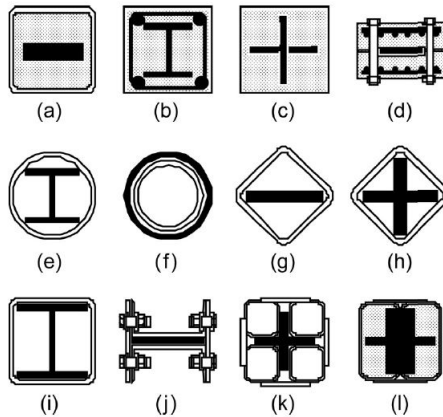


Fonte: Sabelli, Mahin & Chang (2003)

as configurações de cada elemento, principalmente da seção transversal, que constitui o amortecedor do primeiro tipo de BRB.

O núcleo de dissipação pode ser projetado com diferentes formas de seção transversal, entre os mais típicos estão: circular, retangular, seção H e cruciforme (Piedrafita *et al.* (2013)). Na figura 9 pode-se observar diferentes configurações para o núcleo e o tubo de restrição, sendo que em alguns casos não há concreto cobrindo o núcleo.

O comprimento do núcleo de aço do BRB pode ter um efeito muito significativo no comportamento geral do dispositivo devido ao fato de possuir uma influência direta na dissipação de energia. Neste contexto Mirtaheri *et al.* (2011) estudou o comportamento local e global do BRB tomando como consideração especial o comprimento das placas dos núcleos de aço. O objetivo geral foi estudar o efeito significativo do dano prematuro do núcleo do BRB e a capacidade de resistência lateral da estrutura. Sua pesquisa experimental mostrou que as respostas dos espécimes eram estritamente dependentes do material usado, uma vez que uma alta quantidade de encruamento tem uma influência no comportamento histerético dos amortecedores.

Figura 9 – Seções transversais para *Buckling Restrained Braces*

Fonte: Xie (2005)

A unidade de retenção é usualmente um tubo de aço fabricado com perfis padrões do mercado. O uso de concreto como material de enchimento tornou-se uma boa solução para eliminar a grande folga entre o núcleo e o tubo de restrição. No entanto o uso do concreto possui desvantagens, por exemplo o processo de enchimento torna-se muito complicado, e não permite avaliar o núcleo de aço sem ter que destruir o dispositivo mesmo que ele ainda possua capacidade de dissipação de energia para proteger a estrutura principal sob sismos adicionais (Benavent-Climent (2010)). Além disso, os contraventamentos tornam-se mais pesados e não só incrementam o transporte e os preços de instalação, também as forças inerciais sísmicas.

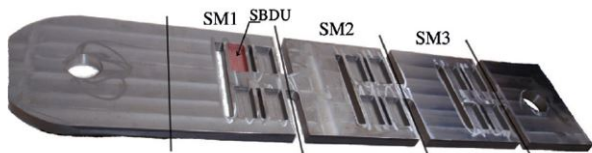
Como alternativa aos tubos metálicos cobertos de concreto para impedir a flambagem, muitos mecanismos de restrição de flambagem foram estudados (Benavent-Climent (2010), Piedrafita *et al.* (2013), Dongbin *et al.* (2016), Li *et al.* (2017), Shen *et al.* (2017), Zhu *et al.* (2017), Guo *et al.* (2017)). Ao contrário dos BRB convencionais, a parte

dissipadora de energia deste tipo de amortecedor pode ser inspecionada facilmente após um terremoto e seu custo pode ser reduzido uma vez que o processo de fabricação é muito mais simples.

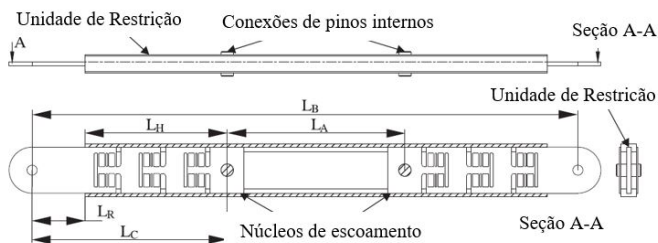
Piedrafita *et al.* (2013) propõe um BRB como um novo dispositivo de dissipação de energia para edifícios e estruturas construídas em áreas de risco sísmico. Seu núcleo metálico é modular, e este sistema permite que a força de escoamento e a deformação plástica sejam ajustados de acordo com os requisitos de construção. O sistema de dissipação (núcleo) é construído conectando diversos Módulos Seriadados (SM), que são compostos por um número de Unidades de Dissipação Básicas de Cisalhamento (SBDU), formando assim um BRB modular (MBRB, *Modular Buckling Restrained Brace*). A montagem do dispositivo consiste em deslizar o núcleo lubrificado dentro de uma unidade de restrição acoplando-os com pinos, proporcionando assim a fácil inspeção ou substituição do sistema de dissipação se necessário (figura 10). O comportamento histerético do MBRB é simulado utilizando um software convencional de elementos finitos. O dispositivo apresenta um bom desempenho na dissipação de energia cumprindo com o protocolo das normas Americana e Europeia para testes de BRBs, AISC341-05 (2005) e EN15129 (2011), respectivamente. O amortecedor possui uma geometria complexa e os custos de fabricação podem ser elevados, no entanto sua fabricação pode ser viável considerando máquinas de controle numérico CNC.

Piedrafita *et al.* (2015) propõem um BRB com perfurações no núcleo (PCBRB, *Perforated Core Buckling Restrained Brace*) como um dispositivo de dissipação de energia sísmica para edifícios. Seu núcleo consiste em uma placa de aço perfurado que é guiada e parcialmente estabilizada pela unidade de retenção como mostra a figura 11. O núcleo é mecanizado para obter duas bandas laterais que são conectadas por várias pontes estabilizadoras equidistantes. As bandas laterais são projetadas para escoar sob forças axiais, como fazem os BRBs convencionais. Para distribuir as pontes estabilizadoras ao longo do núcleo, propõe-se uma expressão baseada na formulação de Euler. O comportamento

Figura 10 – Buckling Restrained Brace Modular (MBRB)



(a) Geometria do núcleo do MBRB.



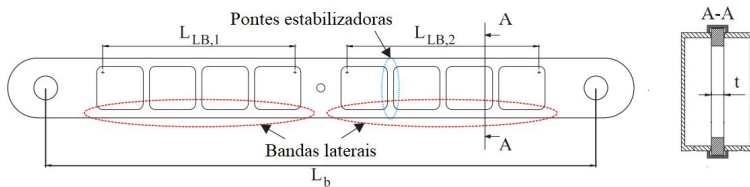
(b) Esquema do MBRB.

Fonte: Piedrafita *et al.* (2013)

histerético do PCBRB foi testado e analisado com um modelo MEF que considera a interação entre o núcleo e o membro envolvente. De acordo com os autores o modelo numérico apresentou excelentes correlações com resultados experimentais.

Dongbin *et al.* (2016) utiliza três tubos circulares sobrepostos (figura 12). O tubo interior e exterior restringem a deformação fora do plano do tubo interior. O tubo do meio possui um arranjo de furos ranhurados como sistema de dissipação de energia. O modelo experimental levado neste estudo apresentou uma extensa área de dissipação de energia e uma facilidade em sua fabricação. Mediante uma análise não linear do MEF utilizando ABAQUS, foram obtidas as curvas de histerese força-deslocamento e os modos de falha dos protótipos testa-

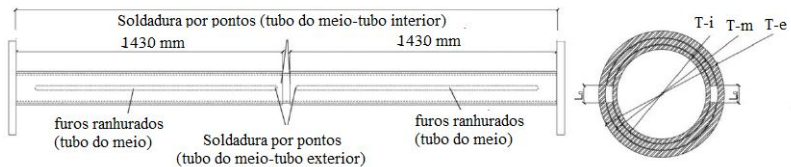
Figura 11 – BRB com núcleo perfurado (PCBRB)



Fonte: Adaptado Piedrafita *et al.* (2015)

dos. De acordo com os testes e os resultados das análises com MEF, a configuração do BRB é razoável e eficaz.

Figura 12 – BRB ranhurado

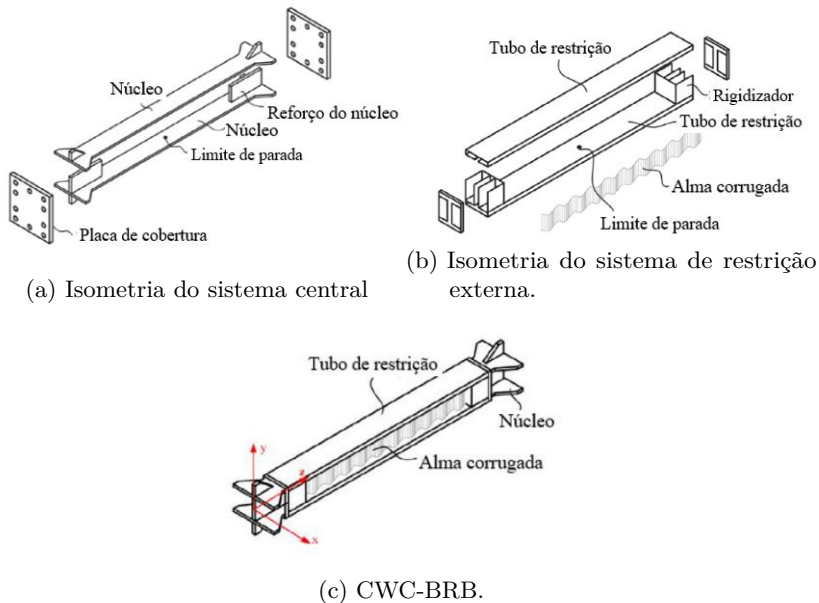


Fonte: Adaptado Dongbin *et al.* (2016)

Zhu *et al.* (2017) propõem um BRB com alma corrugada (CWC-BRB, *Corrugated-Web Connected Buckling-Restrained Brace*) (figura 13), que é um BRB separado do núcleo. O sistema de restrição externo do CWC-BRB é composto por dois tubos externos de aço conectados por placas onduladas senoidais simples ou duplas. Cada um dos dois núcleos do CWC-BRB têm uma única seção de chapa de aço e uma projeção prolongada em cada extremidade. As duas projeções de núcleo, em cada extremidade, são conectadas por um reforço. O sistema de restrição externo, as almas corrugadas, os dois núcleos, o reforços dos

núcleos formam um CWC-BRB firme e robusto de seção I, e a rigidez a flexão e a capacidade de carga do CWC-BRB de aço proposto são maiores do que os BRBs comuns de núcleo de aço simples. É utilizado o MEF do pacote computacional ANSYS com um modelo de elemento do tipo *shell* para investigar a capacidade máxima de carga sob compressão axial monotônica dos CWC-BRBs, além disso foi também estudado o desempenho histerético e baixos ciclos de fadiga sob cargas cíclicas repetidas de tração e compressão. O modelo do MEF apresentou uma boa aproximação do teste experimental.

Figura 13 – BRB com alma corrugada (CWC-BRB)

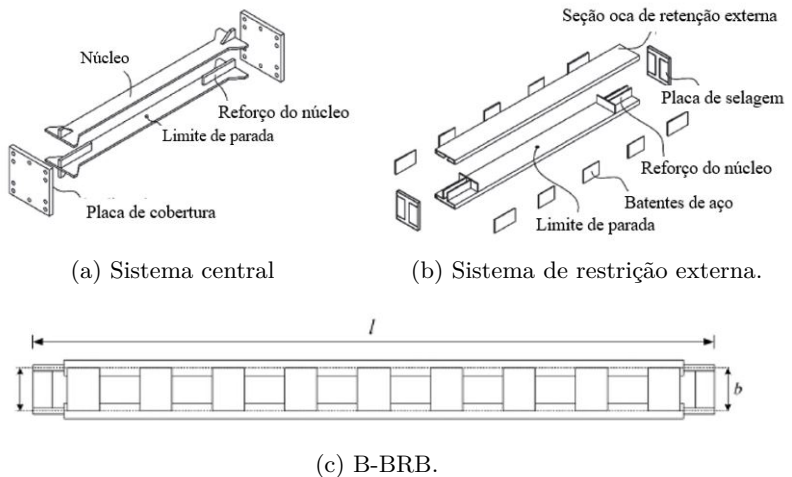


Fonte: Zhu *et al.* (2017)

Um dos recentes trabalhos de Guo *et al.* (2017) trata de um BRB com núcleo separado (B-BRB, *Battened Buckling-Restrained Brace*) (figura 14). A capacidade máxima de carga e o comportamento histeré-

tico foram estudadas teórica e experimentalmente. O B-BRB tem uma vantagem notável em relação ao BRB comum, na qual a seção transversal formada separa os dois núcleos, resultando uma maior eficiência na utilização do material. O sistema de dissipação do B-BRB consiste em dois BRBs independentes, cada um com seu núcleo (placa de aço) simplesmente enrolado em uma seção oca estreita. Os dois núcleos enrolados finalmente são conectados por meio de batentes longitudinalmente distribuídos em vez de placas contínuas.

Figura 14 – BRB com núcleo separado (B-BRB)



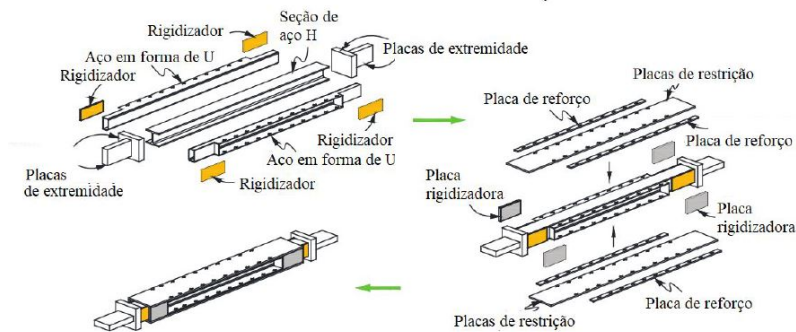
Fonte: Guo *et al.* (2017)

Os modos de falha e a resistência última foram estudados numericamente sob carregamento monotônico à compressão. A ductilidade e o protocolo de carregamento considerado para o projeto do dispositivo foi de acordo com a AISC341-05 (2005). Os resultados experimentais foram comparados com a análise numérica via MEF e verificou-se a racionalidade do método de projeto analítico proposto.

Li *et al.* (2017) pesquisa os detalhes da configuração dos BRBs com núcleo de aço com seção H (figura 15). Para evitar a flambagem

local de ordem inferior dos núcleos de aço com seção H cobertos de concreto, os autores propuseram um BRB melhorado com núcleo de seção H chamado HBRB. Uma das principais características do novo dispositivo foi a facilidade de inspeção do sistema de dissipação que o concreto não é utilizado como fixador para evitar a flambagem. Neste trabalho conclui-se que em comparação com o núcleo de aço plano ou cruciforme com a mesma área de seção transversal, o núcleo de seção H é normalmente mais estável por si só.

Figura 15 – HBRB



Fonte: Adaptado Li *et al.* (2017)

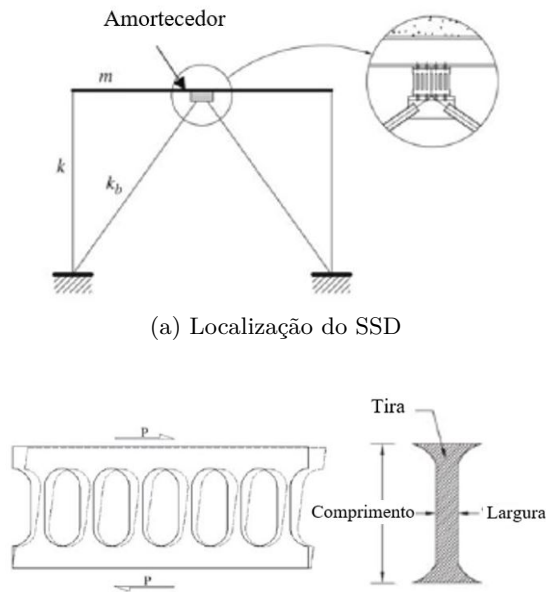
2.4.2 Amortecedores de aço com fendas

Os amortecedores de aço com fendas (SSD, *Steel Slit Dampers*) são dispositivos substituíveis ou reparáveis que podem ser utilizados como fonte principal de dissipação de energia. A figura 16 (b) mostra um típico SSD que é composto por uma série de tiras que escoam em flexão ou cisalhamento quando o SSD é sujeito a forças laterais. Uma das razões do estudo deste tipo de amortecedor é que o material e o custo de fabricação dos SSDs são significativamente baixos em comparação

com outros tipos de amortecedores, além de sua boa capacidade de dissipação de energia.

Os amortecedores SSDs são principalmente projetados para serem incorporados em sistemas que resistem a carregamentos laterais em pórticos estruturais utilizando um arranjo Chevron (V invertido) (Chan, Albermani & Williams (2013), Hedayat (2015)), embora existam trabalhos que mostram que os SSDs podem ser inseridos de diversas maneiras em uma estrutura.

Figura 16 – Esquema de instalação do SSD



(b) Deformação e geometria da tira do SSD.

Fonte: Chan & Albermani (2008)

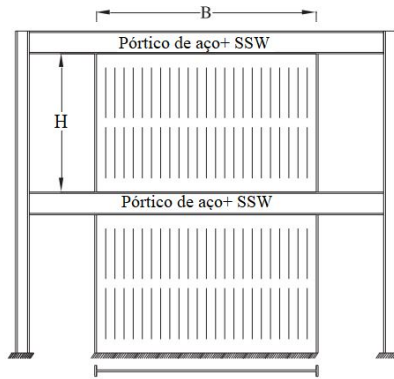
A capacidade máxima de absorção de energia do SSD submetido a deformação de cisalhamento, com padrões de carregamento cíclico e monotônico, é investigada por Benavent-Climent, Oh & Akiyama

(1998) . Os parâmetros envolvidos nos testes são a relação de aspecto das tiras que formam a placa (B/H), o material (aço médio, aço de alta resistência) e o padrão de carregamento. As curvas histeréticas são descompostas na parte esqueleto e Bauschinger. A máxima capacidade de absorção de energia é a soma da energia dissipada nas duas partes. Como resultado, é mostrado que a energia alcançada pela parte do esqueleto pode ser estimada de forma analítica e que a atingida pela parte Bauschinger pode ser estimada empiricamente.

Hitaka & Matsui (2003) analisam um tipo de elemento resistente a terremotos que consiste em uma parede de cisalhamento construída a partir de uma chapa de aço com fendas verticais (SSW, *slit shear wall*). O sistema é basicamente um arranjo de um amortecedor do tipo SSD colocado dentro de uma estrutura como uma parede entre os quadros da estrutura (figura 17). Neste sistema os segmentos de chapa de aço entre as fendas formadas como uma série de tiras, proporcionam uma resposta bastante dúctil sem a necessidade de enrijecer a parede. Realizaram-se testes experimentais de 42 espécimes de placas de aproximadamente um terço da escala completa, que foram submetidos a carregamentos estático monotônico e cíclico. Esses testes fornecem dados sobre o comportamento geral das paredes, que fornece a base dos modelos para calcular a força e a rigidez da parede e projetar a rigidez do plano. Quando devidamente detalhado e fabricado para evitar falhas prematuras devido ao rasgo ou a flambagem fora do plano, os painéis de parede respondem de forma dúctil, com uma concentração de ação inelástica na parte superior e inferior das tiras.

Estudos experimentais feitos por Chan & Albermani (2008) incluem a fabricação de protótipos a partir de um comprimento curto de uma seção estrutural padrão com um número de fendas cortadas na alma, deixando um número de tiras entre as duas mesas. As fendas são arredondadas nas suas extremidades, reduzindo assim a concentração de tensão nos cantos reentrantes. Em seu trabalho analisaram diferentes parâmetros da geometria dos dispositivos com o fim de melhorar a capacidade de dissipação de energia e obter um bom modelo de seu

Figura 17 – SSW típico



Fonte: Adaptado Hedayat (2015)

comportamento cíclico. O SSD foi projetado para ser colocado num arranjo de contraventamento Chevron como indica a Figura 16 (a). A partir de seus experimentos concluíram que os dispositivos com fendas mais compridas e/ou mais largas se comportam de forma mais flexível, e que os dispositivos com fendas mais curtas e/ou mais estreitas possuem maior rigidez, dissipam energia a uma taxa mais elevada mas sofrem de falha mais precoce.

A fim de investigar o comportamento sob carga cíclica Ma *et al.* (2010) realizaram testes em 11 amortecedores formados por placas de aço com aberturas. Neste trabalho foram estudados dois de tipos amortecedores de placas de aço, o primeiro com fendas estreitas que dividem a placa em tiras retangulares (SSD) e o segundo os do tipo favo de mel (*honeycomb*) com forma de diamante (figura 4 (c)). Placas com dispositivo de restrição parcial ou total de flambagem também foram testadas, o que mostrou uma flambagem demorada e fratura mais rápida em comparação com espécimes sem restrição de flambagem. As equações de projeto para determinar a força nominal e a rigidez dos amortecedores

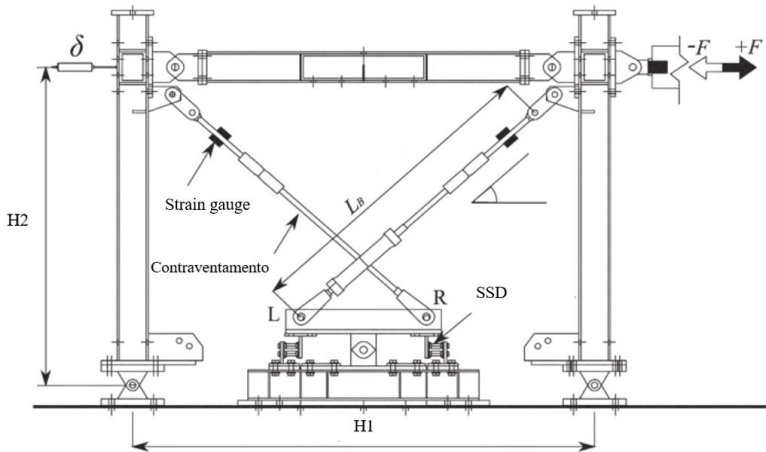
são deduzidas e examinadas pelos resultados do teste. Uma série de parâmetros adimensionais, incluindo a proporção de rigidez tangente à rigidez inicial, resistência à flexão residual à força nominal, deformação na força máxima e deformação final na fratura são estabelecidas para desenvolver uma curva onde se possa estimar a força do amortecedor. Além disso no trabalho foram também criados modelos numéricos tridimensionais de dois espécimes de amortecedores de favo de mel, os quais foram capazes de simular a flambagem e carregamento/resposta de deformação sob carga cíclica com uma precisão razoavelmente boa.

Durante os terremotos de Northridge e Kobe, muitos pórticos de aço resistentes a momento sofreram danos nas conexões entre de viga e coluna. Para resolver este problema Oh, Kim & Ryu (2009) desenvolvem um estudo de um sistema estrutural com amortecedores de fenda, que não só poderia proporcionar um bom desempenho sísmico, mas também poderia ser facilmente reparado após um forte terremoto. No sistema estrutural proposto, é adotada uma junta mecânica que é equipada com um amortecedor metálico como conexão de viga a coluna. A principal característica deste sistema é que a deformação plástica é limitada aos amortecedores de fenda na flange inferior. O desempenho sísmico da conexão proposta foi verificado através de testes cíclicos de três estruturas de aço em grande escala que tinham amortecedores de fenda e de um espécime que possuía um quadro convencional soldado resistente a momento. Os resultados do teste indicaram que a conexão proposta mostrou um excelente comportamento histerético. Além disso, a dissipação de energia e a deformação plástica neste sistema foram concentradas apenas nos amortecedores de fenda, enquanto o comportamento inelástico das vigas e colunas é evitado através do projeto de capacidade apropriado.

Tagawa *et al.* (2016) apresenta uma investigação sobre o comportamento cíclico de um sistema de controle de vibração passivo no qual os SSD's são aplicados a um sistema de dissipação de energia de balanço como mostra a figura 18 . O conceito fundamental do sistema de balanço é o mecanismo de movimento quase-linear, o que permite

que os contraventamentos do suporte permaneçam em tensão durante a vibração. Foram realizados seis testes de carga cíclica para revelar que o sistema proposto possui uma propriedade estática estável e uma grande capacidade de dissipação de energia.

Figura 18 – Esquema de instalação do SSD com dissipação de energia de balanço



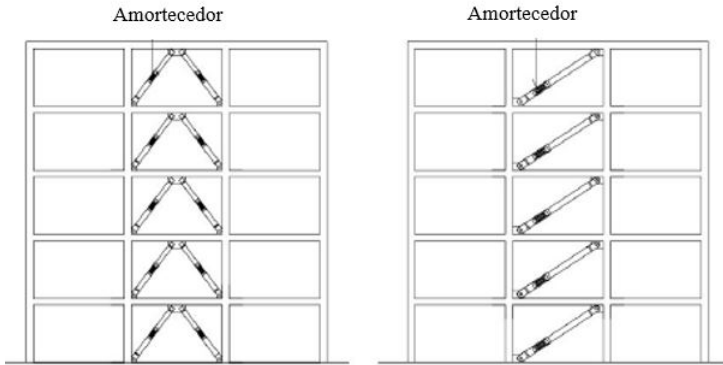
Fonte: Tagawa *et al.* (2016)

2.4.3 Modelo de amortecimento em estudo

Benavent-Climent (2010) propõe um amortecedor metálico baseado em escoamento de metais com as vantagens de um BRB típico, evitando ao mesmo tempo várias de suas deficiências. O BRB em estudo (figura 20) usa como fonte de dissipação de energia o mesmo princípio dos amortecedores de aço com fendas. As subestruturas auxiliares, tais como contraventamentos Chevron ou paredes, não são necessárias para montar o amortecedor na estrutura. Logo o BRB pode ser instalado em uma estrutura como uma barra diagonal padrão como mostra a figura 19. Em contraste aos BRBs comuns, os elementos que são parte

do sistema de dissipação podem ser inspecionados facilmente após um evento sísmico e seu custo de fabricação é relativamente baixo comparado com sistemas similares, o que torna seu uso factível em estruturas convencionais.

Figura 19 – Esquema de instalação do amortecedor sísmico

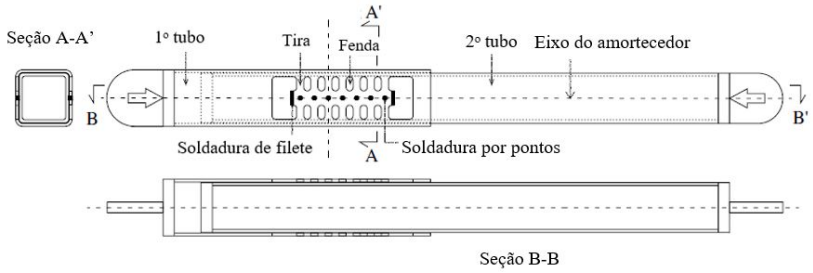


Fonte: Benavent-Climent (2010)

O dispositivo é construído pela montagem de duas seções estruturais retangulares uma dentro da outra, e se forma um contraventamento do tipo tubo em tubo como mostra a figura 20. Nas paredes da seção tubular exterior é cortado um numero de fendas formando-se um grupo de tiras. Os dois tubos são unidos por meio de soldagem de filete e tampão em zonas específicas como mostra a figura 21 (a). A configuração tubo em tubo e o comprimento de sobreposição de um dos tubos dentro do outro aumenta a resistência à flambagem. A posição das fendas a longo dos tubos não é predeterminada, o que indica que poderiam ser localizados no meio o na extremidade com a finalidade de facilitar a inspeção depois do evento sísmico.

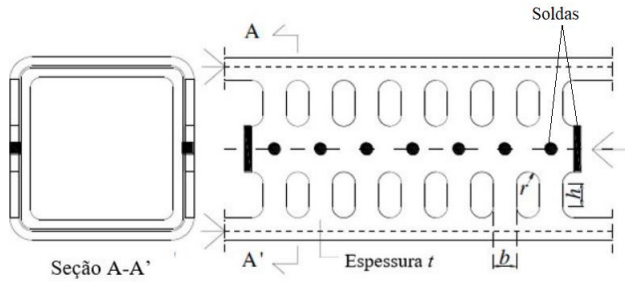
O presente trabalho avalia os parâmetros geométricos dos SSDs que podem afetar o desempenho dos dispositivos quando submetidos a um carregamento lateral monotônico. Para esse fim, a princípio, são utilizados expressões e valores analíticos e experimentais apresentados

Figura 20 – Esquema do amortecedor proposto por Benavent-Climent (2010)

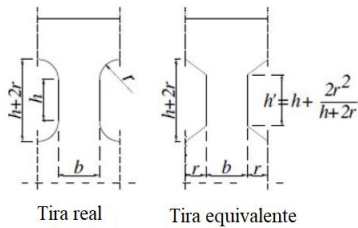


Fonte: Adaptado Benavent-Climent (2010)

Figura 21 – Configuração e parâmetros do BRB



(a) Parte dissipadora de energia



(b) Tira equivalente.

Fonte: Adaptado Benavent-Climent (2010)

em trabalhos anteriores (Benavent-Climent, Oh & Akiyama (1998), Chan & Albermani (2008), Ma *et al.* (2010), Chan, Albermani & Williams (2013)).

A força de escoamento Q_y e a força máxima aparente Q_B podem ser determinadas com base na tensão de escoamento e na tensão máxima à tração do material, respectivamente, assim como também da geometria das tiras:

$$Q_y = \min \left\{ n \frac{f_y t b^2}{2h'}, n \frac{2f_y t b}{3\sqrt{3}} \right\}; Q_B = \min \left\{ n \frac{f_B t b^2}{2h'}, n \frac{2f_B t b}{3\sqrt{3}} \right\}, \quad (2.1)$$

onde b e t são a largura e espessura da tira, respectivamente, r é o raio da extremidade da tira como mostra a figura 21; n é o número total de tiras do amortecedor; f_y e f_B são a tensão de escoamento e a tensão máxima a tração do aço; $h' = h + [2r^2/(h + 2r)]$ é a altura da tira equivalente definida na figura 21.

O conceito de tira equivalente utilizado por Benavent-Climent (2010) também foi utilizado por Oh, Kim & Ryu (2009). As formas redondas nas extremidades têm sido substituídas por linhas retas, e a altura h' foi determinada através de análise numérica utilizando modelos de elementos finitos, aplicando a condição que a tira real e equivalente possuem a mesma força e rigidez na direção axial do amortecedor. Por meio da aproximação de tira equivalente da figura 21 (b), o deslocamento de escoamento das tiras δ_y pode ser expresso por:

$$\delta_y = \frac{Q_y h'^3}{n E t b^3} \left(1 + 3 \ln \frac{h + 2r}{h'} \right) + \frac{3 Q_y h'}{2 n t b G} \left(1 + \ln \frac{h + 2r}{h'} \right), \quad (2.2)$$

onde E é o módulo de Young e G é o módulo de cisalhamento do material.

O deslocamento de escoamento (equação 2.2) pode ser aproximado e simplificado pela seguinte equação (Benavent-Climent, Oh & Akiyama (1998)) :

$$\delta_y = \frac{1.5 Q_y h_t}{n E t b} \left[\left(\frac{h'}{b} \right)^2 + 2.6 \right], \quad (2.3)$$

em que $h_t = h + 2r$.

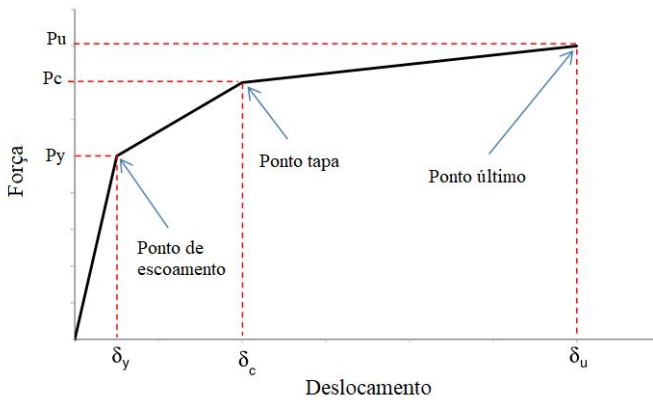
2.5 Estudo analítico de Hedayat

Usando SSDs em vez de “membros principais”, como vigas de quadros internos, a maior parte da concentração de deformação nesses dispositivos pode tornar o prédio danificado reparável. Dois comportamentos principais são esperados para um SSD: escoamento e flambagem. Para obter uma notável fonte de dissipação de energia, a flambagem de um SSD deve ser evitada. Neste contexto Hedayat (2015) realiza uma avaliação analítica dos parâmetros da geometria utilizando o MEF com o intuito de melhorar o desempenho dos SSDs. O objetivo geral de seu trabalho é calcular os pontos chaves de escoamento, tapa e último para construir a curva limite de capacidade de força-deslocamento (FDCB, *force-displacement capacity boundary*) de um SSD sem flambagem como mostra a figura 22, em relação ao seu tipo e geometria.

Para detalhar um SSD foram definidos três tipos de SSD com uma, duas e três filas de tiras (figura 23) e 5 parâmetros geométricos. Usando o método dos elementos finitos e diferentes combinações desses parâmetros, foram criados 749 SSDs. Entre estes modelos, 209 protótipos foram projetados para experimentar comportamento de flambagem, enquanto outros 540 modelos foram “proporcionados” para permanecerem sem flambagem durante todo o tempo do histórico de carga. Esses resultados podem ser usados para definir os índices de esbelteza apropriados que representam o comportamento de flambagem de um SSD. Em seguida, usando os resultados numéricos, foi proposto o intervalo apropriado para garantir que os SSDs não experimentem flambagem sob as cargas laterais.

A figura 22 mostra uma curva típica FDBC de um SSD sem flambagem sob ação de uma força lateral. Pode-se observar nesta figura que a força do SSD aumenta gradualmente, à medida que a demanda de deslocamento lateral do SSD aumenta. O ponto tapa muda de direção e permite aproximar a FDBC a um curva força-deslocamento típica. No ponto último, tais amortecedores de fenda falham devido à fratura iniciada nas extremidades do suporte, o que se deve à concentração

Figura 22 – Curva FDBC típica para um SSD sem flambagem



Fonte: Adaptado Hedayat (2015)

excessiva de deformação nessas regiões. Esse é um comportamento característico de um SSD sem flambagem. Por outro lado os SSDs podem apresentar flambagem, o que dependem diretamente da esbelteza das tiras. Esse comportamento pode acontecer tanto para SSDs de tamanho pequeno como grande.

Hedayat (2015) avalia também as relações de esbelteza apropriadas para evitar a flambagem das tiras, com um arranjo de até três filas de fendas como indica a figura 23. É importante indicar e assumir, para utilizar a teoria que aborda o estudo dos SSDs, que não existe nenhuma força axial aplicada sobre as fendas. Assim sendo, e como foi demonstrado na análise experimental do BRB proposto por Benavent-Climent (2010), não se considera forças na direção axial sobre as fendas do seu modelo.

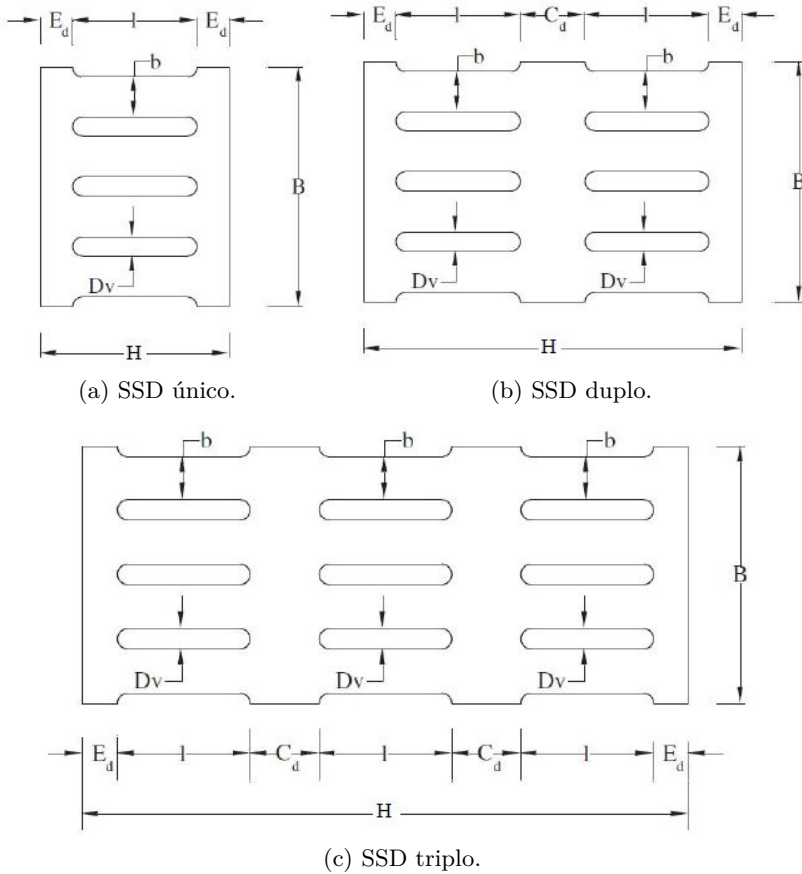
Os seguintes parâmetros, mostrados esquematicamente na figura 23, são avaliados no seguinte trabalho para investigar o comportamento dos SSDs:

- Parâmetro m : este parâmetro define o número de filas das tiras

no SSD. Incrementando o número em 1, 2 ou 3 filas, a altura total do SSD aumenta e conseqüentemente afeta sua força, rigidez e ductilidade. O controle da flambagem torna-se mais complicado quando o número de filas aumenta. Conseqüentemente, o número de filas pode ser considerado como o parâmetro principal que afeta o comportamento do SSD;

- Parâmetro l/b : Este parâmetro define a relação de aspecto geral da tira, a qual é a relação entre o comprimento (l) e a largura (b) da tira. Portanto, incrementado o valor do parâmetro l/b a esbeltez da tira aumenta e conseqüentemente a altura total do SSD (parâmetro H), promovendo assim a possível iniciação da flambagem. O parâmetro também controla o tipo de escoamento das tiras. Incrementando este parâmetro o mecanismo de escoamento tende a mudar de escoamento por cisalhamento a escoamento por flexão afetando o comportamento do SSD. Para SSDs com parâmetro l/b menor do que 1,3, a altura do amortecedor com fendas poderia ser muito pequena tornando-se impraticável. Por outro lado, tiras com l/b maior do que 7 são muito longas sendo muito propensas à flambagem lateral ou lateral-torsional (Hedayat (2015));
- Parâmetro b/D_v : Este parâmetro é a relação entre a largura da tira (b) e a distância livre entre duas tiras adjacentes D_v . Mudando este parâmetro a altura total do SSD é afetada e conseqüentemente a relação de esbeltez B/t , onde t é a espessura do material. Este parâmetro controla a rigidez à flexão do SSD;
- Parâmetros E_d/b e C_d/b : O parâmetro E_d/b é a relação entre distância da borda (E_d =distância do final da tira até a borda da placa com fendas) e a largura da tira (b). O parâmetro C_d/b é a relação entre a distância livre (C_d =distância entre as extremidades de duas filas de tiras adjacentes) e a largura da tira (b). Incrementando estes parâmetros, incrementa-se a altura total do SSD e conseqüentemente aumenta o parâmetro h/t . A mudança destes

Figura 23 – Tipos de SSDs



Fonte: Hedayat (2015)

parâmetros também afeta a rigidez a cisalhamento das zonas de banda (distância livre e distância à borda) e a resistência à flexão;

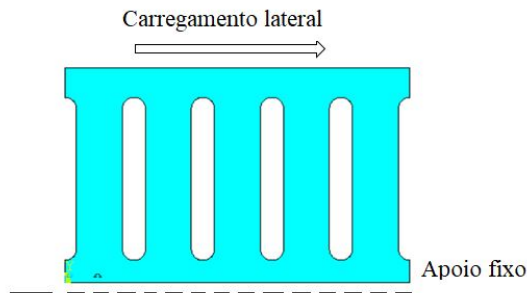
- Parâmetro t : representa a espessura do SSD e afeta diretamente as relações de esbeltez (H/t , B/t , l/t), a rigidez inicial, as forças de escoamento e última do SSD;

- Parâmetro n : Este é o número de tiras. Pode influenciar diretamente com a quantidade de energia dissipada.

2.5.1 Estados limites de um SSD sob força lateral

A figura 24 mostra um SSD típico submetido a um carregamento lateral na extremidade superior. Todos os grãos de liberdade de rotação e traslação dos nós são restritos na extremidade inferior, no entanto na extremidade superior é restrito apenas o grão de liberdade de traslação perpendicular ao plano do SSD. Geralmente, dois estados limite principais podem ser atingidas a quando um as tiras de um SSD é submetido a um carregamento lateral, estes são escoamento e flambagem. A dissipação de energia e a máxima capacidade de carga de um SSD sem flambagem (isto é, aquele que escoar sob carregamento lateral sem flambagem) é muito maior do que um SSD com flambagem. Como resultado, quando os SSDs são usados para serem incorporados em outros elementos estruturais, eles geralmente são projetados para permanecer sem flambar durante todo o histórico da carga aplicada. No entanto, esse objetivo não pode ser facilmente alcançado, a menos que o amortecedor seja adequadamente projetado para evitar tais indesejáveis comportamentos de flambagem.

Figura 24 – Condições de contorno de um SSD simples



Fonte: Acervo próprio

2.5.1.1 Estados limites de flambagem

As tiras de um SSD incorretamente projetado pode sofrer dois tipos de flambagem, flambagem lateral torsional (LTB, *lateral-torsional buckling*) e flambagem lateral (LB, *lateral buckling*). Estes dois tipos de flambagem são mostrados na figura 25 para um SSD simples (uma fila de tiras). A força de LTB de um SSD pode ser calculada usando (Timoshenko & Gere (1961)):

$$Q_{LTB} = n \frac{4,013}{(l/2)^2} \sqrt{E \cdot I_{tira} \cdot C}, \quad (2.4)$$

em que I_{tira} = momento de inércia ($= b \cdot t^3 / 12$) e C = rigidez torsional ($\approx G \cdot b \cdot t^3 / 3$) e G e E são os módulos de Young e de cisalhamento respectivamente.

A equação 2.5, desenvolvida no Apêndice A, define a força e corresponde ao limite de escoamento do SSD.

$$Q_p = n \cdot \frac{2M_p}{l} = \frac{n \cdot t \cdot b^2 \cdot f_y}{2l}, \quad (2.5)$$

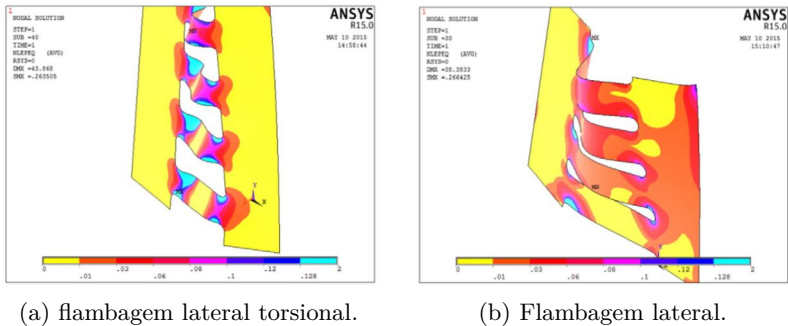
onde M_p e f_y são o momento plástico da seção transversal da tira e a tensão de escoamento do material respectivamente. A relação da força LTB para a resistência plástica completa de um SSD (Q_{LTB}/Q_p) é:

$$\frac{Q_{LTB}}{Q_p} = 5,35 \times \frac{\sqrt{E \cdot G}}{f_y} \left(\frac{b}{t}\right)^{-1} \left(\frac{l}{t}\right)^{-1} = 5,35 \times LTB \quad (2.6)$$

Hitaka & Matsui (2003) utilizaram o parâmetro LTB para avaliar o comportamento das paredes com tiras de cisalhamento (SSW), além disso mostraram que a flambagem lateral torsional é o estado limite que controla o comportamento destes amortecedores se o valor do parâmetro LTB for inferior a 0,25.

A força do segundo tipo de flambagem (flambagem lateral) de um SSD pode ser determinada usando a equação 2.7. Esta equação, originalmente proposta por Timoshenko & Gere (1961), também foi

Figura 25 – Tipos de possíveis flambagens



Fonte: Adaptado (a) Hedayat (2015), (b)

usada por Hitaka & Matsui (2003) para avaliar a força de flambagem das SSWs.

$$Q_{LB} = \frac{\pi^2 \cdot k_{cr} \cdot E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{h} \right)^2 \cdot B \cdot t \quad (2.7)$$

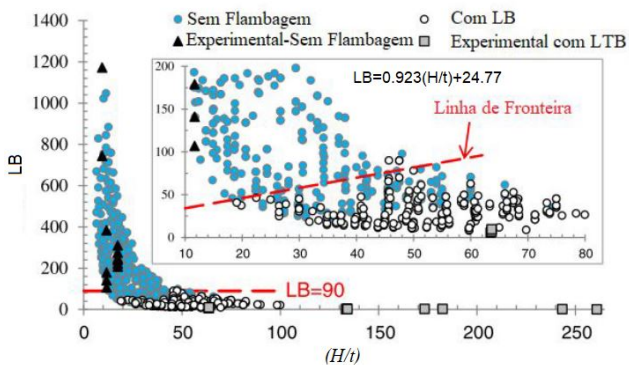
Na equação 2.7, ν , B e h são o coeficiente de Poisson, a largura total e a altura total de um SSD respectivamente e $k_{cr} = 8,98 + 3,3(h/B)$. A relação da força LB para a resistência plástica completa de um SSD (Q_{LB}/Q_P) é dada pela equação 2.8. Neste trabalho o parâmetro LB (equação 2.8) é usado como um parâmetro de controle para avaliar o comportamento de flambagem dos SSDs.

$$\begin{aligned} Q_{LB} &= \frac{\pi^2}{12(1 - \nu^2)} \times \frac{E \cdot B \cdot l}{n \cdot f_y} * \left(\frac{t}{b \cdot H} \right)^2 * \left(8,98 + \frac{3 \cdot 3H}{B} \right) \\ &= \frac{\pi^2}{12(1 - \nu^2)} \times LB \end{aligned} \quad (2.8)$$

A figura 26 mostra a relação entre os parâmetros LB e H/t para protótipos SSD com e sem flambagem. Com base nos resultados de elementos finitos e experimentais, para qualquer valor do parâmetro H/t , como uma proposta conservadora, um valor igual a 90 pode ser

sugerido como o valor mínimo para o parâmetro LB para evitar a flambagem lateral de SSDs. No entanto, a equação linear dada nesta figura, que é proposta como a linha de fronteira entre os protótipos com e sem flambagem, pode ser usada para obter informações mais precisas e econômicas. Finalmente, baseado em resultados experimentais e de elementos finitos o valor igual a 4 pode ser sugerido como o valor mínimo do parâmetro LTB para evitar a flambagem lateral torsional.

Figura 26 – Flambagem lateral.



Fonte: Adaptado Hedayat (2015)

2.5.1.2 Estados limites de escoamento

Quando um SSD sem flambagem é sujeito a uma força lateral, suas tiras podem escoar por flexão ou cisalhamento. Como usado por outros pesquisadores (Benavent-Climent, Oh & Akiyama (1998), Chan & Albermani (2008), Ma *et al.* (2010), Chan, Albermani & Williams (2013)), a equação 2.5 pode ser utilizada para calcular a força de escoamento de um SSD. É importante indicar que Hedayat (2015) no seu trabalho não utiliza a definição de tira equivalente como os outros pesquisadores, no seu lugar faz uma análise de resultados de elementos finitos para ajustar os valores da equação 2.5. A equação 2.9 representa a força de escoamento sob cisalhamento. Esta equação baseia-se na

suposição que a máxima tensão de cisalhamento desenvolvida na altura média das tiras atingiu $f_y/3$, onde f_y é a tensão de escoamento do material. O tipo de escoamento pode ser especificado pelo parâmetro l/b . As tiras de um SSD escoam a cisalhamento quando o valor do parâmetro l/b é inferior a 1,3, enquanto que para SSD, de tiras mais longas ($l/b \geq 1,3$), domina o escoamento por flexão.

$$Q_p = n \cdot \frac{2 \cdot n \cdot b \cdot t \cdot f_y}{3\sqrt{3}} \quad (2.9)$$

O comportamento de um SSD pode ser considerado semelhante ao de uma viga em balanço, submetida a uma força concentrada na sua extremidade livre. Neste caso, as rótulas plásticas se formam na seção crítica de um SSD, na extremidade inferior da primeira fila de tiras, onde as demandas de flexão são próximas do seu máximo valor. Com base nesta suposição, outras equações são apresentadas por Hedayat (2015) para estimar a força de escoamento, no entanto essas equações são focadas para cálculo de SSD de duas e três filas.

Outro parâmetro principal de um SSD é a sua rigidez inicial. Hitaka & Matsui (2003) propõem a equação 2.10 para estimar a rigidez inicial dos SSW's, a qual pode ser utilizada também para os SSD. Nesta equação, a rigidez inicial é obtida adicionando as contribuições da rigidez ao cisalhamento da zona de banda (ou seja, zonas de borda mais zonas entre as filas de tiras, primeiro termo da equação 2.10) e a rigidez de cisalhamento e flexão das tiras (segundo e terceiro termos da equação 2.10, respectivamente).

$$K_{inicial} = \frac{1}{\frac{1.2(h - m \cdot l)}{G \cdot B \cdot t} + \frac{1.2m \cdot l}{n \cdot G \cdot b \cdot t} + \frac{m \cdot l^3}{n \cdot E \cdot t \cdot b^3} \left(1 + \frac{b}{l}\right)^2} \quad (2.10)$$

Depois de analisar um total de 540 protótipos de SSD sem flambagem, foi construída a curva de força-deslocamento para cada protótipo. Esta curva foi idealizada adotando uma forma trilinear como mostra a figura 22. Então a equação 2.5 foi utilizada para determinar teoricamente a força correspondente ao ponto de escoamento de cada SSD.

Os resultados obtidos a partir desta equação são denominados P_y^{theo} . No seguinte passo, a equação 2.10 foi utilizada para determinar teoricamente a rigidez inicial de cada SSD e os resultados obtidos a partir desta equação são denominados $K_{inicial}^{theo}$. O deslocamento de escoamento teórico (δ_y^{theo}) pode ser determinado dividindo a força de escoamento pela rigidez inicial do SSD. Neste trabalho a equação 2.11 é utilizada para determinar o deslocamento de escoamento de um SSD e é definida por:

$$\delta_y^{theo} = \frac{P_y^{theo}}{K_{inicial}^{theo}}. \quad (2.11)$$

Hedayat (2015) propõe também fórmulas para determinar a força e o deslocamento de escoamento para SSDs com duas e três filas de tiras como mostra a figura 23 (b) e (c) respectivamente.

Para criar modelos de elementos finitos, foram combinados os parâmetros geométricos dos protótipos testados experimentalmente por Lee *et al.* (2002), Hitaka & Matsui (2003), Chan & Albermani (2008), Oh, Kim & Ryu (2009), Ma *et al.* (2010), Hitaka & Jacobsen (2011), Cortés & Liu (2011). Neste contexto a combinação utilizada foi de tal maneira que, para cada uma delas, um parâmetro único foi alterado enquanto outros parâmetros eram mantidos constantes. Isso levou à modelagem de 749 protótipos de SSD anteriormente explicados.

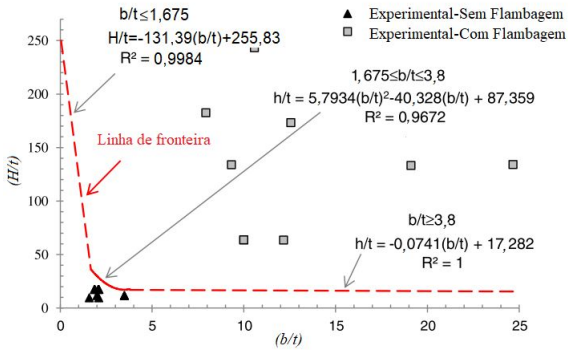
Os resultados dos modelos de elementos finitos juntamente com os resultados experimentais foram utilizados para determinar o intervalo apropriado das relações de esbeltez efetivas. Estes resultados são mostrados na figura 27. Nesta figura, 209 modelos de elementos finitos com uma, duas e três filas de tiras que apresentaram flambagem são denotados com o termo "com flambagem", enquanto outros 540 modelos de elementos finitos são distinguidos pelo termo "Total-sem flambagem". A figura 27(a) e (b) mostra a relação entre os parâmetros b/t , H/t e H/b para todos os modelos experimentais e de elementos finitos. Hitaka & Matsui (2003), Ma *et al.* (2010), Cortés & Liu (2011) mostraram que o parâmetro b/t , que é a relação de aspecto da seção transversal da tira,

foi o parâmetro principal para controlar a prematura deformação fora do plano das tiras. Para SSWs o valor recomendado para b/t é entre 10 e 15 (Hitaka & Matsui (2003)), enquanto Ma *et al.* (2010) recomenda a b/t menor a 10. Como as figuras 27 (a) e (b) mostram, ao incrementar o valor deste parâmetro a altura máxima permissível (parâmetro H) do SSD diminui.

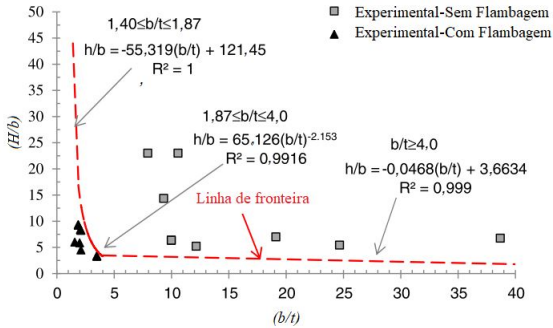
Depois para protótipos testados experimentalmente, os valores para o parâmetro b/t para protótipos sem e com flambagem são menores do que 3,5 e maiores do que 8, respectivamente. As figuras 27 (a) e (b) também mostram as equações relacionadas para cada parte da linha de fronteira proposta entre os SSD's com e sem flambagem, que é definida com base no elemento finito e nos resultados experimentais disponíveis. Essas equações podem ser usadas para determinar a altura máxima permitida de um SSD sem flambagem (isto é, parâmetro H), com base no valor selecionado para o parâmetro b/t .

A largura total permissível (parâmetro B) do SSD pode ser determinada usando as figuras 27 (c) e (d). As equações apresentadas nestas figuras, que são fornecidos para as linhas de fronteira entre os SSDs com e sem flambagem e podem ser usados para determinar o valor máximo e mínimo para a largura global de um SSD sem flambagem, respectivamente. A figura 27 (e) mostra a relação entre os parâmetros ml/H e l/t . Esta figura pode ser utilizada para o detalhamento da tira e outros componentes. O parâmetro ml/H que originalmente foi proposto por Hitaka & Matsui (2003) assegura que uma boa porção da altura de um SSD é composta de tira. Assim o intervalo recomendado para este parâmetro para SSW's é entre 0,65 e 0,85. Usando a equação apresentada na figura 27 (e) e calculando um valor para parâmetro ml/H , pode ser determinado o valor adequado para o parâmetro l/t e evitar a flambagem das tiras.

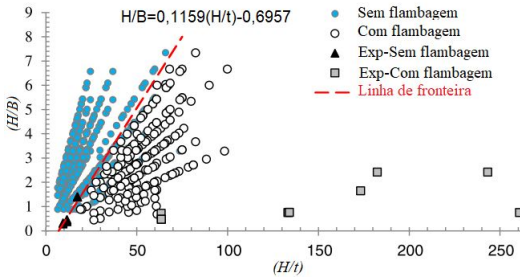
Figura 27 – Relações entre as relações de esbelteza efetivas



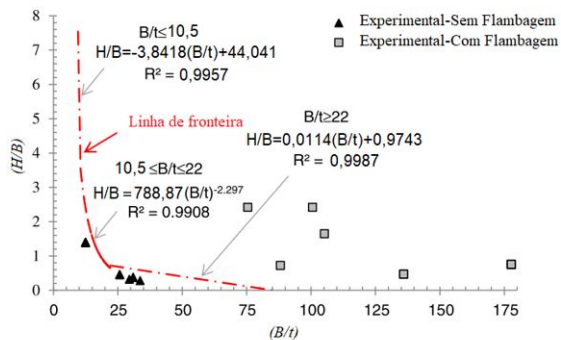
(a)



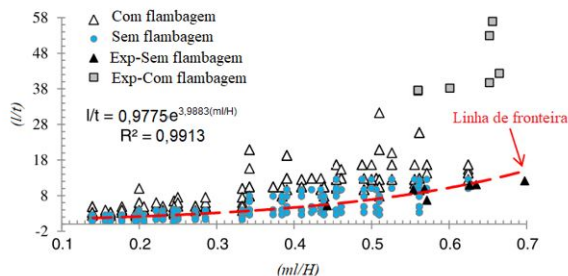
(b)



(c)



(d)



(e)

Fonte: Adaptado Hedayat (2015)

Finalmente dos 540 modelos de SSD sem flambagem analisados, foram obtidos os parâmetros para construir a curva FDBC e consequentemente a quantidade de força e deslocamento correspondente a cada ponto-chave da curva. As fórmulas de cada parâmetro são descritas no Apêndice B, assim como a tabela com cada uma das suas variáveis.

3 Aspectos básicos do comportamento material e cinemático

O comportamento não linear admite uma grande variedade de fenômenos, possivelmente interagindo uns com os outros, e muitos deles difíceis de formular. O modelo linear fornece aproximações satisfatórias para muitos problemas de interesse prático. No entanto, um desvio substancial da linearidade é comum. Os problemas não lineares descrevem fenômenos complexos através de modelos matemáticos e numéricos mais próximos da realidade e da resolução das equações não lineares que resultam. É evidente que a dificuldade de solução aumenta substancialmente quando o problema se torna não linear. Também o custo computacional pode ser uma preocupação apesar da crescente capacidade dos computadores. No entanto as análises não lineares são cada vez mais frequentes porque os softwares se tornam cada vez mais capazes, acessíveis e têm diminuído o tempo computacional de execução. Tendo em vista a facilidade e popularidade do uso destas análises, se torna necessária a correta compreensão do problema e interpretação dos resultados.

Na mecânica estrutural, pode-se incluir os seguintes tipos de não linearidade:

- *Não linearidade material*, na qual as propriedades do material são funções do estado de tensões e deformações. Exemplos incluem elasticidade não linear, plasticidade e fluência;
- *Não linearidade geométrica*, em que a deformação é suficientemente grande para que as equações de equilíbrio precisem ser escritas com respeito à geometria estrutural deformada. Além disso, as cargas podem mudar de direção ao longo das deformações, como quando a pressão infla uma membrana;
- *Não linearidade de contato*, em que diferentes estruturas, ou dife-

rentes superfícies de uma estrutura única, entram em contato ou se separam ou deslizam umas sobre as outras com fricção.

Problemas nessas categorias são não-lineares porque a rigidez, e também possivelmente as cargas, se tornam funções do deslocamento ou deformação. Então, utilizando uma análise por elementos finitos, na equação de equilíbrio estrutural $[K] \{D\} = \{R\}$, a matriz de rigidez $[K]$, e talvez o vetor de carga $\{R\}$, torna-se função do vetor de deslocamentos $\{D\}$. Assim, $\{D\}$ não pode ser determinado imediatamente porque a informação necessária para construir $[K]$ e $\{R\}$ não é conhecida com antecedência. Um processo iterativo é requerido para obter $\{D\}$ e seus $[K]$ e $\{R\}$ associados tal que o produto $[K] \{D\}$ esteja em equilíbrio com $\{R\}$ (Cook *et al.* (2002)).

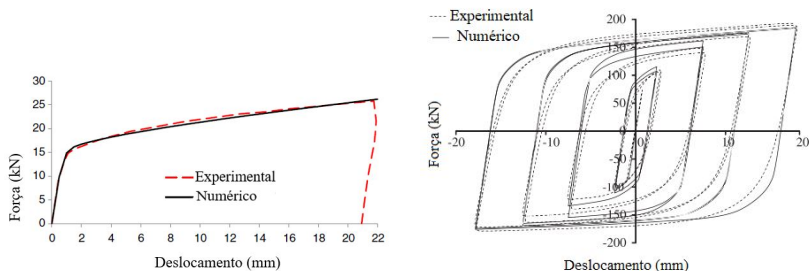
O escoamento de metais como sistema de dissipação requer um estudo do material no regime não linear. Neste contexto, o material pode estar submetido a diferentes tipos de não linearidade ao mesmo tempo. Neste trabalho a não linearidade do material é o primeiro tipo de não linearidade a ser abordada e estudada, enquanto que a não linearidade de contato é descartada. A não linearidade geométrica também é considerada para avaliar sua influência na modelação numérica.

3.1 Dissipação de energia em amortecedores passivos de aço

Os terremotos como um fenômeno natural estão associados a uma liberação abrupta de energia dentro de um pequeno intervalo de tempo. Como explicado anteriormente, um método para diminuir o dano estrutural é concentrar essa energia produzida em dispositivos de dissipação de energia que sejam facilmente substituíveis e acessíveis.

A utilização destes tipos de dispositivos leva consigo um amplo estudo no regime não linear, pois a dissipação de energia ocorre por meio da sua deformação plástica. Neste contexto, muitos pesquisadores desenvolvem vários métodos para medir a capacidade de dissipação de energia dos dispositivos sob excitações sísmicas.

Figura 28 – Diagramas força-deslocamento



(a) Carregamento monotônico. (b) Carregamento cíclico e incremental.

Fonte: Adaptado (a) Hedayat (2015), (b) Piedrafita *et al.* (2013)

O diagrama força-deslocamento (figura 28) fornece a informação necessária para indicar a transição do regime elástico para o plástico. Esse diagrama tem sido utilizado em muitos estudos analíticos e experimentais aplicando carregamentos cíclicos e incrementais assim formando modelos de histerese para medir a energia total dissipada (Lee *et al.* (2002), Hitaka & Matsui (2003), Chan & Albermani (2008), Oh, Kim & Ryu (2009), Ma *et al.* (2010), Mirtaheri *et al.* (2011), Piedrafita *et al.* (2013), Piedrafita *et al.* (2015), Dongbin *et al.* (2016), Zhu *et al.* (2017)). Dentro desta abordagem, o conceito de encruamento isótropo e cinemático é incluído.

O presente trabalho utiliza um diagrama força-deslocamento a partir dos dados fornecidos ao ANSYS V17.1 (2017), aplicando deslocamentos prescritos incrementais. No entanto, na literatura existem muitos modelos para representar o comportamento cíclico mediante um diagrama de histerese. Enquanto alguns pesquisadores utilizam o modelo bilinear simples para a resposta histerética, outros adotam modelos mais sofisticados como de Bouc-Wen (Ikhouane, Hurtado & Rodellar (2007)) ou Ramberg-Osgood (Kamaya (2014)). Os modelos antes indicados tem sido comparados experimentalmente mostrando resultados muito próximos aos analíticos (Karavasilis, Kerawala & Hale

(2012)).

Um carregamento cíclico incrementa aproxima de melhor maneira o comportamento de um amortecedor frente a situações reais de sismo. Existem protocolos estabelecidos em normas como a Americana e Europeia, AISC341-05 (2005) e EN15129 (2011), respectivamente, para o projeto de amortecedores metálicos do tipo BRB. Estes protocolos estabelecem que os BRBs devem cumprir com requisitos mínimos de deformações aplicando carregamentos cíclicos incrementais. Desta maneira um dispositivo pode ser validado para ser fabricado se cumprir com as especificações detalhadas em códigos como os indicados. O ANSYS V17.1 (2017) oferece o modelo CHAB (Imaoka (2008)) para carregamento cíclico, o qual pode ser combinado com um modelo bilinear para realizar a modelagem dos dispositivos com carregamento cíclico e incremental.

3.2 Elementos da teoria da plasticidade

Os materiais metálicos podem estar associados à fenômenos de plasticidade e encruamento. Ambos fenômenos se manifestam para além do regime elástico, sendo a plasticidade caracterizada pelo aparecimento de deformações irrecuperáveis, ou permanentes, enquanto que o encruamento caracteriza-se pela capacidade de ganho de resistência com o crescimento da deformação (Proença (2012)).

A primeira característica da teoria da plasticidade é incluir um limite à capacidade resistente do material, sendo a tensão de escoamento o limite do regime elástico do material. Um segundo aspecto é a resposta irreversível, observada principalmente nos materiais dúcteis. Neste tipo de material observa-se que, quando é superado um certo estado de carregamento, as deformações produzidas posteriormente não são totalmente recuperadas, quando as tensões são removidas. O fenômeno associado a este comportamento é o escoamento, e é essencial para avaliar a segurança das estruturas submetidas a situações como impacto, vento, terremotos, etc.

A teoria matemática da plasticidade é restrita à descrição de

materiais (e condições) para as quais as deformações permanentes não dependem da taxa de aplicação de cargas e muitas vezes é referida como plasticidade independente de taxa. Materiais cujo comportamento pode ser adequadamente descrito pela teoria da plasticidade são chamados de plásticos (ou de plásticos independente de velocidade).

Um grande número de materiais de engenharia, como metais, concreto, rochas, argilas e solos em geral, pode ser modelado como plástico em uma ampla gama de circunstâncias de interesse prático. As origens da teoria da plasticidade podem ser rastreadas até meados do século XIX e, seguindo o desenvolvimento substancial que teve lugar, particularmente na primeira metade do século XX, esta teoria é estabelecida hoje em bases matemáticas sólidas e é considerada como um dos mais bem sucedidos modelos constitutivos fenomenológicos de materiais sólidos (Souza Neto, Peric & Owen (2008)).

Como a resposta elastoplástica é muito complexa, mesmo para o caso uniaxial, foram propostos vários modelos simplificados. Por exemplo, a chamada plasticidade perfeita tem ajudado a resolver de maneira aproximada vários problemas de engenharia onde as peças são conformadas com acumulação de deformação plástica. Estes tipos de modelos podem dar aproximações aceitáveis quando a magnitude da deformação plástica for muito maior do que a parte recuperável.

Também têm sido propostos vários modelos analíticos que podem representar matematicamente a curva de tensão-deformação unidimensional. Alguns deles, juntamente com o nome da pessoa que as propôs, são citadas a seguir:

- Ludwick (1909): $\sigma = \sigma_f + H\varepsilon^n$
- Prager (1938): $\sigma = \sigma_f \tanh\left(\frac{E}{\sigma_f}\varepsilon\right)$
- Ramberg e Osgood (1943): $\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + H\left(\frac{\sigma}{E}\right)^n$

onde H e n são constantes escolhidas para ajuste do comportamento elasto-plástico. Todos esses modelos simples permitem representar o

comportamento elasto-plástico relacionado a um teste de carga, mas não permitem representar ciclos de carga e descarga ou qualquer outro processo mais complexo (Romero (2016)).

3.2.1 Caso Unidimensional

O modelo matemático unidimensional da relação constitutiva de um meio elasto-plástico é de formulação mais simples e permite evidenciar aspectos conceituais importantes para a compreensão da modelagem multiaxial (Proença (2012)).

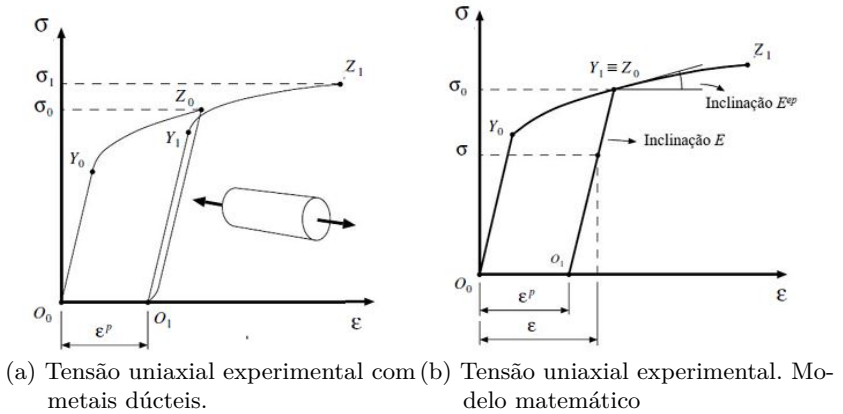
Normalmente, os testes de tensão uniaxial com metais dúcteis produzem curvas tensão-deformação como ilustrada na figura 29 (a). No diagrama esquemático da figura 29 (a), onde a tensão axial, σ , é plotada contra a deformação axial, ε , foi considerado um programa de carga no qual a barra é inicialmente submetida a um aumento monotônico na tensão axial de zero a um valor prescrito, σ_0 . A barra é então descarregada de volta para um estado sem tensão e posteriormente recarregada para um nível de tensão mais alto, σ_1 . A curva tensão-deformação segue o caminho $O_0Y_0Z_0O_1Y_1Z_1$ mostrado. Neste caminho, o segmento de linha inicial O_0Y_0 é praticamente reto e, se a barra é descarregada a partir do ponto Y_0 (ou antes que o mesmo seja alcançado), retorna ao estado original sem tensões O_0 . Assim, no segmento O_0Y_0 , o comportamento do material é considerado elástico linear.

Além de Y_0 , a inclinação da curva tensão-deformação muda dramaticamente e se a aplicação de tensão (ou deformação) for invertida, por exemplo, desde o ponto Z_0 , a barra retorna a um estado sem tensões através do caminho Z_0O_1 . O novo estado sem tensões, O_1 , difere do estado inicial, O_0 , na medida em que uma deformação permanente na da barra é observada. Esta deformação é representada no gráfico pela deformação axial permanente (ou plástica), ε_p .

Algumas propriedades fenomenológicas importantes podem ser identificadas no teste uniaxial:

- A existência de um domínio elástico, isto é, uma gama de ten-

Figura 29 – Tensão uniaxial



Fonte: Adaptado Souza Neto, Peric & Owen (2008)

sões dentro das quais o comportamento do material pode ser considerado puramente elástico, sem evolução de deformações (plásticas) permanentes. O domínio elástico é delimitado pela chamada tensão de escoamento. Na figura 29, os segmentos O_0Y_0 e O_1Y_1 definem o domínio elástico em dois estados diferentes. As tensões de escoamento associadas correspondem aos pontos Y_0 e Y_1 ;

- Se o material for adicionalmente carregado além da tensão de escoamento, então ocorre o escoamento plástico (ou fluxo plástico), isto é, a evolução das deformações plásticas;
- Acompanhando a evolução das deformações plásticas, também é observada uma evolução da tensão de escoamento (nota-se que as tensões de escoamento correspondentes aos pontos Y_0 e Y_1 são diferentes). Esse fenômeno é conhecido como encruamento.

Para simplificar o estudo dos problemas de plasticidade é formulado um modelo matemático simples do experimento uniaxial indicado

anteriormente. Apesar da sua simplicidade, o modelo constitutivo unidimensional contém todas as características essenciais que formam a base da teoria matemática da plasticidade.

A curva de tensão-deformação original da figura 29 (a), que resultou do programa de carregamento descrito anteriormente, é aproximada pela versão idealizada mostrada na figura 29 (b) . A diferença entre a descarga e o recarregamento de curvas (segmentos $Z_0O_1eO_1Y_1$ da figura 29 (a)) é ignorada e os pontos Z_0 e Y_1 , que correspondem respectivamente ao início da descarga e o início do escoamento plástico que se obtém após o recarregamento subsequente, são assumidos como coincidentes.

A transição entre a região elástica e o regime elastoplástico passa a ser marcada por uma mudança de inclinação não suave (pontos Y_0 e Y_1). Durante o escoamento plástico, a curva tensão-deformação sempre segue o caminho definido por $O_0Y_0Y_1Z_1$. Este caminho é obtido ao se aplicar uma carga monotônica contínua a partir do estado inicial O_0 (Souza Neto, Peric & Owen (2008)).

Evidencia-se um aspecto fundamental: no regime elastoplástico a deformação total é sempre composta de uma parcela elástica e outra plástica, e a lei de Hooke para o caso uniaxial pode ser escrita como segue:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (3.1)$$

$$\sigma = E\varepsilon = E(\varepsilon^e - \varepsilon^p), \quad (3.2)$$

onde E é o módulo de elasticidade do material em questão.

3.2.1.1 Função de escoamento e critério de escoamento

A existência de um domínio elástico delimitado por uma tensão de escoamento foi abordada no item anterior. Com a introdução da

função de escoamento, f , da forma

$$f(\sigma, \sigma_y) = |\sigma| - \sigma_y, \quad (3.3)$$

o domínio elástico em um estado com tensão de tensão uniaxial σ_y pode ser definido no modelo de plasticidade unidimensional como o conjunto

$$F = \{\sigma | f(\sigma - \sigma_y) < 0\}, \quad (3.4)$$

ou, equivalentemente, o domínio elástico é o conjunto de tensões σ que satisfazem

$$|\sigma| < \sigma_y. \quad (3.5)$$

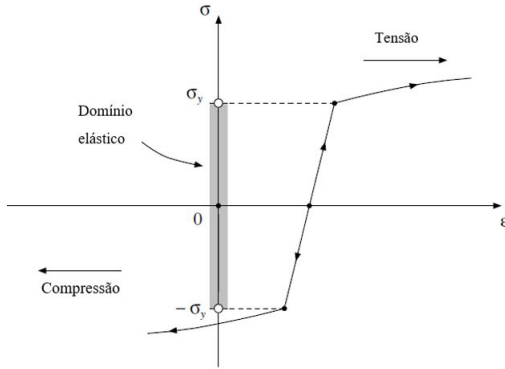
Generalizando os resultados de um teste de tensão uniaxial, assume-se que a tensão de escoamento na compressão é idêntica à da tração. O domínio elástico idealizado correspondente é mostrado na figura 30, onde não é permitido tensões admissíveis de plastificação dentro do domínio ou limite elástico. Assim, qualquer tensão admissível deve satisfazer a restrição

$$f(\sigma, \sigma_y) \leq 0. \quad (3.6)$$

Para os níveis de tensão dentro do domínio elástico, pode ocorrer apenas esforço elástico, enquanto que além de seu limite (além da tensão de escoamento), ocorre a descarga elástica ou escoamento plástico (ou carregamento plástico). Este critério de escoamento pode ser expresso por

$$\begin{aligned} \text{Se } f(\sigma, \sigma_y) < 0 &\implies \varepsilon^p = 0, \\ \text{Se } f(\sigma, \sigma_y) = 0 &\implies \begin{cases} \varepsilon^p = 0 & \text{para descarga elástica,} \\ \varepsilon^p \neq 0 & \text{para carregamento plástico.} \end{cases} \end{aligned} \quad (3.7)$$

Figura 30 – Modelo uniaxial.



Fonte: Adaptado Souza Neto, Peric & Owen (2008)

3.2.1.2 A regra de fluxo plástico. Condições de complementaridade e consistência

Observa-se na figura 30 que, após o carregamento plástico, a taxa de deformação plástica $\dot{\epsilon}^P$ é positiva (alongamento) sob tensão (σ positivo) e negativa (compressão) sob compressão (σ negativo), a regra de fluxo plástico para o modelo uniaxial pode ser formalmente estabelecido como

$$\dot{\epsilon}^P = \dot{\gamma} \text{sinal}(\sigma), \quad (3.8)$$

onde sinal é a função sinal definida como

$$\text{sinal}(a) = \begin{cases} +1 & \text{Se } a \geq 0 \\ -1 & \text{Se } a \leq 0, \end{cases} \quad (3.9)$$

para qualquer escalar a . O escalar $\dot{\gamma}$ é denominado multiplicador plástico. O multiplicador plástico (incremento de deformação plástica) é sempre

positivo ou nulo, $\dot{\gamma} \geq 0$, e satisfaz a condição de complementaridade

$$f\dot{\gamma} = 0 \quad (3.10)$$

As equações constitutivas 3.8 a 3.10 implicam que, como indicado no critério de escoamento (eq. 3.7), o fluxo de deformações plásticas desaparece dentro do domínio elástico, por exemplo:

$$f < 0 \implies \dot{\gamma} = 0 \implies \dot{\varepsilon}^p = 0, \quad (3.11)$$

e o fluxo plástico ($\dot{\varepsilon}^p \neq 0$) pode ocorrer somente quando o nível de tensão σ corresponde à tensão de escoamento

$$|\sigma| = \sigma_y \implies f = 0 \implies \dot{\gamma} \geq 0, \quad (3.12)$$

As expressões 3.6, $\dot{\gamma} \geq 0$ e 3.10 definem as chamadas condições de complementaridade; isto é, as restrições

$$f \leq 0, \quad \dot{\gamma} \geq 0, \quad f\dot{\gamma} = 0. \quad (3.13)$$

A última condição para a existência de $\dot{\gamma} > 0$ é definida pela condição de consistência. Seja então, um nível atual de tensão tal que $f(\sigma) = 0$. Admitindo-se que no próximo incremento exista $\dot{\gamma} > 0$, então o novo nível de tensão também deverá verificar o critério de escoamento, isto é: $f(\sigma + d\sigma) = 0$. Na hipótese de continuidade da função f , pode-se proceder a uma linearização (série de Taylor) em torno do nível (σ) e escrever que:

$$f(\sigma + d\sigma) = f(\sigma) + \dot{f}. \quad (3.14)$$

Assim sendo, $\dot{\gamma} > 0$ implica em

$$\dot{f} = \left(\frac{df}{d\sigma} \right) d\sigma = 0. \quad (3.15)$$

De acordo com essa análise, partindo de um estado onde $f(\sigma) = 0$ as situações de carregamento ou descarregamento se caracterizam, respectivamente, como: $\dot{\gamma} > 0$ se $\dot{f} = 0$ e $\dot{\gamma} = 0$ se $\dot{f} < 0$.

Resulta daí a condição de consistência:

$$\dot{f} \leq 0, \quad \dot{\gamma} \dot{f} = 0. \quad (3.16)$$

Em resumo, as relações que definem a forma incremental do modelo constitutivo elastoplástico unidimensional (sem encruamento) são:

- $\sigma = E\varepsilon^e$, lei elástica uniaxial;
- $\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p$, separação elastoplástica da tensão axial;
- $f(\sigma, \sigma_y) = |\sigma| - \sigma_y$, critério de escoamento;
- $\dot{\varepsilon}^p = \dot{\gamma} \text{sinal}(\sigma)$, regra do fluxo plástico;
- $f \leq 0, \quad \dot{\gamma} \geq 0, \quad f \dot{\gamma} = 0$, condição de complementaridade;
- $\dot{f} \leq 0, \quad \dot{\gamma} \dot{f} = 0$, condição de consistência.

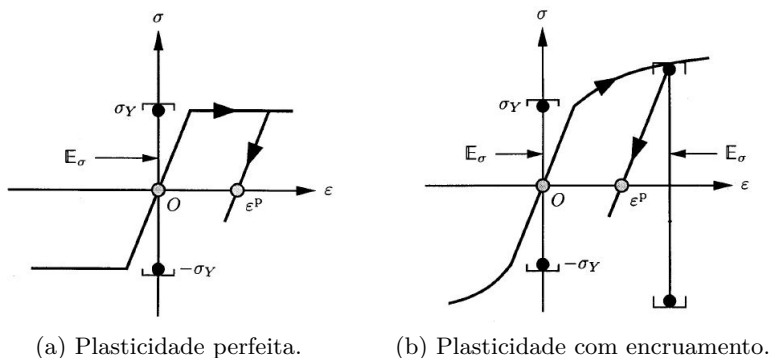
3.2.1.3 Encruamento Isotrópico

As duas regras mais comuns para o encruamento são o encruamento isotrópico e o encruamento cinemático. Os encruamentos isotrópico (Hc) e cinemático são comumente utilizados para descrever a evolução das forças e deslocamentos de um problema com protótipos submetidos a um carregamento monotônico e cíclico respectivamente. Vários trabalhos tem sido realizados utilizando os dois tipos de encruamentos, encontrando boas correlações entre testes experimentais e analíticos (Piedrafita *et al.* (2013), Piedrafita *et al.* (2015), Dongbin *et al.* (2016), Zhu *et al.* (2017)). Neste trabalho é empregada a definição de encruamento isotrópico, uma vez que a análise numérica é abordada utilizando um carregamento monotônico.

As figuras 31 (a) e (b) mostram o crescimento das deformações plásticas em dois modelos diferentes, com plasticidade perfeita e encruamento por deformação respectivamente. A diferença essencial entre os dois modelos reside no fato de que, para uma plasticidade perfeita, o fechamento da faixa elástica E_σ permanece inalterado, enquanto que para

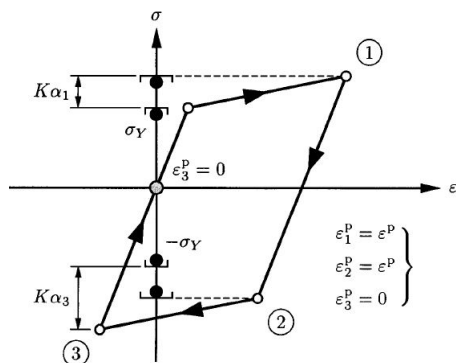
o modelo de encruamento por deformação, E_σ se expande no sistema (isto é, ocorre fluxo plástico) (Simo & Huges (2013)).

Figura 31 – Plasticidade unidimensional



Fonte: Adaptado Simo & Huges (2013)

Figura 32 – Resposta de um modelo lineal de encruamento isotrópico



Fonte: Adaptado Simo & Huges (2013)

Para ilustrar a estrutura matemática do encruamento plástico considera-se uma situação simples mostrada na figura 32. Neste caso, a expansão do intervalo elástico inicial de tensão ($[-\sigma_Y, \sigma_Y]$), indicado

no eixo das tensões, se dá simetricamente em relação ao seu centro e ocorre sempre que o passo implicar em evolução da deformação plástica. Apesar da deformação plástica acumulada ser nula ao final de todo o ciclo de tensão, iniciado e concluído na origem do sistema, o limite elástico inicial alterou-se sucessivamente para $(\sigma_Y + k\alpha_1)$ e $(\sigma_Y + k\alpha_3)$, em função da história de plastificação ocorrida no ciclo. De fato, a simples existência de deformação plástica em algum momento anterior, independente do seu sinal, é suficiente para provocar a expansão do intervalo inicial de tensões admissíveis. O parâmetro k é o denominado módulo plástico de encruamento isótropo e α (> 0) uma medida que registra a história da deformação plástica no ciclo.

Por outro lado a expressão do critério de plastificação, com encruamento isótropo, pode ser escrita na forma:

$$f(\sigma, \alpha) = |\sigma| - (\sigma_Y + \bar{k}\alpha), \quad (3.17)$$

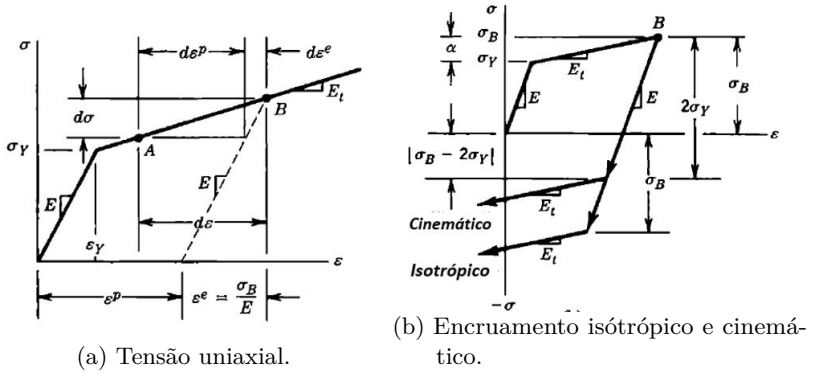
observando-se que $\sigma_Y > 0$ e $\bar{k} > 0$ são constantes do material e que $\alpha > 0$.

O modelo bilinear de tensão-deformação do material (figura 33) ajuda a simplificar a dedução de fórmulas para descrever o comportamento não linear de materiais dúcteis. Considerando que a relação tensão-deformação pode ser expressa em termos diferenciais as seguintes relações são possíveis. Para deformações maiores do que ε_Y , o incremento de deformação $d\varepsilon$ pode ser considerado como composto por uma contribuição elástica $d\varepsilon^e$ e uma contribuição plástica $d\varepsilon^p$. Quando $\varepsilon > \varepsilon_Y$, o incremento $d\varepsilon^e$ só existe quando o módulo tangente, $E_t \neq 0$, e é associado com incrementos de tensão $d\sigma$, o qual pode ser escrito de várias maneiras. Para deformações no regime plástico, com $d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p$ (Cook *et al.* (2002)),

$$d\sigma = E d\varepsilon^e \quad d\sigma = E(d\varepsilon - d\varepsilon^p) \quad d\sigma = E_t d\varepsilon \quad d\sigma = H_p d\varepsilon^p \quad (3.18)$$

Onde H_p pode ser chamado parâmetro de endurecimento por

Figura 33 – Curva bilinear.



Fonte: Adaptado Cook *et al.* (2002)

deformação ou módulo plástico. Na 3.18, substituindo a segunda e quarta equação na terceira:

$$H_p = \frac{E_t}{1 - (E_t/E)} \quad \text{ou} \quad E_t = E \left(1 - \frac{E}{E + H_p} \right). \quad (3.19)$$

Se $H_p = 0$, para o qual $E_t = 0$, o material torna-se elasto-plástico perfeito. Se o material não escoou ou é descarregado dentro do regime elástico, $E_t = E$ e conseqüentemente H_p não é utilizado no cálculo. Como mostrado na figura 33 (b), o descarregamento desde a tensão plástica σ_B ocorre elasticamente.

Em função do carregamento, duas condições podem ser observadas (figura 33 (b)), a primeira quando a tensão σ_Y é excedida em um novo ciclo de recarregamento, e a segunda quando a tensão σ_B (máxima) é atingida em carregamento inverso (compressão). Essas condições podem ser definidas pela regra de encruamento.

3.2.2 Caso Multiaxial

Um dos objetivos do presente trabalho é a modelagem em 3D, através do ANSYS V17.1 (2017), de um BRB que utiliza como fonte dissipadora um modelo do tipo SSD como explicado anteriormente. A modelagem 3D do dispositivo implica a compreensão do modelo elasto-plástico multiaxial o qual tem sua formulação fundamentada numa generalização do caso uniaxial. As variáveis envolvidas no caso uniaxial, essencialmente escalares, passam a apresentar dimensões vectoriais ou tensoriais no caso multiaxial. Na generalização aparecem o tensor de tensão T , o tensor de deformação ε e o vetor α dos parâmetros de encruamento. Assim, dependendo do modelo de encruamento adotado, os componentes do vetor α podem ser diferentes (Proença (2012)).

Na plasticidade clássica as funções de resposta como critério de escoamento e a regra de fluxo são formuladas no espaço das tensões em termos de variáveis T e q , onde T é o tensor de tensões e q são as variáveis internas que são funções do tensor de deformação plástica, ε^p e do vetor α :

$$q = q(\varepsilon^p; \alpha). \quad (3.20)$$

Analogamente ao modelo uniaxial estabelece-se na generalização:

- A decomposição aditiva para o tensor das deformações totais. O tensor das deformações é dividido em uma parcela elástica e em outra plástica, denotadas por ε^e e ε^p , respectivamente, de acordo com a relação:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p) \quad c/i, j = 1, 2, 3 \quad (3.21)$$

Uma vez que ε é considerado como uma variável independente e a evolução de ε^p é definida através da regra de fluxo, a equação 3.21 deve ser vista como uma definição do tensor da deformação elástica como $\varepsilon^e = \varepsilon - \varepsilon^p$ (Simo & Huges (2013)).

Entretanto, para se formular matematicamente o modelo constitutivo em forma exata, levando-se em conta o seu carácter intrinsecamente não-linear, emprega-se uma decomposição aditiva em taxas: $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p$, representando a resposta imediata do meio em termos de deformação.

O tensor de tensões passa a ser dado por $T = C\varepsilon$ ou, em termos de taxas: $\dot{T} = C\dot{\varepsilon}^e$. Nesta relação, C é o tensor constitutivo elástico de rigidez, de quarta ordem, definido por: $C = \chi(I \otimes I) + 2\mu II$, onde II representa o tensor identidade de quarta ordem, χ e μ são as constantes de Lamé.

- Um critério de plastificação, que é definido por uma função f de valor escalar tal que:

$$f(T, q) \leq 0 \quad (3.22)$$

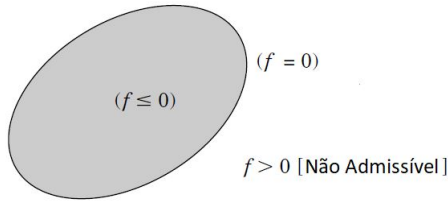
Para cada nível de encruamento, caracterizado por determinados valores das componentes do vetor q , os pares (T, q) podem ser associados geometricamente a pontos no espaço das tensões. Em particular, para dado q , aos estados de tensão que verificam o critério com a igualdade correspondem a pontos contidos numa superfície naquele espaço, decorrendo daí uma interpretação geométrica para a relação 3.22. Assim, no espaço das tensões a região interior à superfície identifica o “domínio elástico”; já a região exterior é inacessível, a menos que se processe evolução nas deformações plásticas alterando o nível de encruamento (figura 34).

- Uma lei de evolução do tensor de deformações plásticas, que é expressa na seguinte forma:

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\gamma}\psi(T, q), \quad (3.23)$$

sendo $\dot{\gamma}$ um escalar e ψ um tensor que estabelece a “direção” do fluxo plástico no espaço das deformações e o tipo de encruamento.

Figura 34 – Ilustração do domínio elástico e estados admissíveis no espaço das tensões



Fonte: Adaptado Simo & Huges (2013)

- Uma lei de evolução do vetor encruamento, dada por:

$$\dot{q} = -\dot{\gamma}\omega(T, q), \quad (3.24)$$

onde ω é um vetor que define uma "direção" ao vetor encruamento. O sinal negativo é adotado por conveniência para facilitar o desenvolvimento algébrico.

Nas relações anteriores $\dot{\gamma} \geq 0$ é um escalar que fica determinado a partir das condições gerais de complementaridade e de consistência, que caracterizam a irreversibilidade do processo que envolve evolução das deformações plásticas. A condição de complementaridade se escreve como:

$$f \leq 0, \quad \dot{\gamma} \geq 0, \quad f\dot{\gamma} = 0. \quad (3.25)$$

Por sua vez, a condição de consistência escreve-se como:

$$\text{Se } f = 0, \quad \dot{f} \leq 0, \quad \dot{\gamma}\dot{f} = 0. \quad (3.26)$$

As condições anteriores envolvem as seguintes possibilidades que podem ser interpretadas na figura 34 :

- a) se o par T, p for tal que: $f(T, p) < 0$, então, da condição $\dot{\gamma}f = 0$ conclui-se que $\dot{\gamma} = 0$, de modo que $\dot{\varepsilon}^p$ e $\dot{q} = 0$. Assim, de

$\dot{T} = C(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p)$ resulta: $\dot{T} = C\dot{\varepsilon} = C\dot{\varepsilon}^e$, ou seja a resposta é imediata e totalmente elástica. A irreversalidade fica implícita, pois na medida em que $\dot{\varepsilon}^p = 0$ a deformação plástica acumulada anteriormente não se altera.

b) se T, p for tal que: $f(T, p) = 0$, então, da condição de complementaridade conclui-se que $\dot{\gamma} \geq 0$. Com o auxílio da condição de consistência ($\dot{\gamma}\dot{f} = 0$) decorrem as seguintes possibilidades:

b.1) se: $\dot{f}(T, p) < 0$ segue $\dot{\gamma} = 0$ e, por tanto, $\dot{\varepsilon}^p = 0$; $\dot{q} = 0$. Conclui-se que a resposta imediata corresponde a um descarregamento elástico.

b.2) se: $\dot{f}(T, p) = 0$ então $\dot{\gamma}$ pode ser positivo ou nulo. Se $\dot{\gamma} > 0$ e, por consequência, $\dot{\varepsilon}^p \neq 0$ e $\dot{q} \neq 0$, configura-se uma situação dita de carregamento plástico. Se $\dot{\gamma} = 0$ caracteriza-se o carregamento neutro, no qual é possível se manter sobre a superfície de plastificação sem que haja variação na deformação plástica.

Do mesmo modo como no caso uniaxial, exclui-se a possibilidade $\dot{f}(T, p) > 0$, a qual poderia conduzir a uma situação inconsistente com a exigência de $\dot{f}(T, p) \leq 0$ (Proença (2012))

As condições antes desenvolvidas podem ser resumidas da seguinte maneira:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Se } f < 0 \implies \gamma = 0 \quad (\text{elástico}) \\ \text{Se } f = 0 \implies \left\{ \begin{array}{l} \dot{f} < 0 \implies \gamma \quad (\text{descarga elástica}) \\ \dot{f} = 0 \quad \text{e} \quad \gamma = 0 \quad (\text{carregamento neutro}) \\ \dot{f} = 0 \quad \text{e} \quad \gamma \neq 0 \quad (\text{carregamento plástico}), \end{array} \right. \end{array} \right. \quad (3.27)$$

Em resumo, o modelo constitutivo elasto-plástico generalizado pode ser escrito na forma que segue.

- Relação tensão-deformação elástica

$$\dot{T} = C(\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^e)$$

- critério de plastificação

$$f(T, q)$$

- Lei de plastificação e de encruamento

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\gamma}\psi(T, q)$$

$$\dot{q} = -\dot{\gamma}\omega(T, q)$$

Sendo D a matriz dos módulos plásticos de encruamento

- Condição de complementaridade

$$f \leq 0, \quad \dot{\gamma} \geq 0, \quad f\dot{\gamma} = 0$$

- Condição de consistência

$$\text{Se } f = 0 \text{ então } \dot{f} \leq 0, \quad \dot{\gamma}\dot{f} = 0$$

3.2.3 Critérios de ruptura

Um critério de ruptura pode ser utilizado para determinar o nível de tensão em que começa a deformação plástica. O objetivo de um critério de ruptura ou de resistência é o de permitir identificar situações de ruptura local considerando-se, inclusive, combinações mais complexas de solicitações (estados duplos ou triplos de tensão).

Existem diferentes tipos de critérios de ruptura, que podem ser aplicados a difentes tipos de material. Eentre os mais conhecidos e utilizados estão: Tresca, von Mises, Mohr-Coulomb and Drucker-Prager, sendo que somente o primeiro é utilizado neste trabalho descrito a seguir.

3.2.3.1 Critério de von Mises

Este critério foi proposto por von Mises (1913) e é apropriado para descrever a plastificação em materiais ditos dúcteis. De acordo

com este critério, o escoamento começa quando o segundo invariante deviatório de tensão J_2 , atinge um valor crítico ou

$$(J_2)^{1/2} = k(\kappa), \quad (3.28)$$

onde k é um parâmetro do material a ser determinado em ensaios experimentais, o qual pode ser uma função do parâmetro de encruamento κ . O segundo invariante deviatório de tensão pode ser explicitamente escrito como:

$$J_2 = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\sigma_{ij} = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]. \quad (3.29)$$

Outra possibilidade para o equacionamento do mesmo critério resulta da colocação do valor de referência (k) em função da tensão de tração e pode ser escrita como

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3(J_2)^2} = \sqrt{3k} \quad (3.30)$$

onde

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3/2(\sigma_{ij}\sigma_{ij})^{1/2}} \quad (3.31)$$

e $\bar{\sigma}$ é chamada de tensão efetiva, tensão generalizada ou tensão equivalente. Existem duas interpretações físicas para o critério de von Mises. A tensão octaédrica de cisalhamento τ_{oct} , é o esforço de cisalhamento nos planos de um octaedro regular cujos vértices coincidem com os eixos principais de tensão. O valor de τ_{oct} está relacionado com J_2 por

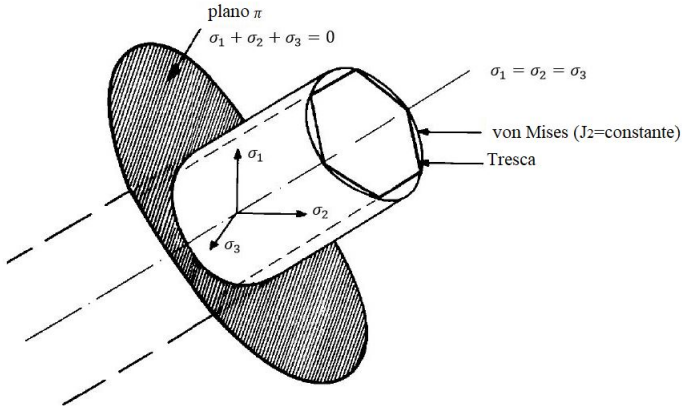
$$\tau_{oct} = \sqrt{2J_2/3}. \quad (3.32)$$

Assim, o material escoar quando τ_{oct} atinge um valor crítico.

Hencky (1924) apontou que a lei Von Mises implica que o escoamento começa quando a energia elástica (recuperável) da distorção atinge um valor crítico.

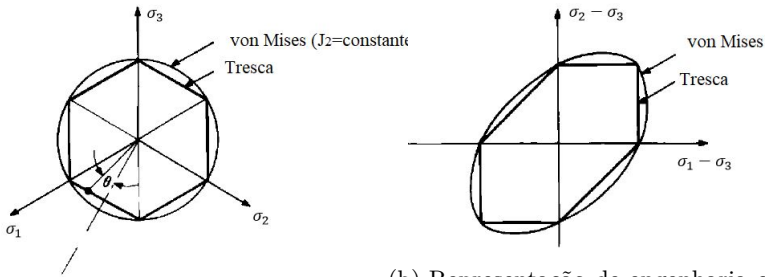
A figura 35 mostra a interpretação geométrica da superfície de escoamento de von Mises que é representada por um cilindro. O plano

Figura 35 – Interpretação geométrica do critério de von Mises e Tresca



Fonte: Adaptado Owen & Hinton (1980)

Figura 36 – Representação bidimensional dos critérios de von Mises e Tresca.



(a) Representação do plano π .

(b) Representação de engenharia convencional.

Fonte: Adaptado Owen & Hinton (1980)

π corta o cilindro de maneira transversal, e projeção sobre ele é um círculo de raio $\sqrt{2}k$ como mostra a figura 36 (a). O gráfico bidimensional da superfície de escoamento de von Mises está mostrado na figura 36 (b). O significado físico da constante k pode ser obtido considerando o escoamento de materiais sob estados simples de tensão. No caso de cisalhamento puro ($\sigma_1 = -\sigma_2, \sigma_3 = 0$) a constante k , para ser substituída nas equações 3.28 e 3.29, deve ser igual à tensão de escoamento ao cisalhamento (*yield shear stress*). Alternativamente o caso de tração uniaxial ($\sigma_2 = \sigma_3 = 0$) exige que a tensão de escoamento uniaxial seja $\sigma_1 = \sqrt{3k}$ (Owen & Hinton (1980)).

3.3 Não linearidade geométrica

Em muitos problemas de mecânica de sólidos deformáveis, as cargas aplicadas provocam no sólido deformações de tal magnitude que a hipótese de que a posição deformada final coincide com a posição inicial não pode ser aceita. Portanto, as equações de equilíbrio do sólido na posição inicial não podem ser usadas. A resposta do sólido é altamente não linear porque, por um lado, a posição deformada final na qual se apresentam as equações de equilíbrio não é conhecida e, por outro lado, a presença de grandes deformações implica o uso de medições de deformação adequadas, essencialmente não-lineares.

Essa não linearidade associada a grandes deformações é comumente conhecida como não-linearidade de origem geométrica. A esta não linearidade, em alguns casos, pode-se adicionar a não linearidade devido ao comportamento constitutivo do material, que pode ser elástica (linear ou não) ou não elástica, que é sempre não linear.

A natureza não linear do fenômeno significa que a situação deformada final não pode ser calculada em uma única etapa, aplicando toda a carga ao mesmo tempo, mesmo após um processo iterativo. Portanto, é necessário seguir um processo de carregamento incremental, aplicando as cargas finais passo a passo, por incrementos e determinando a resposta para cada um desses incrementos. Para identificar as diferentes etapas

do processo, se estabelece um parâmetro de tempo t , ao qual todos os incrementos de carga e as diferentes configurações deformadas serão encaminhadas (Celigüeta (2010)).

O estado, ou configuração de equilíbrio de um sistema pode mudar de natureza, dita estável o instável, dependendo do tipo de perturbação aplicado. Assim, um estado estável considera-se quando a resposta do sistema é apenas pequenas oscilações em torno da configuração equilibrada (havendo amortecimento, o sistema tende a recuperar a configuração não perturbada). Por outro lado, a configuração em análise é dita de equilíbrio instável, se a resposta envolver oscilações crescentes.

A análise de estabilidade pode envolver uma abordagem no regime estático de resposta estrutural. Assim, uma trajetória de equilíbrio será dita estável se uma pequena perturbação levar a outra posição de equilíbrio vizinha tão mais próxima da inicial quanto menor for a intensidade de perturbação imposta, ou se a estrutura movimentar resistência interna que a faça recuperar a configuração inicial.

Ao longo de uma trajetória de equilíbrio, podem ocorrer regimes de equilíbrio estável ou instável. A transição entre eles são identificados pelos chamados pontos de críticos. Tais pontos podem receber as denominações de ponto de bifurcação o de ponto limite.

O ponto de bifurcação é definido como o ponto a partir do qual as configurações equilibradas (até então estáveis) deixam de constituir uma única trajetória; além do ponto de bifurcação algumas trajetórias são instáveis, outras estáveis. Ao ponto de bifurcação corresponde à carga crítica de de flambagem.

O ponto limite é definido como o ponto que encerra uma sucessão de configurações com certa característica de equilíbrio, sem que ocorra bifurcação. Este ponto pode ser identificado seguindo uma trajetória que representa uma sucessão de configurações estáveis, na qual numa vizinhança tomada para além do ponto limite a natureza das configurações passa à instável (Proença (2012)).

O seguinte exemplo ilustra a conceituação relativa aos pontos críticos e permite introduzir alguns elementos essenciais para a formulação

de um modelo geral para análise não-linear geométrica.

Seja uma barra rígida conectada ao suporte por uma mola que oferece resistência ao giro. Na outra extremidade é carregada por uma força axial P , de compressão centrada. A figura 37 (a) mostra o sistema em questão e tomando momentos sobre o ponto A:

$$\Sigma M_A = P\Delta - k\theta = 0. \quad (3.33)$$

Admitindo-se que o giro seja muito pequeno segue $\text{sen}\theta \rightarrow \theta$ e, portanto, a equação de equilíbrio resulta:

$$\left(P - \frac{k}{L}\right) = 0. \quad (3.34)$$

Da equação 3.34 existe três possibilidades:

- Um equilíbrio estável: para $P < k/L$, $\theta = 0$.
- Um equilíbrio neutro: para $P = k/L$, e θ pode tomar qualquer valor.
- Um equilíbrio instável: para $P > k/L$, e $\theta = 0$

Nota-se que a equação 3.34 não permite descrever o regime pós-crítico sendo, no entanto, suficiente para determinação de carga crítica. A figura 37 (b) ilustra a resposta linearizada da equação 3.34, e define-se o valor da carga crítica como:

$$P_{cr} = k/L. \quad (3.35)$$

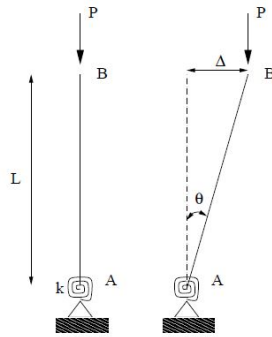
Reescrevendo a equação 3.33 de equilíbrio de momentos na posição deslocada $PL\text{sen}\theta = M = k\theta$:

$$P_{cr} = \frac{k}{L} \frac{\theta}{\text{sen}\theta} \quad (3.36)$$

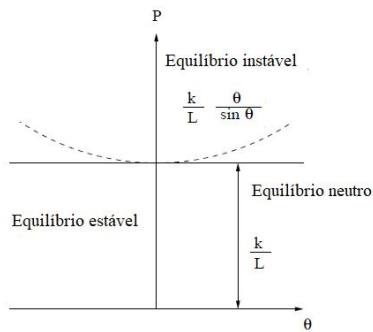
Há mais de um caminho possível (θ) quando $P = P_{cr}$, chama-se este ponto o ponto de bifurcação.

Existe uma extensa matemática envolvida nas formulações da não linearidade geométrica. Para detalhes sobre uma formulação mais

Figura 37 – Não linearidade geométrica



(a) Equilíbrio na posição deslocada



(b) Comportamento não linear geométrico

Fonte: Adaptado Saouma (1999)

completa, se recomenda consultar as referências dos seguintes autores: O.C.Zienkiewicz *et al.* (1981), Saouma (1999), Cook *et al.* (2002), Liu & Quek (2003), Proença (2012).

4 Estudo em mecânica computacional

É evidente que a evolução dos computadores e a criação de novos métodos de cálculo têm se convertido em um recurso poderoso para a modelagem e solução de problemas complexos de engenharia. A mecânica computacional combina a mecânica teórica e aplicada com os métodos numéricos e a informática para caracterizar, prever e simular eventos e sistemas de engenharia governados pelas leis da mecânica (Casanova (2016)).

Em problemas de engenharia que envolvem geometrias, cargas e propriedades materiais complexas, geralmente não é possível encontrar soluções analíticas. Assim, é necessário empregar com métodos numéricos para obter soluções aceitáveis. Entre esses métodos está o MEF, que consiste na modelagem de um corpo dividindo-o em sistemas equivalentes de corpos menores ou em unidades (elementos finitos) interligadas em pontos comuns em dois ou mais elementos (pontos ou nós) e/ou linhas de fronteira e/ou superfícies. O processo de dividir um corpo em partes menores é conhecido como discretização. No MEF, em vez de resolver o problema para todo o corpo, formula-se as equações para cada elemento finito discretizado, logo os elementos são combinados para, conseqüentemente, obter a solução de todo o corpo. Resumidamente, a solução de problemas estruturais geralmente se refere a determinar os deslocamentos em cada nó e as tensões dentro de cada elemento que compõe a estrutura que está sujeita a cargas aplicadas (Logan (2012)).

O Software ANSYS V17.1 (2017) utiliza o MEF como método de solução e tem sido utilizado como ferramenta de simulação em problemas com alto nível de dificuldade. Neste capítulo é apresentada a simulação mecânica do dispositivo de amortecimento em estudo utilizando MEF no pacote computacional ANSYS V17.1 (2017). Múltiplas

são as aplicações que podem ser abordadas com este software, mas para o presente trabalho, inicialmente, é analisado numericamente o sistema de dissipação (SSD) utilizando elementos do tipo casca (*shell*). Este tipo de elemento se adapta para a modelagem deste tipo de dispositivos, apresentando resultados próximos aos testes experimentais (Mirtaheri *et al.* (2011), Piedrafita *et al.* (2013), Piedrafita *et al.* (2015), Dongbin *et al.* (2016), Zhu *et al.* (2017)). O SSD é submetido a um deslocamento prescrito e controla-se a falha prematura das tiras à flambagem segundo o trabalho e recomendações de Hedayat (2015). Esta análise é realizada inicialmente considerando o SSD num modelo de placa plana com fendas. O objetivo geral é encontrar uma possível solução, a partir da modelagem numérica, para melhorar a capacidade de dissipação do amortecedor proposto por Benavent-Climent (2010). O critério de von Mises é utilizado como uma referência para avaliar a plastificação do material. Finalmente, o dispositivo é modelado com uma configuração 3D, adotando a geometria do melhor modelo resultado do estudo paramétrico do sistema de dissipação SSD, também utilizando elementos de casca.

4.1 Formulação geral do MEF

Existem dois métodos diretos gerais tradicionalmente associadas ao MEF aplicado a problemas de mecânica estrutural. O primeiro método, chamado método da força ou flexibilidade, utiliza forças internas como as incógnitas do problema. Para obter as equações governantes, primeiro são usadas as equações de equilíbrio. Então as equações adicionais necessárias são encontradas por meio da introdução de equações de compatibilidade. O resultado é um conjunto de equações algébricas para determinar as forças redundantes ou desconhecidas.

O segundo método, chamado de método dos deslocamentos, ou método da rigidez, assume os deslocamentos dos nós do problema como desconhecidos. As equações governantes são expressas em termos de deslocamentos nodais usando as equações de equilíbrio e uma lei aplicável

que relaciona forças com deslocamentos.

Os dois métodos diretos resultam em diferentes incógnitas (forças ou deslocamentos) na análise e matrizes diferentes associadas às suas formulações (flexibilidades ou rigidez). Para fins computacionais, o método de deslocamento (ou rigidez) é mais desejável porque a sua formulação é mais simples para a maioria dos problemas de análise estrutural. A grande maioria dos programas de elementos finitos com propósitos gerais tem incorporado a formulação do método deslocamento para resolver problemas estruturais.

Outro método geral que pode ser utilizado para desenvolver as equações governantes para problemas estruturais e não estruturais é o método variacional. O método variacional inclui certo número de princípios. Um desses princípios é o da mínima energia potencial que se aplica aos materiais que se comportam de forma linear-elástica. Um princípio variacional usualmente utilizado para desenvolver as equações governantes é o princípio do trabalho virtual. Este princípio aplica-se a materiais que se comportam de forma linear-elástica, bem como aqueles que se comportam de forma não linear.

O método dos elementos finitos modela a estrutura usando pequenos elementos interconectados chamados elementos finitos. Uma função de deslocamento está associada a cada elemento finito. Cada elemento interconectado é vinculado, direta ou indiretamente, a todos os outros elementos por meio de interfaces comuns (ou compartilhadas), incluindo nós e/ou linhas de contorno e/ou superfícies. Ao usar propriedades de tensão/deformação conhecidas para o material que compõe a estrutura, pode-se determinar o comportamento de um determinado nó em termos das propriedades de todos os outros elementos na estrutura. O conjunto total de equações que descrevem o comportamento de cada nó resulta em uma série de equações algébricas melhor expressas em notação matricial. (Logan (2012)).

4.2 Elementos finitos do tipo casca

Uma casca é, em essência, uma estrutura que pode ser derivada a partir de uma placa. No entanto, a forma como a casca suporta cargas externas é bastante diferente da placa. Uma estrutura do tipo casca “carrega cargas” em todas as direções e, portanto, sofre flexão e torção, bem como deformação no plano (O.C.Zienkiewicz *et al.* (1981)). Alguns exemplos utilizando elementos tipo casca seriam o projeto em forma de cúpula do telhado de um edifício com um grande volume de espaço; ou um edifício com requisitos arquitetônicos especiais, como uma igreja ou mesquita; ou estruturas com um requisito funcional especial, como tanques de água cilíndricos e hemisféricos; ou estruturas leves como a fuselagem de uma aeronave.

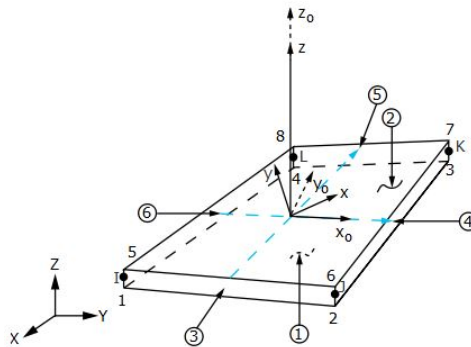
O elemento de casca mais simples, mas amplamente utilizado pode ser formulado facilmente combinando os elementos de elasticidade bidimensional (estado plano de tensões) e placa. O elemento de elasticidade plana lida com a membrana ou efeito dentro plano (*in-plane effects*), enquanto os elementos da placa são usados para lidar com a flexão ou efeitos fora do plano (*out-plane effects*). Um procedimento para desenvolver esse elemento pode ser combinando os dois tipos de elementos descritos anteriormente de maneira semelhante ao método usado para formular os elementos do tipo pórtico (*frame*) utilizando os elementos viga (*beam*) e treliça (*bar* ou *truss*). Evidentemente, o elemento do tipo casca também pode ser formulado usando o método usual de definir funções de forma, substituindo-se nas equações constitutivas e, assim, obtendo as matrizes do elemento (Liu & Quek (2003)).

4.2.1 Descrição do elemento SHELL181

O dispositivo em estudo, dissipa energia através de sua deformação plástica, o que leva a uma mudança nas propriedades do material. Assim é necessária uma análise não linear do material. No ANSYS V17.1 (2017) existem diferentes tipos de elementos finitos que são utilizados, dependendo da natureza do problema. A figura 38 mostra a geometria

do elemento SHELL181 do ANSYS V17.1 (2017). O SHELL181 é um elemento 3D que pode ser utilizado para modelagem do sistema de dissipação inclusive adotando uma configuração 3D do dispositivo. Este elemento tem sido usado para modelar sistemas similares de dissipação sísmica (Zhu *et al.* (2017), Guo *et al.* (2017)) mostrando bons resultados. Hedayat (2015) também utiliza o elemento SHELL181 para o desenvolvimento de seu trabalho.

Figura 38 – Geometria do SHELL181



Fonte: ANSYS V17.1 (2017)

O SHELL181 é adequado para analisar estruturas de cascas finas a moderadamente espessas. É um elemento de quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó: translações nas direções x , y e z e rotações sobre os eixos x , y e z . (Se a opção de membrana for usada, o elemento possui apenas graus de liberdade de translação).

O SHELL181 é adequado tanto para aplicações lineares quanto não lineares considerando grandes deslocamentos e / ou grandes deformações. Além disso o elemento pode ser associado a propriedades elásticas, elastoplásticas, fluência (*creep*) ou hiperelásticas. Para modelar elasticidade podem ser inseridas somente as propriedades elásticas lineares isotrópicas, anisotrópicas e ortotrópicas. Os modelos de plasticidade de encruamento isotrópico de von Mises podem incluir opções BISO

(encruamento isotrópico bilinear) e NLISO (encruamento isotrópico não linear). Os modelos de plasticidade de encruamento cinemático podem incluir BKIN (encruamento cinemático bilinear) e CHABOCHE (encruamento cinemático não linear). Os modelos que incluem a plasticidade assumem que as propriedades elásticas são isotrópicas (ANSYS V17.1 (2017)).

4.3 Estudo em mecânica computacional do amortecedor proposto por Benavent-Climent

Na seção 2.4.2 foi apresentado o modelo do amortecedor em estudo, e na seção a seguir é estudado o dispositivo utilizando o MEF através da ferramenta computacional ANSYS V17.1 (2017). As tiras do dispositivo são sujeitas a um padrão de carregamento monotônico levando até um nível específico de plastificação baseado na resistência do material, assim a energia é dissipada através da deformação inelástica do metal. As condições de carregamento impostas às tiras do amortecedor exigem um estudo de plasticidade e não-linearidade geométrica para analisar a capacidade de plastificação e deformação das tiras.

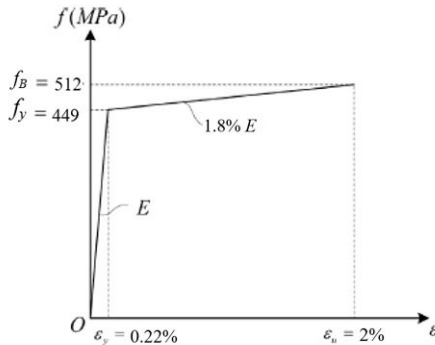
O SHELL181 é o elemento tipo casca utilizado para o estudo do sistema de dissipação (SSD), uma vez que este elemento é adequado à modelagem deste tipo de problema. Para a utilização deste elemento são necessárias informações das propriedades mecânicas do material. Estas propriedades podem ser representadas em uma curva tensão deformação baseada em um teste experimental. Benavent-Climent (2010) em seu trabalho não fornece esta curva, no entanto são aqui consideradas as informações baseadas no limite de escoamento, limite de ruptura e módulo de elasticidade para formar uma curva bilinear (figura 39), e deste modo considerar a plasticidade no elemento.

Finalmente é feita uma análise dos parâmetros do amortecedor baseada no trabalho de Hedayat (2015) das tiras sujeitas a carregamento lateral, sendo que são controlados a flambagem e o padrão de escoamento para evitar uma falha prematura das tiras.

4.3.1 Propriedades mecânicas do material e geometrias dos protótipos

Os testes experimentais de Benavent-Climent (2010) incluem 4 protótipos, cada um deles com uma configuração tubo em tubo similar à mostrada na figura 20. Para todos os testes o tubo exterior foi de $160 \times 160 \times 8$ mm (altura \times largura \times espessura), enquanto as dimensões do tubo interior foram $140 \times 140 \times 8$ mm. A diferenças entre os protótipos foram a largura b , o número total de tiras n e o tipo de carregamento aplicado. As propriedades mecânicas dos tubos exteriores que foram cortados para formar as tiras são: $f_y = 449$ MPa, $f_B = 512$ MPa e $E = 200$ GPa. Os protótipos foram submetidos a ciclos de carga de amplitude crescente; a amplitude aumenta em cada ciclo consecutivo $\Delta\delta$ normalizado por δ_y , desta maneira mudou o valor de $\phi = \Delta\delta/\delta_y$ em cada passo. Combinando b , n , ϕ , os ensaios possuem a seguinte denominação TTD15/20/5, TTD15/20/20, TTD20/20/5 e TTD20/20/20.

Figura 39 – Curva bilinear



Fonte: Acervo próprio

Para a modelagem numérica do dispositivo é necessário considerar com a curva tensão deformação do material e para sua construção se utiliza as informações das propriedades mecânicas dos protótipos testados experimentalmente. As informações permitem construir uma curva

bilinear do material, que é mostrada na figura 39, esta curva pode ser utilizada para modelar o dispositivo com boas aproximações, no entanto se recomenda trabalhar com uma curva tensão-deformação multilinear de um material testado experimentalmente para obter resultados mais precisos. Assim, para estabelecer o módulo tangencial da curva bilinear tensão-deformação do material, é considerada uma máxima amplitude de deformação de 2% conforme indica o protocolo da norma para projeto de edificações sismo resistentes, AISC341-05 (2005).

Em relação à geometria, assume-se valores para os parâmetros do protótipo como o raio da tira (r), o comprimento da fenda (Dv), a distância do final da tira até a borda da placa com fendas (Ed), entre outros (ver figura 23), com o intuito de completar a informação necessária para o modelamento computacional do amortecedor.

4.3.2 Análise do sistema de dissipação SSD do BRB

Uma vez definidas as propriedades do material do amortecedor em estudo, nesta seção são apresentados as condições de contorno e o estudo dos parâmetros de seu sistema de dissipação(SSD) e como eles influenciam no desempenho do dispositivo.

4.3.2.1 Condições de contorno

O estudo dos parâmetros do sistema de dissipação do dispositivo baseia-se principalmente em um modelo de placa plana com furos (SSD). O SSD é formado em duas faces opostas do tubo exterior do amortecedor como mostra a figura 20. A figura 40 (a) mostra uma configuração 3D do amortecedor na qual ao aplicar nas extremidades uma força axial, o arranjo total de tiras das duas faces do tubo exterior trabalham simultaneamente ao carregamento aplicado. O amortecedor possui duas filas de tiras em cada face oposta do tubo exterior que são separadas pelas soldas que fixam o tubo interior ao exterior como mostra a figura 40 (b). As soldas entre as tiras fazem com que cada fila trabalhe, independentemente do incremento de carregamento. Assim,

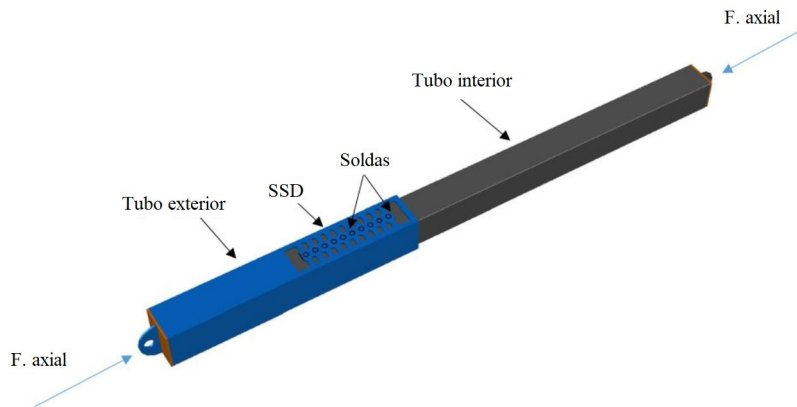
para o caso de placa plana com fendas, é considerado um estudo de uma fila de tiras fixada na metade da placa que é formada na face do tubo exterior (figura 40 (c)), desta maneira pode-se analisar o SSD aplicando condições de simetria. O uso da simetria permite reduzir o tamanho do problema, desta maneira pode-se usar uma subdivisão mais fina de elementos com menos trabalho e custos computacionais (Logan (2012)). Ao aplicar estas condições o modelo é simplificado, resultando em execução e custo computacional menores.

Condições de contorno foram impostas nas duas extremidades do SSD: na extremidade inferior, todos os graus de liberdade de rotação e translação dos nós foram restringidos; na extremidade superior, foi restrito apenas o grau de liberdade de translação dos nós na direção perpendicular ao plano da placa de fenda (isto é, deformações fora do plano) (figura 40 (c)). As condições de contorno basearam-se naquelas que foram utilizadas por Lee *et al.* (2002) e Chan & Albermani (2008) em seus testes experimentais. Estas condições foram adotadas para o estudo paramétrico do dispositivo com o intuito de obter um padrão de referência entre os protótipos testados experimentalmente e os modelados.

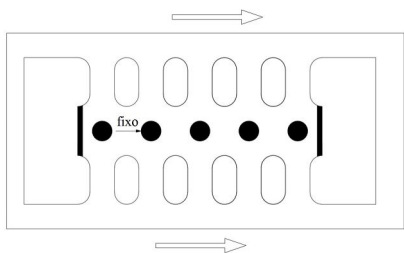
Os tubos exterior e interior do BRB são soldados nas regiões mostradas na figura 40 (a), o que indica que possivelmente exista contato entre as faces dos tubos. Entretanto para fazer o estudo computacional do dispositivo é importante indicar que não é considerado o contato entre as superfícies dos tubos, assim é desprezada uma análise de atrito. O dispositivo é fixado nas regiões indicadas e submetido a um deslocamento prescrito lateral aplicado nas extremidades da placa (figura 40 (b)) até atingir um valor específico.

A figura 41 mostra a malha típica para os SSDs modelados. O refinamento da malha em regiões específicas ajuda a capturar de melhor maneira as distribuições de tensões. O elemento utilizado para a modelagem tem 4 nós e seu número varia dependendo do refinamento e do tamanho do SSD. Para cada modelo, a linha da extremidade superior do SSD é dividida de tal maneira que o tamanho máximo do elemento

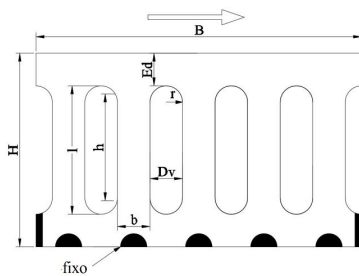
Figura 40 – Configuração 3D do BRB de Benavent-Climent (2010)



(a) BRB 3D.



(b) Parâmetros da geometria do SSD.

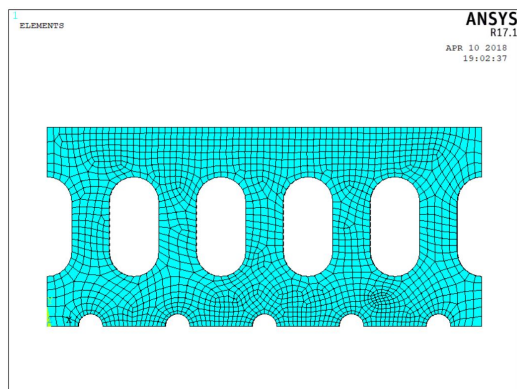


(c) Fila única de tiras

Fonte: Acervo próprio

nessa linha é de 2.5 mm. A partir daí o ANSYS V17.1 (2017) refina automaticamente o resto do modelo. Para o cálculo das tensões não foi considerado um refinamento especial nas extremidades das tiras, que são as regiões de interesse, pois como se explica posteriormente, não se utilizam as tensões para estabelecer um critério de falha dos modelos. No entanto a distribuição de tensões na modelagem é utilizada como uma ferramenta para encontrar pontos críticos dos dispositivo em testes experimentais.

Figura 41 – Discretização típica de um modelo SSD



Fonte: Acervo próprio

Um refinamento da malha aumenta o tempo de execução do problema e os resultados de tensões obtidos, para este problema, podem ser aceitados com o tamanho de malha adotado.

4.3.2.2 Avaliação do dispositivo SL-7

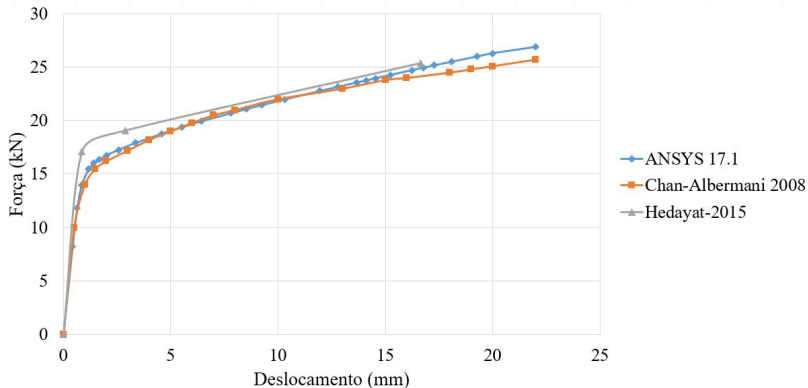
Para entender melhor o comportamento do SSD, compara-se os resultados do protótipo SL-7, testado experimentalmente por Chan & Albermani (2008), com o modelado através do MEF utilizando o ANSYS V17.1 (2017). A modelagem adotou as condições de contorno explicadas para o caso plano com as propriedades e os parâmetros geométricos que são mostrados na tabela 2 conforme a figura 40. Os resultados são apresentados na figura 42. Esta figura mostra também a curva FDBC calculada para estimar a capacidade de dissipação de energia dos SSDs sem flambagem submetidos a carregamento monotônico.

Tabela 2 – Propriedades geométricas e do material do protótipo SL-7

Protótipo	n	t(mm)	b(mm)	l(mm)	Dv(mm)	Ed(mm)	l/b	b/Dv	Ed/b	b/t	fy(MPa)
SL-7	4	8	16,6	99,1	8,4	20	5,97	1,98	1,2	2,08	316,5

A figura 42 mostra as curvas obtidas de maneira analítica, experimental e numericamente para o protótipo SL-7 que foi submetido a um carregamento monotônico. A falha do SL-7 no teste experimental foi considerada até a ruptura total das tiras (Chan & Albermani (2008)) com um deslocamento e força máxima de 22,71 mm e 25,71 kN respectivamente. Para a construção do modelo numérico foi utilizada uma curva bilinear similar à mostrada na figura 39 com uma tensão de escoamento $f_y = 316,5$ MPa, módulo de elasticidade $E = 206$ GPa e um módulo tangente de 2500 MPa. O módulo tangente foi escolhido realizando vários testes numéricos até conseguir uma curva aproximada à curva com dados experimentais. A tabela 3 resume os pontos para a construção da curva FDBC proposta por Hedayat (2015), além disso mostra-se os valores de força e deslocamento de escoamento calculados pelas equações 2.1 e 2.3 proposta por Benavent-Climent, Oh & Akiyama (1998)

Figura 42 – Comparação entre os resultados analíticos de Hedayat (2015), numéricos e experimental do protótipo SL-7 sob carregamento monotônico



Fonte: Acervo próprio

Pode-se observar na figura 42 que as curvas numérica e experimental estão muito próximas o que poderia validar o modelo de MEF

adotado para esta avaliação. Entretanto a curva analítica FDBC possui uma diferença com os modelos numérico e experimental, a qual está dentro de um erro considerado por Hedayat (2015) nas formulações de suas equações. Para a estimação do ponto máximo de força e deslocamento da curva FDBC, utiliza-se o critério de falha *Failure index* (FI). O FI tem sido utilizado por vários autores (Chao, Khandelwal & El-Tawil (2006), Chi, Kanvinde & Deierlein (2006), Kanvinde & Deierlein (2006), Prinz & Richards (2009)) para prever o início da fratura de sistemas de dissipação aplicados “ao risco” sísmico.

Tabela 3 – Cálculos analíticos do SL-7

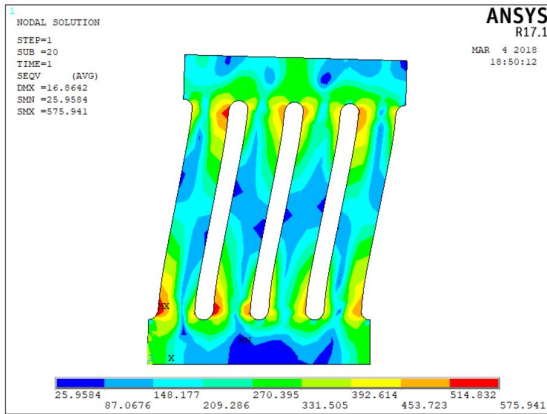
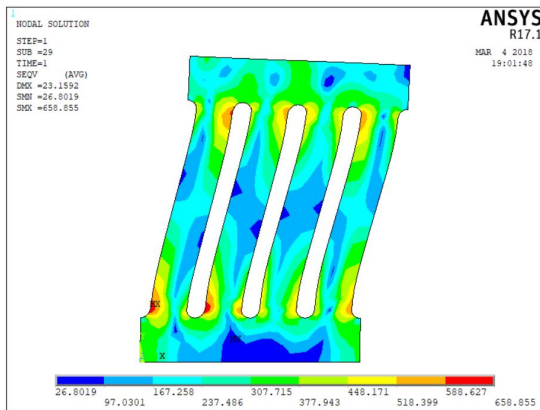
Protótipo	Benavent		Hedayat					
	Q_y (kN)	δ_y (mm)	Q_y (kN)	δ_y (mm)	P_{cap} (kN)	δ_{cap} (mm)	P_U (kN)	δ_U (mm)
SL-7	15,3	0,7	17,11	0,87	19,08	2,89	25,39	16,64

A diferença entre as curvas enquanto a seu ponto último de força (P_U) e deslocamento δ_U , é devido a que as fórmulas analíticas da FDBC consideram este valor máximo no início da falha baseado no critério FI, no entanto a curva experimental considera a falha até a ruptura total das tiras o que leva a um deslocamento lateral maior do SSD. Assim poderia se dizer que o começo da falha do SL-7 aconteceria nos pontos últimos indicados na tabela 3.

A figura 43 mostra a distribuição de tensões de von Mises para o protótipo SL-7 em diferentes valores de deslocamento. Nas figuras 43 (a) e (b) foram aplicados deslocamentos máximos de 16,64 e 22,71 mm, respectivamente. Estes valores correspondem ao valores máximos de deslocamento analítico e o aplicado no teste experimental.

As figuras 43 (a) e (b) mostram que as máximas tensões de von Mises ocorrem nas extremidades das tiras. Estes valores máximos são 575 e 658 MPa para o protótipo SL-7 com deslocamento $\delta_U=16,64$ e $\delta_U=22,71$ respectivamente. No trabalho de Hedayat (2015) foi demonstrado que a tensão de von Mises utilizada de maneira individual não pode ser usada como uma ferramenta apropriada para estimar o início da fratura do SSD. Desse modo o autor, para essa estimativa, recomenda

Figura 43 – Distribuição de tensões von Mises

(a) Modelo SL7 $\delta_U=16,64$ mm(b) Modelo SL7 $\delta_U=22,71$ mm

utilizar outros índices, como o FI.

4.3.3 Estudo paramétrico do sistema de dissipação do dispositivo de Benavent-Climent (2010)

Na tabela, 4 mostra-se as propriedades geométricas dos protótipos testado experimentalmente por Benavent-Climent (2010), cujas

propriedades mecânicas estão resumidas na figura 39. Além disso esta tabela também mostra os valores de força e deslocamento de escoamento dos dispositivos nestes testes. Na seguinte é será analisado o SSD a partir da geometria original do dispositivo com o intuito de avaliar e de encontrar uma configuração do seus parâmetros que melhore a capacidade de dissipação do dispositivo original. O estudo numérico é realizado aplicando as condições de simetria e de contorno antes indicadas. As fórmulas analíticas são consideradas para construção da curva FDBC e fazer uma comparação entre os resultados encontrados. Além disso, as fórmulas e restrições da figura 27 servem como suporte neste estudo para controlar a flambagem das tiras do SSD.

Tabela 4 – Propriedades geométricas dos protótipos de Benavent-Climent (2010)

Protótipo	n	t (mm)	b (mm)	h (mm)	l (mm)	H (mm)	Dv (mm)	Ed (mm)	Q_y (kN)	δ_y (mm)
TTD 15/20/5	5	8	15	20	40	80	20	20	80,75	0,17
TTD 20/20/5	3	8	20	20	42	80	22	19	83	0,16

O número de tiras n , a largura b , a altura h e a espessura t são os únicos valores dos parâmetros que se indicam no estudo experimental. Dessa forma, os demais de parâmetros como a largura da fenda Dv e a distância livre à extremidade Ed foram estabelecidos para completar as informações necessárias às análises numérica e analítica

Com o intuito de obter um padrão de comparação foi “calculado” analítica e numericamente “o sistema de dissipação” SSD dos protótipos experimentais. Neste contexto, a tabela 5 mostra os cálculos analíticos obtidos com as fórmulas utilizadas por Benavent-Climent, Oh & Akiyama (1998) e Hedayat (2015). Pode-se observar que existe uma diferença entre os valores de força e deslocamento de escoamento entre os dois autores, diferença que está associada ao tipo de escoamento e às condições de contorno, sendo que esta diferença pode ser maior quando as tiras escoarem a cisalhamento como é explicado posteriormente.

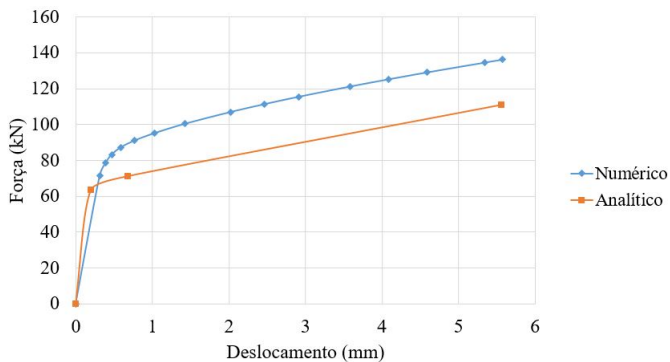
A figura 44 mostra as curvas analíticas e numéricas para o sistema de dissipação SSD do BRB em estudo. Existe uma diferença entre estas curvas, sendo esta diferença maior no caso do protótipo TTD 15/20/5

Tabela 5 – Cálculos analíticos dos protótipos Benavent-Climent (2010)

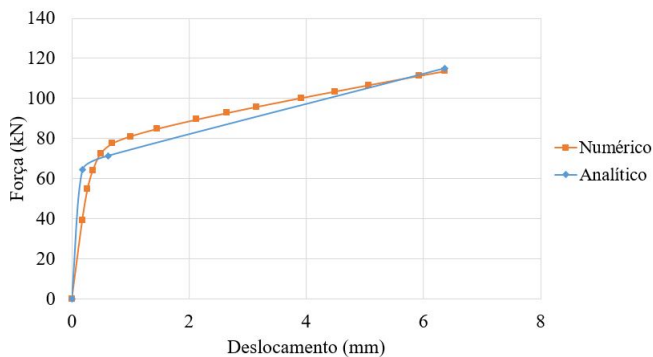
Protótipo	Benavent				Hedayat							
	b/t	l/b	b/Dv	Eb/b	Q_y (kN)	δ_y (mm)	Q_y (kN)	δ_y (mm)	P_{exp} (kN)	δ_{exp} (mm)	P_I (kN)	δ_I (mm)
TTD 15/20/5	1,87	2,67	0,75	1,05	81	0,21	64,44	0,20	71,02	0,68	110,88	5,57
TTD 20/20/5	2,5	2,10	0,91	2,75	83,84	0,23	64,65	0,18	71,51	0,62	115,16	6,37

da figura 44 (a).

Figura 44 – Curvas força vs. deslocamento dos protótipos de Benavent-Climent (2010)



(a) TTD 15/20/5



(b) TTD 20/20/5

A tabela 6 mostra as áreas numéricas (A-N) e analíticas (A-A) abaixo das curvas de força-deslocamento mostradas na figura 44. O valor da área representa a tenacidade a qual serve para comparar a

capacidade de dissipação do SSD.

Tabela 6 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas dos protótipos de Benavent-Climent (2010)

Protótipo	A-N (kN-mm)	A-A (kN-mm)	%
TTD 15/20/5	609,05	483,07	26,07
TTD 20/20/5	590,24	572,04	3,18

Para o presente estudo paramétrico é necessário inserir algumas condições que ajudem a controlar falhas prematuras das tiras. Os resultados das figuras 26 e 27 mostraram que para evitar a flambagem no SSD a relação b/t deve ser menor do que 3,5. Assim sendo, a espessura dos protótipos é 8 mm, o que leva a uma largura máxima da tira de 28 mm.

As equações analíticas de Hedayat (2015) foram desenvolvidas considerando escoamento a flexão das tiras. A relação l/b controla o escoamento a flexão ou a cisalhamento das tiras do SSD. Baseado em formulas teóricas, 1,3 é o mínimo valor desta relação para uma tira escoar a flexão. Por outro lado, tiras com $l/b > 7$ são muito longas, o que as torna muito propensas à flambagem lateral-torsional. Estabelece-se deste modo um limite mínimo do comprimento l da tira do dispositivo em análise de 36.4mm. Logo o comprimento máximo l da tira é avaliado dependendo do espaço disponível na face do tubo exterior do dispositivo.

Para avaliar a influência dos parâmetros na capacidade de dissipação do SSD, o estudo numérico será dividido em três grupos onde alguns parâmetros são mantidos constantes, enquanto outros variam.

4.3.3.1 Estudo paramétrico do primeiro grupo de estudo

O primeiro grupo de estudo paramétrico é realizado mudando a largura da tira de 10 mm até 28 mm e mantendo os outros parâmetros fixos como mostra a tabela 7. Para todos os modelos numéricos é considerado um valor constante de número de tiras n igual a 5, uma espessura t de 8mm e uma altura total do SSD H de 80mm.

A tabela 8 mostra os cálculos analíticos para o primeiro grupo

Tabela 7 – Propriedades geométricas do SSD primeiro grupo

Protótipo	b(mm)	l(mm)	Dv(mm)	Ed(mm)	B (mm)	l/b	b/Dv	Ed/b	b/t
SSD-b28	28	60	24	10	260	2,14	1,17	3	3,5
SSD-b25	25	60	24	10	245	2,40	1,04	3	3,13
SSD-b20	20	60	24	10	220	3,00	0,83	3	2,5
SSD-b15	15	60	24	10	195	4,00	0,63	3	1,88
SSD-b10	10	60	24	10	170	6,00	0,42	3	1,25

de estudo paramétrico. Nesta tabela pode-se observar que os valores de força e deslocamento de escoamento, assim como os pontos últimos diminuem com um valor menor de largura da tira b .

Tabela 8 – Cálculos analíticos do primeiro grupo de estudo paramétrico

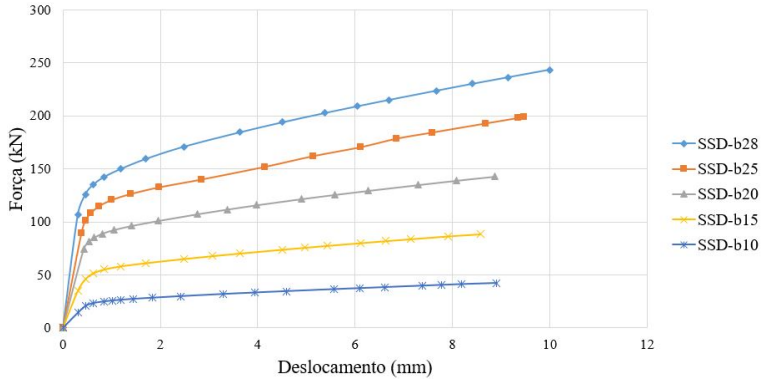
Protótipo	Benavent		Hedayat					
	Q_y (kN)	δ_y (mm)	Q_y (kN)	δ_y (mm)	P_{cap} (kN)	δ_{cap} (mm)	P_U (kN)	δ_U (mm)
SSD-b28	172,94	0,32	169,89	0,24	183,84	0,80	295,35	9,94
SSD-b25	137,87	0,33	136,73	0,26	148,67	0,85	235,50	9,48
SSD-b20	88,24	0,33	89,16	0,29	97,86	0,96	150,79	8,88
SSD-b15	49,63	0,37	51,38	0,36	57,08	1,20	84,87	8,58
SSD-b10	22,06	0,47	23,63	0,52	26,70	1,79	37,75	8,91

Com os dados geométricos da tabela 7 foram construídos os modelos numéricos e posteriormente foram obtidas as curvas força-deslocamento como mostra a figura 45. Para estabelecer um padrão de comparação entre os modelos numéricos e analíticos, é aplicado a cada modelo um deslocamento prescrito igual ao valor de deslocamento último (δ_U) baseado no cálculo analítico de Hedayat (2015).

A figura 45 compara as curvas de força versus deslocamento do primeiro grupo de estudo paramétrico, onde foi variado o parâmetro b da largura da tira enquanto os outros parâmetros da geometria foram mantidos constantes como mostra a tabela 7. O parâmetro b está ligado diretamente com a relação l/b que controla o tipo de escoamento da tira. Neste contexto diminuindo esta relação o SSD tende a mudar de escoamento de flexão para cisalhamento. Como esta figura mostra, o aumento do valor l/b provocou uma diminuição da força e deslocamento de escoamento e última do SSD e, conseqüentemente, do valor da área abaixo da curva.

Hedayat (2015) no seu trabalho estabeleceu que os SSD podem

Figura 45 – Força vs. Deslocamento grupo 1



Fonte: Acervo próprio

ser divididos em dois grupos, os que tem um valor l/b inferior a 4 e o outro superior a 4. Os protótipos do primeiro grupo alcançaram maior capacidade de força e deslocamento do que os do segundo grupo. A figura 45 mostra uma boa correlação de resultados entre o modelo numérico e o indicado pelo autor, portanto poderia-se validar os resultados para este primeiro grupo.

Na tabela 9 encontra-se a área abaixo das curvas dos modelos numérico (A-N) e analítico (A-A) mostradas na figura 45. As áreas encontradas de maneira numérica e analítica mostradas nesta tabela diminuem da mesma maneira que os as curvas da figura 45. Como mostrado nesta tabela, existe uma diferença entre os valores das áreas destas curvas, por exemplo para o modelo SSD-b28 esta diferença é de 20%. Nota-se que as diferenças entre estas áreas podem mudar dependendo do tipo de curva tensão-deformação adotada para o material.

A figura 46 mostra a distribuição de tensões de von Mises dos modelos SSD-b1 e SSDb5. Pode-se observar que as máximas concentrações de tensões para os dois modelos ocorrem nas extremidades das tiras, localidade onde espera-se falha dos modelos. O critério de von Mises pode ser utilizado para avaliar a plastificação do material, assim

Tabela 9 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas do primeiro grupo de estudo paramétrico

Protótipo	A-N (kN-mm)	A-A (kN-mm)	%
SSD-b28	1921,03	2308,44	20,16
SSD-b25	1457,90	1760,63	20,82
SSD-b20	1015,06	1060,08	4,43
SSD-b15	604,38	578,70	4,24
SSD-b10	293,8	267,43	-9,12

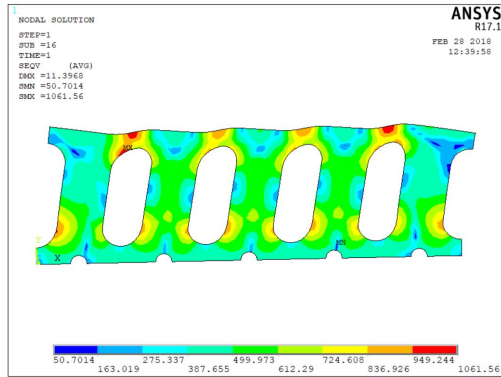
pode-se estabelecer que o material plastifica quando o valor das tensões superam seu limite de escoamento. Os valores das tensões dos modelos numéricos ultrapassam o valor da tensão de escoamento do material. Portanto pode-se dizer que os modelos SSDs plastificaram. O valor de tensão máxima de von Mises é maior comparado com a tensão última do material. Entretanto, como explicado anteriormente, esta tensão de maneira individual não é utilizada para definir um critério de falha do material.

4.3.3.2 Estudo paramétrico do segundo grupo de estudo

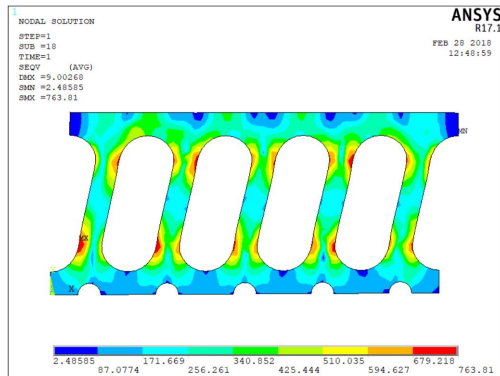
O segundo grupo de estudo paramétrico é mostrado na tabela 10, onde foi variado o comprimento da tira l , enquanto os demais parâmetros geométricos são mantidos constantes. Este parâmetro possui também uma relação direta da relação l/b . Todos os modelos neste grupo têm um valor l/b menor a 4, entrando assim no primeiro grupo estabelecido anteriormente. O comprimento l da tira depende do espaço disponível no tubo exterior do dispositivo. O parâmetro de distância livre da tira à extremidade da placa Ed está vinculado diretamente com l , pois ao aumentar o primeiro o segundo diminui e vice-versa. Porém para este segundo grupo é considerada a relação Ed/b para avaliar a capacidade de dissipação do SSD.

Os valores para construir a curva FDBC do segundo grupo de estudo paramétrico são mostrados na tabela 11. Pode-se observar nesta tabela que existe uma diferença considerável, comparado com o resto dos modelos, entre os valores de força de escoamento calculadas pelos dois

Figura 46 – Distribuição de tensões von Mises SSD-b28 e SSD-b10



(a) Modelo SSD-b28 $l/b=2,14$



(b) Modelo SSD-b10 $l/b=6$

autores nos primeiros protótipos, no entanto esta diferença diminui nos dois últimos. Como explicado anteriormente, a diferença dos cálculos está associada às condições de contorno e ao tipo de escoamento, sendo que esta diferença pode aumentar quando as tiras escoarem a cisalhamento. Segundo os cálculos analíticos de Hedayat (2015), os valores l/b dos primeiros dois modelos deste segundo grupo estão próximos ao limite que controla o tipo de escoamento. No entanto, para Benavent-Climent, Oh & Akiyama (1998) os cálculos analíticos destes modelos, consideram

Tabela 10 – Propriedades geométricas do segundo grupo de estudo paramétrico

Protótipo	b(mm)	l(mm)	Dv(mm)	Ed(mm)	B (mm)	l/b	b/Dv	Ed/b	b/t
SSD-140	28	40	24	20	240	1,43	1,40	2,50	3,50
SSD-145	28	45	24	17,5	240	1,61	1,40	2,19	3,50
SSD-150	28	50	24	15	240	1,79	1,40	1,88	3,50
SSD-155	28	55	24	12,5	240	1,96	1,40	1,56	3,50
SSD-160	28	60	24	10	240	2,14	1,40	1,25	3,50

um comportamento ao cisalhamento. Os valores Q_y para estes modelos são iguais devido à natureza da equação 2.1 que não envolve a altura h dentro de sua formulação. No primeiro grupo foi avaliada a influência do parâmetro b e mostrou-se que, enquanto menor este seja seu valor, a capacidade do SSD decresce. Para este segundo grupo foi considerado a largura b máxima possível aproximando-se assim ao objetivo de melhorar a capacidade do amortecedor.

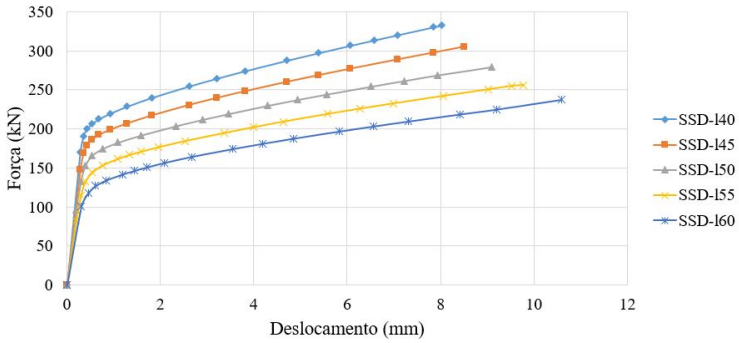
Tabela 11 – Cálculos analíticos do segundo grupo de estudo paramétrico

Protótipo	Benavent		Hedayat					
	Q_y (kN)	δ_y (mm)	Q_y (kN)	δ_y (mm)	P_{cap} (kN)	δ_{cap} (mm)	P_U (kN)	δ_U (mm)
SSD-140	220,17	0,20	209,76	0,17	228,74	0,56	385,88	8,03
SSD-145	220,17	0,25	193,47	0,19	210,67	0,62	349,45	8,51
SSD-150	207,53	0,28	181,14	0,21	196,87	0,69	321,88	9,09
SSD-155	182,63	0,30	172,02	0,23	186,50	0,76	301,24	9,78
SSD-160	162,83	0,33	165,82	0,25	179,21	0,84	286,59	10,59

As curvas numéricas para o segundo grupo de estudo paramétrico são mostradas na figura 47, onde pode-se observar que ao aumentar o valor de l e, conseqüentemente, diminuir a relação Ed/b , a força e deslocamento decresce conforme mostram os dados da tabela 11. Esta figura indica que uma tira com maior comprimento l permite um maior deslocamento lateral do SSD, no entanto a força ultima decresce com o aumento deste parâmetro.

Na tabela 12 encontra-se a área abaixo das curvas dos modelos numérico (A-N) e analítico (A-A), mostradas na figura 47, correspondente ao segundo grupo de estudo paramétrico. As áreas encontradas de maneira numérica(A-N) e analítica(A-A) mostradas nesta tabela diminuem da mesma maneira que as curvas da figura 47. Além disso

Figura 47 – Força vs. Deslocamento grupo 2



Fonte: Acervo próprio

a porcentagem de diferença entre as áreas aumenta à medida que a relação Ed/b diminui.

Tabela 12 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas do segundo grupo de estudo paramétrico

Protótipo	A-N (kN-mm)	A-A (kN-mm)	%
SSD-140	2159,21	2400,13	11,11
SSD-145	2094,67	2314,15	10,47
SSD-150	2045,83	2288,51	11,86
SSD-155	2003,49	2314,26	15,51
SSD-160	1960,07	2392,43	22,06

Na figura 48 pode-se ver a distribuição de tensões de von Mises para os modelos SSD-145 e SSD-160 do segundo grupo de estudo. Da mesma maneira do que no primeiro grupo, os máximos valores de tensão ocorrem nas extremidades das tiras e superam os valores máximos de tensão do material.

4.3.3.3 Estudo paramétrico do terceiro grupo de estudo

No último grupo de estudo paramétrico variou-se a largura da fenda Dv , enquanto o resto do parâmetros foi mantido constante. A

Figura 48 – Distribuição de tensões von Mises SSD-12 e SSD-15

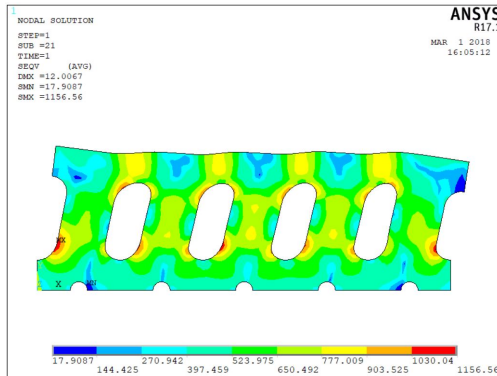
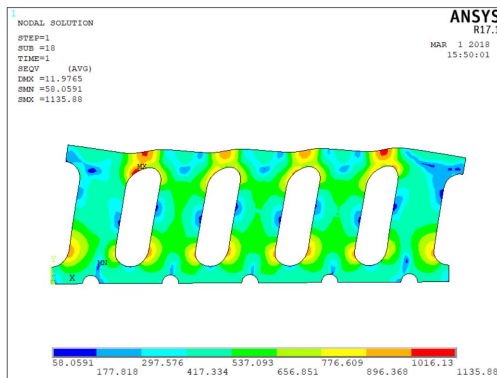
(a) Modelo SSD-145 $Ed/b=2,19$ (b) Modelo SSD-160 $Ed/b=1,25$

tabela 13 resume a geometria de cada modelo analisado numericamente. Pode-se observar nesta tabela que a única relação que muda é b/Dv . Neste grupo a largura máxima da tira b é igual a 26 mm, esta dimensão é considerada baseada nos gráficos da figura 27 que controla a flambagem das tiras. O comprimento l foi estimado dependendo do espaço disponível na face exterior do tubo. No estudo do segundo grupo se observa que enquanto maior seja l , se atinge um maior deslocamento lateral. Além disso, este último estudo paramétrico corresponde à classificação do

grupo com $l/b < 4$, porém está dentro do limite para a tira não escoar a cisalhamento ($l/b > 1,3$).

Tabela 13 – Propriedades geométricas do terceiro grupo de estudo paramétrico

Protótipo	b(mm)	l(mm)	Dv(mm)	Ed(mm)	B (mm)	l/b	b/Dv	Ed/b	b/t
SSD-Dv24	26	60	24	10	250	2,31	1,08	0,38	3,25
SSD-Dv20	26	60	20	10	230	2,31	1,30	0,38	3,25
SSD-Dv16	26	60	16	10	210	2,31	1,63	0,38	3,25
SSD-Dv12	26	60	12	10	190	2,31	2,17	0,38	3,25
SSD-Dv8	26	60	8	10	170	2,31	3,25	0,38	3,25

A tabela 14 mostra os valores dos cálculos analíticos mudando o parâmetro Dv . Pode-se observar nesta tabela que ao aumentar a relação b/Dv todos os valores de força e deslocamento assim como força última diminuem, ao mesmo tempo em que se provoca um aumento na capacidade de deslocamento máximo.

Com base no comportamento observado nos modelos de elementos finitos realizado por Hedayat (2015), parece que para o menor valor do parâmetro b/Dv (fendas maiores), as tiras tendem a trabalhar individualmente. Por outro lado, aumentando o valor do parâmetro b/Dv , as tiras funcionam como um grupo e, conseqüentemente, aumenta a capacidade do SSD.

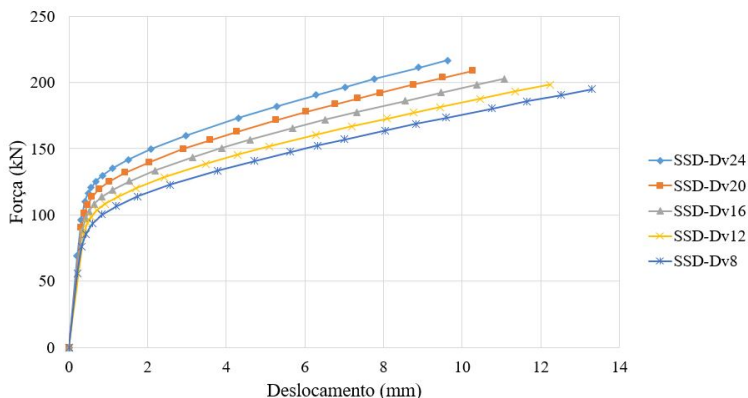
Tabela 14 – Cálculos analíticos terceiro do grupo de estudo paramétrico

Protótipo	Benavent		Hedayat					
	Q_y (kN)	δ_y (mm)	Q_y (kN)	δ_y (mm)	P_{cap} (kN)	δ_{cap} (mm)	P_U (kN)	δ_U (mm)
SSD-Dv24	149,12	0,32	147,40	0,25	160,00	0,83	254,70	9,63
SSD-Dv20	140,40	0,32	143,87	0,26	155,97	0,87	247,15	10,26
SSD-Dv16	131,88	0,32	139,66	0,28	151,18	0,92	238,22	11,08
SSD-Dv12	123,66	0,33	134,42	0,30	145,21	0,99	227,17	12,24
SSD-Dv8	115,81	0,33	127,36	0,33	137,19	1,09	212,47	14,07

As curvas dos modelos numéricos considerados neste terceiro grupo de estudo paramétrico são mostradas na figura 49. Pode-se observar nesta figura que o modelo SSD-Dv8 apresente o maior deslocamento de entre todos modelos numéricos calculados analiticamente.

Nos estudos anteriores foi mostrado que um SSD mais próximo de $l/b=1,3$ pode atingir valores maiores de força e deslocamento de esco-

Figura 49 – Força vs. Deslocamento grupo 3



Fonte: Acervo próprio

Tabela 15 – Cálculos das áreas analíticas e numéricas do terceiro grupo de estudo paramétrico

Protótipo	A-N (kN-mm)	A-A (kN-mm)	%
SSD-Dv24	1264,59	1931,71	52,71
SSD-Dv20	1534,30	2001,84	30,47
SSD-Dv16	1758,42	2090,93	18,90
SSD-Dv12	1884,35	2211,11	17,34
SSD-Dv8	2143,53	2390,77	11,53

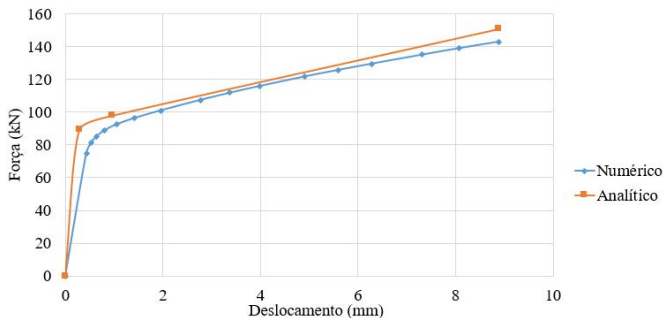
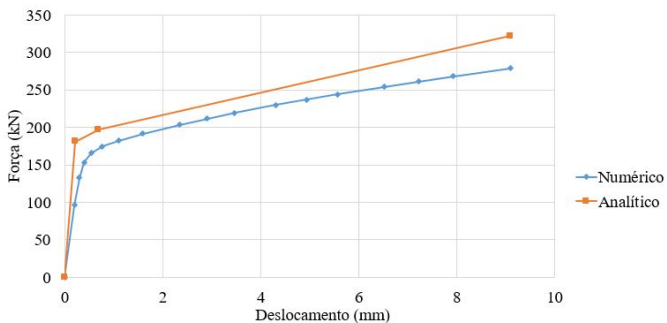
amento assim como força última, porém possui um menor deslocamento máximo lateral. Neste terceiro grupo poderia-se reduzir o valor de l até o limite ($l/b > 1,3$) para atingir um valor maior de força e deslocamento, no entanto diminui o deslocamento máximo. O modelo SSD-Dv8 apresentou a maior área entre todos os modelos numéricos e como resultado pode-se escolher os valores dos parâmetros deste modelo como referência para melhorar a capacidade de dissipação do dispositivo.

A figura 50 mostra as curvas força versus deslocamento dos modelos SSD-b20 e SSD-l50. Pode-se observar que existe uma diferença entre as curvas analíticas (FDBC) e numéricas, sendo que na figura 50 (b) esta diferença é mais pronunciada. Para a seguinte análise é considerada

a relação l/b a qual controla o tipo de escoamento. Hedayat (2015) estabelece que as tiras escoam a cisalhamento quando esta relação é menor que 1,3. Os valores l/b para as duas figuras são diferentes, sendo que o SSD-150 está mais próximo de 1,3. As tabelas 7, 10 e 13, correspondentes às propriedades geométricas dos modelos, mostram que enquanto a relação l/b é mais próxima a 1,3, os valores analíticos para construir a curva FDBC têm uma diferença cada vez maior com os resultados numéricos. Para valores de l/b que se afastam de 1,3, adotando desta maneira cada vez mais o escoamento a flexão das tiras, a diferença diminui. Este comportamento pode ser explicado com o fato que as fórmulas para a construção da curva FDBC proposto por Hedayat (2015) são baseadas no escoamento a flexão das tiras. Depois de realizar uma série de testes numéricos e comparando com os resultados analíticos, encontrou-se que existe a menor diferença de áreas A-N e A-A (<10%) entre as duas curvas quando a relação $l/b \geq 3$.

A tabela 16 mostra os cálculos analíticos relacionados à flambagem do SSD. A partir da modelagem numérica realizada por Hedayat (2015) de um total de 749 modelos de MEF, foi construído os dos gráficos da figura 27. Em função de relações de parâmetros do SSD, estes gráficos mostram através das equações de suas curvas, o limite para evitar a flambagem prematura do SSD. A tabela 16 resume as relações dos parâmetros de todos os modelos estudados e os resultados analíticos dos gráficos da figura 27. Além disso, mostra também os valores de flambagem lateral torsional (LTB) e flambagem lateral (LB) calculadas com as equações 2.6 e 2.8 respectivamente.

A tabela 16 mostra as relações dos parâmetros que servem para controlar a flambagem do SSD. Estas relações também são calculadas analiticamente com as equações dos gráficos da figura 27. Os valores das equações estabelecem um limite para o SSD não flambar, desse modo os valores dos parâmetros do SSD devem ser menores que os calculados com estas equações. Neste contexto, foram controladas as relações H/t , H/b e l/t nos três grupos, no entanto a relação H/B não cumpre com o valor mínimo estabelecido para não flambar. Nestes grupos de estudo

Figura 50 – Curvas força vs. deslocamento diferente l/b (a) Modelo SSD-b20 $l/b=3$ (b) Modelo SSD-l50 $l/b=1.8$

os modelos SSD-b10 e SSD-Dv8 cumprem com os todos os requisitos para um SSD sem flambagem. O SSD-Dv8 apresenta uma maior área abaixo da curva dentre os dois modelos. Nota-se que a largura da tira b para este terceiro grupo é menor do resto de grupos devido ao controle da relação H/B que tem uma ligação direta com este parâmetro. Além disso todos os valores de LTB e LB estão dentro dos limites, pois como indicado anteriormente os valores mínimos de LTB e LB sugerido para evitar a flambagem é 4 e 90 respectivamente. O valor de LB também pode ser calculado com a equação da figura 26.

A figura 51 (a) mostra as curvas analítica e numérica do modelo SSD-Dv8 do terceiro grupo de estudo numérico selecionado o qual seria

Tabela 16 – Cálculos analíticos para controle de flambagem

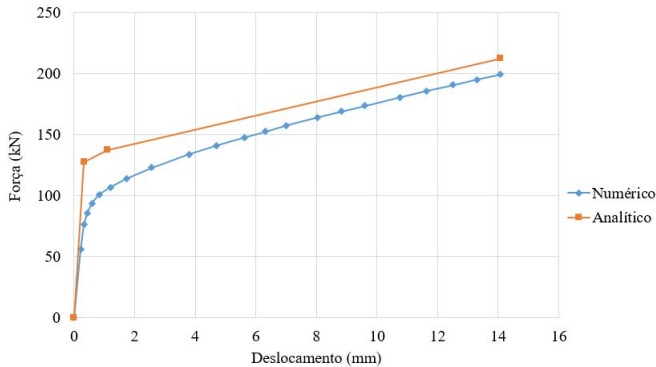
Protótipo	Parâmetros				Analítico						
	H/t	H/b	H/B	l/t	H/t	H/b	H/B min	H/B max	l/t	LTB	LB
TTD 15/20/5	10	5,33	0,46	5,00	32,11	16,83	0,46	0,72	6,89	30,21	290,62
TTD 20/20/20	10	4,00	0,63	5,25	22,74	9,06	0,46	0,79	7,60	21,58	217,75
SSD-b28	10	2,86	0,31	7,50	17,18	4,39	0,46	0,60	18,32	10,79	177,34
SSD-b25	10	3,20	0,33	7,50	17,91	5,60	0,46	0,62	18,32	12,08	210,93
SSD-b20	10	4,00	0,36	7,50	22,74	9,06	0,46	0,66	18,32	15,10	299,54
SSD-b15	10	5,33	0,41	7,50	32,11	16,83	0,46	0,69	18,32	20,14	479,14
SSD-b10	10	8,00	0,47	7,50	91,59	52,30	0,46	0,70	18,32	30,22	957,97
SSD-140	10	2,86	0,33	5,00	17,18	4,39	0,46	0,63	6,89	16,18	110,05
SSD-145	10	2,86	0,33	5,63	17,18	4,39	0,46	0,63	8,81	14,38	123,81
SSD-150	10	2,86	0,33	6,25	17,18	4,39	0,46	0,63	11,25	12,95	137,57
SSD-155	10	2,86	0,33	6,88	17,18	4,39	0,46	0,63	14,35	11,77	151,32
SSD-160	10	2,86	0,33	7,50	17,18	4,39	0,46	0,63	18,32	10,79	165,08
SSD-Dv24	10	3,08	0,32	7,50	17,18	4,39	0,46	0,61	18,32	11,62	198,56
SSD-Dv20	10	3,08	0,35	7,50	17,18	4,39	0,46	0,64	18,32	11,62	184,35
SSD-Dv16	10	3,08	0,38	7,50	17,18	4,39	0,46	0,67	18,32	11,62	170,14
SSD-Dv12	10	3,08	0,42	7,50	17,18	4,39	0,46	0,70	18,32	11,62	155,92
SSD-Dv8	10	3,08	0,47	7,50	17,18	4,39	0,46	0,73	18,32	11,62	141,71

considerado como uma possível solução que aumentaria a capacidade de dissipação do amortecedor.

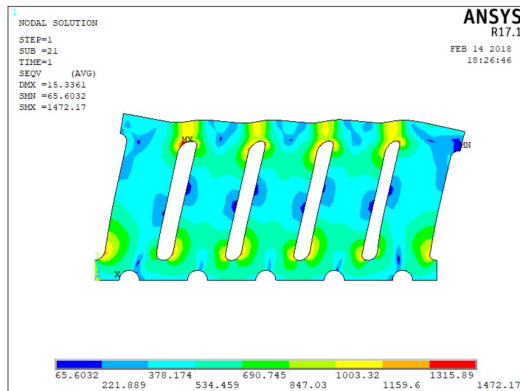
O SSD-Dv8 apresentou uma área maior dentre todos os modelos deste grupo incluindo os protótipos iniciais. Os parâmetros deste modelo oferecem uma geometria capaz de evitar a flambagem prematura, desta maneira a falha da tira estaria projetada para começar na extremidade como mostra a concentração de tensões da figura 51 (b). Hitaka & Matsui (2003) estabelecem a relação l/H a qual indica que a altura total H do SSD deve estar formado por uma certa quantidade do comprimento l da tira. O intervalo recomendado para esta relação é entre 0,65 e 0,85. O valor l/H para o SSD-Dv8 é igual a 0,75, desta maneira este modelo cumpre com as recomendações destes pesquisadores.

Como explicado antes, os modelos analítico e numérico apresentam diferença significativa entre suas curvas quando a relação $l/b \leq 3$. O modelo escolhido apresenta uma relação $l/b=2,14$ o que explica a diferença entre as curvas da figura 51 (b). Também deve ser adicionado a esta diferença o fato do tipo de curva utilizada na simulação, sendo que para este trabalho foi utilizada uma curva bilinear como mostra a figura 39. Finalmente, no próximo item o dispositivo proposto por Benavent-Climent (2010) é modelado numericamente adotando uma

Figura 51 – Resultado modelagem SSD-Dv8



(a) Força vs. deslocamento SSD-Dv8



(b) Tensões de von Mises SSD-Dv8

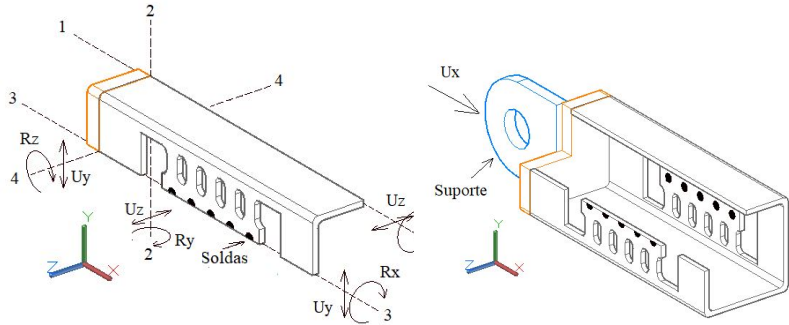
configuração 3D utilizando os parâmetros do modelo escolhido.

4.3.4 Análise do amortecedor adotando uma configuração 3D

As condições de simetria também podem ser utilizadas para a modelagem do dispositivo com uma configuração 3D, reduzindo assim o tempo de execução das simulações. A figura 52 mostra as condições de contorno para a modelo numérico do dispositivo o qual, como explicado anteriormente, possui simetria do sistema de dissipação (SSD) nas

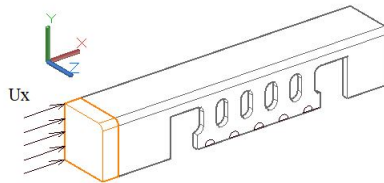
faces opostas do tubo exterior, dessa maneira para a modelagem 3D é analisada a parte do protótipo mostrada a figura 52 (a).

Figura 52 – Condições de contorno do modelo 3D



(a) Condições de contorno na simetria do modelo 3D .

(b) Modelo do dispositivo 3D .



(c) Deslocamento prescrito.

Fonte: Acervo próprio

4.3.4.1 Condições de contorno com configuração 3D

A figura 52 (a) mostra as condições de contorno da simetria adotada para a análise do protótipo aplicando um deslocamento prescrito. A figura também denota restrições de rotação e deslocamento com as letras R e U respectivamente, de acordo com o eixo de coordenadas indicado. Assim sendo, no eixo 1-1 são restritos o deslocamento na

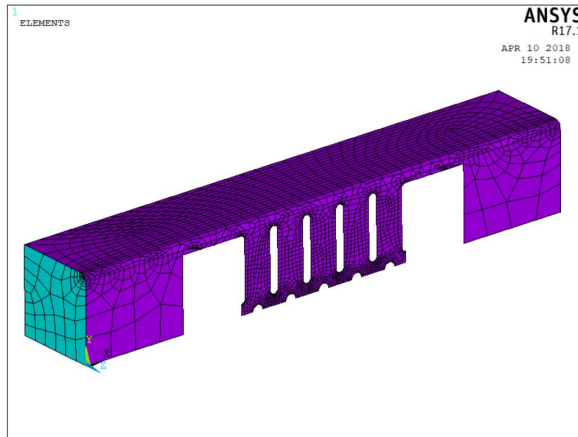
direção z e a rotação no eixo x , no eixo 2-2 é restrito o deslocamento em z e rotação em y , no eixo 3-3 é restrito o deslocamento no eixo y e a rotação no eixo x , finalmente no eixo 4-4 é restrito o deslocamento em y e a rotação em z . As soldas fixam o tubo exterior ao interior e o deslocamento é aplicado no suporte (figura 52 (b)) o que permite que o SSD, formado no tubo exterior, possa se deslocar na direção indicada. Para a modelagem é aplicado o deslocamento na placa da extremidade do tubo exterior ao longo do eixo 2-2 como mostra a figura 52 (c), e com as condições de contorno antes explicadas, adota-se um modelo de MEF do protótipo com condições aproximadas ao teste experimental utilizando simetria. O protótipo com uma configuração 3D adapta-se para ser modelado utilizando um elemento do tipo casa, e assim como no caso plano, é usado também SHELL181 do ANSYS V17.1 (2017) para as simulações.

A figura 53 mostra a discretização de malha do modelo com configuração 3D. A malha foi refinada nas regiões que interesse de análise que são das tiras do SSD. Esta discretização foi realizada com o intuito de diminuir o custo computacional e capturar as tensões no sistema de dissipação do amortecedor. Assim adotou-se um numero diferente de divisões em cada vértice do modelo, e portanto um tamanho diferente de elemento. Com a geometria dos parâmetros do modelo SSD-Dv8 o modelo 3D tem um total de 2474 elementos de 4 nós com diferentes tamanhos. Ao igual que o modelo geometricamente plano, este modelo não utiliza as tensões como um critério para estabelecer a falha do dispositivo, desta maneira não é necessário realizar um refinamento significativo de malha.

4.3.4.2 Modelagem do dispositivo com configuração 3D

A geometria dos parâmetros do modelo SSD-Dv8, o qual apresentou o melhor resultado do estudo geometricamente plano, foi utilizada para formar a modelagem 3D do dispositivo em estudo. Na figura 54 mostra-se as curvas força versus deslocamento dos modelos numéricos geometricamente plano e 3D, onde pode-se observar que força e desloca-

Figura 53 – Discretização do modelo 3D



Fonte: Acervo próprio

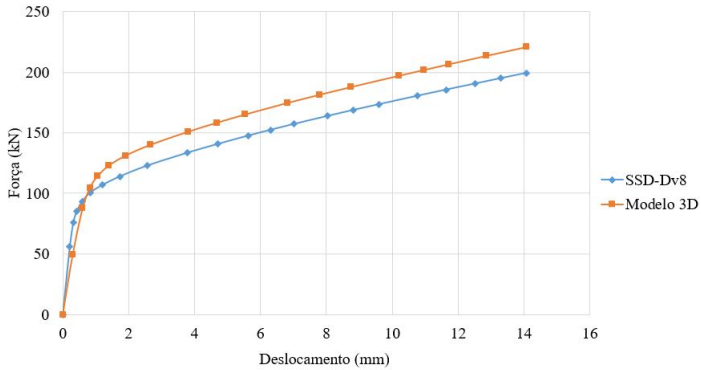
mento de escoamento assim como do ponto último do modelo 3D é maior do que o geometricamente plano. Esta diferença entre as curvas pode ser explicada fazendo referencia às condições de contorno impostas a cada modelo. O modelo geometricamente plano pode-se deformar livremente em y , no entanto no modelo com simetria 3D essa deformação não é mais permitida, o que faz que o dispositivo precise de uma força maior para atingir a mesma deformação total.

A figura 55 mostra que existe uma distribuição de tensões máxima na extremidade inferior das tiras do dispositivo, que é um comportamento esperado para tiras que trabalham a flexão. Além disso existe uma concentração de tensões no ponto de aplicação do deslocamento prescrito. Esta concentração de tensões da placa na extremidade esquerda do tubo indica que sua espessura deve ser tal que garanta a transmissão de força ao dispositivo. Neste trabalho recomenda-se que esta espessura seja mínimo 3 vezes a do tubo exterior.

Pode-se observar que, como todos os casos modelados anteriormente, a tensão de von Mises na modelagem é muito maior do que a tensão máxima do material. Porém precisaria-se de um critério como o

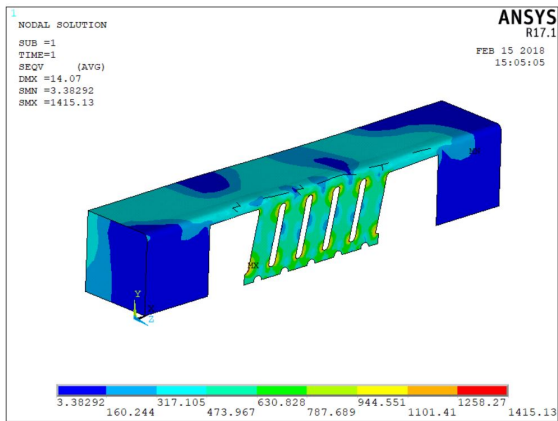
FI para verificar sua falha.

Figura 54 – Diagramas força vs. deslocamento do modelo 3D e SSD-Dv8



Fonte: Acervo próprio

Figura 55 – Tensão de von Mises modelo 3D



Fonte: Acervo próprio

5 Conclusões

Um dispositivo do tipo BRB testado experimentalmente por Benavent-Climent (2010) foi modelado numericamente utilizando o pacote comercial ANSYS V17.1 (2017). A modelagem foi realizada com um elemento tipo casca aplicando condições de simetria. A configuração do BRB consiste em dois tubos inseridos um dentro do outro fixados através de soldas em pontos específicos. Nas paredes do tubo exterior é cortado certo número de fendas formando um grupo de tiras, as quais dissipam energia usando o mesmo princípio dos amortecedores de aço com fendas, SSD. O SSD pode dissipar energia através do escoamento a flexão ou cisalhamento dependendo da configuração de seus parâmetros geométricos.

Para avaliar a capacidade de dissipação do BRB foi realizado um estudo dos parâmetros da fonte dissipadora SSD. Este estudo foi dividido em três grupos onde foram alterados alguns parâmetros enquanto outros eram mantidos constantes. Para a construção da curva limite de capacidade força-deslocamento de um SSD sem flambagem (FDBC), foram utilizadas as formulações do trabalho de Hedayat (2015). Este trabalho também estabelece limites para controlar a flambagem e evitar a falha prematura do SSD. Foi construída uma curva força-deslocamento numérica fornecida pelo ANSYS V17.1 (2017) e comparada com a FDBC. Existiram diferenças entre as curvas numéricas e analíticas e essa diferença aumentava quando a relação l/b era mais próxima a 1,3, o que indica que as tiras se aproximavam ao escoamento por cisalhamento. Pode-se observar que cada um dos parâmetros tem uma influência direta na construção das curvas e portanto na capacidade de dissipação do SSD. As curvas numéricas e analíticas podem ter uma diferença menor quando a relação l/b é maior que 3.

A flambagem de cada modelo foi controlada através das formulações de Hedayat (2015) para evitar uma falha prematura. As tensões

obtidas nos modelos são maiores que a tensão de escoamento do material o que indica a plastificação do material. Estas tensões também são maiores do que a tensão máxima do material, no entanto para estabelecer um critério de falha recomenda-se utilizar o índice FI. Foi ativada a não linearidade geométrica para a modelagem do SSD, no entanto os resultados foram similares com e sem este tipo de não linearidade o que indica que as deformações e deslocamentos não são grandes o suficiente para gerar não linearidades geométricas consideráveis. Pode-se também observar nas modelagens numéricas que a máxima distribuição de tensões de von Mises mostrou-se nas extremidades das tiras. Este comportamento é típico de um amortecedor sem flambagem. As áreas abaixo das curvas força vs. deslocamento do modelo 3D com os parâmetros escolhidos são maiores do que as áreas abaixo da curva referente ao modelo original. Portanto, considerando as distribuições de tensões, as recomendações analíticas de controle de flambagem e o valor das áreas abaixo das curvas força vs deslocamento, poderia-se dizer que se o dispositivo original adotar a a geometria escolhida para a modelagem 3D poderia dissipar de melhor maneira a energia do que com geometria original.

5.1 Trabalhos futuros

Para trabalhos futuros após concluir a presente dissertação pode ser estudado:

1. Velocidade de deformação: as excitações sísmicas podem ser traduzidas em diagramas e apresentam um sinal muito aleatório e brusco. A velocidade de deformação das estruturas e de seus componentes pode ser muito alta dependendo do tipo de excitação, nesse contexto é introduzido o efeito da viscoplasticidade. Este efeito que leva em conta a velocidade de deformação dos materiais, deve ser estudada e aplicada para projetos de amortecedores metálicos;
2. Efeito da temperatura: os materiais metálicos apresentam uma

mudança de suas propriedades mecânicas quando trabalham em diferentes temperaturas. Assim, pode ser inserido um estudo dos amortecedores metálicos considerando a temperatura de recristalização que pode ser atingida em situações de incêndio;

3. A composição química dos materiais: a qual tem uma influência direta nas suas propriedades. É importante avaliar os tipos de materiais que podem ser utilizados como amortecedores, pois cada um deles apresenta características diferentes quando comparados em um diagrama tensão-deformação;
4. Modelo de cinemático de encruamento: na modelagem poderia-se incluir o modelo CHABOCHE (Imaoka (2008)) de encruamento cinemático do ANSYS V17.1 (2017) para um carregamento cíclico. Esse modelo foi utilizado em vários trabalhos da literatura, como por exemplo Zhu *et al.* (2017) e Guo *et al.* (2017), apresentando boa correlação de resultados comparados com ensaios experimentais;
5. Os carregamentos cíclicos: aos quais podem levar a um estudo de fratura do material por fadiga. Então é necessário e importante incluir o estudo deste tipo de fenômenos dentro de projeto destes dispositivos;
6. Critério de falha: foi demonstrado que as tensões de von Mises, de maneira individual, não podem oferecer um critério de falha apropriado. Neste contexto seria importante estudar um critério adequado para estabelecer limites na capacidade de dissipação do dispositivo;
7. Projetar o dispositivo de acordo com num protocolo: a norma AISC-341 de sismoresistência indica os requisitos que devem cumprir estes em testes experimentais para, posteriormente, ser fabricado e instalado nas estruturas.

Referências

AGUIAR, R.; RODRÍGUEZ, M.; MORA, D. *Análisis Sísmico de Estructuras con Disipadores con disipadores de energía ADAS o TADAS*. Barcelona, España: Barbat, A.H., 2016.

AISC341-05. *Seismic provisions for structural steel buildings*. Chicago: Construction, American Institute of Steel, 2005.

ANSYS V17.1. *Users manual*. USA: Ansys Inc., 2017.

BENAVENT-CLIMENT, A. A brace-type seismic damper based on yielding the walls of hollow structural sections. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 32, n. 4, p. 1113–1122, 2010.

BENAVENT-CLIMENT, A.; OH, S.-H.; AKIYAMA, H. Ultimate energy absorption capacity of slit-type steel plates subjected to shear deformation. *J. Struct. Constr. Eng.*, v. 503, p. 139–147, 1998.

CASANOVA, J. *Mecánica computacional de sólidos: Prácticas sobre el método de los elementos finitos con SAP2000*. Valencia: UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE VALÈNCIA, 2016.

CELIGÜETA, J. *Análisis de estructuras con no linealidad geométrica*. Segunda ed. España: UNICOPIA C.B., 2010. 232 p.

CHAN, R. W. K.; ALBERMANI, F. Experimental study of steel slit damper for passive energy dissipation. *Engineering Structures*, v. 30, n. 4, p. 1058–1066, 2008.

CHAN, R. W. K.; ALBERMANI, F.; WILLIAMS, M. Experimental study of perforated yielding shear panel device for passive energy dissipation. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 91, n. 2, p. 14–25, 2013.

CHAO, S.-H.; KHANDELWAL, K.; EL-TAWIL, S. Ductile Web Fracture Initiation in Steel Shear Links. *Journal of Structural Engineering*, v. 132, n. 8, p. 1192–1200, 2006. ISSN 0733-9445.

CHI, W.-M.; KANVINDE, a. M.; DEIERLEIN, G. G. Prediction of Ductile Fracture in Steel Connections Using SMCS Criterion. *Journal of Structural Engineering*, v. 132, n. 2, p. 171–181, 2006.

- CHOPRA, A. K. *Dinámica de estructuras*. 4. ed. México: Pearson Education, 2014. 756 p.
- COOK, R. D.; MALKUS, D. S.; PLESHA, M. E.; WITT, R. J. W. *Concept and Applications of Finite Element Analysis*. 2002. 733 p.
- CORPORACIÓN DE DESARROLLO TECNOLÓGICO. *Protección Sísmica de Estructuras*. Chile: Camara Chilena de la Construcción, 2012. v. 4. 43 p.
- CORTÉS, G.; LIU, J. Experimental evaluation of steel slit panelframes for seismic resistance. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 67, n. 2, p. 181–191, 2011.
- CURADELLI, R. O.; RIERA, J. D. Reliability based assessment of the effectiveness of metallic dampers in buildings under seismic excitations. *Engineering Structures*, v. 26, n. 13, p. 1931–1938, 2004.
- DONGBIN, Z.; XIN, N.; PENG, P.; MENGZI, W.; KAILAI, D.; YABIN, C. Experimental study and finite element analysis of a buckling-restrained brace consisting of three steel tubes with slotted holes in the middle tube. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 124, p. 1–11, 2016.
- EN15129. *Anti-seismic devices*. UE: The European Standard on Anti-seismic Devices., 2011.
- GHASEM, M.; GHAMARI, A. Improving of Seismic Performance of Steel Structures Using an Innovative Passive Energy Damper with Torsional Mechanism. n. 05, 2012.
- GUO, Y.-L.; ZHANG, B.-H.; ZHU, B.-L.; ZHOU, P.; ZHANG, Y.-H.; TONG, J.-Z. Theoretical and experimental studies of battened buckling-restrained braces. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 136, p. 312–328, 2017.
- HEDAYAT, A. A. Prediction of the force displacement capacity boundary of an unbuckled steel slit damper. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 114, p. 30–50, 2015.
- HIGAHSINO, M.; KANI, N.; OHTA, Y.; HAMAGUCHI, H. State of the art of the development and application of seismic isolation and energy dissipation technologies for buildings in Japan. *WIT Transactions on the Built Environment*, v. 104, p. 295–304, 2009.

HITAKA, T.; JACOBSEN, A. Cyclic Tests on RC-Steel Shear Plate Composite Wall System Applicable in Beam Spans with Large Openings. *Composite Construction in Steel and Concrete VI*, p. 466–478, 2011.

HITAKA, T.; MATSUI, C. Experimental Study on Steel Shear Wall with Slits. *Journal of Structural Engineering*, v. 129, n. 5, p. 586–595, 2003.

IKHOUANE, F.; HURTADO, J. E.; RODELLAR, J. Variation of the hysteresis loop with the Bouc-Wen model parameters. *Nonlinear Dynamics*, v. 48, n. 4, p. 361–380, 2007.

IMAOKA, S. Chaboche Nonlinear Kinematic Hardening Model. *Internal Report*, v. 2008, n. 1, p. 1–15, 2008.

KAMAYA, M. Ramberg-Osgood type stress-strain curve estimation using yield and ultimate strengths for failure assessments. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier Ltd, v. 137, p. 1–12, 2014.

KANVINDE, A. M.; DEIERLEIN, G. G. The Void Growth Model and the Stress Modified Critical Strain Model to Predict Ductile Fracture in Structural Steels. *Journal of Structural Engineering*, v. 132, n. 12, p. 1907–1918, 2006. ISSN 0733-9445.

KARAVASILIS, T. L.; KERAWALA, S.; HALE, E. Hysteretic model for steel energy dissipation devices and evaluation of a minimal-damage seismic design approach for steel buildings. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 70, n. June 2015, p. 358–367, 2012.

LEE, M.-H.; OH, S.-H.; HUH, C.; OH, Y.-S.; M.-H., Y.; MOON, T.-S. Ultimate energy absorption capacity of steel slit damper subject to shear force.pdf. *Steel Structures*, p. 71–79, 2002.

LI, W.; WU, B.; DING, Y.; ZHAO, J. Experimental performance of buckling-restrained braces with steel cores of H-section and half-wavelength evaluation of higher-order local buckling. *Advances in Structural Engineering*, v. 20, n. 4, p. 641–657, 2017.

LIU, G. R.; QUEK, S. S. The Finite Element Method: A Practical Course. *Butterworth Heinemann*, p. 348, 2003.

LOGAN, D. L. *A first course in the finite element method*. Fifth edit. USA: [s.n.], 2012. 1000 p.

MA, X.; BORCHERS, E.; PENA, A.; KRAWINKLER, H.; BILLINGTON, S.; DEIERLEIN, G. Design and behavior of steel shear plates with openings as energy-dissipating fuses. *Internal Report, John A. Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University*, n. 173, 2010.

MIGUEL, L. F. F.; MIGUEL, L. F. F.; LOPEZ, R. H. Robust design optimization of friction dampers for structural response control. *Structural Control and Health Monitoring*, v. 21, n. 9, p. 1240–1251, 2014.

MIRTAHERI, M.; GHEIDI, A.; ZANDI, A. P.; ALANJARI, P.; SAMANI, H. R. Experimental optimization studies on steel core lengths in buckling restrained braces. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 67, n. 8, p. 1244–1253, 2011.

O.C.ZIENKIEWICZ; R.L.TAYLOR; MORGAN, K.; HASSAN, O.; WEATHERILL, N. P. The Finite Element Method. *Academy of Engineering Polish Academy of Science Chinese Academy of Sciences National Academy of Science Italy (Accademia dei Lincei)*, v. 35, n. 4, p. 110–114, 1981.

OH, S.-H.; KIM, Y.-J.; RYU, H.-S. Seismic performance of steel structures with slit dampers. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 31, n. 9, p. 1997–2008, 2009.

OWEN, D. R. J.; HINTON, E. Finite elements plasticity: Theory and Practice. p. 603, 1980.

PIEDRAFITA, D.; CAHIS, X.; SIMON, E.; COMAS, J. A new modular buckling restrained brace for seismic resistant buildings. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 56, p. 1967–1975, 2013.

PIEDRAFITA, D.; CAHIS, X.; SIMON, E.; COMAS, J. A new perforated core buckling restrained brace. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 85, p. 118–126, 2015.

PRINZ, G. S.; RICHARDS, P. W. Eccentrically braced frame links with reduced web sections. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 65, n. 10-11, p. 1971–1978, 2009.

PROENÇA, S. Análise não-linear de estruturas. 2012.

ROMERO, I. *Mecánica de sólidos*. Madrid: Universidad Politécnica de Madrid, 2016.

- SABELLI, R.; MAHIN, S.; CHANG, C. Seismic demands on steel braced frame buildings with buckling-restrained braces. *Engineering Structures*, v. 25, n. 5, p. 655–666, 2003.
- SAHOO, D. R.; CHAO, S. H. Performance-based plastic design method for buckling-restrained braced frames. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 32, n. 9, p. 2950–2958, 2010.
- SAOUMA, V. *Matrix Structural Analysis*. USA: University of Colorado, 1999. v. 104. 529 p.
- SARKISIAN, M.; LEE, P.; LONG, E.; SHOOK, D.; DÍAZ, A. Experiences with friction pendulum seismic isolation in California. *Earthquake Resistant Engineering Structures IX*, v. 9, 2013.
- SHEN, J.; SEKER, O.; AKBAS, B.; SEKER, P.; MOMENZADEH, S.; FAYTAROUNI, M. Seismic performance of concentrically braced frames with and without brace buckling. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 141, p. 461–481, 2017.
- SIMO, J.; HUGES, T. *Computational Inelastic*. New York: [s.n.], 2013. v. 82. 476 p.
- SOONG, T. T.; SPENCER, B. F. Supplemental energy dissipation: state-of-the-art and state-of-the- practice. *Engineering Structures*, v. 24, n. 3, p. 243–259, 2002.
- Souza Neto, E. de; PERIC, D.; OWEN, D. R. J. *Computational Methods for Plasticity*. United kin. Singapore: [s.n.], 2008. v. 55. 816 p.
- TAGAWA, H.; YAMANISHI, T.; TAKAKI, A.; CHAN, R. W. K. Cyclic behavior of seesaw energy dissipation system with steel slit dampers. *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier Ltd, v. 117, p. 24–34, 2016.
- TIMOSHENKO, S.; GERE, J. *Theory of Elastic Stability*. 2nd ed.. ed. New York: McGraw-Hill, 1961.
- XIE, Q. State of the art of buckling-restrained braces in Asia. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 61, n. 6, p. 727–748, 2005.
- XU, L. Y.; NIE, X.; FAN, J. S. Cyclic behaviour of low-yield-point steel shear panel dampers. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 126, p. 391–404, 2016.

ZHU, B.-L.; GUO, Y.-L.; ZHOU, P.; BRADFORD, M. A.; PI, Y.-L. Numerical and experimental studies of corrugated-web-connected buckling-restrained braces. *Engineering Structures*, Elsevier Ltd, v. 134, p. 107–124, 2017.

Apêndices

APÊNDICE A – Mecanismo de análise do SSD

Quando o deslocamento é suficientemente grande, o momento de flexão nas extremidades das tiras faz com que as fibras extremas atinjam a tensão de escoamento. Posteriormente, se formam rótulas plásticas em ambas as extremidades. O momento plástico M_p para vigas prismáticas é dado por:

$$M_p = \sigma_y \frac{t.b^2}{4}. \quad (\text{A.1})$$

A força final do dispositivo pode ser determinada com base no mecanismo de colapso quando os momentos nas extremidades das vigas se tornam rótulas plásticas. De acordo com a conservação de energia, e assumindo um comportamento elástico-perfeitamente-plástico do material;

$$Q_y \cdot \delta_p = 2n \cdot M_p \cdot \theta_p \quad (\text{A.2})$$

A relação geométrica construída a partir da figura 56, permite expressar o deslocamento plástico δ_p em termos de rotação plástica θ_p por

$$\delta_p = l \cdot \tan \theta_p. \quad (\text{A.3})$$

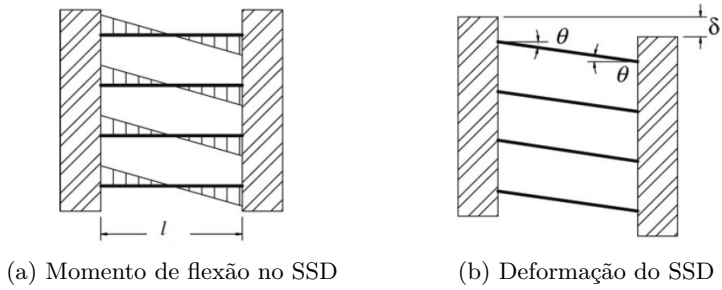
Para pequenas rotações, $\tan \theta_p \approx \theta_p$, a equação A.3 é reduzida a

$$\delta_p = l \cdot \theta_p. \quad (\text{A.4})$$

Substituindo as equações A.1 e A.4 na A.2 dá

$$Q_p = n \cdot \frac{2M_p}{l} = \frac{n \cdot t \cdot b^2 \cdot f_y}{2l}. \quad (\text{A.5})$$

Figura 56 – Esquema de deformação do SSD



Fonte: Adaptado Chan & Albermani (2008)

APÊNDICE B – Limite de capacidade força-deslocamento

No estudo de Hedayat (2015), os modelos não-lineares apresentados nas equações B.1-B.7 foram utilizados para estimar os valores dos parâmetros α e β e conseqüentemente a quantidade de força e deslocamento correspondente a cada ponto-chave de um FDCB. Nestas equações, as variáveis C1 até C7 foram determinadas utilizando análises de regressão, cujos dados são resumidos na tabela 4. Nessas equações, o valor dos parâmetros STD e Cd/b é 1.

$$\alpha_y = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\longrightarrow P_y^{est} = \alpha_y \times P_y^{theo}$$
(B.1)

$$\alpha_k = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\longrightarrow K_{inicial}^{est} = \alpha_k \times K_{inicial}^{theo}$$
(B.2)

$$\alpha_{cap} = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\longrightarrow P_{cap}^{est} = \alpha_{cap} \times P_y^{theo}$$
(B.3)

$$\alpha_U = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\longrightarrow P_U^{est} = \alpha_{cap} \times P_y^{theo}$$
(B.4)

$$\beta_y = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\rightarrow \delta_y^{est} = \beta_y \times \delta_y^{theo}$$

(B.5)

$$\beta_{cap} = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\rightarrow \delta_y^{cap} = \beta_{cap} \times \delta_y^{theo}$$

(B.6)

$$\beta_U = C1.(STD)^{C2} \cdot \left(\frac{l}{b}\right)^{C3} \cdot \left(\frac{b}{t}\right)^{C4} \cdot \left(\frac{b}{Dv}\right)^{C5} \cdot \left(\frac{Ed}{b}\right)^{C6} \cdot \left(\frac{Cd}{b}\right)^{C7}$$

$$\rightarrow \delta_U^{est} = \beta_U \times \delta_y^{theo}$$

(B.7)

Tabela 17 – Variáveis C1-C7 para determinar os parâmetros α e β de um SSD com uma fila de tiras

Parâmetro	C1	C2	C3	C4	C5	C6	C7	Error (%)
α_y	1.72	1.000	1.104	-0.032	-0.133	-0.185	1	5.7
α_k	3.77	1.000	-0.537	0.065	-0.382	-0.265	1	12.4
β_y	0.311	1.000	0.641	-0.096	0.249	0.08	1	10.3
α_{cap}	1.303	1.000	0.111	-0.043	-0.140	-0.168	1	5.7
β_{cap}	1.059	1.000	0.639	-0.112	0.238	0.088	1.00	10.1
α_U	2.447	1.000	-0.055	-0.080	-0.165	-0.188	1.000	6.0
β_U	16.206	1.000	0.055	-0.070	0.334	-0.074	1.000	13.