

PREDICCIÓN DE LA FATIGA DE DISIPADORES DE ENERGÍA ELASTOPLÁSTICOS PARA ESTRUCTURAS SISMORRESISTENTES

Enric Simon Madrenas

Per citar o enllaçar aquest document:
Para citar o enlazar este documento:
Use this url to cite or link to this publication:
<http://hdl.handle.net/10803/673928>



<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/deed.ca>

Aquesta obra està subjecta a una llicència Creative Commons Reconeixement-
NoComercial-SenseObraDerivada

Esta obra está bajo una licencia Creative Commons Reconocimiento-NoComercial-
SinObraDerivada

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial-
NoDerivatives licence



TESIS DOCTORAL

Predicción de la fatiga de disipadores de energía
elastoplásticos para estructuras sismorresistentes

Enric Simon Madrenas

2021



TESIS DOCTORAL

Predicción de la fatiga de disipadores de energía
elastoplásticos para estructuras sismorresistentes

Enric Simon Madrenas

2021

Programa doctoral en Tecnología

Director: Dr. Xavier Cahís Carola

Universitat de Girona

Memoria presentada para optar al título de doctor por la Universitat de Girona

Enric Simon Madrenas

Predicción de la fatiga de disipadores de energía elastoplásticos para estructuras sismorresistentes

Tesis Doctoral, 2021

Programa doctoral en Tecnología

Director: Dr. Xavier Cahís Carola

Universitat de Girona

Grupo de investigación AMADE

Escola Politècnica Superior

Departamento de Ingeniería Mecánica y Construcción Industrial

Carrer de Maria Aurèlia Capmany i Farnés, 61

17003, Girona

*A la meva família, sobretot a l'Aleix i la
Maria Àngels, pel temps que els hi dec.*

Agraïments // Agradecimientos // Acknowledgements

En primer lloc, voldria agrair als meus pares, Enric i Montse, que des de ben petit em van ensenyar que a base d'esforç i constància es pot aconseguir tot. Al meu pare li hauria agradat veure com aquests valors m'han servit per arribar fins aquí. També al meu germà Marc, que durant aquests últims mesos ha portat el pes de molta i complicada feina ell tot sol. Al meu fill Aleix i a la meua dona Maria Àngels pel temps que he deixat d'estar amb ells. I als meus sogres Juanita i Rafael per la seva comprensió i ànims.

Un agraïment molt especial a en Lluís Torres, ja que gràcies a ell vaig poder entrar en aquest món de la investigació i recerca.

El meu més sincer i especial agraïment al meu tutor de tesi, el Dr. Xavier Cahís, en primer lloc, per donar-me l'oportunitat de poder fer una tesi doctoral sota la seva tutorització i guiat i després, per la seva paciència, per la seva ajuda, pel seu temps, per la seva dedicació, ..., en resum, per les hores invertides durant aquest llarg procés d'aprenentatge. Sense ell, aquest treball no hauria sigut possible.

Al grup de recerca AMADE, de la Universitat de Girona, per la seva col·laboració en la fabricació i l'assaig dels dissipadors. I també al personal del laboratori d'AMADE i del taller mecànic, en Pere B., en Jordi V. i en Sergi S.

Al companys de departament com en Jordi R., l'Albert T., en Narcís G., la Cristina B., la Marta B., en Norbert B., en Miquel Ll., en Jordi C., en Lluís R., en Joan Andreu M., en Manuel M., l'Olga M., l'Imma D., en Dani P., en Pere M. i excompanys com la Cristina M. i la Irene V., que durant aquest temps, cada vegada que m'han trobat pels passadissos de l'Escola, els comentaris habituals eren, "com tens la tesi?", "ja tens data?", "quan la llegeixes?", "quan l'acabes?", "ja t'ho deus veure a sobre", així com la cara de satisfacció que se'ls hi notava quan la vaig dipositar. Gràcies a tots.

A en Jordi C., company de despatx de la Universitat, per tots els consells i ànims que m'ha donat.

I per la Carme S. i en Xavier S. companys i amics del despatx pels seus ànims.

Lista de publicaciones

X. Cahís, E. Simon, D. Piedrafita, A. Catalan. Core behavior and low-cycle fatigue estimation of the Perforated Core Buckling-Restrained Brace. *Engineering Structures* (1^{er} cuartil). Volume 174, 1 November 2018, Pages 126-138.

doi: <http://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.07.044>



El Dr. Xavier Cahís Carola, Profesor Titular de Universidad de la Universitat de Girona del departamento de Enginyeria Mecànica i de la Construcció Industrial.

DECLARO:

Que el trabajo titulado *Predicción de la fatiga de disipadores de energía elastoplásticos para estructuras sismorresistentes* ha sido realizado bajo mi dirección.

Y, para que así conste y tenga los efectos oportunos, firmo este documento.

Dr. Xavier Cahís Carola

Universitat de Girona

Girona, julio de 2021.

Notación

Simbología	Descripción	Unidades
f_y, σ_y	Límite elástico del acero de los disipadores	MPa
f_u	Tensión última	MPa
ϵ_y	Deformación unitaria de fluencia	
ϵ_u	Deformación unitaria última	
$L_B, L_A, L_C, L_R,$ $L_D, d, h, b_w, b_f,$ t_f, L_M, L_N	Parámetros geométricos del MEDS	mm
E	Módulo de elasticidad longitudinal	MPa
G	Módulo de elasticidad transversal	MPa
$A_{v,BDU}$	Área a cortante de una BDU	mm ²
L_{bi}	Longitud transversal bandas laterales y central módulo SM	mm
A_{bi}	Sección transversal bandas laterales y central módulo SM	mm ²
$\Delta_{y,T,BDU}$	Deformación teórica de plastificación de una BDU	mm
$F_{y,T,BDU}$	Fuerza teórica de plastificación de una BDU	kN
$\sum \Delta_{BDU}, \Delta_{cum,BDU}$	Desplazamiento total acumulado de una BDU	mm
$\Delta_{y,T,SM}$	Deformación teórica de plastificación de un módulo SM	mm
$F_{y,T,SM}$	Fuerza teórica de plastificación de un módulo SM	kN
$\Delta_{max,SM}$	Deformación máxima de ciclo de un módulo SM	mm
η_{SM}	Energía disipada normalizada de un módulo SM	
μ_{SM}	Ductilidad de un módulo SM	

$\Delta_{um,SM}$	Máxima deformación módulo SM bajo carga monotónica	mm
$\Delta_{a,SM}$	Amplitud máxima de deformación de un módulo SM	mm
$\mu_{BDU,P,C}$	Ductilidad plástica acumulada de la BDU	
$\mu_{a,SM}$	Ductilidad de la amplitud de deformación de un módulo SM	
$\Delta_{y,T,B}$	Deformación teórica de plastificación del núcleo del MEDS	mm
$\sum \Delta_B, \Delta_{cum,B}$	Desplazamiento total acumulado del brazo	mm
$F_{y,T,B}$	Fuerza teórica de plastificación del núcleo del MEDS	kN
n° SM	Número de módulos de disipación del MEDS	
n° BDU	Número de BDU del MEDS	
Δ_m	Desplazamiento de diseño (design interstory drift)	mm
H	Distancia entre plantas (story height)	mm
θ	Inclinación del disipador MEDS en el ensayo	
$\Delta_{max,B}$	Deformación máxima del núcleo de disipación del MEDS	mm
$\Delta_{a,B}$	Amplitud de deformación del núcleo del MEDS	mm
$\Delta_y, \delta_y, \Delta_{B,y}$	Desplazamiento inicio plastificación del brazo disipador	mm
Δ_p	Desplazamiento del pistón en el ensayo del disipador	mm
Δ_b	Desplazamiento del brazo en el ensayo del disipador	mm
γ_b, γ_x	Coeficientes del protocolo de ensayo EN15129	
$F_{b,y,exp}$	Fuerza de plastificación experimental del núcleo del MEDS	kN
$\Delta_{B,y,exp}$	Deformación de plastificación experimental del núcleo del MEDS	mm
T_{max}/C_{max}	Máxima fuerza axial de tracción/compresión del disipador MEDS	

β	Relación entre C_{\max} y T_{\max}	
$\Delta_{\max,B}$	Máxima deformación en el brazo disipador MEDS	mm
$\Delta_{\text{cum},B}$	Deformación plástica acumulada del brazo disipador MEDS	mm
n_c	Número de ciclos	
δ	Deformación axial elástica del núcleo del MEDS	mm
α	Coficiente adimensional de disminución de la rigidez axial en el MEDS	
A	Sección transversal del núcleo de disipación MEDS	mm ²
L	Longitud núcleo de disipación	mm
N_p, N_{p1}	Esfuerzo normal a la unidad de restricción y guiado y al núcleo de disipación del MEDS	kN
C_1, C_2	Esfuerzos axiales que solicitan el núcleo de disipación	kN
F_f, F_{ft}	Fuerza de fricción y fuerza de fricción total entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado del MEDS	kN
$g, g_{i,\min}, g_{o,\min}$	Espacio entre el núcleo de disipación y la unidad de restricción y guiado del disipador (gap)	mm
φ	Inclinación del eje del núcleo disipador MEDS respecto la posición horizontal inicial del disipador	
L_p	Distancia entre puntos de ondulación del núcleo de disipación	mm
μ_f	Coficiente de fricción entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado	
$E_{h,SM}$	Energía disipada de un módulo SM del MEDS	kJ
$E_{h,tot}$	Energía total disipada del brazo disipador MEDS	kJ
$\Delta_{\text{tot},b}$	Amplitud de desplazamiento total del brazo MEDS	mm

t_w	Espesor medio de las BDU de un módulo SM	mm
$t_{m,b}$	Espesor medio de las BDU de un brazo	mm
E_h, W_u	Energía disipada	kJ
$L_{lb}, b, H, b_b, L_b,$ $L_a, t, L_C, d_e, C_1,$ r, L_s	Parámetros geométricos del disipador PCBRB	mm
ED	Densidad de energía	mJ/mm ³
$\Delta_{y,T}$	Deformación teórica de plastificación	mm
$F_{y,T}$	Fuerza teórica de plastificación	kN
$\Delta_{y,exp}$	Deformación de plastificación experimental	mm
Δ_{max}	Deformación máxima	mm
η	Energía disipada normalizada	
μ	Ductilidad	
E_h	Energía disipada	kN
$\Delta_{um,PCBRB}$	Máxima deformación medida bajo carga monotónica	mm
Δ_a	Amplitud máxima de deformación	mm
μ_a	Ductilidad de la amplitud de deformación	
μ_{cum}	Ductilidad acumulada	
Δ_{cum}	Deformación total acumulada	mm
$\Delta_{pl,cum}$	Deformación plástica acumulada	mm
ϵ_y	Deformación unitaria de plastificación	
ϵ_p	Máxima deformación plástica unitaria	
n	Número aberturas del PCBRB	

θ	% del desplazamiento de diseño del disipador PCBRB	
\emptyset	Inclinación disipador PCBRB en el ensayo	
L_{BP}	Longitud de trabajo del PCBRB	mm
L_c	Longitud del núcleo de disipador del PCBRB	mm
ϵ_c	Deformación unitaria de compresión del PCBRB	
ν	Coefficiente de Poisson	
t_i	Espesor de la sección transversal de la banda lateral del núcleo de disipación del PCBRB en la dirección i	mm
b_s, t_s, b_i, t_i	Dimensiones reales (ancho y grosor) de los elementos de banda superior/inferior del PCBRB	mm
PC-r5-1, ..., PC-r5-4	Disipadores PCBRB ensayados	
Δ_{max}	Desplazamiento máximo ensayos PCBRB y TADAS	mm
$\Delta_{def,un}$	Desplazamiento debido a la holgura en la uniones	mm
$\Delta_{P,B}$	Deformación plástica del conjunto brazo PCBRB	mm
$\Delta_{y,N}$	Deformación elástica del núcleo de disipación PCBRB	mm
$\Delta_{P,N}$	Deformación plástica del núcleo de disipación PCBRB	mm
$\Delta_{total,N}$	Deformación total del núcleo de disipación PCBRB	mm
$\Delta_{exp,N}$	Deformación experimental del núcleo del PCBRB	mm
μ, μ_a	Ductilidades de la banda lateral de disipación del PCBRB	
P_y, Q_y	Fuerza de plastificación	kN
IDT-1 a IDT-5	Transductores de desplazamiento	
$\Delta_{IDT-2,C}, \Delta_{IDT-3,C}$	Deformación acumulada por el transductor de desplazamiento IDT-2 y IDT-3	mm

ϵ_a	Deformación unitaria bandas laterales de disipación del PCBRB	
$L_1, L_2, W_1, W_2, d_1, d_2, d_3, \emptyset_1, \emptyset_2, g, R, \alpha$	Parámetros geométricos del disipador TADAS	mm
F, M	Fuerza y Momento flector que solicita el TADAS	kN, kN.m
σ	Tensión normal a la sección transversal del TADAS	MPa
y_{max}	Distancia de la línea neutra a las fibras más tensionadas del TADAS	mm
d_{bd}	Desplazamiento de diseño del TADAS	mm
$D_c, D_{v1}, D_{v2}, D_{v3}$	Desplazamiento máximos de los ensayos del TADAS	mm
$\Delta_{y exp}$	Deformación inicio plastificación experimental del TADAS	mm
$\Delta_y, \Delta_{y teórico}$	Deformación teórica del inicio de plastificación del TADAS	mm
$\Delta_{pl,cum}$	Desplazamiento plástico acumulado	mm
$P_{y exp}, P_{y teórico}$	Fuerza de plastificación experimental / teórica	kN
${}_s W_u^+, {}_s W_u^-$	Energía de la parte de skeleton del rango positivo y negativo	kJ
${}_B W_u^+, {}_B W_u^-$	Energía de la parte de Bauschinger del rango positivo y negativo	kJ
${}_s W_T, {}_B W_T$	Energía total del rango positivo y negativo	kJ
$K_e^+, K_{p1}^+, K_{p2}^+, K_e^-, K_{p1}^-, K_{p2}^-$	Rigidez elástica y primera y segunda rigidez plástica de la aproximación trilineal de skeleton del rango positivo y negativo	
Q_B^+, Q_B^-	Carga de transición de K_{p1}, K_{p2} del rango positivo y negativo	kN
${}_s \delta_B^+, {}_s \delta_B^-$	Deformación plástica acumulada en Q_B del rango positivo y negativo	mm

$s\delta_u^+, s\delta_u^-$	Deformación plástica acumulada última del rango positivo y negativo	mm
$s\tilde{\eta}^+, s\tilde{\eta}^-$	Energía de la parte de skeleton del rango positivo y negativo en valor adimensional	
$B\tilde{\eta}^+, B\tilde{\eta}^-$	Energía de la parte de Bauschinger del rango positivo y negativo en valor adimensional	
$ep\tilde{\eta}^+, ep\tilde{\eta}^-$	Deformación plástica acumulada última del rango positivo y negativo en valor adimensional	
$ep\tilde{\eta}_B^+, ep\tilde{\eta}_B^-$	Deformación plástica acumulada en Q_B del rango positivo y negativo en valor adimensional	
$K_{p1}^+, K_{p2}^+, K_{p1}^-, K_{p2}^-$	Primera y segunda rigidez plástica de la aproximación trilineal de skeleton del rango positivo y negativo en valor adimensional	
τ_B^+, τ_B^-	Carga de transición de K_{p1}, K_{p2} del rango positivo y negativo en valor adimensional	
b^+, b^-	Parámetro adimensional que refleja la cantidad máxima de energía que puede ser disipada en la parte de Bauschinger	
$\tilde{\eta}^+, \tilde{\eta}^-$	Energía total del rango positivo y negativo en valor adimensional	
μ_B	Ductilidad del brazo MEDS	
μ_{BDU}	Ductilidad de la BDU del MEDS	
$\mu_{B,C}$	Ductilidad acumulada del brazo MEDS	
$\mu_{BDU,C}$	Ductilidad acumulada de la BDU del MEDS	
$\Delta_{BDU,y}$	Deformación de plastificación de la BDU del MEDS	mm
$\Delta_{SM,P}$	Deformación plástica de cada SM del MEDS	mm
$\Delta_{BDU,P}$	Deformación plástica BDU del MEDS	mm

n_{SM}	Número de módulos SM del MEDS	
$\sum \Delta_B, \Delta_{cum,B}$	Desplazamiento total acumulado del brazo	mm
$\sum \Delta_{BDU}, \Delta_{cum,BDU}$	Desplazamiento total acumulado de una BDU	mm
$\mu_{BDU,P,C}$	Ductilidad plástica acumulada de la BDU	
β	Parámetro adimensional de la ecuación de Park & Ang	
N_f	número de ciclos hasta la rotura	
α, C_1	constante del material de la fórmula de Manson-Coffin	
r_y	Radio de curvatura del disipador TADAS	mm
r_T	Radio de curvatura del disipador TADAS en desplazamiento máximo	mm
θ_y	Deformación angular de plastificación del TADAS	
θ_T	Deformación angular del TADAS en desplazamiento máximo	
ϵ_T	Deformación unitaria del TADAS en desplazamiento máximo	
$\Delta_{y,T,TDS}$	Deformación teórica de plastificación del núcleo de disipación del TADAS	mm
n_i	Número de ciclos a una cierta tensión (regla de Palmgren-Miner)	
N_i	Número de ciclos máximos soportados a una cierta tensión (regla de Palmgren-Miner)	
A_i^+, A_i^-	Área del diagrama de Bauschinger en el intervalo i	mm ²
Q_{max}^+, Q_{max}^-	Esfuerzo máximo en un ciclo de carga del diagrama de Bauschinger	kN
δ_B^+, δ_B^-	Desplazamiento de Bauschinger	mm

α^+, α^-	Parámetro adimensional del modelo histerético de Benavent-Climent	
$\Sigma s\delta^+, \Sigma s\delta^-$	Desplazamiento acumulado de la parte de skeleton	mm
β^+, β^-	Parámetro adimensional del modelo histerético de Benavent-Climent	
δ_{br}	Deformación total axial del brazo MEDS	mm
δ_{LDVT1}	Deformación del núcleo de disipación obtenida por el transductor de desplazamiento en el ensayo experimental del MEDS	
F_{br}	Fuerza axial soportada por el brazo disipador MEDS	kN
K_{rest}	Rigidez axial de la unidad de restricción del brazo disipador MEDS	kN/m
K_1, K_2	Rigideces modelo Bouc-Wen	kN/m
$k_o^+, k_1^+, k_o^-, k_1^-$	Rigideces del modelo histerético Zona-Dall'Asta en tracción/compresión	
F_{yo}	Límite elástico inicial del modelo Zona-Dall'Asta	kN
$F_{y_{max}}^+, F_{y_{max}}^-$	Fuerza máxima en las condiciones de endurecimiento isotrópico a tracción/compresión modelo Zona-Dall'Asta	kN
α^+ y α^-	Constantes de transición en tracción/compresión modelo Zona-Dall'Asta	
δ_r^+ y δ_r^-	Constantes de endurecimiento en tracción/compresión modelo Zona-Dall'Asta	

Lista de acrónimos

Acrónimo	Descripción
MEDS	Modular Energy Dissipation System
MBRB	Modular Buckling Restrained Brace
BDU	Basic Dissipation Unit
PCBRB	Perforated Core Buckling Restrained Brace
TMD	Tuned Mass Dampers
AMD	Active Mass Damper
VHD	Variable Hydraulic Damper
Fluidos ER	Electrorheological Fluids
Fluidos MR	Magnetorheological Fluids
PED	Passive Dissipation Energy
HMD	Hybrid Mass Damper
CNC	Computerized Numeric Control
PyA	Park and Ang
DPyA	Derived from Park and Ang
DTsai	Derived from Tsai

Índice

Agraïments // Agradecimientos // Acknowledgements	ix
Lista de publicaciones	xi
Notación	xv
Lista de acrónimos.....	xxv
Índice	xxvii
Lista de Figuras	xxxii
Lista de Tablas.....	xli
Resumen	xlvi
Resum	xlvii
Abstract.....	xlix
1 Introducción y Objetivos.....	1
1.1 Introducción general	3
1.2 Objetivo general.....	4
1.3 Objetivos específicos	4
1.4 Metodología.....	5
2 Estado del arte	9
2.1 Diseño sísmico. Introducción.....	11
2.1.1 Sistema de control pasivo	13
2.1.2 Sistema de control activo.....	14
2.1.3 Sistema de control semiactivo	16
2.1.4 Sistema de control híbrido	17
2.2 Disipadores de energía.....	19
2.2.1 Disipadores viscoelásticos	20
2.2.2 Disipadores de fricción.....	22
2.2.3 Disipadores por plastificación de metales	23
2.2.3.1 Disipadores por esfuerzo axial. Disipadores de pandeo restringido	23
2.2.3.2 Disipadores de flexión	33
2.2.3.3 Disipadores por cortante	35
2.2.3.4 Disipadores por extrusión de metales	39
2.3 Índices de daño.	39
2.3.1 Fatiga a bajo número de ciclos	39
2.3.2 Introducción al daño	40

2.3.3	Índices de daño. Clasificación.....	41
2.3.3.1	Índices de daño no acumulativos.....	42
2.3.3.2	Índices de daño acumulativos.....	42
2.3.3.2.1	Acumulativos basados en la deformación.....	43
2.3.3.2.2	Acumulativos basados en la energía.....	45
2.3.3.2.3	Índices de daño combinados.....	45
2.4	Modelos de comportamiento histerético.....	57
2.4.1	Modelo histerético bilineal simple.....	58
2.4.2	Modelo Ramberg-Osgood.....	59
2.4.3	Modelo de Benavent Climent.....	60
2.4.4	Modelo de Bouc-Wen [13], [14].....	64
2.4.5	Modelo de Bouc-Wen [13], [14] del software SAP2000 [86], [87].....	66
2.4.6	Alessandro Zona – Andrea Dall’Asta, 2010.....	67
3	Análisis experimental.....	71
3.1	Introducción.....	73
3.2	Ensayo experimental del disipador MEDS.....	73
3.2.1	Descripción del MEDS.....	73
3.2.2	Especímenes del ensayo.....	76
3.2.3	Configuración de los ensayos, instrumentación y protocolos de carga....	82
3.2.4	Resultados experimentales.....	89
3.2.5	Discusión de los resultados experimentales.....	94
3.3	Ensayo experimental del disipador PCBRB.....	104
3.3.1	Descripción del PCBRB.....	104
3.3.2	Especímenes del ensayo.....	105
3.3.3	Configuración de los ensayos, instrumentación y protocolos de carga..	113
3.3.4	Resultados experimentales.....	119
3.3.5	Discusión de los resultados experimentales.....	126
3.4	Ensayo experimental del disipador TADAS.....	132
3.4.1	Comportamiento y expresiones fundamentales para su dimensionamiento 132	
3.4.2	Especímenes del ensayo.....	134
3.4.3	Configuración de los ensayos, instrumentación y protocolos de carga..	136
3.4.4	Modelo de elementos finitos.....	138
3.4.5	Resultados experimentales.....	140

3.4.6	Discusión de los resultados experimentales	143
4	Modelización y predicción de la fatiga a bajo número de ciclos	145
4.1	Introducción	147
4.2	Modelo de fatiga de Tsai y modelos de fatiga $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$	150
4.3	Modelo de fatiga de Park y Ang (PyA). Modelos derivados de PyA: $\eta-\mu$ y $\mu_{cum}-\mu$ 151	
4.4	Modelo de fatiga de Benavent Climent	153
4.5	Modelo de fatiga de Manson-Coffin. Regla de Palmgren-Miner	157
4.5.1	Discusión de los resultados experimentales	157
4.5.2	Regla de Palmgren-Miner.....	158
4.6	Modelización de la fatiga del disipador MEDS.....	158
4.6.1	Introducción.....	158
4.6.1.1	Ajuste de los parámetros del modelo y bondad del mismo en la predicción de la fatiga.....	159
4.6.1.2	Discusión del modelo de Benavent Climent en el MEDS	167
4.6.2	Ajuste de los modelos de PyA, $\eta-\mu$	170
4.6.3	Ajuste del modelo $\mu_{cum}-\mu$	173
4.6.3.1	Relación entre las ductilidades del MEDS y sus BDUs. Concepto de brazo MEDS ideal	173
4.6.3.2	Ajuste del modelo de fatiga $\mu_{cum}-\mu$	176
4.6.3.3	Ajuste del modelo de fatiga $\mu_{cum}-\mu$ en la BDU.....	179
4.6.4	Valoración de los modelos de fatiga utilizados en el MEDS	180
4.7	Modelización de la fatiga del disipador PCBRB	181
4.7.1	Introducción.....	181
4.7.2	Ajuste de los modelos PyA, $\eta-\mu$ y $\mu_{cum}-\mu$	181
4.7.3	Ajuste del modelo de Tsai	185
4.7.4	Ajuste de los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$	186
4.8	Modelización de la fatiga del disipador TADAS.....	188
4.8.1	Introducción.....	188
4.8.2	Ajuste de los modelos de PyA, $\eta-\mu$	188
4.8.3	Ajuste del modelo de fatiga de Manson-Coffin	190
4.8.4	Comprobación de la aplicación conjunta del modelo de fatiga de Manson-Coffin y de la regla de Palmgren-Miner en la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos 193	
4.8.5	Ajuste de los modelos de Tsai, $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$	195

4.9	Ajuste de los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$ a disipadores con plastificación uniforme bajo estado de tensiones uniaxial	197
4.9.1	Introducción.....	197
4.9.2	Ajuste y bondad de los modelos.....	198
4.10	Discusión de resultados	200
5	Influencia de diferentes modelos histéricos en la energía disipada total	203
5.1	Introducción	205
5.2	Modelización de la respuesta: Modelo Benavent Climent	206
5.2.1	Introducción.....	206
5.2.2	Ajuste del modelo.....	207
5.2.3	Modelización de la respuesta histérica	212
5.2.4	Discusión del modelo	219
5.3	Modelización de la respuesta: Modelo Bouc-Wen implementado en el SAP2000	223
5.3.1	Introducción.....	223
5.3.2	Ajuste del modelo histérico	227
5.3.3	Modelización de la respuesta histérica	228
5.3.3.1	Modelización de la respuesta histérica de cada ensayo obtenida con el modelo ajustado del propio ensayo	228
5.3.3.2	Modelización de la respuesta histérica de los Ensayos 2 y 3 con el modelo ajustado a partir del Ensayo-1.	233
5.3.4	Discusión del modelo	236
5.4	Modelización de la respuesta: Modelo A. Zona y A. Dall'Asta.....	237
5.4.1	Introducción.....	237
5.4.2	Ajuste del modelo.....	238
5.4.3	Modelización de la respuesta histérica	239
5.4.4	Discusión del modelo	243
6	Conclusiones y trabajos futuros	245
6.1	Conclusiones generales.....	247
6.2	Trabajos futuros	249
	Bibliografía.....	251
	Anejo A	258

Lista de Figuras

Figura 2.1 El diseño convencional sugiere que la propia estructura es la responsable de disipar la energía sísmica [23]	12
Figura 2.2 Clasificación del diseño sismorresistente	12
Figura 2.3 Sistemas no convencionales de control estructural [20]	13
Figura 2.4 a)Edificio con base aislada del suelo [23]; b)Corte esquemático de un aislador de base [24]	13
Figura 2.5 Edificio TAIPEI: Tuned mass damper [28]	14
Figura 2.6 Diagrama de flujo de los sistemas de control activo [29]	15
Figura 2.7 Sistema de control AMD [29]	15
Figura 2.8 Diagrama de flujo de los sistemas de control semiactivo [20]	16
Figura 2.9 a)Esquema amortiguador MR;b)Control estructural semiactivo mediante un amortiguador MR [29]	17
Figura 2.10 Diagrama de flujo de los sistemas de control híbrido [20]	18
Figura 2.11 Aislamiento de base con control activo de desplazamiento. CP: sistema de control pasivo; CA: sistema de control activo [30]	18
Figura 2.12 Clasificación de los disipadores de energía	20
Figura 2.13 Disipador de sólido viscoelástico [32]	20
Figura 2.14 Disipador de fluido viscoso de Taylor [33]	21
Figura 2.15 Disipador de fricción [34]	22
Figura 2.16 Curva histerética Fuerza- Deformación del disipador de fricción [34]	22
Figura 2.17 Esquema de un brazo BRB convencional [19]	24
Figura 2.18 Brazo disipador de pandeo restringido en muro de hormigón [37]	25
Figura 2.19 Brazos de pandeo restringido mediante tubos [40]	25
Figura 2.20 BRB con núcleo formado por: a) un perfil de sección doble T [41], b) una barra de sección cruziforme [42] y c) una placa de acero confinada [43]	26
Figura 2.21 Tipologías de brazos BRB que no utilizan mortero [44], [45]	26
Figura 2.22 Disipadores tipo BRB [46]	27
Figura 2.23 Curvas histeréticas Fuerza-Deformación de los disipadores de la Figura 2.22 [46]	27

Figura 2.24 Disipador tipo BRB con elemento de restricción formado por 4 tubos [47]	28
Figura 2.25 Curva histerética Fuerza-Deformación del disipador BRB de la Figura 2.24 [47]..	28
Figura 2.26 Disipador tipo BRB de Tsai et al. [48]	29
Figura 2.27 Disipador tipo BRB de Iwata et al.[49]	29
Figura 2.28 Disipador tipo BRB de Palazzo et al [50].....	30
Figura 2.29 Disipador BRB con los extremos del núcleo sin restricción del pandeo [51].....	30
Figura 2.30 Brazo disipador PCBRB [17], [19].....	31
Figura 2.31 Brazo ensayado [17], [19].....	32
Figura 2.32 Protocolos de carga y curvas histeréticas fuerza-deformación [17], [19].....	32
Figura 2.33 Dispositivo ADAS [20]	33
Figura 2.34 Dispositivo TADAS [18].....	34
Figura 2.35 Dispositivo Honeycomb [55].....	34
Figura 2.36 Curva histerética Fuerza-Deformación del Honeycomb [55].....	34
Figura 2.37 Sistema DUR (Dissipator Using steel Roods) [56].....	35
Figura 2.38 Disposición de paneles de cortante en una estructura metálica porticada [62].....	35
Figura 2.39 Disipador Shear-Link [64].....	36
Figura 2.40 Disipador por cortante [60].....	36
Figura 2.41 a)Núcleo de disipación b)Detalle de un SM [16].....	37
Figura 2.42 Esquema del disipador MBRB [16].....	37
Figura 2.43 Modo de trabajo de una BDU, distribución de esfuerzos internos y deformación por cortante [16].....	38
Figura 2.44 Fuerza – Tensiones de Von Mises en su estado de deformación máxima [16]	38
Figura 2.45 Disipador de energía mediante la extrusión [32]	39
Figura 2.46 Curva histerética Fuerza-Deformación del disipador por extrusión [32].....	39
Figura 2.47 Clasificación de los índices de daño	42
Figura 2.48 Modelo de Park y Ang Modificado [78].....	48
Figura 2.49 Respuesta histerética fuerza-deformación de un disipador elastoplástico [22]	51
Figura 2.50 Parte de skeleton de la curva histerética de la Figura 2.49 [22].....	51

Figura 2.51 Parte de Bauschinger de la curva histerética de la Figura 2.49 [22]	53
Figura 2.52 Modelo de daño de Amadeo Benavent-Climent [22]	56
Figura 2.53 Clasificación propuesta de los índices de daño.....	56
Figura 2.54 a)Fuerza-Deformación del modelo bilineal sin endurecimiento; b)Fuerza-Deformación del modelo bilineal con endurecimiento [85].....	59
Figura 2.55 Modelo de Ramberg-Osgood [85]	59
Figura 2.56 Respuesta histerética carga-deformación de un disipador elastoplástico [12].....	61
Figura 2.57 Partes de a)skeleton y b)Bauschinger de la curva histerética de la Figura 2.56 [12]	61
Figura 2.58 Aproximación bilineal de Bauschinger [12]	62
Figura 2.59 Representación gráfica de: a) $\alpha \cdot Q_m$ con Q_m y b) $B\delta$ con $\Sigma s\delta$ [12]	63
Figura 2.60 Definición de parámetros para el modelo Bouc-Wen [13], [14] simplificado del SAP2000 [86], [87]	66
Figura 2.61 Esquema reológico del modelo A.Zona-A.Dall'Asta [15]	67
Figura 3.1 a)Brazo disipador MEDS [16], b)Unidad de restricción y guiado (medidas en mm)	74
Figura 3.2 Núcleo de plastificación del MEDS [16]	75
Figura 3.3 Geometría de un SM.....	76
Figura 3.4 Deformación de un elemento BDU.....	76
Figura 3.5 Diagrama tensión–deformación unitaria del ensayo del material del núcleo del MEDS, ensayos 1 a 4	77
Figura 3.6 Diagrama tensión–deformación del acero	77
Figura 3.7 Brazo disipador MEDS [16]	78
Figura 3.8: a) Núcleo de plastificación de los disipadores MEDS [16] de los Ensayos 1 a 3; b) Núcleo de plastificación del disipador del Ensayo 4, c) Geometría de un SM.	79
Figura 3.9 Solicitaciones BDU.....	80
Figura 3.10 Dimensiones de una BDU.....	81
Figura 3.11: a) Deformada de un módulo SM, b) Esquema simplificado para determinar la deformación de la zona elástica de las bandas laterales y central	81
Figura 3.12 Δ_p , desplazamiento del pistón hidráulico; Δ_b , desplazamiento del brazo	83
Figura 3.13 Modelo de comportamiento brazo disipador – columna portante vertical.....	83

Figura 3.14 a) Ensayo del MEDS [16]; b) Pistón hidráulico; c) Instrumentación núcleo del Espécimen 4;	84
Figura 3.15 Distancia entre plantas (H)	85
Figura 3.16 Historiales de desplazamiento de los brazos MEDS.....	89
Figura 3.17 Curva histerética experimental fuerza-deformación del núcleo de cada brazo MEDS ensayado.....	90
Figura 3.18 Valores experimentales de plastificación de un módulo SM de cada ensayo MEDS	90
Figura 3.19 Valores experimentales de plastificación del núcleo del MEDS de los ensayos: a)Espécimen 1, b) Espécimen 3 y c) Espécimen 2.....	91
Figura 3.20 Valores experimentales de plastificación del brazo MEDS de los ensayos: a)Espécimen-1, b) Espécimen-3 y c) Espécimen-4.....	92
Figura 3.21 Curva histerética experimental fuerza-deformación de los SM de los MEDS	93
Figura 3.22 Inestabilidad global del brazo MEDS	94
Figura 3.23 Inestabilidad global del núcleo del MEDS	95
Figura 3.24a)Posición del núcleo sin deformar (inicial), b)Posición ondulada del núcleo	95
Figura 3.25a)Inestabilidad local del núcleo, b)Posible abollamiento de la BDU [91].....	96
Figura 3.26 Rotura de las BDU	96
Figura 3.27 Inestabilidad del núcleo en la zona exterior a la unidad de restricción.....	96
Figura 3.28 Disminución de la longitud del núcleo debido a la ondulación en su estado de compresión	98
Figura 3.29 Modos de deformación del núcleo del disipador MEDS	99
Figura 3.30a)Equilibrio de la sección que contiene el nudo a de la Figura 3.29, b)Esquema de la geometría del módulo SM deformado.....	99
Figura 3.31 Representación de $E_{h,SM} / E_{h,tot} (%)$ con $(t_w - t_{mb}) / t_{mb} (%)$ del: a) Espécimen 1, b) Espécimen 2, c) Espécimen 3.....	102
Figura 3.32 Representación $\Delta_{SM} / \Delta_{tot,b} (%)$ y $(t_w - t_{mb}) / t_{mb} (%)$: a) Espécimen 1, b) Espécimen 2, c) Espécimen 3	103
Figura 3.33 Brazo BRB convencional con el núcleo de disipación en forma de hueso de perro [16]	104
Figura 3.34 Brazo disipador PCBRB	105
Figura 3.35 Núcleo total / Medio núcleo del brazo PCBRB	106
Figura 3.36 Montaje y geometría del brazo PCBRB [17].....	107

Figura 3.37 Diagrama tensión–deformación del ensayo del material del núcleo del brazo PCBRB PC-r5	108
Figura 3.38 Diagrama tensión–deformación del acero (curva real y curva ingenieril).....	108
Figura 3.39 Espacio entre el núcleo de disipación y elementos de restricción y guiado en el disipador PCBRB	109
Figura 3.40 Brazo disipador PCBRB	110
Figura 3.41 Enumeración segmentos del núcleo del PCBRB. El segmento 1 es el segmento de banda lateral más exterior y el segmento 6 el más interior.	111
Figura 3.42 Ensayo del brazo disipador PCBRB	113
Figura 3.43 Δ_p , desplazamiento del pistón hidráulico; Δ_b , desplazamiento del brazo	113
Figura 3.44 Modelo de comportamiento brazo disipador – columna portante vertical.....	114
Figura 3.45: a) Posición de los transductores de desplazamiento en el disipador PCBRB, b) Transductores de desplazamiento para medir la deformación local de los segmentos de la banda lateral más exterior y más interior, IDT-2 y IDT-3, respectivamente, c) Transductor de desplazamiento IDT-1 para medir la deformación global de las bandas laterales, d) IDT-4, transductor de desplazamiento para medir la deformación elástica del elemento de restricción y guiado y e) IDT-5, transductor de desplazamiento para medir la deformación del núcleo respecto el elemento de restricción y guiado.....	115
Figura 3.46 Distancia entre plantas (H)	116
Figura 3.47 Historial de desplazamientos de los PCBRB: a) del ensayo PC-r5-1, b), c) y d) de la primera serie de desplazamientos de los ensayos PC-r5-2, PC-r5-3 y PC-r5-4, respectivamente	119
Figura 3.48 Curvas histeréticas fuerza-deformación del núcleo del PCBRB	120
Figura 3.49 Fuerzas y desplazamientos de plastificación del núcleo de los PC-r5-3 y PC-r5-4.....	121
Figura 3.50 Curva histerética fuerza-desplazamiento del pistón de los ensayos de los brazos PCBRB.....	121
Figura 3.51 Comparación de desplazamientos del núcleo y del pistón de los brazos PCBRB .	122
Figura 3.52 Asimetría en la respuesta Desplazamiento-Tiempo del núcleo de disipación de los brazos PCBRB	124
Figura 3.53 Representación ciclo histerético elastoplástico ideal	125
Figura 3.54 Influencia de la deformación unitaria sobre el factor β	127
Figura 3.55 Ensayo PC-r5-1:a) historial de desplazamientos de los segmentos de banda lateral más exterior y más interior, b) comparación de la deformación acumulada entre los segmentos más exterior y más interior.....	128
Figura 3.56 Núcleos de disipación dañados de los PCBRB (segmentos exteriores están a la izquierda).....	130

Figura 3.57 Deformaciones unitarias entre zonas equivalentes de los disipadores a)PC-r45 y b)PC-r5 [99]	131
Figura 3.58 Disipadores TADAS dispuestos en paralelo [100]	132
Figura 3.59 Parámetros geométricos del disipador TADAS	133
Figura 3.60 Parámetros geométricos del disipador TADAS	133
Figura 3.61 Deformación del disipador TADAS	134
Figura 3.62 Diagrama tensión–deformación del ensayo del material del TADAS	135
Figura 3.63 Ensayo TADAS	136
Figura 3.64 Historial de desplazamiento del TADAS; a) a desplazamiento máximo de ciclo constante (D_c), b) a desplazamiento máximo de ciclo variable (D_{v1} , D_{v2} , D_{v3}).....	138
Figura 3.65 Tensiones normales en: a) la cara superior; b) la cara inferior del disipador TADAS. c) y d) Deformación máxima en el TADAS en el extremo de aplicación de la carga	139
Figura 3.66 Curvas experimentales fuerza-deformación TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo constante	140
Figura 3.67 Curvas experimentales fuerza-deformación TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo variable	140
Figura 3.68 Desplazamiento y fuerza de plastificación del TADAS obtenidos experimentalmente y numéricamente.....	141
Figura 3.69 Número de ciclos soportados - Amplitud máxima. Correlación mediante: a) función lineal, b) función exponencial	143
Figura 3.70 Número de ciclos soportados - Amplitud máxima.....	143
Figura 4.1 Diagrama elastoplástico perfecto.....	149
Figura 4.2 Deformación plástica y elástica	150
Figura 4.3 Modelo de fatiga a bajo número de ciclos de Amadeo Benavent Climent [22]	154
Figura 4.4 Respuesta histerética fuerza-desplazamiento de un disipador elastoplástico [22]...	154
Figura 4.5 Parte a) de skeleton, b) de Bauschinger de la curva histerética de la Figura 4.4 [22]	155
Figura 4.6 Parte de skeleton y aproximación trilineal de skeleton.....	155
Figura 4.7 Ajuste de la aproximación trilineal de skeleton.....	156
Figura 4.8 Curva fuerza-deformación del módulo dañado de cada MEDS ensayado.....	159
Figura 4.9 a) Parte de skeleton y b) parte de Bauschinger de la curva histerética de la Figura 4.8	161

Figura 4.10 Aproximación trilineal de skeleton definida por los parámetros comunes de los 4 ensayos	163
Figura 4.11 Representación gráfica de $\epsilon_p \eta$ y $B \eta$ para obtener los coeficientes a y b	165
Figura 4.12 Representación de la fatiga a bajo número de ciclos del MEDS. Modelo Benavent Climent [22]	165
Figura 4.13 Representación de la fatiga a bajo número ciclos del MEDS. Modelo Benavent Climent [22]	166
Figura 4.14 Representación de la fatiga a bajo número de ciclos del MEDS. Modelo Benavent Climent	167
Figura 4.15 Disipadores ensayados por Benavent Climent en [22]	167
Figura 4.16 Ancho (d) y alto (h) de la zona disipativa	168
Figura 4.17 Ondulación del núcleo debido a la compresión en el mismo	169
Figura 4.18 Energía disipada – Desplazamiento máximo	171
Figura 4.19 Ajuste del modelo de Park y Ang	171
Figura 4.20 Ajuste del modelo η - μ	172
Figura 4.21 Ajuste del modelo η - μ_a	172
Figura 4.22 Deformación plástica y elástica	174
Figura 4.23 Deformación plástica de la BDU	174
Figura 4.24 Representación ciclo histerético elastoplástico ideal	175
Figura 4.25 Ajuste experimental del modelo de fatiga μ_{cum} - μ aplicado al MEDS	178
Figura 4.26 Relación entre la ductilidad (μ_{BDU}) y la ductilidad acumulada ($\mu_{cum,BDU}$) de la BDU y la relación entre la ductilidad (μ_{BDU}) y la ductilidad plástica acumulada de la BDU ($\mu_{P,cum,BDU}$)	180
Figura 4.27 Energía disipada – Desplazamiento máximo	182
Figura 4.28 Representación del límite de fatiga del disipador PCBRB PC-r5 mediante el modelo de Park y Ang	182
Figura 4.29 Ajuste del modelo η - μ	183
Figura 4.30 Ajuste del modelo η - μ_a	183
Figura 4.31 Ajuste del modelo μ_{cum} - μ	183
Figura 4.32 Ajuste del modelo μ_{cum} - μ_a	184
Figura 4.33 Representación de la fatiga del PCBRB mediante la Ecuación (4.1)	186

Figura 4.34 Representación de la fatiga del PCBRB mediante: a) la Ecuación (4.3) ;b) la Ecuación (4.4)	187
Figura 4.35 Energía disipada – Desplazamiento máximo de ciclo de los disipadores TADAS	189
Figura 4.36 Representación del límite de fatiga del disipador TADAS mediante el modelo de Park y Ang.....	189
Figura 4.37 Representación del límite de fatiga del disipador TADAS mediante el modelo η - μ	190
Figura 4.38 Deformación del disipador TADAS	191
Figura 4.39 Valores experimentales y teóricos de la Fuerza y el Desplazamiento de plastificación del disipador TADAS [18].....	192
Figura 4.40 Ajuste del modelo de Manson-Coffin.....	193
Figura 4.41 Protocolo de ensayo del TADAS en ciclos de amplitud variable	194
Figura 4.42 Representación de la fatiga del disipador TADAS mediante el modelo de Tsai ...	196
Figura 4.43 Representación de la fatiga del TADAS mediante el modelo: a) μ_{cum} - μ_a^P , b) η - μ_a^P	197
Figura 4.44 Representación de la fatiga mediante el modelo: a) μ_{cum} - μ_a^P y b) η - μ_a^P	199
Figura 5.1 a)Respuesta histerética Fuerza-Deformación, b)Parte de skeleton de la respuesta histerética F-d [12]	206
Figura 5.2 a)Parte de Bauschinger de la respuesta histerética, b)Aproximación bilineal de Bauschinger [12]	206
Figura 5.3 Aproximación trilineal de skeleton definida por los parámetros comunes de los 4 ensayos	207
Figura 5.4 Ecuación con origen al origen de coordenadas para el cálculo del coeficiente α del: a) rango positivo y b) del rango negativo.....	210
Figura 5.5 Ecuación con origen al origen de coordenadas para el cálculo del coeficiente β en el: a) rango positivo y b) en el negativo	210
Figura 5.6 Ecuación con origen distinto al origen de coordenadas para el cálculo del coeficiente α en el: a) rango positivo y b) en el negativo	211
Figura 5.7 Ecuación de segundo grado para el cálculo del coeficiente β en el: a) rango positivo y b) en el negativo	211
Figura 5.8 Historial de desplazamientos del módulo dañado del MEDS de cada ensayo.....	213
Figura 5.9 Aproximación bilineal de Bauschinger de un intervalo.....	214
Figura 5.10 Respuesta histerética del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4, obtenidas mediante el modelo numérico ajustado con las Ecuaciones (5.8) a (5.11)	215

Figura 5.11 Comparación respuesta experimental y numérica del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4.....	216
Figura 5.12 Respuesta histerética del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4, obtenidas mediante el modelo numérico ajustado con los coeficientes $\alpha=0,80$ y $\beta=0,80$	217
Figura 5.13 Comparación de la respuesta experimental y numérica del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4.....	218
Figura 5.14 Respuestas histeréticas: experimentales (a, d, g y j), numéricas obtenidas con las Ecuaciones (5.8) a (5.11) (b, e, h, k) y numéricas obtenidas con $\alpha=\beta=0,80$ (c, f, i, l), de cada disipador MEDS ensayado	219
Figura 5.15 Aproximación trilineal de skeleton	222
Figura 5.16 Aproximación bilineal de Bauschinger de un intervalo.....	222
Figura 5.17 Sección transversal del elemento de restricción y guiado del brazo MEDS.....	224
Figura 5.18 Brazo de disipación MEDS con dos núcleos de disipación	225
Figura 5.19 Historial de desplazamientos a nivel de brazo de los MEDS	226
Figura 5.20 Parámetros de ajuste de modelo Bouc-Wen [13], [14] del SAP2000 [86], [87]....	227
Figura 5.21 Parámetros de ajuste del modelo Bouc-Wen [13], [14] del SAP2000 [86], [87]...	228
Figura 5.22 Curva histerética Fuerza - Deformación obtenida mediante el modelo Bouc-Wen [13], [14] del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3.....	229
Figura 5.23 Comparación de la curva histerética Fuerza-Deformación obtenida mediante el modelo Bouc-Wen [13], [14] con la experimental del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3	230
Figura 5.24 Comparación de la energía disipada experimental y por el modelo de Bouc-Wen del MEDS [16] en cada ciclo en el: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3.....	231
Figura 5.25 Diferencia relativa, por ciclo, entre la energía disipada experimental y la disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], en el: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3..	232
Figura 5.26 Comparación de la respuesta obtenidas mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14] ajustado con los parámetros del Ensayo 1 con la respuesta experimental del: a) Ensayo 2, b) Ensayo 3	233
Figura 5.27 Comparación, por ciclo, de la energía experimental disipada en el: a) Ensayo 2, b) Ensayo 3, y la energía disipada por ciclo mediante el modelo de Bouc-Wen ajustado con los valores del Ensayo 1.....	234
Figura 5.28, Diferencia relativa, por ciclo, entre la energía disipada experimental y la disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], ajustado a partir de los valores del Ensayo 1, en el: a) Ensayo 2, b) Ensayo 3.....	235
Figura 5.29 Curvas histeréticas Fuerza-Deformación experimentales de los Ensayos 1, 2 y 3 del disipador MEDS.....	237

Figura 5.30 Parámetros de ajuste del modelo de Zona - Dall'Asta [15]	238
Figura 5.31 Curva histerética Fuerza-Deformación obtenida mediante el modelo Zona-Dall'Asta [15] del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3	239
Figura 5.32 Comparación de la respuesta obtenida mediante el modelo Zona-Dall'Asta [15] con la respuesta experimental del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3.....	240
Figura 5.33 Comparación de la energía disipada experimental y la disipada por el modelo Zona-Dall'Asta [15] en cada ciclo, en el: a) Ensayo-1, b) Ensayo-2, c) Ensayo-3	241
Figura 5.34 Representación de la diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la disipada mediante el modelo Zona-Dall'Asta [15] por ciclo, en el: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3	242

Lista de Tablas

Tabla 3.1 Propiedades del material de los núcleos del MEDS [16]	77
Tabla 3.2 Parámetros geométricos del MEDS.....	78
Tabla 3.3 Espesor medio de las BDU. Valores de los disipadores 1 a 3 según [16], [19]	79
Tabla 3.4 Valores geométricos de las BDU	82
Tabla 3.5 Valores teóricos de plastificación del MEDS.....	82
Tabla 3.6 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 1.....	86
Tabla 3.7 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 2.....	87
Tabla 3.8 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 3.....	87
Tabla 3.9 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 4.....	88
Tabla 3.10 Deformación máxima del núcleo en cada rango	90
Tabla 3.11 Valores experimentales de los ensayos MEDS	92
Tabla 3.12 Módulo dañado de cada ensayo MEDS.....	93
Tabla 3.13 Valores experimentales de los ensayos MEDS	100
Tabla 3.14 Valores experimentales de los ensayos MEDS	101
Tabla 3.15 Parámetros geométricos de los disipadores PCBRB.....	107
Tabla 3.16 Propiedades del acero del brazo BCBRB.....	108
Tabla 3.17 Parámetros geométricos de los disipadores PCBRB.....	111
Tabla 3.18 Valores geométricos de los segmentos del PCBRB.....	112
Tabla 3.19 Sección transversal media de la banda lateral de disipación de los PCBRB ensayados.....	112
Tabla 3.20 Esfuerzo teórico de plastificación del núcleo de cada PCBRB ensayado..	112
Tabla 3.21 Desplazamientos máximos del ensayo PC-5r-1	117
Tabla 3.22 Desplazamientos máximos del ensayo PC-5r-2	118
Tabla 3.23 Desplazamientos del brazo y del núcleo de los ensayos PCBRB	123
Tabla 3.24 Valores experimentales de los ensayos PCBRB.	126
Tabla 3.25 Deformación residual en los segmentos de la banda lateral.....	127

Tabla 3.26 Valores geométricos del disipador TADAS	135
Tabla 3.27 Propiedades del acero del TADAS.....	135
Tabla 3.28 Desplazamiento máximo de ciclo de los ensayos TADAS	138
Tabla 3.29 Valores experimentales y teóricos de los ensayos TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo constante.....	141
Tabla 3.30 Valores experimentales de los ensayos TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo variable.....	142
Tabla 4.1 Relación del modelos de fatiga analizados y ensayos utilizados	149
Tabla 4.2 Energías y desplazamientos normalizados	157
Tabla 4.3 Energías disipada por el módulo SM dañado del disipador MEDS de cada ensayo	160
Tabla 4.4 Energías, obtenidas en MatLab, de skeleton, Bauschinger y total del módulo SM dañado de cada Ensayo.	162
Tabla 4.5 Comparación energía total experimental y numérica del módulo SM dañado de cada ensayo	162
Tabla 4.6 Valores particulares de cada ensayo para la representación de la aproximación trilineal de skeleton.....	163
Tabla 4.7 Comparación energía experimental de skeleton con la obtenida con la aproximación trilineal.....	164
Tabla 4.8 Energías, desplazamientos y rigideces normalizados.....	164
Tabla 4.9 Rigideces plásticas normalizadas medias.....	164
Tabla 4.10 Valores de $\epsilon_{p\tilde{\eta}}$ y $B\tilde{\eta}$ para obtener gráficamente a y b.....	165
Tabla 4.11 Energías disipadas de skeleton en forma adimensional	166
Tabla 4.12 Diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la teórica.....	167
Tabla 4.13 Valores de ensayos realizados por Benavent Climent [22]	168
Tabla 4.14 Valores obtenidos del disipador MEDS	168
Tabla 4.15 Energía disipada, valores teóricos de plastificación y desplazamiento máximo del módulo dañado de cada disipador MEDS ensayado	171
Tabla 4.16 Desplazamientos, ductilidades y ciclos soportados en los disipadores MBRB	177
Tabla 4.17 Ductilidad y ductilidad acumulada del brazo MEDS en comportamiento ideal	177

Tabla 4.18 Diferencia relativa entre la ductilidad acumulada teórica y la experimental	178
Tabla 4.19 Desplazamientos y ductilidades experimentales de las BDU.....	179
Tabla 4.20 Diferencia relativa, en %, entre el valor experimental y el teórico.	180
Tabla 4.21 Tabla de resultados experimentales del disipador PCBRB.	181
Tabla 4.22 Coeficiente de ajuste de cada modelo	185
Tabla 4.23 Valores $\mu_{P,cum}$ y ϵ_p considerados en la representación de la Ecuación (4.1).	185
Tabla 4.24 Coeficientes T y t para el modelo de Tsai	186
Tabla 4.25 Valores de μ_a , μ_{cum} y η de los ensayos PCBRB.....	187
Tabla 4.26 Coeficiente de ajuste de los modelos potenciales.....	187
Tabla 4.27 Energía disipada, valores de plastificación y desplazamiento máximo de los disipadores TADAS.....	189
Tabla 4.28 Valores calculados en TADAS [18] ensayados a desplazamiento máximo de ciclo constante	193
Tabla 4.29 Comparación entre el número de ciclos de fatiga experimentales y el número de ciclos de fatiga según el modelo de Manson-Coffin.....	193
Tabla 4.30 Resultados de los ensayos de fatiga del TADAS con ciclos de amplitud variable	194
Tabla 4.31 Valores calculados por Manson-Coffin necesarios para aplicar Palmgren-Miner	194
Tabla 4.32 Valor del daño de los TADAS [18] según Palmgren-Miner [11]	195
Tabla 4.33 Valores μ_{cum} y ϵ_p considerados en la representación de la Ecuación (4.1)	195
Tabla 4.34 Comparación coeficientes T y t obtenidos por Tsai con los obtenidos en el TADAS.....	196
Tabla 4.35 Valores de μ_{cum} , η y μ_a de los disipadores TADAS	196
Tabla 4.36 Valores de ensayos de disipadores BRB obtenidos de [7], [49].....	199
Tabla 5.1 Rigideces plásticas medias	208
Tabla 5.2 Parámetros para cálculo de los valores α y β del rango positivo.....	209
Tabla 5.3 Parámetros para cálculo de los valores α y β del rango negativo.....	209

Tabla 5.4 Diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la obtenida numéricamente mediante el modelo de Benavent Climent (en %)	216
Tabla 5.5 Diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la obtenida mediante el modelo de Benavent Climent con $\alpha=\beta=0,80$	218
Tabla 5.6 Coeficientes α y β obtenidos del disipador MEDS del Ensayo 1. Ajuste con una función lineal con origen de coordenadas en el (0,0).	220
Tabla 5.7 Rigideces plásticas medias	222
Tabla 5.8 Desplazamiento debido al defecto en las uniones del brazo MEDS	224
Tabla 5.9 Valores numéricos para el ajuste del modelo Bouc-Wen [13], [14] en el SAP2000 [86], [87]	228
Tabla 5.10 Diferencia relativa, en %, entre la energía disipada mediante Bouc-Wen y la experimental	231
Tabla 5.11, Valores de la energía disipada experimental y por el modelo de Bouc-Wen [13], [14] ajustado con los valores del Ensayo 1	235
Tabla 5.12 Valores de ajuste del modelo Zona-Dall'Asta.....	238
Tabla 5.13 Diferencia relativa, en %, entre la energía disipada mediante el modelo Zona-Dall'Asta y la experimental	241
Tabla 5.14 Valores de ajuste del modelo Zona-Dall'Asta.....	243
Tabla 5.15 Constantes de transición y endurecimiento del modelo Zona-Dall'Asta ...	243

Resumen

Los disipadores de energía elastoplásticos se emplean en diseño sismorresistente para disipar una parte sustancial de la energía sísmica introducida en una construcción. Son elementos que no forman parte de la estructura portante y, por tanto, fácilmente reemplazables en caso de daño. Su comportamiento suele ser estable y su grado de degradación difícilmente apreciable de forma visual. Para evaluar su grado de degradación se recurre a los índices de daño, que estiman su capacidad disipativa remanente a partir de la combinación de variables diversas como serían, por ejemplo, el número de ciclos sustentados y su amplitud, la energía disipada, la deformación acumulada y deformación máxima.

En la primera parte de esta tesis doctoral se revisa el estado del arte relativo a modelos de daño existentes. Dichos modelos hacen referencia, en su mayoría, a componentes estructurales y, en algunos casos, a disipadores de energía. Dado el objetivo de la presente tesis, el estado del arte se ha centrado en modelos de fatiga aplicables a disipadores elastoplásticos, entre ellos: i) el modelo de Park y Ang, basado en la relación entre la deformación máxima y la energía disipada, ii) el modelo de Benavent Climent, basado en la relación entre la energía total disipada y su componente de *skeleton*, iii) el modelo de Tsai, que relaciona la deformación plástica acumulada con la máxima deformación plástica unitaria, iv) el modelo de fatiga de Manson-Coffin el cual, conjuntamente con la ley de Miner, permite evaluar la fatiga a partir de la amplitud de deformación y el número de ciclos.

La segunda parte de esta tesis recoge una amplia base experimental basada en datos obtenidos en trabajos de investigación previos, complementada con nuevos ensayos realizados en la presente tesis. Dicha base experimental contempla, básicamente, toda la información relevante en cuanto a la geometría y material del disipador, protocolo de ensayos e instrumentación, así como su respuesta experimental. Los disipadores elastoplásticos contemplados conllevan una distribución de la deformación plástica relativamente uniforme a partir de: i) esfuerzo cortante (disipador MEDS); ii) esfuerzo axial (disipadores tipo BRB); iii) momento flector (disipador TADAS).

En su tercera parte se valora la bondad de diversos modelos de fatiga mediante la base experimental recogida en su segunda parte. Entre los modelos de fatiga se encuentran los escogidos como más apropiados del estado del arte, conjuntamente con dos modelos desarrollados en la presente tesis a partir del modelo de Tsai. Los dos modelos se basan en variables adimensionales (energía disipada/deformación plástica, ductilidad) y obedecen a una ley potencial, ofreciendo una buena correlación entre los resultados obtenidos a partir de disipadores de distintas geometrías, contruidos con acero de bajo contenido en carbono, con campo de deformaciones uniforme en toda la extensión de su zona disipativa, y estado uniaxial de tensiones, como se ha demostrado con los disipadores tipo BRB y TADAS.

En su cuarta y última parte se ha analizado la bondad de algunos de los modelos histeréticos más conocidos para reproducir la respuesta experimental de los disipadores ensayados. Este apartado obedece a la necesidad de analizar hasta qué punto los modelos existentes permiten prever la respuesta de los disipadores y su daño de forma adecuada.

Como aportación más relevante de la tesis destaca la consecución de dos modelos de fatiga mixtos y variables adimensionales, los cuales demuestran una excelente bondad considerando, en una misma curva de fatiga, disipadores de distinto tipo y geometría, basados en acero de bajo contenido en carbono y plastificación uniforme en estado uniaxial de tensiones. Entre las conclusiones más relevantes estarían: i) la constatación de la relación potencial entre el parámetro acumulativo (energía disipada o deformación plástica acumulada) y la deformación máxima en los modelos de fatiga mixtos analizados; ii) la mejora de la bondad de los modelos de fatiga si la deformación máxima se sustituye por su amplitud de deformación máxima.

Resum

Els dissipadors d'energia elastoplàstics s'utilitzen en el disseny sísmic per dissipar una part substancial de l'energia sísmica introduïda en una construcció. Són uns elements que no formen part de l'estructura portant i, per tant, fàcilment reemplaçables en cas de quedar danyats. El seu comportament sol ser estable i el seu grau de degradació difícilment apreciable de forma visual. Per avaluar el seu grau de degradació es recorre als índex de dany, que estimen la capacitat dissipativa romanent a partir de la combinació de variables diverses com són, per exemple, el nombre de cicles suportats i la seva amplitud, l'energia dissipada, la deformació acumulada i deformació màxima.

A la primera part d'aquesta tesi doctoral es revisa l'estat de l'art relatiu a models de dany existents. Aquests models fan referència, en la seva majoria, a components estructurals, i en alguns casos a dissipadors d'energia. Donat l'objectiu de la present tesi, l'estat de l'art s'ha centrat en models de fatiga aplicables a dissipadors elastoplàstics, entre ells: i) el model de Park i Ang, basat en la relació entre la deformació màxima i l'energia dissipada, ii) el model de Benavent Climent, basat en la relació entre l'energia total dissipada i la seva component d'*skeleton*, iii) el model de Tsai, que relaciona la deformació plàstica acumulada amb la màxima deformació plàstica unitària, iv) el model de fatiga de Manson-Coffin el qual, conjuntament amb la llei de Miner, permet avaluar la fatiga a partir de l'amplitud de deformació i del nombre de cicles.

La segona part d'aquesta tesi recull una àmplia base experimental basada en dades obtingudes en treballs previs de recerca, complementats amb nous assajos realitzats a la present tesi. Aquesta base experimental contempla, bàsicament, tota la informació rellevant en quan a la geometria i material del dissipador, protocol d'assaigs i instrumentació, així com la seva resposta experimental. Els dissipadors elastoplàstics contemplats comporten una distribució de la deformació plàstica relativament uniforme a partir de: i) esforç tallant (dissipador MEDS), ii) esforç axial (dissipadors tipus BRB), iii) moment flector (dissipador TADAS).

En una tercera part es valora la bondat de diversos models de fatiga mitjançant la base experimental recollida a la segona part. Entre els models de fatiga es troben els escollits com a més apropiats de l'estat de l'art, conjuntament amb dos models desenvolupats a la present tesi a partir del model de Tsai. Els dos models es basen en variables adimensionals

(energia dissipada/deformació plàstica, ductilitat) i obeeixen a una llei potencial, oferint una bona correlació entre els resultats obtinguts a partir de dissipadors de diferents geometries, construïts amb acer de baix contingut en carboni, amb camp de deformacions uniforme en tota l'extensió de la seva zona dissipativa, i estat uniaxial de tensions, com s'ha demostrat amb els dissipadors BRB i TADAS.

En la seva quarta i última part s'ha analitzat la bondat d'alguns dels models histerètics més coneguts per a reproduir la resposta experimental dels dissipadors assajats. Aquest apartat obeeix a la necessitat d'analitzar fins a quin punt els models existents permeten preveure la resposta dels dissipadors i el seu dany de forma adequada.

La conclusió més important que s'extreu de la tesi és l'obtenció de dos models de fatiga mixtes i variables adimensionals, els quals demostren una excel·lent bondat considerant, en una mateixa corba de fatiga, dissipadors de diferent tipologia i geometria, basats en acers de baix contingut en carboni i plastificació uniforme en estat uniaxial de tensions. Entre les conclusions més rellevants hi ha: i) la constatació de la relació potencial entre el paràmetre acumulatiu (energia dissipada o deformació plàstica acumulada) i la deformació màxima en els models de fatiga mixtes analitzats, ii) la millora de la bondat dels models de fatiga si la deformació màxima es substitueix per la seva amplitud de deformació màxima.

Abstract

Elastoplastic energy dissipators are used in earthquake-resistant design in order to dissipate a substantial part of the seismic energy acting on a building. They are elements that are not part of the load-bearing structure and, therefore, are easily replaceable in case of damage. Their behaviour is usually stable and their degree of degradation difficult to appreciate visually. To assess their degree of degradation, damage indices are used which estimate their remaining dissipative capacity through the combination of a number of variables such as, for example, the number of cycles sustained and their amplitude, the energy dissipated, accumulated deformation and maximum deformation.

In the first part of this doctoral thesis, the current state-of-the-art in terms of existing damage models is reviewed. These models refer, for the most part, to structural components and, in some cases, to energy dissipators. Given the objective of this present thesis, this state-of-the-art review has focused on fatigue models applicable to elastoplastic dissipators, including: i) the Park and Ang model, based on the relationship between maximum deformation and dissipated energy; ii) the Benavent-Climent model, based on the relationship between the total energy dissipated and its *skeleton* part; iii) the Tsai model, which relates accumulated plastic deformation to the maximum plastic deformation unit; iv) the Manson-Coffin fatigue model which, together with Miner's law, allows the fatigue to be evaluated through the strain amplitude and the number of cycles.

The second part of this thesis brings together a wide experimental foundation based on data obtained in previous research works complemented with new tests carried out within the present thesis. Essentially, this experimental foundation includes all the relevant information regarding the geometry and material of the dissipators, test protocols and instrumentation, as well as their experimental response. The elastoplastic dissipators studied bear a relatively uniform distribution of the plastic deformation through: i) shear stress (Modular Energy Dissipators); ii) axial stress (BRB type dissipators); iii) bending moment (TADAS dissipators).

In its third part, the validity of various fatigue models is assessed through the experimental foundation brought together in the second part of this thesis. Among the fatigue models chosen are those most appropriate to the state-of-the-art, together with two models developed in the present thesis from the Tsai model. The two models are based on

dimensionless variables (dissipated energy/plastic deformation, ductility) and obey a potential law, offering a good correlation between the results obtained from dissipators of different geometries, built with low carbon steel, with a uniform field of deformations throughout their dissipative zone, and uniaxial state of tensions, as has been demonstrated with the type BRB and TADAS dissipaters.

In its fourth and final part, the validity of some of the best-known hysteretic models has been analyzed in order to reproduce the experimental response of the dissipators tested. This section responds to the need for analyzing the extent to which existing models can adequately predict the response of dissipators and their damage.

Notable as the most important contribution of this thesis is the attainment of two models of mixed fatigue and dimensionless variables, which demonstrate excellent validity considering, in the same fatigue curve, dissipators of different types and geometry based on low carbon steel and uniform plastification in uniaxial states of stress. Among the most important conclusions would be: i) the verification of the potential relationship between the cumulative parameter (dissipated energy or accumulated plastic deformation) and the maximum deformation in the mixed fatigue models analyzed; ii) the improvement in the validity of the fatigue models if the maximum deformation is replaced by its maximum deformation amplitude.

1 Introducción y Objetivos

1.1 Introducción general

El objetivo de esta tesis es el estudio de la fatiga a bajo número de ciclos aplicada a disipadores de energía sísmicos. En esta introducción se comenta en qué consisten los disipadores de energía elastoplásticos y las limitaciones actuales de los modelos de fatiga existentes. De las limitaciones constatadas y del estado del arte actual parte esta tesis para proponer modelos específicos para la determinación de la fatiga a bajo número de ciclos, calibrados específicamente en disipadores ensayados en la Universitat de Girona.

Los disipadores de energía sísmica [1] forman parte de los sistemas de control pasivo [2] que actúan sin aporte alguno de energía externa. Son elementos mecánicos que disipan parte de la energía introducida por el sismo en la estructura mediante, por ejemplo, la plastificación de metales, controlando la deformación de la estructura principal y limitándola, en lo posible, en su rango elástico. Dichos disipadores no forman parte de la estructura portante, por tanto, no son necesarios para soportar las acciones gravitatorias por lo que pueden ser reemplazados fácilmente en caso de estar dañados. La investigación de estos disipadores, y de la mayoría de los sistemas de control de la acción sísmica, surgió a partir de los daños producidos por los terremotos ocurridos a principios de los años 70.

En general, como se verá en el Estado del Arte, existen muchas tipologías de disipadores elastoplásticos en los que se ha estudiado su respuesta experimental. Una tipología de disipador muy utilizada e investigada por numerosos autores son las Barras de Pandeo Restringido (BRB) [3]–[5]. Dichos brazos disipadores se empezaron a instalar en Japón durante los años 90, en EEUU a principio de los años 2000 y actualmente se están utilizando en todo el mundo, gracias a su simplicidad y capacidad en la disipación de energía [6]–[8].

A pesar de la extensa investigación existente acerca del daño por fatiga en dispositivos elastoplásticos, lo más usual es relacionar el daño debido a la fatiga de bajo número de ciclos con la clásica fórmula de Manson-Coffin [9], [10], inicialmente propuesta para fatiga debida a ciclos de deformación constante. En caso de estar sometido un dispositivo a ciclos de amplitud de deformación variable, caso habitual en sismos, requiere la utilización de algoritmos específicos para contar los ciclos y obtener series equivalentes de ciclos de amplitud constante. En estos casos, un modelo muy utilizado para la representación del daño, es la Regla de Miner [11]. En respuesta sísmica de estructuras,

donde los ciclos tienen amplitud variable y de naturaleza estocástica, el uso de modelos basados en la energía disipada y la deformación plástica acumulada son más fáciles de implementar que utilizar algoritmos para contar ciclos.

Para evaluar el daño de un disipador elastoplástico, es necesario obtener la respuesta histerética del mismo dado un historial de deformaciones arbitrario de carga y descarga. En esta tesis se han estudiado modelos existentes para la predicción de la curva histerética entre la fuerza y el desplazamiento a partir del historial de desplazamientos de cada ensayo.

Dado que el modelo de fatiga depende de la energía disipada o de la deformación plástica acumulada y que ambos están relacionados, una buena predicción de estos parámetros, posibilitará una mejor estimación de la fatiga (y viceversa).

En esta tesis doctoral, los modelos utilizados son:

- El modelo de Amadeo Benavent Climent [12].
- El modelo Bouc-Wen [13], [14].
- El modelo de A.Zona-A.Dall'Asta [15].

1.2 Objetivo general

El objetivo de la presente tesis ha sido valorar si los modelos actuales de fatiga a bajo número de ciclos daban respuesta adecuada a los disipadores de energía elastoplásticos y plantear modelos alternativos que pudieran ofrecer, simultáneamente, bondad en la predicción y simplicidad en su uso. Para ello, los modelos se han aplicado y ajustado a partir de diversos disipadores tipo MBRB (Modular Buckling-Restrained Brace), también llamado MEDS (Modular Energy Dissipation System) [16] y PCBRB (Perforated Core Buckling Restrained Brace) [17], desarrollados y ensayados por el grupo de investigación AMADE de la Universitat de Girona.

1.3 Objetivos específicos

Los objetivos específicos de esta tesis doctoral han sido:

- Establecer un Estado del Arte de disipadores elastoplásticos y de modelos de predicción de su fatiga a bajo número de ciclos.
- Realizar los ensayos necesarios para completar los datos para poder ajustar modelos de fatiga a bajo número de ciclos existentes y desarrollar de nuevos.

- Comparar la respuesta numérica de modelos de predicción histeréticos existentes con la respuesta experimental de disipadores elastoplásticos.
- Desarrollar y ajustar modelos de predicción de la fatiga a bajo número de ciclos a los disipadores MBRB [16], PCBRB [17] y TADAS [18] y comparar su respuesta con la obtenida con modelos existentes.

Para poder analizar modelos de fatiga existentes y desarrollar los nuevos modelos de predicción, se ha realizado la siguiente campaña de ensayos:

- Ensayo de 1 disipador de energía elastoplástico tipo BRB, llamado MBRB (Modular Buckling Restrained Brace, MEDS) [16]. Los resultados de dicho ensayo, se utilizaran para completar los tres ensayos MEDS [16] realizados en la tesis de Daniel Piedrafita [19] y poder tener datos suficientes para el ajuste de un modelo de daño en estado de tensiones cortante.
- Diseño, construcción y ensayo de 5 nuevos especímenes del disipador de energía elastoplástico PCBRB o Perforated Core Buckling Restrained Brace [17], desarrollado a la tesis doctoral de Daniel Piedrafita [19] y en la que se demostró su efectividad pero no se llegó a deducir ningún modelo de fatiga. En la presente tesis doctoral, se ha ampliado la campaña de ensayos existentes a unos disipadores, con una geometría ligeramente distinta a los ensayados en [17], para determinar la influencia de determinados parámetros geométricos en la fatiga a bajo número de ciclos.
- Diseño, construcción y ensayo de 8 disipadores de energía tipo TADAS [18]. Estos ensayos, realizados en un disipador a flexión y de pequeño formato (por su bajo coste), se han utilizado para validar los nuevos modelos de fatiga, los cuales se extienden a un rango amplio de ductilidades y de forma universal a los disipadores elastoplásticos que plastifican por tensiones uniaxiales de distribución uniforme.

1.4 Metodología

El objetivo de la tesis se enmarca dentro de la evolución de la investigación llevada a término en la Universitat de Girona en disipadores de energía elastoplásticos (tesis Xavier Cahís [20], tesis Daniel Piedrafita [19]). De la investigación previa derivaron, como principales outputs, los disipadores de energía tipos Shear Link [20], MBRB (Modular Buckling Restrained Brace), que ensambla disipadores tipo de cortante en un formato

modular [19], y el PCBRB (Perforated Core Buckling Restrained Brace) [17], una variante de disipador BRB que plastifica por estado de tensiones uniaxial (tracción/compresión). Un nivel superior de investigación se estableció en obtener modelos de fatiga adecuados para los disipadores desarrollados, en cuyo marco aparece la presente tesis.

En esta tesis se pretendía establecer, en primer lugar, cuáles serían los modelos más adecuados para representar la fatiga de los disipadores. En segundo lugar se ha ampliado la base experimental. En tercer lugar, era necesario establecer la bondad de los modelos. Y finalmente se quería analizar cuáles eran los modelos histeréticos más apropiados para obtener los parámetros requeridos para los modelos de fatiga, que serían, básicamente, parámetros acumulativos, tales como la energía disipada o la deformación plástica acumulada.

La primera parte ha consistido pues, en establecer el estado del arte en disipadores elastoplásticos, modelos de fatiga a bajo número de ciclos y modelos de predicción de la respuesta histerética. Del estado del arte, se escogieron modelos de fatiga como el modelo de Park y Ang [21], que se basa en la relación entre la deformación máxima y la energía disipada, el modelo de Benavent Climent [22], basado en la relación entre la energía disipada y la energía de la parte de skeleton y finalmente la clásica fórmula de fatiga Manson-Coffin [9], [10].

La segunda parte ha consistido en ampliar la base experimental obtenida en tesis anteriores, en los disipadores que plastifican en estados de tensiones por cortante y en tensiones uniaxiales, para poder ajustar sendos modelos macroscópicos de fatiga.

Los ensayos se realizaron en el laboratorio de resistencia de materiales de la EPS de la Universitat de Girona. Los ensayos consistían en aplicar a los disipadores ciclos de deformaciones que provienen de protocolos de carga pre-establecidos para disipadores elastoplásticos. Los desplazamientos se aplicaban mediante actuadores servo-controlados y para ello fue necesario la construcción de utillajes específicos y del uso de instrumentación para medir, no sólo parámetros generales, como son la fuerza y el desplazamiento, sino también la distribución de deformaciones, con múltiples transductores instalados en los núcleos de disipación de los disipadores tipo BRB.

A continuación, en un tercer bloque, se ha utilizado la base experimental para establecer la bondad de los modelos de fatiga seleccionados y construir, a partir de las evidencias recogidas, nuevos modelos de fatiga híbridos y basados en variables acumulativas (energía disipada / ductilidad acumulada).

Finalmente, y de nuevo a partir de la base experimental, se ha analizado la respuesta, la bondad y el grado de complejidad de varios modelos histeréticos existentes, como son el modelo de Bouc-Wen [13], [14], el de Benavent Climent [12] y el propuesto por Zona y Dall'Asta [15]. Este último punto se considera de vital importancia dentro de la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos. No tan solo el modelo de fatiga debe ofrecer una buena respuesta en términos de fiabilidad, sino que también los modelos matemáticos que van a ofrecer las variables requeridas para estimar la fatiga (básicamente la energía disipada a partir de una historia de deformaciones) deben de ser igualmente simples y efectivos.

2 Estado del arte

2.1 *Diseño sísmico. Introducción*

El diseño sismorresistente responde a la necesidad de crear estructuras capaces de responder de forma segura ante una acción sísmica. Este simple objetivo, sin embargo, resulta muy complejo en la práctica. Precisa responder a varias preguntas:

- Cuál es la acción esperable en una determinada localización, en términos probabilistas?

La respuesta requiere conocimientos sísmicos de la zona y modelos de transmisión de las ondas sísmicas.

- Como va a responder una determinada estructura ante la acción sísmica?

Requiere modelos de análisis estructural que pueden ser relativamente simples o muy complejos si quieren abordar el problema considerando su dimensión dinámica y no-lineal.

- Como dotar a los edificios y obra civil en general de mecanismos de protección adecuados?

En relación a este último apartado, en los años 20 y 30 se detectó la necesidad de incluir en el cálculo estructural, la acción sísmica. Las fuerzas sísmicas introducidas en el diseño de las estructuras, eran unas fuerzas estáticas horizontales del orden del 10% del peso total del edificio. Dado que se utilizaba un cálculo elástico y se limitaban las tensiones en criterios de tensión admisible, las estructuras reales diseñadas tenían una resistencia a fuerzas laterales mayor que la calculada. En los años 60 se observó que edificios de menor capacidad resistente ofrecían mejor respuesta estructural gracias a la ductilidad y la redundancia estructural. Actualmente, este diseño sismorresistente se conoce como diseño convencional, ya que durante la última parte del siglo XX este diseño estaba recogido por la mayoría de normativas mundiales existentes y ha dominado la construcción sismorresistente. En el diseño sismorresistente convencional, elementos estructurales como jácenas, pilares, placas, losas, riostras, ... disipan la energía introducida en la estructura por el sismo. Por limitaciones económicas, las estructuras no pueden disipar energía sólo en el rango elástico ante sismos moderados y severos, por esa razón los códigos de diseño admiten incursiones inelásticas ante sismos moderados y severos, evitando el colapso. Por ese motivo, el diseño convencional admite de forma inherente la aceptación del daño estructural siempre y cuando garantizara la vida de las personas (el no colapso de las estructuras).



Figura 2.1 El diseño convencional sugiere que la propia estructura es la responsable de disipar la energía sísmica [23]

A partir de los años 80 se han desarrollado diseños no convencionales, conocidos como sistemas avanzados de diseño sismorresistente, que se fundamentan en uno o varios de los siguientes elementos:

- I. en la modificación de las propiedades dinámicas del edificio.
- II. en la introducción de disipadores mecánicos, los cuales disipan la energía introducida a la estructura.
- III. en la introducción de dispositivos que ejerzan fuerzas que contrarresten la acción sísmica.

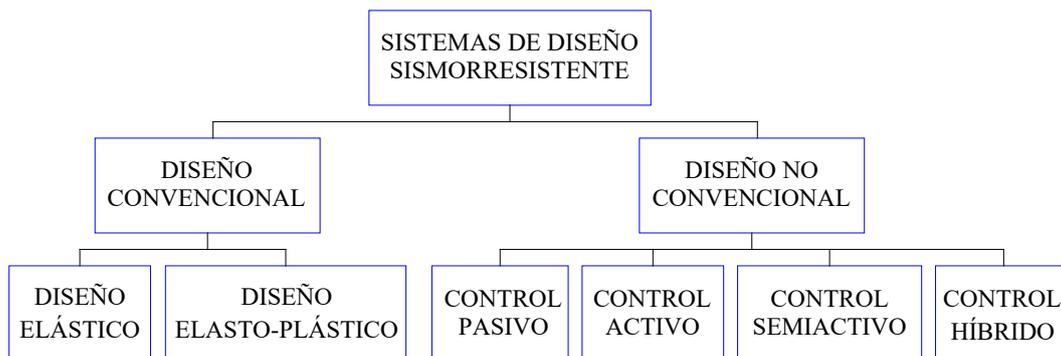


Figura 2.2 Clasificación del diseño sismorresistente

Una clasificación de los sistemas avanzados de diseño sismorresistente, teniendo en cuenta los puntos anteriores, podría ser la formada por sistemas de control pasivo, sistemas de control activo, sistemas de control semiactivo y sistemas de control híbrido (Figura 2.2 y Figura 2.3).

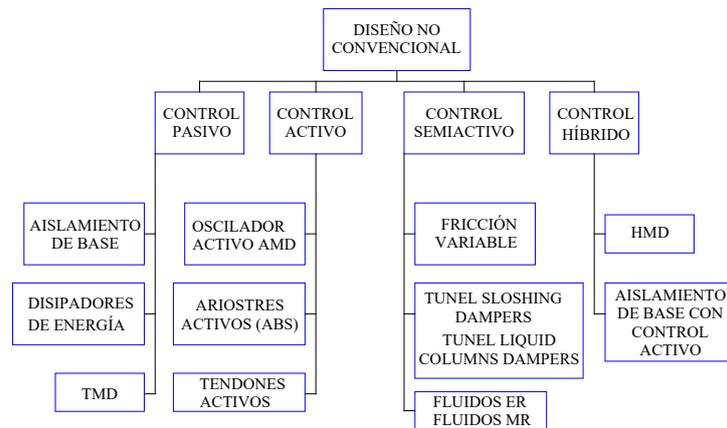


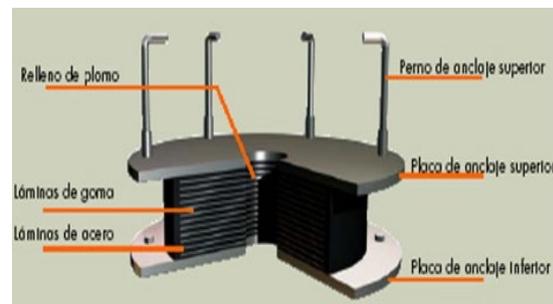
Figura 2.3 Sistemas no convencionales de control estructural [20]

2.1.1 Sistema de control pasivo

Los sistemas de control pasivo, su ventaja fundamental es no depender de ninguna fuente de alimentación o sistema energético, ni de ningún dispositivo de control. Responden de forma inercial o pasiva con la aparición del sismo. Su principal inconveniente es que no pueden ser controlados. Los más utilizados sistemas de control pasivo son el aislamiento de base, los disipadores de energía y los sistemas inerciales acoplados. Uno de los más importantes sistemas de control pasivo es el aislamiento de base, que consiste en desacoplar parcialmente la estructura del movimiento del terreno mediante mecanismos que quieren desacoplar parcialmente la estructura del movimiento del terreno con aisladores de base (Figura 2.4), disminuyendo la cantidad de energía introducida a la estructura, disminuyendo también la respuesta estructural.



a)



b)

Figura 2.4 a) Edificio con base aislada del suelo [23]; b) Corte esquemático de un aislador de base [24]

Los disipadores de energía son sistemas pasivos que, a diferencia de los aisladores de base, situados sobre los cimientos y bajo el edificio, se distribuyen en el propio edificio para disipar la energía introducida a la estructura por el sismo. En esta tesis doctoral nos centraremos justamente en la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos de un tipo de disipadores energéticos, los basados en disipación por plastificación de metales.

Los Tuned Mass Dampers (TMD) o sistemas inerciales acoplados [25]–[27], son sistemas que introducen masas, normalmente situadas en la parte superior de la estructura con la finalidad de absorber, con su vibración, parte de la energía introducida en la estructura por el sismo (Figura 2.5).

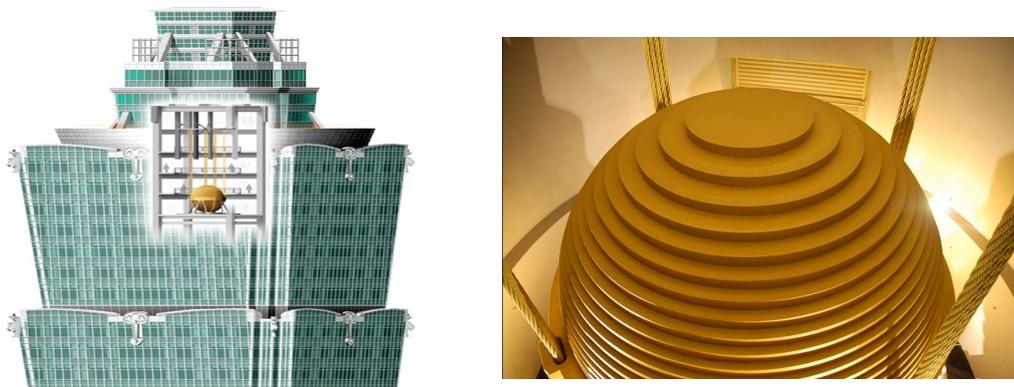


Figura 2.5 Edificio TAIPEI: Tuned mass damper [28]

2.1.2 Sistema de control activo

Un sistema de control activo es un sistema formado por un conjunto de actuadores cuyas respuestas están determinadas por un algoritmo de control, alimentado por la información suministrada por una red de transductores distribuidos en la propia estructura. Los sensores captan la excitación externa y la respuesta estructural. El controlador, basándose en la información captada por los sensores, a través del algoritmo de control determina las fuerzas necesarias para controlar la acción sísmica. Los sistemas de control analizan la excitación externa y la respuesta dinámica de la estructura en tiempo real. Los actuadores ejercen las fuerzas necesarias para controlar la acción sísmica. Este sistema, si bien es altamente efectivo y flexible (adaptable a la excitación) tiene dos inconvenientes. El primero es que requiere de una enorme cantidad de energía externa durante un episodio sísmico, en la cual las redes de suministro pueden fallar, por lo cual, el suministro debe estar abalado por un generador autónomo de gran capacidad. El

segundo inconveniente es que, si el algoritmo de control no fuera adecuado, el sistema podría amplificar la respuesta en lugar de atenuarla, inyectando energía adicional a la de origen sísmico.

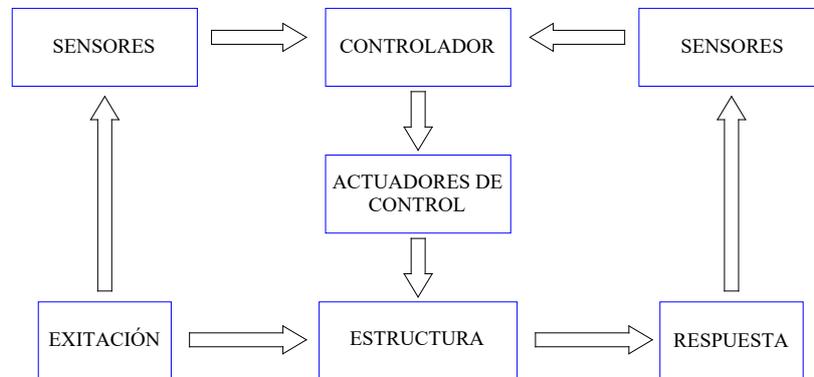


Figura 2.6 Diagrama de flujo de los sistemas de control activo [29]

Sistemas de control activo son, por ejemplo, el Active Mass Damper (AMD) o amortiguador de masa activo, el sistema de arriostres activos (ABS) y el sistema de tendones activos. El sistema de control AMD (Figura 2.7), consiste en instalar en la parte alta de una estructura, una masa auxiliar, móvil, usualmente inferior al 1% de la masa total de la estructura, con un actuador conectado a ella. Con el algoritmo adecuado, la fuerza inercial de la masa oscilante debe contrarrestar los efectos de la acción sísmica y reducir la respuesta estructural a valores aceptables [29]. Este sistema, proporciona la forma más simple y compacta de aplicar las fuerzas de control a una estructura ya que los tendones suelen estar dispuestos en toda la estructura y el TMD, por ejemplo, suele estar en una planta.

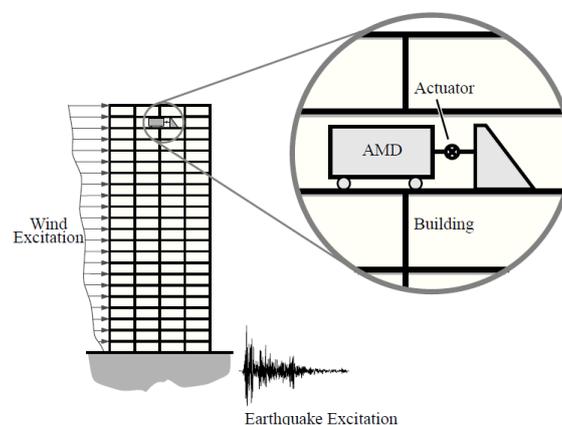


Figura 2.7 Sistema de control AMD [29]

2.1.3 Sistema de control semiactivo

Un sistema de control semiactivo tienen un principio de funcionamiento parecido al de un sistema de control activo pero donde el control estructural se obtiene a partir de dispositivos de carácter reactivo, cuyas características mecánicas (rigidez, amortiguamiento) son controlables, lo cual permite modificar las propiedades dinámicas de la estructura y requieren pocas cantidades de energía externa. En la Figura 2.8 se muestra la configuración de estos sistemas.

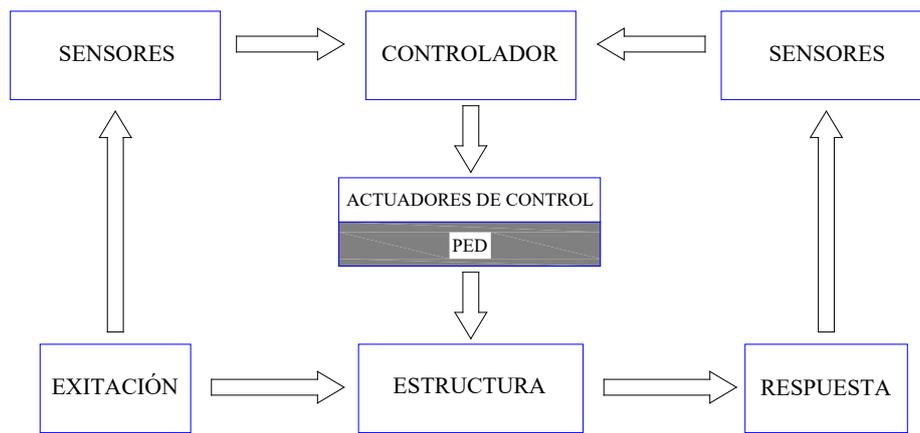


Figura 2.8 Diagrama de flujo de los sistemas de control semiactivo [20]

Algunas de las técnicas de control empleadas por los sistemas de control semiactivos son [20]:

- I. La fricción variable.
- II. El movimiento de líquidos en el interior de tanques (Tunel Sloshing Dampers) o columnas de líquidos dentro del edificio (Tuned Liquid Columns Dampers).
- III. La incorporación de dispositivos hidráulicos o oleodinámicos de rigidez o amortiguamiento variable.
- IV. Amortiguadores con fluidos de viscosidad controlable a partir de campos eléctricos o magnéticos.

Ejemplos de sistemas de control semiactivo son el Variable Hydraulic Damper (VHD) o dispositivo de amortiguamiento variable, los Fluidos Electrorreológicos (Fluidos ER), los Fluidos Magnetorreológicos (Fluidos MR).

El sistema VHD, es un dispositivo que, a través de una válvula de flujo variable, permite modificar la pérdida de carga entre ambas cámaras de un cilindro hidráulico.

Los sistemas de Fluidos ER y Fluidos MR, forman parte de los llamados líquidos controlables y tienen la propiedad de variar sus características reológicas ante campos eléctricos y magnéticos, respectivamente. La característica esencial de estos líquidos es su reversibilidad de fluido con viscosidad lineal a estado semisólido en mili segundos cuando están expuestos a un campo eléctrico (fluidos ER) o a un campo magnético (fluidos MR).

En la Figura 2.9a) se muestra el esquema de un dispositivo basado en el comportamiento de un fluido magnetorreológico [29] y en la Figura 2.9b) una posible integración de este dispositivo en la estructura [29].

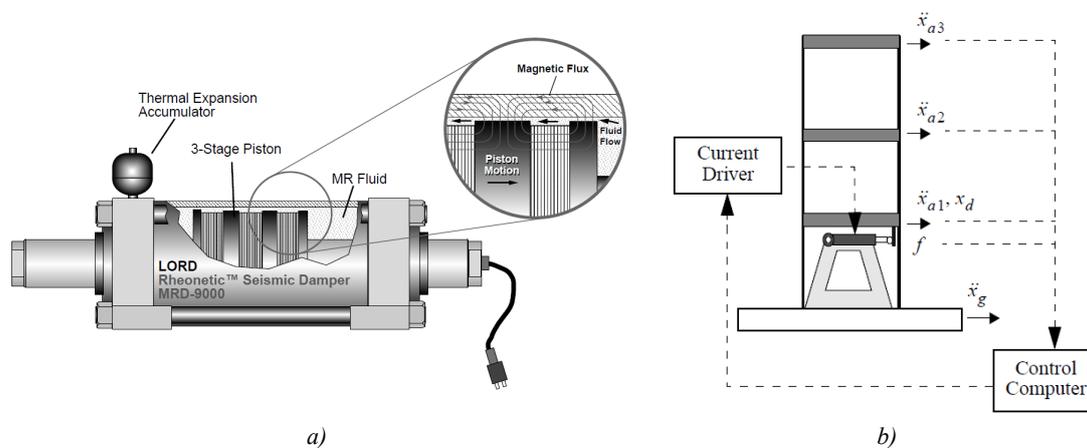


Figura 2.9 a)Esquema amortiguador MR;b)Control estructural semiactivo mediante un amortiguador MR [29]

2.1.4 Sistema de control híbrido

Un sistema de control híbrido es la combinación de un sistema de control activo y pasivo. Mediante esta combinación los sistemas híbridos persiguen conservar los elementos positivos de ambos sistemas, pasivo y activo, y subsanar sus deficiencias:

- I. En caso de fallo del componente activo y aunque menos efectiva, el sistema pasivo sigue ejerciendo funciones de control.
- II. Los sistemas híbridos tienen requerimientos energéticos inferiores a los de los sistemas activos, además que estos operan con múltiples dispositivos de control, logrando mayores niveles de rendimiento.
- III. Los sistemas híbridos eliminan la rigidez de la respuesta del sistema íntegramente pasivo, permitiendo una respuesta que se adapte al tipo de acción sísmica.

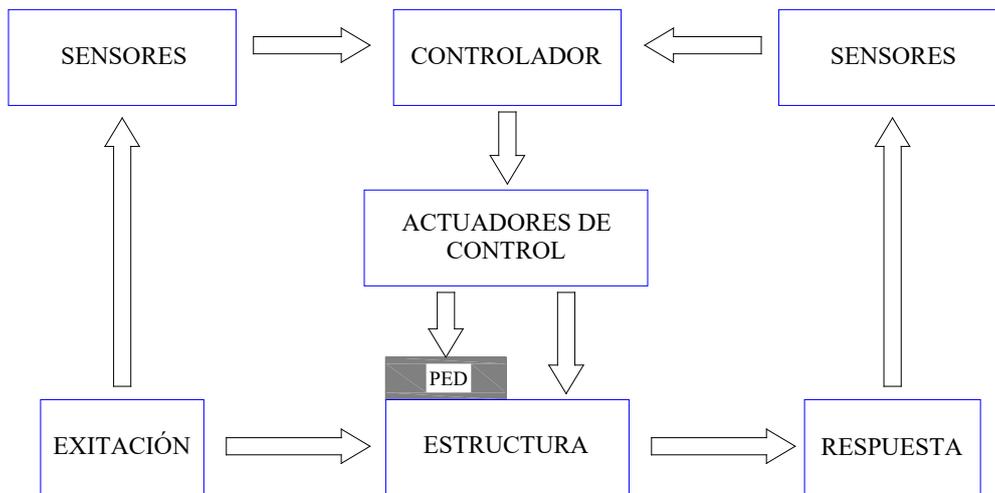


Figura 2.10 Diagrama de flujo de los sistemas de control híbrido [20]

Los sistemas de control híbrido más comunes son el Hybrid Mass Damper (HMD) y el aislamiento de base con control activo del desplazamiento de base.

El HMD consiste en un oscilador híbrido, resultado de la combinación de un oscilador de masa sintonizado (TMD) y un actuador de control activo. La capacidad de este dispositivo para reducir la respuesta estructural radica principalmente en el movimiento natural del oscilador resonante. Las fuerzas de control generadas por el actuador son empleadas sólo para mejorar el comportamiento del oscilador resonante, incrementando la eficiencia del sistema y permitiendo su adaptabilidad a los cambios a las características dinámicas de la estructura.

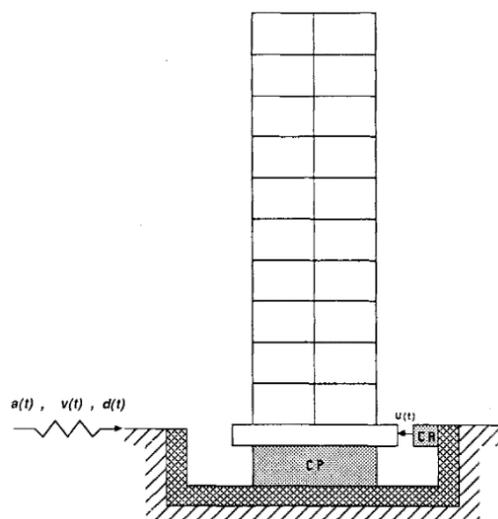


Figura 2.11 Aislamiento de base con control activo de desplazamiento. CP: sistema de control pasivo; CA: sistema de control activo [30]

En el sistema de aislamiento de base con control activo, su componente pasivo (aislador de base) desacopla parcialmente la estructura del terreno, a costa de un desplazamiento significativo entre la subestructura y la superestructura. El objetivo del componente activo es el de mantener este desplazamiento bajo control mediante un actuador. Desde un punto de vista práctico, es importante que el control se consiga con una única fuerza, y que la demanda energética de esta se encuentre dentro de unos límites aceptables. Sin embargo, la evaluación de dicha fuerza de control entraña una cierta dificultad relacionada tanto con el comportamiento no lineal del aislamiento como en las incertidumbres asociadas a la modelización del sistema global estructura - aislamiento y a la excitación [30], [31].

2.2 *Disipadores de energía*

Los edificios disipan energía a partir de distintos procesos, como por ejemplo, desde su cimentación, por el contacto con el aire o en las uniones atornilladas, en caso de que las haya. Además, cuando se produce plastificación en armaduras (propias de estructuras de hormigón armado) o en alguna parte de la estructura de acero, hay una disipación de energía que puede ser muy importante y más aún si se realiza en procesos de plastificación con respuesta histerética estable (sin deterioro de las propiedades mecánicas del elemento estructural). Este tipo de comportamiento estable se produciría, por ejemplo, en los pórticos clasificados como dúctiles, en estructuras de acero o hormigón armado, con detalles específicos y normalizados para garantizar la ductilidad. Pero dicha disipación está asociada a la deterioración o daño del elemento estructural.

Los disipadores de energía son componentes estructurales fácilmente intercambiables que garantizan procesos histeréticos de disipación energética estables. Los disipadores de energía en una estructura pretenden concentrar el proceso disipativo, minimizando el daño y la deformación en la estructura principal, posibilitando su reparación.

Existe una gran variedad de disipadores de energía. En una primera clasificación se podría distinguir entre disipadores histeréticos y los de comportamiento viscoelástico. Los disipadores histeréticos se pueden clasificar en los que disipan energía mediante la plastificación de metales y los que disipan energía por fricción. Entre los disipadores histeréticos por plastificación de metales destacan las barras de pandeo restringido (BRB) [3]–[5]. Los disipadores con comportamiento viscoelástico, se pueden dividir entre los viscoelásticos y los de fluido viscoso. Los disipadores por plastificación de metales dependen de la deformación y los viscoelásticos de la velocidad (Figura 2.12).

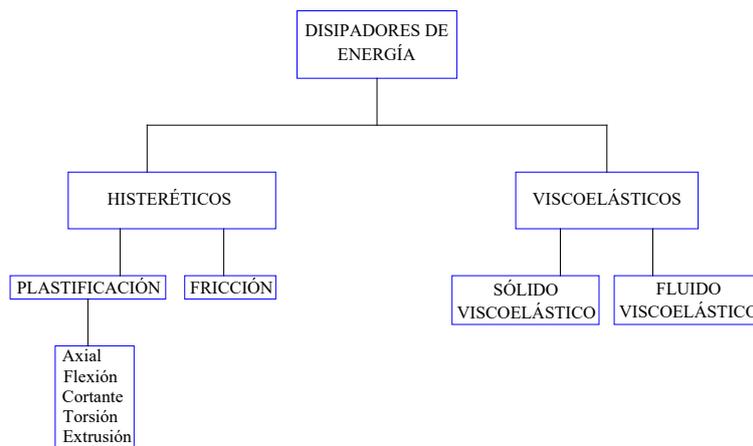


Figura 2.12 Clasificación de los disipadores de energía

En este estado del arte me centraré fundamentalmente en los disipadores de energía histeréticos basados en la plastificación de metales. Sin embargo dedicaré dos breves apartados a los otros tipos de disipadores, los viscoelásticos y de fricción.

2.2.1 Disipadores viscoelásticos

Los disipadores viscoelásticos, dependen fundamentalmente de la velocidad y pueden basarse en sólidos o fluidos viscoelásticos. Los basados en elementos sólidos están formados por chapas metálicas unidas por capas finas de material viscoelástico (Figura 2.13) y sus ciclos histeréticos son elípticos.

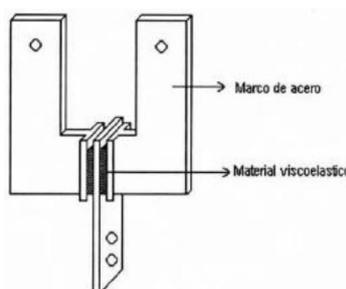


Figura 2.13 Disipador de sólido viscoelástico [32]

El material viscoelástico pueden ser copolímeros, material vidrioso. Su comportamiento depende del desplazamiento y la velocidad y su acción disipativa se basa en el aumento del amortiguamiento estructural.

Presentan algunas ventajas con relación a los disipadores histeréticos, tales como:

- I. No requieren de una gran fuerza para lograr disipar energía.

- II. Con estos dispositivos los periodos de vibración de la estructura no cambian de forma significativa y resulta posible linealizar el comportamiento estructural y realizar una modelación sencilla.

Entre sus principales desventajas podemos mencionar:

- I. La poca variación del período fundamental no evita el comportamiento resonante.
- II. El comportamiento mecánico de los materiales viscoelásticos dependen de los cambios de temperatura, frecuencia y deformación y resulta necesario minimizar la influencia de estas variables.
- III. Estos dispositivos son eficientes para el control de vibraciones, pero se requiere un gran número de ellos para reducir significativamente la respuesta estructural.

Los basados en fluidos viscoelásticos (Figura 2.14) también llamados de fluido viscoso, también dependen básicamente de la velocidad, es decir, proporcionan una fuerza resistente que es proporcional a la velocidad aplicada más que al desplazamiento aplicado. La disipación de energía se consigue al hacer pasar un fluido viscoso por un orificio de reducidas dimensiones, consiguiendo una presión de amortiguamiento.

El líquido viscoso es un fluido de alta viscosidad, resistente al fuego (no inflamable y no combustible) y estable a los cambios de temperatura. Los únicos fluidos que poseen estas características son los que perteneces a la familia de las siliconas (aceite de silicona o gel de silicona) [33].

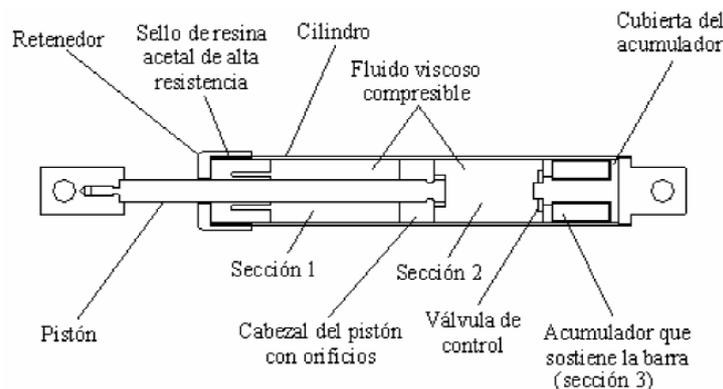


Figura 2.14 Disipador de fluido viscoso de Taylor [33]

2.2.2 Disipadores de fricción

Los disipadores de fricción disipan energía mediante la fricción producida por el desplazamiento de superficies que están en contacto entre ellas y bajo presión. Su colocación debe estar entre dos puntos de una estructura con desplazamiento relativo entre ellos. La fuerza de fricción es el producto de la fuerza normal por el coeficiente de rozamiento. Un ejemplo de disipador por fricción es el sistema PALL, propuesto por Pall y Marsh [34], el cual puede ser emplazado en la intersección de un arriostramiento en X (Figura 2.15). La presión entre las superficies en contacto se consigue mediante los tornillos.

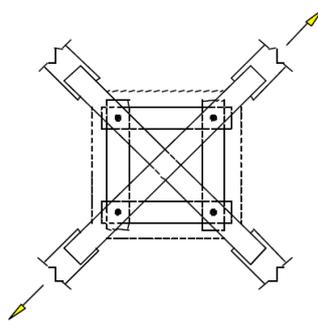


Figura 2.15 Disipador de fricción [34]

Sus curvas histeréticas son muy rectangulares (Figura 2.16, [34]) lo cual indica que la energía disipada en cada ciclo es prácticamente máxima para un determinado valor de la fuerza de deslizamiento.

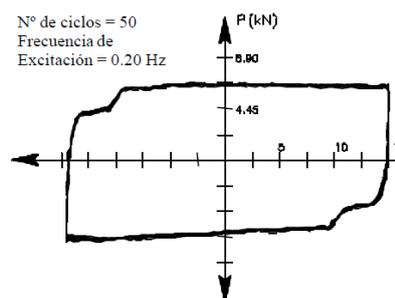


Figura 2.16 Curva histerética Fuerza- Deformación del disipador de fricción [34]

Un inconveniente de los disipadores de fricción es que el coeficiente de fricción, durante el desplazamiento, depende de la velocidad, de la presión normal y de las condiciones de las superficies de contacto, por tanto, resulta difícil de garantizar un coeficiente de fricción independiente del tiempo y de las condiciones de los disipadores, aunque, se ha observado que la variación del coeficiente de fricción durante el desplazamiento no afecta

significativamente a la respuesta estructural si la estructura permanece en rango lineal elástico, mientras que esta influencia puede ser significativa si esta entra en rango no lineal (Bozzo y Barbat, [35]).

2.2.3 Disipadores por plastificación de metales

Son dispositivos que disipan la energía mediante la plastificación del metal debido al esfuerzo axial, cortante, de flexión, de torsión o a su extrusión. El material más utilizado para la construcción de esta tipología de dispositivos ha sido el acero dado su bajo coste, sus propiedades constructivas (fácil mecanizado y buenas propiedades de soldabilidad) y mecánicas (elevada ductilidad). Una de las condiciones exigibles a un disipador de energía es que tenga comportamiento estable. Generalmente, estos disipadores se instalan en las diagonales de una estructura, en las barras de arriostramiento, en los muros o en los elementos que cumplan con la función de arriostrar una estructura. Al plastificar, cambian las características dinámicas de la estructura. El periodo fundamental, por ejemplo, será distinto en cada instante y en consecuencia las fuerzas dinámicas cambiarán. Las fuerzas sísmicas en la estructura disminuirán por la plastificación y consecuente disipación de energía.

2.2.3.1 Disipadores por esfuerzo axial. Disipadores de pandeo restringido

Existe una sola tipología de disipadores que plastifica por esfuerzo axial, y éstos son los denominados brazos de pandeo restringido, generalmente conocidos como BRBs debido a su denominación en inglés (Buckling Restrained Braces). En este apartado resumiré la evolución de esta tecnología de disipadores, que es parte fundamental de la presente tesis.

Los BRBs están compuestos, comúnmente, por una barra central ubicada dentro de un tubo de acero relleno de hormigón o mortero. Disponen de una conexiones en los extremos del brazo para poder instalarlo en una estructura (Figura 2.17).

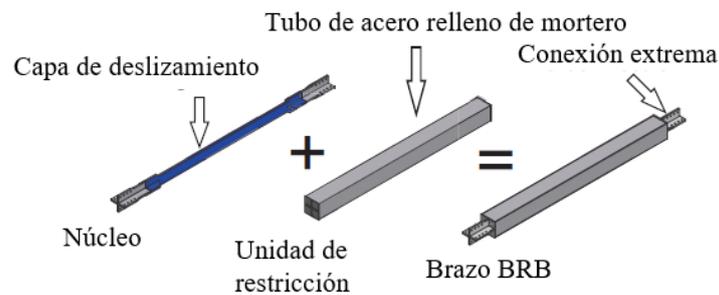


Figura 2.17 Esquema de un brazo BRB convencional [19]

La barra central de acero disipa energía a través de ciclos de plastificación estable de tracción – compresión. Para que esta barra plastifique debe de disponer de una sección transversal reducida y, convirtiéndose por tanto en un elemento muy esbelto, incapaz de soportar compresión sin sufrir pandeo. El pandeo de esta barra está restringido por la componente exterior que lo envuelve o barra estabilizadora. Para que la barra interior pueda expandirse libremente en compresión debe de disponer de una tolerancia de montaje suficiente en relación con la barra estabilizadora. Esta tolerancia, sin embargo, no debe ser excesiva para limitar la ondulación de la barra en compresión a valores reducidos y también las fuerzas de fricción resultantes entre la barra interior y la barra estabilizadora. En los brazos convencionales la expansión del núcleo de plastificación y la baja fricción se facilita mediante un capa de deslizamiento, que ha variado en función del fabricante y de los dispositivos múltiples propuestos hasta ahora, de forma que la carga axial esté soportada básicamente por la barra central y no se produzca transferencia de corte durante la elongación – contracción de la barra disipadora. De los primeros dispositivos de esta tipología (aún que no en la forma actual de barras de pandeo restringido) fueron los propuestos por Yoshino et al.[36]. Éstos consistían en un elemento metálico introducido en un muro de hormigón con material deslizante. Los muros actuaban como elemento de restricción al pandeo a dos barras incorporadas como brazos concéntricos en K. Entre las barras y los muros se incorporaba material aislante para reducir la fricción entre ambos y así conseguir que las acciones fueran soportadas íntegramente por las barras, trabajando consecuentemente bajo esfuerzos alternantes tipo axial. El dispositivo fue llamado por *shear wall with braces* (Figura 2.18, fuente. Uang et al.[37]).

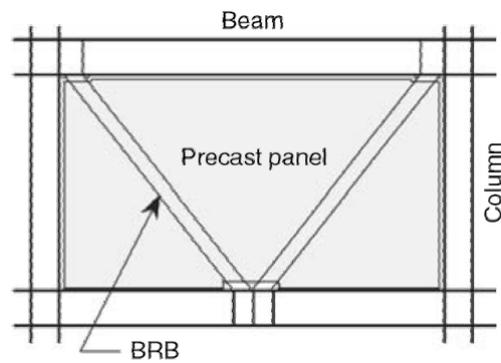


Figura 2.18 Brazo disipador de pandeo restringido en muro de hormigón [37]

Wakabayashi et al.[38] estudiaron la influencia de diferentes materiales deslizantes para conseguir la separación mecánica entre el elemento disipador y el elemento de relleno.

Kimura et al.[39] ensayó un tubo de acero relleno de mortero sin material de separación entre el tubo de acero y el mortero. Se concluyó que la deformación del tubo de acero debido al esfuerzo axial fue del 10% - 15% de la deformación de la barra disipadora. También se concluyó que el elemento de acero presentaba mayor resistencia a compresión que en tracción.

Watanabe et al. [40] estudiaron el comportamiento de barras de pandeo restringido que consistían en barras de disipación introducidas en un tubo de acero relleno de mortero, utilizando material deslizante para conseguir la desunión entre la barra de disipación y el mortero (Figura 2.19). Realizaron ensayos con diferentes formas y medidas del tubo de acero y se definieron criterios de diseño para obtener tanto resistencia y rigidez de la barra disipadora.

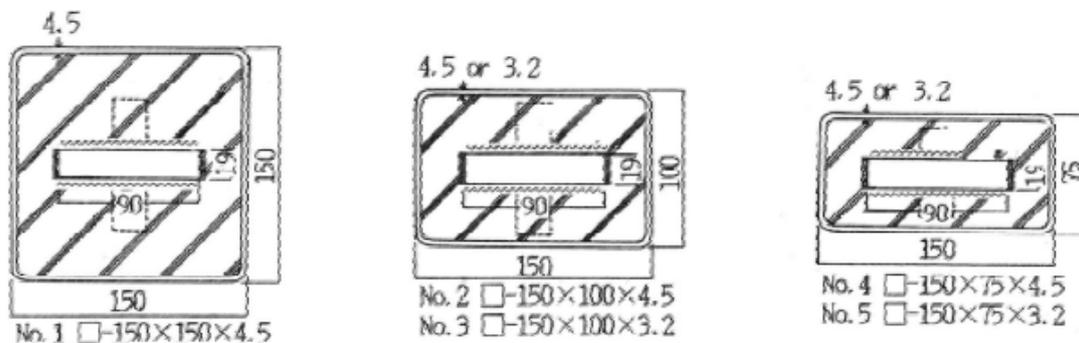


Figura 2.19 Brazos de pandeo restringido mediante tubos [40]

Nagao et al. [41] utilizaron, como barra de disipación de energía, una barra de acero de sección en doble T, tal como se muestra en la Figura 2.20a, Horie et al. [42], como barra de disipación de energía, utilizaron una barra cruciforme (Figura 2.20b) y Inoue et al. [43] utilizaron una placa de acero confinada mediante dos paneles prefabricados de hormigón armado, atornillados entre si (Figura 2.20c).

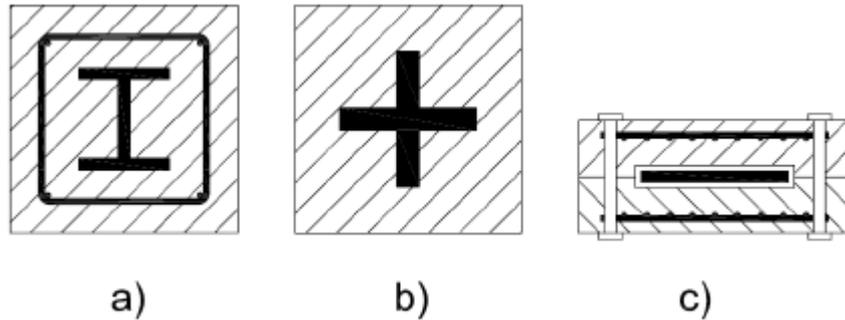


Figura 2.20 BRB con núcleo formado por: a) un perfil de sección doble T [41], b) una barra de sección cruciforme [42] y c) una placa de acero confinada [43]

Suzuki et al. [44], propusieron otros métodos, para restringir el pandeo de la barra disipadora, sin la utilización del material mortero. El primero consistió en una sección doble T restringida mediante un tubo de acero circular (Figura 2.21a). La figura (Figura 2.21b) muestra una sección circular restringida por otro tubo de sección circular, donde el tubo exterior es el encargado de soportar el esfuerzo axial y el tubo interior tiene la función de impedir la deformación lateral. También se propuso la utilización de un tubo cuadrado para restringir el pandeo de una placa de disipación de acero (Figura 2.21c). Shimizu et al. [45], utilizaron una barra de disipación de sección cruciforme introducida en un tubo de sección cuadrada para restringir el pandeo de la barra de disipación (Figura 2.21d).

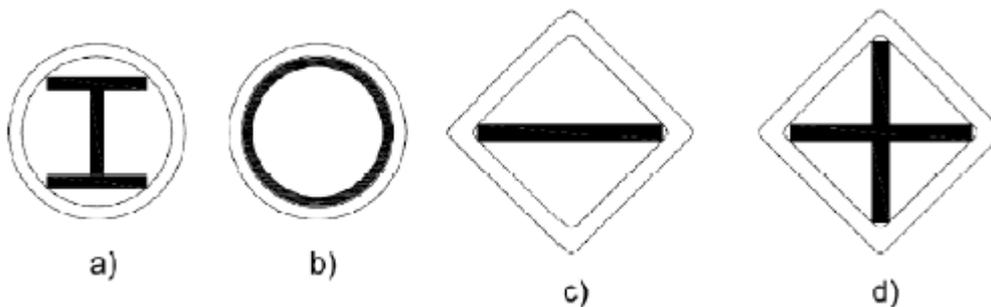


Figura 2.21 Tipologías de brazos BRB que no utilizan mortero [44], [45]

M. Iwata [46], ensayó cuatro disipadores comercializados en Japón (Figura 2.22) mediante un ciclo a 0,25 veces la deformación elástica, dos ciclos a 0,5 y a 0,75 veces la deformación elástica, cinco ciclos a la deformación elástica y dos ciclos a 1,5, 2 y 2,5 veces la deformación elástica. La respuesta de los brazos disipadores se muestra en la Figura 2.23.

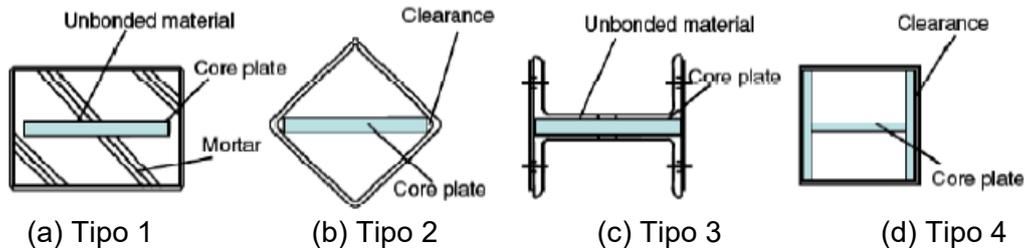


Figura 2.22 Disipadores tipo BRB [46]

A partir de los resultados empíricos, el autor afirmó que todos los dispositivos disipaban suficiente energía histerética para soportar tensiones de hasta el 1% del *story deformation angle* pero que para mayores tensiones cada dispositivo mostró diferentes resultados (Figura 2.23). El que disipó mayor energía fue el primer disipador (Figura 2.23a), lo siguió el tercer disipador (Figura 2.23c), a continuación el disipador cuarto (Figura 2.23d) y el segundo disipador (Figura 2.23b) fue el que disipó menos energía. El autor concluyó que los disipadores tipo 2 y 4 se agotaron rápidamente debido al pandeo.

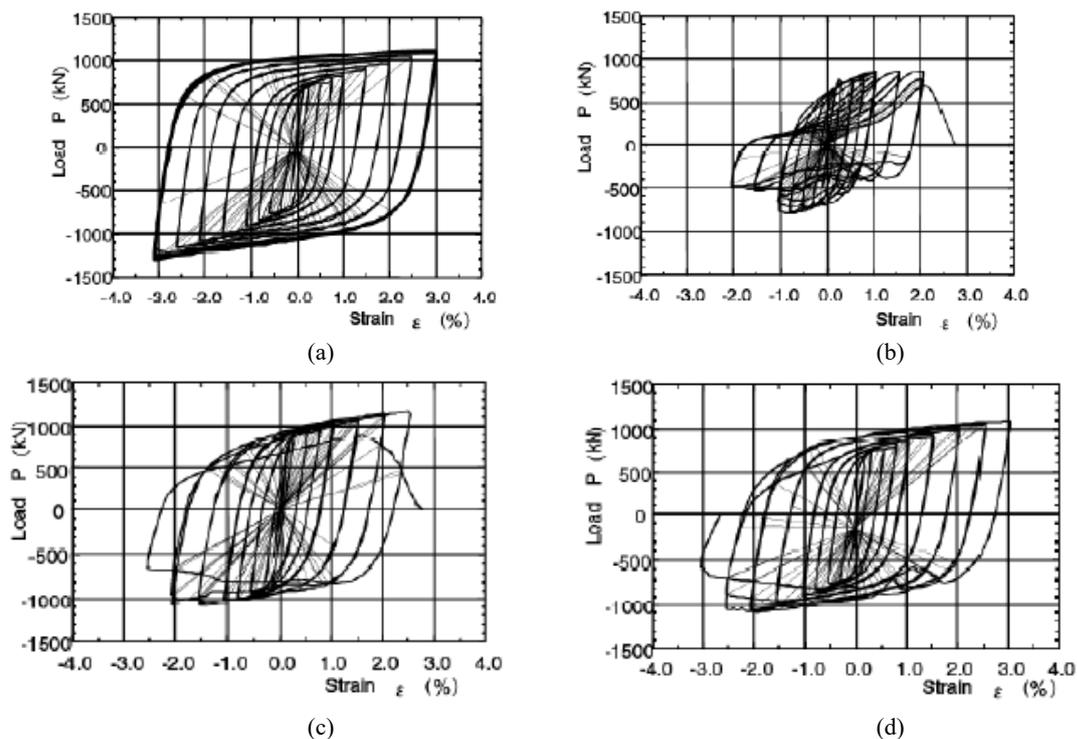


Figura 2.23 Curvas histeréticas Fuerza-Deformación de los disipadores de la Figura 2.22 [46]

También se concluyó que cuando existe material deslizante entre el núcleo disipativo y el cuerpo que restringe el pandeo, la parte disipativa no transmite esfuerzo axial a la parte que restringe el pandeo.

C.C. Chen et al. [47], propusieron un nuevo diseño de barra de pandeo restringido en que la barra disipativa consistía en una barra de sección cruciforme y como elementos para restringir el pandeo cuatro tubos cuadrados de dimensiones 75x75x3,2 mm dispuestos tal como se indica en la Figura 2.24.

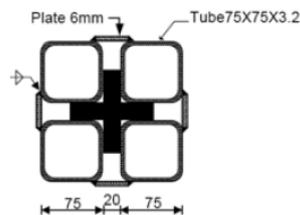


Figura 2.24 Disipador tipo BRB con elemento de restricción formado por 4 tubos [47]

Con este sistema, se eliminó el pandeo y la fisuración que tiene lugar en la tipología de BRB en que se impide el pandeo mediante mortero. En la Figura 2.25 se muestra la respuesta histerética de un dispositivo de este tipo.

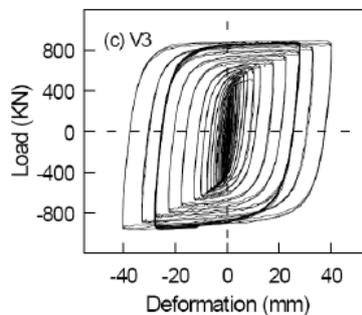


Figura 2.25 Curva histerética Fuerza-Deformación del disipador BRB de la Figura 2.24 [47]

Tsai et al. [48], con el objetivo de reducir el tamaño de las conexiones del brazo a la estructura a la cual se conecta, desarrollaron un disipador tipo brazo de pandeo restringido formado por dos núcleos disipativos (Figura 2.26). También se estudió los efectos de diferentes materiales deslizantes para mantener desvinculada la parte disipativa de la parte que restringe el pandeo. En el estudio se utilizaron 10 BRB con la misma sección transversal. Se concluyó que el material que presentaba mejor comportamiento desvinculante era el formado por una lámina de caucho de silicona, dado que este material proporcionaba una menor diferencia entre las cargas de tracción y compresión.

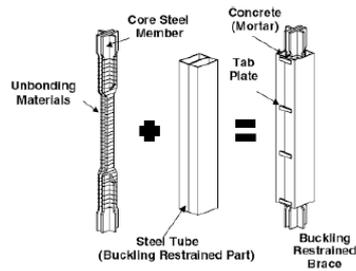


Figura 2.26 Disipador tipo BRB de Tsai et al. [48]

Iwata et al. [49], construyeron un dispositivo BRB compuesto por una placa de acero como elemento disipador, cubierto con un material deslizante y dos elementos de acero, rellenos de hormigón y que a su vez servían de guía (Figura 2.27).

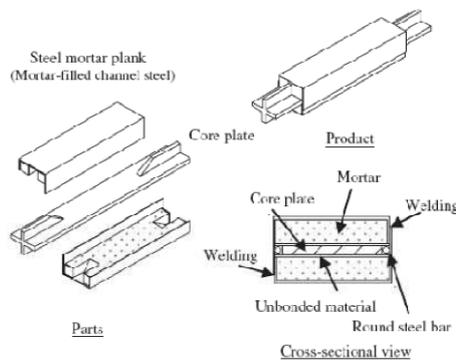


Figura 2.27 Disipador tipo BRB de Iwata et al. [49]

Mediante este diseño, los autores pretendían estandarizar los elementos para facilitar el montaje y experimentar sobre la variación del espesor de la barra de disipación y sobre la variación de las dimensiones de la parte destinada a evitar el pandeo. A partir de los resultados, los autores proponen un criterio de diseño de la parte que restringe el pandeo basada en la fórmula de Euler.

G. Palazzo et al. [50], desarrollaron un dispositivo BRB en el que el elemento disipador de energía era una barra cilíndrica de acero y como elemento para impedir el pandeo, un tubo cilíndrico lleno de mortero (Figura 2.28). El objetivo de este ensayo era el de obtener un dispositivo BRB de bajo coste. A partir de los estudios realizados en este experimento, se obtuvo formulación para el diseño del pandeo para este tipo de dispositivos.

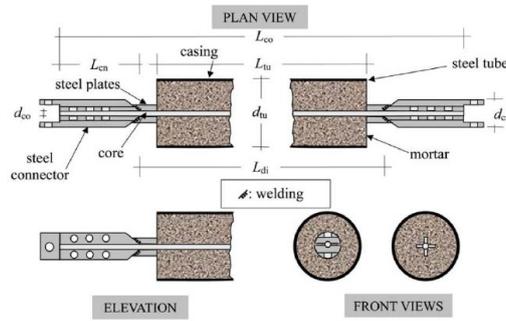


Figura 2.28 Disipador tipo BRB de Palazzo et al [50]

K. Young et al. [51], experimentó la capacidad cuando en la barra disipadora de energía, se dejaba una longitud en ambos extremos sin la parte que restringe el pandeo. La barra disipadora consistía en una barra de sección en doble T y como elemento que restringe el pandeo, un tubo de acero, de sección cuadrada, de bajo espesor (Figura 2.29).

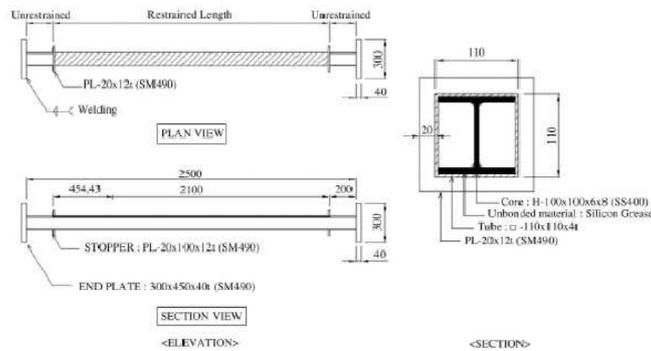


Figura 2.29 Disipador BRB con los extremos del núcleo sin restricción del pandeo [51]

Este modelo de disipador funcionaba sin mortero y el elemento deslizante era una fina capa de grasa de silicona introducida entre la barra disipadora y la parte interior del tubo. La parte experimental consistió en varias pruebas modificando el espesor del tubo de acero y la longitud de la parte sin restringir. Se concluyó que los disipadores tipo BRB con la barra disipativa de sección en doble T tienen mayor capacidad respecto los disipativos BRB que utilizan una barra disipativa de la misma área pero con la típica forma de placa. Los autores concluyeron que cuando el espesor del tubo metálico se aumenta en 2 mm, la resistencia a la compresión aumenta en un 54%. Referente a la longitud de la barra disipativa sin el elemento que restringe su pandeo, los autores afirmaron que para longitudes de hasta 200 mm, es necesario reforzar la barra de disipación y que para longitudes sin arriostrar superiores a 300 mm, las tensiones de compresión aumentan como si se estuviera disminuyendo la longitud del tubo metálico envolvente que restringe el pandeo.

El Perforated Core Buckling Restrained Braces (en adelante PCBRB) desarrollado por Dani Piedrafita en [17], [19], es un disipador de energía del grupo de los BRB (Buckling Restrained Braces) de los denominados *all-steel BRBs*, formados íntegramente por elementos de acero. Consiste en un núcleo plano perforado mediante láser que divide el núcleo de plastificación en dos núcleos paralelos y laterales. Este tipo de BRB se comentará ampliamente en el capítulo 3 por tratarse de uno de los BRBs ensayados en la tesis actual dentro de su trabajo experimental. El núcleo de disipación del PCBRB [17] consiste en dos bandas laterales de sección rectangular constante, que sirven para disipar energía mediante la plastificación del material debido al esfuerzo axial en las bandas. El PCBRB [17], como todos los brazos tipo BRB, básicamente está compuesto por un núcleo de disipación contenido por un elemento guía que impiden su pandeo por flexión (Figura 2.30).

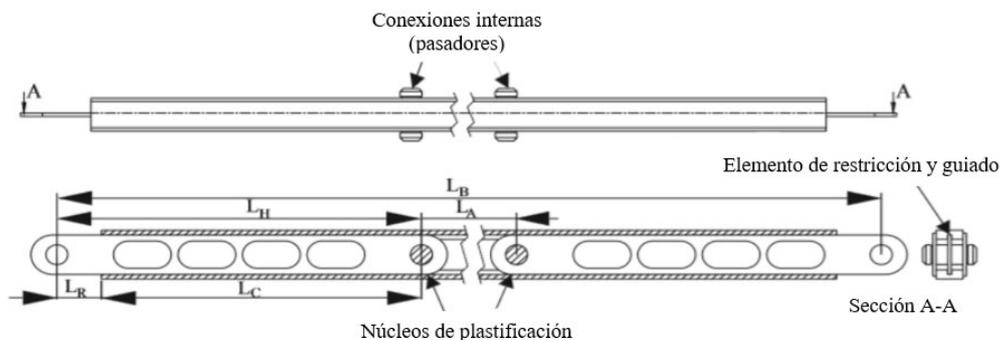


Figura 2.30 Brazo disipador PCBRB [17], [19]

Se ensayaron varios brazos con 3 y 4 perforaciones en el núcleo de disipación a distintos protocolos de carga (Figura 2.31).

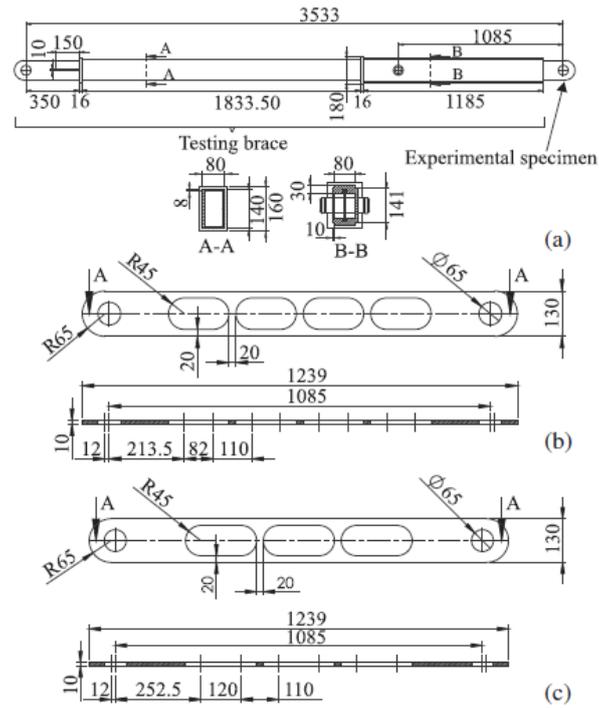


Figura 2.31 Brazo ensayado [17], [19]

Los brazos ensayados presentaron curvas histeréticas estables antes del agotamiento de los disipadores.

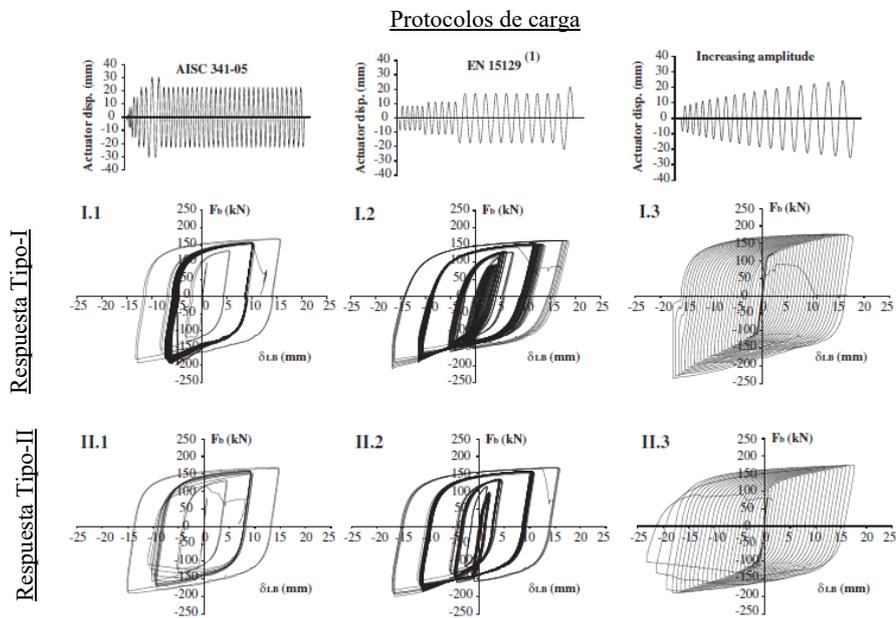


Figura 2.32 Protocolos de carga y curvas histeréticas fuerza-deformación [17], [19]

2.2.3.2 *Disipadores de flexión*

Uno de los dispositivos metálicos más conocidos es el ADAS (Added Damping and Stiffness), [52]–[54]. Es un dispositivo formado por placas de acero dispuestas en paralelo, de espesor constante y sección transversal en forma de X (Figura 2.33) y disipa la energía mediante el esfuerzo de flexión.

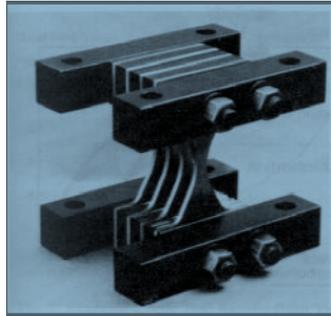


Figura 2.33 Dispositivo ADAS [20]

El número de placas dispuestas en paralelo es variable, dependiendo de las necesidades energéticas de la estructura a la cual se introduce, es decir, cuantas más placas, el dispositivo será capaz de disipar más energía.

Cada placa del dispositivo se encuentra impedido del giro en ambos extremos, de forma que un desplazamiento relativo entre éstos en dirección perpendicular al plano de la placa produce una distribución de momentos flectores lineales, simétrica y con doble curvatura. El ancho del disipador es linealmente proporcional con la distribución de momentos flectores, lo cual deriva en una generalización de la plastificación en un corto intervalo de desplazamiento. La plastificación se produce en forma uniforme y estable, optimizando el proceso de disipación de energía.

El disipador TADAS (Triangular Plate Added Damping And Stiffness) [18] (Figura 2.34), es muy similar al ADAS, y está formado por placas de acero triangulares y de espesor constante dispuestas en paralelo, también disipa la energía por flexión.

La base de cada placa está unida a otra placa rígida, lo cual se aproxima a una unión empotrada y el otro extremo de las placas de comporta como una articulación.

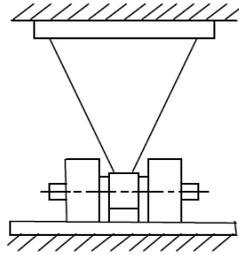


Figura 2.34 Dispositivo TADAS [18]

El número de placas dispuestas en paralelo es variable, dependiendo de las necesidades energéticas de la estructura a la cual se introduce, es decir, igual que el dispositivo TADAS [18], cuantas más placas, más energía disipada podrá disipar el dispositivo. Con un desplazamiento relativo entre extremos de la placa perpendicular a su plano, se consigue la plastificación debida a la flexión simple.

Otro tipo de disipador similar al ADAS es el tipo HONEYCOMB (Figura 2.35), que significa panal de abeja. Se trata de una placa de acero mecanizada con numerosas aberturas. Es como si se dispusieran numerosas placas tipo ADAS, pero en lugar de paralelas entre ellas, unidas lateralmente.

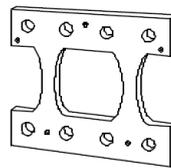


Figura 2.35 Dispositivo Honeycomb [55]

Es un dispositivo que actúa en una sola dirección y a diferencia de los ADAS y TADAS [18], disipa energía en su plano.

La forma del dispositivo se diseña para obtener una alta rigidez y una plastificación lo más uniforme posible en la zona disipativa. Su comportamiento histerético es muy estable y la forma del diagrama es casi rectangular (Figura 2.36), con una repuesta más próxima a la rígido-plástica que en el caso del ADAS, la cual es más flexible.

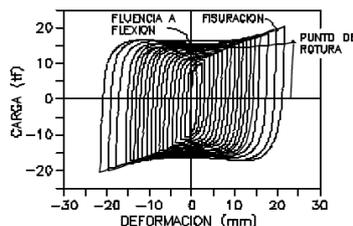


Figura 2.36 Curva histerética Fuerza-Deformación del Honeycomb [55]

Con el fin de ser utilizados como diagonales de arriostramiento, Benavent et al. en [56] desarrolla un disipador basado en la flexión de pernos (Figura 2.37) que se instala en una estructura como una diagonal de arriostramiento, logrando un dispositivo prácticamente independiente de las acciones verticales.

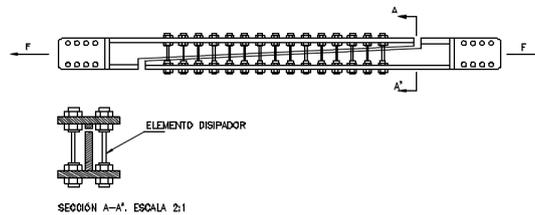


Figura 2.37 Sistema DUR (Dissipator Using steel Rods) [56]

2.2.3.3 Disipadores por cortante

El sistema estructural de los brazos excéntricos, Popov [57], es el precursor de los disipadores a cortante. La mayoría de los disipadores a cortante son de sección en doble T con alma rigidizada. Este sistema es de gran ductilidad (la UBC97 [58] considera, a las estructuras que lo incorporan, de máxima ductilidad) y que permitía ciclos histeréticos estables y de gran capacidad disipativa siempre que la rigidización fuera correcta. Se han establecido criterios simples para poder determinar la aparición de la abolladura en el alma [59], los cuales han sido posteriormente validados para dispositivos disipadores [60], [61].

Los paneles de cortante son placas de acero rigidizadas (Figura 2.38). Su estructura, con rigidizadores distanciados, obliga a espesores relativamente importantes para evitar el problema de la abolladura.

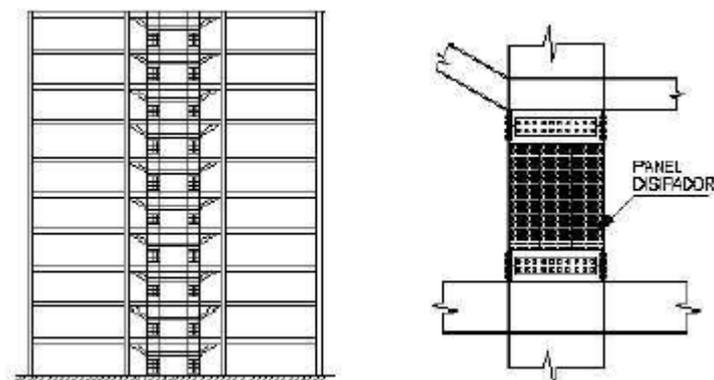


Figura 2.38 Disposición de paneles de cortante en una estructura metálica porticada [62]

Cahís et al. en [63] construye un disipador de cortante (Shear Link, Figura 2.39). Su cuerpo disipativo se construye a partir de un bloque de acero mecanizado mediante fresado. El proceso de mecanizado permitió incluir rigidizadores de pequeñas dimensiones sin soldaduras en las zonas de plastificación. Los primeros resultados obtenidos señalaban una elevada rigidez bajo comportamiento elástico, un desplazamiento de inicio de plastificación pequeño y disipación de energía a partir de ciclos histeréticos estables.

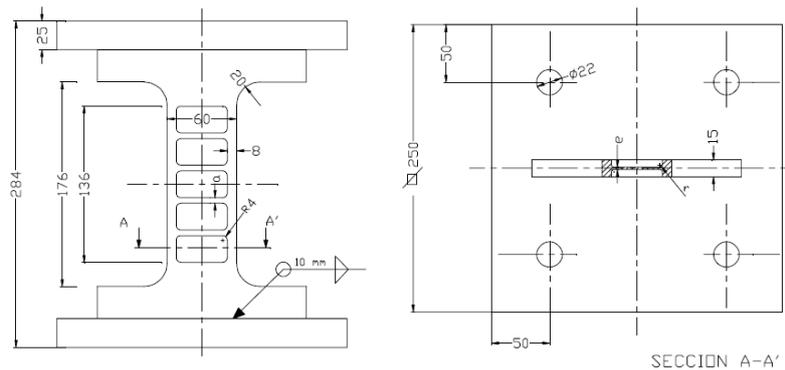


Figura 2.39 Disipador Shear-Link [64]

En 1998, Ray y Wallace en [60] desarrolló un dispositivo (Figura 2.40) a partir de placas soldadas de aluminio mediante procedimiento TIG que disipa energía por cortante. El disipador permite cargas de plastificación reducidas con espesores superiores a los necesarios con acero dúctil. Para evitar problemas de fragilidad, los rigidizadores del alma están únicamente soldados a las alas y produce un normalizado final de tensiones. El resultado más significativo es la elevada ductilidad que se consigue con algunas de las aleaciones usadas, que llega incluso al 30% en ensayo a tracción. Debido a una insuficiente rigidización, los dispositivos manifiestan abolladura del alma, la cual deriva en una disminución de su capacidad disipativa.

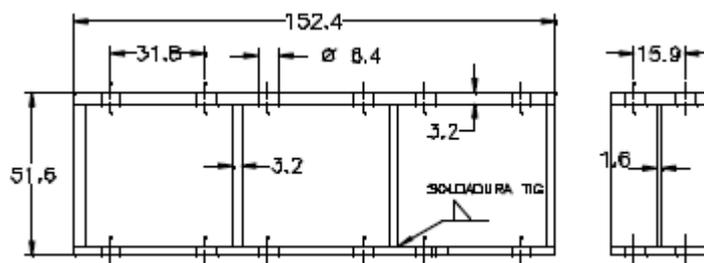


Figura 2.40 Disipador por cortante [60]

Piedrafita et al. [16], construyeron y ensayaron un nuevo dissipador tipo BRB [3]–[5], llamado Modular BRB (MBRB), formado por una barra de acero como barra disipativa y por dos perfiles metálicos de acero de sección en U como elementos para restringir el pandeo de la barra de disipación (Figura 2.41 [16]). Es una continuación del Shear Link visto anteriormente. Es un brazo modular, donde las unidades básicas de disipación L_a la novedad respecto otros dispositivos BRB, es que, dado el mecanizado de la barra disipadora, esta disipaba energía por plastificación a esfuerzo cortante. La barra de disipación estaba formada por varias unidades básicas de disipación (BDU) agrupadas en varios módulos de disipación (SM), (Figura 2.41b).

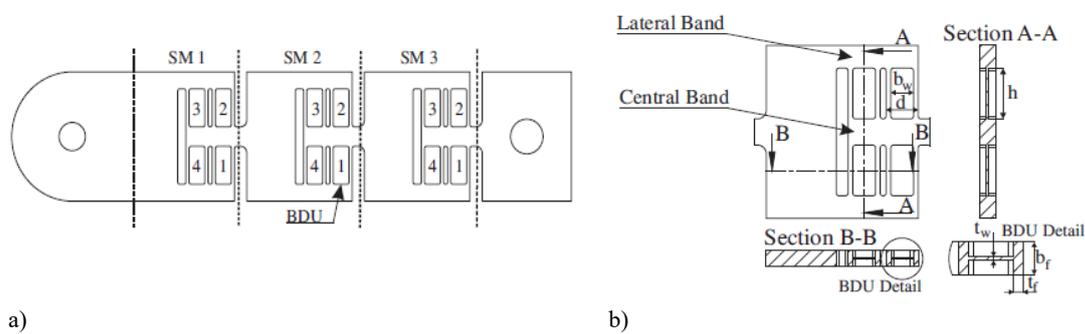


Figura 2.41 a)Núcleo de disipación b)Detalle de un SM [16]

La geometría de las BDU está basada en unos dispositivos ensayados por Cahís et al.[64]. El MBRB es un brazo modular en que las BDU parten fundamentalmente del Shear Link, pero sin rigidizadores interiores. El montaje del dispositivo MBRB es el compuesto por dos núcleos de disipación y una unidad de arriostamiento conectados mediante dos pernos circulares (Figura 2.42).

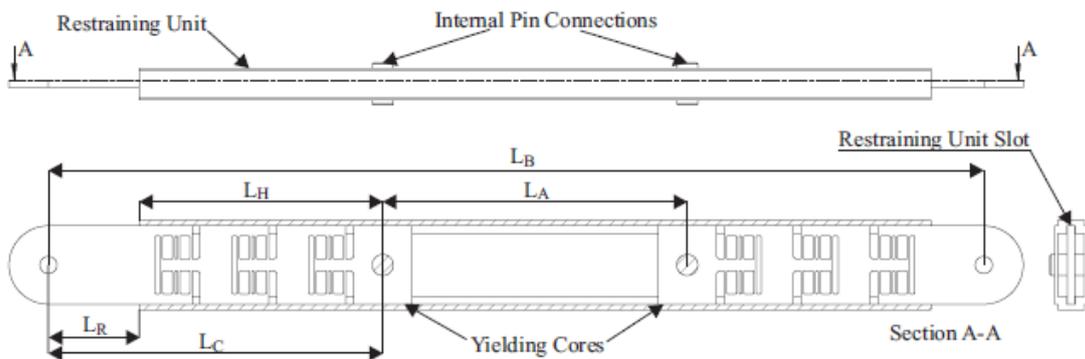


Figura 2.42 Esquema del dissipador MBRB [16]

La disipación de energía por cortante se produce debido al cizallamiento de las zonas de la BDU de menor espesor (Figura 2.43).

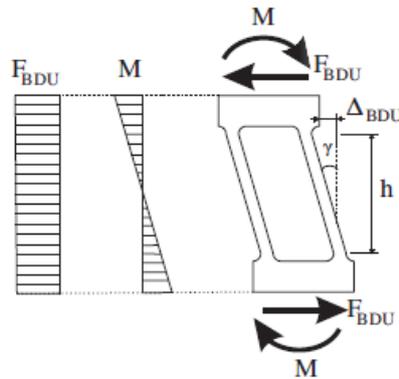


Figura 2.43 Modo de trabajo de una BDU, distribución de esfuerzos internos y deformación por cortante [16]

Al modelizar el núcleo de disipación mediante un modelo con elementos finitos, los autores, concluyeron que las tensiones en las BDU era uniformes (Figura 2.44).

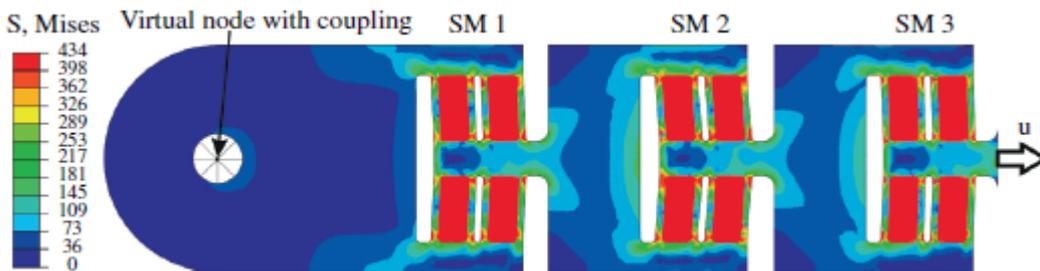


Figura 2.44 Fuerza – Tensiones de Von Mises en su estado de deformación máxima [16]

Al ser el MRBRB un disipador que forma parte de la presente tesis, en el capítulo 3 se amplía información al respecto.

2.2.3.4 Disipadores por extrusión de metales

La extrusión es un proceso mecánico por el cual un material blando cambia de forma pasando por un orificio. En la Figura 2.45 se muestra un disipador de este tipo que disipa la energía extrusionando plomo.

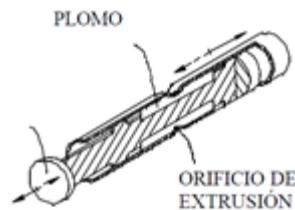


Figura 2.45 Disipador de energía mediante la extrusión [32]

La curva histerética resultante es muy estable para un dispositivo sometido a muchos ciclos de desplazamiento (Figura 2.46).

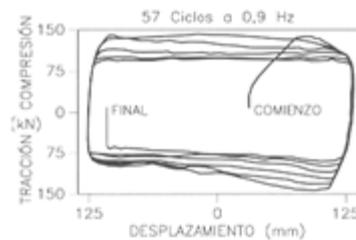


Figura 2.46 Curva histerética Fuerza-Deformación del disipador por extrusión [32]

2.3 Índices de daño.

2.3.1 Fatiga a bajo número de ciclos

Se define la fatiga de un material como la pérdida de la resistencia mecánica del material, al ser sometido a cargas cíclicas. La resistencia del material, por tanto, disminuye hasta alcanzar la rotura. La vida a la fatiga de un material está asociada al número de ciclos necesarios para que ocurra la falla del material. En general se observa que a mayor amplitud de deformación, menor es la cantidad de ciclos necesarios para la falla del material.

En el proceso de fatiga se debe distinguir entre la fatiga de materiales fisurados y la fatiga de materiales no fisurados. El primero, corresponde al proceso de fatiga en materiales en los que se observan fisuras preexistentes y el modo de falla está asociado a la propagación de dichas fisuras hasta la rotura del material. El segundo, corresponde a la fatiga de materiales sin fisuras preexistentes, en donde se diferencian dos casos:

- *Fatiga de alto número de ciclos:* en este caso la fatiga del material está controlada por pequeñas amplitudes de deformación (menores a la de fluencia del material), a un número elevado de ciclos (mayor que 1000 ciclos).
- *Fatiga de bajo número de ciclos:* en este caso la fatiga del material está controlada por grandes amplitudes de deformación (deformaciones plásticas), a un número pequeño de ciclos (menor que 1000 ciclos). En general, la fatiga a bajo número de ciclos, se considera que tiene lugar a un número inferior a 1000 ciclos, aunque, dependiendo de la ductilidad del material, en alguna bibliografía se considera que la fatiga a bajo número de ciclos tiene lugar hasta los 10^4 - 10^5 ciclos [65].

En la fatiga de materiales no fisurados se distingue la existencia de dos etapas:

- *Iniciación o nucleación de fisuras:* en esta etapa se forman dislocaciones y discontinuidades en el material, en las que comienzan a acumular deformaciones favoreciendo así la formación de fisuras.
- *Crecimiento o propagación de fisuras:* una vez formada la fisura, esta comienza a propagarse a una velocidad creciente, produciendo un aumento en el ancho de la fisura, debilitando la sección transversal del material, concluyendo con la rotura del material.

2.3.2 Introducción al daño

Por limitaciones económicas, las estructuras no pueden disipar energía sólo en el rango elástico, por esa razón, en el diseño convencional, los códigos de diseño admiten incursiones inelásticas ante sismos moderados y severos, evitando el colapso. Por ese motivo, este diseño aceptaba del daño estructural irreparable siempre y cuando garantizara la vida de las personas (el no colapso de las estructuras). En épocas recientes, se ha incluido la no linealidad de los materiales en el análisis y diseño sísmico y en consecuencia, hay amplia información del comportamiento del material cuando se supera su límite elástico.

Los disipadores elastoplásticos para diseño sísmico realizan su función disipativa al plastificar, es decir, a partir de ciclos con deformación plástica. Su comportamiento suele ser estable y su grado de degradación difícilmente apreciable. Para evaluar su grado de degradación se recurre a los índices de daño, que estiman la capacidad disipativa a partir de variables diversas, como serían los ciclos a amplitud constante, o variables como la deformación plástica acumulada o la energía disipada.

El concepto de índice de daño es un nivel del grado de degradación introducido en las últimas décadas por varios autores. El índice de daño cuantifica la degradación del elemento estructural como consecuencia de unas cargas introducidas a la estructura, generalmente laterales, como pueden ser las debidas al sismo. El poder evaluar el daño causado a una estructura o componente estructural es básico para la reparación, demolición o refuerzo de dicha estructura o componente estructural. En el caso de los disipadores, es posible su sustitución.

Los índices de daño son funciones adimensionales monotónicas, no decrecientes, que pretenden evaluar el daño estructural y permiten cuantificarlo de forma más objetiva, mediante la ponderación cuantitativa. Su valor, de carácter adimensional, está comprendido convencionalmente entre 0, para una estructura no dañada y 1 para el colapso del elemento estructural. Valores intermedios dan la medida del grado de degradación de la estructura, es decir, del índice de daño.

2.3.3 Índices de daño. Clasificación

Los indicadores de daño se pueden clasificar en índices de daño locales o globales, dependiendo si se refieren al daño de un elemento o al daño de toda la estructura, respectivamente [66]. Los índices de daño presentados en esta tesis doctoral son índices de daño locales.

El índice de daño cuantifica la degradación del elemento estructural como consecuencia de una carga cíclica creciente-decreciente. Para poder cuantificar el daño es necesario poder aplicar una carga y analizar la degradación estructural que podría hacerse, por ejemplo, observando la evolución de su capacidad resistente (fuerza o momento) en relación a su deformación (desplazamiento o giro).

Una clasificación de los índices de daño es, según [66]:

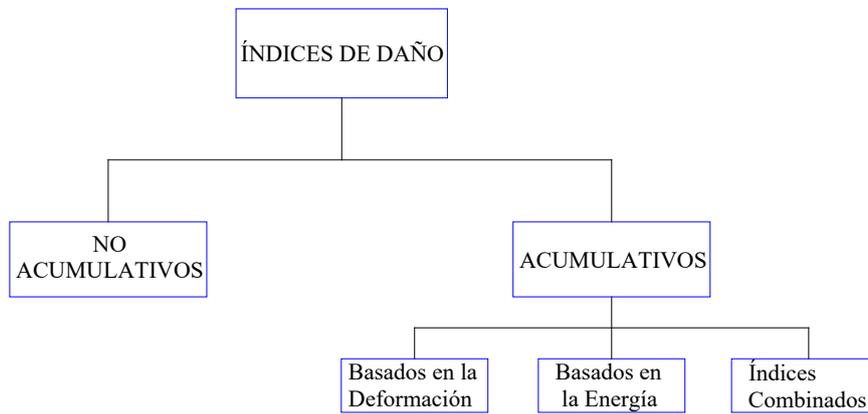


Figura 2.47 Clasificación de los índices de daño

2.3.3.1 Índices de daño no acumulativos

Un índice de daño es no acumulativo cuando no considera el daño debido a la fatiga, es decir, cuando las cargas a la que se somete el elemento en estudio son crecientes pero no cíclicas.

Los índices de daño no acumulativos fueron los primeros modelos de daño y generalmente están desarrollados a partir del concepto de ductilidad. La cuantificación de la ductilidad se podía determinar mediante las siguientes ecuaciones a partir del desplazamiento, d , de la rotación, θ o de la curvatura, Φ .

$$\mu = d_{\max} / d_y \quad (2.1)$$

$$\mu = \theta_{\max} / \theta_y \quad (2.2)$$

$$\mu = \Phi_{\max} / \Phi_y \quad (2.3)$$

Donde los términos d_{\max} , θ_{\max} , Φ_{\max} significan los valores de desplazamiento, rotación y curvatura máximos alcanzados antes de la rotura respectivamente y los términos d_y , θ_y , Φ_y significan los límites de fluencia del desplazamiento, giro y curvatura respectivamente. La Ecuación (2.1) fue propuesta por Newmark y Rosenblueth [67] mientras que la Ecuación (2.2) fue propuesta por Banon et al. [68].

2.3.3.2 Índices de daño acumulativos

Un índice de daño es acumulativo cuando considera el daño debido a cargas cíclicas. Para poder considerar la acumulación del daño debido a una carga cíclica generalmente se consideran formulaciones de fatiga a bajo número de ciclos, donde el daño se considera

una función de la deformación plástica acumulada o considerando un término relacionado con la energía histerética absorbida durante el sismo.

2.3.3.2.1 Acumulativos basados en la deformación

Los primeros índices de daño acumulativo basados en deformaciones incluyeron el efecto de la carga cíclica al concepto de ductilidad.

Banon et al. [68]

Uno de los primeros modelos de este tipo fue el de Banon et al. [68], el cual propone una rotación acumulada normalizada (NCR), mediante la relación:

$$I_D = NCR = \frac{\sum_{i=1}^n |\theta_{im} - \theta_y|}{\theta_y} \quad (2.4)$$

n es el número de ciclos histeréticos y θ_{im} es la rotación máxima que alcanzada por el componente en el ciclo histerético i .

Índice de daño de Miner [11]

Este índice se llama también regla lineal de acumulación del daño y nos indica que el daño que la pieza sufre bajo la acción de una tensión cíclica de amplitud determinada es directamente proporcional al número de ciclos actuantes en que actuó aquella amplitud de tensión. Dicho índice considera que el daño introducido para cada excursión plástica es independiente del daño producido por cualquier otra excursión anterior. La teoría lineal del daño acumulativo se puede formular mediante la siguiente Ecuación (2.5) como:

$$I = \sum_{i=1}^{Ndif} \left(\frac{n_i}{N_i} \right) \quad (2.5)$$

Donde:

n_i : número de ciclos en la que se somete al dispositivo a una tensión de σ_i

N_i : número máximo de ciclos que puede soportar el dispositivo a la tensión de σ_i

Índice de daño de Cosenza and Manfredi [69]

Un índice de daño que puede tener en cuenta el cambio en la energía de disipación de la estructura como una función de su historial de desplazamientos se puede formular a partir de la teoría lineal del daño acumulado (Hipotesis de Miner [11]).

Cosenza and Manfredi [69], formularon la teoría lineal de daño acumulado como:

$$I = \sum_{i=1}^{N_{exc}} \left(\frac{\delta_{pi}}{\delta_{ucp}} \right)^b \quad (2.6)$$

en la que $I=1$, indica falla incipiente.

N_{exc} : Número de excursiones plásticas

δ_{ucp} : Máximo desplazamiento plástico

δ_{pi} : Desplazamiento plástico asociado a la i -ésima excursión plástica

b : Parámetro estructural adimensional que caracteriza la capacidad de deformación acumulada de la estructura

Powell and Allahabadi [70], sugirieron como valores típicos de b los comprendidos entre 1,6 y 1,8. Krawinkler and Zoherei [71], Baik et al. [72], Cosenza y Manfredi [69], sugirieron 1,5 como un valor razonable y conservador para utilizarse en diseño sísmico y analizar el daño en estructuras dúctiles de acero.

Índice de daño de Teran-Gilmore and Jirsa [73]

Teran-Gilmore and Jirsa, propusieron un modelo simple para evaluar la ocurrencia de fatiga de bajo número de ciclos. Este modelo representa una simplificación de la teoría de acumulación lineal de daño a través de la suposición de una distribución fija de excursiones plásticas en función de su amplitud.

$$DMI = (2 - b) \frac{NE_{H\mu}}{\mu_{ucp}} \quad (2.7)$$

$NE_{H\mu}$: Energía plástica disipada normalizada antes de fallar por fatiga de bajo número de ciclos.

b : Parámetro estructural que caracteriza el ciclo histerético. Cosenza y Manfredi, 2004 sugirieron $b=1,5$ para estructuras dúctiles de acero.

μ_{ucp} : ductilidad plástica cíclica última, siendo, $\mu_{ucp} = \delta_{ucp} / \delta_y$.

2.3.3.2.2 Acumulativos basados en la energía

Los índices de daño acumulativos basados en la energía consideran la energía disipada para evaluar el daño. El primer índice de daño basado en la energía fue el propuesto por Gosain et al. [74] mediante la Ecuación (2.8):

$$I_D = \sum_i^n \frac{F_i d_i}{F_y d_y} \quad (2.8)$$

Donde F_y y d_y son la fuerza y desplazamiento de fluencia respectivamente y n el número de ciclos histeréticos. En el sumatorio únicamente se incluyen convencionalmente los ciclos histeréticos los cuales $F_i/F_y \geq 0,75$.

2.3.3.2.3 Índices de daño combinados

Estos modelos de daño consideran el daño tanto a efectos de la relación demanda – capacidad (que es la parte no acumulativa del daño) como los efectos de la acumulación del daño.

Uno de los primeros índices que aparecieron fue el índice de daño propuesto por Krawinkler y Zohrei [71].

Índice de daño de Krawinkler y Zohrei [71]

Krawinkler y Zohrein [71], proponen un índice de daño en función del número de ciclos de carga n y de las deformaciones plásticas durante cada ciclo ($\Delta\delta_{pi}$), es decir:

$$I_D = C \sum_{i=1}^n (\Delta\delta_{pi})^{\alpha_i} \quad (2.9)$$

Donde C y α_i son parámetros del comportamiento estructural. Aunque originalmente este modelo fue propuesto para estructuras de acero, ciertos autores lo aplican con algunas modificaciones, a estructuras de hormigón armado.

Índice de daño de Park y Ang [21]

Este índice de daño es uno de los más conocidos y utilizados. Combina linealmente el daño debido a la máxima excursión plástica y el daño debido a la historia de deformaciones.

El índice de daño de Park y Ang [21] se representa por el símbolo D y se define mediante la Ecuación (2.10) como:

$$D = \frac{\delta_{max}}{\delta_{um}} + \frac{\beta E_h}{Q_y \delta_{um}} \quad (2.10)$$

Donde:

δ_{max} : máxima deformación alcanzada bajo cargas cíclicas

δ_{um} : máxima deformación medida bajo carga monotónica

E_h : energía histerética disipada

Q_y : carga de fluencia

y β es un parámetro que caracteriza la contribución del daño debido a la energía de deformación plástica acumulada [75]–[77] .

Resultados experimentales indican que el parámetro β para elementos de hormigón armado varía entre -0,3 y 1,2 [76] y para elementos de acero se considera 0,025 [71]. Si $\beta=0$, el colapso del elemento se produce debido a excesiva deformación. Si $\beta=0,6\sim 0,8$, el colapso se produce debido a disipación de energía (daño acumulado) [76].

Este modelo, que fue propuesto inicialmente para estructuras de hormigón armado y se extendió posteriormente para estructuras de acero, presenta algunas deficiencias:

- I. En el rango elástico, cuando la energía disipada es cero, no debería haber ningún daño y el índice de Park y Ang [21] debería ser cero. Sin embargo, esta condición no se cumple, pero es comúnmente aceptado que el daño causado por los ciclos elásticos en estructuras sometidas a cargas sísmicas es despreciable.
- II. El índice no da resultados correctos para elementos bajo deformaciones monotónicas. Cuando el componente alcanza la máxima deformación (δ_{um}) el índice debería ser igual a 1 y su valor es de más de 1 por el término de energía. Chai et al. ha propuesto una modificación al índice que corrige este error.

El amplio estudio que se ha hecho sobre este índice ha permitido obtener correcciones o nuevas versiones del mismo, entre ellas se destacan las propuestas por Chai et Al. [78] y la de Park, Ang & Wen [79].

Índice de daño de Park y Ang Modificado (Chai et Al, 1995) [78]

Con el fin de corregir el segundo de los problemas que presenta el índice de daño de Park y Ang [21], los investigadores Y.Chai, K. Romstad y S. Bird [78], propusieron la siguiente modificación al índice original , que incorpora la energía disipada:

$$D = \frac{\delta_{\max}}{\delta_{\text{um}}} + \frac{\beta^* (E_h - E_{\text{hm}})}{Q_y \delta_{\text{um}}} \quad (2.11)$$

Donde:

E_{hm} : energía histerética disipada bajo carga monotónica

Q_y : carga de fluencia

y β^* es un parámetro que caracteriza la contribución del daño debido a la energía de deformación plástica acumulada para el modelo modificado.

En la situación de colapso total ($D=1$), se obtiene, para el modelo de Park y Ang Modificado:

$$\frac{E_h - E_{\text{hm}}}{Q_y \delta_{\text{um}}} = \frac{1}{\beta^*} - \frac{1}{\beta^*} \cdot \frac{\delta_{\max}}{\delta_{\text{um}}} \quad (2.12)$$

En la situación de colapso total ($D=1$), se obtiene, para el modelo de Park y Ang [21] original:

$$\frac{E_h}{Q_y \delta_{\text{um}}} = \frac{1}{\beta} - \frac{1}{\beta} \cdot \frac{\delta_{\max}}{\delta_{\text{um}}} \quad (2.13)$$

Restando las dos ecuaciones anteriores se obtiene:

$$\frac{E_{\text{hm}}}{Q_y \delta_{\text{um}}} = \left(\frac{1}{\beta} - \frac{1}{\beta^*} \right) \cdot \left(1 - \frac{\delta_{\max}}{\delta_{\text{um}}} \right) \quad (2.14)$$

El modelo modificado asume que las curvas de ambos índices se igualan para $(\delta_{\max}/\delta_{\text{um}})=0$.

Entonces la Ecuación (2.14) queda expresada de la siguiente forma:

$$\frac{1}{\beta} = \frac{1}{\beta^*} + \frac{E_{\text{hm}}}{Q_y \delta_{\text{um}}} \quad (2.15)$$

El modelo de Park y Ang Modificado se comprende mejor mediante la Figura 2.48.

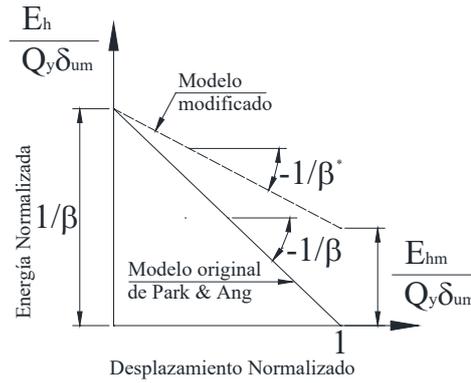


Figura 2.48 Modelo de Park y Ang Modificado [78]

Índice de daño de Bozorgnia and Bertero [80]

Bozorgnia and Bertero en [80] propusieron un nuevo índice de daño, basado en los desplazamientos y en la energía disipada, para resolver los problemas presentados en el índice de Park y Ang [21] para la respuesta elástica y deformaciones monotónica,

Sus estudios desembocaron en la confección de dos índices de daño.

$$DI_1 = \frac{(1 - \alpha_1)(\mu - \mu_e)}{(\mu_{mon} - 1)} + \alpha_1 \frac{E_H}{E_{Hmon}} \quad (2.16)$$

$$DI_2 = \frac{(1 - \alpha_2)(\mu - \mu_e)}{(\mu_{mon} - 1)} + \alpha_2 \left(\frac{E_H}{E_{Hmon}}\right)^{1/2} \quad (2.17)$$

Donde:

μ : ductilidad, $\mu = \delta_{max} / \delta_y$

μ_e : ductilidad, $\mu_e = \delta_e / \delta_y$, siendo δ_e el máximo desplazamiento elástico.

$\mu_e = 1$, para un comportamiento elástico

$\mu_e = \mu$, para un comportamiento inelástico

Así para el rango elástico $(\mu - \mu_e) = 0$, y para el rango inelástico $(\mu - \mu_e) = (\mu - 1)$, lo que significa que para el rango lineal no existe daño provocado por desplazamientos, pues no se sobrepasa la capacidad elástica del elemento, mientras que para el rango no lineal el daño se origina de los desplazamientos que superan la capacidad elástica del elemento.

$E_{H,mon}$: energía histerética bajo deformación lateral monotónicamente creciente

α_1, α_2 : parámetros de ponderación

$$0 \leq \alpha_1 \leq 1$$

$$0 \leq \alpha_2 \leq 1$$

Considerando la definición de ductilidad histerética (Mahin and Bertero [81]) dada por $\mu_H = E_H/(Q_y \delta_y) + 1$, para sismos y deformaciones monotónicas, los índices de daño pueden expresarse como:

$$DI_1 = \frac{(1 - \alpha_1)(\mu - \mu_e)}{(\mu_{mon} - 1)} + \alpha_1 \frac{(\mu_H - 1)}{(\mu_{Hmon} - 1)} \quad (2.18)$$

$$DI_2 = \frac{(1 - \alpha_2)(\mu - \mu_e)}{(\mu_{mon} - 1)} + \alpha_2 \left[\frac{(\mu_H - 1)}{(\mu_{Hmon} - 1)} \right]^{1/2} \quad (2.19)$$

En el caso especial de considerar el sistema como un sistema elastoplástico perfecto, es decir, en el caso de considerar $E_{Hmon} = Q_y(\delta_{mon} - \delta_y)$ y $\mu_{Hmon} = \mu_{mon}$.

$$DI_1 = \frac{(1 - \alpha_1)(\mu - \mu_e)}{(\mu_{mon} - 1)} + \alpha_1 \frac{\left(\frac{E_H}{Q_y \delta_y}\right)}{(\mu_{Hmon} - 1)} \quad (2.20)$$

$$DI_2 = \frac{(1 - \alpha_2)(\mu - \mu_e)}{(\mu_{mon} - 1)} + \alpha_2 \left[\frac{\left(\frac{E_H}{Q_y \delta_y}\right)}{(\mu_{Hmon} - 1)} \right]^{1/2} \quad (2.21)$$

Bajo estas consideraciones, el índice de daño propuesto presenta las siguientes particularidades:

- I. Si la respuesta es elástica, por ejemplo, cuando no hay daño importante, entonces, $\mu_e = \mu$ y $E_H = 0$ y en consecuencia $DI_1 = 0$ y $DI_2 = 0$ y se resuelve el primer problema del índice de daño de Park y Ang [21].

- II. Si la deformación es monotónica y alcanza su máxima capacidad, es decir, $\delta_{max}=\delta_{mon}$, el índice de daño será 1 ($DI_1=1$ y $DI_2=1$), con lo que se resuelve el segundo problema del índice de daño de Park y Ang [21].
- III. Si $\alpha_1=0$ y $\alpha_2=0$, los índices de daño DI_1 y DI_2 dependen únicamente de la deformación plástica.
- IV. Si $\alpha_1=1$ y $\alpha_2=1$, los índices de daño DI_1 y DI_2 dependen únicamente de la energía de histéresis.

Cabe mencionar que los parámetros de α_1 y α_2 se encuentran mediante una regresión comparando DI_1 , DI_2 con el Índice de Daño de Park y Ang [21] en el rango intermedio $0,2 < D_{P\&A} < 0,8$, donde el índice de Park y Ang [21] se comporta bien.

Índice de daño de Benavent-Climent (2007) [22]

Amadeo Benavent Climent [22], propone un modelo el cual considera que la respuesta de la estructura hasta su estado límite último depende de la trayectoria seguida (path-dependent o que depende de la trayectoria). De acuerdo con este método, el diagrama carga-desplazamiento del componente de acero sometido a un historial de deformaciones cíclicas hasta la rotura, se puede descomponer en una parte llamada skeleton y en otra llamada Bauschinger. La parte del diagrama carga-desplazamiento correspondiente a skeleton son los estadios en que se superan el nivel de carga alcanzado en el anterior ciclo para un mismo dominio positivo o negativo, mientras que la parte que corresponde al Bauschinger es la parte del diagrama donde la fuerza no supera los valores alcanzados en el ciclo anterior.

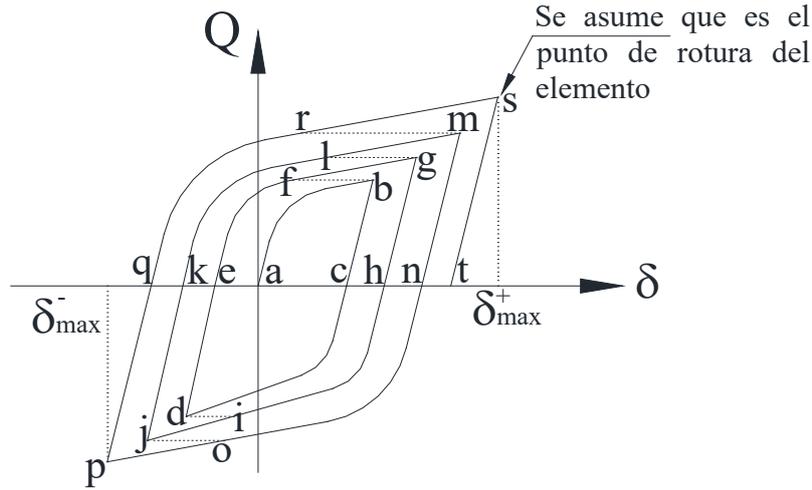


Figura 2.49 Respuesta histerética fuerza-deformación de un disipador elastoplástico [22]

Así, para el gráfico carga-desplazamiento de la Figura 2.49, se puede descomponer con los segmentos $a-b$, $f-g$, $l-m$, $r-s$ en el dominio positivo y $c-d$, $i-j$, $o-p$ en el dominio de carga negativo. Dichos segmentos son los que superan el nivel de carga alcanzado en el ciclo anterior para el mismo dominio de carga. Conectando consecutivamente dichos segmentos, tal como se muestra en la Figura 2.50, se obtienen las dos curvas de skeleton.

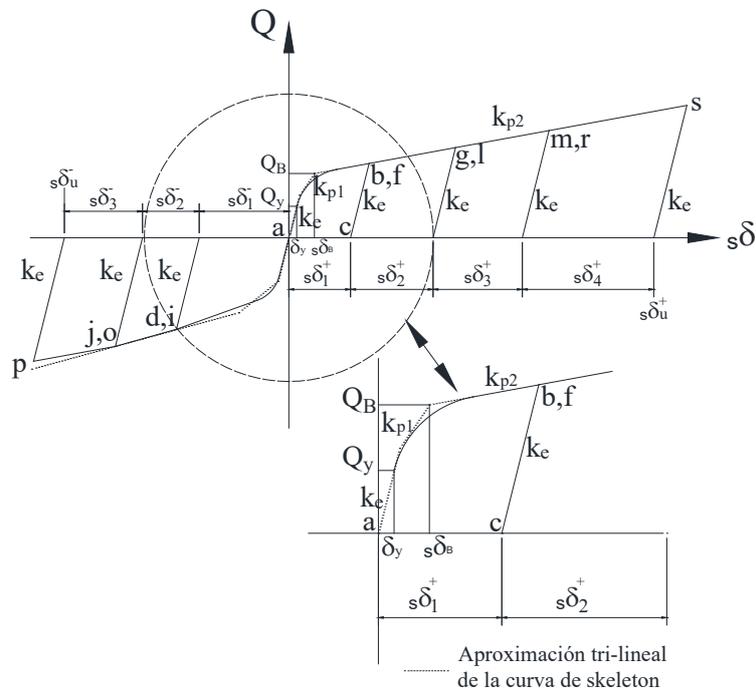


Figura 2.50 Parte de skeleton de la curva histerética de la Figura 2.49 [22]

Los segmentos $b-c$, $g-h$, $m-n$, $s-t$, $d-e$, $j-k$ y $p-q$ son los caminos de descarga, cuyo pendiente coincide, aproximadamente, con la rigidez elástica inicial $K_e = Q_y / \delta_y$.

La parte de skeleton (o gráfico de skeleton) puede ser aproximado mediante una curva trilineal (Figura 2.50), definida por la carga de fluencia, Q_y , el desplazamiento de fluencia, δ_y , por la primera rigidez plástica (K_{p1}), por la segunda rigidez plástica (K_{p2}), es decir, pendiente de la primera y segunda parte de la zona plástica del diagrama carga-desplazamiento y por la carga Q_B , que determina el punto de transición de K_{p1} a K_{p2} .

Para cada dominio de carga de la Figura 2.50, el área delimitada por la curva de skeleton, por la recta de descarga que pasa por el punto de máxima carga y por el eje horizontal, representa la energía correspondiente a la parte de skeleton del total de la energía plástica disipada por el dispositivo de acero. Esta energía la denotaremos por sW_u^+ y sW_u^- para el rango positivo y negativo, respectivamente.

También en la Figura 2.50, $s\delta_u^+$ y $s\delta_u^-$, significa la deformación plástica acumulada a cada curva de skeleton cuando el componente de acero se agota, y $s\delta_B$ muestra la deformación plástica acumulada en la aproximación trilineal de la curva de skeleton a $Q=Q_B$.

Kato et al.(15) verificaron experimentalmente que, bajo cualquier cambio arbitrario en el historial de deformaciones, las curvas de skeleton coinciden aproximadamente con la relación $Q-\delta$ obtenida bajo carga creciente.

Los segmentos $e-f$, $k-l$, $q-r$ en el dominio positivo y $e-i$, $n-o$ en el dominio negativo de carga empiezan en $Q=0$ y terminan en el máximo nivel de carga alcanzado en los ciclos precedentes del mismo dominio de carga. Dichos segmentos son los llamados segmentos Bauschinger y están representados en la Figura 2.51. Para cada dominio de carga, la suma de las áreas delimitadas por cada segmento Bauschinger, por el camino de descarga que pasa a través del punto de máxima carga del segmento y por el eje horizontal, representa la parte de Bauschinger del total de la energía plástica disipada por el componente de acero. Dicha energía la designaremos por BW_u^+ y BW_u^- para los dominios positivo y negativo, respectivamente.

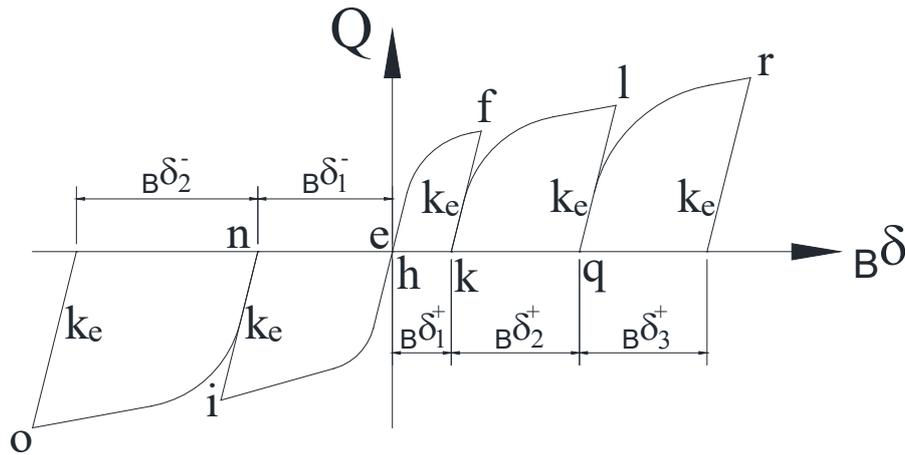


Figura 2.51 Parte de Bauschinger de la curva histerética de la Figura 2.49 [22]

Al descomponer la curva $Q-\delta$ de la Figura 2.49, la energía plástica disipada por el elemento disipador en cada dominio de carga antes de su agotamiento, se puede descomponer en la parte de skeleton (sW_u^+ , sW_u^-), y en la parte de Bauschinger (BW_u^+ , BW_u^-).

Por conveniencia, sW_u^+ , sW_u^- , BW_u^+ , BW_u^- , $s\delta_u^+$, $s\delta_u^-$, $s\delta_B^+$, $s\delta_B^-$, K_{p1} , K_{p2} y Q_B se expresan en forma normalizada de la siguiente forma:

$$s\tilde{\eta}^+ = (sW_u^+) / (Q_y^+ \cdot \delta_y^+) \quad (2.22)$$

$$s\tilde{\eta}^- = (sW_u^-) / (Q_y^- \cdot \delta_y^-) \quad (2.23)$$

$$B\tilde{\eta}^+ = (BW_u^+) / (Q_y^+ \cdot \delta_y^+) \quad (2.24)$$

$$B\tilde{\eta}^- = (BW_u^-) / (Q_y^- \cdot \delta_y^-) \quad (2.25)$$

$$e_p\tilde{\eta}^+ = (s\delta_u^+) / \delta_y^+ \quad (2.26)$$

$$e_p\tilde{\eta}^- = (s\delta_u^-) / \delta_y^- \quad (2.27)$$

$$e_p\tilde{\eta}_B^+ = (s\delta_B^+) / \delta_y^+ \quad (2.28)$$

$$e_p\tilde{\eta}_B^- = (s\delta_B^-) / \delta_y^- \quad (2.29)$$

$$k_{p1}^+ = K_{p1}^+ / K_e^+ \quad (2.30)$$

$$k_{p1}^- = K_{p1}^- / K_e^- \quad (2.31)$$

$$k_{p2}^+ = K_{p2}^+ / K_e^+ \quad (2.32)$$

$$k_{p2}^- = K_{p2}^- / K_e^- \quad (2.33)$$

$$\tau_B^+ = Q_B^+ / Q_y^+ \quad (2.34)$$

$$\tau_B^- = Q_B^- / Q_y^- \quad (2.35)$$

De la aproximación trilineal de la curva de skeleton de la Figura 2.50, se obtiene la energía de skeleton en forma paramétrica ($s\tilde{\eta}$) mediante las Ecuaciones (2.36) y (2.37):

Estado del arte

para $_{ep}\tilde{\eta} \leq _{ep}\tilde{\eta}_B$:

$$s\tilde{\eta} = _{ep}\tilde{\eta} + 0,5 \cdot _{ep}\tilde{\eta}^2 \cdot k_{p1} \quad (2.36)$$

y para $_{ep}\tilde{\eta} > _{ep}\tilde{\eta}_B$:

$$s\tilde{\eta} = 0,5 \cdot _{ep}\tilde{\eta}_B \cdot (1 + \tau_B) + 0,5 \cdot (_{ep}\tilde{\eta} - _{ep}\tilde{\eta}_B) \cdot (2 \cdot \tau_B + k_{p2} \cdot (_{ep}\tilde{\eta} - _{ep}\tilde{\eta}_B)) \quad (2.37)$$

En la deducción de dichas ecuaciones se supone que $(1 - k_{p1}) \cong 1$ i que $(1 - k_{p2}) \cong 1$.

La energía total disipada por deformación plástica por el componente de acero en cada dominio de carga hasta su agotamiento puede ser expresado en forma normalizada de la siguiente forma:

$$\tilde{\eta}^+ = s\tilde{\eta}^+ + B\tilde{\eta}^+ \quad (2.38)$$

$$\tilde{\eta}^- = s\tilde{\eta}^- + B\tilde{\eta}^- \quad (2.39)$$

Akiyama et al. [82] y Benavent-Climent, et al. [83], investigaron la capacidad última de disipación de energía de unos componentes de acero. Se comparó $_{ep}\tilde{\eta}$ con $B\tilde{\eta}$ para cada dominio de carga y se concluyó que la relación entre estas dos variables es aproximadamente lineal y puede expresarse mediante la relación:

$$B\tilde{\eta} = a \cdot _{ep}\tilde{\eta} + 0,5 \cdot b \quad (2.40)$$

en la que el pendiente de dicha recta se mantiene aproximadamente constante, de valor $a = -7,33$, independientemente del tipo de acero, de la geometría de la pieza o del historial de carga. Por otra parte, el parámetro b está fuertemente influenciado por el tipo de acero y por la geometría del disipador y indica la cantidad máxima de energía que puede ser disipada por la parte Bauschinger y debe ser obtenida de forma experimental mediante la expresión:

$$b = 2 \cdot B\tilde{\eta} + 14,66 \cdot _{ep}\tilde{\eta} \quad (2.41)$$

en cada dominio de carga, b^+ y b^- , y como valor de b , se puede tomar la media $(b^+ + b^-)/2$.

Nótese que la si de la Ecuación (2.40) se representa $_{ep}\tilde{\eta}$ y $B\tilde{\eta}$, se puede observar que $0,5b$ es el máximo valor posible de $B\tilde{\eta}$ y que la intersección de dicha recta con el eje $_{ep}\tilde{\eta}$ determina la deformación máxima normalizada que puede alcanzarse en la curva de skeleton, es decir, la máxima deformación plástica que puede soportar el disipador por el componente de acero bajo curva monotónica.

Mediante las expresiones (2.28) y (2.34) para el rango positivo y (2.29) y

(2.35) para el rango negativo se puede escribir ${}_{ep}\tilde{\eta}_{B^+}$ y ${}_{ep}\tilde{\eta}_{B^-}$ como:

$${}_{ep}\tilde{\eta}_{B^+} = (\tau_{B^+} - 1) / k_{p1^+} \quad (2.42)$$

$${}_{ep}\tilde{\eta}_{B^-} = (\tau_{B^-} - 1) / k_{p1^-} \quad (2.43)$$

Y sustituyendo las Ecuaciones (2.42) y (2.43) a la Ecuación (2.36) se obtiene que para

${}_{ep}\tilde{\eta} = {}_{ep}\tilde{\eta}_B$:

$$s\tilde{\eta} = \frac{\tau_B^2 - 1}{2kp1} \quad (2.44)$$

Entonces mediante las Ecuaciones (2.38) y (2.40) y considerando que $s\tilde{\eta}$ evaluada para ${}_{ep}\tilde{\eta} = {}_{ep}\tilde{\eta}_B$ toma el valor de la Ecuación (2.44) se obtiene la energía total disipada en función de la energía disipada de la parte de skeleton ((2.45) y (2.46)):

Para $s\tilde{\eta} \leq \frac{\tau_B^2 - 1}{2kp1}$

$$\tilde{\eta} = s\tilde{\eta} - \frac{7,33}{kp1} [\sqrt{2kp1s\tilde{\eta} + 1} - 1] + 0,5b \quad (2.45)$$

Para $s\tilde{\eta} > \frac{\tau_B^2 - 1}{2kp1}$

$$\tilde{\eta} = s\tilde{\eta} - \frac{7,33}{kp2} \left[\sqrt{2kp2s\tilde{\eta} + \tau_B^2 - \frac{kp2}{kp1}(\tau_B^2 - 1) - \tau_B + \frac{kp2}{kp1}(\tau_B - 1)} \right] + 0,5b \quad (2.46)$$

El índice de daño (ID_i) propuesto por Benavent Climent en [22] para un dispositivo disipador de acero se representa por $ID_i = \tilde{\eta}_i / \tilde{\eta}_u$. El nivel del daño en una etapa determinada i de un historial de cargas cíclicas arbitrarias correspondiente al estado ($s\tilde{\eta}_i$, $\tilde{\eta}_i$) depende del camino seguido a continuación (path 1, 2 or 3) y su valor es $\tilde{\eta}_i / \tilde{\eta}_u$ (Figura 2.52).

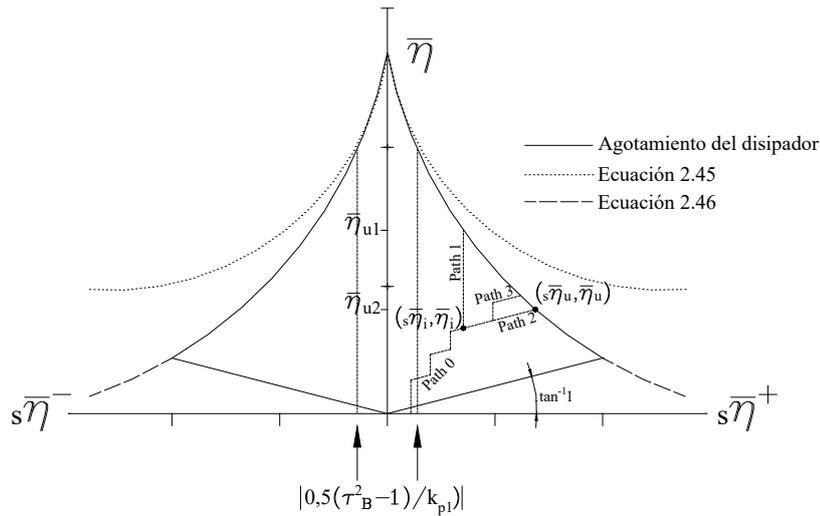


Figura 2.52 Modelo de daño de Amadeo Benavent-Climent [22]

El valor de 1 para el índice de daño ($ID_i=1$), significa que el disipador se ha agotado y que llega a su rotura.

El índice de daño ID_i puede ser calculado por el rango de carga positivo, ID_i^+ y por el rango de carga negativo ID_i^- . El máximo de los dos valores se propone como índice de daño global ID_i del componente de acero en el punto i , y su valor es:

$$ID_i = \max \{ID_i^+, ID_i^-\}$$

Por tanto, introduciendo el concepto de la dependencia de la trayectoria en el agotamiento del disipador [22], se propone una nueva clasificación de los índices de daño (Figura 2.53), en la que los índices combinados se dividen entre los que dependen de la trayectoria seguida hasta llegar a la rotura y los que no dependen de la trayectoria seguida.

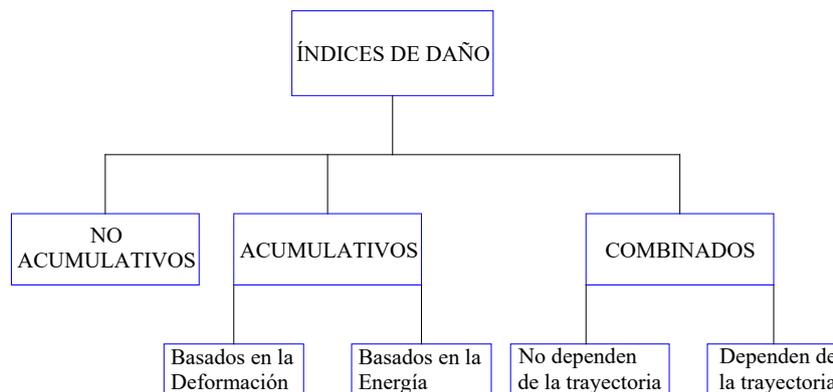


Figura 2.53 Clasificación propuesta de los índices de daño

Modelo de fatiga de Tsai et al.[48]

Tsai et al. [48], del ensayo de disipadores BRB, propone una ecuación, validada y ajustada experimentalmente, que representa el límite de fatiga en disipadores tipo BRB. A diferencia de lo visto en este apartado, la ecuación de Tsai, no es un índice de daño sino un modelo de fatiga. Es decir, permite valorar la vida final del material, pero no cuantificar el daño acumulado y la vida residual. Dicha ecuación relaciona la deformación plástica acumulada ($\Delta_{pl,cum}$) con la máxima deformación plástica unitaria (ϵ_p) del núcleo de disipación. El valor de la deformación plástica acumulada está normalizado con el desplazamiento de plastificación (Δ_y) resultando la ductilidad plástica acumulada ($\mu_{cum}=\Delta_{pl,cum}/\Delta_y$). El límite de fatiga es una función potencial y se expresa mediante la Ecuación (2.47).

$$\mu_{cum} = T \cdot \epsilon_p^{-t} \quad (2.47)$$

T y t son constantes del material y los valores que resultaron de los ajustes experimentales, $T=1,443$ y $t=1,52$ [48].

2.4 Modelos de comportamiento histerético.

En este apartado se recapitula la formulación de algunos de los modelos matemáticos desarrollados para representar la respuesta histerética de elementos estructurales donde sus límites de respuesta lineal son superados. Esta recapitulación se ha realizado por la importancia que tienen estos modelos en el momento de predecir la fatiga de elementos estructurales, y particularmente disipadores elastoplásticos, objeto de la tesis actual. Tal como se ha visto en el apartado anterior, algunos de los índices de fatiga utilizados, como sería el índice de Park y Ang, parten de la energía disipada y del desplazamiento máximo. El modelo de la respuesta histerética de un disipador determinará no sólo el historial de deformaciones del propio disipador (y por ello la deformación máxima en la que ha incurrido) sino también la energía disipada total ante un evento sísmico o una secuencia de los mismos. Por tanto resulta de gran importancia disponer de modelos adecuados de comportamiento histerético tanto en una fase de diseño de una estructura con disipadores como en una fase de valoración del daño estructural posterior a un evento sísmico. Cuando más preciso sea el modelo más veraz será la simulación de su respuesta. Sin embargo, como en todo modelo, la precisión mantiene un equilibrio con la simplicidad

del modelo y facilidad de implementación. En este apartado recogemos modelos de distinta orden de complejidad, tal como se apreciará a continuación.

Este apartado se dedica a la recapitulación de los modelos existentes más utilizados para la predicción de la curva histerética entre la fuerza y el desplazamiento de un elemento estructural dado un historial de deformaciones arbitrario de carga y descarga. Una clasificación estaría basada en la degradación del material, distinguiendo entre modelos degradantes y no degradantes. Los modelos degradantes se emplean para materiales con comportamiento degradante, entendiendo la degradación como una pérdida de la capacidad para disipar energía, como el hormigón [84]. Los modelos no degradantes, se emplean en materiales con comportamiento elastoplástico, los cuales, no presentan degradación hasta un número elevado de ciclos. Para describir el comportamiento histerético de los disipadores de energía elastoplásticos, se suelen utilizar modelos no degradantes, ya que no presentan degradación hasta un número elevado de ciclos.

Otra clasificación podría ser entre modelos de endurecimiento isotrópico y de endurecimiento cinemático. Un modelo histerético se dice que es de endurecimiento isotrópico cuando en un ciclo de carga y descarga se alcanza un valor del límite elástico superior al del ciclo previo siempre que se someta al disipador a un esfuerzo superior al sometido en el ciclo previo. Un modelo es de endurecimiento cinemático cuando después de varios ciclos de carga y descarga, no se supera en ningún ciclo el valor del límite elástico alcanzado al ciclo previo pero la deformación plástica alcanzada en un ciclo posterior es siempre mayor a la del ciclo previo.

Históricamente los modelos más utilizados para simular disipadores metálicos de comportamiento histerético son el modelo bilineal [85] y el de Bouc-Wen [13], [14]. En esta tesis doctoral se analizará también el comportamiento de los modelos propuesto por Amadeo Benavent Climent en [12] y el propuesto por Alessandro Zona y Andrea Dall'Asta en [15].

2.4.1 Modelo histerético bilineal simple

El modelo bilineal forma parte de los modelos no degradantes y consiste en aproximar el diagrama histerético mediante rectas que pasen por unos determinados valores (Figura 2.54a y b).

El más utilizado es el modelo bilineal sin endurecimiento (Figura 2.54a), Nakashima et al., 1995 [85].

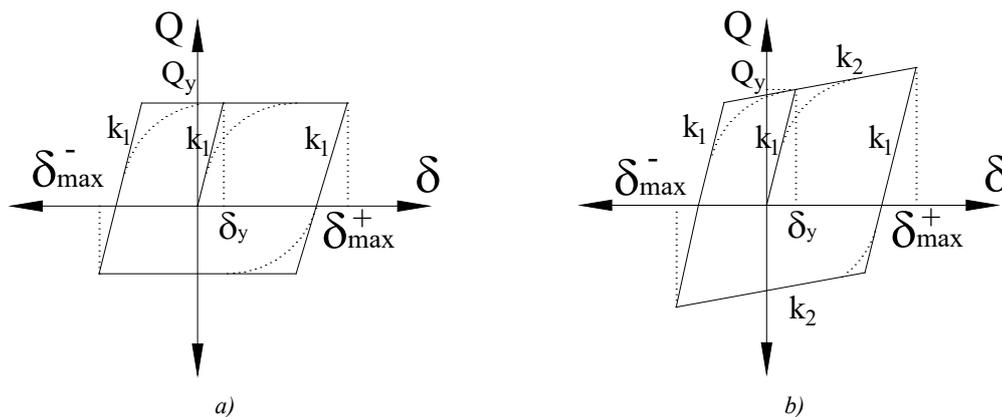


Figura 2.54 a) Fuerza-Deformación del modelo bilineal sin endurecimiento; b) Fuerza-Deformación del modelo bilineal con endurecimiento [85]

Los valores que definen el modelo bilineal con endurecimiento (Figura 2.54b) son la rigidez inicial (k_1), que se corresponde con la rigidez elástica, asociada al comportamiento del dispositivo antes de la plastificación del material, la rigidez post-fluencia (k_2) asociada al comportamiento del dispositivo después de la plastificación del material, obtenida de trazar una tangente a la curva que pase por el punto de mayor desplazamiento y una carga de fluencia con su correspondiente desplazamiento, llamado desplazamiento de fluencia. El punto de coordenadas (Q_y, δ_y) coincide con el valor de transición de la recta de rigidez inicial con la de rigidez de post-fluencia.

En el caso de ser un modelo perfectamente plástico, es decir, un modelo bilineal sin endurecimiento, $k_2=0$ sería el valor de la rigidez de la recta de post-fluencia.

2.4.2 Modelo Ramberg-Osgood

El modelo de Ramberg-Osgood [85] ha sido muy empleado por su capacidad para reproducir la gradual disminución de la rigidez del dispositivo. El modelo consta de una curva esqueleto y una familia de curvas histeréticas (Figura 2.55).

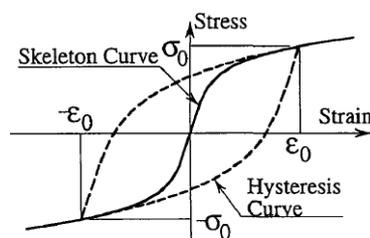


Figura 2.55 Modelo de Ramberg-Osgood [85]

La curva esqueleto se expresa como:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} \left(1 + \alpha \left| \frac{\sigma}{\sigma_y} \right|^{\eta-1} \right) \quad (2.48)$$

donde σ , σ_y , ε , ε_y son la tensión, tensión de fluencia, deformación unitaria y deformación unitaria de fluencia respectivamente y los parámetros α y η son dos coeficientes que especifican la forma de la curva.

La curva histerética viene dada por la siguiente expresión:

$$\frac{\varepsilon - \varepsilon_o}{2\varepsilon_y} = \frac{\sigma - \sigma_o}{2\sigma_y} \left(1 + \alpha \left| \frac{\sigma - \sigma_o}{2\sigma_y} \right|^{\eta-1} \right) \quad (2.49)$$

Donde ε_o y σ_o indican las coordenadas de origen de la curva histerética, es decir, los valores inmediatamente observados en la curva anterior. La curva histerética tiene la misma forma que la curva de skeleton, pero en una escala doble en abscisas y ordenadas.

A diferencia del modelo bilineal, el modelo de Ramberg-Osgood permite representar la zona de Bauschinger. Fue utilizado para modelar el comportamiento de los paneles de cortante (Nakashima et al. 1995 [85]) con excelentes resultados. Para considerar endurecimientos cinemáticos e isotrópicos, los mismos autores plantean un modelo avanzado de *R-O* [85].

2.4.3 Modelo de Benavent Climent

El modelo de Benavent Climent [12] establece una respuesta histerética basada, en primer lugar, en la descomposición de la respuesta real histerética (Figura 2.56) en dos componentes, la componente de skeleton (Figura 2.57a) y la componente de Bauschinger (Figura 2.57b).

El modelo consiste en reconstruir la respuesta a partir de dos partes distintas, distinguiendo si se trata de una zona esqueleto o Bauschinger. Las zonas esqueleto las modeliza a través de una respuesta trilineal. Las de Bauschinger a través de una respuesta bilineal. Mediante esta combinación el modelo permite contemplar una combinación de endurecimiento cinemático y isotrópico.

La complejidad del modelo es notable, y pasa a ser descrita a continuación, de forma muy minuciosa, puesto que el modelo será utilizado en la presente tesis en el capítulo 5.

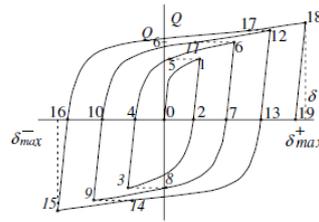


Figura 2.56 Respuesta histerética carga-deformación de un disipador elastoplástico [12]

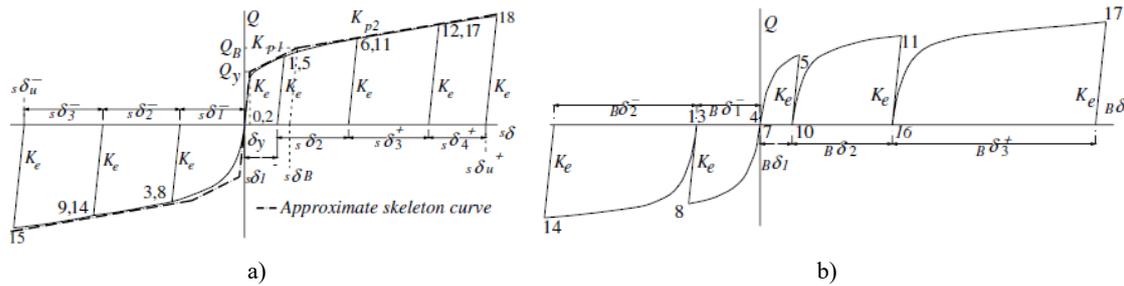


Figura 2.57 Partes de a) skeleton y b) Bauschinger de la curva histerética de la Figura 2.56 [12]

La parte del diagrama carga-desplazamiento correspondiente a skeleton son los estadios en que se superan el nivel de carga alcanzado en el anterior ciclo para un mismo dominio positivo o negativo, mientras que la parte que corresponde al Bauschinger es la parte del diagrama donde la fuerza no supera los valores alcanzados en el ciclo anterior. Obtener las partes de skeleton y Bauschinger se ha comentado con mayor detalle en 2.3.3.2.3.

La parte de skeleton puede ser aproximada mediante una trilineal. Los tres segmentos de la aproximación trilineal de skeleton están definidos por la carga de fluencia, Q_y , el desplazamiento de fluencia, δ_y , por la primera rigidez plástica (K_{p1}), por la segunda rigidez plástica (K_{p2}) y por la carga Q_B , que determina el punto de transición de K_{p1} a K_{p2} (Figura 2.60a).

La parte de Bauschinger puede ser aproximada a una bilineal. En la Figura 2.58, se grafica la parte de la curva de Bauschinger que proviene de la Figura 2.57b correspondiente al intervalo 10-11 del rango positivo proveniente de un ensayo y en rayas discontinuas, se grafica la aproximación bilineal de la curva experimental de Bauschinger por el mismo intervalo y rango.

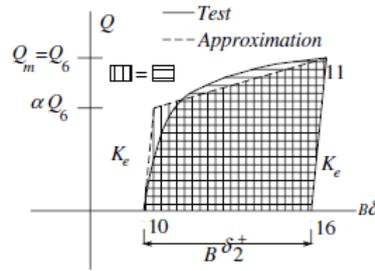


Figura 2.58 Aproximación bilineal de Bauschinger [12]

Esta aproximación bilineal viene determinada por 3 parámetros:

- I. la rigidez o pendiente del primer segmento.
- II. el desplazamiento $B\delta$ en este intervalo 10-11.
- III. La ordenada del punto de intersección de dos líneas. Las ordenadas del primer y segundo punto de la segunda línea, es una fracción α de la máxima fuerza alcanzada, Q_m a la parte de skeleton en el ciclo anterior y la máxima fuerza alcanzada a la parte de skeleton en el ciclo de carga anterior respectivamente, correspondientes al mismo dominio. Asimismo, para el intervalo 10-11, la ordenada al inicio del segundo segmento es $\alpha.Q_6$ y la ordenada del final es $Q_m = Q_6$.

Para la aproximación bilineal, se propone lo siguiente:

- I. tomar el primer pendiente como el pendiente elástico inicial del diagrama histerético (k_e).
- II. estimar $B\delta$ como una fracción β del desplazamiento acumulado a la parte de skeleton, $\Sigma s\delta$, hasta el inicio del segmento Bauschinger considerado. Por ejemplo, el segmento 10-11:

$$B\delta_2^+ = \beta(|s\delta_1^+| + |s\delta_1^-| + |s\delta_2^+| + |s\delta_2^-|) \quad (2.50)$$

- III. obtener el valor del parámetro α igualando el área de la curva de Bauschinger obtenida del diagrama histerético (o obtenida de la descomposición de la parte de Bauschinger del diagrama histerético) con el área de la aproximación bilineal de Bauschinger. Se plantea una ecuación donde la única incógnita es el valor de α .

Benavent Climent [12] representó gráficamente $\alpha \cdot Q_m$ con Q_m (Figura 2.59a) y $B \delta$ con $\Sigma_s \delta$ (o $s\delta_a$) (Figura 2.59b).



Figura 2.59 Representación gráfica de: a) $\alpha \cdot Q_m$ con Q_m y b) $B\delta$ con $\Sigma_s \delta$ [12]

Los puntos representados, fueron ajustados por unas rectas de regresión lineal que pasaban por el origen de coordenadas. Las pendientes de estas rectas son los valores de α y β . Los valores obtenidos en [12] fueron $\alpha=0,8$ y $\beta=0,8$.

Una vez determinada la forma de la parte de skeleton y de Bauschinger mediante los parámetros, Q_y , Q_B , δ_y , K_{p1} , K_{p2} , α y β , la curva histerética obtenida experimentalmente Fuerza – Deformación de la Figura 2.56 correspondiente a un elemento disipador de energía sometido a un historial de desplazamientos dado, puede ser construido de la siguiente manera:

De la respuesta histerética Fuerza – Deformación a reproducir, se conocen las deformaciones de los puntos 1, 3, 6, 9, 12, 15, 18... del rango positivo y negativo, alternativamente.

Se parte del punto 0, y para ir hasta el punto 1, conociendo la deformación de este punto, se determina la fuerza que le corresponde siguiendo la aproximación trilineal de skeleton.

Se utiliza la aproximación trilineal de skeleton ya que será la primera vez que se alcanza esta fuerza. Una vez determinada la fuerza del punto 1 (llamada Q_1), se descarga hasta el punto 2, siguiendo el pendiente de la zona elástica de la aproximación trilineal de Skeleton (K_e^+). La deformación correspondiente al punto 2, la llamamos $s\delta_A$ (deformación plástica acumulada en el punto 2).

Análogamente, se llega a los esfuerzos de los puntos 3 y 4 del rango negativo. La nueva deformación plástica acumulada, $s\delta_A$, la cual es el valor $s\delta_A$ obtenido anteriormente más la deformación del punto 2 al punto 4.

Para llegar hasta el punto 5, se procede en dos pasos:

- ✓ con una recta de pendiente K_e^+ hasta el punto αQ_I . Al conocer el pendiente y el punto final de esta recta (αQ_I), es fácil el determinar el desplazamiento correspondiente al punto αQ_I .
- ✓ ya en el punto de ordenadas αQ_I y con la deformación correspondiente, para llegar hasta el punto 5 lo hacemos con una recta que no sigue ninguna pendiente definida. Para llegar hasta el punto 5, lo hacemos con dos sub-pasos:
 - Una recta horizontal de longitud $\beta s \delta a$. El valor $s \delta a$ corresponde a la deformación plástica acumulada hasta el momento, que en este momento es la $s \delta a$ obtenida del punto 0 al punto 2 más la del punto 2 al punto 4.
 - Des del final de esta recta horizontal, continuamos con una recta de pendiente K_e^+ hasta lograr el valor máximo alcanzado al anterior ciclo de carga del rango positivo. Por lo tanto, para llegar hasta el punto 5, se traza una línea que va des del inicio de la recta horizontal hasta el final de la recta de pendiente K_e^+ , definida anteriormente.

Para llegar hasta el punto 6 (del punto 5 al 6), se alcanzan valores de Q que no se habían logrado anteriormente, por lo tanto, estamos en zona de skeleton. Se parte del punto 5, y para llegar hasta el punto 6, conociendo la deformación de este punto, se determina la fuerza que le corresponde siguiendo la aproximación trilineal de skeleton.

Se descarga hasta el punto 7, siguiendo el pendiente de la zona elástica de la aproximación trilineal de skeleton (K_e^+).

Se actualiza el valor de $s \delta a$.

Se opera análogamente para llegar hasta los puntos 8 y 9 del rango negativo y así sucesivamente en los ciclos posteriores de carga.

2.4.4 Modelo de Bouc-Wen [13], [14]

El modelo histerético de Bouc-Wen [13], [14], se emplea para describir sistemas histeréticos no lineales. El modelo fue inicialmente propuesto por Robert Bouc [13] y posteriormente extendido por Yi-Kwei Wen [14], el cual es conocido como el modelo histerético de Bouc-Wen.

El modelo histerético de Bouc-Wen se puede implementar en sistemas de un grado o múltiples grados de libertad para describir la función de restitución no lineal ($F(t)$) del sistema.

Si consideramos un sistema de un solo grado de libertad (*SDOF*):

$$m\ddot{u}(t) + c\dot{u}(t) + F(t) = f(t) \quad (2.51)$$

Donde m representa la masa, $u(t)$ el desplazamiento, c el coeficiente de viscosidad, $F(t)$ la fuerza restauradora y $f(t)$ la fuerza de excitación del sistema.

De acuerdo al modelo de Bouc-Wen [13], [14], la fuerza de restauración, es decir, la relación entre la fuerza ($F(t)$) y el desplazamiento ($u(t)$), se expresa según la Ec. (2.52) que consta de dos sumandos, correspondiendo, el primer sumando, a una parte elástica y el segundo a la parte histerética, expresando por tanto, la fuerza restauradora como la suma de dos resortes conectados en paralelo.

$$F(t) = a \cdot k_i \cdot u(t) + (1 - a) \cdot k_i \cdot z(t) \quad (2.52)$$

donde:

$a = k_f/k_i$, siendo:

k_f : la rigidez después de la plastificación del material

k_i : la rigidez elástica dada por la expresión F_y/u_y siendo F_y la fuerza correspondiente al límite elástico y u_y el desplazamiento correspondiente al límite elástico.

$z(t)$: un parámetro histerético no observable, llamado desplazamiento histerético, que sigue a la ecuación diferencial no lineal (2.53) y (2.54) con condición inicial $z(0) = 0$.

Para n par:

$$\dot{z}(t) = A\dot{u}(t) - \alpha|\dot{u}(t)|z(t)^{(n-1)}|z(t)| - \beta\dot{u}(t)z(t)^n \quad (2.53)$$

Para n impar:

$$\dot{z}(t) = A\dot{u}(t) - \alpha|\dot{u}(t)|z(t)^n - \beta\dot{u}(t)|z(t)^n| \quad (2.54)$$

donde:

n : parámetro exponencial positivo que controla la transición de la rama elástica hacia la plástica. Valores pequeños de n suponen una transición suave mientras que valores grandes de n suponen una transición aguda.

A , α y β : parámetros adimensionales que controlan el tamaño y la forma del ciclo histerético.

2.4.5 Modelo de Bouc-Wen [13], [14] del software SAP2000 [86], [87]

Basado en el modelo de Bouc-Wen [13], [14], el software SAP2000 [86] implanta una simplificación de dicho modelo, el cual se indica en el manual del citado software [87] en la que se define la fuerza restauradora, es decir, la relación entre la fuerza (F) y el desplazamiento (u) mediante la Ecuación (2.55).

$$F(t) = a \cdot k_i \cdot u(t) + (1 - a) \cdot F_y \cdot z(t) \quad (2.55)$$

Donde la constante a es la misma que la definida en 2.4.4 y la función z se define mediante las Ecuaciones (2.56) y (2.57):

$$\dot{z} = \frac{k_i}{F_y} \cdot \dot{u}(1 - |z|^n) \quad \text{si} \quad \dot{u} \cdot z > 0 \quad (2.56)$$

$$\dot{z} = \frac{k_i}{F_y} \cdot \dot{u} \quad \text{para otro valor} \quad (2.57)$$

En la simplificación implementada en el software SAP2000 [86], se adoptan los valores de $A=1$ y $\alpha=\beta=0,5$ [87] del modelo original de Bouc-Wen [13]. [14].

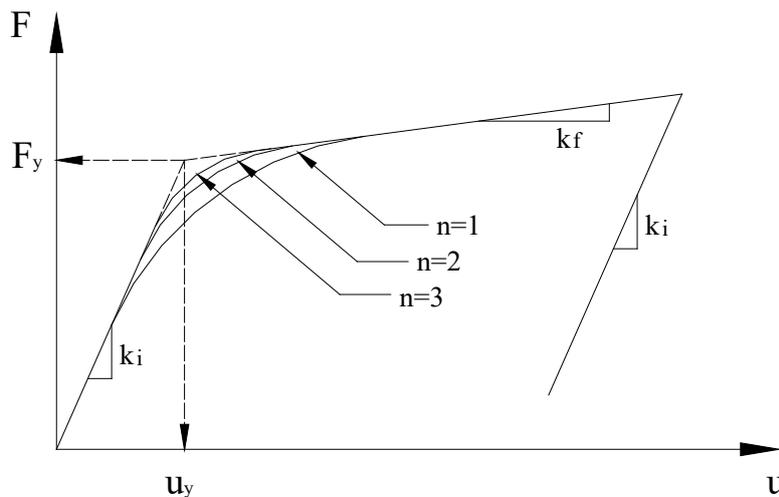


Figura 2.60 Definición de parámetros para el modelo Bouc-Wen [13], [14] simplificado del SAP2000 [86], [87]

El parámetro exponencial positivo que controla la transición de la rama elástica hacia la plástica (n), en el modelo simplificado del SAP2000, está representado como exp . El valor límite de n , para una transición muy aguda sería, aproximadamente, de 20 [87].

2.4.6 Alessandro Zona – Andrea Dall’Asta, 2010

Para modelizar la respuesta de un dispositivo BRB, Alessandro Zona y Andrea Dall’Asta [15] propusieron un modelo cuya formulación se basa en un esquema reológico que consiste en un resorte (rigidez k_0) dispuesto en serie con un elemento deslizador por fricción (fricción slider) en paralelo con un segundo muelle (rigidez k_1) (Figura 2.61).

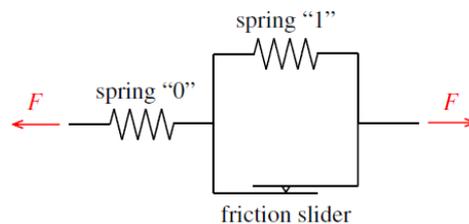


Figura 2.61 Esquema reológico del modelo A.Zona-A.Dall’Asta [15]

El comportamiento no-lineal y la evolución de la respuesta del sistema, se describe por la relación entre la tensión y el desplazamiento del elemento de fricción.

La respuesta histerética de un BRB presenta dos características principales:

- I. la deformación progresiva.
- II. la variación de la amplitud de la zona elástica.

Este comportamiento se puede modelizar mediante el esquema de la figura. La rigidez del resorte 0 es la rigidez elástica inicial y la rigidez del resorte 1 interviene después de haber alcanzado el límite elástico.

Este modelo define una variable interna, $\delta_1(t)$, que representa la parte de la deformación elástica del elemento de fricción, es decir, la deformación plástica.

La pareja de valores $\delta(t)$, $\delta_1(t)$, describe el estado del material y, con ellas y a partir de las leyes de la evolución del material, se deducen las siguientes ecuaciones:

$$\dot{\delta}_0(t) = \dot{\delta}(t) - \dot{\delta}_1(t) \quad (2.58)$$

donde:

$\dot{\delta}_o(t)$: incremento de la deformación del resorte θ .

$\dot{\delta}(t)$: incremento de la deformación total del sistema.

$\dot{\delta}_1(t)$: incremento de la deformación plástica del sistema resorte I – deslizador por fricción.

$$\dot{F}(t) = \dot{F}_o(t) = k_o \dot{\delta}_o(t) \quad (2.59)$$

donde:

$\dot{F}(t)$: incremento total de fuerza.

$$\dot{F}_1(t) = k_1 \dot{\delta}_1(t) \quad (2.60)$$

donde:

$\dot{F}_1(t)$: incremento total de fuerza del resorte I .

$$\dot{\mu}(t) = |\dot{\delta}_1(t)| \quad (2.61)$$

donde:

$\dot{\mu}(t)$: incremento de la deformación plástica acumulada.

El incremento del límite elástico, el cual controla el endurecimiento isotrópico del sistema está relacionado con la deformación plástica acumulada, μ , con la siguiente expresión:

Si $F(t) > 0$:

$$\dot{F}_y^+(t) = (F_{y_{max}}^+ - F_{y_0}) \exp\left(-\frac{\mu(t)}{\delta_r^+}\right) \frac{\dot{\mu}(t)}{\delta_r^+} \quad (2.62)$$

Si $F(t) < 0$:

$$\dot{F}_y^-(t) = (F_{y_{max}}^- - F_{y_0}) \exp\left(-\frac{\mu(t)}{\delta_r^-}\right) \frac{\dot{\mu}(t)}{\delta_r^-} \quad (2.63)$$

donde:

F_{y_0} : límite elástico inicial.

$F_{y_{max}}^+, F_{y_{max}}^-$: Límite elástico máximo en condiciones de endurecimiento isotrópico, para el rango positivo y negativo, respectivamente.

δ_r^+, δ_r^- : constante adimensional positiva, definida experimentalmente, que controla el endurecimiento isotrópico del rango positivo y negativo, respectivamente. Un valor elevado de δ_r supone un endurecimiento isotrópico lento.

Finalmente se relaciona la variable interna $\dot{\delta}_1(t)$ con el estado actual del sistema ($\delta(t)$, $\dot{\delta}(t)$) y en función de $\dot{\delta}(t)$, mediante las siguientes expresiones:

Si $\dot{\delta}(t) > 0$ y $F(t) > 0$:

$$\dot{\delta}_1(t) = \left| \frac{F(t) - F_1(t)}{F_y^+(t)} \right|^{\alpha^+} \dot{\delta}(t) \quad (2.64)$$

Si $\dot{\delta}(t) < 0$ y $F(t) < 0$:

$$\dot{\delta}_1(t) = \left| \frac{F(t) - F_1(t)}{F_y^-(t)} \right|^{\alpha^-} \dot{\delta}(t) \quad (2.65)$$

en otro caso:

$$\dot{\delta}_1(t) = 0 \quad (2.66)$$

α^+, α^- constante adimensional positiva, definida experimentalmente, que controla la transición del campo elástico hacia el plástico. Un valor elevado de α fomenta la transición de una forma más aguda de la zona elástica hacia la plástica, en cambio, un menor valor supone una transición más suave y progresiva.

3 Análisis experimental

3.1 Introducción

El objetivo de la presente tesis era analizar y comparar la bondad de distintos modelos de fatiga a bajo número de ciclos en disipadores elastoplásticos. Entre los modelos analizados estarían modelos conocidos y considerados especialmente apropiados para los disipadores y modelos propuestos partiendo del estado del arte actual. Para el ajuste y análisis de la bondad de tanto los modelos existentes como los propuestos se requería, sin embargo, datos experimentales suficientes. Para ello se ha partido, fundamentalmente, de la base de datos existente en el entorno de investigación del grupo AMADE, de la Universitat de Girona, dentro del cual desarrollo mi tesis. Para tener los datos suficientes he debido ampliar los ensayos en nuevos especímenes de disipadores previamente ensayados y desarrollados en AMADE, además de diseñar ensayos en dispositivos nuevos y completar series de ensayos en los mismos. En este capítulo se recogen los ensayos realizados y sus resultados.

En esta tesis nos hemos centrado en disipadores donde las zonas bajo plastificación lo hacen de forma extendida y prácticamente uniforme. Es el caso de los disipadores tipo BRB [3]–[5], TADAS [18] y MBRB [16]. Los dos primeros plastifican en estado uniaxial de tensiones, mientras que el último plastifica fundamentalmente bajo cortante. Para el caso de deformación cortante uniforme, existe una parte experimental realizada en [16], [19] que consiste en tres ensayos de disipadores MEDS. Para poder caracterizar mejor el modelo de fatiga, se ha realizado un cuarto ensayo de un disipador MEDS, del mismo material que los realizados en [16] y [19], cuya parte experimental forma parte de la presente tesis doctoral. Los datos experimentales obtenidos de los cuatro ensayos MEDS [16] se han tratado y analizado para obtener el modelo de fatiga.

Para el modelo de daño desarrollado para estados de deformación uniaxial uniforme, se han ensayado 4 disipadores elastoplásticos de tipología BRB (designados como PCBRB [17]) y 8 disipadores tipo TADAS [18] y se han incorporado los datos experimentales de 2 disipadores PCBRB ensayados en [17], [19].

3.2 Ensayo experimental del disipador MEDS

3.2.1 Descripción del MEDS

El MEDS [16] es un disipador de energía que se instala como un brazo disipador que conecta distintas plantas y que trabaja a tracción - compresión (Figura 3.1a).

La principal diferencia entre el MEDS [16] y un brazo convencional tipo BRB [3]–[5] consiste en que el MEDS [16], aun cuando solicitado axialmente, transmite la fuerza a través de unos módulos que trabajan y plastifican por esfuerzo cortante (Figura 3.4), mientras que un brazo convencional BRB la fuerza es transmitida por un núcleo de sección constante que, teóricamente, plastifica por esfuerzo axial y bajo un estado de tensiones normales uniforme [3]–[5].

El MEDS [16] se compone de dos núcleos (Figura 3.1a), que tienen que ser contenidos por una unidad de restricción para evitar su inestabilidad. El esfuerzo axial del brazo se transmite de un núcleo a otro mediante unos pasadores (conexiones internas) y la unidad de restricción. Dicha unidad de restricción puede ser obtenida tanto a partir de perfiles estándar como de perfiles abiertos tipo U, aunque en los ensayos realizados se ha resuelto mediante dos elementos macizos, unidos entre si mediante dos platabandas. En los elementos macizos se les ha realizado dos regatas longitudinales mediante fresado que sirven de guía de los núcleos (Figura 3.1b).

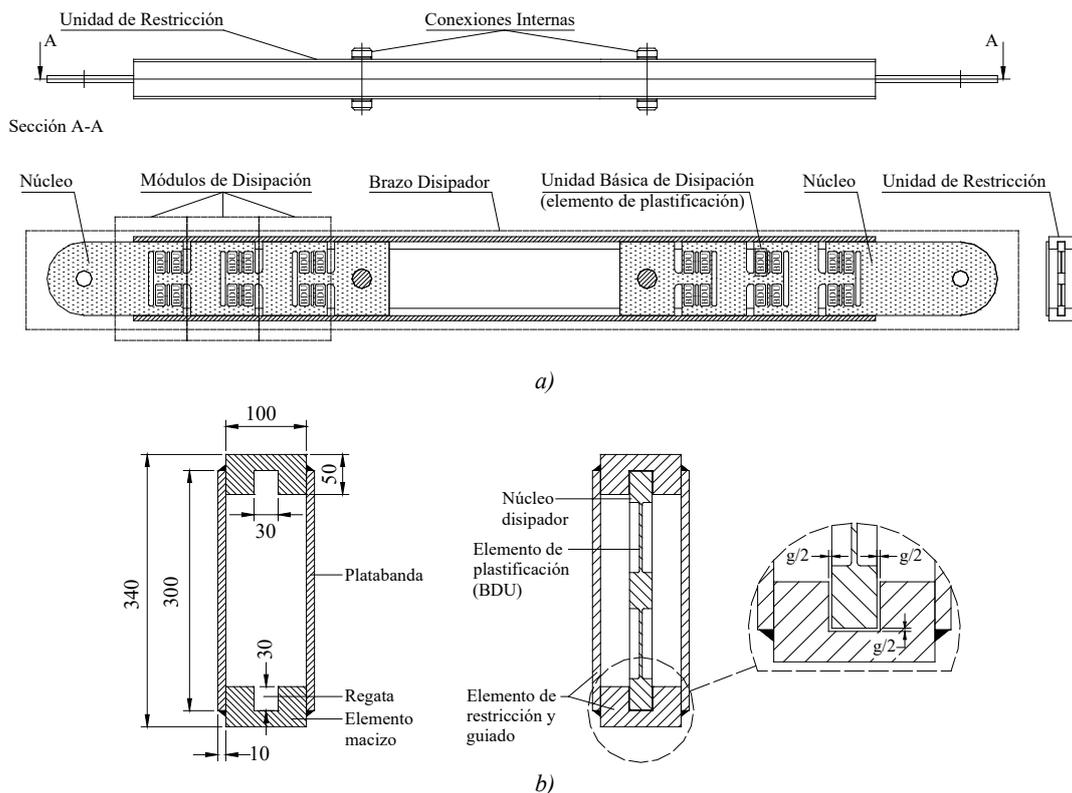


Figura 3.1 a) Brazo disipador MEDS [16], b) Unidad de restricción y guiado (medidas en mm)

Cada núcleo de este brazo disipador está compuesto por módulos de disipación (en adelante SM) dispuestos en serie, donde cada SM se compone a su vez de varias Unidades Básicas de Disipación (en adelante BDU) emparejadas y dispuestas en paralelo (Figura 3.2). Entendemos que los SM se encuentran en serie puesto que están encadenados secuencialmente, y por tanto, idealmente, soportan la misma fuerza para la cual desarrollan la misma deformación. Así en el conjunto del brazo, la fuerza axial y la de los módulos SM sería la misma, si la fricción con el módulo de restricción fuera idealmente nula. Por otra parte, las unidades BDU, contenidas en un SM, se distribuyen a partes iguales la fuerza del módulo SM, deformando idénticamente, y contribuyendo con esta misma deformación, idealmente, a la deformación del SM (Figura 3.4). La BDU es el elemento de menor espesor del núcleo y diseñado para la plastificación. Su geometría se basó en unos elementos ensayados por Cahís et al. [63], [64].

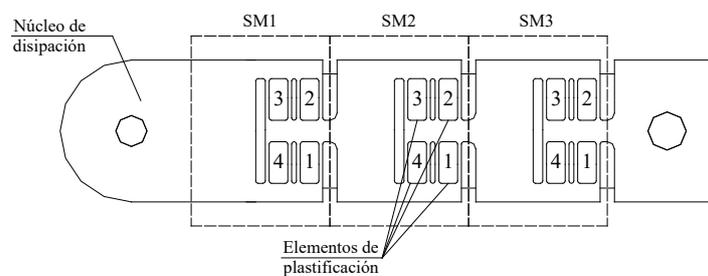


Figura 3.2 Núcleo de plastificación del MEDS [16]

Por tanto el MEDS [16] consiste en dos núcleos, un elemento en forma de guía para restringir el pandeo de los núcleos y dos uniones para unir y fijar los núcleos con los elementos de restricción del pandeo (Figura 3.1). El acoplamiento de todas las partes consiste en la colocación de los núcleos en la ranura de la unidad de restricción y fijarlos mediante las conexiones internas. Con el fin de disminuir el efecto del rozamiento del núcleo de disipación con el elemento de restricción, se engrasa la guía del elemento de restricción por el cual pasa el núcleo disipador.

La geometría de un SM se muestra en la Figura 3.3.

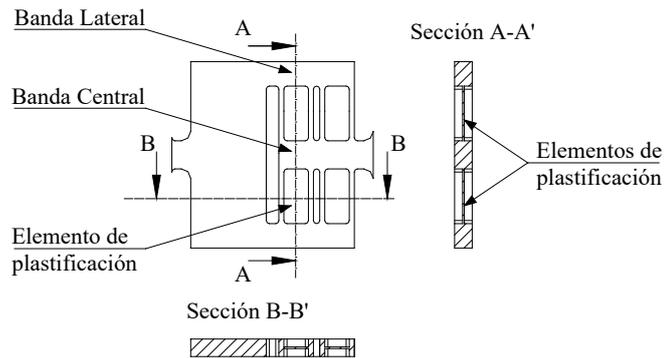


Figura 3.3 Geometría de un SM

En la Figura 3.4 se muestra la deformación de un elemento BDU debido al esfuerzo cortante.

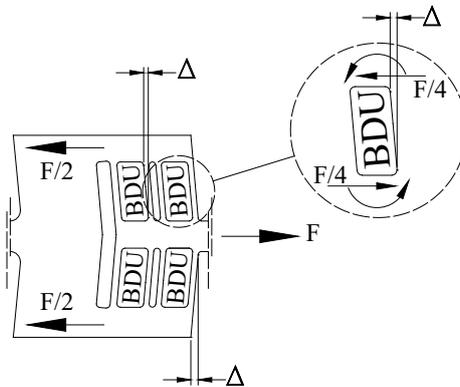


Figura 3.4 Deformación de un elemento BDU

3.2.2 Especímenes del ensayo

El brazo MEDS [16] objeto del ensayo 1 se denomina como Especímen 1 (o Ensayo 1) y así sucesivamente para todos los brazos MEDS [16] ensayados. Los ensayos 1 a 3 fueron ensayados en [16], [19].

En la Figura 3.5 se representa la curva ingenieril Tensión – Deformación del material ensayado, del cual se obtiene las propiedades mecánicas del material que fueron construidos los núcleos de disipación de los disipadores MEDS [16] de los ensayos 1 a 4.

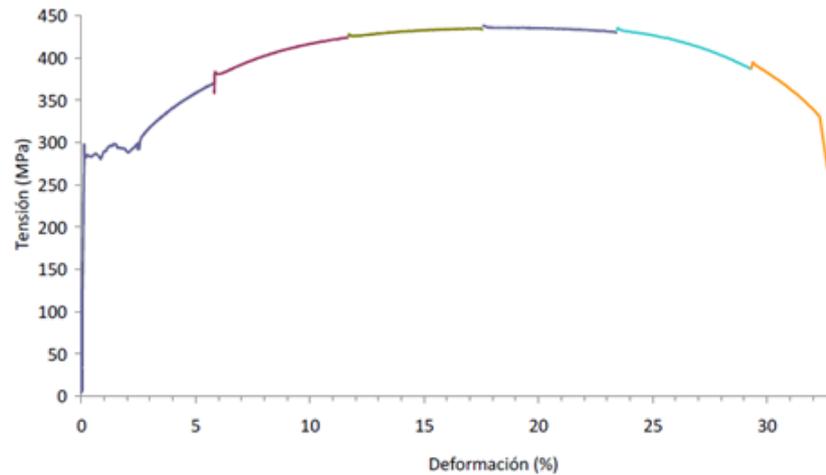


Figura 3.5 Diagrama tensión–deformación unitaria del ensayo del material del núcleo del MEDS, ensayos 1 a 4

Del diagrama anterior se obtienen las propiedades mecánicas del acero ensayado (Tabla 3.1):

MEDS (ensayos 1 a 3)	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ϵ_y	ϵ_u
Acero S275JR	279	434	0,14%	21%

Tabla 3.1 Propiedades del material de los núcleos del MEDS [16]

Donde f_y y f_u son la tensión de plastificación y la tensión última, respectivamente, ϵ_y la deformación unitaria de plastificación y ϵ_u la deformación unitaria última (Figura 3.6).

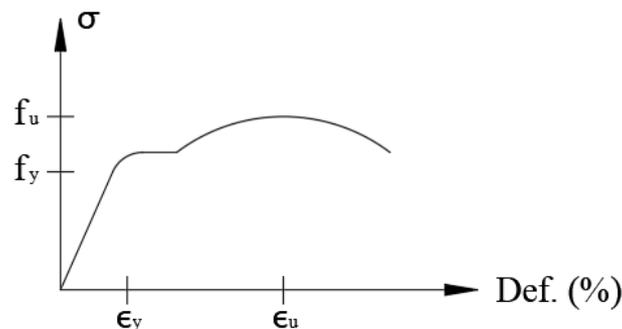


Figura 3.6 Diagrama tensión–deformación del acero

Como se ha visto en 3.2.1, un brazo tipo MEDS [16] está formado por dos núcleos conectados a la unidad de restricción mediante dos conexiones. En los 4 ensayos realizados de los MEDS [16], de los dos núcleos por cada brazo disipador, sólo uno fue diseñado para plastificar y por tanto, para disipar energía, mientras que en el otro núcleo no se mecanizaron los elementos de plastificación (Figura 3.7).

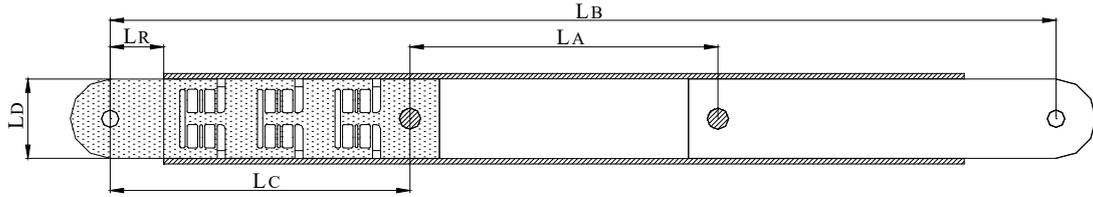


Figura 3.7 Brazo disipador MEDS [16]

Las dimensiones de los disipadores ensayados se indican en la Tabla 3.2. La ubicación de estos valores en el disipador se representan en la Figura 3.7 y en la Figura 3.8

MEDS	Especímenes 1 a 3 [16], [19]	Espécimen 4
L_B (mm)	3533	3533
L_A (mm)	1150	1150
L_C (mm)	1120	1120
L_R (mm)	343	343
L_D (mm)	298	298
d (mm)	55	55
h (mm)	87,5	87,5
b_w (mm)	39	39
b_f (mm)	28	28
t_f (mm)	8	8
L_M (mm)	260	260
L_N (mm)	320	320
n° SM	3	1
n° BDU	12	4

Tabla 3.2 Parámetros geométricos del MEDS

Los tres primeros especímenes fueron ensayados en el marco en la tesis [19]. Los datos resultaban insuficientes para ajustar, mínimamente, un modelo de fatiga. Para disponer de un material idéntico al de los disipadores anteriores en un nuevo disipador, se llegó a la solución de la Figura 3.8b. De un núcleo ensayado previamente, en su zona maciza, sin deformación plástica y con deformaciones elásticas previstas muy reducidas, se construyó un nuevo módulo SM, el cual se unió a uno de los núcleos ensayados donde un SM dañado se sustituía por este nuevo, soldado. Finalmente en el núcleo se rigidizaban los dos módulos restantes ya dañados con placas soldadas. El resultado era un núcleo con un solo modulo SM (Especímen 4). Dado que la vida de un núcleo siempre se debe al primer módulo SM de los tres que primero se agota, en este cuarto ensayo los resultados a fatiga serian homologables al resto de los ensayos anteriormente realizados. Simplemente las deformaciones en el brazo debían ser, aproximadamente, una tercera parte de los introducidos en los anteriores ensayos.

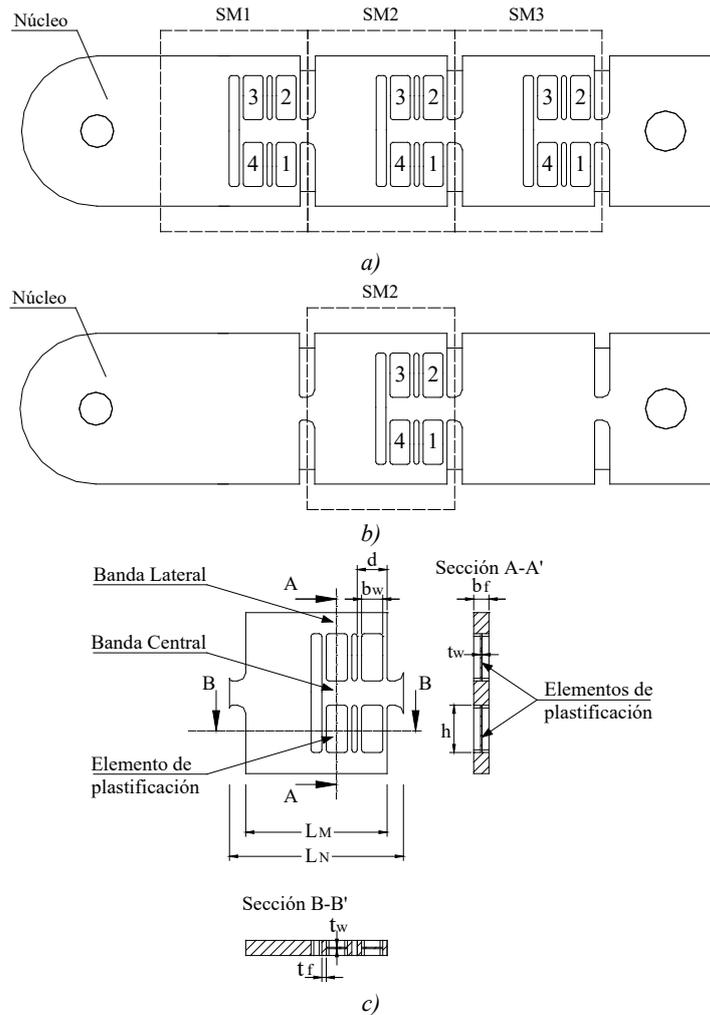


Figura 3.8: a) Núcleo de plastificación de los disipadores MEDS [16] de los Ensayos 1 a 3; b) Núcleo de plastificación del disipador del Ensayo 4, c) Geometría de un SM.

Los núcleos de disipación fueron construidos mediante corte y fresado. Sus dimensiones fueron medidas y comprobadas con precisión mediante un sistema de coordenadas CNC.

En la Tabla 3.3 se muestra el espesor medio de cada una de las BDU de cada SM de cada uno de los 4 brazos disipadores ensayados. Dicha dimensión se considera de vital importancia ya que de ella depende la plastificación del núcleo disipador.

	Espesor medio de las BDU (t_w) en mm.			
	ESPÉCIMEN 1	ESPÉCIMEN 2	ESPÉCIMEN 3	ESPÉCIMEN 4
SM1	2,86	2,50	2,67	-
SM2	2,64	2,53	2,78	2,60
SM3	2,96	2,55	2,80	-
SMmed	2,82	2,53	2,75	2,6
Max-Min	0,32	0,05	0,13	

Tabla 3.3 Espesor medio de las BDU. Valores de los disipadores 1 a 3 según [16], [19]

El disipador 2 fue el mejor construido ya que es el que presentaba la menor diferencia entre los espesores medios máximo y mínimo. Dicha diferencia es 0,05 mm, la cual corresponde al 1,96% del espesor medio. Análogamente, el disipador 1 fue el más imperfecto con una diferencia entre los espesores medios máximo / mínimo respecto a la media del 4,96% / 6,38%.

Valores teóricos de plastificación del módulo SM, núcleo y brazo

En el cálculo de los valores teóricos de plastificación de una BDU, se considera el esfuerzo cortante y el momento flector que solicitan la BDU. El desplazamiento elástico debido al esfuerzo axial que solicita las bandas laterales y central de las BDU también se considera, aún dada la corta longitud de estas (Figura 3.9).

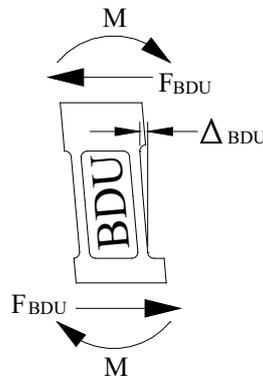


Figura 3.9 Solicitaciones BDU

Se determina la fuerza teórica ($F_{y,T,BDU}$) y el desplazamiento teórico de plastificación de un elemento BDU ($\Delta_{y,T,BDU}$) mediante las Ecuaciones (3.1) y (3.2), respectivamente:

$$F_{y,T,BDU} = \frac{A_{v,BDU} \cdot f_y}{\sqrt{3}} \tag{ 3.1 }$$

$$\Delta_{y,T,BDU} = \left(\frac{h^3}{12EI} + \frac{h}{\frac{5}{6} A_{v,BDU} G} \right) F_{y,T,BDU} \tag{ 3.2 }$$

G y E son el módulo de elasticidad transversal y longitudinal del acero. Como valores de G y E se adopta 81.000 N/mm^2 y 210.000 N/mm^2 , respectivamente, según el documento básico DB-SE-AE del Código Técnico de la Edificación [88].

I es el momento de inercia de la sección transversal de la BDU (Detalle A, Figura 3.10) y $A_{v,BDU}$ es el área a cortante de una BDU.

Como area de cortante de una BDU se considera la Ecuación (3.3).

$$A_{v,BDU} = t_w \cdot (2t_f + b_w) \tag{ 3.3 }$$

Donde t_w , t_f , b_w y h se indican en la Figura 3.10.

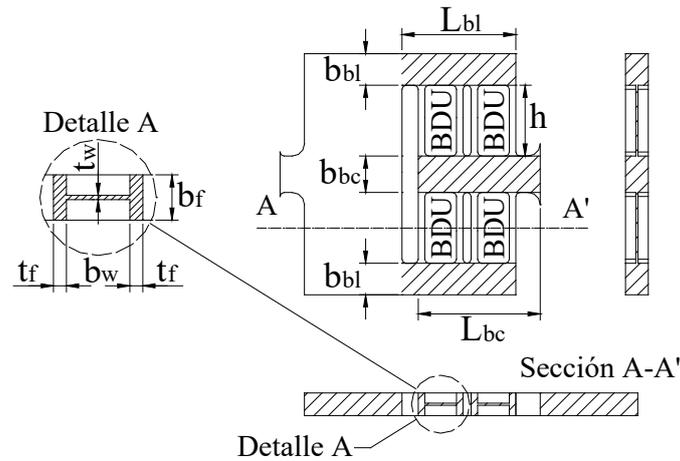


Figura 3.10 Dimensiones de una BDU

De la Figura 3.11a se observa que el desplazamiento elástico teórico de plastificación de un módulo SM ($\Delta_{y,T,SM}$) es el desplazamiento elástico de una BDU ($\Delta_{y,T,BDU}$) más el desplazamiento elástico de las bandas laterales y central debido al esfuerzo axial.

La deformación elástica de las bandas de un SM debido al esfuerzo axial se obtiene aplicando la Ley de Hooke al esquema simplificado de la Figura 3.11b.

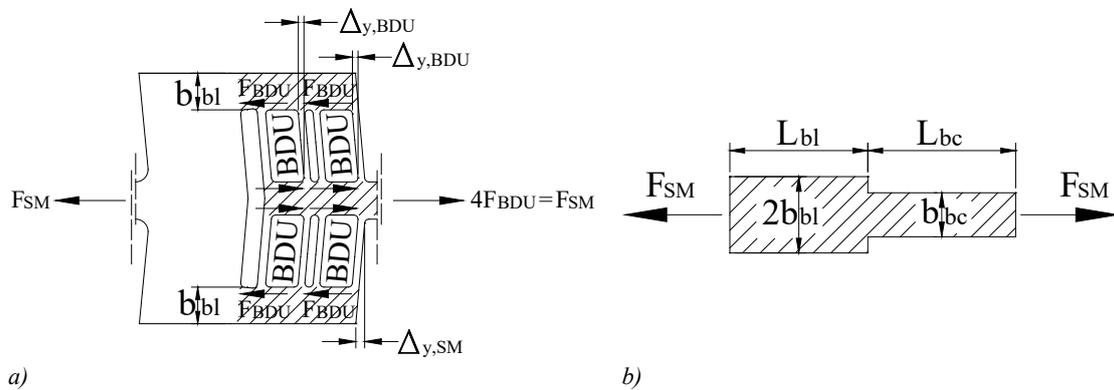


Figura 3.11: a) Deformada de un módulo SM, b) Esquema simplificado para determinar la deformación de la zona elástica de las bandas laterales y central

La deformación teórica de plastificación del módulo SM se obtiene mediante la Ecuación (3.4).

$$\Delta_{y,T,SM} = \Delta_{y,T,BDU} + \left(\frac{4L_{bl}}{E \cdot A_{bl}} + \frac{4L_{bc}}{E \cdot A_{bc}} \right) F_{y,T,BDU} \quad (3.4)$$

Donde L_{bi} y A_{bi} son la longitud y sección transversal, respectivamente, de las bandas laterales y central (Tabla 3.4).

Análisis experimental

I (mm ⁴)	A _{V,BDU} ^(*) (mm ²)	b _{bl} (mm)	b _{bc} (mm)	L _{bl} (mm)	L _{bc} (mm)
262896,95	145,75	39	45	140	150

Tabla 3.4 Valores geométricos de las BDU

(*) En el cálculo de A_{V,BDU}, se considera como valor de t_w la media aritmética de los valores indicados en la Tabla 3.3.

Mediante el equilibrio de fuerzas horizontales de un módulo SM (Figura 3.11) se obtiene su fuerza teórica de plastificación (F_{y,T,SM}) mediante la Ecuación (3.5).

$$F_{y,T,SM} = 4.F_{y,T,BDU} \quad (3.5)$$

El desplazamiento teórico (Δ_{y,T,B}) y la fuerza teórica de plastificación del núcleo^(*) de disipación (F_{y,T,B}) se obtienen mediante las Ecuaciones (3.6) y (3.7), respectivamente.

$$\Delta_{y,T,B} = 3.\Delta_{y,T,SM} \quad (3.6)$$

$$F_{y,T,B} = F_{y,T,SM} \quad (3.7)$$

(*) Los valores de plastificación del núcleo coinciden con los del brazo (véase 3.2.4), por lo que no se hace ninguna distinción entre los valores de plastificación del núcleo y brazo.

En la Tabla 3.5 se indican los valores de plastificación teóricos anteriormente formulados.

BDU		Módulo SM		Núcleo/Brazo	
Δ _{y,T,BDU} (mm)	F _{y,T,BDU} (kN)	Δ _{y,T,SM} (mm)	F _{y,T,SM} (kN)	Δ _{y,T,B} (mm)	F _{y,T,B} (kN)
0,23	23,48	0,31	93,91	0,94	93,91

Tabla 3.5 Valores teóricos de plastificación del MEDS

3.2.3 Configuración de los ensayos, instrumentación y protocolos de carga

El brazo disipador está articulado en ambos extremos. Está conectado en uno de sus extremos a una losa de hormigón y en el otro extremo a una columna vertical de acero, también, biarticulada. La estabilidad de la columna vertical está garantizada por unos tensores laterales. El montaje completo se sometió al historial de desplazamientos indicado en los protocolos de ensayo mediante un pistón hidráulico servo-controlado de 300 kN fijado en el extremo superior del brazo disipador (Figura 3.14a).

De los dos núcleos de cada brazo disipador, sólo uno fue diseñado para plastificar y por tanto disipar energía. El núcleo que no fue diseñado para plastificar, no aportó información relevante.

El desplazamiento horizontal del pistón se designa por Δ_p y el desplazamiento axial del brazo se designa por Δ_b (Figura 3.12).

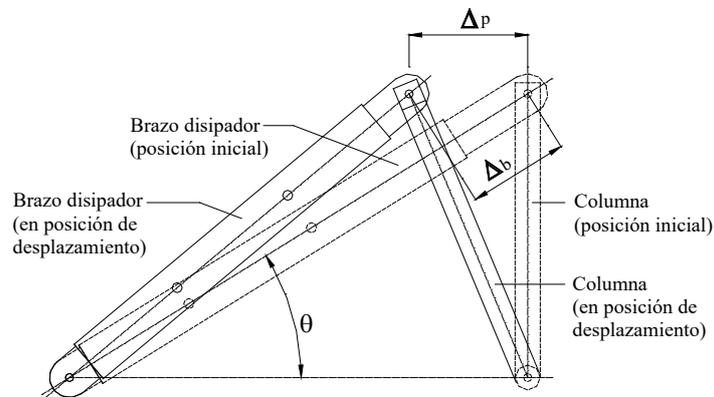


Figura 3.12 Δ_p , desplazamiento del pistón hidráulico; Δ_b , desplazamiento del brazo

Del conjunto brazo disipador-columna vertical, las deformaciones en el brazo disipador se obtienen considerando que la columna vertical es de rigidez axial infinita, es decir, la columna es axialmente indeformable (Figura 3.13).

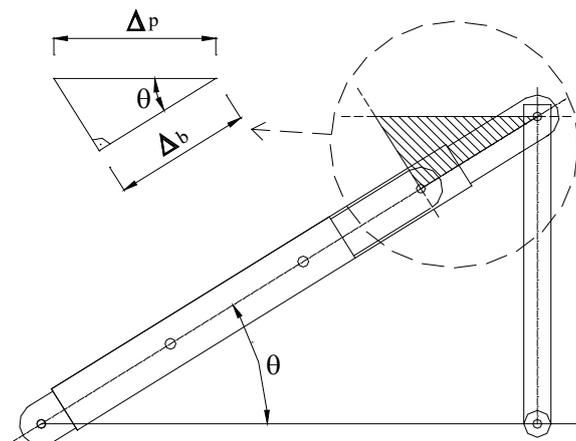


Figura 3.13 Modelo de comportamiento brazo disipador – columna portante vertical

La deformación del brazo, Δ_b , está trigonométricamente relacionada con el desplazamiento del pistón de carga, Δ_p , según la Ecuación (3.8), siguiendo el esquema de la Figura 3.13.

$$\Delta_b = \Delta_p \cos \theta \quad (3.8)$$

Donde θ es la inclinación del brazo respecto la horizontal (Figura 3.12 y Figura 3.13) y cuyo valor, en el montaje experimental, es de 40° .

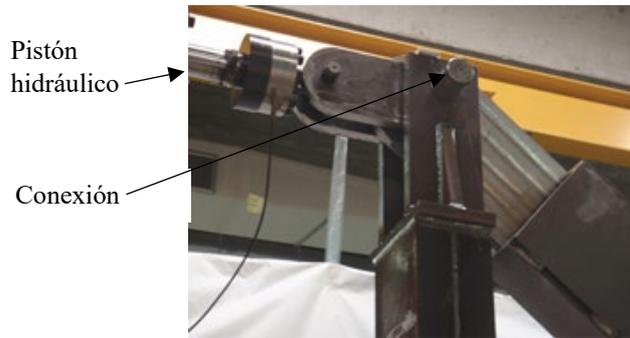
Cada espécimen ensayado se instrumentó con transductores de desplazamiento. El transductor de desplazamiento 1 (LDVT-1) mide la deformación elástica del brazo

Análisis experimental

mientras que el transductor de desplazamiento 2 (LDVT-2) se utilizó para medir la deformación del núcleo (Figura 3.14a). Las deformaciones de los SM fueron obtenidos mediante transductores individuales (Figura 3.14c y Figura 3.14d).



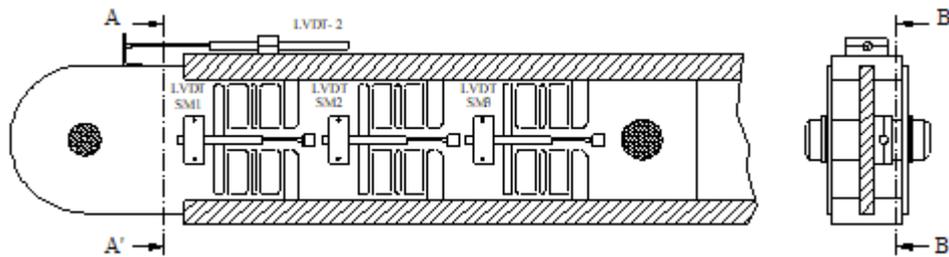
a)



b)



c)



d)

Figura 3.14 a) Ensayo del MEDS [16]; b) Pistón hidráulico; c) Instrumentación núcleo del Especimen 4; d) Instrumentación del núcleo de disipación de los ensayos 1 a 3

De los cuatro brazos disipadores MEDS [16] ensayados en el laboratorio de estructuras del grupo de investigación AMADE de la Universitat de Girona (España) sometidos a distintos protocolos de carga, los Ensayos 1 a 3 fueron realizados en [16], [19]. Los protocolos de carga consistieron en imponer a los brazos ensayados historiales de desplazamiento.

El desplazamiento de diseño (design interstory drift, Δ_m) considerado en los protocolos de carga fue el 1% de la distancia entre plantas (story height, H , Figura 3.15) y como distancia entre plantas se consideró un valor habitual en edificación de $H=3000$ mm.

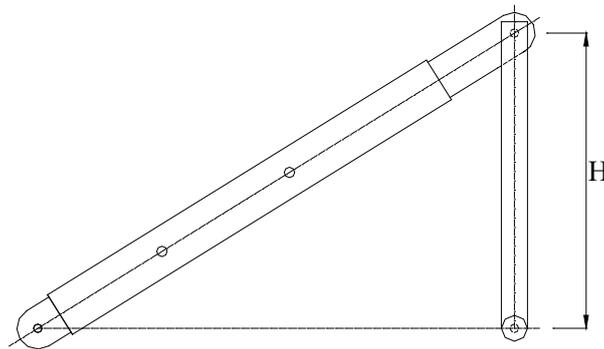


Figura 3.15 Distancia entre plantas (H)

Al diseñar el brazo disipador para plastificar únicamente uno de los dos núcleos, el desplazamiento de diseño Δ_m considerado para el brazo tipo MEDS [16] fue la mitad del valor anteriormente indicado.

El primer brazo tipo MEDS [16] (Especímen 1) se ensayó siguiendo el protocolo de desplazamientos indicado en el Apéndice T, apartado T6 de la AISC341-05 [89]. Según dicho protocolo se debe someter al brazo disipador a dos ciclos hasta la deformación de inicio de plastificación del material Δ_y , dos ciclos a una deformación de $0,50\Delta_m$, dos ciclos a una deformación de Δ_m , dos ciclos a una deformación de $1,50\Delta_m$, dos ciclos a una deformación de $2\Delta_m$ y los ciclos adicionales a un desplazamiento de $1,50\Delta_m$ hasta conseguir una deformación axial inelástica acumulada de al menos $200\Delta_y$. Al ser desconocido el valor del desplazamiento en el inicio de la plastificación, se sustituyeron los dos primeros ciclos por dos ciclos a un desplazamiento máximo de $0,25\Delta_m$.

Para este ensayo, se considera un desplazamiento de diseño (Δ_m) para el brazo de 30 mm, el cual representa el 1% de un valor habitual de la distancia entre plantas (H) de 3000 mm repartido en cada uno de los dos núcleos de disipación del brazo tipo MEDS [16]. Dado

Análisis experimental

que sólo uno de los dos núcleos está diseñado para disipar energía se programó el ensayo para un Δ_m de 15 mm.

En la Tabla 3.6 se indica los desplazamientos máximos programados en el protocolo de ensayo en la que la deformación del brazo, Δ_b y la del pistón de carga, Δ_p siguen la relación de la Ecuación (3.8).

	Protocolo AISC341-05 [89]					
	2 ciclos a 0,25 Δ_m	2 ciclos a 0,50 Δ_m	2 ciclos a Δ_m	2 ciclos a 1,5 Δ_m	2 ciclos a 2 Δ_m	n ciclos a 1,5 Δ_m
Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)	±3,75	±7,5	±15	±22,5	±30	±22,5
Deformación axial del brazo MEDS, Δ_b (mm)	±2,87	±5,75	±11,49	±17,23	±22,98	±17,23

Tabla 3.6 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 1

El segundo brazo tipo MEDS [16] (Espécimen 2) se ensayó siguiendo el protocolo de ensayo indicado en EN 15129-2009.

Según el historial de desplazamientos indicado en el protocolo EN15129 [90], se debe establecer un desplazamiento de diseño, Δ_m y consiste en someter al dispositivo disipador a 5 ciclos a un desplazamiento del 25% del desplazamiento de diseño, 5 ciclos al 50% del desplazamiento de diseño, 10 ciclos al 100% del desplazamiento de diseño y 1 ciclo a un desplazamiento de $\gamma_b \cdot \gamma_x \cdot \Delta_m$, siendo γ_b y γ_x unos coeficientes indicados en el mismo protocolo. Según el apartado 6.2 de dicho protocolo, se tomará como valor de γ_b un valor no inferior a 1,10 (se toma de 1,15) y según el apartado 8.1, como valor de γ_x se tomará 1,2, por tanto $\gamma_b \cdot \gamma_x$ se tomará como 1,40.

En dicho ensayos, para asegurar el colapso del disipador, se programaron varias series repetitivas siendo una serie el conjunto de ciclos antes descrito.

Igual que en el ensayo anterior, se programó el ensayo para un desplazamiento de diseño (Δ_m) de 15 mm, el cual representa el 1% del valor habitual de la distancia entre plantas (H) de 3000 mm repartido en cada uno de los dos núcleos de disipación del brazo tipo MEDS [16].

El historial de desplazamientos máximos de dicho ensayo 2 se resume en la Tabla 3.7.

	Protocolo EN 15129			
	1 serie			
	5 ciclos a $0,25 \Delta_m$	5 ciclos a $0,50 \Delta_m$	10 ciclos a Δ_m	1 ciclos a $1,4 \Delta_m$
Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)	$\pm 3,75$	$\pm 7,5$	± 15	± 21
Deformación axial del brazo MEDS, Δ_b (mm)	$\pm 2,87$	$\pm 5,75$	$\pm 11,49$	$\pm 16,09$

Tabla 3.7 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 2

El tercer brazo tipo MEDS [16] (Espécimen 3) se ensayó siguiendo un historial de deformaciones cíclico con un aumento de la amplitud de 3 mm por cada ciclo hasta su agotamiento.

Se diseñó el ensayo para que cada módulo SM se deformara 1 mm y que dicho valor fuera aumentando en 1 mm por cada ciclo. Dado que un brazo MEDS [16] dispone de dos núcleos de disipación y que cada núcleo dispone de tres módulos SM y considerando, como se ha descrito anteriormente, que sólo uno de los núcleos está diseñado para plastificar y por tanto disipar energía, se fija el aumento de la deformación del brazo (Δ_b) en 3 mm por cada ciclo.

Dado que experimentalmente en los demás ensayos se ha apreciado una holgura en las uniones que representa una pérdida estimada del 24% del desplazamiento máximo de cada ciclo, el aumento de 3 mm de amplitud por cada ciclo se corrige proporcionalmente a la pérdida estimada. El historial de deformaciones adoptado fue el indicado en la Tabla 3.8.

	Deformación cíclica con incremento de la amplitud en 3 mm/ciclo					
	1er ciclo	2do ciclo	3er ciclo	4rto ciclo	5o ciclo	n-ésimo ciclos
Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)	$\pm 3,00$	$\pm 6,00$	$\pm 9,00$	± 12	± 15	$\pm 3n$
Deformación axial del brazo MEDS, Δ_b (mm)	$\pm 2,30$	$\pm 4,60$	$\pm 6,89$	$\pm 9,19$	$\pm 11,49$	$\pm 3n/\text{Cos}\theta$

Tabla 3.8 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 3

El cuarto brazo tipo MEDS [16] (Espécimen 4) se ensayó siguiendo el protocolo de ensayo indicado en EN 15129-2009.

Igualmente que en el ensayo 2, según el historial de desplazamientos indicado en el protocolo EN15129 [90], se debe establecer un desplazamiento de diseño, Δ_m y consiste

Análisis experimental

en someter al dispositivo disipador a 5 ciclos a un desplazamiento del 25% del desplazamiento de diseño, 5 ciclos al 50% del desplazamiento de diseño, 10 ciclos al 100% del desplazamiento de diseño y 1 ciclo a un desplazamiento de $\gamma_b \cdot \gamma_x \cdot \Delta_m$,

En los ensayos realizados, para asegurar el colapso del disipador, se programaron 2 ciclos a desplazamiento $1,40\Delta_m$ en lugar de 1 y adicionalmente se programaron 2 ciclos a $2\Delta_m$, 2 ciclos a $2,5\Delta_m$, 2 ciclos a $3\Delta_m$, 2 ciclos a $3,5\Delta_m$ y 2 ciclos a $4\Delta_m$ hasta la rotura.

Para este ensayo, se considera un desplazamiento de diseño (Δ_m) para cada módulo de disipación de 6,2 mm, el cual representa el 1% de una distancia entre plantas (H) de 3000 mm repartido en cada uno de los seis módulos de disipación del brazo tipo MEDS [16] y afectados por las pérdidas debidas a una holgura en las uniones, que se estiman en un 24%. Al tener, en este ensayo, un sólo núcleo de disipación, nótese que es una tercera parte del valor del ensayo 2.

El historial de desplazamientos máximos del ensayo 4 se resume en la Tabla 3.9.

Protocolo EN 15129-2009		
	Desplazamiento del pistón Δ_p (mm)	Deformación axial del brazo MEDS Δ_b (mm)
6 ciclos a $0,25\Delta_m$	1,55	1,19
5 ciclos a $0,50\Delta_m$	3,10	2,38
10 ciclos a Δ_m	6,2	4,75
2 ciclos a $1,4\Delta_m$	8,68	6,65
2 ciclos a $2\Delta_m$	12,40	9,50
2 ciclos a $2,5\Delta_m$	15,50	11,88
2 ciclos a $3\Delta_m$	18,60	14,25
2 ciclos a $3,5\Delta_m$	21,70	16,63
2 ciclos a $4\Delta_m$	24,80	19
2 ciclos a $4,50\Delta_m$	27,90	21,38

Tabla 3.9 Desplazamientos máximos del ensayo del Espécimen 4

En la Figura 3.16 se indica una tabla resumen de los historiales de desplazamientos de los ensayos realizados según los protocolos de carga antes mencionados.

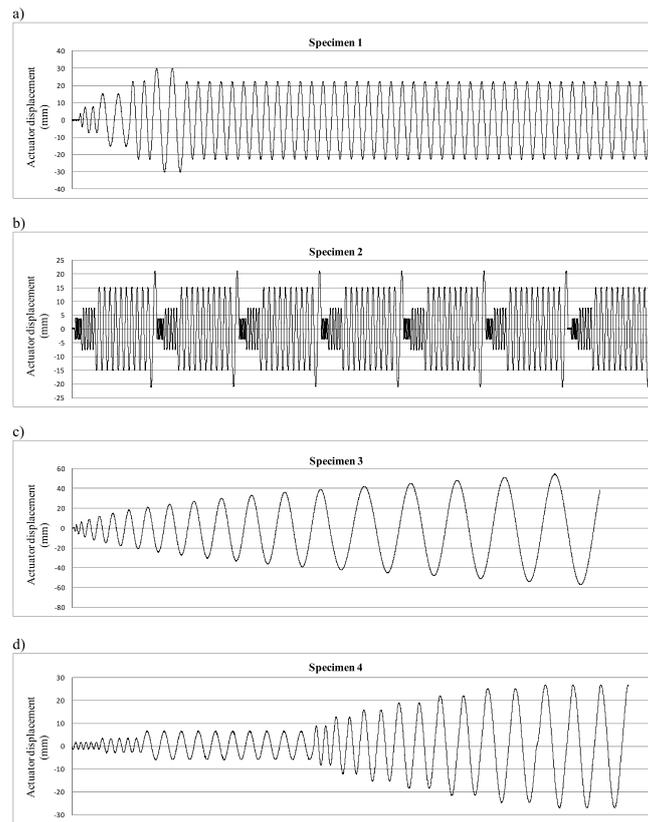


Figura 3.16 Historiales de desplazamiento de los brazos MEDS

3.2.4 Resultados experimentales

Como se ha indicado anteriormente, los ensayos del Espécimen 1, Espécimen 2 y Espécimen 3 fueron realizados en [16], [19]. Los datos experimentales obtenidos en dichos ensayos más los datos experimentales del ensayo Espécimen 4, cuya parte experimental forma parte de la presente tesis doctoral, son analizados y tratados para obtener los resultados numéricos y gráficos indicados en el presente apartado con la finalidad de obtener el modelo de fatiga.

En la Figura 3.17 se representa gráficamente para cada uno de los brazos ensayados la deformación total del núcleo de disipación con el esfuerzo axial que solicita el brazo disipador (la fuerza aplicada al brazo y la deformación del mismo se consideran positivos en el sentido de tracción y extensión, respectivamente). El comportamiento de los brazos antes del colapso fue estable, es decir, sin pandeo ni abollamiento. Esta estabilidad se observó a varios niveles:

Análisis experimental

- A nivel global, gracias al elemento de rigidización y guiado.
- A nivel local, sin pandeo en la parte del núcleo de disipación externa al elemento de rigidización y guiado.
- Estable a nivel de las BDU, sin abollamiento por cortante.

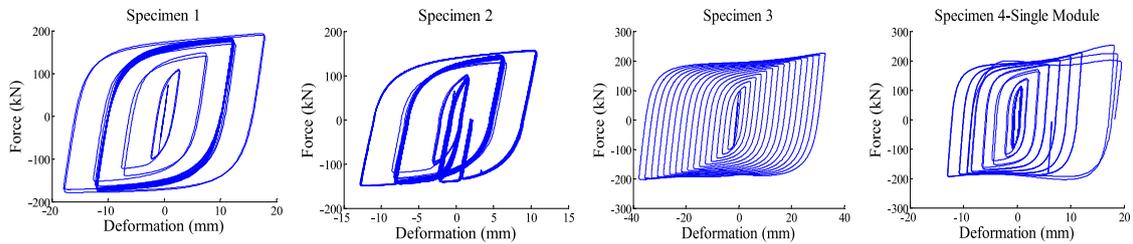


Figura 3.17 Curva histerética experimental fuerza-deformación del núcleo de cada brazo MEDS ensayado

En la Tabla 3.10 se indican la deformación máxima en rango positivo y negativo ($\Delta_{max,B}$) así como la amplitud máxima de deformación ($\Delta_{a,B}$) del núcleo.

	$\Delta_{max,B}$ (mm)		$\Delta_{a,B}$ (mm)
	Rango +	Rango -	
Espécimen 1	17,90	17,96	35,86
Espécimen 2	10,82	12,81	23,63
Espécimen 3	36,16	36,88	73,04
Espécimen 4	12,43	20	32,42

Tabla 3.10 Deformación máxima del núcleo en cada rango

En la Figura 3.18 se indican los valores experimentales de plastificación de un módulo SM de cada uno de los especímenes ensayados.

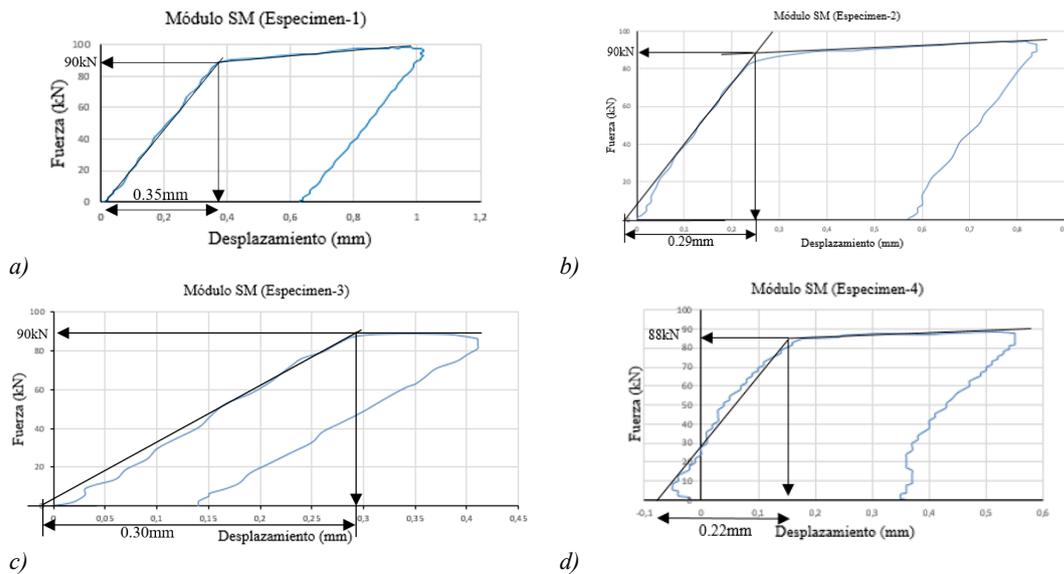


Figura 3.18 Valores experimentales de plastificación de un módulo SM de cada ensayo MEDS

En general, se observa una buena correlación entre los valores de plastificación experimental y teóricos de los disipadores MEDS ensayados. Los valores teóricos se han presentado en la Tabla 3.5.

En la Figura 3.19 se indican los valores experimentales de plastificación del núcleo del Espécimen 1, Espécimen 3 y Espécimen 2.

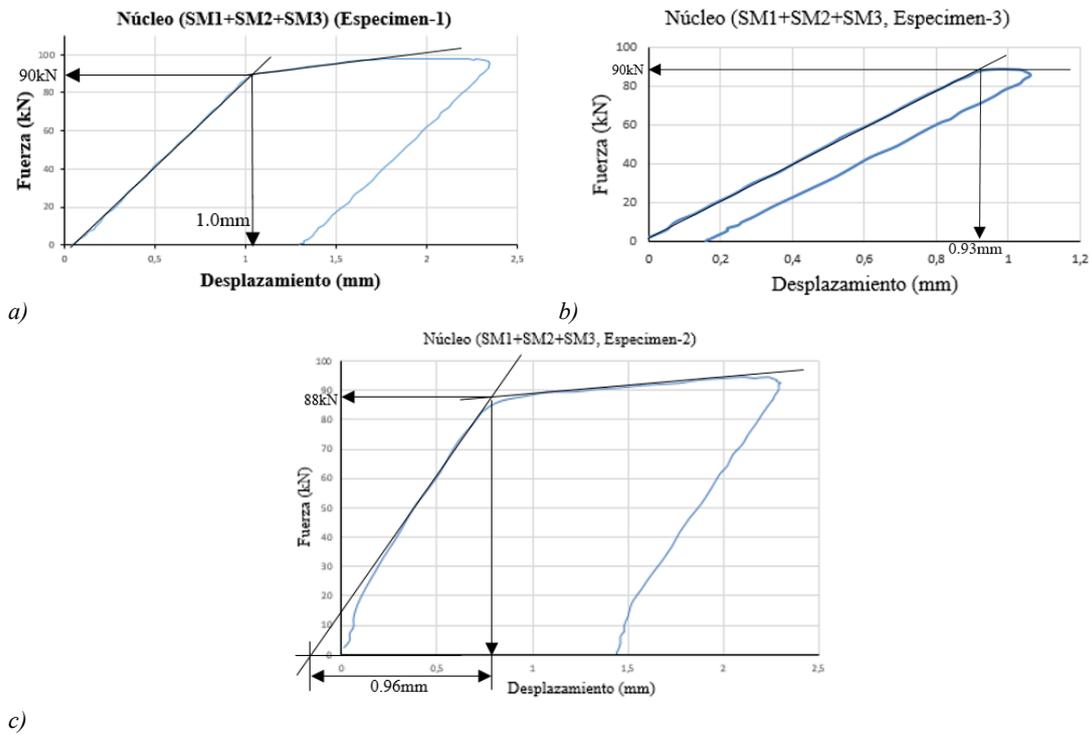
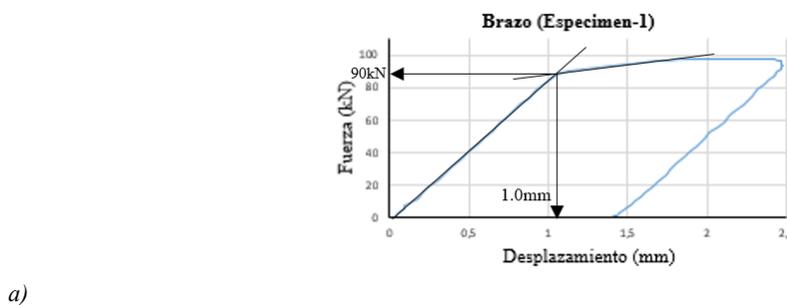


Figura 3.19 Valores experimentales de plastificación del núcleo del MEDS de los ensayos: a) Espécimen 1, b) Espécimen 3 y c) Espécimen 2

En la Figura 3.20 se indican los valores experimentales de plastificación a nivel de brazo, de los disipadores MEDS Espécimen 1, Espécimen 2 y Espécimen 3. Teóricamente los valores deben ser idénticos a los de los módulos. Puesto que se determinan por la intersección de las dos rectas, en el tercer ensayo existe una pequeña diferencia de valores.



Análisis experimental

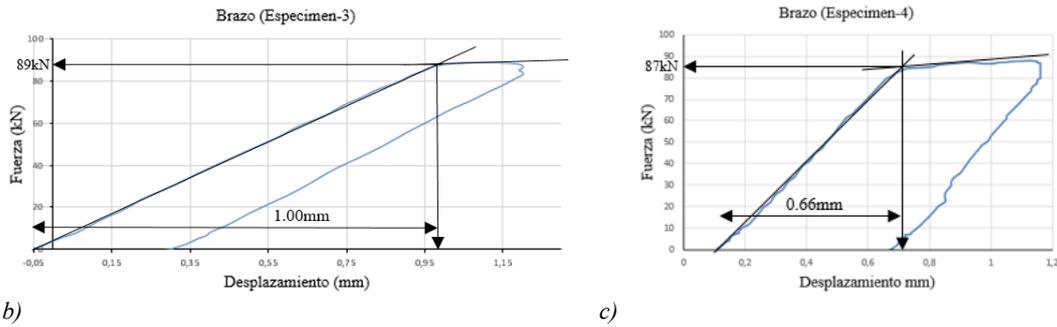


Figura 3.20 Valores experimentales de plastificación del brazo MEDS de los ensayos: a) Espécimen-1, b) Espécimen-3 y c) Espécimen-4

En la Tabla 3.11 se resumen los resultados experimentales de los brazos disipadores MEDS [16] ensayados. T_{max} y C_{max} son las máximas fuerzas de tracción y compresión, respectivamente y $F_{b,y,exp}$ es la fuerza de plastificación del núcleo. $\Delta_{B,y,exp}$ es la deformación de la plastificación, $\Delta_{max,B}$ es la máxima deformación y $\Delta_{cum,B}$ es la deformación plástica acumulada del brazo disipador. Se puede apreciar que incluso cuando la respuesta es aproximadamente simétrica, la máxima fuerza del MBRB [16] en su estado de tracción es entre un 5% y un 17% mayor que en su estado de compresión. En el caso de BRBs convencionales, lo habitual es justo lo contrario, que en compresión la fuerza máxima sea superior en más de un 10%. En apartados posteriores se justificará esta particularidad.

También se indica el número de ciclos de cada ensayo (n_c).

	Espécimen 1	Espécimen 2	Espécimen 3	Espécimen 4
$F_{b,y,exp}$ (kN)	90	88	89	87
$\Delta_{B,y,exp}$ (mm)	1,00	1,00	1,00	0,66
T_{max} (kN)	192,9	156,8	226,5	227,95
C_{max} (kN)	178,8	149,82	203,0	194,29
$T_{max}/F_{b,y}$	2,14	1,78	2,55	2,98
T_{max}/C_{max}	1,08	1,05	1,12	1,17
$\Delta_{max,B}$ (mm)	17,96	12,81	36,88	20
$\Delta_{cum,B}$ (mm)	2159,70	3340,90	1221,30	
n_c	45	145	18	33

Tabla 3.11 Valores experimentales de los ensayos MEDS

La Figura 3.21 muestra la respuesta de cada SM. Se observa que todos los módulos tuvieron comportamiento estable y una cantidad importante de energía disipada.

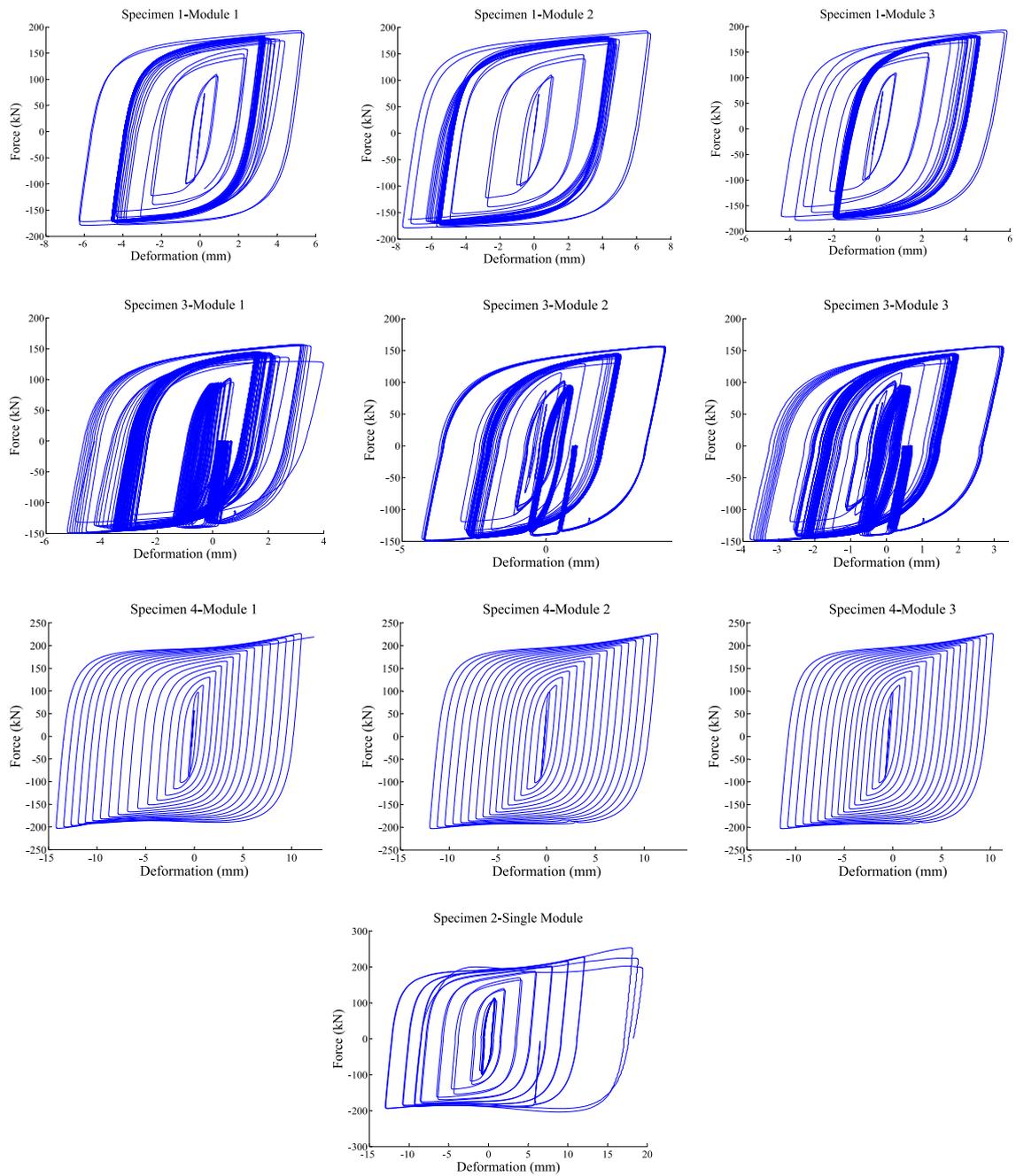


Figura 3.21 Curva histerética experimental fuerza-deformación de los SM de los MEDS

En la Tabla 3.12 se indica el módulo dañado de cada ensayo MEDS.

	<i>Espécimen 1</i>	<i>Espécimen 2</i>	<i>Espécimen 3</i>	<i>Espécimen 4</i>
<i>SM dañado</i>	SM-2	SM-1	SM-1	SM-2

Tabla 3.12 Módulo dañado de cada ensayo MEDS

3.2.5 *Discusión de los resultados experimentales*

El dissipador MEDS, al estar sometido a un esfuerzo axial de compresión, existía la posibilidad de presentar varias formas de inestabilidad. Los diseños fueron desarrollados para evitar cada una de ellas, y experimentalmente así fue, obteniendo respuestas plenamente estables hasta el agotamiento de los especímenes por fatiga a bajo número de ciclos. Sin embargo, las distintas formas de pandeo se exponen a continuación. Una de ellas, la de pandeo restringido del núcleo, dará explicación a la menor capacidad del dispositivo en compresión.

Una forma de inestabilidad global, que sería el pandeo del brazo dissipador en cualquiera de sus planos principales. Esta forma de inestabilidad está impedida por la unidad de restricción y guiado y por las condiciones de contorno de los extremos del brazo (Figura 3.22).

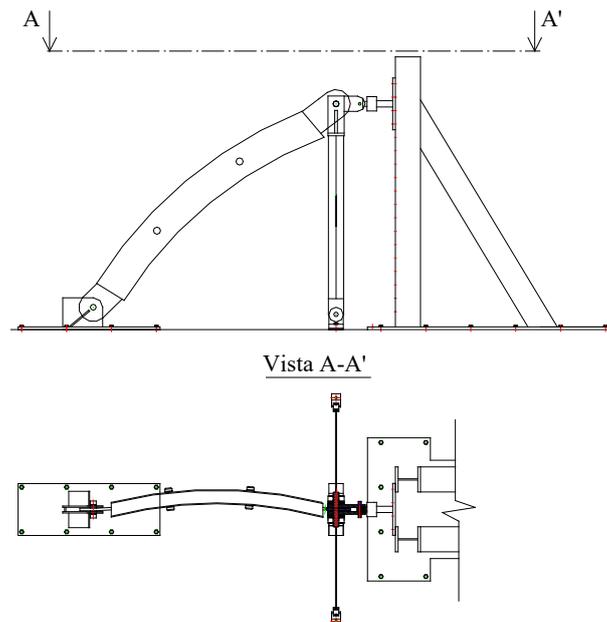


Figura 3.22 *Inestabilidad global del brazo MEDS*

Dos formas de inestabilidad del núcleo en la zona donde éste está restringido por la unidad de restricción y guiado. Una forma de inestabilidad global debida al pandeo del núcleo y una forma de inestabilidad local debido al abollamiento de la parte interior de plastificación por cortante de las BDUs.

La inestabilidad global del núcleo tendría lugar entre las conexiones de éste con la unidad de restricción y guiado. Esta forma de inestabilidad podría tener lugar en los dos planos principales de pandeo (Figura 3.23).

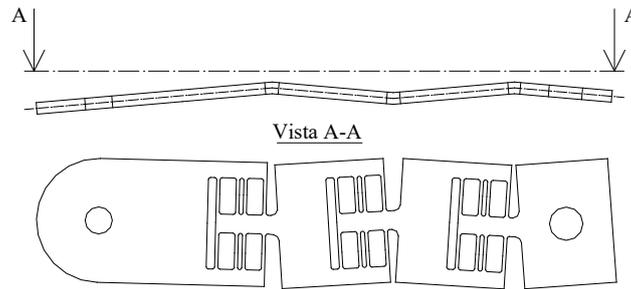


Figura 3.23 Inestabilidad global del núcleo del MEDS

La inestabilidad global del núcleo está impedida por la unidad de restricción y guiado, aunque, debido a la existencia de un espacio (g) entre el núcleo y dicha unidad de restricción, éste se ondula pero se mantiene estable (Figura 3.24).

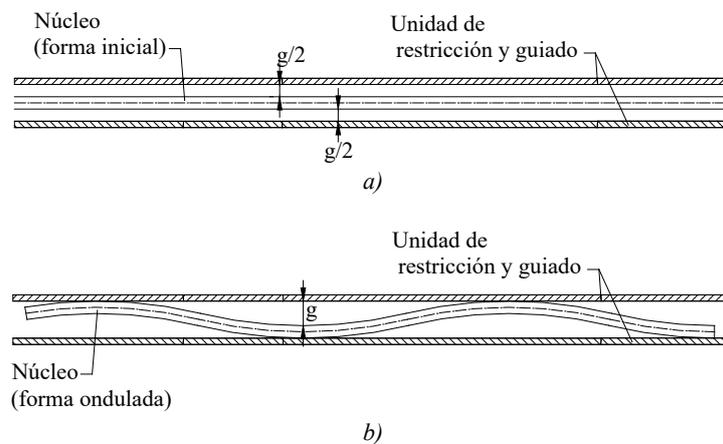
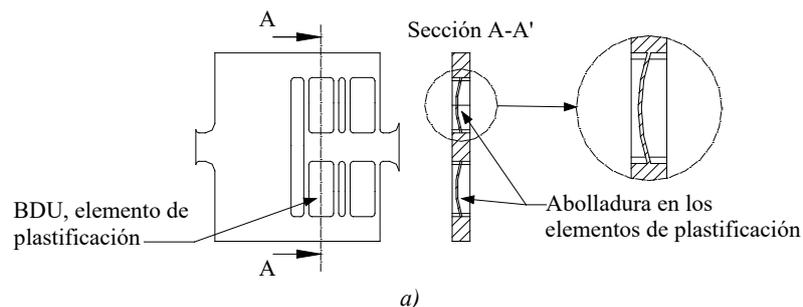


Figura 3.24a) Posición del núcleo sin deformar (inicial), b) Posición ondulada del núcleo

La inestabilidad local debido al abollamiento del elemento de plastificación (BDU) se indica en la Figura 3.25a) y b).



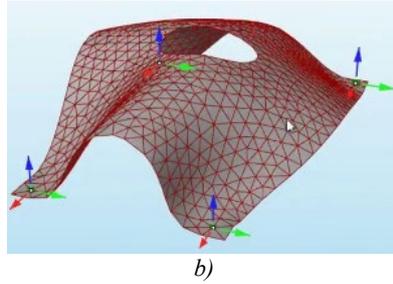


Figura 3.25a) Inestabilidad local del núcleo, b) Posible abollamiento de la BDU [91]

Las BDU fueron diseñadas para evitar el abollamiento a cortante [16] siguiendo las indicaciones de Kasai [59]. Las BDU son placas empotradas y rigidizadas en sus 4 costados por las zonas de comportamiento elástico del núcleo. Debido a sus condiciones de contorno y de diseño, el comportamiento de las BDU fue estable, sin abollamientos. En la Figura 3.26 se aprecia un módulo SM dañado de un dissipador MEDS. El alma de las BDU se observa lisa, sin abollamientos y el fallo es por corte en los bordes.

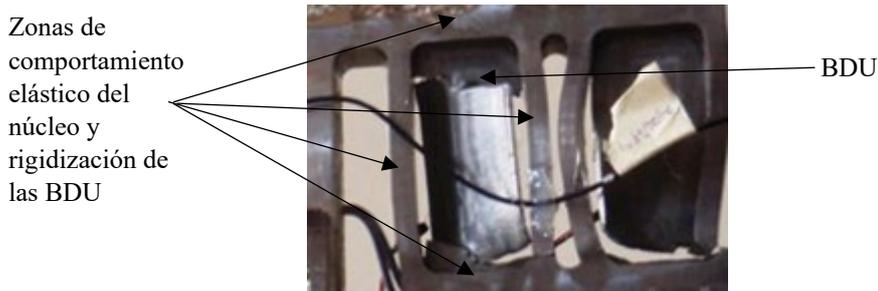


Figura 3.26 Rotura de las BDU

Otra forma de inestabilidad sería el abollamiento de la zona del núcleo exterior a la zona de restricción (Figura 3.27).

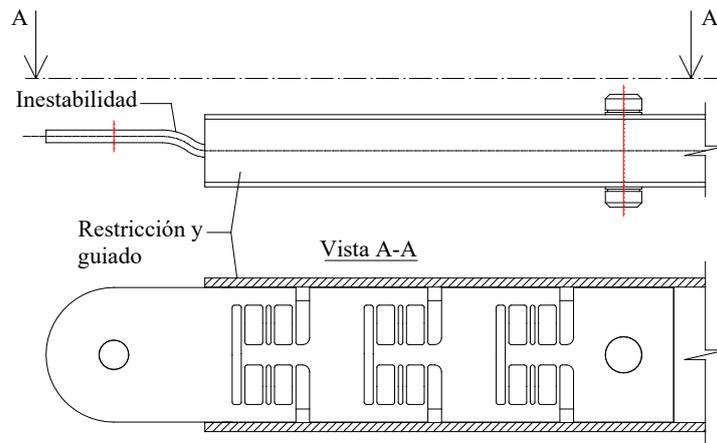


Figura 3.27 Inestabilidad del núcleo en la zona exterior a la unidad de restricción

En las curvas histeréticas de la Figura 3.17 y Figura 3.21 se observa cierta asimetría en la que la fuerza máxima alcanzada en el estado de tracción es, entre un 5% y un 17%, mayor que la de compresión, es decir, el cociente $\beta=C_{max}/T_{max}$ es inferior a 1. En las mismas figuras se observa un endurecimiento del brazo en la zona de tracción en comportamiento plástico. Por el contrario, en la zona de compresión el endurecimiento es mucho menor o prácticamente nulo. Por tanto, se deduce un comportamiento del brazo distinto a tracción que a compresión. Dicho comportamiento asimétrico se confirma con el modelo de elementos finitos presentado en [92]. De dicho comportamiento se deduce que, en caso de existir fricción entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado, este esfuerzo de fricción tendría un valor no muy elevado.

En general, en los disipadores de tipología BRB, el cociente β es mayor que 1, por varios motivos. Un primer motivo es por la existencia de unas fuerzas de fricción entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado. Dichas fuerzas de fricción han sido estudiadas por varios autores, entre los cuales, An-Chien Wu et al. en [93]. Las fuerzas de fricción se deben a la ondulación del núcleo de los disipadores BRB debido a la fuerza axial de compresión. Al ondularse el núcleo, se produce un contacto entre éste y la unidad de restricción y guiado. Al estar las superficies de contacto sometidas a un desplazamiento relativo entre ellas, tienen lugar las fuerzas de fricción. Esta fricción suele ser importante ya que en los BRB, la longitud de onda del núcleo deformado es relativamente pequeña y el espacio entre el núcleo y los elementos de restricción y guiado (g) es relativamente grande (>2 mm). En el caso del MEDS, la longitud de onda (Figura 3.29 y Tabla 3.13) se considera elevado ya que coincide con la longitud de los módulos de disipación y el espacio entre el núcleo y los elementos de restricción y guiado (g) es relativamente pequeño (2 mm).

Un segundo motivo por el que, en los disipadores de tipología BRB, el cociente β es mayor que 1 sería por el efecto Poisson. Cuando el núcleo se encuentra sometido a un esfuerzo axial de compresión, la sección de éste, por efecto Poisson, aumenta. Al existir una mayor sección en el estado de compresión que en el de tracción, el pistón debe aumentar el esfuerzo axial para poder mantener la plastificación del núcleo. Por tanto, se deduce que, en el MEDS, no hubo aumento de la sección del núcleo debido al efecto Poisson porque las zonas con deformación plástica lo hacen por cortante, ajena al efecto Poisson. El desplazamiento generado por el esfuerzo cortante, es decir, la distorsión angular, no afecta al efecto Poisson.

Un tercer motivo sería la disminución de la rigidez axial en los disipadores BRB y MEDS en su estado de compresión frente al de tracción debido a la disminución de la longitud del núcleo al estar ondulado cuando está comprimido (Figura 3.28). La ondulación permite una deformación adicional a la producida por la misma fuerza en tracción, por tanto conduce a una menor rigidez en deformación plástica, tal como se constata experimentalmente.

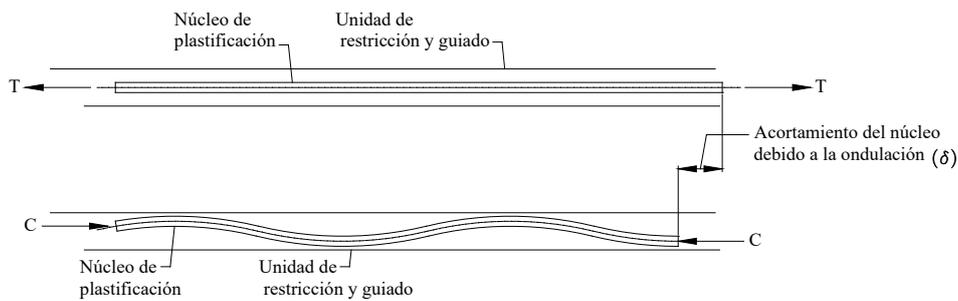


Figura 3.28 Disminución de la longitud del núcleo debido a la ondulación en su estado de compresión

En caso de existir fricción importante entre el núcleo y la unidad de restricción, los SM centrales de cada brazo estarían sometidos a un axial de compresión menor que los de los extremos dado que los esfuerzos de fricción serían mayores en los extremos del brazo que en la parte central. Dicho comportamiento fue estudiado por Tremblay et al. en [94]. De dicho comportamiento también se deduce la no existencia en el MEDS de esfuerzos de fricción importantes entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado.

Para poder evaluar las fuerzas de fricción, la Figura 3.29 representa la posición deformada del núcleo respecto la unidad de restricción y guiado. Se consideran 4 puntos de contacto por plano y por lado del disipador entre núcleo y unidad de restricción y guiado.

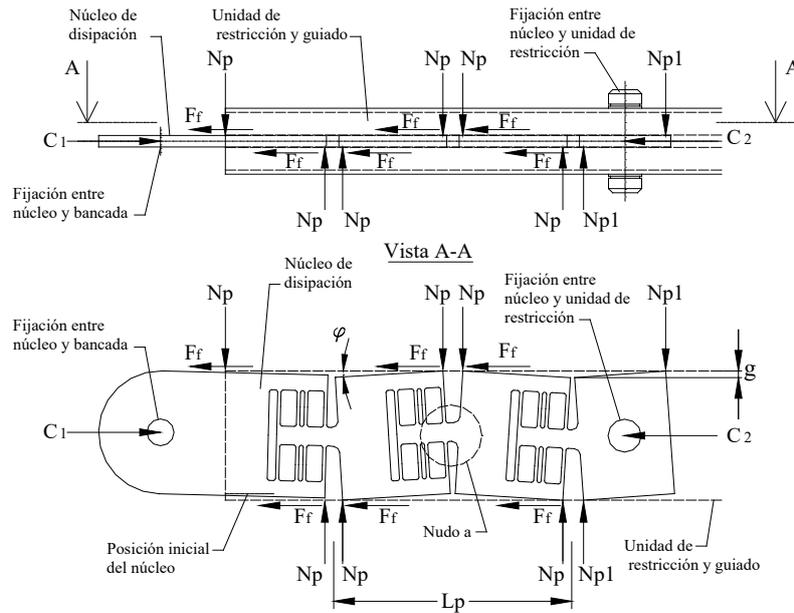


Figura 3.29 Modos de deformación del núcleo del dissipador MEDS

Siendo C_1 y C_2 los esfuerzos axiales que solicitan el núcleo de dissipación, N_p y N_{p1} los esfuerzos normales a la unidad de restricción y guiado realizados por el núcleo de dissipación debido a su ondulación, F_f la fuerza de fricción entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado, g el espacio entre el núcleo de dissipación y la unidad de restricción y guiado, φ la inclinación del eje del núcleo dissipador respecto a la posición horizontal inicial del dissipador y L_p la distancia entre puntos de ondulación.

Al estar el núcleo en equilibrio estático, se verifica que:

$$C_1 = \sum F_f + C_2 \quad (3.9)$$

En la Figura 3.30a) se representa el equilibrio de fuerzas de la sección que contiene el nudo a de la Figura 3.29. En el equilibrio se desprecia el valor de las fuerzas de fricción entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado y se asume que $C_1 = C_2$.

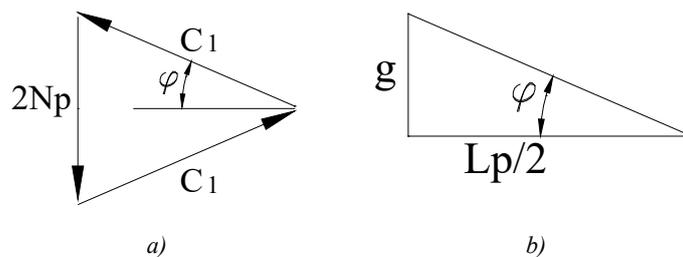


Figura 3.30a) Equilibrio de la sección que contiene el nudo a de la Figura 3.29, b) Esquema de la geometría del módulo SM deformado

Análisis experimental

El valor del esfuerzo normal a la unidad de restricción y guiado realizado por el núcleo de disipación debido a su ondulación (N_p) se obtiene mediante la Ecuación (3.10). En la obtención de dicha ecuación, dado el pequeño valor de φ , se considera que la longitud inicial del núcleo sin deformar ($L_p/2$) es prácticamente la misma que la longitud deformada.

$$N_p = \frac{2 \cdot g \cdot C_1}{L_p} \quad (3.10)$$

El esfuerzo N_{pl} no genera fuerzas de fricción por estar situado en un punto en el que no existe desplazamiento relativo del núcleo respecto la unidad de restricción y guiado.

El valor total del esfuerzo de fricción, considerando la distribución de fuerzas de la Figura 3.29, entre el núcleo y los elementos de restricción y guiado (F_{ft}) se obtiene mediante la Ecuación (3.11).

$$F_{ft} = 12 \cdot N_p \cdot \mu_f \quad (3.11)$$

Donde μ_f es el coeficiente de fricción entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado. Dicho valor se toma igual a 0,1 por estar engrasadas las superficies de contacto entre núcleo y unidad de restricción [95], [96].

	Espécimen 1	Espécimen 2	Espécimen 3	Espécimen 4
C_{max} (kN)	178,8	149,82	203	194,29
L_p (mm)	550	550	550	-
g (mm)	2	2	2	2
N_p (kN)	1,30	1,09	1,48	-
F_{ft} (kN)	1,56	1,31	1,77	-
F_{ft}/C_{max} (%)	0,87	0,87	0,87	-

Tabla 3.13 Valores experimentales de los ensayos MEDS

De la Tabla 3.13 se observa que el valor máximo de la fuerza de fricción es de 1,77 kN, siendo éste un valor muy pequeño, representando un 0,87% del axial máximo que solicita el brazo disipador. Por tanto, se confirma la ausencia de esfuerzos de fricción importantes entre el núcleo y la unidad de restricción y guiado.

En la Tabla 3.14 se indica, para cada SM, la energía disipada ($E_{h,SM}$), la amplitud de desplazamiento ($\Delta_{a,SM}$), la energía disipada respecto la energía total disipada del brazo ($E_{h,tot}$) y el espesor medio (t_w) de las BDU. Asimismo se indica el espesor medio de las BDU del brazo ($t_{m,b}$) siendo este valor el espesor medio de los BDU de cada SM del brazo y la desviación $(t_w - t_{m,b})/t_{m,b}$ en %. En esta tabla se observa inequívocamente como los módulos seriados con menor espesor en su zona disipativa fueron los que acumularon

mayor energía y mayor desplazamiento acumulado, siendo los responsables del agotamiento de cada espécimen (Tabla 3.12).

		$E_{h,SM}$ (kJ)	$\Delta_{a,SM}$ (mm)	$E_{h,SM} / E_{h,tot}$ (%)	$\Delta_{a,SM} / \Delta_{tot,b}$ (%)	t_w (mm)	$t_{m,b}$ (mm)	$(t_w - t_{m,b}) / t_{m,b}$ (%)
ESPÉCIMEN-1	SM-1	89,34	11,67	32,65	32,01	2,86	2,82	1,42
	SM-2	116,23	14,53	42,48	39,85	2,64	2,82	-6,38
	SM-3	68,06	10,26	24,87	28,14	2,96	2,82	4,96
	Total	273,63	36,46					
ESPÉCIMEN-2	SM-1	104,52	9,22	36,61	37,24	2,50	2,53	-1,06
	SM-2	100,93	8,48	35,35	34,25	2,53	2,53	0,13
	SM-3	80,05	7,06	28,04	28,51	2,55	2,53	0,92
	Total	285,5	24,76					
ESPÉCIMEN-3	SM-1	68,06	26,54	36,80	36,94	2,67	2,75	-2,91
	SM-2	60,46	23,40	32,69	32,57	2,78	2,75	1,09
	SM-3	56,44	21,90	30,51	30,48	2,80	2,75	1,82
	Total	184,96	71,84					
ESPÉCIMEN-4	SM-2	81,83	32,42			2,60	2,60	0,00

Tabla 3.14 Valores experimentales de los ensayos MEDS

En la Figura 3.31 se representa la energía disipada por cada SM respecto la energía total disipada por el brazo (en %) en relación a la desviación $(t_w - t_{mb}) / t_{mb}$, también referida en %.

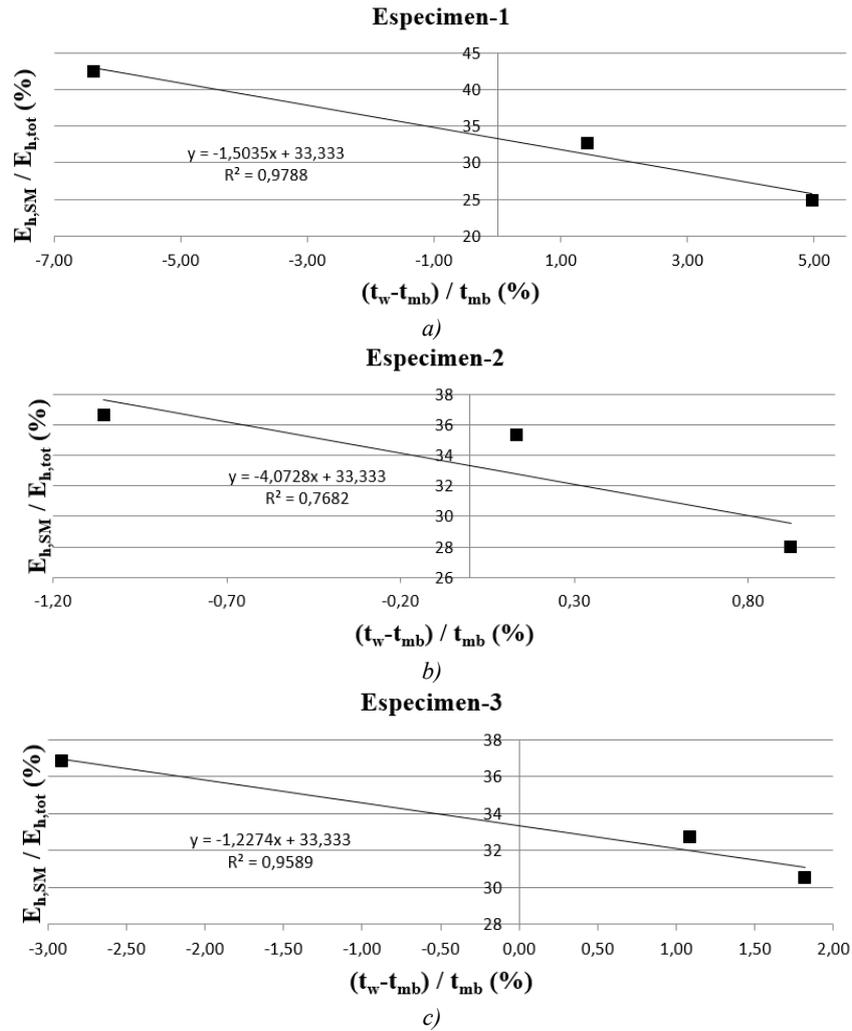


Figura 3.31 Representación de $E_{h,SM} / E_{h,tot} (%)$ con $(t_w - t_{mb}) / t_{mb} (%)$ del: a) Espécimen 1, b) Espécimen 2, c) Espécimen 3

De la Figura 3.31 se deduce que los SM cuyo espesor medio es mayor, disipan menos energía y los SM cuyo espesor medio es menor, disipan más energía.

Los módulos SM2, SM1 y SM1 del Espécimen 1, Espécimen 2 y Espécimen 3, respectivamente, son los que presentan el menor espesor medio y en consecuencia son los que disiparon más energía y los responsables del agotamiento del brazo disipador. Asimismo el módulo SM3 de cada espécimen es el que disipó menos energía y son los que presentan mayor espesor medio.

De la misma figura se deduce que si la desviación $(t_w - t_{mb}) / t_{mb}$ fuera cero, cada SM disiparía un 33,33% del total de la energía disipada por el brazo, es decir, su comportamiento sería el de un disipador ideal.

En la Figura 3.32 se representa la amplitud de desplazamiento de cada SM ($\Delta_{a,SM}$) respecto a la amplitud de desplazamiento total del brazo ($\Delta_{tot,b}$) en % en relación a la desviación $(t_w -$

t_{mb} / t_{mb} también referido en (%). Se entiende como amplitud de desplazamiento total del brazo ($\Delta_{tot,b}$) como la suma de las amplitudes de desplazamiento de cada SM que forman el brazo.

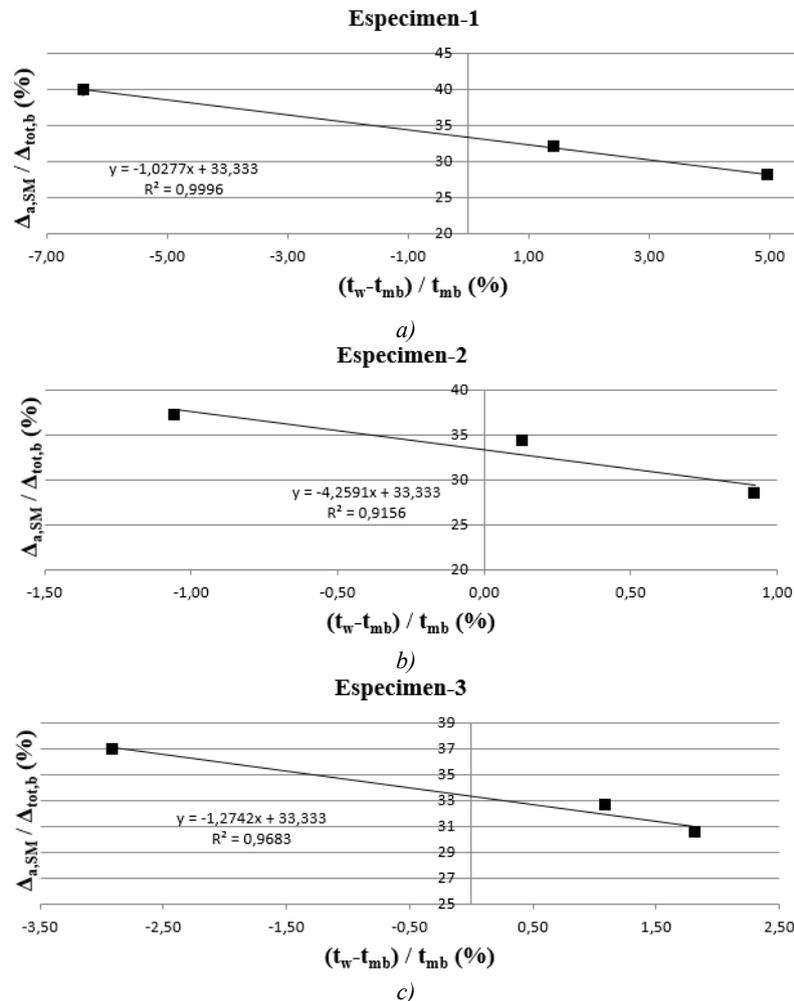


Figura 3.32 Representación $\Delta_{SM} / \Delta_{tot,b}$ (%) y $(t_w - t_{mb}) / t_{mb}$ (%): a) Espécimen 1, b) Espécimen 2, c) Espécimen 3

Análogamente a lo deducido en energías, de la Figura 3.32 se deduce que los SM cuyo espesor medio es mayor que la media del brazo, son los que se deforman menos y los SM cuyo espesor medio es menor que la media del brazo, son los que se deforman más.

Los módulos SM2, SM1 y SM1 del Espécimen 1, Espécimen 2 y Espécimen 3, respectivamente, son los que presentan el mayor espesor medio inferior a la media del brazo (en valor absoluto) y en consecuencia son los que tuvieron mayor deformación y fueron los responsables del agotamiento del brazo disipador.

La deformación plástica del MBRB [16] es más uniforme cuando más uniforme es el espesor de las BDU, es decir, un brazo con los SM de espesores sensiblemente distintos sería un brazo que acumularía mucha deformación plástica en el SM con las BDU de

menor espesor y poca deformación plástica en los restantes SM, por tanto sería un brazo con un comportamiento poco uniforme.

De la misma figura se deduce que si la desviación $(t_w - t_{mb}) / t_{mb}$ fuera cero, cada SM se deformaría un 33,33% del total de la deformación del brazo, es decir, todos los SM del brazo tendrían la misma deformación y su comportamiento sería el de un disipador ideal. Por este motivo, es muy importante en el proceso de fabricación, minimizar las diferencias entre los espesores de las BDU.

3.3 Ensayo experimental del disipador PCBRB

Se ensayaron 4 brazos disipadores PCBRB [17] de tipología PC-r5 en el laboratorio de estructuras del grupo de investigación AMADE de la Universitat de Girona (España). Los ensayos de los disipadores de tipología PC-r45 no se contemplan en dicha tesis doctoral y sus resultados experimentales se obtienen de [17], [19].

3.3.1 Descripción del PCBRB

El disipador PCBRB [17], es un disipador de energía del grupo de los BRB (Buckling Restrained Braces). La principal diferencia entre un disipador PCBRB [17] y uno de convencional ([3]–[5]) es que el primero tiene un núcleo perforado (Figura 3.34) mientras que el segundo tiene el núcleo en forma de hueso de perro (Figura 3.33).

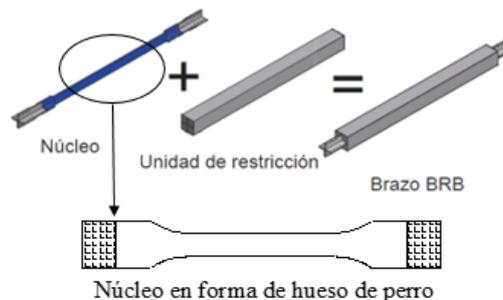


Figura 3.33 Brazo BRB convencional con el núcleo de disipación en forma de hueso de perro [16].

El PCBRB [17], como todos los BRB [3]–[5], básicamente está compuesto por un núcleo de disipación contenido por una unidad de restricción y guiado que impiden su pandeo por flexión (Figura 3.34).

El núcleo de disipación del PCBRB [17] es un elemento plano. La zona de disipación son dos bandas laterales de sección rectangular constante, estabilizadas en el plano del disipador por unos puentes de estabilización. La unión entre las bandas laterales de disipación y los puentes está radiada para evitar concentración de tensiones. La disipación

de energía se produce mediante la plastificación del material debido al esfuerzo axial en las bandas laterales. Para estabilizar las bandas en el plano perpendicular al disipador, está la unidad de restricción, la cual está unida al núcleo de disipación mediante un pasador interno. El elemento de restricción, a su vez, sirve de guía del núcleo de disipación, ya que éste desliza por su interior. Para atenuar las fuerzas de rozamiento entre el núcleo de disipación y el elemento de restricción, se engrasa el interior de la guía del elemento de restricción por el cual pasa el núcleo disipador. En los dispositivos ensayados, previo montaje, se engrasan manualmente las bandas laterales del núcleo de disipación con grasa KP2P-30 (según DIN 51502).

Este diseño permite inspeccionar o reemplazar el núcleo de disipación simplemente retirando el pasador de unión y deslizar el núcleo a lo largo de las guías de restricción.

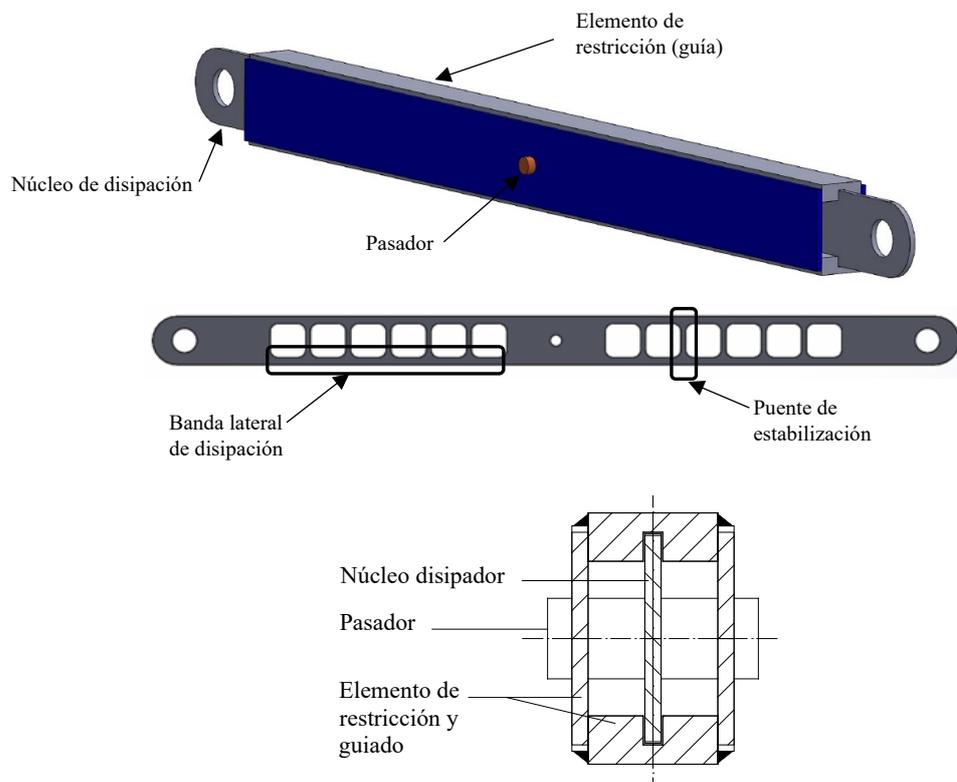


Figura 3.34 Brazo disipador PCBRB

3.3.2 Especímenes del ensayo

El disipador ensayado se indica en la Figura 3.36. Dicha figura muestra un dispositivo el cual su núcleo disipador sólo dispone de la mitad del núcleo, considerando que la respuesta del conjunto sería simétrica. Este elemento reducía el coste de los ensayos. Por

otra parte, considerando que sólo se representaba la mitad de la respuesta de un núcleo real, en los ensayos se impondrá a los especímenes la mitad de la deformación que recibirían los disipadores con núcleos completos (Figura 3.35).

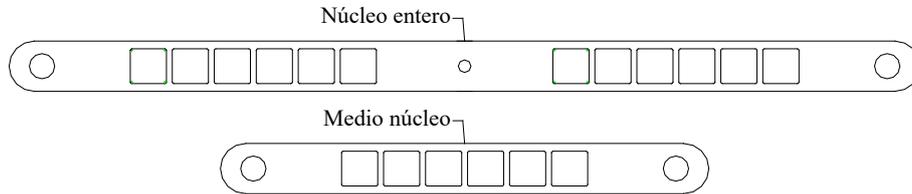
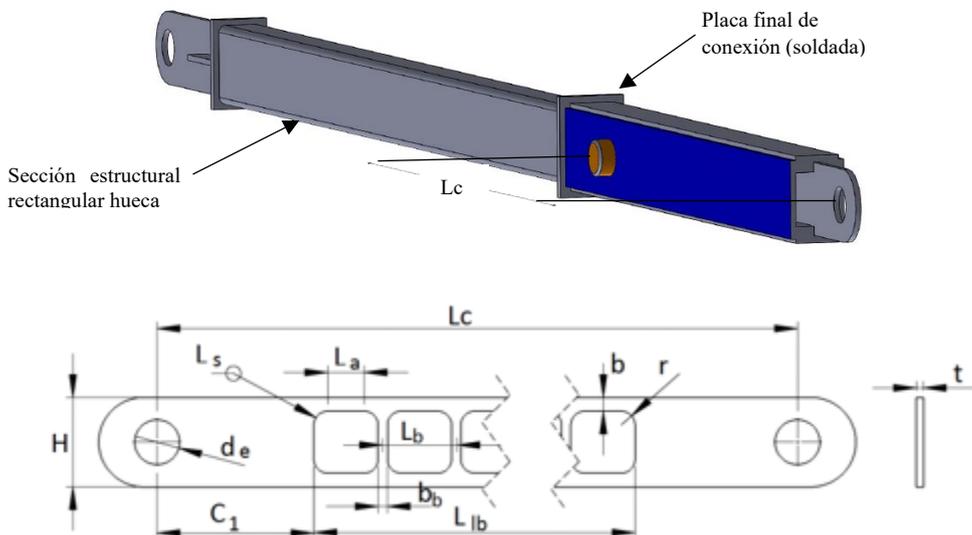


Figura 3.35 Núcleo total / Medio núcleo del brazo PCBRB

En esta tesis se han considerado 6 núcleos distintos, 4 ensayados durante la presente tesis y 2 ensayados en [17], [19]. Para los 6 especímenes se ha utilizado una nomenclatura conjunta donde la primera cifra hace referencia al radio r entre las bandas laterales y los puentes estabilizantes, mientras que la segunda al número de espécimen ensayado. Los 4 disipadores PCBRB ensayados se designan por PC-r5-1, PC-r5-2, PC-r5-3 y PC-r5-4, a diferencia de los PCBRB ensayados en [17], [19], designados como PC-r45-xx (radio 45).

En la Figura 3.36 y en la Tabla 3.15, se indica la geometría y las dimensiones del núcleo de disipación del dispositivo PCBRB [17] ensayado (PC-r5).



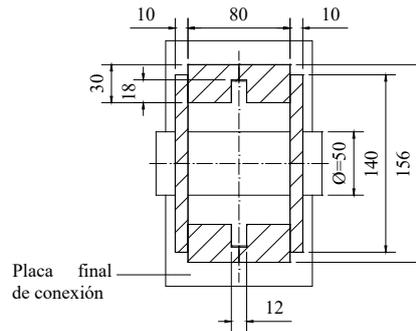


Figura 3.36 Montaje y geometría del brazo PCBRB [17]

PCBRB	L_{lb} (mm)	b (mm)	H (mm)	b_b (mm)	L_b (mm)	L_a (mm)	t (mm)	L_c (mm)	d_c (mm)	C_1 (mm)	r/b	n	nL_q/L_{lb}	nL_s/L_{lb}
PC-r5	632	20	130	15	107,8	84,8	10	1085	65	226,6	0,25	6	0,79	3,4
PC-r45(*)	748	20	130	20	192	82	10	1085	65	168,5	2,25	4	0,44	2,4

Tabla 3.15 Parámetros geométricos de los disipadores PCBRB.

(*) Valores obtenidos de [17], [19].

En la tabla anterior, n es el número de aberturas del PCBRB y L_s es el perímetro de cada abertura.

La principal diferencia entre un disipador de tipología PC-r45 y uno de tipología PC-r5 está en el radio r entre los puentes de estabilización de las bandas laterales y éstas. La modificación del valor del radio entre la tipología de disipador PCBRB PC-r45 y PC-r5 se hizo para aumentar la longitud de la banda lateral de disipación, aumentando su capacidad disipativa, aunque también se aumentara la concentración de tensiones en la zona del radio, pudiendo disminuir su capacidad disipativa. El efecto global se desconocía, por ese motivo se realizaron los ensayos. Con esta modificación geométrica en el PC-r5, se aumentó la ratio de longitud total de banda lateral de espesor constante (nL_a) por unidad de longitud total de banda lateral (L_{lb}) hasta un 80%. En el PC-r45 es de un 44% (Tabla 3.15).

Los núcleos de los disipadores PCBRB [17] fueron construidos a partir de una plancha de acero estructural mediante un proceso de corte por láser y las guías de los elementos de restricción y guiado, mediante fresado.

En la Figura 3.37 se representa la curva ingenieril Tensión – Deformación del material utilizado en los disipadores PC-r5, ensayado para su caracterización.

Análisis experimental

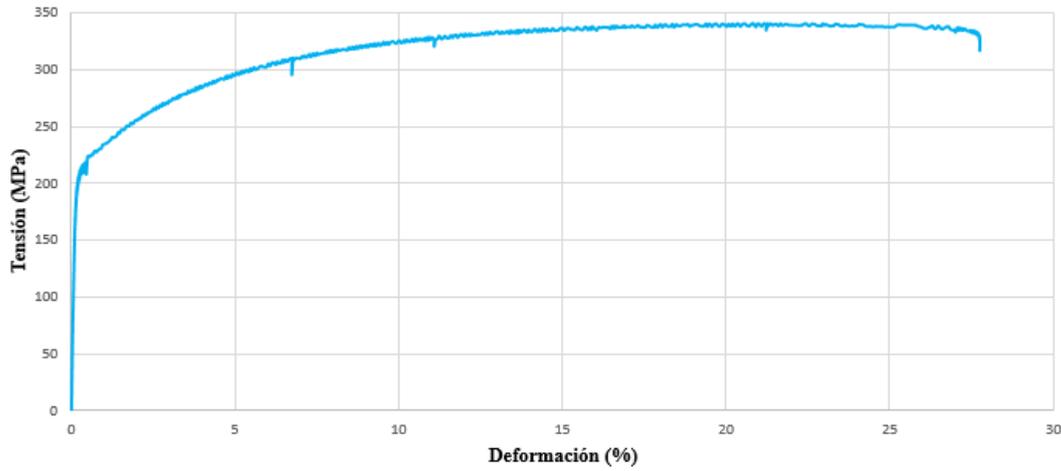


Figura 3.37 Diagrama tensión-deformación del ensayo del material del núcleo del brazo PCBRB PC-r5

Del diagrama anterior se obtienen las propiedades mecánicas del acero ensayado (Tabla 3.16):

PCBRB	f_y (MPa)	f_u (MPa)	ϵ_y	ϵ_u	ED (mJ/mm ³)	$\mu_{a,PCBRB} = \epsilon_u/\epsilon_y$	$\eta_{PCBRB} = ED/f_y\epsilon_y$
PC-r5	215	340	0,107%	27%	87	249,30	376
PC-r45(*)	267	455	0,13%	26%	128	137,31	228

Tabla 3.16 Propiedades del acero del brazo BCBRB.

(*) Valores obtenidos de [17].

Donde f_y y f_u son la tensión de plastificación y la tensión última, respectivamente, ϵ_y la deformación unitaria de plastificación, ϵ_u la deformación unitaria última, ED la densidad de energía obtenida del área del diagrama tensión-deformación real y η_{PCBRB} sería la densidad de energía normalizada por los valores de plastificación del material. La ductilidad de la amplitud de deformación ($\mu_{a,PCBRB}$) se define como $\mu_{a,PCBRB} = \delta_u/\delta_y = \epsilon_u/\epsilon_y$ (Figura 3.38).

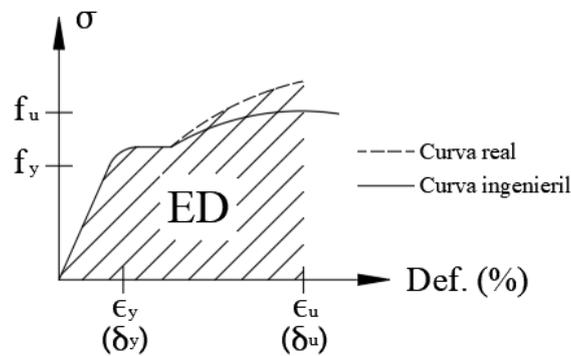


Figura 3.38 Diagrama tensión-deformación del acero (curva real y curva ingenieril)

Pese a que los nuevos dispositivos disipadores son, en realidad, similares en capacidad de carga y de deformación a los anteriormente ensayados en [17], [19] y por tanto varían en geometría y capacidad en relación a aquellos, a continuación mencionaré las expresiones fundamentales para determinar algunos de sus parámetros fundamentales de diseño. Entre ellos estaría la capacidad de carga y la capacidad de deformación. Ambas capacidades están relacionadas con las propiedades mecánicas del material (anteriormente descritas) así como la sección transversal y la longitud de las bandas laterales. El tercer parámetro de diseño, sumamente importante también, es el juego (g) existente entre la unidad de restricción y el núcleo (Figura 3.39), el cual debe permitir la libre expansión en compresión del núcleo sin que éste quede confinado perimetralmente (lo cual conllevaría un incremento de la fuerza de fricción muy elevado y que el núcleo dejara de plastificar en compresión). En los próximos párrafos voy a describir la formulación utilizada para determinar analíticamente los anteriores parámetros.

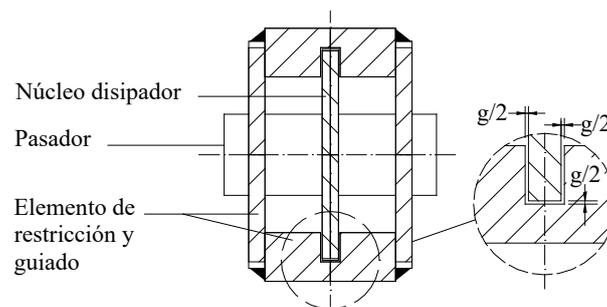


Figura 3.39 Espacio entre el núcleo de disipación y elementos de restricción y guiado en el disipador PCBRB

Según [48] y [94], todos los disipadores tipo BRB con espacio (g) entre 1 y 2 mm tuvieron buena respuesta histerética. También se considera que un espacio entre núcleo y elementos de restricción y guiado mayor al necesario, aumentaría los esfuerzos normales a los elementos de restricción y guiado con el consiguiente aumento de las fuerzas de fricción [97], [98] entre éstos y el núcleo de disipación, lo cual no es nada deseable. El diseño y el proceso de fabricación de los disipadores PCBRB [17] ensayados permitieron tolerancias de montaje ajustadas. Para predimensionar el espacio entre núcleo y elementos de restricción y guiado (g), primero se considera que toda la deformación plástica del brazo se produce en la zona de las bandas laterales de sección transversal constante, y que esta se distribuye de forma constante a lo largo de éstas. A partir de la deformación unitaria longitudinal, considerando un factor de Poisson de 0,5 (válido en deformación plástica de metales), es posible determinar la deformación transversal mediante la Ecuación (3.12).

$$g_{i,min} = \varepsilon_c v t_i \quad (3.12)$$

Donde t_i es el espesor de la sección transversal de la banda lateral del núcleo de disipación en la dirección i . En el caso de PCBRB, $t_i=2b$ en el plano del núcleo y $t_i=t$ en el plano perpendicular al núcleo (Figura 3.36).

A partir de la deformación transversal obtenida mediante la Ecuación (3.12), es posible determinar el incremento de la sección transversal en compresión en sus dos dimensiones ortogonales. Dicha variación determinará el juego mínimo (o gap) requerido en ambas direcciones transversales para una expansión libre del núcleo en compresión.

Para determinar la deformación longitudinal unitaria en las bandas laterales de la Ecuación (3.12) partiremos de la Ecuación (3.13) obtenida de [48].

$$\varepsilon_c \approx \frac{\Delta_m \sin 2\theta}{H} \frac{L_{BP}}{2} \frac{1}{nL_a} \quad (3.13)$$

Donde Δ_m es el desplazamiento de diseño y H la distancia entre plantas (ambos definidos en 3.2.3), θ es la inclinación del disipador PCBRB, L_{BP} es la longitud de trabajo del brazo PCBRB (Figura 3.40) y nL_a es la longitud de la banda lateral de disipación de sección transversal constante (Figura 3.36, Tabla 3.15).

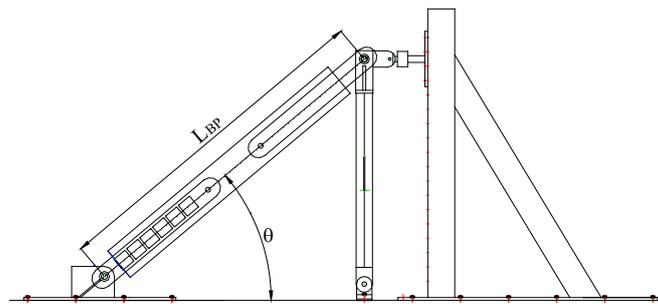


Figura 3.40 Brazo disipador PCBRB

Considerando las Ecuaciones (3.12) y (3.13), así como los datos propios del ensayo (Tabla 3.17), se obtiene un juego mínimo de $g_{i,min}=0,68$ mm y $g_{o,min}=0,17$ mm para los disipadores tipo PC-r5 y valores de $g_{i,min}=1,06$ mm y $g_{o,min}=0,27$ mm para los disipadores tipo PC-r45 que a efectos prácticos fue incrementado a 2 mm ($g=2$ mm) en los brazos ensayados.

PCBRB	Δ_m/H	θ (°)	L_{BP} (mm)	nLa (mm)
PC-r5	0,01	40	3533	508,8
PC-r45(*)	0,01	40	3533	328

Tabla 3.17 Parámetros geométricos de los disipadores PCBRB.

(*) Valores obtenidos de [17].

Caracterizado el material, definido geoméricamente el núcleo disipador y obtenido el espacio entre el núcleo y elementos de restricción y guiado (g) necesario para la tipología PC-r5, se determina el desplazamiento teórico de plastificación del núcleo de disipación del PCBRB [17], $\Delta_{y,T,PCBRB}=0,68$ mm, mediante la Ecuación (3.14).

$$\Delta_{y,T,PCBRB} = \varepsilon_y \cdot L_{lb} \quad (3.14)$$

El esfuerzo teórico de plastificación del núcleo de disipación ($F_{y,T,PCBRB}$) se obtiene mediante la Ecuación (3.15).

$$F_{y,T,PCBRB} = f_y \cdot A_c \quad (3.15)$$

Siendo A_c el valor de la sección transversal de la banda lateral de disipación de sección transversal constante. El valor teórico del esfuerzo de plastificación del núcleo ($F_{y,T,PCBRB}$) de cada disipador PCBRB ensayado se indican en la Tabla 3.20.

En la Figura 3.41 se enumeran los segmentos de cada una de las bandas de disipación del núcleo y en la Tabla 3.18 se indica el ancho y el espesor de cada segmento de la banda lateral de disipación. Dicha dimensión se considera vital importancia ya que de ella depende la plastificación del material.

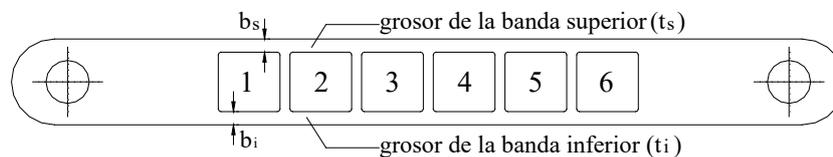


Figura 3.41 Enumeración segmentos del núcleo del PCBRB. El segmento 1 es el segmento de banda lateral más exterior y el segmento 6 el más interior.

SEGMENTOS DE LA BANDA LATERAL	<i>Ensayo PC-r5-1</i>	b_s (mm)	t_s (mm)	b_i (mm)	t_i (mm)
	1	19,851	9,940	19,363	9,953
	2	19,746	9,953	19,427	9,957
	3	19,650	9,938	19,359	9,959
	4	19,514	9,923	19,410	9,972
	5	19,350	9,957	19,540	9,968
	6	19,184	9,934	19,693	9,957
	<i>Ensayo PC-r5-2</i>				
	1	19,600	9,951	19,540	9,989
	2	19,676	9,954	19,510	9,978
	3	19,722	9,955	19,482	9,979
	4	19,784	9,954	19,448	9,975
	5	19,801	9,946	19,408	9,968
	6	19,809	9,936	19,486	9,977
	<i>Ensayo PC-r5-3</i>				
	1	19,547	10,012	19,601	10,011
	2	19,579	10,017	19,501	10,042
	3	19,589	10,027	19,505	10,034
	4	19,583	10,005	19,507	10,017
	5	19,597	10,020	19,527	10,024
	6	19,594	10,001	19,511	10,006
	<i>Ensayo PC-r5-4</i>				
	1	19,515	9,993	19,585	9,989
	2	19,484	9,995	19,567	9,977
3	19,492	9,990	19,559	9,975	
4	19,523	9,989	19,538	9,987	
5	19,600	9,990	19,528	9,982	
6	19,618	9,992	19,494	9,979	

Tabla 3.18 Valores geométricos de los segmentos del PCBRB

De los valores de la Tabla 3.18 se obtiene el valor medio de la sección transversal de la banda lateral de disipación de cada disipador PCBRB ensayado (Tabla 3.20).

Ensayo	PC-r5-1	PC-r5-2	PC-r5-3	PC-r5-4
A_c (mm)	388,23	390,68	391,77	390,31

Tabla 3.19 Sección transversal media de la banda lateral de disipación de los PCBRB ensayados

Considerando la Ec. (3.15) y las propiedades del material (Tabla 3.16), en la Tabla 3.20 se indica el valor del esfuerzo teórico de plastificación ($F_{y,T,PCBRB}$) del núcleo de disipación de cada disipador PCBRB ensayado.

Ensayo	PC-r5-1	PC-r5-2	PC-r5-3	PC-r5-4
$F_{y,T,PCBRB}=f_y \cdot A_c$ (kN)	83,47	83,99	84,23	83,91

Tabla 3.20 Esfuerzo teórico de plastificación del núcleo de cada PCBRB ensayado

3.3.3 Configuración de los ensayos, instrumentación y protocolos de carga

El brazo disipador está articulado en sus extremos y está conectado en uno de sus extremos a una losa de hormigón y en el otro extremo a una columna vertical de acero biarticulada. La estabilidad de la columna vertical está garantizada por unos tensores laterales de arriostamiento. Un pistón hidráulico servo-controlado de 300 kN fijado en el extremo superior del brazo disipador es utilizado para someter al brazo disipador al historial de desplazamientos indicado en la normativa. El montaje completo del ensayo se indica en la Figura 3.42.



Figura 3.42 Ensayo del brazo disipador PCBRB

El desplazamiento horizontal del pistón se designa por Δ_p y el desplazamiento axial del brazo se designa por Δ_b (Figura 3.43).

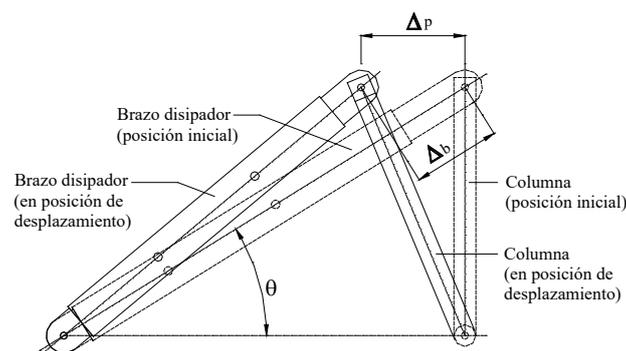


Figura 3.43 Δ_p , desplazamiento del pistón hidráulico; Δ_b , desplazamiento del brazo

Del conjunto brazo disipador-columna vertical, las deformaciones en el brazo disipador se obtienen considerando que la columna vertical es de rigidez axial infinita, es decir, la columna es axialmente indeformable (Figura 3.44).

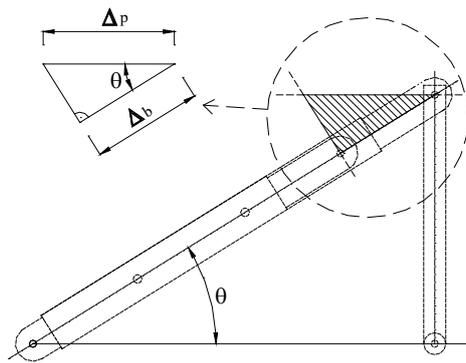


Figura 3.44 Modelo de comportamiento brazo disipador – columna portante vertical

La deformación del brazo, Δ_b y la del pistón de carga, Δ_p siguen la relación de la Ecuación (3.16) según el esquema de la Figura 3.44.

$$\Delta_b = \Delta_p \cdot \cos \theta \quad (3.16)$$

Donde θ es la inclinación del brazo respecto la horizontal (Figura 3.44) y cuyo valor es de 40° .

En las Figura 3.45 se indica la instrumentación del dispositivo PCBRB [17]. Los principales parámetros registrados fueron la carga aplicada por el pistón hidráulico y la deformación global de las bandas laterales, este último registrado mediante el transductor IDT-1. Adicionalmente, para el disipador PC-r5-1, se añadieron los transductores IDT-2 y IDT-3, que son de desplazamiento y sirven para medir la deformación local de los segmentos de banda lateral más exterior y más interior, respectivamente, del núcleo disipador.

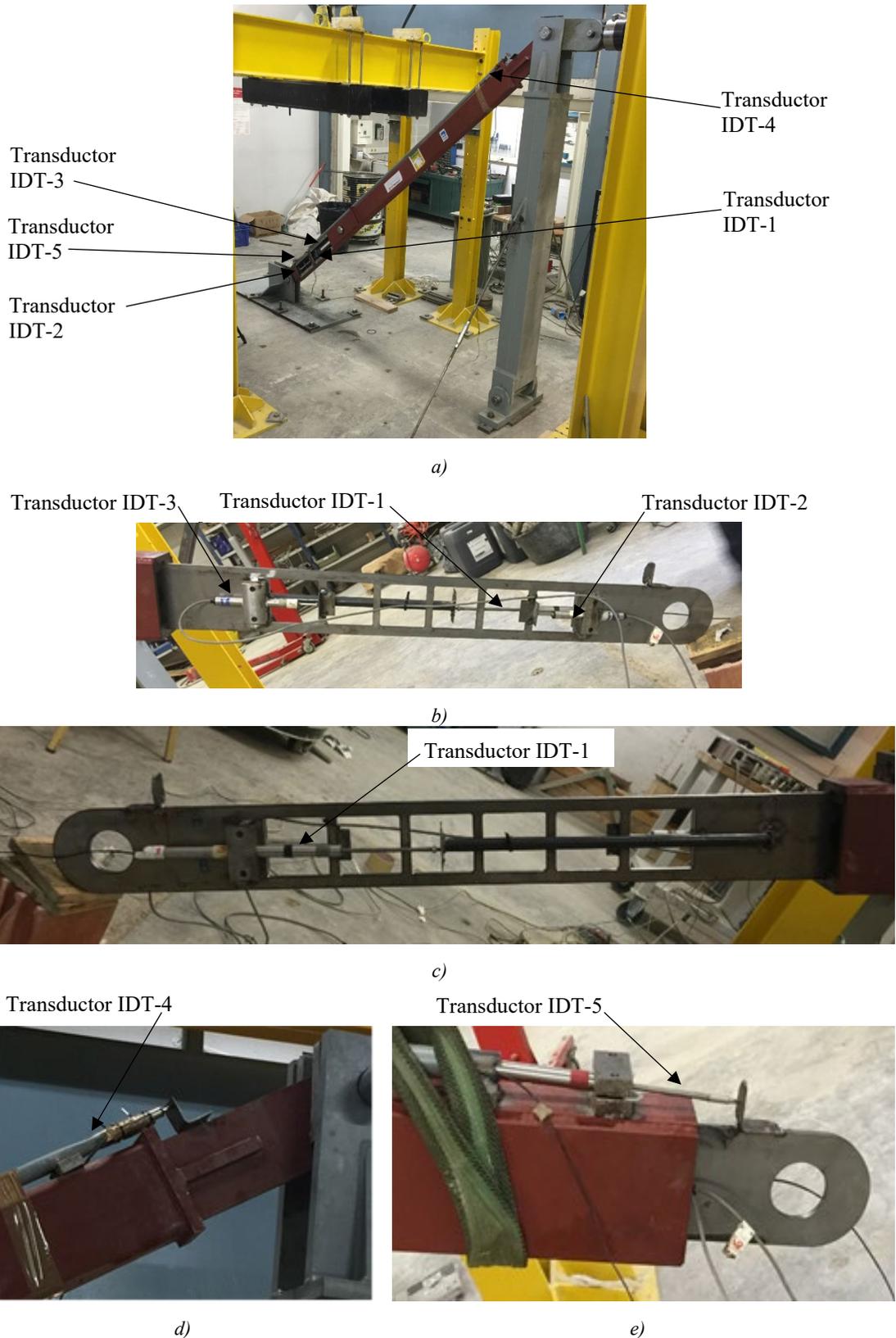


Figura 3.45: a) Posición de los transductores de desplazamiento en el disipador PCBRB, b) Transductores de desplazamiento para medir la deformación local de los segmentos de la banda lateral más exterior y más interior, IDT-2 y IDT-3, respectivamente, c) Transductor de desplazamiento IDT-1 para medir la deformación global de las bandas laterales, d) IDT-4, transductor de desplazamiento para medir la deformación elástica del elemento de restricción y guiado y e) IDT-5, transductor de desplazamiento para medir la deformación del núcleo respecto al elemento de restricción y guiado.

Los transductores IDT-4 y IDT-5 son de desplazamiento y registran la deformación elástica del elemento guía y la deformación del núcleo disipador respecto el elemento guía, respectivamente.

Los cuatro brazos disipadores de tipología PC-r5 se ensayaron hasta su agotamiento bajo diferentes protocolos de carga. El desplazamiento de diseño (design interstory drift, Δ_m) considerado en los protocolos de carga fue el 1% de la distancia entre plantas (story height, H , Figura 3.46) y como distancia entre plantas se consideró un valor habitual en edificación de $H=3000$ mm.

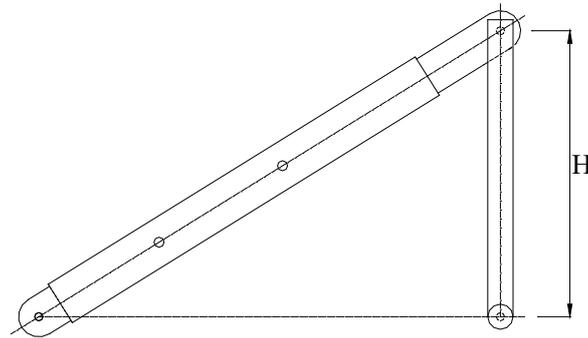


Figura 3.46 Distancia entre plantas (H)

Como se ha comentado anteriormente, se ensayaron los disipadores PCBRB [17] con la mitad del núcleo de disipación, por tanto, el desplazamiento de diseño Δ_m considerado para los brazos PCBRB [17] fue la mitad del valor anteriormente indicado.

El primer brazo PCBRB [17], PC-r5-1, se ensayó siguiendo el protocolo de desplazamientos indicado en el Apéndice T, apartado T6 de la AISC341-05.

Según dicho protocolo se debe someter al brazo disipador a dos ciclos hasta la deformación de inicio de plastificación del material Δ_y , dos ciclos a una deformación de $0,50\Delta_m$, dos ciclos a una deformación de Δ_m , dos ciclos a una deformación de $1,50\Delta_m$, dos ciclos a una deformación de $2\Delta_m$ y los ciclos adicionales a un desplazamiento de $1,50\Delta_m$ hasta conseguir una deformación axial inelástica acumulada de al menos $200\Delta_y$. Esta última fase de ciclos a desplazamiento $1,50\Delta_m$ hasta conseguir una deformación axial inelástica acumulada de al menos $200\Delta_y$, se sustituye por una serie de ciclos al mismo desplazamiento hasta la rotura del disipador.

Para este ensayo, se considera un desplazamiento de diseño (Δ_m) para el brazo de 30 mm, el cual representa el 1% de un valor habitual de la distancia entre plantas (H) de 3000 mm repartido en cada uno de los dos núcleos de disipación del brazo tipo PCBRB [17]. Dado

que sólo uno de los dos núcleos está diseñado para disipar energía se programa el ensayo para un Δ_m de 15 mm.

En la Tabla 3.21 se indica los desplazamientos máximos programados en el protocolo de ensayo en la que la deformación del brazo, Δ_b y la del pistón de carga, Δ_p siguen la relación de la Ecuación (3.16).

Ensayo PC-5r-1	Protocolo AISC341-05 [89]					
	2 ciclos a 0,25 Δ_y	2 ciclos a 0,50 Δ_m	2 ciclos a Δ_m	2 ciclos a 1,5 Δ_m	2 ciclos a 2 Δ_m	n ciclos a 1,5 Δ_m
Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)	±0,65	±7,5	±15	±22,5	±30	±22,5
Deformación axial del brazo PCBRB, Δ_b (mm)	±0,50	±5,75	±11,49	±17,23	±22,98	±17,23

Tabla 3.21 Desplazamientos máximos del ensayo PC-5r-1

El segundo (PC-5r-2) , tercer (PC-5r-3) y cuarto (PC-5r-4) ensayo del brazo PCBRB [17], se ensayaron siguiendo el protocolo de ensayo indicado en EN 15129-2009 [90].

Según el historial de desplazamientos indicado en el protocolo EN15129 [90], se debe establecer un desplazamiento de diseño, Δ_m y consiste en someter al dispositivo disipador a 5 ciclos a un desplazamiento del 25% del desplazamiento de diseño, 5 ciclos al 50% del desplazamiento de diseño, 10 ciclos al 100% del desplazamiento de diseño y 1 ciclo a un desplazamiento de $\gamma_b \cdot \gamma_x \cdot \Delta_m$, siendo γ_b y γ_x unos coeficientes indicados en el mismo protocolo. Según el apartado 6.2 de dicho protocolo, se tomará como valor de γ_b un valor no inferior a 1,10 (se toma de 1,15) y según el apartado 8.1, como valor de γ_x se tomará 1,2, por tanto $\gamma_b \cdot \gamma_x$ se tomará como 1,40.

En los tres ensayos, se eliminará este último ciclo a desplazamiento $\gamma_b \cdot \gamma_x \cdot \Delta_m$ y se programaron varias series repetitivas hasta el colapso del disipador, siendo una serie el conjunto de ciclos de tres desplazamientos distintos antes descrito.

Tras el primer ensayo, observando la respuesta histerética a través de la fuerza del actuador y el desplazamiento medido por el transductor del propio actuador, se observó que a lo largo de un recorrido de 6 mm, durante el cambio de signo de fuerza, el sistema trabajaba en vacío debido al juego de las uniones articuladas del sistema estructural (Figura 3.50). Debido a ello se reprogramaron los desplazamientos en los siguientes protocolos de desplazamiento, incrementando el movimiento del pistón en esta cantidad para así compensar la pérdida de deformación del brazo debido a dicho juego. Este desplazamiento no sería observado, sin embargo, a través de los transductores instalados

Análisis experimental

en el propio brazo, puesto que no estaban afectados por ninguna pieza móvil, con juego, aparte del propio movimiento del núcleo debido a su deformación.

Se programan los ensayos PC-5r-2, PC-5r-3 y PC-5r-4 para unos desplazamientos de diseño (Δ_m) de 25 mm, 15 mm y 20 mm respectivamente, los cuales, repartidos en cada uno de los dos núcleos de disipación del brazo PCBRB [17], representan unos desplazamientos de 12,50 mm, 7,50 mm y 10mm por núcleo, a los que si les sumamos la pérdida estimada de 6 mm representan unos desplazamientos de 18,50 mm, 13,50 mm y 16 mm por núcleo.

El historial de deformaciones adoptado en cada ensayo es el indicado en la Tabla 3.22.

	Protocolo EN 15129 [90]		
	1 serie		
<u>Ensayo PC-5r-2</u>	<i>5 ciclos a 0,25 Δ_m</i>	<i>5 ciclos a 0,50 Δ_m</i>	<i>10 ciclos a Δ_m</i>
<i>Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)</i>	$\pm 9,125$	$\pm 12,25$	$\pm 18,5$
<i>Deformación axial del brazo PCBRB, Δ_b (mm)</i>	$\pm 7,00$	$\pm 9,38$	$\pm 14,17$
<u>Ensayo PC-5r-3</u>	<i>5 ciclos a 0,25 Δ_m</i>	<i>5 ciclos a 0,50 Δ_m</i>	<i>10 ciclos a Δ_m</i>
<i>Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)</i>	$\pm 7,875$	$\pm 9,75$	$\pm 13,5$
<i>Deformación axial del brazo PCBRB, Δ_b (mm)</i>	$\pm 6,03$	$\pm 7,47$	$\pm 10,34$
<u>Ensayo PC-5r-4</u>	<i>5 ciclos a 0,25 Δ_m</i>	<i>5 ciclos a 0,50 Δ_m</i>	<i>10 ciclos a Δ_m</i>
<i>Desplazamiento del pistón, Δ_p (mm)</i>	$\pm 8,50$	$\pm 11,00$	$\pm 16,0$
<i>Deformación axial del brazo PCBRB, Δ_b (mm)</i>	$\pm 6,51$	$\pm 8,43$	$\pm 12,26$

Tabla 3.22 Desplazamientos máximos del ensayo PC-5r-2

En la Figura 3.47 se indica una tabla resumen de los historiales de desplazamientos de las primeras series de los ensayos realizados según los protocolos de carga antes mencionados.

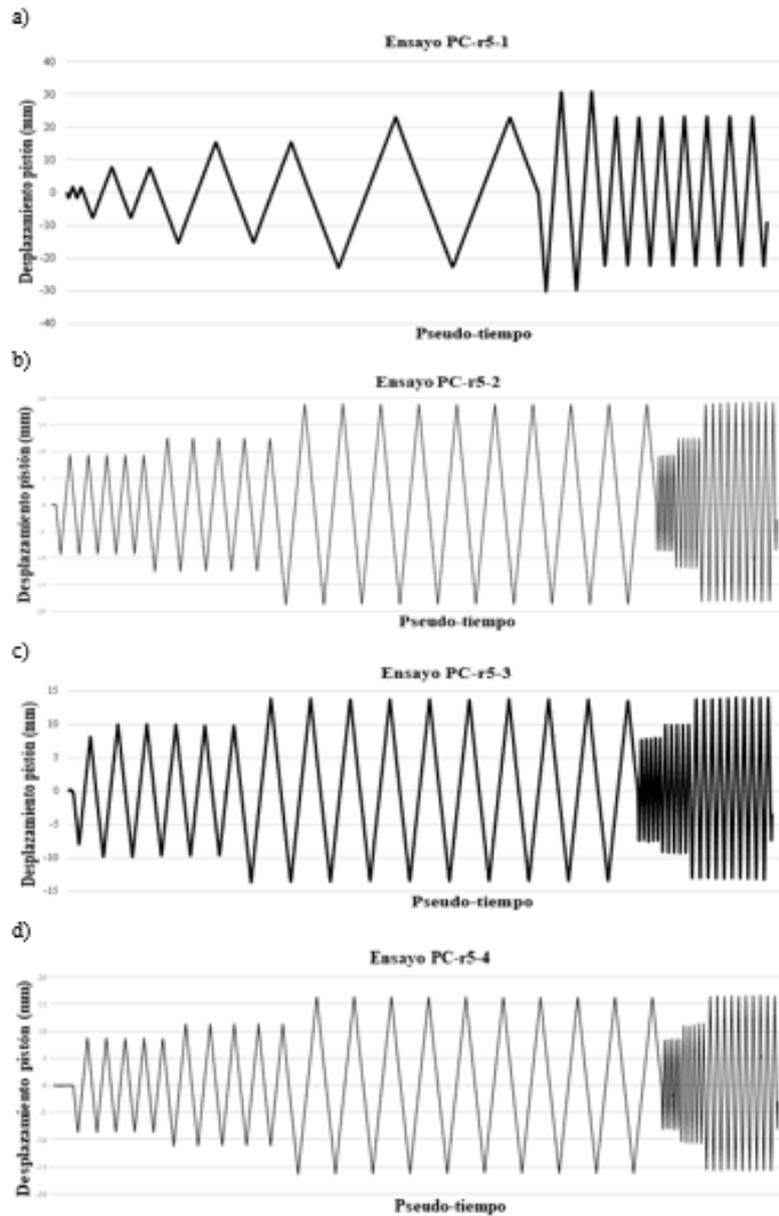


Figura 3.47 Historial de desplazamientos de los PCBRB: a) del ensayo PC-r5-1, b), c) y d) de la primera serie de desplazamientos de los ensayos PC-r5-2, PC-r5-3 y PC-r5-4, respectivamente

3.3.4 Resultados experimentales

En la Figura 3.48 se representa gráficamente, para cada uno de los brazos PCBRB [17] ensayados, la deformación total del núcleo de disipación con el esfuerzo axial que solicita el brazo disipador. Todos los ensayos presentaron curvas histeréticas estables antes del agotamiento de los disipadores.

Análisis experimental

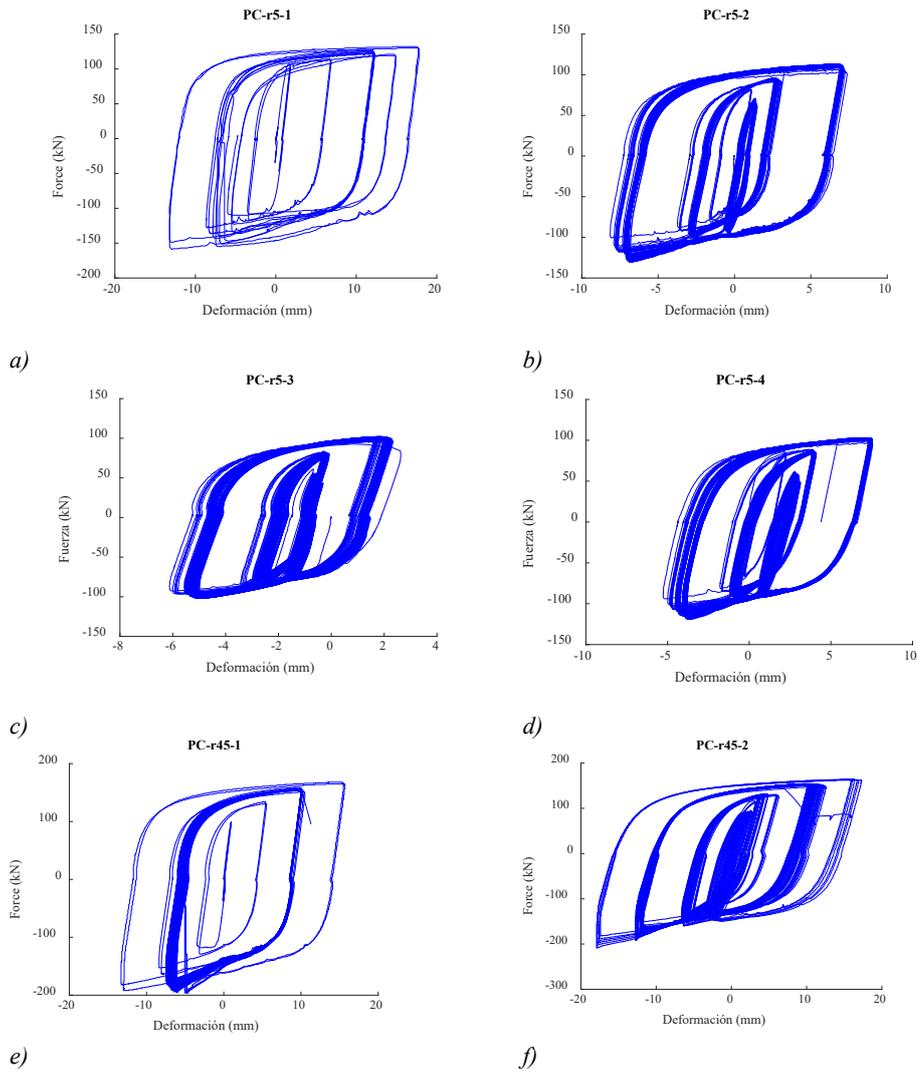


Figura 3.48 Curvas histeréticas fuerza-deformación del núcleo del PCBRB

En la Figura 3.49 se determina el límite de plastificación de cada uno de los núcleos de disipación de los disipadores PCBRB ensayados. Se observa que el valor teórico obtenido con los datos del ensayo del material mediante la Ecuación (3.14) es de 0,68 mm y presenta una buena aproximación con los valores experimentales de los ensayos PC-r5-2, PC-r5-3 y PC-r5-4, mientras que el valor del ensayo PC-r5-1 no presenta un buen ajuste con el numérico.

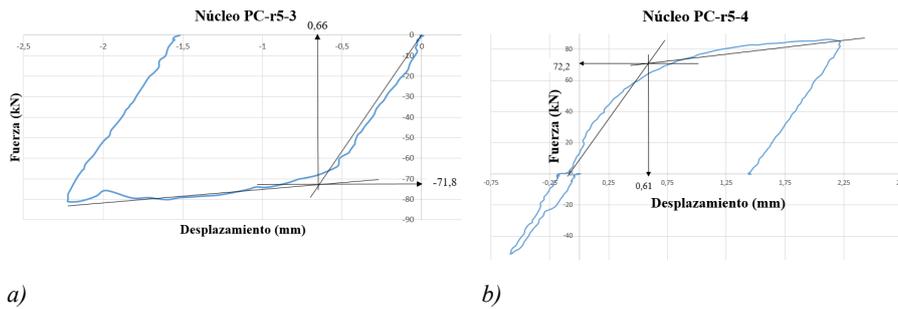


Figura 3.49 Fuerzas y desplazamientos de plastificación del núcleo de los PC-r5-3 y PC-r5-4

En las curvas histeréticas que representan la fuerza del actuador (pistón) con el desplazamiento del mismo, se observa que la suma de las holguras en las uniones con bulones proporcionaba un desplazamiento en vacío de unos 8 mm (Figura 3.51). Debido a esta suma de holguras, los gráficos Fuerza-Desplazamiento del núcleo de disipación de cada ensayo (Figura 3.48) presentan una notable asimetría en el desplazamiento.

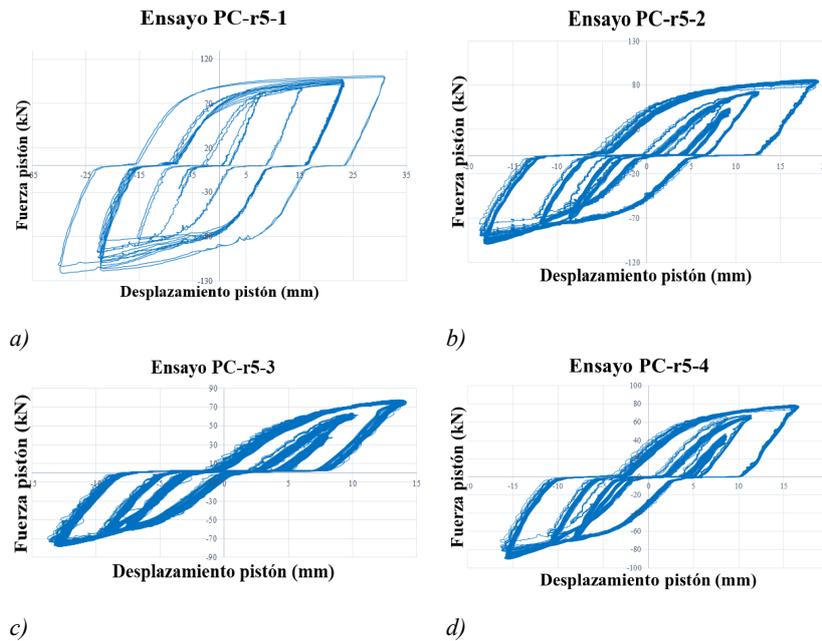


Figura 3.50 Curva histerética fuerza-desplazamiento del pistón de los ensayos de los brazos PCBRB

Se aprecia que si se compara el historial de desplazamientos en el tiempo del pistón con el historial de desplazamientos en el tiempo del núcleo de disipación (Figura 3.51), éstos no siguen exactamente la relación de la Ecuación (3.16), es decir, el desplazamiento del núcleo es apreciablemente inferior al esperado. Además, mientras el desplazamiento del pistón es simétrico en amplitud, no pasa lo mismo en la respuesta en deformaciones del núcleo.

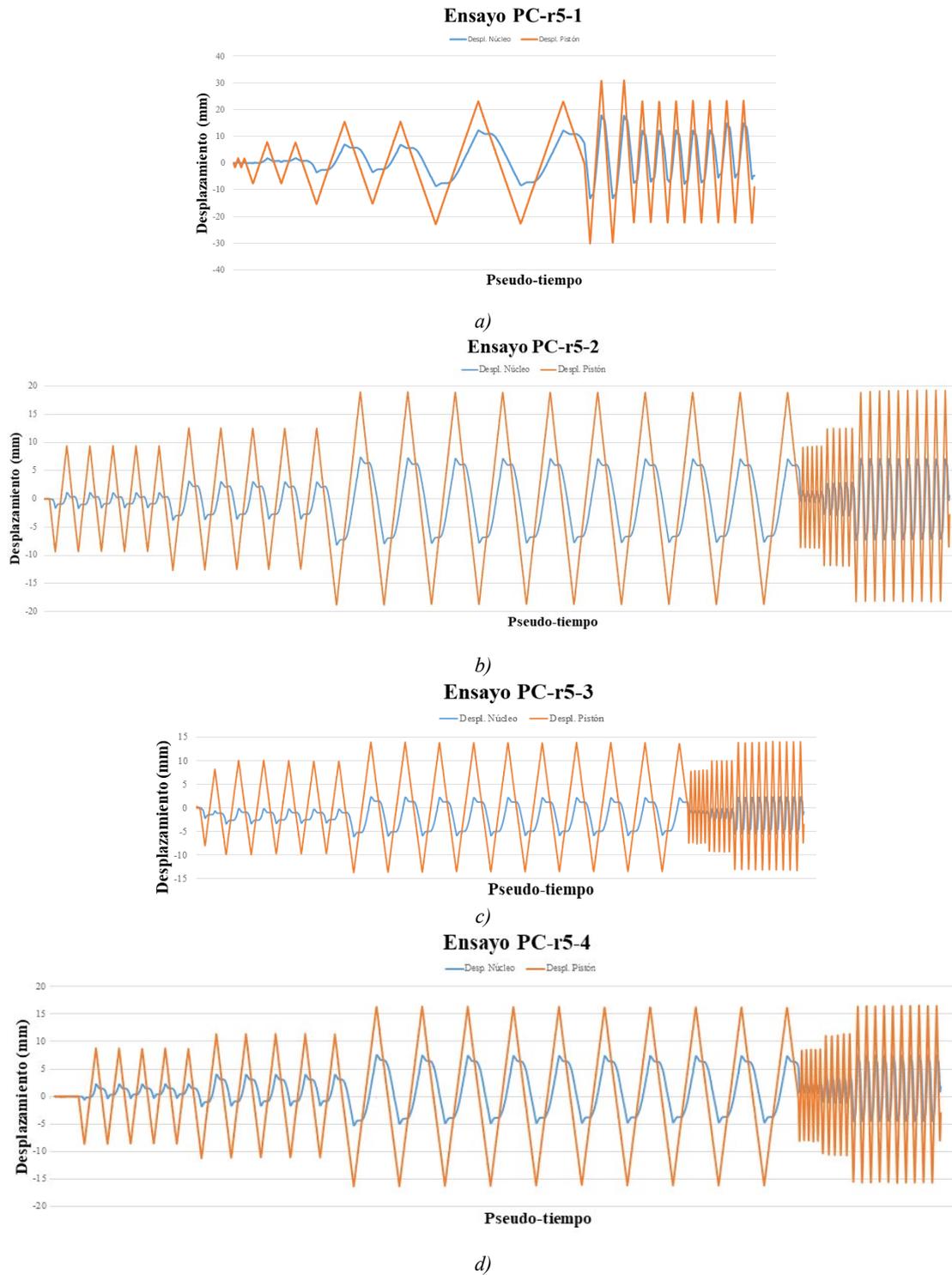


Figura 3.51 Comparación de desplazamientos del núcleo y del pistón de los brazos PCBRB

Para justificar la diferencia entre los valores teóricos y experimentales de las deformaciones máximas del núcleo (y de la asimetría en la respuesta histerética del brazo) se ha valorado la influencia del juego existente en el sistema en la respuesta del núcleo. En el próximo apartado se ha valorado de forma detallada la respuesta del espécimen PC-

r5-1, para posteriormente extender el mismo proceso (pero no de forma detallada) al resto de los ensayos.

Durante el ensayo del espécimen PC-r5-1, la amplitud máxima ($\Delta_{a,B}$) fue de 60 mm. Este desplazamiento se distribuía, bajo la hipótesis de columna totalmente rígida, en: i) deformación elástica en el brazo, ii) deformación plástica del núcleo del brazo, iii) desplazamiento en vacío del sistema debido a la holgura de las uniones. Según el gráfico de la Figura 3.50a, el desplazamiento debido a la holgura en las uniones ($\Delta_{def,un}$) fue de 8 mm. La deformación elástica del conjunto brazo de disipación ($\Delta_{y,B}$) de 12 mm (Figura 3.50a). Por tanto, sólo 40 mm de los 60 mm de desplazamiento del actuador contribuyeron a la deformación plástica del brazo disipador ($\Delta_{P,B}$), concentrada a su vez en las bandas laterales del núcleo del PCBRB. Considerando la Ecuación (3.16), la amplitud total de la deformación plástica del núcleo sería $40 \cdot \cos 40 = 30,64$ mm. Según la Figura 3.48 la deformación elástica del brazo durante la máxima amplitud fue de 3 mm, que sumados a la deformación plástica (30,64 mm) determinan la amplitud de la deformación total del núcleo ($\Delta_{total,N}$), con un valor de 33,64 mm. La deformación real del núcleo de disipación obtenida experimentalmente ($\Delta_{exp,N}$) (Figura 3.51a), fue de 31,06 mm, mostrando una diferencia con el valor deducido analíticamente inferior al 8%. Por tanto, se puede afirmar que el juego contribuyó a la notable reducción de la deformación del núcleo en relación a la programada idealmente, así como a su respuesta asimétrica.

Procediéndose de forma análoga con los datos de los ensayos PC-r5-2, PC-r5-3 y PC-r5-4, se obtuvieron resultados incluso inferiores (Tabla 3.23).

ENSAYO	PC-r5-1	PC-r5-2	PC-r5-3	PC-r5-4
$\Delta_{a,B}$ (mm)	60	37	27	32
$\Delta_{def,un}$ (mm)	8	8	8	8
$\Delta_{y,B}$ (mm)	12	12	12	12
$\Delta_{P,B}$ (mm)	40	17	7	12
$\Delta_{y,N}$ (mm)	3	3	3	3
$\Delta_{P,N}$ (mm)	30,64	13,02	5,36	9,19
$\Delta_{total,N}$ (mm)	33,64	16,02	8,36	12,19
$\Delta_{exp,N}$ (mm)	31,06	15,48	8,27	12,47
Error Relativo (%)	8	3	1	2

Tabla 3.23 Desplazamientos del brazo y del núcleo de los ensayos PCBRB

Para el disipador del ensayo PC-5r-1, el desplazamiento debido al defecto en las uniones representa un 13% de la amplitud máxima del ensayo ($\Delta_{a,B} = 60$ mm), mientras que para el disipador del ensayo PC-5r-2, dicho desplazamiento representa un 22% de $\Delta_{a,B} = 37$ mm, para el disipador del ensayo PC-5r-3, representa un 30% de $\Delta_{a,B} = 27$ mm y para el

disipador del ensayo PC-5r-4, el desplazamiento debido al defecto en las uniones representa un 25% de $\Delta_{a,B} = 32$ mm. Tal como de muestra en la Figura 3.48, la suma de las holguras en las uniones tiene una influencia importante en la asimetría de las curvas histeréticas. Dado que la holgura se mantiene constante en todos los ensayos, cuando menor es el desplazamiento, mayor es la incidencia de la holgura en la asimetría.

En la Tabla 3.24, se indican los principales parámetros de la curva histerética Fuerza-Deformación correspondientes al núcleo de disipación, así como las principales dimensiones del núcleo de disipación, como es la longitud total de la banda lateral de disipación (L_{lb}), la longitud total de la banda lateral de disipación de sección transversal constante (nL_a) y la sección transversal de la banda lateral de disipación (A_c), juntamente con los resultados experimentales. Para definir teóricamente el desplazamiento correspondiente al límite de plastificación del núcleo de disipación ($\Delta_{y,T,PCBRB}$), se considera toda la longitud de la banda lateral de disipación (L_{lb}) ya que dicha consideración supone una buena correlación con los valores experimentales ($\Delta_{y,exp,PCBRB}$), a excepción del valor del ensayo PC-5r-1. Para determinar la deformación unitaria de las bandas laterales de disipación (ϵ_a), se utiliza la longitud de la banda lateral de disipación con sección transversal constante (nL_a) ya que se considera que la totalidad de la deformación plástica del núcleo se concentra en esa zona de las bandas.

Dada la asimetría en las respuestas desplazamiento-tiempo del núcleo de disipación (Figura 3.52), se cree conveniente determinar la amplitud total de cada ensayo ($\Delta_{a,PCBRB}$) y el valor del desplazamiento máximo de cada ensayo ($\Delta_{max,PCBRB}$).

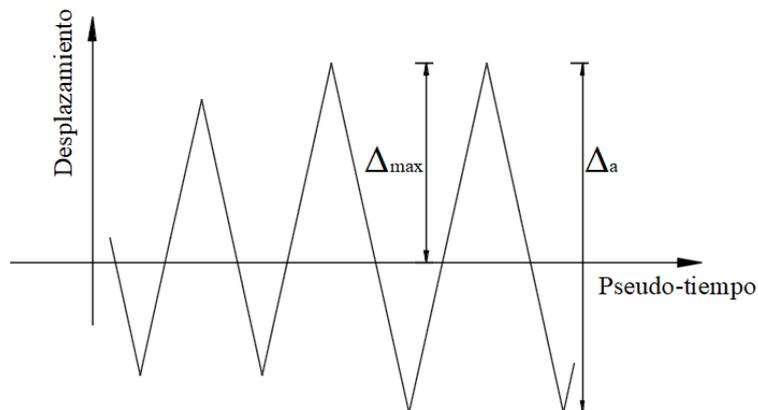


Figura 3.52 Asimetría en la respuesta Desplazamiento-Tiempo del núcleo de disipación de los brazos PCBRB

Las ductilidades μ_{PCBRB} , $\mu_{a,PCBRB}$, $\mu_{cum,PCBRB}$ se definen como los cocientes entre la máxima deformación ($\Delta_{max,PCBRB}$), la amplitud máxima ($\Delta_{a,PCBRB}$), la deformación plástica acumulada ($\Delta_{pl,cum,PCBRB}$) con el desplazamiento teórico de plastificación de las bandas laterales del núcleo de disipación ($\Delta_{y,T,PCBRB}$), respectivamente. El valor de $\Delta_{pl,cum,PCBRB}$ se obtiene de la diferencia entre el desplazamiento total acumulado ($\Delta_{cum,PCBRB}$) y el desplazamiento elástico acumulado ($4 \cdot n_c \cdot \Delta_{y,T,PCBRB}$), donde n_c es el número de ciclos soportados por el disipador (se considera que en cada ciclo se recorre 4 veces $\Delta_{y,T,PCBRB}$ (Figura 3.53)).

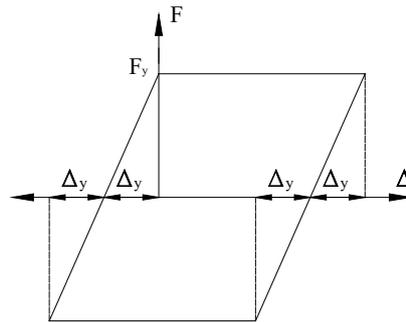


Figura 3.53 Representación ciclo histerético elastoplástico ideal

Asimismo se determinan las relaciones $\beta=C_m/T_m$ y $\omega=T_m/P_y$ donde T_m , C_m y P_y son la máxima fuerza de tracción, la máxima fuerza de compresión y la fuerza de plastificación del núcleo de disipación, respectivamente. El valor adimensional de la energía disipada (η_{PCBRB}) está obtenido a partir de la energía disipada en cada ensayo ($E_{h,PCBRB}$) dividida por el producto de la fuerza de inicio de la plastificación del núcleo y el valor del desplazamiento teórico de plastificación de las bandas laterales ($\eta_{PCBRB}=E_{h,PCBRB}/(F_{PCBRB,y} \cdot \Delta_{y,T,PCBRB})$).

ENSAYO	PC-r5-1	PC-r5-2	PC-r5-3	PC-r5-4	PC-r45-1(*)	PC-r45-2(*)
Protocolo	AISC-341-16	EN-15129	EN-15129	EN-15129	AISC-341-16	EN-15129
$\Delta_{max,PCBRB}$ (mm)	17,84	8,14	6,13	7,56	15,69	13,58
$\Delta_a,PCBRB$ (mm)	31,06	15,48	8,27	12,47	29,01	26,89
A_c (mm ²)	388,23	390,68	391,77	390,31	400	400
$F_{y,T,PCBRB}$ (kN)	83,47	83,99	84,23	83,91	106,80	106,80
L_{lb} (mm)	632	632	632	632	748	748
nL_a (mm)	508,8	508,8	508,8	508,8	328	328
$\Delta_y=L_{lb} f_y/E$ (mm)	0,68	0,68	0,68	0,68	1,00	1,00
$\Delta_{y,exp}$	0,95	0,66	0,66	0,61	1,02	0,98
T_m	132,38	113,29	101,91	103,42	168,00	164,00
C_m	158,56	130,18	102,51	119,35	197	209
$\omega=T_m/P_y$	1,58	1,35	1,21	1,23	1,57	1,54
$\beta=C_m/T_m$	1,19	1,15	1,00	1,15	1,17	1,27
Δ_c (mm)	506	2204	4444	3233	2473	2965
$E_h,PCBRB$ (kJ)	53,80	190,95	346,7	245,73	310	339
E_h/nL_a (kJ)/(mm)	0,11	0,38	0,68	0,48	0,95	1,03
$\epsilon_a=\Delta_a/(nL_a)$ (‰)	6,11	3,05	1,72	2,52	8,84	8,20
μ_{PCBRB}	26,24	11,97	9,01	11,12	15,71	13,60
$\mu_a,PCBRB=\Delta_a/\Delta_y$	45,68	22,76	12,16	18,34	29,01	26,89
n_c	17	140	671	259	81	137
$\Delta_{cum,PCBRB}$	527	2163	5338	3158	2797	3513
$\Delta_{pl,cum,PCBRB}$	480,76	1782,20	3512,88	2453,52	2473	2965
$\mu_{p,cum,PCBRB}$	707	2620,88	5166,00	3608,12	2473	2965
$\mu_{cum,PCBRB}$	775	3180,88	7850	4644,12	2797	3513
η_{PCBRB}	948,11	3334,37	6072,79	4306,30	2902,62	3174,16

Tabla 3.24 Valores experimentales de los ensayos PCBRB.

(*) Valores obtenidos de [17], [19].

3.3.5 Discusión de los resultados experimentales

Observando los resultados de la Tabla 3.24 se deduce que cuando mayor es la ductilidad $\mu_a,PCBRB$ menor es la ductilidad acumulada μ_{cum} y viceversa.

El disipador PCBRB [17] del ensayo PC-r5-3, fue el que presentó menor ductilidad μ_a . Esta menor ductilidad, asociada con una menor plasticidad, determinó sin duda que desarrollara menos fricción debido a la ondulación del núcleo en compresión, y que ofreciera un factor β próximo a la unidad, a diferencia del resto de los ensayos. El resto de los ensayos presentaron valores de β de entre 1,15 y 1,27 (Figura 3.54). Por tanto, a niveles de diseño del brazo, se podría considerar un valor de $\beta = 1,3$ para estimar la fuerza máxima de compresión.

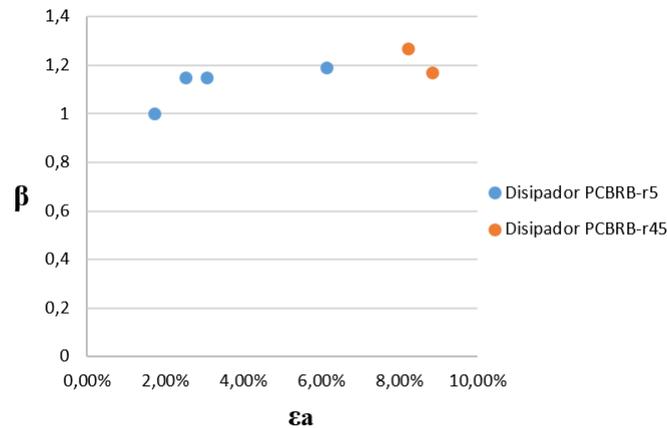


Figura 3.54 Influencia de la deformación unitaria sobre el factor β

Una vez desarmados los brazos ensayados, se procedió a analizar la distribución de los espesores de sus bandas laterales. Dicha deformación se obtuvo midiendo el alargamiento de cada segmento de banda lateral del núcleo de disipación después del agotamiento del disipador dividida por su longitud inicial (L_a). La Tabla 3.25 muestra los resultados obtenidos. Los resultados indican que fuerzas de fricción bajas en el disipador PC-r5-3 permitieron una deformación más uniforme a lo largo de la longitud de las bandas laterales de disipación. Como resultado de las fuerzas de fricción, el resto de los ensayos presentaron acortamientos permanentes en los segmentos más exteriores de las bandas laterales y alargamientos permanentes en los segmentos más interiores de las bandas laterales. Dicho comportamiento ya fue estudiado por Tremblay et al. [94]. En la Figura 3.55a, se representan las deformaciones de los segmentos más exterior y más interior de las bandas laterales del disipador PC-r5-1.

Ensayo	Segmento de la banda lateral						Segmento dañado
	1(*)	2	3	4	5	6	
PC-r45-1	-8,21%	-4,83%	0,00%	9,18%	-	-	4
PC-r45-2	-8,21%	-5,31%	-1,45%	9,66%	-	-	4
PC-r5-1	-7,78%	-4,95%	-1,18%	1,65%	12,50%	16,75%	3
PC-r5-2	-12,74%	-9,91%	-4,72%	(**)	8,96%	18,16%	4
PC-r5-3	-0,94%	-1,18%	-0,94%	0,71%	1,42%	3,42%	1
PC-r5-4	-7,32%	-5,78%	-1,67%	1,18%	13,14%	10,85%	5

Tabla 3.25 Deformación residual en los segmentos de la banda lateral

Análisis experimental

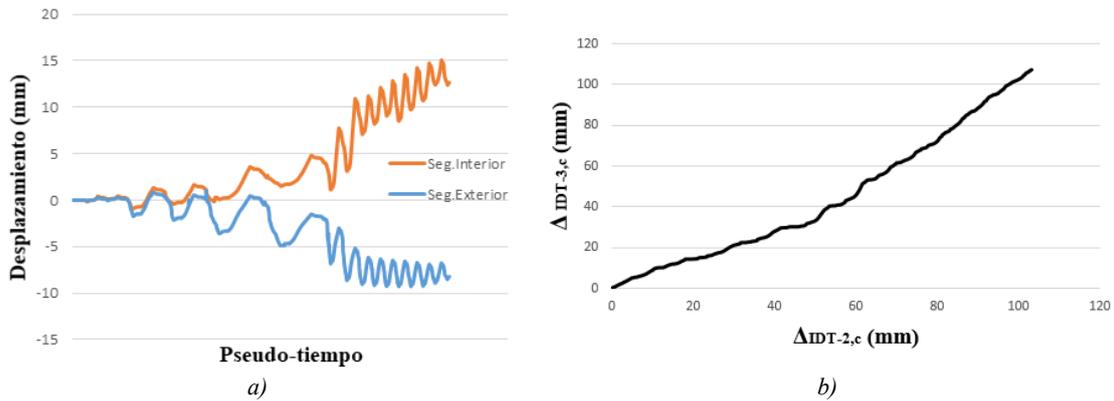


Figura 3.55 Ensayo PC-r5-1: a) historial de desplazamientos de los segmentos de banda lateral más exterior y más interior, b) comparación de la deformación acumulada entre los segmentos más exterior y más interior

Los segmentos más interiores presentaban mayores deformaciones en tracción mientras que los segmentos más exteriores presentaban mayores deformaciones en compresión. La explicación es que, en compresión, los segmentos de la banda lateral más exteriores soportan una fuerza mayor que los interiores, ya que una parte de la fuerza axial soportada por el núcleo se transmite a los elementos de restricción y guiado mediante fricción. Al soportar, los elementos de la banda lateral más exterior, mayores fuerzas de compresión que los elementos de la banda lateral más interiores, esto provoca unos acortamientos mayores y un aumento de la sección transversal de los segmentos más exteriores de la banda lateral. Por otro lado, en fuerzas de tracción, no existen fuerzas de fricción, por lo que los segmentos de las bandas laterales más interiores se deformaran más debido a que tienen una sección transversal menor, y que, en posteriores ciclos, se volverán aún menores. En la Figura 3.55b) se representa la deformación acumulada por el transductor IDT-3 situado en el segmento de banda más interior ($\Delta_{IDT-3,C}$) frente a la deformación acumulada por el transductor IDT-2 situado en el segmento de banda más exterior ($\Delta_{IDT-2,C}$). Aunque en una primera etapa los segmentos exteriores de las bandas laterales acumularon un 25% más de deformación que los segmentos más interiores, esta tendencia cambia cuando los segmentos más interiores tienen una sección transversal significativamente más baja que los segmentos más exteriores, lo que les permite contribuir con una deformación acumulada final ligeramente más alta.

En la Figura 3.56 se muestra que, en todos los disipadores ensayados, la rotura se produjo por estricción en los segmentos de banda lateral que presentaban alargamientos residuales positivos.

Considerando la máxima deformación axial de las bandas laterales de disipación, la cual es de compresión y su valor es del 12,74% (Tabla 3.25), producida en el ensayo PC-r5-2, se predimensiona el espacio necesario entre núcleo de disipación y elementos de restricción y guiado mediante la Ecuación (3.13), con lo que resulta un valor de $g_{o,min}=0,65$ mm y $g_{i,min}=2,60$ mm. El disipador se diseñó, tal como se aprecia en la Figura 3.36, con un espacio entre núcleo y elementos de guiado-restricción de 2 mm en ambas direcciones. Aunque ese espacio de 2 mm, aparentemente parecía insuficiente, se pudo comprobar, después de cada ensayo, que los núcleos de disipación no mostraban signos de agarre y pudieron ser desmontados con facilidad después de la rotura. Se justifica ese comportamiento debido a que toda la deformación plástica se acumula en las zonas de la banda lateral comprendidas entre las barras transversales estabilizadoras contenidas en el plano del disipador y perpendiculares a la banda lateral, ya que en esa longitud, el desplazamiento en el plano del disipador está permitido. Considerando los resultados experimentales, se propone una expresión de diseño que reemplaza a la Ec. (3.13).

$$g_{o,min} = 0,13vt \quad (3.17)$$

Donde ν es el coeficiente de Poisson (se considera 0,5 en deformación plástica del acero). Este espacio tiene que ser el mínimo posible para minimizar el esfuerzo normal de la banda lateral de disipación contra el elemento de restricción y guiado y en consecuencia minimizar las fuerzas de fricción [97], [98] en ambos extremos de la banda lateral del núcleo de disipación. El valor del espacio en el plano del disipador g_i debería satisfacer las condiciones de diseño del brazo PCBRB [17].

La disminución del radio r de los disipadores PC-r5 (Tabla 3.23) respecto a los anteriormente ensayados PC-r45 producía un aumento de la longitud de la banda lateral con sección constante. Este aumento de longitud disipativa, podía, teóricamente, conducir a una mayor capacidad disipativa. Por otra parte, sin embargo, la disminución del radio podía propiciar la concentración de deformaciones y acelerar el proceso de fatiga a bajo número de ciclos, y por tanto disminuir la capacidad disipativa. Los nuevos ensayos debían proporcionar información al respecto, y valorar el efecto del radio en la capacidad disipativa y comportamiento del núcleo del PCBRB. En los resultados de la Tabla 3.23 se observa que los disipadores PC-r5, con mayor longitud de banda de sección transversal constante respecto los PC-r45, presentan menor relación energía disipada por unidad de longitud de banda de disipación.

Analizando los núcleos dañados de la (Figura 3.56), se aprecia que varios de los disipadores PCBRB [17] tipo PC-r5, la rotura de la banda lateral tiene lugar en el extremo del segmento, cerca del radio que une la banda lateral de disipación con la barra transversal cuya función es estabilizar el pandeo de las bandas laterales en el plano del disipador, deduciéndose que existe una posible concentración de deformaciones en los radios, es decir, en los extremos de las bandas laterales de los disipadores PC-r5. Esta hipótesis se confirmó posteriormente mediante análisis con elementos finitos [99] (Figura 3.57). En dicha figura se observa claramente una mayor concentración de deformaciones en el disipador BRB de tipología PC-r5.

Asimismo, también a partir de la observación de los núcleos dañados se observa la ausencia de giros importantes en los extremos de las bandas laterales de los disipadores PCBRB de tipología PC-r45, comportándose éstas como elementos biempotrados, mientras que de los importantes giros apreciados en los extremos de las bandas laterales de los disipadores PC-r5 se deduce que dichas bandas se comportan como elementos biarticulados. Midiendo la longitud de pandeo de la banda lateral de los disipadores ensayados (Figura 3.56), se obtiene que el valor, aproximadamente, es de $L_a + 2r + b_b$ en los disipadores PC-r5-1 y PC-r5-2 y aproximadamente es de L_a en los disipadores PC-r45-1 y PC-r45-2. Por tanto, la mayor rigidez de los puentes estabilizadores en los PC-r45 redujo de forma notable la longitud de pandeo de las barras laterales, factor que redujo la deformación por flexión de las mismas, muy importante sin embargo en los especímenes PC-r5-1 y PC-r5-2, tal como muestra la Figura 3.56.



Figura 3.56 Núcleos de disipación dañados de los PCBRB (segmentos exteriores están a la izquierda)

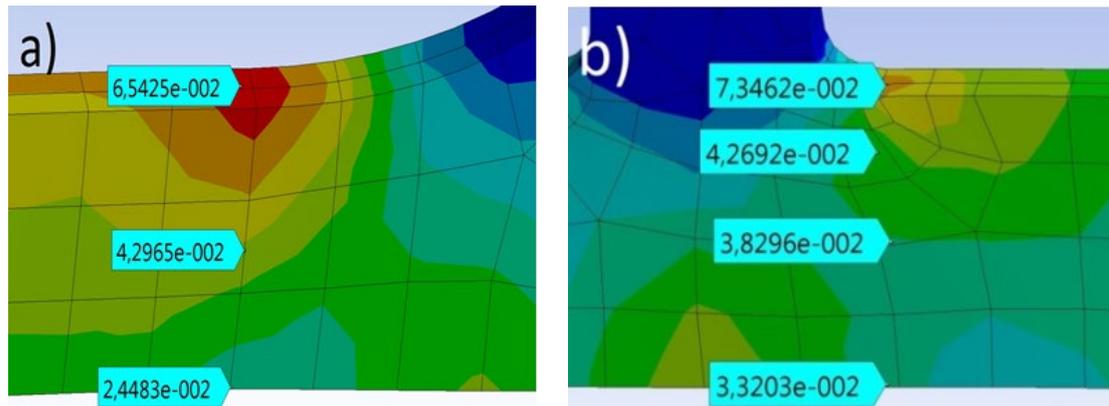


Figura 3.57 Deformaciones unitarias entre zonas equivalentes de los disipadores a)PC-r45 y b)PC-r5 [99]

Los dos disipadores PC-r45, sometidos a protocolos de carga distintos pero con amplitud de deformación parecida (Tabla 3.24), presentaron una distribución similar de las deformaciones permanentes a lo largo de la longitud de los segmentos de la banda lateral (Tabla 3.25) y en ambos la rotura tuvo lugar en la mitad del segmento de la banda lateral más interior. Aunque los dos disipadores tipo PC-r45 presentaban la máxima deformación unitaria de las bandas laterales (ϵ_a), mayores que las del disipador PC-r5-1, los dos disipadores PC-r45 mantuvieron el pandeo de la barra lateral en el plano del disipador en la zona donde las bandas laterales tienen sección transversal constante, mientras que el disipador PC-r5-1 extendió las deformaciones debidas al pandeo incluso en la zona de banda lateral que contenía las barras transversales destinadas a estabilizar la misma. Por tanto, se deduce que una mayor rigidez en las bandas transversales estabilizadoras, como en los disipadores tipo PC-r45, se impide el giro de los extremos de los tramos de banda lateral de disipación y se disminuye su longitud de pandeo en el plano del disipador. En los disipadores PC-r5, dada la poca rigidez de las bandas transversales estabilizadoras, no se ha impedido el giro de los extremos de los tramos de banda lateral de disipación de sección constante, resultando una longitud de pandeo en el plano del disipador mayor que en el disipador tipo PC-r45. Asimismo, el disipador PC-r5 es menos efectivo que el disipador PC-r45 debido a la concentración de tensiones en los extremos de los tramos de la banda lateral de disipación, en parte, debido al giro antes mencionado.

3.4 Ensayo experimental del disipador TADAS

3.4.1 Comportamiento y expresiones fundamentales para su dimensionamiento

Como se ha descrito en el capítulo 2, un disipador TADAS [18], está formado por una o varias placas de acero triangular y de espesor constante dispuestas en paralelo (Figura 3.58). Su forma de disipar la energía es mediante la flexión de las placas triangulares.



Figura 3.58 Disipadores TADAS dispuestos en paralelo [100]

La ventaja del disipador TADAS [18] respecto a los demás dispositivos ensayados en esta tesis, es su simplicidad y bajo coste de fabricación, facilidad de manejo y ensayo debido a su comportamiento estable. El disipador TADAS [18] a diferencia de los otros disipadores ensayados en esta tesis doctoral, como son el MEDS [16], que plastifica por esfuerzo cortante y el PCBRB [17], que plastifica por esfuerzo axial, no está sometido a esfuerzo axial sino a esfuerzos de flexión. Aunque el esfuerzo que solicita el TADAS sea la flexión y el PCBRB el axial, ambos plastifican por estados de deformación uniaxial uniforme, por este motivo, el TADAS se utiliza para validar el modelo de daño del PCBRB (capítulo 4).

En la Figura 3.59 se detallan los parámetros geométricos de la placa triangular del disipador TADAS ensayado. El espécimen se diseñó para que la plastificación se extendiera de forma simultánea en toda su extensión. A continuación se expondrá la formulación utilizada para que así fuera, la cual forma parte de la teoría clásica de vigas.

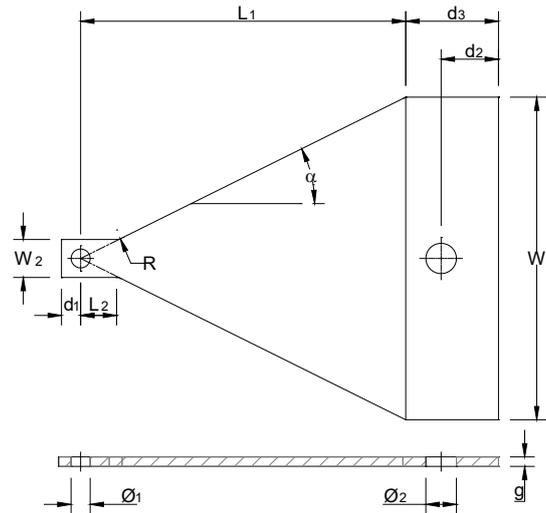


Figura 3.59 Parámetros geométricos del disipador TADAS

Dada una sección cualquiera del TADAS situada a una distancia x del extremo de aplicación de la fuerza (Figura 3.60), la ecuación que regula las tensiones normales en la superficie del disipador es la Ecuación (3.18).

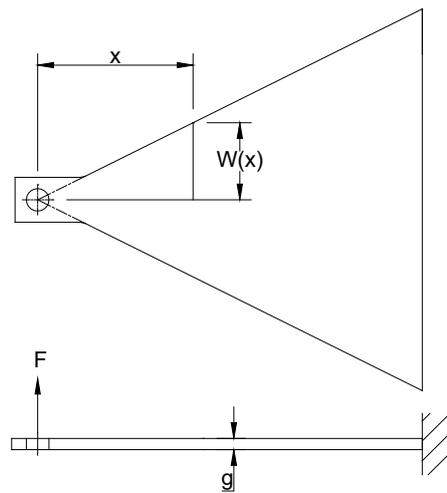


Figura 3.60 Parámetros geométricos del disipador TADAS

$$\sigma = \frac{6.F}{\frac{W_1}{L_1}.g^2} \quad (3.18)$$

Siendo F la fuerza que actúa sobre el disipador TADAS, g el grosor de la placa y L_1 y W_1 las dimensiones largo y ancho, respectivamente, de la placa triangular TADAS (Figura 3.59 y Figura 3.60). La condición necesaria para que todas las secciones del disipador plastifiquen al mismo tiempo es, que el cociente $W(x)/x$ sea constante (Figura 3.60). En la Figura 3.61 se indica la forma deformada del disipador TADAS.

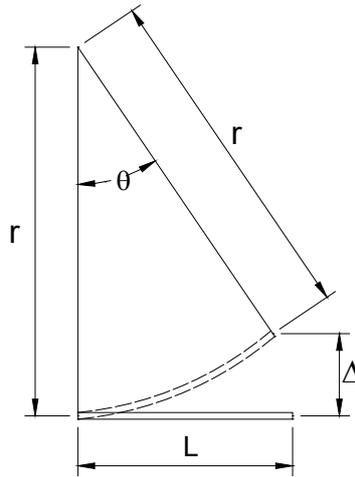


Figura 3.61 Deformación del disipador TADAS

Los valores r y θ de la Figura 3.61 son el radio de curvatura y la deformación angular del disipador TADAS, respectivamente. El desplazamiento teórico de plastificación ($\Delta_{y,T,TDS}$) se obtiene mediante la Ecuación (3.19):

$$\Delta_{y,T,TDS} = \frac{E \cdot \frac{g}{2}}{f_y} \left(1 - \cos \left(\frac{L \cdot f_y}{E \cdot \frac{g}{2}} \right) \right) \quad (3.19)$$

donde f_y es el límite de elasticidad del material; E módulo de elasticidad transversal del material; L la longitud del dispositivo TADAS [18].

3.4.2 Especímenes del ensayo

El disipador TADAS fue construido a partir de una placa triangular de acero S335 cortada por oxicorte. Los criterios considerados para el diseño del disipador TADAS, ensayado en la presente tesis doctoral, fueron, en primer lugar, sus limitaciones geométricas dado que debía ser ensayado en una prensa de 60 Tn. Dado que los desplazamientos de la prensa son limitados, se debía asegurar que, con los límites de recorrido de la prensa, se superaba la plastificación del material. Los valores de los parámetros geométricos de la Figura 3.59, adoptados para el disipador TADAS, se indican en la Tabla 3.26:

W_1 (mm)	170
W_2 (mm)	20
L_1 (mm)	170
L_2 (mm)	20
d_1 (mm)	10
d_2 (mm)	30
d_3 (mm)	48,50
\varnothing_1 (mm)	10

\varnothing_2 (mm)	16
g (mm)	5
R (mm)	5
α (°)	26,56

Tabla 3.26 Valores geométricos del dissipador TADAS

Mediante las Ecuaciones (3.18) y (3.19) se obtiene, respectivamente, los valores teóricos de la fuerza y del desplazamiento en el inicio de la plastificación del material del TADAS [18], que son 1,396 kN y 9,67 mm, respectivamente.

Se ensayó una probeta de dicho material de 34 mm de ancho y 5 mm de grosor. En la Figura 3.62 se representa la curva ingenieril Tensión – Deformación del material ensayado.

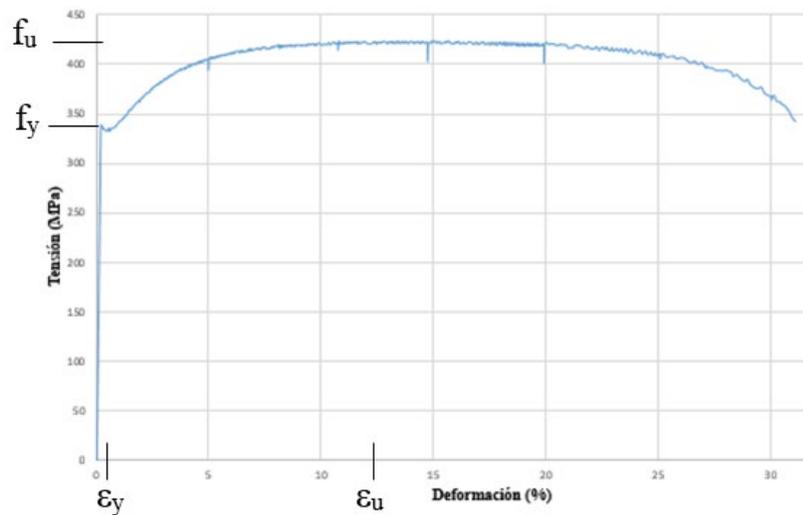


Figura 3.62 Diagrama tensión–deformación del ensayo del material del TADAS

Del diagrama anterior se obtienen las propiedades mecánicas de las probetas de acero ensayadas (Tabla 3.27). Donde f_y y f_u son la tensión de plastificación y la tensión última, respectivamente, ε_y la deformación unitaria de plastificación y ε_u la deformación unitaria última.

f_y (MPa)	f_u (MPa)	ε_y	ε_u	$\mu = \varepsilon_u / \varepsilon_y$
335	421	0,17%	23%	137,31

Tabla 3.27 Propiedades del acero del TADAS

3.4.3 Configuración de los ensayos, instrumentación y protocolos de carga

Se realizaron 8 ensayos en el laboratorio del grupo de investigación AMADE de la Universitat de Girona. El ensayo consistió en someter el dissipador TADAS a unos desplazamientos perpendiculares a su plano principal, de geometría triangular, hasta su agotamiento. Para someter al dissipador TADAS a dichos desplazamientos perpendiculares, se utilizó una prensa de 60 Tn del Departamento de Ingeniería Mecánica y de la Construcción Industrial (EMCI) de la Universitat de Girona. La prensa tenía una capacidad de medir el esfuerzo realizado por el dissipador TADAS con una resolución de 1 kN. La fuerza de plastificación, calculada en el apartado anterior, era de 1,4 kN aproximadamente. Por lo tanto la resolución de la célula de carga era totalmente insuficiente. Por este motivo se instaló una célula de carga de capacidad 25 kN, conectada a la bancada móvil (Figura 3.63) con resolución apropiada al rango de carga.

El TADAS debe trabajar, idealmente, como una biga en voladizo, con su base más ancha impedida de giro, empotrada, y su extremo que recibe la carga perpendicular a su eje longitudinal, libre (Figura 3.60 y Figura 3.61). El montaje diseñado para los ensayos lo consiguió de forma perfecta, tal como se describe a continuación. El extremo ancho del dissipador TADAS se conectó a la bancada móvil de la prensa mediante unos perfiles macizos rectangulares formando un empotramiento perfecto. En el extremo estrecho del TADAS se fijó un elemento metálico cilíndrico, el cual deslizaba horizontalmente por el interior de un bloque metálico conectado a la célula de carga, proporcionando un contacto tipo móvil (horizontal) articulado, en el plano de carga. En la Figura 3.63 se muestra el esquema del ensayo.

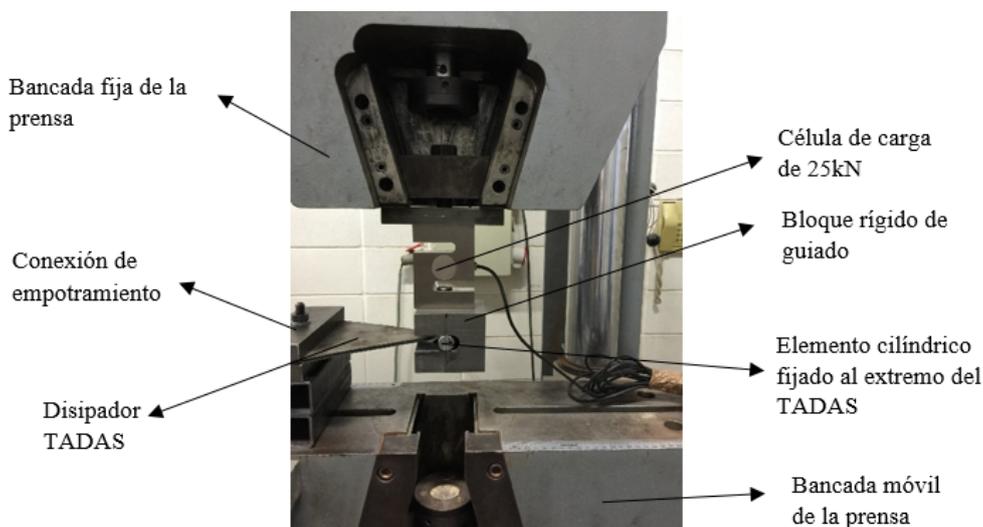


Figura 3.63 Ensayo TADAS

Durante el ensayo se registraron la fuerza aplicada al TADAS y el desplazamiento relativo vertical de ambos extremos de los especímenes. La fuerza fue medida por la célula de carga de 25 kN, antes mencionada. La elevada rigidez del sistema de sujeción, la elevada flexibilidad del TADAS, así como el rango de deformaciones del dispositivo ensayado (entre 0 y 60 mm) permitieron monitorizar la deformación del TADAS de forma precisa a partir del transductor de desplazamiento de la máquina de ensayos, el cual media el desplazamiento relativo entre sus bancadas móvil y fija. Se validó, sin embargo, la lectura del transductor con la de un reloj comparador mecánico, mostrando ambas lecturas diferencias inapreciables.

Una vez establecido el montaje de los ensayos y la instrumentación, describiremos los protocolos de carga. Se ensayaron el total de los 8 dispositivos mediante control de desplazamiento, la mitad con protocolos de deformación con ciclos de amplitud constante y el resto con protocolos de deformación con ciclos de amplitud variable. Los ensayos realizados del disipador TADAS se designan por AC o AV , donde A indica la mitad de la amplitud máxima, y las siglas C y V si el ensayo se ha realizado con ciclos constantes o variables, respectivamente.

Los protocolos de amplitud variable se basaron en el protocolo de carga establecido por la EN15129 [90] para disipadores sísmicos. Según el historial de desplazamientos indicado en el protocolo EN15129 [90], se debe establecer un desplazamiento de diseño (d_{bd}) y consiste en someter al dispositivo disipador a 5 ciclos a un desplazamiento del 25% del desplazamiento de diseño, 5 ciclos al 50% del desplazamiento de diseño, 10 ciclos al 100% del desplazamiento de diseño y 1 ciclo a un desplazamiento de $\gamma_b \cdot \gamma_x \cdot d_{bd}$, siendo γ_b y γ_x unos coeficientes indicados en el mismo protocolo. En los ensayos realizados se eliminó el ciclo a desplazamiento $\gamma_b \cdot \gamma_x \cdot d_{bd}$ y se programaron varias series de 5 ciclos al 25% de d_{bd} , 10 ciclos al 50% de d_{bd} y 10 ciclos al 100% de d_{bd} hasta el agotamiento del dispositivo disipador.

En la Figura 3.64a se indica el historial de desplazamientos de los ensayos realizados a desplazamiento máximo de ciclo constante y en la Figura 3.64b los realizados a desplazamiento máximo de ciclo variable (protocolo EN15129). En la Tabla 3.28, se indican los valores máximos de los desplazamientos de ciclo.

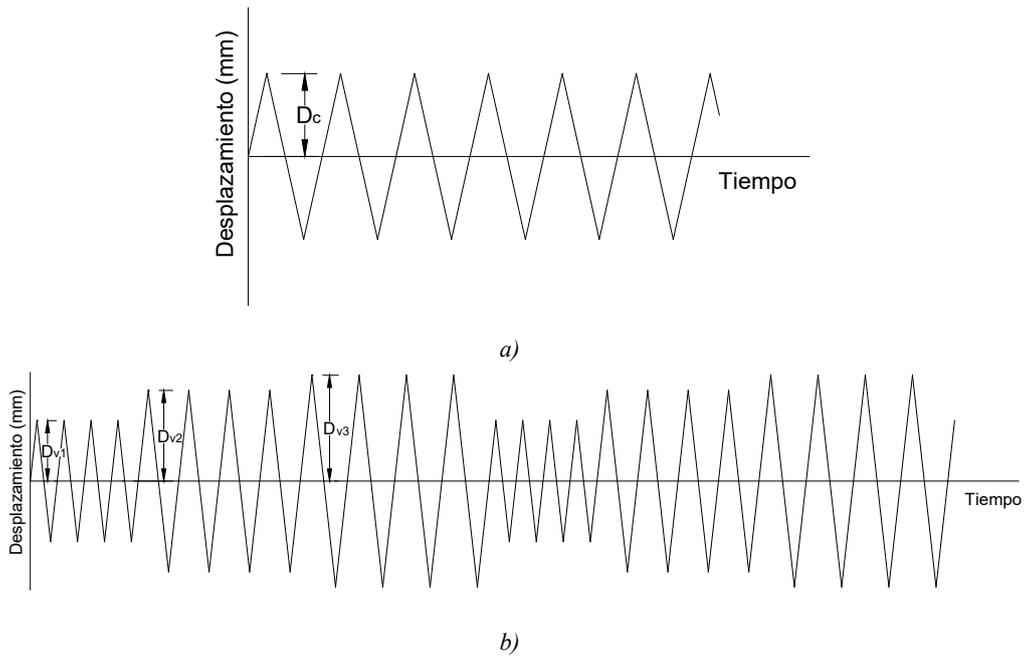


Figura 3.64 Historial de desplazamiento del TADAS; a) a desplazamiento máximo de ciclo constante (D_c), b) a desplazamiento máximo de ciclo variable (D_{v1} , D_{v2} , D_{v3})

Ensayo	Desplazamiento máximo de ciclo (mm)			
	D_c	D_{v1}	D_{v2}	D_{v3}
40C	40	-	-	-
50C	50	-	-	-
55C	55	-	-	-
60C	60	-	-	-
40V	-	10	20	40
50V	-	12,5	25	50
55V	-	13,75	27,50	55
60V	-	15	30	60

Tabla 3.28 Desplazamiento máximo de ciclo de los ensayos TADAS

3.4.4 Modelo de elementos finitos

Para comprobar los valores teóricos de plastificación del disipador TADAS, éste se modelizó, en rango lineal y elástico, mediante el software de elementos finitos CYPE3D de Cype Ingenieros [101].

El modelo consiste en una placa triangular de espesor 5 mm de las mismas dimensiones que el disipador TADAS ensayado. Las condiciones de contorno son un extremo empotrado y el otro libre. Se aplica una fuerza en el extremo libre del disipador de 1,396 kN (Figura 3.60). Esta fuerza es la teórica de plastificación obtenida mediante la Ecuación (3.18).

En la Figura 3.65 se indica las tensiones normales en la superficie superior e inferior del disipador TADAS producida por la fuerza de 1,396 kN. También se indica la deformación máxima en el punto de aplicación de la fuerza.

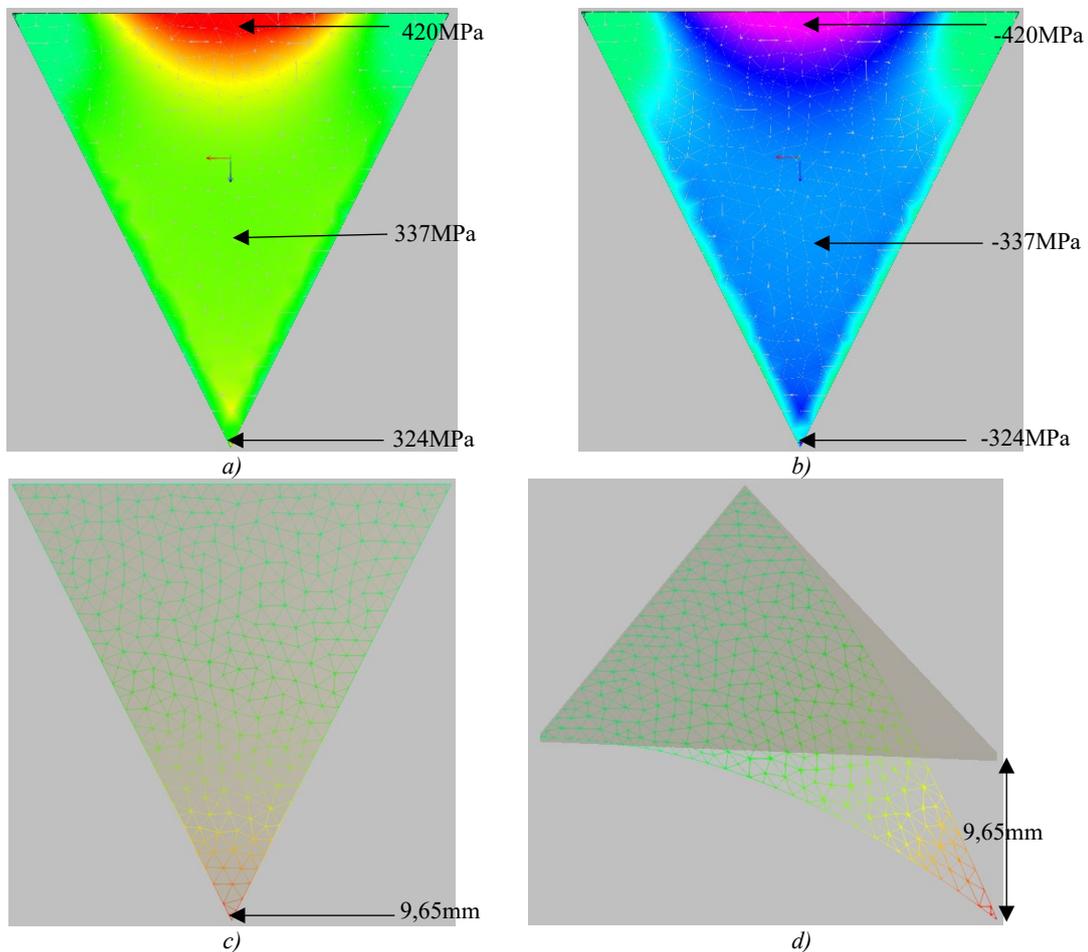


Figura 3.65 Tensiones normales en: a) la cara superior; b) la cara inferior del disipador TADAS. c) y d) Deformación máxima en el TADAS en el extremo de aplicación de la carga

De la Figura 3.65a) y b) se aprecia que, tal como se ha diseñado geoméricamente el TADAS en el apartado 3.4.1, la mayor parte de las secciones transversales plastifican al mismo tiempo. Se aprecia también que cuando se aplica la carga de plastificación (1,396 kN) en el extremo del TADAS, las tensiones en la mayor parte de las superficies del TADAS corresponden, aproximadamente, a la tensión de plastificación del acero S335. Asimismo se observa que cuando se aplica la fuerza de 1,396 kN, el desplazamiento en el TADAS en el punto de aplicación de la carga, es de 9,67 mm. Este desplazamiento corresponde al desplazamiento teórico de plastificación obtenido mediante la Ec.(3.19).

3.4.5 Resultados experimentales

La Figura 3.66 y la Figura 3.67 muestran las respuestas histeréticas de los ensayos a amplitud constante y de los ensayos a amplitud variable, respectivamente.

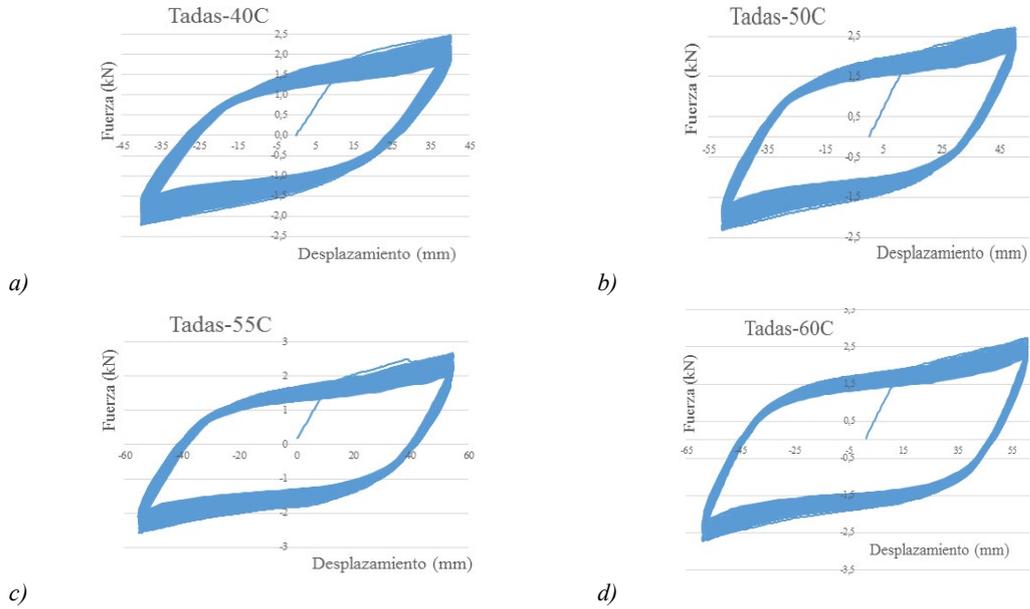


Figura 3.66 Curvas experimentales fuerza-deformación TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo constante

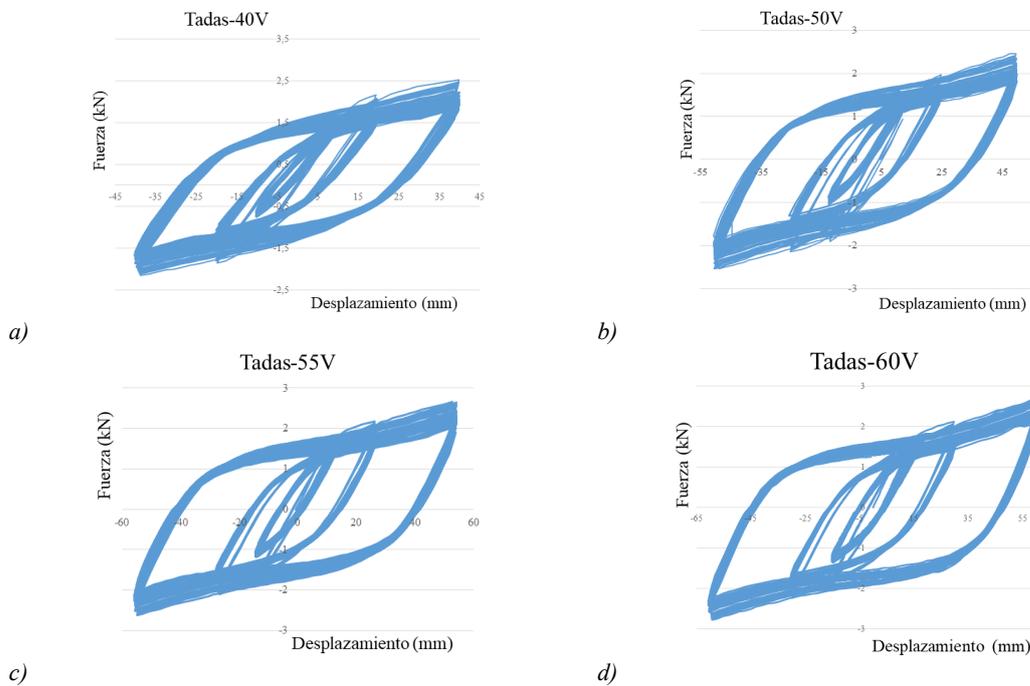


Figura 3.67 Curvas experimentales fuerza-deformación TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo variable

La Figura 3.68 representa los valores iniciales de un ensayo Fuerza-Desplazamiento de un disipador TADAS. En dicha figura se indican los valores de plastificación de la fuerza y el desplazamiento obtenidos experimentalmente y los teóricos obtenidos mediante las Ecuaciones (3.18) y (3.19). El valor teórico se corresponde con el final de la respuesta lineal experimental, y en este punto, supuestamente, las fibras superficiales del disipador alcanzarían el límite elástico del material. El valor experimental se corresponde con una respuesta claramente no lineal, donde la plastificación se extendería (supuestamente) por toda la superficie del TADAS alcanzando ya fibras bajo la superficie.

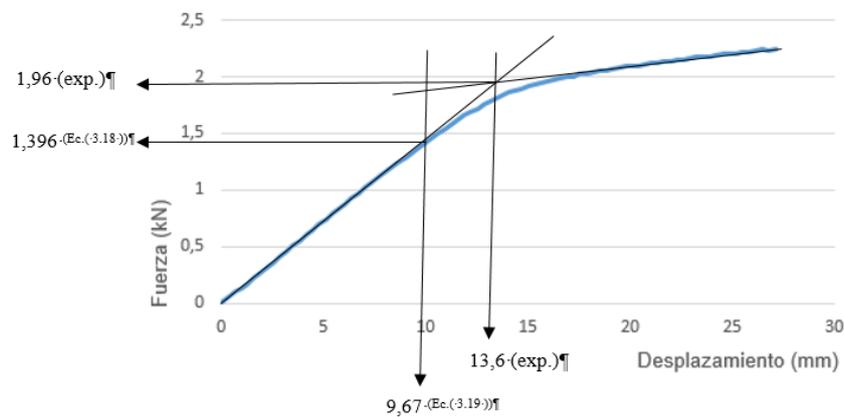


Figura 3.68 Desplazamiento y fuerza de plastificación del TADAS obtenidos experimentalmente y numéricamente

La Tabla 3.29 y la Tabla 3.30 ofrecen los resultados experimentales de los dispositivos ensayados.

Ensayo	40C	50C	55C	60C
Amplitud total, $\Delta_{a,TDS}$ (mm)	80	100	110	120
Ciclos (n_c)	1188	617	487	308
Desplazamiento máximo, $\Delta_{max,TDS}$ (mm)	40	50	55	60
Energía ($E_{h,TDS}$) kJ)	176,91	134,27	125,33	93,50
$\Delta_{y,exp,TDS}$ (mm)	13,6	13,6	13,6	13,6
$\Delta_{y,T,TDS}^{Ecuación (3.19)}$ (mm)	9,67	9,67	9,67	9,67
$F_{y,exp,TDS}$ (kN)	1,96	1,96	1,96	1,96
$F_{y,T,TDS}^{Ecuación (3.18)}$ (kN)	1,396	1,396	1,396	1,396
$\Delta_{cum,TDS}$ (mm)	188521,47	120059,4	105983,15	71730,85
$\Delta_{pl,cum,TDS}$ (mm)	142569,63	96193,84	87145,99	59817,41
$\mu_{TDS} = \Delta_{max,TDS} / \Delta_{y,T,TDS}$	4,14	5,17	5,69	6,20
$\mu_{a,TDS} = \Delta_{a,TDS} / \Delta_{y,T,TDS}$	8,27	10,34	11,38	12,41
$\mu_{cum,TDS} = \Delta_{cum,TDS} / \Delta_{y,T,TDS}$	19495,50	12415,66	10959,99	7417,87
$\mu_{P,cum,TDS} = \Delta_{pl,cum,TDS} / \Delta_{y,T,TDS}$	14743,50	9947,66	9011,99	6185,87
$\eta_{TDS} = E_{h,TDS} / (F_{y,T,TDS} \Delta_{y,T,TDS})$	13105,10	9946,43	9284,17	6926,27

Tabla 3.29 Valores experimentales y teóricos de los ensayos TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo constante

Ensayo	40V	50V	55V	60V
Amplitud total, $\Delta_{a,TDS}$ (mm)	80	100	110	120
Desplazamiento de diseño, (d_{bd}) (mm)	40	50	55	60
Ciclos al $0,25.d_{bd}$	579	260	210	145
Ciclos al $0,50.d_{bd}$	580	260	210	145
Ciclos al $1.d_{bd}$	1152	511	420	281
Ciclos totales	2311	1031	840	571
Desplazamiento máximo, $\Delta_{max,TDS}$ (mm)	40	50	55	60
Energía ($E_{h,TDS}$ kJ)	190,25	124,78	126,78	99,20
$\Delta_{v,exp,TDS}$ (mm)	13,6	13,6	13,6	13,6
$\Delta_{y,T,TDS}$ Ecuación (3.19) (mm)	9,67	9,67	9,67	9,67
$F_{y,exp,TDS}$ (kN)	1,96	1,96	1,96	1,96
$F_{y,T,TDS}$ Ecuación (3.18) (kN)	1,396	1,396	1,396	1,396
$\Delta_{cum,TDS}$ (mm)	249444,81	139757,39	125250,64	93256,88
$\Delta_{pl,cum,TDS}$ (mm)	160055,33	99878,31	92759,44	71170,6
$\mu_{TDS}=\Delta_{max,TDS}/\Delta_{y,T,TDS}$	4,14	5,17	5,69	6,20
$\mu_{a,TDS}=\Delta_{a,TDS}/\Delta_{y,T,TDS}$	8,27	10,34	11,38	12,41
$\mu_{cum,TDS}=\Delta_{cum,TDS}/\Delta_{y,T,TDS}$	25795,74	14452,68	12952,50	9643,94
$\mu_{P,cum,TDS}=\Delta_{pl,cum,TDS}/\Delta_{y,T,TDS}$	16551,74	10328,68	9592,50	7359,94
$\eta_{TDS}=E_{h,TDS}/(F_{y,T,TDS}.\Delta_{y,T,TDS})$	14093,30	9243,43	9391,58	7348,52

Tabla 3.30 Valores experimentales de los ensayos TADAS [18] a desplazamiento máximo de ciclo variable

Las ductilidades μ_{TDS} , $\mu_{a,TDS}$, $\mu_{cum,TDS}$ y $\mu_{P,cum,TDS}$ son la ductilidad, la ductilidad de la amplitud de deformación, la ductilidad total acumulada y la ductilidad plástica acumulada, respectivamente. Se definen como las relaciones entre el desplazamiento máximo ($\Delta_{max,TDS}$), la amplitud máxima de deformación ($\Delta_{a,TDS}$), la deformación total acumulada ($\Delta_{cum,TDS}$), la deformación plástica acumulada ($\Delta_{pl,cum,TDS}$) y el desplazamiento teórico de plastificación ($\Delta_{y,T,TDS}$), respectivamente. El valor de $\Delta_{pl,cum,TDS}$ se obtiene de la diferencia entre el desplazamiento total acumulado ($\Delta_{cum,TDS}$) y el desplazamiento elástico acumulado ($4.n_c.\Delta_{y,T,TDS}$), donde n_c es el número de ciclos soportados por el disipador (se considera que en cada ciclo se recorre 4 veces $\Delta_{y,T,TDS}$ (Figura 3.53)).

El valor adimensional de la energía disipada (η_{TDS}) está obtenido a partir de la energía disipada en cada ensayo ($E_{h,TDS}$) dividida por el producto de la fuerza de inicio de la plastificación del núcleo y el valor del desplazamiento teórico de plastificación de las bandas laterales ($\eta_{TDS}=E_{h,TDS}/(F_{y,T,TDS}.\Delta_{y,T,TDS})$).

3.4.6 Discusión de los resultados experimentales

En la Figura 3.69 se representa la amplitud máxima con el número de ciclos soportados por el dispositivo hasta su agotamiento en los ensayos realizados a amplitud máxima de ciclo constante y los realizados según protocolo de ensayo EN15129 [90]. En la Figura 3.69a se correlacionan los valores mediante una función lineal y en la Figura 3.69b mediante una función exponencial. Se observa que en ambos casos hay una buena correlación entre la amplitud máxima a la que se somete el dispositivo con el número de ciclos hasta su agotamiento y que no existe paralelismo entre las funciones de correlación.

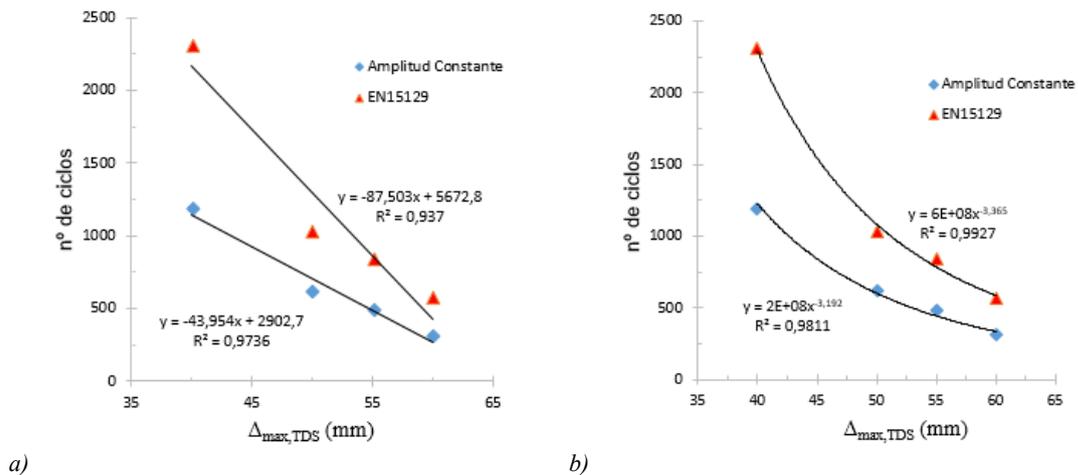


Figura 3.69 Número de ciclos soportados - Amplitud máxima. Correlación mediante: a) función lineal, b) función exponencial

Sin embargo, si se decide no representar los ensayos en que el valor del desplazamiento máximo alcanzado está cerca del valor de plastificación del material, se aprecia cierto paralelismo entre los ensayos (Figura 3.70).

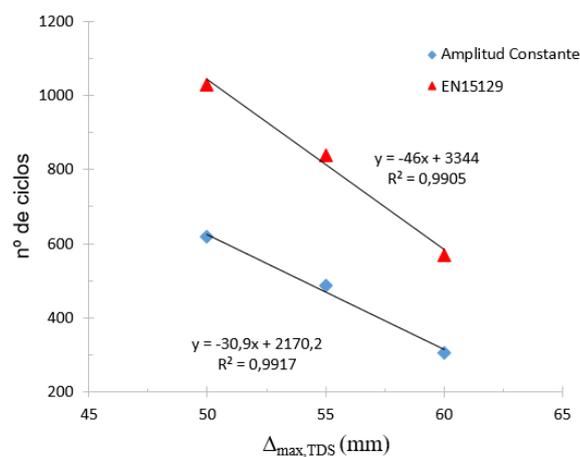


Figura 3.70 Número de ciclos soportados - Amplitud máxima

Análisis experimental

De la Figura 3.69 y de la Figura 3.70 se deduce que los ensayos a desplazamiento máximo de ciclo variable acumulan más ciclos.

4 Modelización y predicción de la fatiga a bajo número de ciclos

4.1 Introducción

En este capítulo se analizará la bondad de diversos modelos de daño en la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos de disipadores elasto-plásticos. Los modelos se aplicarán a los disipadores MEDS [16], PCBRB [17] y TADAS [18], todos ellos ensayados en los laboratorios de AMADE, de la Universitat de Girona, cuyos resultados experimentales se han detallado en el capítulo 3.

De entre todos los modelos planteados en el Estado del Arte, se decide aplicar Park y Ang [21], porque, aunque haya tenido numerosas variaciones y que fuera originariamente desarrollado para piezas de hormigón armado, es de una gran simplicidad. También se ha considerado el modelo propuesto por Amadeo Benavent Climent [22], ya que probablemente es uno de los pocos modelos (el único que he encontrado de hecho) desarrollado específicamente para la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos de disipadores de energía elasto-plásticos. El modelo de Manson-Coffin, combinado con la regla de Palmgren-Miner es probablemente el modelo más utilizado en relación a BRBs.

Todos modelos de fatiga que se analizarán en el presente capítulo pueden considerarse de tipo mixto. Todos ellos disponen de una variable basada en la máxima deformación y otra variable acumulativa, ya sean ciclos de deformación, energía disipada o deformación acumulada. En la Tabla 4.1 se indican los distintos modelos considerados en la presente tesis, tanto los existentes como las variantes y nuevos modelos propuestos.

El modelo de Manson-Coffin (MC) es un modelo aplicable sólo a fatiga con ciclos de amplitud de deformación constante. La variable que considera la máxima deformación está relacionada con la amplitud del ciclo de deformación. La variable acumulativa hace referencia al número de ciclos acumulados hasta el fallo de fatiga. Para determinar el fallo a fatiga a partir del modelo de fatiga de Manson-Coffin en casos de ciclos de deformación con amplitud variable, el modelo se suele completar con la regla de Palmgren-Miner. Hecha esta distinción, en la tesis actual se ha ajustado el modelo de Manson-Coffin en disipadores TADAS ensayados con ciclos de amplitud constante (ajustando así experimentalmente la ley de fatiga). Una vez ajustada la ley de fatiga a amplitud constante, se ha analizado la validez de la regla de Palmgren-Miner en la determinación de la fatiga de los TADAS ensayados con ciclos de deformación de distinta amplitud.

Tanto los modelos de Park y Ang (PyA) como el modelo de Tsai contemplan la deformación máxima en el ciclo de deformaciones como una de las dos variables del modelo (aún que tengan distinto formato), mientras que como variable acumulativa utilizan la energía disipada (PyA) o la deformación plástica acumulada (Tsai), en términos adimensionales. Ambas variables acumulativas, sin embargo, están relacionadas, tal como se puede observar en la Figura 4.1. La figura muestra un ciclo histerético con comportamiento elastoplástico ideal, sin endurecimiento del material. Al mantenerse la fuerza en rango plástico constante puede observarse que la deformación plástica acumulada ($\Delta_{pl,cum}$) y la energía disipada (E_h) son proporcionales, siendo el factor de proporcionalidad la fuerza de plastificación F_y . La diferencia fundamental entre ambos modelos está en que PyA es un modelo lineal mientras que Tsai obedece a una ley potencial entre ambas variables. Durante este capítulo, y a través de los distintos ajustes de modelos, observaremos que la ley lineal es apropiada en un rango limitado de valores de la deformación máxima, mientras que cuando este rango de valores se extiende resulta insuficiente, y resulta más apropiada una ley potencial. La relación no-lineal entre ambas variables es presente en todos los modelos contemplados (Tsai, Benavent Climent y Manson-Coffin), excepto en Park y Ang y los modelos derivados del mismo. En la Tabla 4.1 se distinguen los desarrollados con relación potencial mediante una P como superíndice.

En los distintos modelos de fatiga propuestos se ha considerado la deformación máxima de ciclo en sus dos formas. La primera de ellas como la deformación máxima en rango positivo o negativo de deformaciones una vez finalizada la respuesta cíclica (la mayor de las dos en valor absoluto), y la segunda como amplitud máxima durante los ciclos de deformaciones. Se ha observado, tal como se verá, que considerar la amplitud de la deformación mejora la bondad de los modelos de fatiga cuando la respuesta en deformaciones de los disipadores no es simétrica en sus rangos positivo y negativo.

Modelo	Origen del modelo (*)	DISIPADORES UTILIZADOS PARA LA VERIFICACIÓN DE LOS MODELOS		
		MEDS	PCBRB	TADAS
Manson-Coffin (MC)	E			X
Palmgren-Miner	E			X
Benavent Climent	E	X		
Park y Ang	E	X		X
Tsai	E		X	X
$\eta-\mu$	DPyA	X	X	X
$\eta-\mu^p$	DTsai	X	X	X
$\mu_{cum}-\mu$	DPyA	X	X	X
$\mu_{cum}-\mu^p$	DTsai		X	X

Tabla 4.1 Relación del modelos de fatiga analizados y ensayos utilizados

(*) E: modelos en el estado del arte, DPyA: modelos derivados de Park y Ang, DTsai, modelos desarrollados a partir del modelo de fatiga de Tsai

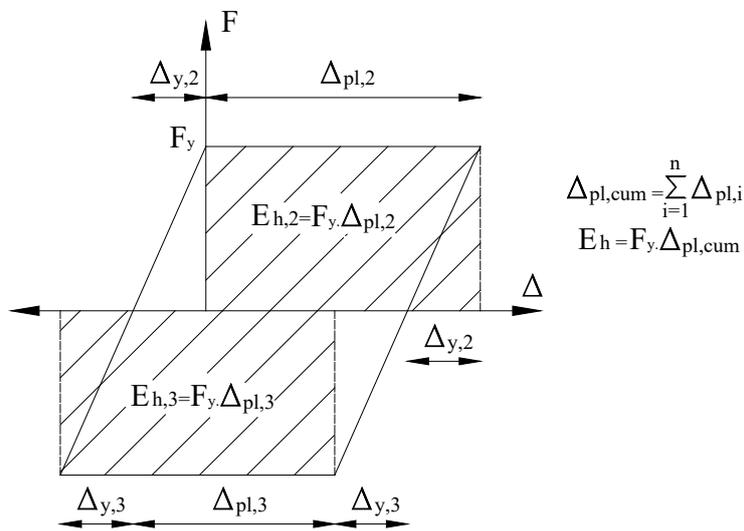


Figura 4.1 Diagrama elástico perfecto

Finalmente, las variables de los modelos propuestos tienen siempre, como es de esperar, un carácter adimensional. Las deformaciones, ya sean en su formato de máxima deformación (Δ_{max}) o deformación acumulada ($\Sigma\Delta$), se han adimensionalizado mediante la deformación de plastificación del disipador en cuestión δ_y , dando lugar al parámetro ductilidad μ (Δ_{max}/δ_y) y ductilidad acumulada μ_{cum} ($\Sigma\Delta/\delta_y$). Cuando la deformación máxima adimensionalizada representa la máxima deformación Δ_{max} en rango positivo o negativo, se va a identificar como μ . En caso de representar la amplitud máxima de la deformación Δ_a se identificará como μ_a (Δ_a/δ_y). Cuando la deformación acumulada sea de carácter plástico, hablaremos de ductilidad acumulada plástica, y la identificaremos como $\mu_{p,cum}$. La energía disipada en los ciclos de histéresis E_h se ha pasado a formato adimensional dividiéndola por $F_y\delta_y$ (Figura 4.2), identificándola con el factor η ($E_h/F_y\delta_y$).

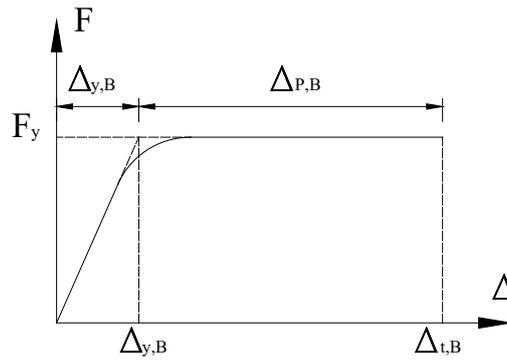


Figura 4.2 Deformación plástica y elástica

4.2 Modelo de fatiga de Tsai y modelos de fatiga $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$

A partir de resultados experimentales con disipadores tipo BRB Tsai et al. [48] plantean un modelo de fatiga potencial que relaciona la deformación plástica acumulada ($\Sigma\Delta_p$), adimensionalizada a partir del desplazamiento de plastificación δ_y ($\mu_{cum}=\Sigma\Delta_p/\delta_y$), con la máxima deformación plástica unitaria ε_p del núcleo de disipación.

$$\mu_{P,cum} = T \cdot \varepsilon_p^{-t} \quad (4.1)$$

Donde T y t son constantes del material, con valores en la correlación experimental $T=1,443$ y $t=1,52$.

Para un disipador tipo BRB, considerada la deformación de su núcleo de plastificación uniforme, su máxima deformación plástica puede obtenerse a partir de la Ec.(4.2).

$$\varepsilon_p = \frac{|\Delta_{max}|}{L_c} - \varepsilon_y \quad (4.2)$$

Donde Δ_{max} será la deformación máxima del núcleo disipativo (con sección transversal constante) y L_c la longitud del mismo núcleo disipativo.

En el primer de los modelos derivados del modelo de Tsai, la deformación plástica unitaria ε_p de la (4.1) se sustituye por la ductilidad obtenida de la máxima amplitud de deformación μ_a ($\mu_a=\Delta_a/\delta_y$), tal como ha sido definida en el apartado anterior, obteniéndose:

$$\mu_{P,cum} = B \cdot \mu_a^{-b} \quad (4.3)$$

Donde B y b son constantes del material. Nos referiremos a este modelo de fatiga como modelo $\mu_{cum}-\mu_a^P$. En el segundo modelo derivado de Tsai se ha sustituido, además, la ductilidad plástica acumulada $\mu_{P,cum}$ por la energía adimensional η , según se ha definido en el apartado anterior ($\eta=E_h/F_y d_y$), y basándome en que son dos términos equivalentes, obteniéndose:

$$\eta = D\mu_a^{-d} \quad (4.4)$$

Donde D y d son constantes del material. Nos referiremos a este modelo de fatiga como modelo $\eta-\mu_a^P$. Este segundo modelo, al adimensionalizar directamente la energía disipada, parámetro habitualmente proporcionado por los programas de análisis dinámico de estructuras sísmicas, sería más directo de aplicar que el basado en la ductilidad plástica acumulada.

El hecho que estos dos modelos propuestos estén basados en la amplitud de la deformación máxima en lugar de la deformación máxima se debe a la constatación (a lo largo de este capítulo) que la amplitud de la deformación máxima permite mejores ajustes de los modelos de fatiga en respuestas en desplazamiento asimétricas en sus dos rangos, positivo y negativo.

4.3 Modelo de fatiga de Park y Ang (PyA). Modelos derivados de PyA:

$\eta-\mu$ y $\mu_{cum}-\mu$

Tal como se indica en 2.3.3.2.3, el índice de daño de Park y Ang [21], es uno de los modelos de daño más conocidos para elementos de hormigón armado. Combina linealmente el daño debido a la máxima excursión plástica y el daño debido a la historia de deformaciones y se define mediante la Ecuación (2.10). Esta ecuación, considerando el daño final o alcanzada la fatiga ($D=1$), conduce a:

$$\frac{E_h}{F_y \cdot \Delta_{um}} = \frac{1}{\beta} - \frac{1}{\beta} * \frac{\Delta_{max}}{\Delta_{um}} \quad (4.5)$$

Cuyas variables, aplicadas a disipadores de energía, serían: E_h : energía histerética total disipada, F_y : fuerza de plastificación del disipador, Δ_{um} : deformación última del disipador en desplazamiento monotónico creciente, Δ_{max} : deformación máxima última en régimen cíclico de deformaciones.

Considerando que el modelo de Park y Ang normaliza la deformación y la energía a partir de deformación última, y que ésta es un parámetro difícil de fijar objetivamente, he considerado más adecuado utilizar la deformación teórica de plastificación δ_y como valor de referencia para adimensionalizar la energía disipada, dando lugar a la siguiente variante del modelo de Park y Ang,

$$\frac{E_h}{F_y \cdot \delta_y} = a - \frac{1}{\beta} \frac{\Delta_{\max}}{\delta_y} \quad (4.6)$$

Que referida a las variables adimensionales será:

$$\eta = a - \frac{1}{\beta} \mu \quad (4.7)$$

Modelo al que nos referiremos, de aquí en adelante, como modelo $\eta-\mu$. Este mismo modelo será analizado también a partir de la ductilidad de la amplitud máxima de la deformación:

$$\eta = a_1 - \frac{1}{\beta_1} \mu_a \quad (4.8)$$

A partir del modelo $\eta-\mu$, considerando que la energía en su formato adimensional y la ductilidad acumulada son elementos equivalentes y proporcionales (en comportamiento plástico ideal, tal como antes se ha apuntado), proponemos un segundo modelo derivado de Park y Ang:

$$\mu_{cum} = a_2 - \frac{1}{\beta_2} \mu \quad (4.9)$$

El cual será conocido de ahora en adelante como modelo $\mu_{cum}-\mu$. Este mismo modelo será analizado también a partir de la ductilidad de la amplitud máxima de la deformación:

$$\mu_{cum} = a_3 - \frac{1}{\beta_3} \mu_a \quad (4.10)$$

4.4 Modelo de fatiga de Benavent Climent

En esta introducción, se indica el procedimiento seguido en el apartado 4.6.1.1, para representar el daño por fatiga a bajo número de ciclos del disipador MEDS, mediante el modelo de Benavent Climent [22].

Como se ha comentado en 2.3.3.2.3, dicho modelo representa el daño por fatiga mediante dos parámetros en formato adimensional: la energía total disipada ($\tilde{\eta}$) y la porción de energía consumida correspondiente al skeleton ($s\tilde{\eta}$) de la curva Fuerza-Desplazamiento (Figura 4.3).

La energía total disipada en función de la energía disipada de la parte de skeleton se obtiene mediante las Ecuaciones (4.11) y (4.12).

Para $s\tilde{\eta} \leq \frac{\tau_B^2 - 1}{2kp_1}$

$$\tilde{\eta} = s\tilde{\eta} - \frac{7,33}{kp_1} \left[\sqrt{2kp_1 s\tilde{\eta} + 1} - 1 \right] + 0,5b \quad (4.11)$$

Para $s\tilde{\eta} > \frac{\tau_B^2 - 1}{2kp_1}$

$$\tilde{\eta} = s\tilde{\eta} - \frac{7,33}{kp_2} \left[\sqrt{2kp_2 s\tilde{\eta} + \tau_B^2 - \frac{kp_2}{kp_1} (\tau_B^2 - 1) - \tau_B + \frac{kp_2}{kp_1} (\tau_B - 1)} \right] + 0,5b \quad (4.12)$$

Los parámetros de ambas ecuaciones se comentan a lo largo de la discusión del modelo que sigue a continuación. Las curvas obtenidas representan el límite de fatiga según el modelo de Benavent Climent [22] (Figura 4.3).

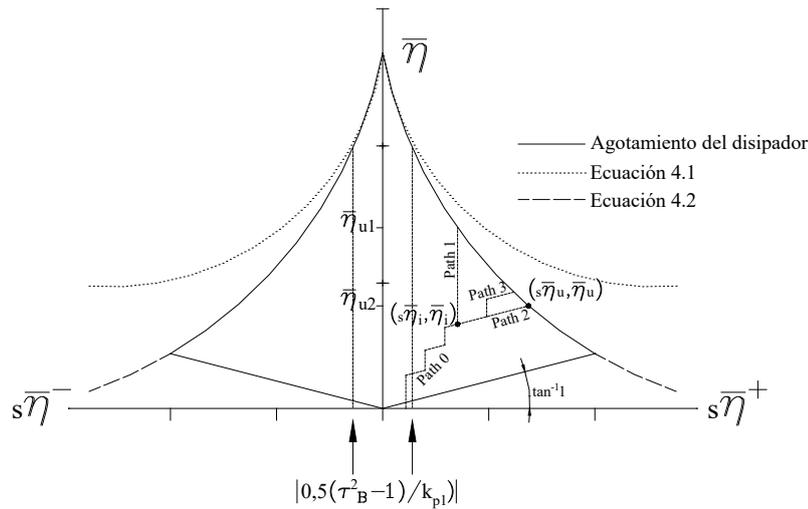


Figura 4.3 Modelo de fatiga a bajo número de ciclos de Amadeo Benavent Climent [22]

A continuación, en forma de resumen, se indica el procedimiento seguido para obtener los parámetros necesarios para representar el límite por fatiga mediante las Ec. (4.11) y (4.12). Dicho procedimiento ya ha sido indicado, con más detalle, en el apartado 2.3.3.2.3 del capítulo 2.

En primer lugar, se obtiene del módulo SM dañado de cada disipador MEDS ensayado, la curva histerética experimental Fuerza – Deformación (Figura 4.4).

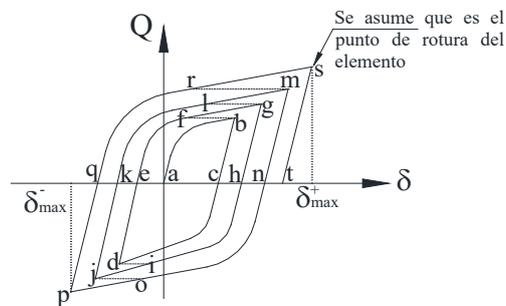


Figura 4.4 Respuesta histerética fuerza-desplazamiento de un disipador elastoplástico [22]

De la curva histerética de cada ensayo, se descompone en una parte considerada como skeleton (Figura 4.5a) y la restante como Bauschinger (Figura 4.5b). Por tanto ambas partes ofrecen, en su suma, la energía total disipada. Para ello se utilizan una rutinas realizadas mediante el programa MatLab [102].(Consultable en el Anejo A).

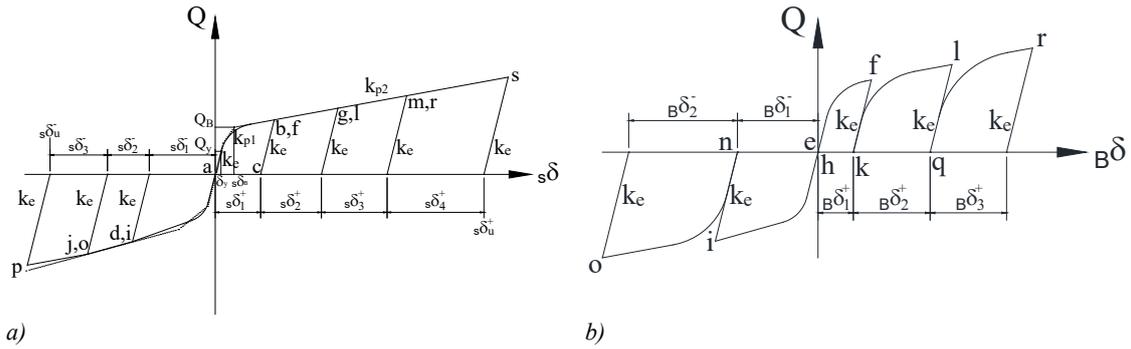


Figura 4.5 Parte a) de skeleton, b) de Bauschinger de la curva histerética de la Figura 4.4 [22]

La representación de skeleton puede ser aproximada mediante una trilineal. Los tres segmentos de la aproximación trilineal de skeleton están definidos por la carga de fluencia, Q_y , el desplazamiento de fluencia, δ_y , por la primera rigidez plástica (K_{p1}), por la segunda rigidez plástica (K_{p2}) y por la carga Q_B , que determina el punto de transición de K_{p1} a K_{p2} (Figura 4.6).

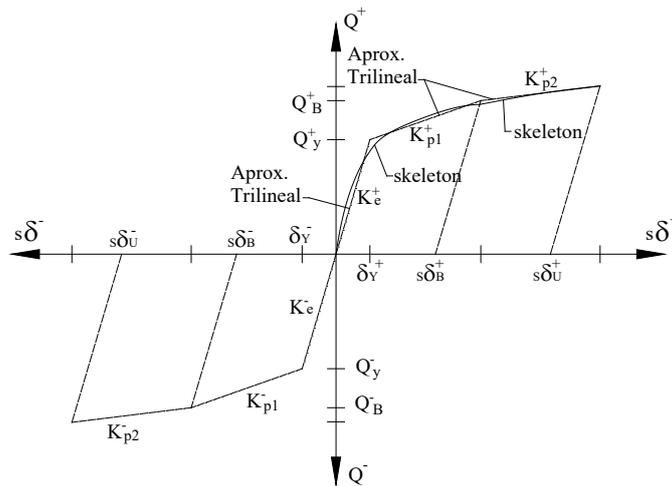


Figura 4.6 Parte de skeleton y aproximación trilineal de skeleton

En la modelización de la fatiga correspondiente al MEDS la aproximación trilineal de skeleton de cada ensayo, se ha construido a partir de unos valores comunes para los 4 ensayos y para cada rango, que son Q_y , δ_y y Q_B . Los valores de plastificación Q_y y δ_y , se obtienen analíticamente a partir de las ecuaciones presentadas en 3.2.2. La fuerza Q_B se determina mediante la Ecuación (4.13).

$$Q_B = Q_y \cdot \tau_B \tag{4.13}$$

El valor de τ_B , se obtiene de la relación entre la tensión última del material y la tensión de plastificación del material [12] (Ecuación (4.14)).

$$\tau_B = f_u / f_y \tag{4.14}$$

Determinados Q_y , δ_y y Q_B , la aproximación trilineal de skeleton de cada ensayo se obtiene mediante el siguiente ajuste. El área comprendida inferior a la curva de skeleton (la energía disipada por skeleton) sea la misma a la comprendida bajo su modelo trilineal. Esto se consigue haciendo que la suma de las áreas A_1 , A_2 , A_3 y A_4 sea cero (Figura 4.7).

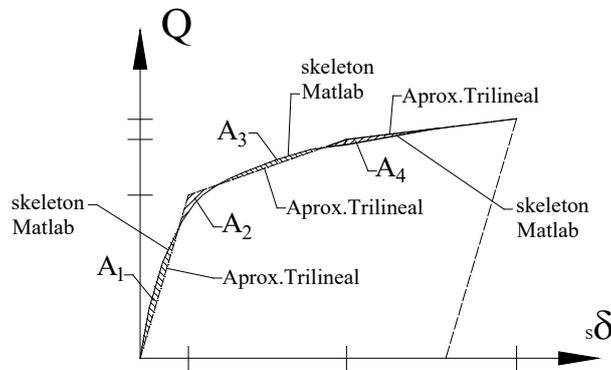


Figura 4.7 Ajuste de la aproximación trilineal de skeleton

De la parte de skeleton del módulo SM dañado del disipador MEDS de cada ensayo, se obtienen las energías disipadas últimas (sW_u^+ , sW_u^-), las deformaciones plásticas acumuladas últimas ($s\delta_u^+$, $s\delta_u^-$), las deformaciones plásticas acumuladas cuando $Q=Q_B$, ($s\delta_B^+$, $s\delta_B^-$) y las pendientes (K_{p1}^+ , K_{p1}^- , K_{p2}^+ , K_{p2}^-). De la parte de Bauschinger, del módulo SM dañado del disipador MEDS de cada ensayo, se obtienen las energías disipadas últimas BW_u^+ y BW_u^- . Mediante las ecuaciones de la Tabla 4.2, los valores anteriores se convierten en valores adimensionales normalizados con los valores de plastificación Q_y y δ_y obtenidos analíticamente en 3.2.2.

$s\tilde{\eta}_u^+ = (sW_u^+) / (Q_y^+ \cdot \delta_y^+)$
$s\tilde{\eta}_u^- = (sW_u^-) / (Q_y^- \cdot \delta_y^-)$
$ep\tilde{\eta}^+ = (s\delta_u^+) / \delta_y^+$
$ep\tilde{\eta}^- = (s\delta_u^-) / \delta_y^-$
$ep\tilde{\eta}_B^+ = (s\delta_B^+) / \delta_y^+$
$ep\tilde{\eta}_B^- = (s\delta_B^-) / \delta_y^-$
$k_{p1}^+ = K_{p1}^+ / K_e^+$
$k_{p1}^- = K_{p1}^- / K_e^-$
$k_{p2}^+ = K_{p2}^+ / K_e^+$
$k_{p2}^- = K_{p2}^- / K_e^-$
$B\tilde{\eta}_u^+ = (BW_u^+) / (Q_y^+ \cdot \delta_y^+)$

$B\tilde{\eta}_u^{\pm} = (B W_u^{\pm}) / (Q_y^{\pm} \cdot \delta_y^{\pm})$
<i>Tabla 4.2 Energías y desplazamientos normalizados</i>

* K_e^+ y K_e^- son las rigideces elásticas ($K_e = Q_y / \delta_y$) en los rangos positivo y negativo, respectivamente.

El valor de b de las Ecuaciones (4.11) y (4.12) se obtiene por ajuste de los datos experimentales de la Ecuación (4.15) propuesta en [22].

$$B\tilde{\eta} = a \cdot \epsilon_p \tilde{\eta} + 0,5b \tag{4.15}$$

Donde el valor de a es un valor adimensional. Según [22], se considera $a = -7,33$ y es independiente del tipo de acero, de la geometría y del historial de carga y descarga del disipador. Asimismo, el valor de b , está fuertemente influenciado por el tipo de acero y por la geometría del disipador y debe ser obtenido de forma experimental.

Sustituyendo los valores k_{p1} , k_{p2} , τ_B y b , anteriormente obtenidos, a las Ec. (4.11) y (4.12), el modelo de fatiga de Benavent Climent quedaría ajustado para la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos del MBRB bajo ciclos de fatiga distintos. En esta tesis validaremos el modelo con los parámetros determinados para disipadores de igual material y geometría bajo ciclos de fatiga distintos. No quedaría demostrado, sin embargo, que los parámetros k_{p1} , k_{p2} y b fueran los mismos variando el material y la geometría del disipador. Entendemos que con leyes de similitud geométrica y considerando aceros de bajo contenido en carbono esto podría ser así, sin embargo sería una hipótesis de trabajo en la continuación del trabajo llevado a cabo en la presente tesis.

4.5 Modelo de fatiga de Manson-Coffin. Regla de Palmgren-Miner

4.5.1 Discusión de los resultados experimentales

El modelo de Manson-Coffin [9], [10] de fatiga es aplicable a ciclos de amplitud constante. En fatiga a altos ciclos el material trabaja en régimen elástico, y la amplitud constante se establece en términos de tensión (mecánica). Por otro lado, en la fatiga a bajo número de ciclos (objetivo de la presente tesis), el material hace incursiones en régimen plástico y la amplitud se establece en términos de deformación del material.

El modelo de fatiga de Manson-Coffin queda matemáticamente establecido a través de la siguiente ecuación:

$$\Delta\varepsilon_p \cdot N_f^\alpha = C_1 \quad (4.16)$$

Donde:

$\Delta\varepsilon_p$: valor de la deformación plástica en los ciclos de amplitud constante

N_f : número de ciclos correspondientes al fallo por fatiga

C_1 y α : constantes del material

El valor de la constante α suele estar comprendida entre 0,5 y 0,7 [103] aunque existe bibliografía en que dicho valor es de 2 [71] y de 3 [104], [105].

4.5.2 Regla de Palmgren-Miner

La regla de Palmgren-Miner [11] o regla lineal de acumulación del daño, considera el daño por fatiga de una pieza sometida a cargas cíclicas de distinta amplitud, según la Ecuación (4.17).

$$\sum \frac{n}{N_i} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots = 1 \quad (4.17)$$

Donde n_i es el número de ciclos a una cierta tensión i (en tensión o en deformación) del material, y N_i el número de ciclos máximos soportados por el dispositivo en dicha amplitud i hasta su agotamiento. La fatiga del material se produciría cuando los sumandos del primer miembro de la ecuación alcanzan la unidad.

4.6 Modelización de la fatiga del disipador MEDS

4.6.1 Introducción

En este apartado se representa la fatiga del disipador MEDS. Los modelos de fatiga considerados son los siguientes:

- Modelos de PyA , $\eta-\mu$ y $\mu_{cum}-\mu$
- Modelo de Benavent Climent [22]

Los modelos potenciales no se han utilizado al considerarse que se carecía de puntos suficientes. Los modelos basados en Manson-Coffin tampoco se utilizaron por falta de ensayos a fatiga a amplitud constante.

Los modelos de PyA , $\eta-\mu$ y $\mu_{cum}-\mu$ han sido descritos en el apartado 4.3, mientras que el modelo de Benavent Climent lo ha sido en el apartado 4.4.

Para la modelización de la fatiga a bajo número de ciclos del disipador MEDS [16], se ha partido de sus módulos SM agotados (ver SM en 3.2.1). En el modelo de fatiga se asume que todas las Unidades Básicas de Disipación (BDU) del módulo dañado acumulan el mismo daño, al tener todas la misma deformación plástica acumulada.

Existe una parte previa a la presente tesis, realizada en [16], [19], que consistía en tres ensayos de disipadores MEDS [16]. Para completar un mínimo de 4 valores que permitiera una mejor validación del modelo de fatiga, en la presente tesis se ha ensayado un cuarto disipador MEDS, tal como se ha descrito en la parte experimental, del mismo material que los realizados en [16] y [19].

4.6.1.1 Ajuste de los parámetros del modelo y bondad del mismo en la predicción de la fatiga

En la Figura 4.8, se representa la curva histerética Fuerza – Desplazamiento del módulo dañado de cada uno de los brazos MEDS ensayados.

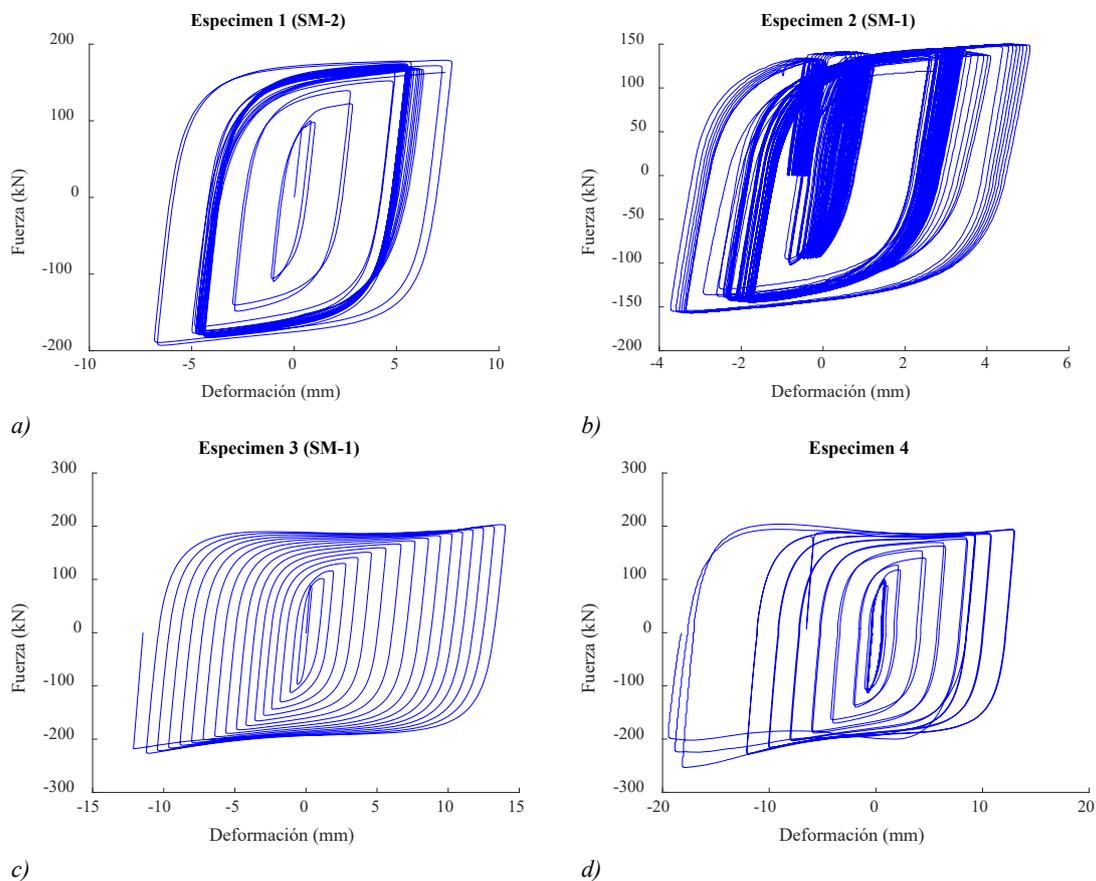


Figura 4.8 Curva fuerza-deformación del módulo dañado de cada MEDS ensayado

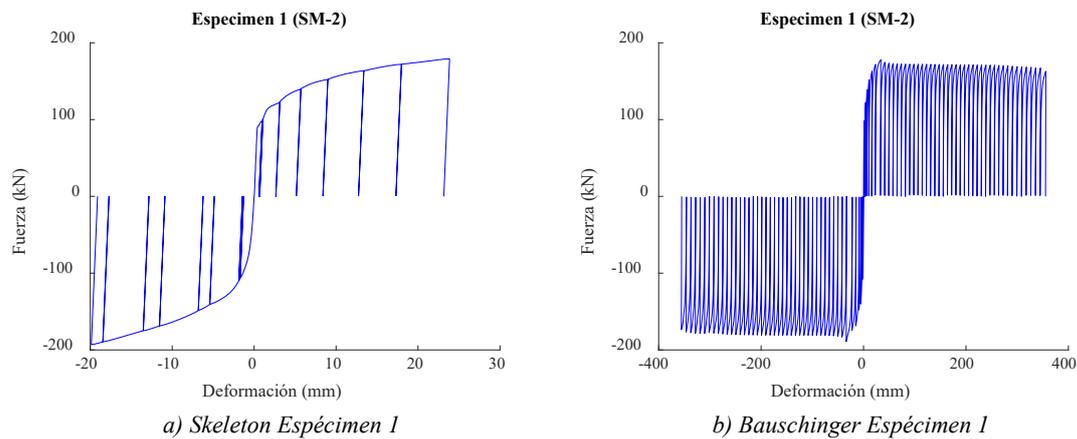
En las anteriores curvas histeréticas, los axiales de compresión se representan en el eje de ordenadas positivas y los axiales de tracción en el eje de ordenadas negativas.

La energía última disipada (W_u) para cada uno de los módulos dañados de los disipadores MEDS, se indica en la Tabla 4.3. Dicha energía se obtiene del área de las respectivas curvas histeréticas de la Figura 4.8.

	<i>Espécimen 1</i>	<i>Espécimen 2</i>	<i>Espécimen 3</i>	<i>Espécimen 4</i>
<i>Protocolo de ensayo</i>	AISC341-05	EN15129	Deformación cíclica con incremento de la amplitud	EN15129 + Deformación cíclica con incremento de la amplitud
<i>Módulo dañado</i>	SM-2	SM-1	SM-1	SM único
<i>W_u (kJ)</i>	116,23	103,16	67,90	81,83

Tabla 4.3 Energías disipada por el módulo SM dañado del disipador MEDS de cada ensayo

Mediante unas rutinas realizadas con el software MatLab [102] y consultables en el Anejo A, para cada ensayo, se obtuvieron las partes correspondientes al skeleton (Figura 4.9a) y al Bauschinger (Figura 4.9b) de las curvas histeréticas Fuerza – Desplazamiento de la Figura 4.8.



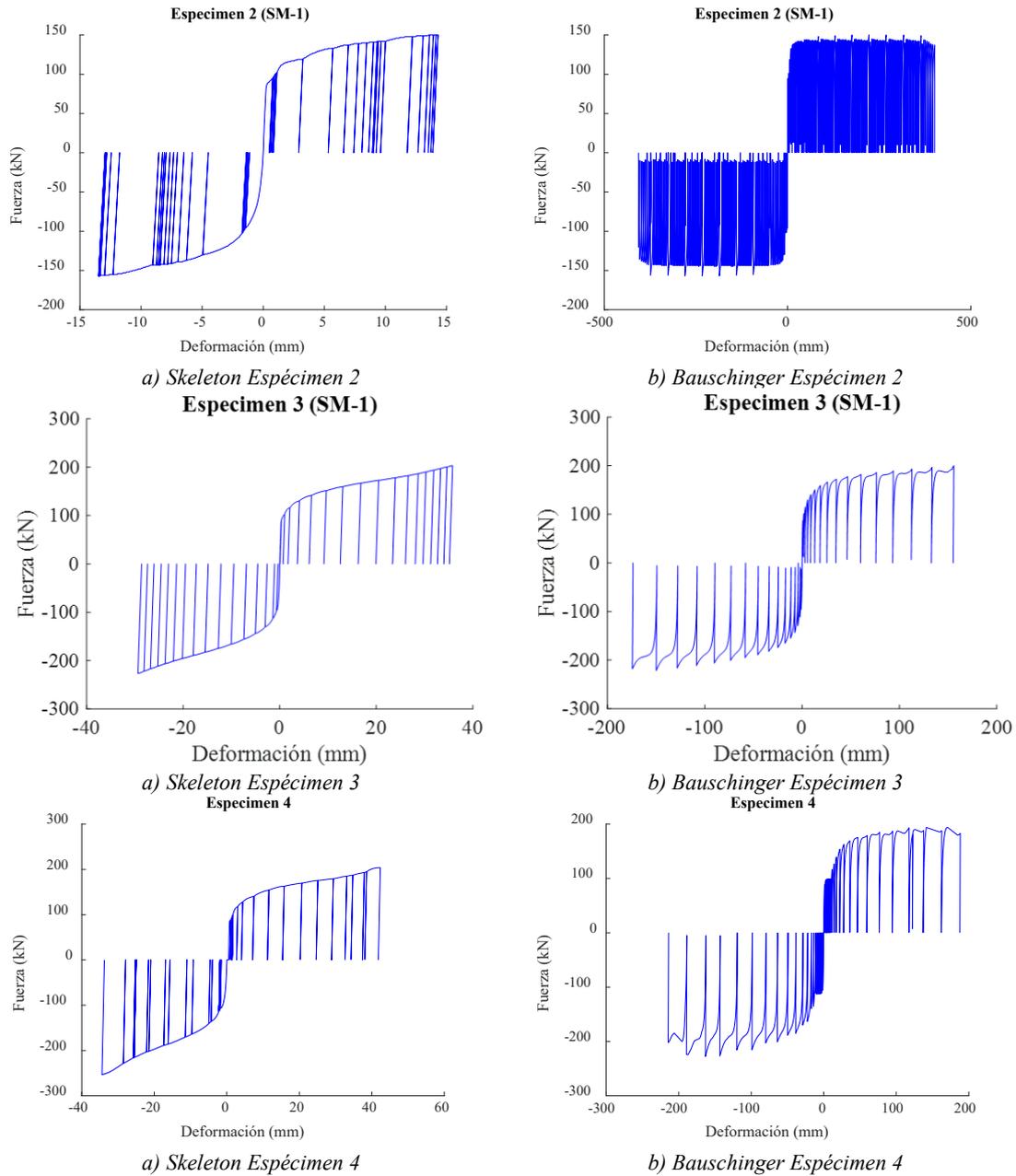


Figura 4.9 a) Parte de skeleton y b) parte de Bauschinger de la curva histerética de la Figura 4.8

En la Tabla 4.4 se indican las energías disipadas por cada rango y por cada uno de los gráficos anteriores, siendo sW_u^+ , sW_u^- las energías disipadas últimas de la parte de skeleton del rango positivo y negativo respectivamente, BW_u^+ , BW_u^- las energías disipadas últimas de la parte de Bauschinger del rango positivo y negativo respectivamente y sW_T , BW_T las energías totales disipadas últimas de skeleton y Bauschinger respectivamente. Estas energías están obtenidas con unas rutinas realizadas mediante el programa MatLab.

Energías	Espécimen-1	Espécimen-2	Espécimen-3	Espécimen-4
sW_u^+ (kJ)	3,589	1,851	5,805	6,875
sW_u^- (kJ)	3,002	1,712	5,076	6,303

${}_B W_u^+$ (kJ)	52,119	46,828	25,626	30,578
${}_B W_u^-$ (kJ)	53,965	47,057	29,98	36,894
sW_T (kJ)	6,591	3,563	10,881	13,178
${}_B W_T$ (kJ)	106,084	93,885	55,606	67,472
$sW_T + {}_B W_T$ (kJ)	112,675	97,448	66,487	80,650

Tabla 4.4 Energías, obtenidas en MatLab, de skeleton, Bauschinger y total del módulo SM dañado de cada Ensayo.

En la Tabla 4.5, se indica el error relativo cometido por las rutinas MatLab [102], al comparar la energía experimental última disipada por el modulo dañado de cada ensayo (obtenida directamente de las curvas histeréticas de la Figura 4.8) y la suma de las energías de skeleton y Bauschinger calculadas mediante rutinas MatLab [102].

Ensayo	$sW_T + {}_B W_T$ (kJ) (MatLab)	W_u (kJ) (Experimental)	Error Relativo (%)
Espécimen 1	112,675	116,23	3,06
Espécimen 2	97,448	103,16	5,54
Espécimen 3	66,487	67,896	2,08
Espécimen 4	80,650	81,83	1,44

Tabla 4.5 Comparación energía total experimental y numérica del módulo SM dañado de cada ensayo

Considerando el error como aceptable, se consideran correctas las rutinas de MatLab [102].

Ajuste de la aproximación trilineal de la curva de skeleton de cada ensayo

El modelo de Benavent Climent, plantea un ajuste trilineal de la parte de skeleton (o gráfico de skeleton). La aproximación trilineal de skeleton de cada ensayo se construye a partir de unos valores comunes para los 4 ensayos y para cada rango. Dichos valores son $Q_y=94$ kN, $\delta_y=0,32$ mm y Q_B obtenido mediante la Ecuación (4.13), siendo $Q_B=146,2$ kN (Figura 4.10). Los restantes valores de la aproximación trilineal de skeleton difieren para cada ensayo y resultan del ajuste indicado en 4.4.

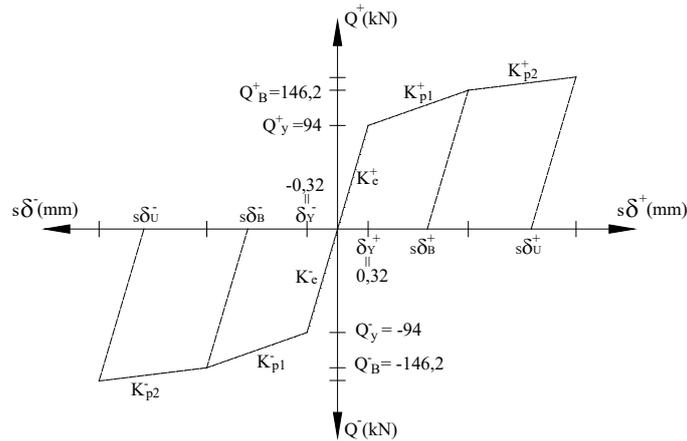


Figura 4.10 Aproximación trilineal de skeleton definida por los parámetros comunes de los 4 ensayos

Los valores necesarios para la representación de la trilineal de skeleton de cada ensayo se indican en la Tabla 4.6.

	Especímen 1		Especímen 2		Especímen 3		Especímen 4	
	Rango +	Rango -						
K_{p1} (kN/m)	10,32	9,00	8,72	7,03	10,42	13,63	8,85	9,56
K_{p2} (kN/m)	1,77	3,59	0,49	2,15	1,86	3,18	1,62	3,74
$s\delta_B$ (mm)	4,88	5,62	5,82	7,25	4,83	3,65	5,72	5,28
$s\delta_U$ (mm)	23,15	19,11	13,88	12,94	35,15	28,61	41,29	33,76

Tabla 4.6 Valores particulares de cada ensayo para la representación de la aproximación trilineal de skeleton

Definida la aproximación trilineal de cada ensayo, se compara la energía última obtenida mediante la curva de skeleton experimental con la energía obtenida de la aproximación trilineal de skeleton (Tabla 4.7).

Ensayo	Energía	Skeleton (kJ) (experimental)	Skeleton (kJ) (aprox. trilineal)	Error relativo (%)
Especímen-1	sW_u^+	3,589	3,564	0,70
	sW_u^-	3,002	2,987	0,48
	sW_T	6,591	6,551	0,60
Especímen-2	sW_u^+	1,851	1,887	1,93
	sW_u^-	1,712	1,738	1,50
	sW_T	3,563	3,625	1,81
Especímen-3	sW_u^+	5,805	5,870	1,11
	sW_u^-	5,076	5,088	0,23
	sW_T	10,881	10,958	0,70
	sW_u^+	6,875	6,902	0,40

Espécimen-4	sW_u^-	6,303	6,312	0,14
	sW_T	13,178	13,214	0,28

Tabla 4.7 Comparación energía experimental de skeleton con la obtenida con la aproximación trilineal

Dada la baja diferencia relativa entre la energía de skeleton experimental y la obtenida con la aproximación trilineal, se considera bien ajustada la aproximación trilineal de cada ensayo.

Modelización de la fatiga a bajo número de ciclos del disipador MEDS

Para aplicar las Ecuaciones (4.11) y (4.12) y obtener el modelo de fatiga del MEDS, se normalizan los valores sW_u^+ , sW_u^- , BW_u^+ , BW_u^- , $s\delta_u^+$, $s\delta_u^-$, $s\delta_B^+$, $s\delta_B^-$, K_{p1}^+ , K_{p1}^- , K_{p2}^+ , K_{p2}^- con las ecuaciones de la Tabla 4.2. Los valores obtenidos se indican en la Tabla 4.8.

	Espécimen 1		Espécimen 2		Espécimen 3		Espécimen 4	
	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -
$s\tilde{\eta}_u$	119,325	99,801	61,536	56,915	192,985	168,750	228,557	209,541
$B\tilde{\eta}_u$	1732,680	1794,049	1556,782	1564,395	851,928	996,676	1016,556	1226,529
$ep\tilde{\eta}$	72,334	59,719	43,375	40,438	109,844	89,406	129,031	105,500
$ep\tilde{\eta}_B$	15,250	17,563	18,188	22,656	15,094	11,406	17,875	16,500
k_{p1}	0,03513	0,03065	0,02967	0,02392	0,03548	0,04641	0,03013	0,03255
k_{p2}	0,00604	0,01223	0,00165	0,00730	0,00633	0,01081	0,00552	0,01273

Tabla 4.8 Energías, desplazamientos y rigideces normalizados

Los valores de las rigideces k_{p1} y k_{p2} a sustituir en las Ecuaciones (4.11) y (4.12) para obtener el límite de fatiga del MEDS será la media aritmética de las obtenidas en cada ensayo (Tabla 4.9).

	Rango +	Rango -
$k_{p1,med}$	0,032606	0,033387
$k_{p2,med}$	0,004888	0,010771

Tabla 4.9 Rigideces plásticas normalizadas medias

Una posible forma de obtener el valor de b , sería mediante la aplicación de la Ecuación (4.15), en la que intervienen el desplazamiento acumulado de skeleton ($ep\tilde{\eta}$) y la energía de Bauschinger ($B\tilde{\eta}$), ambos en valores adimensionales. En esta tesis doctoral, el parámetro b , se ha obtenido mediante la representación gráfica de $ep\tilde{\eta}$ y $B\tilde{\eta}$ (Tabla 4.10 y Figura 4.11).

Ensayo	$ep\tilde{\eta}$		$B\tilde{\eta}$	
	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -
Espécimen 1	72,344	59,719	1732,68	1794,049
Espécimen 2	43,375	40,438	1556,782	1564,395
Espécimen 3	109,844	89,406	851,928	996,676
Espécimen 4	129,031	105,500	1016,556	1226,529

Tabla 4.10 Valores de $ep\tilde{\eta}$ y $B\tilde{\eta}$ para obtener gráficamente a y b

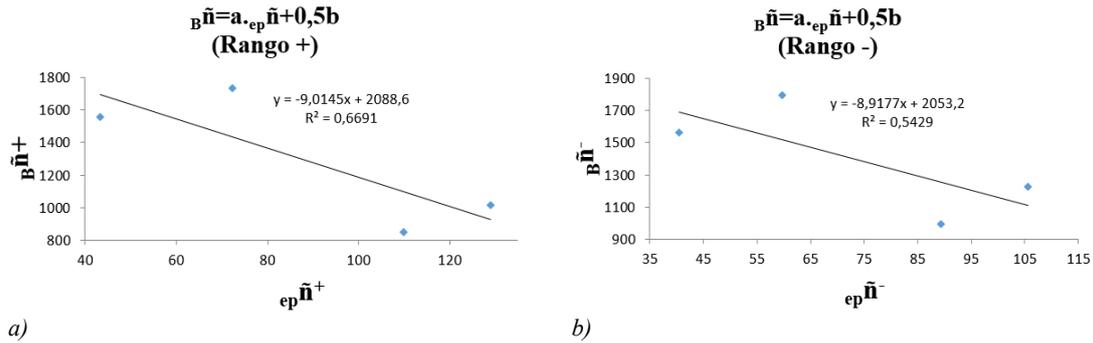


Figura 4.11 Representación gráfica de $ep\tilde{\eta}$ y $B\tilde{\eta}$ para obtener los coeficientes a y b

De las representaciones anteriores se obtiene un valor de b de 4177,2 y 4106,4 para el rango positivo y negativo, respectivamente y un valor de a de, aproximadamente, -9 para cada rango.

En la Figura 4.12, se representa la relación entre energía total disipada ($\tilde{\eta}$) con la energía total disipada por la parte de skeleton ($s\tilde{\eta}$) ambas en forma paramétrica, obtenidas mediante las Ecuaciones (4.11) y (4.12).

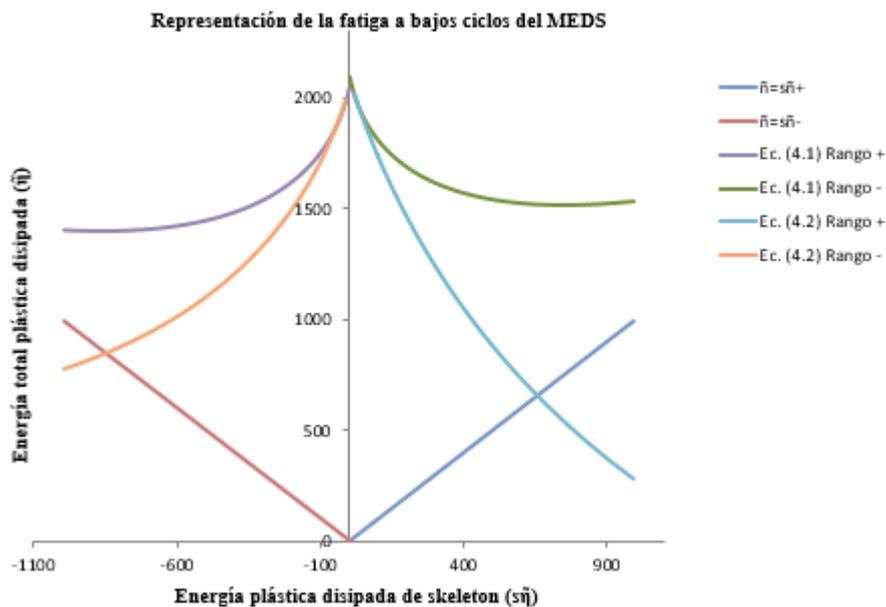


Figura 4.12 Representación de la fatiga a bajo número de ciclos del MEDS. Modelo Benavent Climent [22]

Dado que la Ecuación (4.11) es válida cuando $s\tilde{\eta} \leq \frac{\tau_B^2-1}{2Kp1}$ [22] y que en todos los ensayos MEDS se supera esta energía (Tabla 4.11), como límite de fatiga se adopta la Ecuación (4.12).

	Espécimen 1		Espécimen 2		Espécimen 3		Espécimen 4	
	Rango +	Rango -						
$s\tilde{\eta}$ (exp.)	119,325	99,801	61,536	56,915	192,985	168,75	228,557	209,541
$\frac{\tau_B^2 - 1}{2Kp1}$	21,77	21,26	21,77	21,26	21,77	21,26	21,77	21,26

Tabla 4.11 Energías disipadas de skeleton en forma adimensional

La diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la teórica última según el modelo de fatiga, se representa gráficamente en la Figura 4.13.

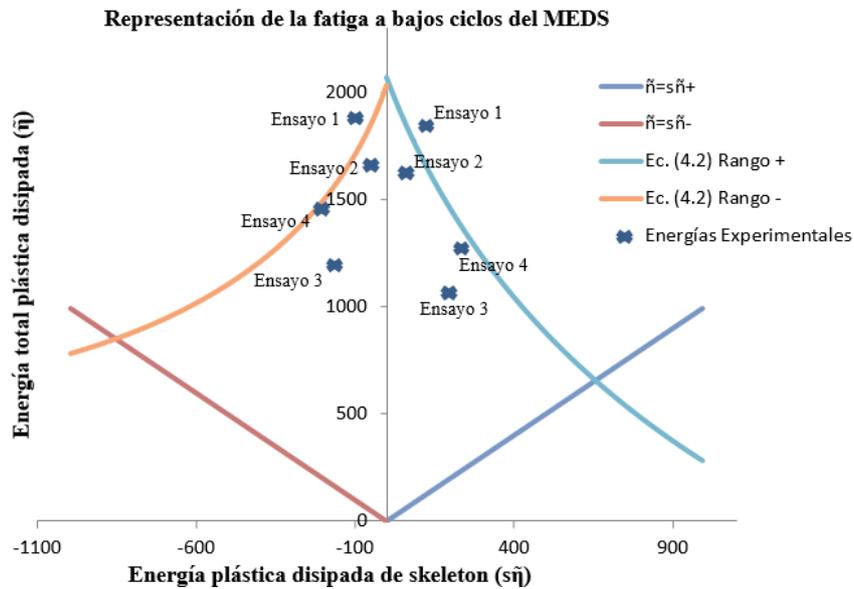


Figura 4.13 Representación de la fatiga a bajo número ciclos del MEDS. Modelo Benavent Climent [22]

En la Tabla 4.12, se cuantifica, por cada rango, la diferencia relativa entre el valor de la energía total disipada experimental ($\tilde{\eta}_{exp}$) con la teórica disipada obtenida mediante el modelo de fatiga (Ecuación (4.12)).

Esp.	$s\tilde{\eta}$ (exp.)		$\tilde{\eta}_{exp}=s\tilde{\eta}+B\tilde{\eta}$ (Tabla 4.8)		$\tilde{\eta}$ (4.12)		$(\tilde{\eta}_{exp}-\tilde{\eta})/(\tilde{\eta}_{exp})$ (%)	
	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -	Rango +	Rango -
1	119,325	99,801	1852,005	1893,85	1661,44	1709,71	10,29	9,72
2	61,536	56,915	1618,318	1621,31	1844,84	1831,70	-14,00	-12,98

3	192,985	168,75	1044,914	1165,426	1455,33	1548,59	-39,28	-32,88
4	228,557	209,541	1245,113	1436,07	1364,65	1467,61	-9,60	-2,20

Tabla 4.12 Diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la teórica

Para obtener la energía última teórica disipada, se considera que el skeleton está completamente agotado, se traza una vertical desde la energía última disipada experimental hasta el límite de fatiga (Figura 4.14).



Figura 4.14 Representación de la fatiga a bajo número de ciclos del MEDS. Modelo Benavent Climent

4.6.1.2 Discusión del modelo de Benavent Climent en el MEDS

El ensayo con la menor diferencia relativa entre el valor de la energía total disipada experimental con la analítica es el Espécimen 4. Dicho ensayo, es el que presenta mayor amplitud de desplazamiento del módulo SM dañado, en el historial de desplazamientos.

En la Figura 4.15 se indica la geometría de los disipadores ensayados por Benavent Climent en [22].

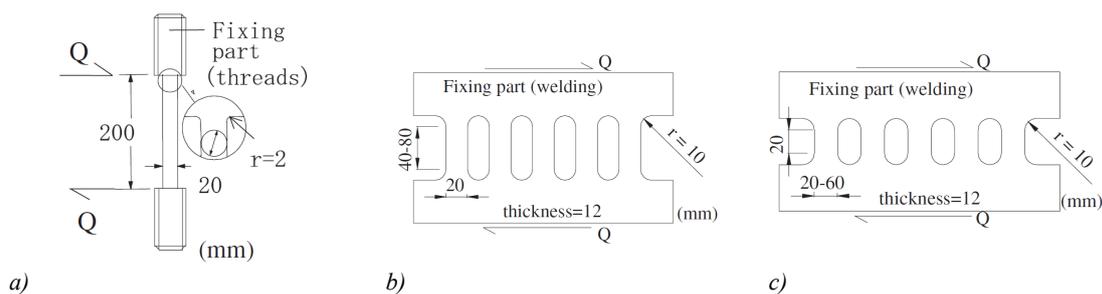


Figura 4.15 Disipadores ensayados por Benavent Climent en [22]

Para su comparación, en la Tabla 4.13, se resumen los resultados de los disipadores ensayados en [22] y en la Tabla 4.14, los resultados obtenidos en el MEDS.

h/d	Plastificación	Tipo acero	k_{p1}	k_{p2}	τ_B	a	b
10	Flexión	Inoxidable	1/75	1/150	1,78	-7,33	2650
10	Flexión	Dulce	1/30	1/120	1,44	-7,33	1710

Modelización y predicción de la fatiga a bajo número de ciclos

2-4	Flexión	Dulce	1/25	1/125	1,46	-7,33	1325
2-4	Flexión	Alta resistencia	1/25	1/125	1,04	-7,33	250
0,3-1	Cortante	Dulce	1/75	1/225	1,46	-7,33	1325

Tabla 4.13 Valores de ensayos realizados por Benavent Climent [22]

	Espécimen 1	Espécimen 2	Espécimen 3	Espécimen 4
h/d	1,59	1,59	1,59	1,59
Plastificación	Cortante	Cortante	Cortante	Cortante
Tipo acero	Dulce	Dulce	Dulce	Dulce
$k_{p1}(+)$	0,03513	0,02967	0,03548	0,03013
$k_{p1}(+)$	1/28	1/31	1/28	1/33
$k_{p1,med}(+)$	0,032606 (1/31)			
$k_{p1}(-)$	0,03065	0,02392	0,04641	0,03255
$k_{p1}(-)$	1/33	1/42	1/22	1/31
$k_{p1,med}(-)$	0,033387 (1/30)			
$k_{p2}(+)$	0,00604	0,00165	0,00633	0,00552
$k_{p2}(+)$	1/166	1/606	1/158	1/181
$k_{p2,med}(+)$	0,004888 (1/205)			
$k_{p2}(-)$	0,01223	0,00730	0,01081	0,01273
$k_{p2}(-)$	1/82	1/137	1/93	1/79
$k_{p2,med}(-)$	0,010771 (1/93)			
τ_B	1,56	1,56	1,56	1,56
$a(+)$ y $a(-)$	-9	-9	-9	-9
$b(+)$	4177,2	4177,2	4177,2	4177,2
$b(-)$	4106,4	4106,4	4106,4	4106,4

Tabla 4.14 Valores obtenidos del disipador MEDS

Siendo h/d en la tabla anterior la relación entre la altura y la anchura de la zona disipativa (Figura 4.16).

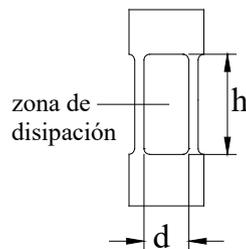


Figura 4.16 Ancho (d) y alto (h) de la zona disipativa

Los disipadores MEDS ensayados, fueron construidos de acero dulce. La relación entre la altura (h) y la anchura (d) de zona de plastificación por cortante de las BDU (Figura 3.10), es 1,59.

Los valores de la primera rigidez plástica, k_{p1} , obtenidos en el MEDS, son muy similares entre el rango positivo (compresión) y negativo (tracción) (Tabla 4.14). Asimismo, dichos valores, son muy parecidos a los obtenidos por Benavent Climent en [22] (Tabla 4.13).

Excepto en el Espécimen 2, el valor de la segunda rigidez plástica, k_{p2} , obtenido en el MEDS el rango negativo (tracción), es aproximadamente el doble que el obtenido en el rango positivo (compresión). En los disipadores ensayados por Benavent Climent estos parámetros resultaron iguales en ambos rangos, por su comportamiento simétrico en tracción y compresión. Sin embargo en el MEDS no podemos hablar de simetría en ambos rangos de fuerza, debido a la ondulación de su núcleo en compresión (Figura 4.17).

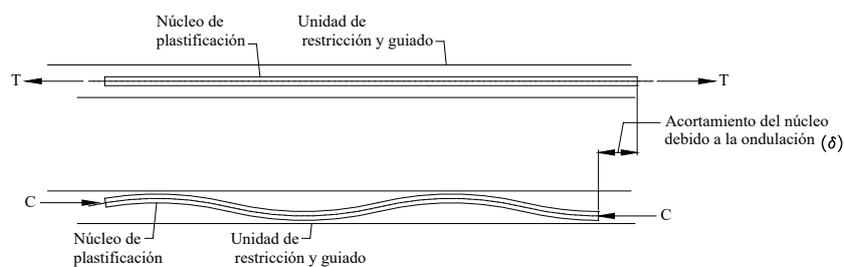


Figura 4.17 Ondulación del núcleo debido a la compresión en el mismo

Benavent Climent en [22], asume que el valor de la pendiente a de la Ecuación (4.15) es -7,33 y que es independiente del tipo de acero, de la geometría y del historial de carga y descarga del disipador. Asimismo, se indica que el valor de b de la misma ecuación, está fuertemente influenciado por el tipo de acero y por la geometría del disipador y debe ser obtenido de forma experimental.

En los ensayos realizados en [22], el valor del parámetro b está comprendido entre 250 y 2650 (Tabla 4.13).

En el ajuste del modelo de fatiga del MEDS, los parámetros a y b se obtienen de la Figura 4.11, resultando un valor de la pendiente $a=-9$ para ambos rangos y un valor de b de 4177,2 y 4106,4 para el rango positivo y negativo respectivamente.

Aunque los disipadores ensayados por Benavent Climent en [22] son de geometría, forma de plastificación y forma de los ensayos claramente distinta al MEDS, el valor de a

obtenido en los ensayos del MEDS, se aproxima mucho al obtenido en [22]. Por el contrario, el valor de b obtenido en el MEDS, difiere notablemente de los obtenidos en [22] (Tabla 4.13). Asimismo, se confirma que dicho parámetro está fuertemente influenciado por el tipo de acero y por la geometría del disipador, tal como se indica en [22].

En general, el modelo de fatiga de Benavent Climent, es un modelo que permite representar la fatiga considerando la asimetría entre el rango de tracción y el de compresión. Este modelo es claramente favorable para un disipador como el MEDS, que presenta un comportamiento asimétrico entre los rangos de tracción y compresión.

De las diferencias relativas obtenidas entre la energía disipada experimental y la analítica, se comprueba que, el modelo de fatiga predice el daño de forma aceptable en los disipadores ensayados mediante protocolos basados en series de ciclos de amplitud de deformación constante. Asimismo, en el caso de protocolos de ensayo basados en ciclos de amplitud de deformación crecientes, en los que se va disipando energía de skeleton hasta la el agotamiento del disipador (Ensayo 3), el modelo de fatiga no muestra buena correlación (Tabla 4.12).

4.6.2 Ajuste de los modelos de PyA, η - μ

En la representación de la fatiga de un módulo SM mediante Park y Ang, intervienen la energía disipada y el desplazamiento máximo de ciclo de un SM. Estos parámetros han sido convertidos a un formato adimensional a partir de los valores de referencia de la carga de plastificación ($F_{y,T,SM}$) y por la deformación última en caso de deformación monótonica creciente ($\Delta_{um,SM}$). Los parámetros que intervienen en el modelo η - μ serán los mismos, sólo que en su formato adimensional utiliza la deformación de plastificación ($\Delta_{y,SM}$) en lugar de la deformación última ($\Delta_{um,SM}$).

En la Tabla 4.15, ofrece los valores experimentales de cada módulo agotado en los cuatro especímenes ensayados. En la tabla se observa la energía disipada ($E_{h,SM}$), el desplazamiento máximo en su rango positivo y negativo ($\Delta_{max,SM}$) y la amplitud máxima de deformación ($\Delta_{a,SM}$). Conjuntamente la tabla ofrece la fuerza y el desplazamiento teóricos de plastificación de un SM ($F_{y,SM}$, $\Delta_{y,SM}$). Los valores positivos $\Delta_{max,SM}$ se refieren a desplazamientos destinados a la compresión del brazo.

En la Figura 4.18 se han representado la energía disipada y la deformación máxima. La intersección de la recta por el eje de abscisas permite obtener la deformación de referencia

$\Delta_{um,SM}$ empleada en Park y Ang para adimensionalizar sus variables, dando un resultado, en este caso de 48.33 mm.

Las ajustes de los modelos de Park y Ang (Ecuación (4.5)), $\eta-\mu$ (Ecuación (4.7)) y $\eta-\mu_a$ (Ecuación (4.8)) se pueden observar en la Figura 4.19, en la Figura 4.20 y en la Figura 4.21, respectivamente. De los ajustes se desprenden las constantes del modelo, así como la bondad del ajuste en cada caso, cuyos valores se han sumariado en la Tabla 4.20.

Disipador	$E_{h,SM}$ (kJ)	$F_{y,T,SM}$ (kN)	$\Delta_{y,T,SM}$ (mm)	$\Delta_{max,SM}$ (mm)		$\Delta_{a,SM}$ (mm)
				Rango +	Rango -	
Esp. 1	116,23	94	0,31	7,71	-6,82	14,53
Esp. 2	103,16			5,05	-3,72	8,77
Esp. 3	67,90			14,2	-12,34	26,54
Esp. 4	81,83			12,99	-19,43	32,42

Tabla 4.15 Energía disipada, valores teóricos de plastificación y desplazamiento máximo del módulo dañado de cada disipador MEDS ensayado

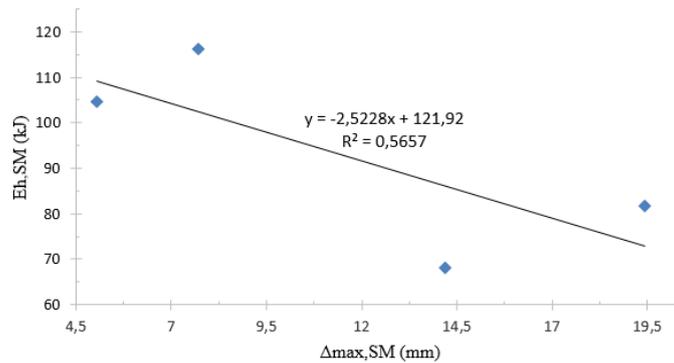


Figura 4.18 Energía disipada – Desplazamiento máximo

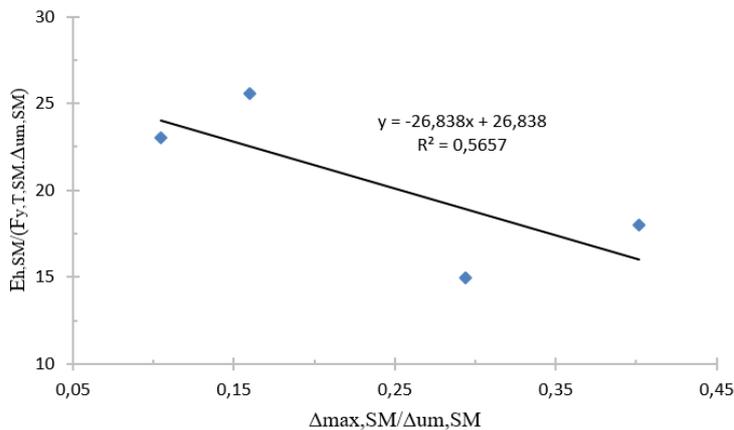


Figura 4.19 Ajuste del modelo de Park y Ang

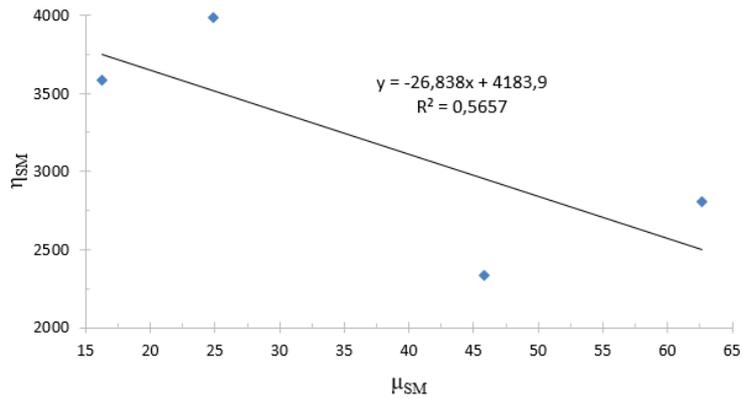


Figura 4.20 Ajuste del modelo η - μ

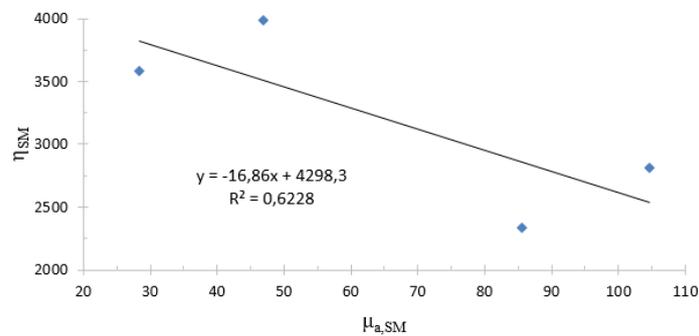


Figura 4.21 Ajuste del modelo η - μ_a

Las constantes de las rectas de regresión para los diferentes modelos son las siguientes:

- Modelo de Park y Ang (Ecuación (4.5)): $\beta = 0,037$
- Modelo η - μ (Ecuación (4.7)): $a = 4184$, $\beta = 0,037$
- Variante η - μ_a (Ecuación (4.8)): $a_1 = 4298$, $\beta_1 = 0,059$

Se puede observar como los factores a y a_1 , los cuales representan la energía disipada cuando la ductilidad es nula, coinciden prácticamente, como es de esperar. Con una respuesta del disipador simétrica en rango positivo y negativo (es decir, con una amplitud de deformación del doble de la deformación máxima en cada rango) $\beta/\beta_I=0.5$ teóricamente. Debido a la asimetría de la respuesta de los disipadores, en deformación, $\beta/\beta_I=0,62$. Finalmente, si se observa el coeficiente de correlación de los distintos modelos, los basados en la deformación máxima (PyA y η - μ) ofrecen un peor factor de correlación ($R^2=0,56$) que el modelo basado en la amplitud de la deformación (PyA y η - μ_a), con valores 0,56 y 0,62. Pese a la leve mejora ofrecida en el modelo que considera la amplitud de la deformación, los factores de correlación reflejan una bondad del modelo muy reducida. Se aprecia una gran dispersión en los valores representados, por tanto, la

correlación obtenida no es muy alta. De la representación anterior se obtiene un factor $\beta=0,037$. Aún sin existir una buena correlación entre los valores, el parámetro β obtenido, está dentro del rango de valores encontrados en la documentación consultada [75]–[77].

4.6.3 Ajuste del modelo $\mu_{cum}-\mu$

El modelo $\mu_{cum}-\mu$, cuando es aplicado al MEDS, entraña cierta dificultad en establecer los valores de la ductilidad y la ductilidad acumulada a nivel de brazo disipador. En este apartado se establecerán la relación entre la ductilidad de la Unidad Básica de Disipación (BDU) y la ductilidad del conjunto del brazo MEDs.

4.6.3.1 Relación entre las ductilidades del MEDS y sus BDUs. Concepto de brazo MEDS ideal

Para la determinación de los valores de la ductilidad y la ductilidad acumulada en el MEDS se han considerado las siguientes hipótesis:

En este modelo de fatiga se asume que:

- Toda la deformación plástica del brazo se produce en las Unidades Básicas de Disipación (BDUs).
- La deformación plástica de cada módulo de disipación seriado (SM) coincide con la deformación plástica de sus BDU ($\Delta_{P,SM} = \Delta_{P,BDU}$, Figura 4.23).
- La deformación plástica producida en el brazo disipador se distribuye por igual en todos sus SMs.
- La fuerza de fricción entre el núcleo de disipación y la unidad de restricción y guiado es despreciable (véase apartado 3.2.5), por lo cual la fuerza axial de cada módulo SM es igual a la del brazo disipador.

Como se ha definido en el capítulo 3, el brazo disipador MEDS [16] está compuesto por dos núcleos de disipación, de los cuales cada uno está formado por tres SM y un SM está formado por cuatro BDU. Las ductilidades del brazo MBRB y de una Unidad Básica de Disipación pueden escribirse mediante las Ecuaciones (4.18) y (4.19):

$$\mu_B = \frac{\Delta_{y,B} + \Delta_{P,B}}{\Delta_{y,B}} \quad (4.18)$$

$$\mu_{BDU} = \frac{\Delta_{y,BDU} + \Delta_{P,BDU}}{\Delta_{y,BDU}} \quad (4.19)$$

Los subíndices *B* y *BDU* significan Brazo y Unidad Básica de Disipación, el subíndice *P* significa deformación plástica y el subíndice *y* hace referencia al punto de plastificación (Figura 4.22).

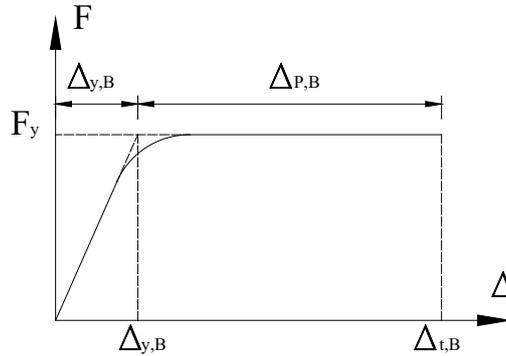


Figura 4.22 Deformación plástica y elástica

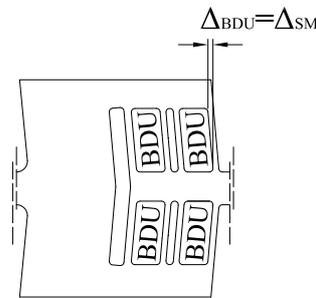


Figura 4.23 Deformación plástica de la BDU

Para la modelización del daño, se considera que toda la deformación plástica se produce en las BDU y se asume que la deformación plástica de la BDU es igual a la deformación plástica del SM del cual forma parte (Figura 4.23). A continuación se considera el comportamiento ideal del brazo MEDS, en el cual todos los SM, y por tanto, también las BDU, plastifican idénticamente. Bajo estas hipótesis la deformación plástica del brazo vendría dada por la Ecuación (4.20).

$$\Delta_{P,B} = n_{SM} \cdot \Delta_{P,BDU} \quad (4.20)$$

Donde n_{SM} es el número de módulos SM por brazo. Sustituyendo la Ecuación (4.20) en la Ecuación (4.18) se obtiene:

$$\mu_B = \frac{\Delta_{y,B} + n_{SM} \cdot \Delta_{P,BDU}}{\Delta_{y,B}} \quad (4.21)$$

Aislando $\Delta_{P,BPU}$ de la Ecuación (4.19) y sustituyéndolo en la Ecuación (4.21), se obtiene una nueva expresión de la ductilidad del brazo (Ecuación (4.22)).

Por tanto, para n_c ciclos del brazo, el desplazamiento total acumulado sería:

$$\sum \Delta_{y,B} = n_c \cdot 4 \cdot \Delta_{y,B} \quad (4.28)$$

El mismo razonamiento es aplicable al desplazamiento acumulado de una BDU, obteniéndose:

$$\sum \Delta_{y,BDU} = n_c \cdot 4 \cdot \Delta_{y,BDU} \quad (4.29)$$

Sustituyendo las Ecuaciones (4.20) y (4.28) a la Ecuación (4.23), se obtiene:

$$\mu_{cum,B} = \frac{n_c \cdot 4 \cdot \Delta_{y,B} + n_{SM} \cdot \sum \Delta_{P,BDU}}{\Delta_{y,B}} \quad (4.30)$$

Mediante las Ecuaciones (4.25), (4.29) y (4.30), se obtiene una nueva expresión de la ductilidad acumulada del brazo:

$$\mu_{cum,B} = 4n_c + n_{SM} \cdot \frac{\Delta_{y,BDU}}{\Delta_{y,B}} \cdot (\mu_{cum,BDU} - 4n_c) \quad (4.31)$$

Expresión que pone la ductilidad acumulada de un brazo MEDS ideal en función de la ductilidad acumulada de una cualquiera de sus BDUs.

4.6.3.2 Ajuste del modelo de fatiga $\mu_{cum}-\mu$

Para la evaluación del modelo de fatiga $\mu_{cum,t}-\mu$, se consideran los 4 ensayos realizados en el brazo disipador MEDS.

En la Tabla 4.16 se muestran parámetros necesarios para poder aplicar el modelo de fatiga antes definido. Se indican los desplazamientos máximos alcanzados por la BDU ($\Delta_{max,BDU}$) y el brazo disipador ($\Delta_{max,B}$), los desplazamientos de plastificación de la BDU ($\Delta_{y,BDU}$) y del brazo disipador ($\Delta_{y,B}$), los desplazamientos acumulados de la BDU ($\Delta_{cum,BDU}$ o $\sum \Delta_{BDU}$) y del brazo disipador ($\Delta_{cum,B}$ o $\sum \Delta_B$), el valor de la ductilidad y la ductilidad acumulada de las BDU (μ_{BDU} y $\mu_{cum,BDU}$ respectivamente) y del brazo disipador (μ_B y $\mu_{cum,B}$ respectivamente), así como el número de ciclos soportado por cada brazo disipador hasta la rotura (n_c) y el número de SM (n_{SM}) de cada brazo ensayado. Como valores de los desplazamientos de plastificación de la BDU ($\Delta_{y,BDU}$) y del brazo disipador ($\Delta_{y,B}$) se consideran los teóricos, es decir, se consideran $\Delta_{y,T,BDU}$ y $\Delta_{y,T,B}$ para la BDU y brazo disipador, respectivamente, definidos en la Tabla 3.5.

	Espécimen 1	Espécimen 2	Espécimen 3	Espécimen 4
<i>Protocolo</i>	AISC341	EN15129	Deformación cíclica con incremento de la amplitud	EN15129 + Deformación cíclica con incremento
$\Delta_{max,BDU} (mm)$	7,71	5,23	14,20	12,67
$\Delta_{cum,BDU} (mm)$	902,64	1174,10	442,13	545,32
$\Delta_{v,T,BDU} (mm)$	0,23	0,23	0,23	0,23
μ_{BDU}	33,52	22,74	61,74	55,11
$\mu_{cum,BDU}$	3924,52	5104,78	1922,30	2370,96
$\Delta_{max,B} (mm)$	17,96	12,81	36,88	
$\Delta_{cum,B} (mm)$	2159,70	3340,90	1221,30	
$\Delta_{v,T,B} (mm)$	0,94	0,94	0,94	
μ_B	19,11	13,63	39,23	
$\mu_{cum,B}$	2297,55	3554,15	1299,26	
n_C	45	145	18	33
n_{SM}	3	3	3	1

Tabla 4.16 Desplazamientos, ductilidades y ciclos soportados en los disipadores MBRB

De la Tabla 4.16 se observan unas ductilidades experimentales comprendidas entre 22 y 62 para las BDU y comprendidas entre 13 y 41 para los brazos MBRB.

Mediante los valores de la Tabla 4.16 y las Ecuaciones (4.22) y (4.31), se obtiene la ductilidad (μ_B) y la ductilidad acumulada ($\mu_{cum,B}$) del brazo disipador, suponiendo un comportamiento ideal del disipador (Tabla 4.17), es decir, suponiendo que los tres módulos de disipación (SM) disipan la misma energía.

	Espécimen 1	Espécimen 2	Espécimen 3
<i>Protocolo</i>	AISC341	EN15129	Deformación cíclica con incremento de la amplitud
μ_B	24,87	16,96	45,59
$\mu_{cum,B}$	2928,64	3901,38	1430,20

Tabla 4.17 Ductilidad y ductilidad acumulada del brazo MEDS en comportamiento ideal

En la tabla anterior, no se indican los valores para el disipador del Ensayo 4, ya que dicho disipador estaba construido con un solo módulo SM.

En la Figura 4.25, se representa la fatiga del disipador MEDS mediante la relación entre la ductilidad (μ_B) y la ductilidad acumulada ($\mu_{cum,B}$) del brazo. En la misma figura se representa la fatiga mediante los valores experimentales (Tabla 4.16) y mediante los valores obtenidos con las Ecuaciones (4.22) y (4.31) (valores de la Tabla 4.17), es decir,

considerando un comportamiento ideal del disipador. De la misma figura se observa que los disipadores podrían disipar más energía si estuvieran mejor contruidos.

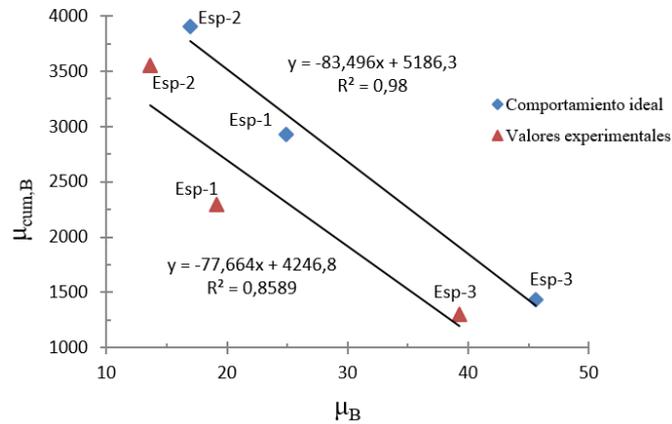


Figura 4.25 Ajuste experimental del modelo de fatiga $\mu_{cum}-\mu$ aplicado al MEDS

De la Figura 4.25 se han obtenido las constantes de las rectas de regresión de la Ecuación (4.9), que representa la fatiga del MEDS mediante el modelo $\mu_{cum}-\mu$.

- Modelo $\mu_{cum}-\mu$ (Ecuación (4.9)): $a_2= 4247$, $\beta_2 = 0,01287$ (ajustada a partir de los valores experimentales).
- Modelo $\mu_{cum}-\mu$ (Ecuación (4.9)): $a_2= 5186$, $\beta_2 = 0,01197$ (suponiendo un brazo MEDS ideal).

Sustituyendo las constantes a_2 y β_2 , obtenidas a partir de los valores experimentales, en la Ecuación (4.9) se obtiene la Ecuación (4.32):

$$\mu_{cum,B} = 4247 - 77,664\mu_B \tag{ 4.32 }$$

En la Tabla 4.18 se cuantifica la diferencia relativa entre el valor de la ductilidad acumulada del brazo obtenida de forma experimental ($\mu_{cum,B,exp}$), con la teórica obtenida mediante la Ecuación (4.32).

Espécimen	μ_B (experimental)	$\mu_{cum,B}$ (experimental)	$\mu_{cum,B}$ Ec. (4.32)	$(\mu_{cum,B,exp}-\mu_{cum,B})/(\mu_{cum,B,exp})$ (%)
1	19,11	2297,55	2762,64	-20,24
2	13,63	3554,15	3188,24	10,30
3	39,23	1299,26	1200,04	7,64

Tabla 4.18 Diferencia relativa entre la ductilidad acumulada teórica y la experimental

De las gráficas de la Figura 4.25 se observa que, concuerdan con la distribución de los espesores de las BDU, indicada en la Tabla 3.3. El disipador del Ensayo 2, es el que presenta un comportamiento más parecido a un disipador ideal y como se ha comentado

anteriormente, dicho disipador fue el mejor construido, puesto que es el que presenta menor diferencia entre los espesores medios de las BDU de cada SM. El brazo disipador del Ensayo 1 es el que presenta un comportamiento más alejado del ideal y es el que tiene la máxima diferencia entre los espesores medio máximo y mínimo de cada SM. Asimismo, de la Figura 4.25, también se observa que, a una mayor ductilidad le corresponde una menor ductilidad acumulada, siguiendo una relación prácticamente lineal.

4.6.3.3 Ajuste del modelo de fatiga $\mu_{cum}-\mu$ en la BDU

En la Tabla 4.19 se pueden observar los valores de la ductilidad de la BDU, μ_{BDU} , junto a sus dos ductilidades acumuladas, la total $\mu_{cum,BDU}$, y la plástica $\mu_{P,cum,BDU}$, esta última obtenida mediante la Ecuación (4.33). La tabla también ofrece los valores de los desplazamientos y los desplazamientos acumulados de la BDU para cada espécimen obtenidos de las curvas histeréticas de respuesta: el desplazamiento total acumulado $\Delta_{cum,BDU}$ (o $\sum \Delta_{BDU}$) y el desplazamiento plástico acumulado de la BDU ($\sum \Delta_{P,BDU}$), determinado indirectamente sustrayendo de la deformación total acumulada de la BDU $\Delta_{cum,BDU}$ su la deformación elástica acumulada (aproximada según la Ecuación (4.29)).

$$\mu_{P,cum,BDU} = \frac{\sum \Delta_{P,BDU}}{\Delta_{y,BDU}} \quad (4.33)$$

	<i>Espécimen 1</i>	<i>Espécimen 2</i>	<i>Espécimen 3</i>	<i>Espécimen 4</i>
<i>Protocolo</i>	AISC341	EN15129	Deformación cíclica con incremento de la amplitud	EN15129 + Cyclic deformation with increasing
$\Delta_{cum,BDU} (mm)$	902,64	1174,10	442,13	545,32
$\sum \Delta_{y,BDU} (mm)$	41,4	133,4	16,56	30,36
$\sum \Delta_{P,BDU} (mm)$	861,24	1040,7	425,57	514,96
$\Delta_{y,T,BDU} (mm)$	0,23	0,23	0,23	0,23
$\mu_{P,cum,BDU}$	3744,52	4524,78	1850,30	2238,96
$\mu_{cum,BDU}$	3924,52	5104,78	1922,30	2370,96
μ_{BDU}	33,52	22,74	61,74	55,11

Tabla 4.19 Desplazamientos y ductilidades experimentales de las BDU

En la Figura 4.26 se ha representado el modelo de fatiga $\mu_{cum}-\mu$ para la BDU, considerando tanto la ductilidad en relación al desplazamiento total acumulado como la ductilidad del desplazamiento acumulado plástico. En ambas se puede observar una excelente correlación, mucho mejor que la obtenida a nivel de MEDS, incluso a nivel de

brazo ideal (Figura 4.25) en el apartado anterior. En la regresión donde se considera la deformación plástica acumulada el factor de correlación es prácticamente la unidad.

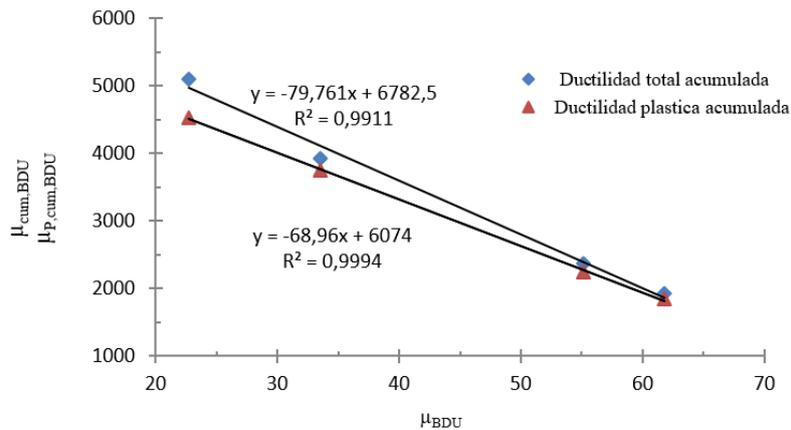


Figura 4.26 Relación entre la ductilidad (μ_{BDU}) y la ductilidad acumulada ($\mu_{cum, BDU}$) de la BDU y la relación entre la ductilidad (μ_{BDU}) y la ductilidad plástica acumulada de la BDU ($\mu_{P, cum, BDU}$)

4.6.4 Valoración de los modelos de fatiga utilizados en el MEDS

En la Tabla 4.20, se comparan los modelos de fatiga utilizados en el MEDS. Los valores de la tabla representan la diferencia relativa, en tanto por ciento, entre el valor experimental y el valor obtenida en la recta de regresión de cada modelo de fatiga para una misma ductilidad. Se puede observar que todos los modelos ofrecen niveles de errores similares, excepto el modelo donde se considera el brazo disipador ideal, con todos sus módulos SM disipando de igual forma. De los resultados se deduce que en un proceso de fabricación del MEDS donde las dimensiones y espesores de sus Unidades Básicas de Disipación tuvieran una mejor precisión, y donde la plastificación se distribuyera de forma prácticamente uniforme, no sólo su capacidad disipativa aumentaría sino que permitiría predecir con mucha más precisión su vida a fatiga.

Modelo	Ensayo-1 (AISC341)	Ensayo-2 (EN15129)	Ensayo-3 (Def. cíclico + inc. ampl.)	Ensayo-4 (EN15129)
Benavent-Climent	9,72%	-12,98%	-32,88%	-2,20%
Park y Ang	11,83%	-5,84%	-26,81%	10,90%
$\eta-\mu$	11,84%	-5,83%	-26,80%	10,91%
$\eta-\mu_a$	12,05%	-7,94%	-22,52%	9,73%
$\mu_{cum}-\mu$	-20,24%	10,30%	7,64%	-
$\mu_{cum}-\mu_a$	-18,68%	9,08%	8,17%	-
$\mu_{cum}-\mu_a(*)$	-6,18%	3,36%	3,53%	

Tabla 4.20 Diferencia relativa, en %, entre el valor experimental y el teórico.

(*) Errores valorados bajo la consideración de brazo MEDS ideal.

4.7 Modelización de la fatiga del disipador PCBRB

4.7.1 Introducción

En este capítulo se analizará la bondad de los siguientes modelos:

- Modelos lineales de PyA , $\eta-\mu$, $\mu_{cum}-\mu$
- Modelos potenciales de Tsai, $\mu_{cum}-\mu a^P$, $\eta-\mu a^P$

El modelo de Benavent Climent no se ha incluido como modelo de fatiga en el PCBRB (y los siguientes disipadores) por su elevada complejidad, y no por que no fuera de merecer su consideración. De hecho, es todo lo contrario. Considero que el modelo debería de ser analizado en un futuro a partir de la información experimental incluida en esta tesis (y a ser posible, ampliada), pero con la ayuda de rutinas de programación (con MATLAB, por ejemplo) que hicieran el análisis, en toda su extensión, más rápido y fiable.

Los dos modelos basados en Manson-Coffin (modelos de Manson-Coffin y Palmgren-Miner) tampoco se utilizaron en el MEDS, en este caso por falta de ensayos a fatiga a amplitud constante, requeridos para establecer las constantes del modelo de Manson-Coffin.

4.7.2 Ajuste de los modelos PyA , $\eta-\mu$ y $\mu_{cum}-\mu$

En la Tabla 4.21 se indica el valor de la energía disipada E_h , el desplazamiento máximo de ciclo Δ_{max} y los valores de plastificación teóricos F_y , Δ_y de los disipadores PCBRB ensayados. Debe destacarse que, el rango positivo se refiere a desplazamientos de tracción y el rango negativo de compresión.

Disipador	E_h (kJ)	$F_y^{(*)}$ (kN)	$\Delta_y^{(*)}$ (mm)	Δ_{max} (mm)		Δ_a (mm)
				Rango +	Rango -	
PC-r5-1	53,80	83,47	0,68	17,84	-13,24	31,08
PC-r5-2	190,95	83,99	0,68	7,37	-8,14	15,51
PC-r5-3	346,70	84,23	0,68	2,63	-6,13	8,76
PC-r5-4	245,73	83,91	0,68	7,56	-5,28	12,84
PC-r45-1 ^(**)	310	106,80	1	15,69	-13,32	29,01
PC-r45-2 ^(**)	339	106,80	1	13,58	-13,31	26,89

Tabla 4.21 Tabla de resultados experimentales del disipador PCBRB.

(*) Valores analíticos, (**) Valores obtenidos de [17], [19]

En la Figura 4.27 se han representado la energía disipada y la deformación máxima para los cuatro disipadores PC-r5, que son dimensionalmente iguales y del mismo material. De la recta de regresión obtenida se ha obtenido la deformación última del PCBRB en carga monotónica, Δ_{um} . Del paso de la recta por el eje de ordenadas se obtiene $\Delta_{um} = 19,87$ mm. Este será el valor de referencia para adimensionalizar las variables del modelo de Park y Ang mostrado en la Figura 4.28. El hecho de que sólo se disponga de dos valores experimentales en los PC-r45 aconseja a no determinar su valor de referencia correspondiente, por lo cual el modelo de Park y Ang será solo ajustado a partir de los datos experimentales del disipador PC-r5 (Figura 4.28).

Los dos modelos restantes permiten trabajar con la totalidad de los ensayos, ya que la deformación de referencia es el desplazamiento de plastificación teórico, calculable en ambas variantes del PCBRB. La Figura 4.29, la Figura 4.30 y la Figura 4.31 muestran las rectas de regresión experimental para los modelos.

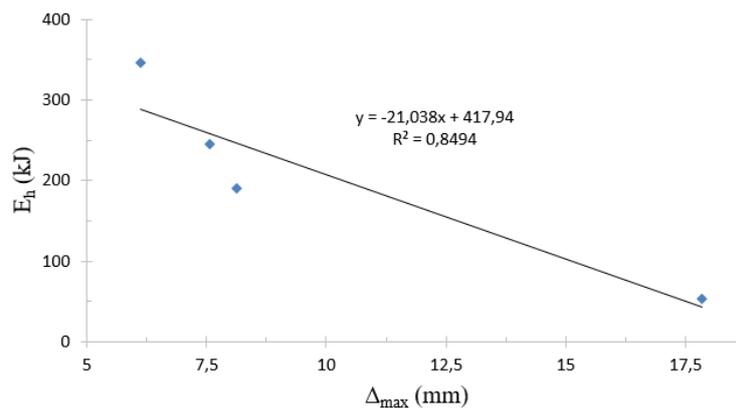


Figura 4.27 Energía disipada – Desplazamiento máximo

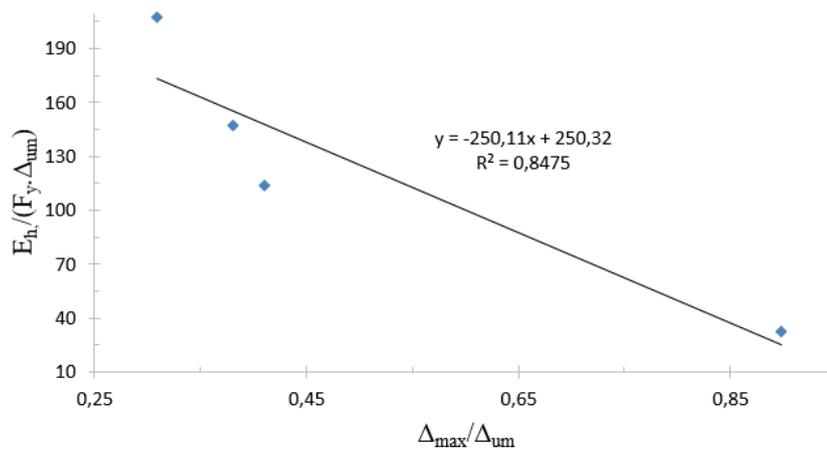


Figura 4.28 Representación del límite de fatiga del disipador PCBRB PC-r5 mediante el modelo de Park y Ang

Modelización y predicción de la fatiga a bajo número de ciclos

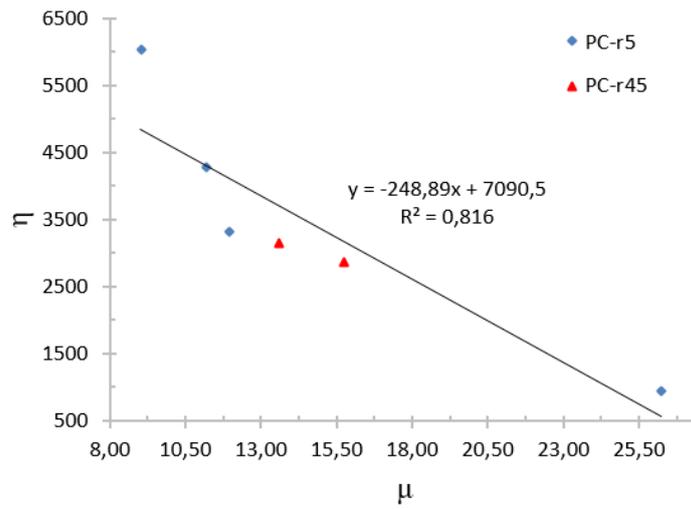


Figura 4.29 Ajuste del modelo η - μ

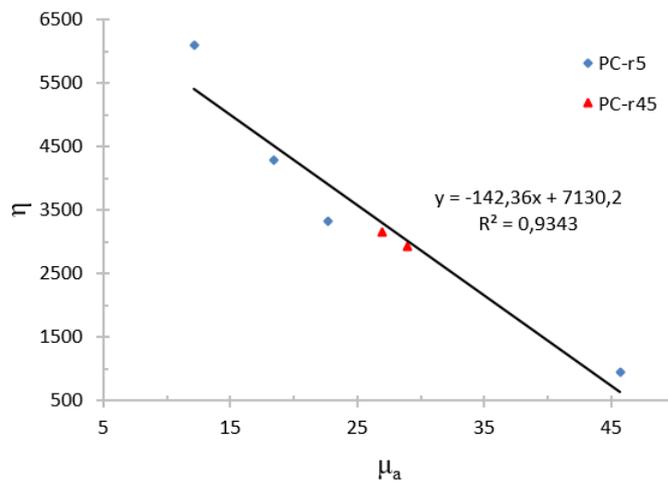


Figura 4.30 Ajuste del modelo η - μ_a

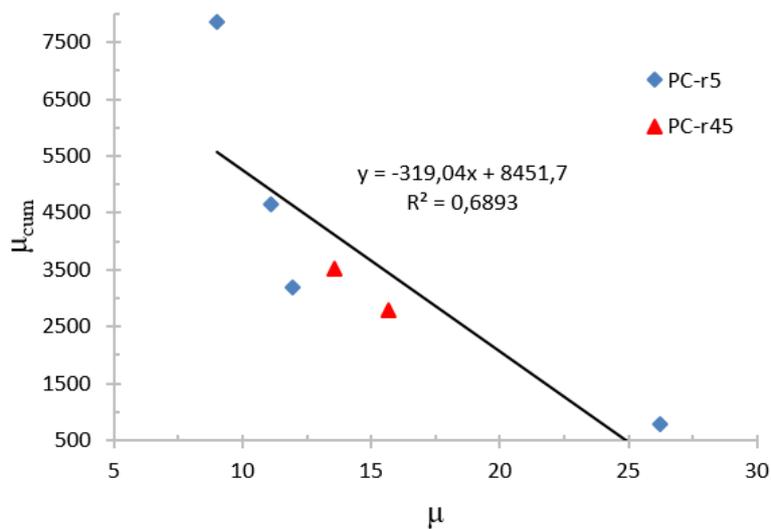


Figura 4.31 Ajuste del modelo μ_{cum} - μ

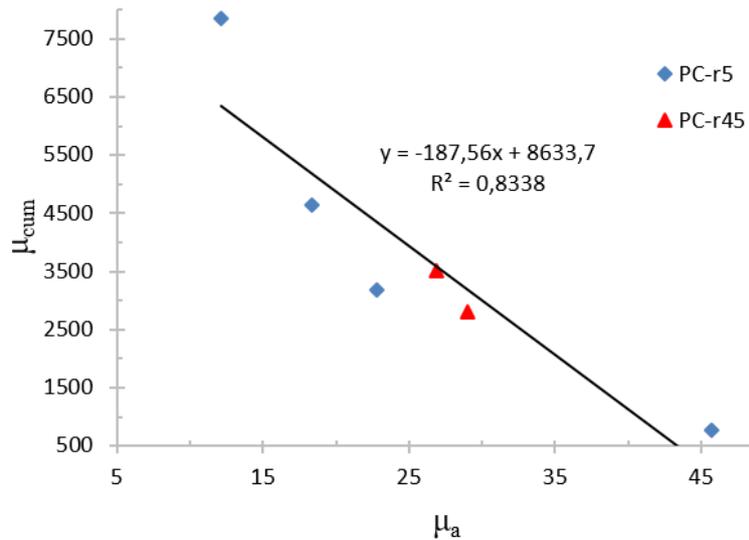


Figura 4.32 Ajuste del modelo $\mu_{cum}-\mu_a$

Las constantes de las rectas de regresión para los diferentes modelos son las siguientes:

- Modelo de Park y Ang (Ecuación (4.5)): $\beta = 0,004$
- Modelo $\eta-\mu$ (Ecuación (4.7)): $a = 7090$, $\beta = 0,004$
- Variante $\eta-\mu_a$ (Ecuación (4.8)): $a_1 = 7130$, $\beta_1 = 0,00704$
- Modelo $\mu_{cum}-\mu$ (Ecuación (4.9)): $a_2 = 8452$, $\beta_2 = 0,00313$
- Variante $\mu_{cum}-\mu_a$ (Ecuación (4.10)): $a_3 = 8634$, $\beta_3 = 0,00533$

En la Tabla 4.22 se resumen los coeficientes de correlación de los distintos modelos. Se observa que el modelo que presenta un mejor ajuste es el $\eta-\mu_a$. Igual que en el MEDS, la respuesta del disipador PCBRB ha sido asimétrica, por tanto, se confirma lo observado en el MEDS, que trabajar con la amplitud de deformación mejora el ajuste del modelo en disipadores con una respuesta asimétrica. Por otra parte, el modelo basado en la ductilidad acumulada presenta un valor inesperadamente bajo, vistos los buenos resultados que presentó en el disipador MEDS. Analizando la regresión se observa como el valor de la ductilidad acumulada correspondiente al menor valor de la ductilidad es muy superior al previsto por el modelo ajustado. También ocurre en los modelos basados en la energía disipada adimensionalizada, pero con un impacto menor en el factor de regresión. También se observa como las regresiones podrían, intuitivamente, ser mejoradas con un ajuste de una ley potencial como la del modelo de Tsai, lo cual se verá confirmado en el siguiente apartado.

	Factor de correlación del modelo (R^2)
Modelo/Disipador	PCBRB
Park y Ang	0,85
$\eta-\mu$	0,82
$\eta-\mu_a$	0,93
$\mu_{cum}-\mu$	0,69
$\mu_{cum}-\mu_a$	0,83

Tabla 4.22 Coeficiente de ajuste de cada modelo

4.7.3 Ajuste del modelo de Tsai

En la Tabla 4.23 se recogen los valores necesarios para determinar las dos variables del modelo de Tsai, ε_p (Ecuación (4.2)) y $\mu_{P,cum}$, modelo que ha sido convenientemente definido en el apartado 4.2.

	PC-r5-1	PC-r5-2	PC-r5-3	PC-r5-4	PC-r45-1(*)	PC-r45-2(*)
$\Delta_{max,PCBRB}$ (mm)	17,84	8,14	6,13	7,56	15,69	13,58
L_{Lb} (mm)	632	632	632	632	748	748
ε_y	0,00102	0,00102	0,00102	0,00102	0,00127	0,00127
ε_p	0,02720	0,01186	0,00868	0,01094	0,01970	0,01688
$\mu_{P,cum}$	707,00	2620,88	5166,00	3608,12	2473,00	2965,00

Tabla 4.23 Valores $\mu_{P,cum}$ y ε_p considerados en la representación de la Ecuación (4.1).

(*) Valores obtenidos de [17], [19], (**) Valor determinado analíticamente.

La Figura 4.33 muestra el ajuste del modelo de Tsai. Se puede observar que ofrece una correlación moderada. La Tabla 4.24 ofrece los valores de las constantes del modelo de Tsai (T y t) obtenidas en el ajuste realizado con los datos del PCBRB junto a los obtenidos por Tsai et al. en [48], también en disipadores tipos BRB. Se observa una gran similitud en el valor del exponente de la función potencial, no así en la constante T . Por tanto serían curvas con una evolución similar en relación con la deformación unitaria plástica, pero con valores notablemente distintos en cuanto a la ductilidad acumulada, que podría atribuirse probablemente a la geometría y material de los disipadores BRB utilizados

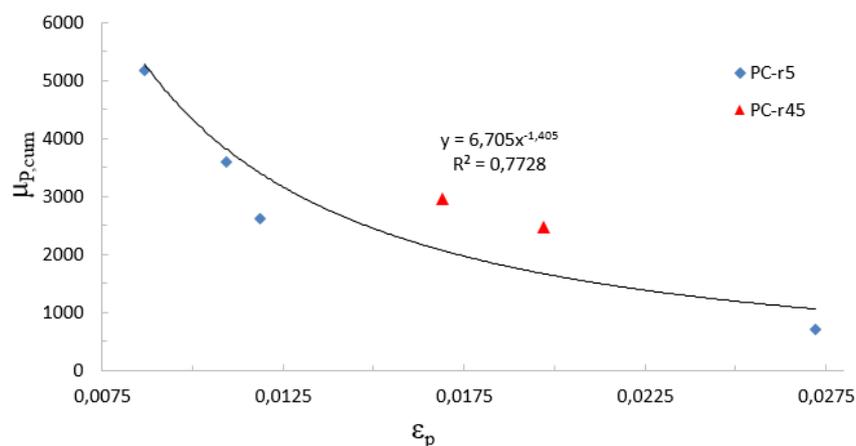


Figura 4.33 Representación de la fatiga del PCBRB mediante la Ecuación (4.1)

	T	t
Modelo de Tsai	1,443	1,52
PCBRB	6,705	1,405

Tabla 4.24 Coeficientes T y t para el modelo de Tsai

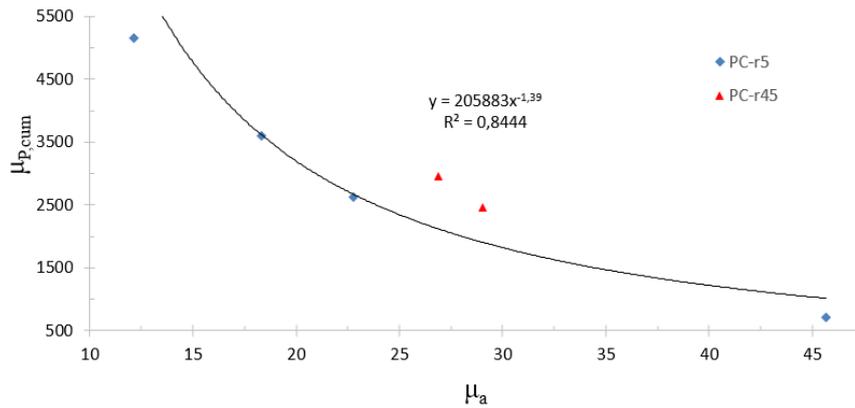
4.7.4 Ajuste de los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$

Los valores de μ_{cum} , μ_a y η , indicados ya anteriormente en la Tabla 3.24, se resumen en la Tabla 4.25, con atención específica a las variables que intervienen en los modelos de fatiga. En la Figura 4.34a) se representa la fatiga del disipador PCBRB mediante el modelo $\mu_{cum}-\mu_a^P$, definido por la Ecuación (4.3). En la (Figura 4.34b) se representa la fatiga mediante el modelo $\eta-\mu_a^P$, definido por la Ecuación (4.4). Ambos modelos ofrecen una correlación similar, ligeramente más elevada que la obtenida con el modelo de Tsai (Tabla 4.26), lo cual se atribuye, una vez más, a la consideración de la amplitud de la deformación (en su valor adimensional) en lugar de la deformación plástica máxima. En las dos regresiones se observa que los disipadores PC-r45 ofrecieron una energía disipada más elevada que el resto de disipadores. Como se ha comentado en el capítulo 3 estos especímenes ofrecieron una concentración de deformaciones menor que el resto de los especímenes, lo cual probablemente les confirió una mayor vida a fatiga. Los coeficientes obtenidos a partir de la regresión para B , b (Ec.(4.3) y para D y d (Ec.(4.4) fueron 205883, 1,39, 200176 y 1,323, respectivamente, ofreciendo una gran similitud en los dos modelos.

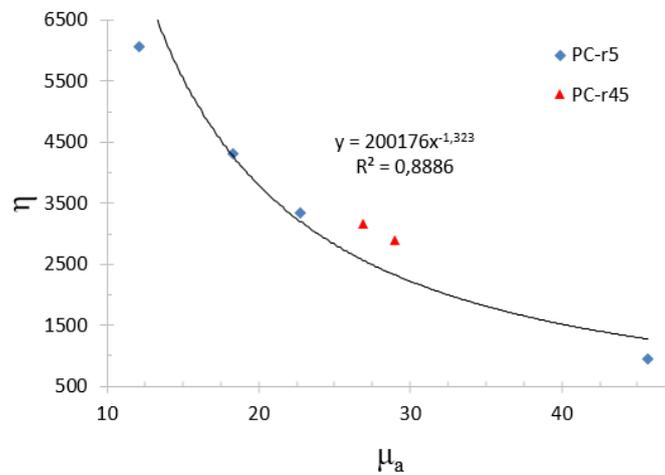
ENSAYO	PC-r5-1	PC-r5-2	PC-r5-3	PC-r5-4	PC-r45-1(*)	PC-r45-2(*)
Protocolo	AISC-341-16	EN-15129	EN-15129	EN-15129	AISC-341-16	EN-15129
μ_a	45,68	22,76	12,16	18,34	29,01	26,89
$\mu_{P,cum}$	707	2620,88	5166,00	3608,12	2473	2965
η	948,11	3334,37	6072,79	4306,30	2902,62	3174,16

Tabla 4.25 Valores de μ_a , μ_{cum} y η de los ensayos PCBRB.

(*) Valores obtenidos de [17], [19]



a)



b)

Figura 4.34 Representación de la fatiga del PCBRB mediante: a) la Ecuación (4.3) ;b) la Ecuación (4.4)

	Correlación del modelo
Modelo/Disipador	PCBRB (PC-r5 y PC-r45)
Tsai et al.	0,77
$\mu_{cum}-\mu_a^P$	0,84
$\eta-\mu_a^P$	0,89

Tabla 4.26 Coeficiente de ajuste de los modelos potenciales

4.8 Modelización de la fatiga del disipador TADAS

4.8.1 Introducción

En este capítulo se representa la fatiga del disipador TADAS [18]. Los modelos considerados son:

- Modelos basados en número de ciclos de Mason-Coffin (ciclos de amplitud constante) y Manson-Coffin/regla de Palmgren-Miner [11] (ciclos de amplitud variable).
- Modelos lineales de PyA , $\eta-\mu$.
- Modelos potenciales de Tsai [48], $\mu_{cum}-\mu_a^P$, $\eta-\mu_a^P$.

Como se ha visto en el apartado 3.4, en el disipador TADAS se han realizado unos ensayos a desplazamiento máximo de ciclo constante y unos ensayos a desplazamiento máximo de ciclo variable. Como se ha indicado en 3.4.3, los ensayos realizados del disipador TADAS se designan por XXC o XXV siendo XX el valor del desplazamiento máximo del ensayo. Las siglas C y V indican si el ensayo se ha realizado a desplazamiento máximo de ciclo constante o si ha sido realizado según el protocolo EN15129 [90] (a desplazamiento máximo de ciclo variable), respectivamente.

4.8.2 Ajuste de los modelos de PyA , $\eta-\mu$

En la Tabla 4.27 se indica el valor de la energía disipada E_h , el desplazamiento máximo de ciclo Δ_{max} y los valores de plastificación teóricos (F_y , Δ_y) de los disipadores TADAS ensayados (véase capítulo 3).

Tal como se ha procedido en apartados anteriores, para obtener la deformación última en deformación monotónica creciente Δ_{um} (requerido para adimensionalizar los parámetros del modelo de PyA) se ha partido de la recta de regresión ajustada a los datos experimentales correspondientes a la energía disipada y a la deformación máxima (Figura 4.35), a partir de la intersección de la recta con el eje de abscisas, dando como resultado, en este caso, una deformación $\Delta_{um} = 83,38$ mm.

La Figura 4.36 y la Figura 4.37 muestran los ajustes de los modelos de PyA y $\eta-\mu$. Ambos modelos de fatiga muestran un factor de correlación muy elevado con los datos experimentales, y el mismo en todos ellos, evidentemente, puesto que se trata de los

mismos datos experimentales adimensionalizados, simplemente, con un desplazamiento de referencia distinto. En este caso no se ha considerado necesario el modelo $\eta-\mu_a$, puesto que las respuesta histeréticas son simétricas en sus rangos positivo y negativo.

Disipador	E_h (kJ)	F_y (kN)	Δ_y (mm)	Δ_{max} (mm)	η	μ
40C	176,91	1,396	9,67	40	13105,1	4,14
50C	134,27	1,396	9,67	50	9946,43	5,17
55C	125,33	1,396	9,67	55	9284,17	5,69
60C	93,50	1,396	9,67	60	6926,27	6,20
40V	190,25	1,396	9,67	40	14093,30	4,14
50V	124,78	1,396	9,67	50	9243,43	5,17
55V	126,78	1,396	9,67	55	9391,58	5,69
60V	99,20	1,396	9,67	60	7348,52	6,20

Tabla 4.27 Energía disipada, valores de plastificación y desplazamiento máximo de los disipadores TADAS

Tal como se ha procedido en 4.6.2 y 4.7.2, para obtener Δ_{um} (máxima deformación medida bajo carga monotónica), se representa directamente la energía disipada con el desplazamiento máximo (Figura 4.35).

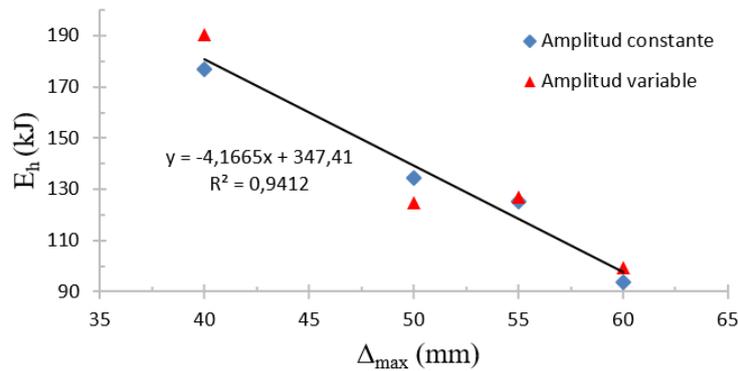


Figura 4.35 Energía disipada – Desplazamiento máximo de ciclo de los disipadores TADAS

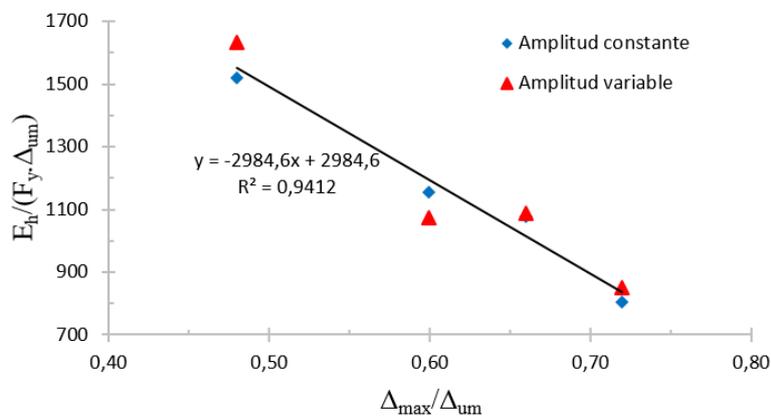


Figura 4.36 Representación del límite de fatiga del disipador TADAS mediante el modelo de Park y Ang

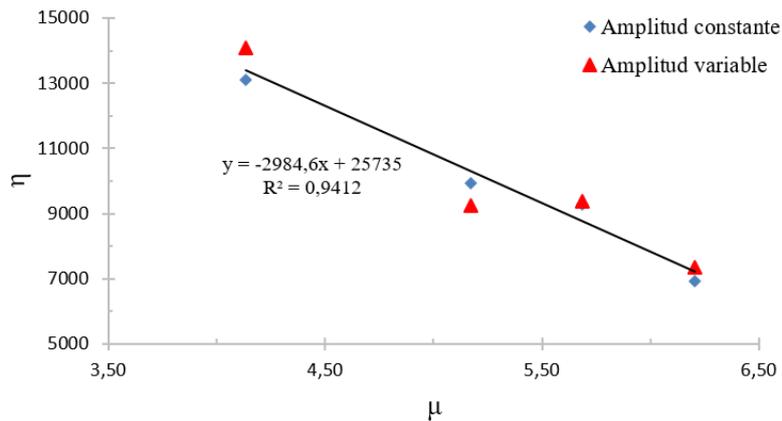


Figura 4.37 Representación del límite de fatiga del disipador TADAS mediante el modelo η - μ

Las constantes de las rectas de regresión para los anteriores modelos han sido las siguientes:

- Modelo de Park y Ang (Ecuación (4.5)): $\beta = 0,000335$
- Modelo η - μ (Ecuación (4.7)): $a = 25735$, $\beta = 0,000335$

4.8.3 Ajuste del modelo de fatiga de Manson-Coffin

El modelo de fatiga definido por la Ecuación (4.16) tiene el número de ciclos N_f como variable acumulativa y la máxima deformación unitaria plástica ($\Delta\epsilon_p$) como variable relativa a la deformación máxima. Antes de realizar el ajuste del modelo resultará necesario establecer la formulación que permita la conversión del desplazamiento máximo del TADAS, en su voladizo (dato registrado en los ensayos) en deformación unitaria plástica. Seguidamente desarrollaremos esta formulación.

Formulación auxiliar al modelo

La máxima deformación plástica unitaria alcanzada bajo cargas cíclicas en el TADAS en sus superficies exteriores (ϵ_p) se obtiene mediante las Ec. (4.34), (4.35) y

(4.36). La Ecuación (4.34), de carácter geométrico, se basa en la deformación del TADAS, con curvatura constante (Figura 4.38). La Ecuación

(4.36) es propia de la teoría de flexión de vigas, y establece la deformación unitaria longitudinal del material en la superficie del TADAS, donde es máxima.

$$r = \frac{r^2 \cdot \sin^2\left(\frac{L}{r}\right) + \Delta^2}{2\Delta} \quad (4.34)$$

$$\varepsilon_p = \varepsilon - \varepsilon_y \quad (4.35)$$

$$\varepsilon = \frac{t/2}{r} \quad (4.36)$$

Los valores L , r y Δ están representados en la Figura 4.38, y t es el espesor del disipador TADAS. El subíndice y se refiere al valor de plastificación del material. El parámetro r es el radio de curvatura de la pieza, θ el giro relativo entre las dos direcciones transversales extremas del TADAS y Δ el desplazamiento vertical impuesto al disipador en su extremo.

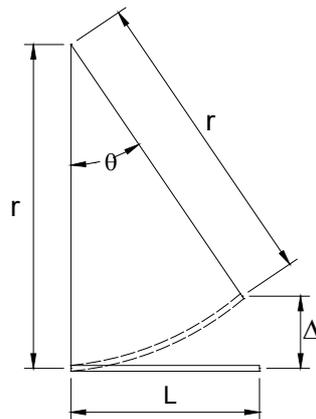


Figura 4.38 Deformación del disipador TADAS

La Figura 4.39 representa los valores iniciales de un ensayo Fuerza-Desplazamiento de un disipador TADAS. En dicha figura se indican los valores de plastificación de la fuerza y el desplazamiento obtenidos experimentalmente y los teóricos obtenidos mediante las Ecuaciones (3.18) y (3.19). Se aprecia que los valores de plastificación teóricos corresponden al inicio de la plastificación.

El valor del desplazamiento de plastificación utilizado en la formulación anteriormente descrita es el teórico ($\Delta_y=9,67$ mm).

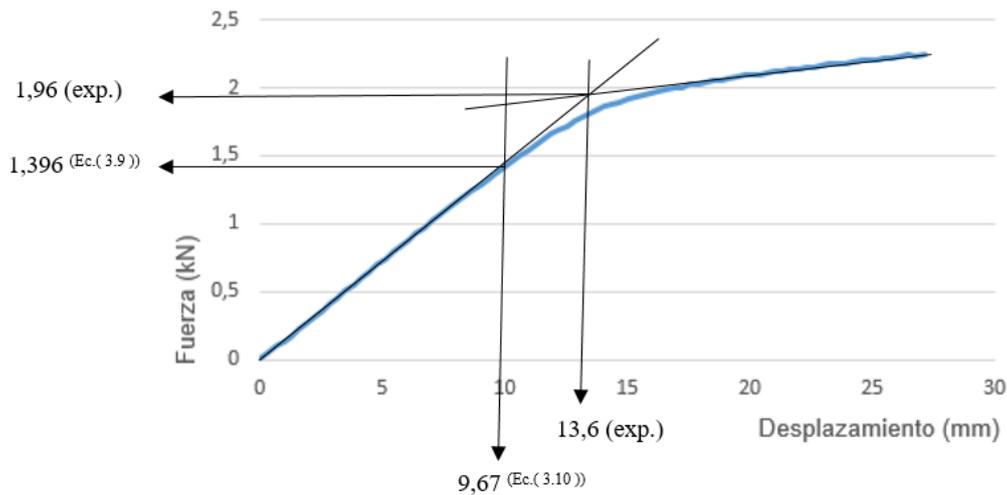


Figura 4.39 Valores experimentales y teóricos de la Fuerza y el Desplazamiento de plastificación del disipador TADAS [18]

Ajuste del modelo de Manson-Coffin a los datos experimentales

El ajuste del modelo de Manson-Coffin [9], [10], requiere de resultados experimentales a fatiga de amplitud constante de deformación. La Tabla 4.28 recoge los datos experimentales de cada ensayo, como serían el número de ciclos de fatiga N y la amplitud del desplazamiento máximo impuesto Δ_m . A partir del desplazamiento máximo, y de la formulación descrita en el apartado anterior, se deduce la deformación unitaria plástica máxima, ε_p , segundo parámetro fundamental del modelo de fatiga. Las variables de la tabla con subíndice m corresponden con los valores del desplazamiento máximo impuesto al disipador. Las variables con subíndice y corresponden al punto de inicio de plastificación. A partir del número de ciclos N y la máxima deformación unitaria longitudinal ε_p se ha realizado el ajuste del modelo (según Ecuación (4.16)) obteniéndose como constantes de material $C_f = 0,1294$ y $\alpha = 0,406$, este último próximo al rango habitual de valores, comprendido entre 0,5 y 0,7 [103].

	40C	50C	55C	60C
N	1188	617	487	308
Δ_m (mm)	40	50	55	60
L (mm)	170	170	170	170
r_m (mm)	354,375	280,2459	252,9889	230,0736
θ_m (rad)	0,4797	0,6066	0,6719	0,7389
Δ_y (mm)	9,67	9,67	9,67	9,67
ε_y	0,00167	0,00167	0,00167	0,00167
r_y (mm)	1492,697	1492,697	1492,697	1492,697
θ_y (rad)	0,1138	0,1138	0,1138	0,1138
ε	0,00705	0,00892	0,00988	0,01086

ϵ_p	0,00538	0,00724	0,00821	0,00919
--------------	---------	---------	---------	---------

Tabla 4.28 Valores calculados en TADAS [18] ensayados a desplazamiento máximo de ciclo constante

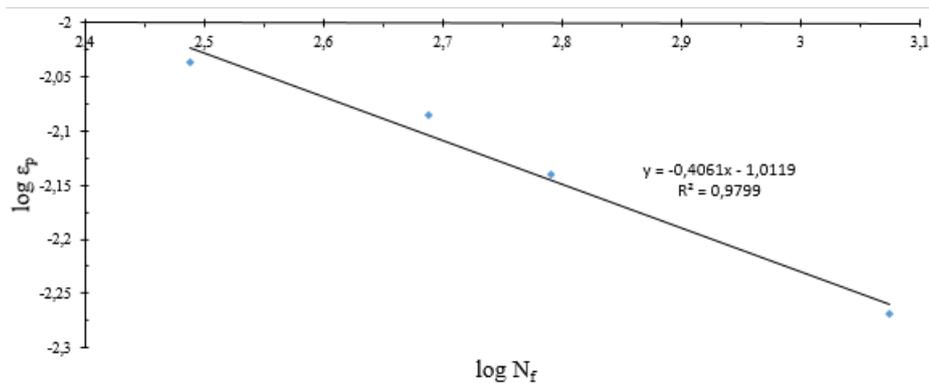


Figura 4.40 Ajuste del modelo de Manson-Coffin

A través de la ecuación ajustada del modelo de Manson-Coffin [9], [10], se ha calculado el número de ciclos de fatiga teóricos, y se han comparado con los experimentales (Tabla 4.29). De acuerdo con el buen ajuste obtenido, los errores relativos (en valor absoluto) calculados son relativamente pequeños.

Ensayo	Nº ciclos (experimental)	Nº ciclos (Manson-Coffin) (Ec.(4.16))	Error Relativo (%)
40C	1188	1248	5,05
50C	617	599	2,92
55C	487	441	9,45
60C	308	334	8,44

Tabla 4.29 Comparación entre el número de ciclos de fatiga experimentales y el número de ciclos de fatiga según el modelo de Manson-Coffin

4.8.4 Comprobación de la aplicación conjunta del modelo de fatiga de Manson-Coffin y de la regla de Palmgren-Miner en la predicción de la fatiga a bajo número de ciclos

Para verificar la regla de Palmgren-Miner (11) se han empleado los ensayos del disipador TADAS con amplitud variable. Los ensayos de amplitud variable, constaban de series de ciclos a amplitud constante, con tres amplitudes D_{v1} , D_{v2} y D_{v3} , tal como muestra la Figura 4.41. En la Tabla 4.30 se muestra el número total de ciclos para cada amplitud hasta el momento del fallo por fatiga. Para aplicar la regla de Palmgren-Miner (según Ecuación (4.17) se requiere determinar el valor teórico del número máximo de ciclos para cada

amplitud de deformación a partir del modelo de Manson-Coffin, para el cual se requiere la deformación unitaria plástica para amplitud de deformación. En la Tabla 4.30 y en la Tabla 4.31 se detallan sus valores. Finalmente se aplica la Regla de Palmgren-Miner para predecir la fatiga de los especímenes del TADAS ensayados a amplitud variable. Los resultados están recogidos en la Tabla 4.32. Tal como se puede apreciar en todos los casos el valor del índice de daño es igual o inferior a la unidad. Es decir, el modelo predeciría más resistencia a la fatiga a la realmente acontecida, aún que con un ajustado margen de error.

Ensayo	D_{v1} (mm)	N_{Dv1}	D_{v2} (mm)	N_{Dv2}	D_{v3} (mm)	N_{Dv3}
40V	10	589	20	589	40	1152
50V	12,5	260	25	260	50	511
55V	13,75	210	27,50	210	55	420
60V	15	145	30	145	60	281

Tabla 4.30 Resultados de los ensayos de fatiga del TADAS con ciclos de amplitud variable

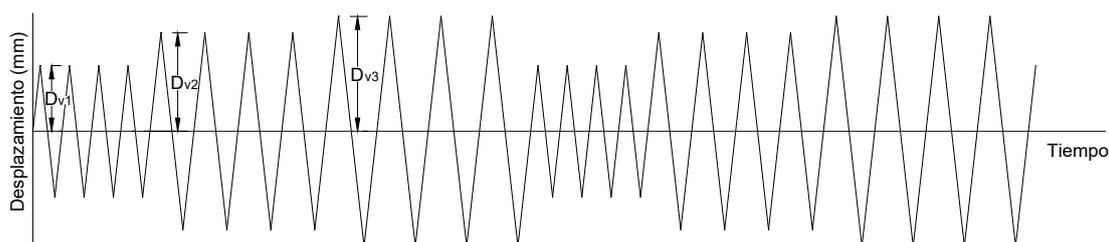


Figura 4.41 Protocolo de ensayo del TADAS en ciclos de amplitud variable

	Desplazamiento (mm)							
Δ_{max} (mm)	10	12,50	13,75	15	20	25	27,5	30
L (mm)	170	170	170	170	170	170	170	170
r_y (mm)	1492,697	1492,697	1492,697	1492,697	1492,697	1492,697	1492,697	1492,697
θ_y (rad)	0,1138	0,1138	0,1138	0,1138	0,1138	0,1138	0,1138	0,1138
Δ_y (mm)	9,67	9,67	9,67	9,67	9,67	9,67	9,67	9,67
ϵ_y	0,00167	0,00167	0,00167	0,00167	0,00167	0,00167	0,00167	0,00167
r_m (mm)	1443,33	1153,91	1048,61	960,82	719,14	573,78	520,805	476,581
θ_m (rad)	0,1178	0,1473	0,1621	0,1769	0,2364	0,2963	0,3264	0,3567
Δ_m (mm)	10	12,50	13,75	15	20	25	27,5	30
ϵ	0,00173	0,00216	0,00238	0,00260	0,003476	0,00435	0,0048	0,005245
ϵ_p	0,0000572	0,000493	0,000709	0,000927	0,001801	0,002682	0,003125	0,003571
N (Manson-Coffin)	89917213	451553	183202	94738	18453	6925	4752	3423

Tabla 4.31 Valores calculados por Manson-Coffin necesarios para aplicar Palmgren-Miner

Ensayo	Palmgren-Miner [11]
40V	$\frac{1152}{1248} + \frac{589}{18453} + \frac{589}{89917213} = 0,96 < 1$
50V	$\frac{511}{599} + \frac{260}{6925} + \frac{260}{451553} = 0,89 < 1$
55V	$\frac{420}{441} + \frac{210}{4752} + \frac{210}{183202} = 1$
60V	$\frac{281}{334} + \frac{145}{3423} + \frac{145}{94738} = 0,89 < 1$

Tabla 4.32 Valor del daño de los TADAS [18] según Palmgren-Miner [11]

Nótese que en los ensayos 40V, 50V y 60V, el valor del daño acumulado según Palmgren-Miner [11] es inferior a 1, sin embargo el disipador en los ensayos estaba agotado.

4.8.5 Ajuste de los modelos de Tsai, $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$

Ajuste del modelo de Tsai

La Tabla 4.33 ofrece los valores experimentales de $\mu_{P,cum}$ y ϵ_p requeridos para el modelo de Tsai (Ecuación (4.1)). Los valores de la deformación plástica máxima se han obtenido de la Tabla 4.28 y de la Tabla 4.31. La ductilidad plástica acumulada se ha definido de la forma establecida al principio del capítulo, a partir de la deformación máxima acumulada (deformación del extremo del TADAS) adimensionalizada por la deformación de plastificación.

TADAS	40C	50C	55C	60C	40V	50V	55V	60V
$\mu_{P,cum}$	14743,50	9947,66	9011,99	6185,87	16551,74	10328,68	9592,50	7359,94
ϵ_p	0,0000572	0,00049	0,00071	0,000927	0,001801	0,002682	0,003125	0,0035709

Tabla 4.33 Valores μ_{cum} y ϵ_p considerados en la representación de la Ecuación (4.1)

La Figura 4.42 representa la fatiga del disipador TADAS mediante el modelo propuesto por Tsai (Ecuación (4.1)). En la Tabla 4.34 se puede observar que los coeficientes T y t de la ecuación obtenidos del ajuste difieren notablemente de los valores obtenidos en [48].

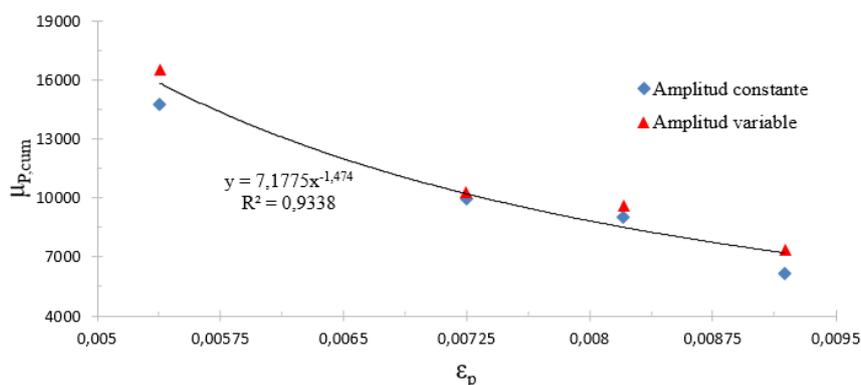


Figura 4.42 Representación de la fatiga del disipador TADAS mediante el modelo de Tsai

	T	t
Tsai et al	1,443	1,52
TADAS	7,1775	1,474

Tabla 4.34 Comparación coeficientes T y t obtenidos por Tsai con los obtenidos en el TADAS

Ajuste de los modelos de los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$

Para aplicar estos modelos (descritos por las Ecuaciones (4.3) y (4.4)), es necesario conocer la ductilidad plástica acumulada ($\mu_{p,cum}$), la energía disipada adimensionalizada (η) y la ductilidad de la amplitud máxima de deformación (μ_a), valores todos ellos mostrados en la Tabla 4.35. La representación de los valores gráficamente permite el ajuste del modelo $\mu_{cum}-\mu_a^P$ (Figura 4.43a) y del modelo $\eta-\mu_a^P$ (Figura 4.43b). De ambos ajustes se obtienen las constantes de material de ambos modelos. Para el modelo $\mu_{cum}-\mu_a^P$ las constantes obtenidas son $B=973818$ y $b= 1,949$, mientras que para el modelo $\eta-\mu_a^P$ las son $D=307685$ y $d=1,473$.

TADAS	40C	50C	55C	60C	40V	50V	55V	60V
$\mu_{p,cum}$	14743,50	9947,66	9011,99	6185,87	16551,74	10328,68	9592,50	7359,94
η	13105,10	9946,43	9284,17	6926,27	14093,30	9243,43	9391,58	7348,52
μ_a	8,27	10,34	11,38	12,41	8,27	10,34	11,38	12,41

Tabla 4.35 Valores de μ_{cum} , η y μ_a de los disipadores TADAS

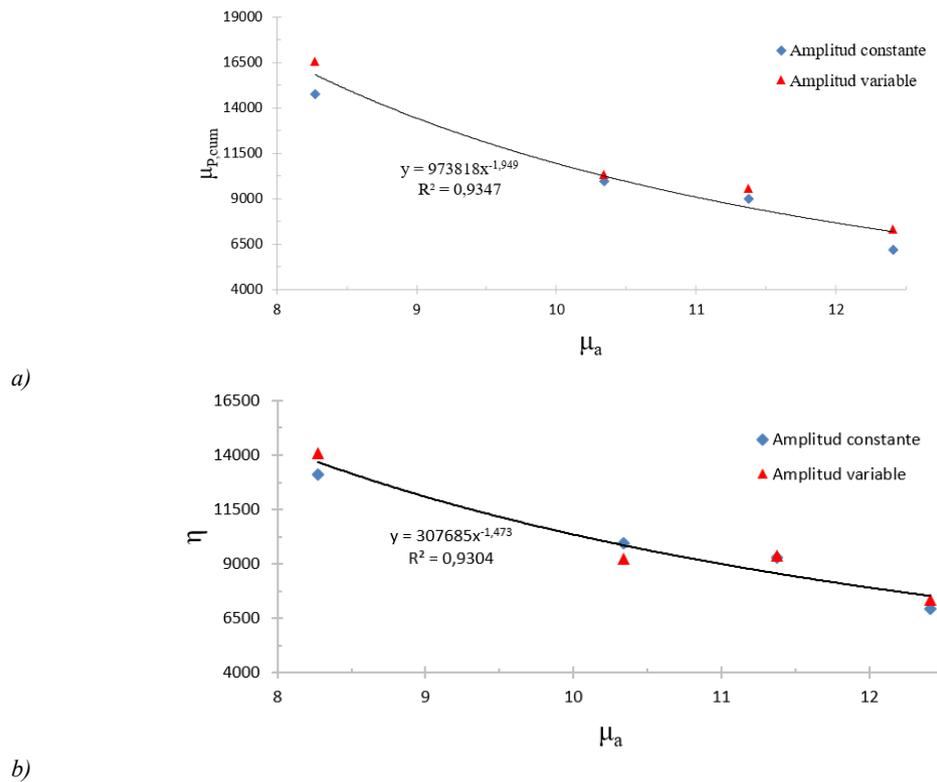


Figura 4.43 Representación de la fatiga del TADAS mediante el modelo: a) $\mu_{cum}-\mu_a^P$, b) $\eta-\mu_a^P$

Comparando el factor de regresión de los tres modelos en relación a los datos experimentales, obtenemos un mismo valor, 0,93, no ofreciendo la consideración de la amplitud de la deformación ninguna mejora. Este hecho era de esperar, dado que los TADAS ofrecieron una respuesta totalmente simétrica en sus rangos positivo y negativo de deformación.

4.9 Ajuste de los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$ a disipadores con plastificación uniforme bajo estado de tensiones uniaxial

4.9.1 Introducción

En este apartado se va a demostrar que los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$ permiten prever la fatiga a bajo número de ciclos en disipadores de distinto tipo y geometría, bajo las siguientes condiciones:

1. La plastificación se debe producir en un estado uniaxial de tensiones.
2. La deformación plástica debe distribuirse de forma gradual y uniforme en toda la extensión del disipador, de forma que su deformación global y la deformación unitaria del material mantengan una determinada proporción en todos sus estadios, tanto elástico como plástico.

3. Las variables del modelo deben ser adimensionalizadas mediante los valores de plastificación teóricos y correspondientes al elemento que deforma plástica y uniformemente.
4. El acero debe ser un acero de construcción, dúctil y de bajo límite elástico. No se ha comprobado la extensión del modelo en aceros de mayor resistencia a la habitual en estructuras de edificación.
5. Las zonas disipativas no deben contener soldaduras ni cambios bruscos de sección.

Los resultados experimentales utilizados para ajustar los modelos de fatiga provienen de los siguientes disipadores:

- Disipadores PCBRB
- Disipadores TADAS
- Disipadores tipo BRB [7], [49]

4.9.2 Ajuste y bondad de los modelos

El objetivo es validar los coeficientes (B , b , D y d), que forman parte de las ecuaciones que representan de fatiga, para que puedan ser utilizados en la predicción de la fatiga.

Los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$ están representados por las Ecuaciones (4.3) y (4.4). Asimismo, dichas ecuaciones están definidas por unos coeficientes B , b , D y d . Para calibrar estos coeficientes y hacerlos extensivos a otros disipadores, se han utilizado los valores de los ensayos realizados de los disipadores PCBRB ($\mu_{P,cum}$, η y μ_a indicados en la Tabla 4.25), TADAS ($\mu_{P,cum}$ indicado en Tabla 4.33, η indicado en Tabla 4.27 y μ_a indicado Tabla 4.35) y unos valores resultados del ensayo de disipadores BRB, con núcleos de sección transversal rectangular sin partes soldadas, publicados en [7] y [49]. Los valores obtenidos de los ensayos publicados en [7] y [49] se indican en la Tabla 4.36. También se han considerado los valores experimentales del ensayo del material de los disipadores PCBRB PC-r5 (indicados en la Tabla 3.16) y TADAS (indicados en la Tabla 3.27). Del ensayo de cada material, el valor de la energía normalizada η se ha obtenido de dividir la Densidad de Energía (ED), obtenida del diagrama tensión-deformación real (true curve), por la densidad de energía elástica ($F_y \cdot \epsilon_y$). La ductilidad plástica acumulada y la ductilidad de la amplitud de deformación se han obtenido mediante el cociente ϵ_u/ϵ_y .

Ensayo	CB-1D	CB-2D	P46M7
A_c (mm ²)	6452	6452	1664
L_y (mm)	3378	3378	1251
F_y (MPa)	268	268	289
E_h (kJ)	12768	13900	1378
Δ_{max} (mm)	100,3	97,3	38,14
Δ_a (mm)	197,6	194,6	76,3
$P_y=F_y \cdot A_c$ (kN)	1729	1729	481
$\Delta_y=L_y \cdot F_y/E$ (mm)	4,53	4,53	1,75
$\mu_a=\Delta_a/\Delta_y$	43,66	42,98	43,55
$\eta=E_h/(P_y \cdot \Delta_y)$	1631	1776	1637
$\mu_{P,cum}=\Delta_{pl,cum}/\Delta_y$	1253	1327	822
Fuente	[7]	[7]	[49]

Tabla 4.36 Valores de ensayos de disipadores BRB obtenidos de [7], [49]

Siendo A_c , la sección transversal del elemento disipador, L_y , la longitud del elemento de disipación de longitud transversal constante, F_y , la tensión de plastificación, E_h , la energía disipada, Δ_{max} , el desplazamiento máximo de ciclo, Δ_a , la amplitud de desplazamiento, P_y , la fuerza de plastificación, Δ_y , el desplazamiento de plastificación, μ_a , la ductilidad de la amplitud de deformación, η , la energía normalizada por los valores de plastificación, $\mu_{P,cum}$, la ductilidad plástica acumulada de los disipadores ensayados en [7] y [49].

En la Figura 4.44 se pueden observar los ajustes de las funciones potenciales de los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ (Figura 4.44a) y $\eta-\mu_a^P$ (Figura 4.44b), junto con sus constantes de ajuste y factores de correlación. Se puede observar que el valor de correlación es excelente en ambos casos, y muy similar. Las constantes de los modelos obtenidas son ligeramente distintas, siendo para el modelo $\mu_{cum}-\mu_a^P$, $B=3732220$ y $b= 1,555$, mientras que para el modelo $\eta-\mu_a^P$ son $D=216212$ y $d=1,326$.

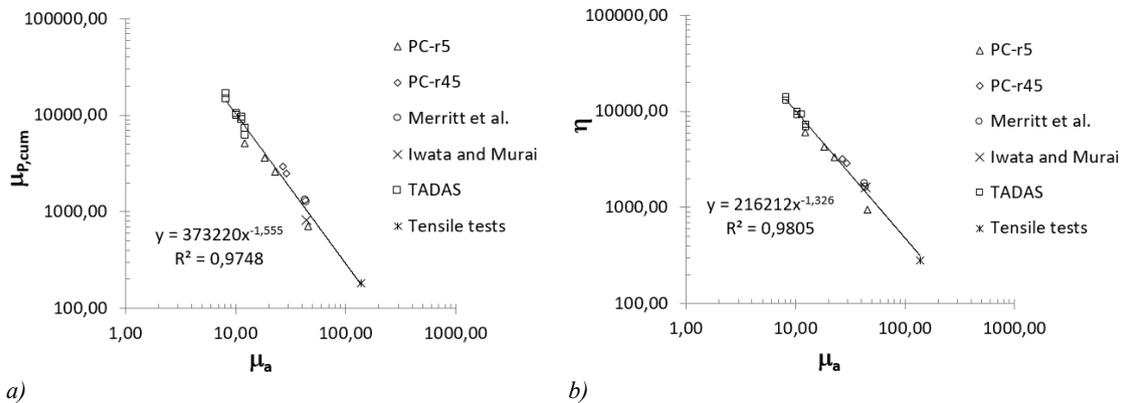


Figura 4.44 Representación de la fatiga mediante el modelo: a) $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y b) $\eta-\mu_a^P$

Dado que el ajuste de los modelos es muy bueno, dado que los modelos han sido ajustados mediante distintas tipologías de disipadores y dado que el rango de amplitud de μ_a es alto, se considera que los modelos $\mu_{cum}-\mu_a^P$ y $\eta-\mu_a^P$ son válidos para la predicción de la fatiga de disipadores elastoplásticos con distribución uniforme de la tensión en la zona de disipación y en que la plastificación del material sea por un estado uniaxial de tensiones (disipadores TADAS o BRB). Además, en base a los resultados aquí obtenidos y a resultados publicados en [3], [106], el modelo de fatiga podría extenderse a un rango aceptable de aceros dúctiles y de bajo límite elástico, típicamente aceros de construcción.

4.10 Discusión de resultados

De los ajustes realizados en los distintos ensayos se pueden apreciar distintos aspectos de carácter general:

1. En esta tesis se han considerado distintos modelos de fatiga a bajo número de ciclos de carácter mixto, existentes en el estado del arte, los cuales relacionan un parámetro acumulativo con otro de deformación máxima. Entre los parámetros acumulativos están el número de ciclos (en modelos basados en ciclos o combinaciones de ciclos a amplitud constante), energía histerética disipada y deformación plástica acumulada. Entre los parámetros de deformación máxima están sus distintas manifestaciones, como sería la relativa a la deformación unitaria máxima del material o alargamiento de la pieza (alargamiento, deflexión). Estas dos variables, la de alargamiento y la de deformación máxima se pueden asociar en el modelo de fatiga de forma lineal (modelo de Park y Ang) o de forma no-lineal (modelo de Tsai, modelo de Benavent Climent, modelo de Manson-Coffin). De los ajustes experimentales realizados en la presente tesis se observan una buena correlación lineal en rangos de ductilidad relativamente reducidos, donde la ductilidad máxima y mínima queda por debajo de 3. Sin embargo, cuando el ratio entre la ductilidad máxima y mínima aumenta, la relación no-lineal entre ambas variables se hace evidente. Este sería el caso del ajuste de los modelos de fatiga derivados de Tsai (potenciales) extendidos a los disipadores TADAS, BRB y probetas a tracción, donde se alcanza ratios entre ambas ductilidades superior a 10, y donde los factores de correlación alcanzan valores muy elevados 0,98.

2. En los ajustes realizados se han utilizado respuestas histeréticas con mayor o menor asimetría en sus rangos de desplazamiento positivo y negativo. Se ha observado que, para obtener buenas correlaciones en los modelos en caso de respuestas asimétricas, es preferible sustituir la deformación máxima por la amplitud máxima de la deformación.

3. Los tres parámetros acumulativos considerados (número de ciclos, energía disipada y deformación plástica acumulada) pueden ofrecer niveles de ajuste similares. La utilización de uno u otro va a depender de las herramientas de análisis y tipo de respuesta disponible. En este sentido consideramos que, probablemente, la variable más directa de obtener a partir de programas de análisis sísmico con análisis no-lineal y en el dominio del tiempo (dinámicos), es la energía disipada. Estos programas incluyen ya funciones histeréticas que permiten simular el comportamiento de disipadores, y la energía disipada por los mismos es una de las variables de salida. Ello no excluye que los otros dos parámetros no sean posibles de manipular con un post-proceso adecuado.

5 Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

5.1 Introducción

La respuesta dinámica de estructuras con disipadores en escenario sísmico estará fuertemente influenciada por la respuesta de sus disipadores. La simulación dinámica en el dominio del tiempo de edificios y puentes (estructuras de edificación en general) resulta extremadamente difícil debido tanto a la incertidumbre de la acción sísmica como a la enorme complejidad del comportamiento de un edificio ante un sismo severo, donde la respuesta es no-lineal y donde incluso los elementos no estructurales pueden jugar un papel importante. Debido a esta enorme complejidad se podría considerar que la bondad del modelo de respuesta histerética de los disipadores es sólo relativa. Y probablemente es así. Sin embargo considero que, en todos los campos relacionados con la predicción de la respuesta sísmica de estructuras se está evolucionando enormemente, tanto en la simulación dinámica del edificio, propiamente, como en la definición de las acciones sísmicas en su base probabilista. En este capítulo intentaré aportar mi grano de arena ahondando específicamente en la bondad de la respuesta histerética de algunos de los modelos disponibles en el estado del arte. El objetivo fundamental es alimentar estos modelos con la historia de desplazamientos experimental aplicada a distintos disipadores y comparar ambas energías disipadas, numérica y experimental. Resulta evidente que una buena aproximación de ambos valores resultará en un mejor análisis de la respuesta dinámica de las estructuras en condiciones sísmicas y una mejor evaluación de la fatiga y el daño de sus disipadores. Los modelos considerados han sido:

- El modelo de Amadeo Benavent Climent [12].
- El modelo de Bouc-Wen [13], [14] implementado en el software SAP2000 [87].
- El modelo de Zona-Dall'Asta [15].

Los modelos de Benavent y Zona han sido escogidos entre los muchos existentes porque permiten simular la asimetría de la respuesta histerética en el rango de fuerzas presente en los disipadores BRB. El modelo de Benavent Climent, además, permite introducir la combinación de endurecimiento isotrópico y cinemático presente en el acero en sus distintas fases de deformación plástica. El modelo de Bouc-Wen ha sido escogido por su simplicidad y su presencia en programas de análisis sísmico comerciales y de uso profesional.

5.2 Modelización de la respuesta: Modelo Benavent Climent

5.2.1 Introducción

En este apartado se ha obtenido la respuesta histerética Fuerza-Desplazamiento de los 4 disipadores MEDS ensayados, mediante el modelo de Benavent Climent [12].

Este modelo se ha visto con más detalle en el apartado 2.4.3. En forma de resumen, según este modelo, dado un historial de desplazamientos arbitrario, por ejemplo, el de la respuesta histerética de la Figura 5.1a, para hallar los esfuerzos de dichos desplazamientos, se siguen dos representaciones:

- I. si la deformación va asociada a un esfuerzo que no se ha alcanzado anteriormente, es decir, el sistema se encuentra en un estado de skeleton, se seguirá la aproximación trilineal de skeleton (Figura 5.1b).

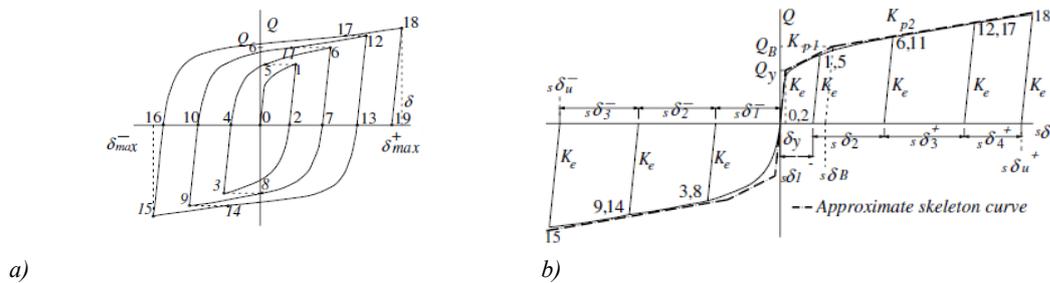


Figura 5.1 a) Respuesta histerética Fuerza-Deformación, b) Parte de skeleton de la respuesta histerética F-d [12]

- II. si la deformación va asociada a un esfuerzo que ya se ha alcanzado anteriormente, es decir, el sistema se encuentra en un estado de Bauschinger, se seguirá una aproximación bilineal de la curva de Bauschinger, por el intervalo de deformaciones correspondiente.

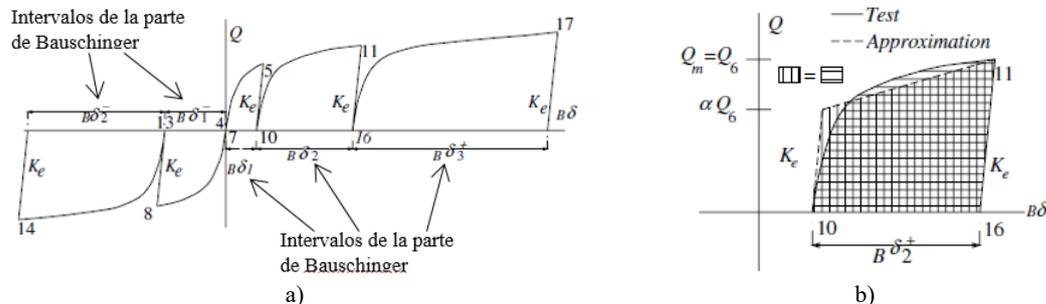


Figura 5.2 a) Parte de Bauschinger de la respuesta histerética, b) Aproximación bilineal de Bauschinger [12]

Como se ha visto anteriormente, para construir la aproximación bilineal de la curva de Bauschinger para un intervalo dado, son necesarios tres parámetros:

- I. El pendiente elástico inicial del diagrama histerético (k_e)
- II. Un valor β , cociente entre $\beta\delta$ y el desplazamiento acumulado a la parte de skeleton, $\Sigma s\delta$, hasta el inicio del segmento Bauschinger considerado.
- III. Un valor α resultado de igualar el área de la curva de Bauschinger obtenida del diagrama histerético con el área de la aproximación bilineal de Bauschinger en el intervalo considerado.

5.2.2 Ajuste del modelo

Ajuste de la aproximación trilineal de skeleton

En la presente tesis doctoral, si el sistema se encuentra en un estado de skeleton, se seguirá la aproximación trilineal de skeleton de la Figura 5.3, obtenida en 4.6.1.1. La aproximación trilineal se ha construido a partir de unos valores comunes para los 4 ensayos y para cada rango. Estos valores son los valores teóricos de plastificación del MEDS (Q_y , δ_y) y Q_B . Los valores de plastificación se han obtenido con la formulación indicada en 3.2.2.

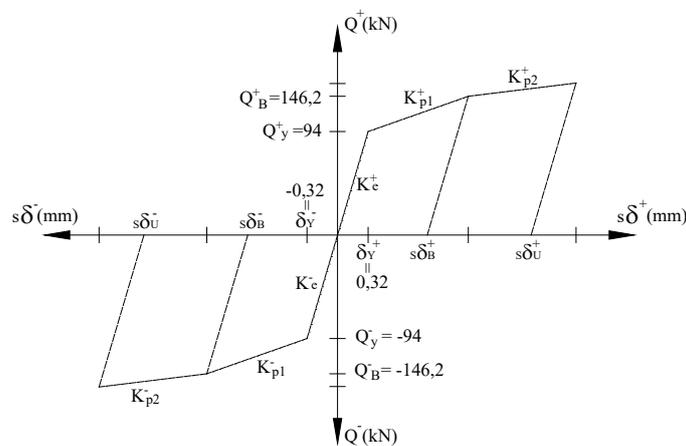


Figura 5.3 Aproximación trilineal de skeleton definida por los parámetros comunes de los 4 ensayos

Los valores de las rigideces K_{p1} y K_{p2} a utilizar en el modelo histerético de Benavent Climent, se indican en la Tabla 5.1. Estas rigideces son la media aritmética de las obtenidas en los 4 ensayos MEDS.

	Rango +	Rango -
$K_{p1,med}$	9,578	9,807
$K_{p2,med}$	1,4357	3,164

Tabla 5.1 Rigideces plásticas medias

Dado que existe prácticamente simetría entre la $K_{p1,med}$ del rango positivo y negativo, como valor de K_{pl} se ha adoptado la media aritmética, resultando un valor de $K_{p1,med}=9,70$ para ambos rangos.

Ajuste de la aproximación bilineal de Bauschinger

La aproximación bilineal de Bauschinger se obtiene del Ensayo 1.

Para obtener la aproximación bilineal de Bauschinger de cada intervalo de la parte de Bauschinger (Figura 5.2a), es necesario obtener los valores de α y β de cada intervalo.

El parámetro β , es el cociente entre $B\delta$ y el desplazamiento acumulado a la parte de skeleton, $\Sigma s\delta$, hasta el inicio del segmento Bauschinger considerado. Para un intervalo i , el parámetro β se obtiene de la Ecuación (5.1):

$$B\delta_2^+ = \beta(|s\delta_1^+| + |s\delta_1^-| + |s\delta_2^+| + |s\delta_2^-|) \quad (5.1)$$

El parámetro α se obtiene de igualar el área de la curva de Bauschinger en un intervalo con la aproximación de bilineal de Bauschinger (Figura 5.2b). Para ello, para un intervalo i , son necesarios los valores A_i , $B\delta_i$, $Q_{max,i}$ y $\Sigma s\delta_i$, siendo A_i el valor del área del diagrama de Bauschinger en dicho intervalo. Conocidos estos valores, el valor de α se obtiene de las Ecuaciones (5.2) para el rango positivo y (5.3) para el rango negativo.

$$\alpha_i^+ = (2.A_i / (Q_{max,i}.B\delta_i^+)) - 1 \quad (5.2)$$

$$\alpha_i^- = (2.A_i / (Q_{max,i}.B\delta_i^-)) - 1 \quad (5.3)$$

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

En la Tabla 5.2, para el rango positivo y Tabla 5.3, para el negativo, se indican los valores calculados de α y β a partir del Ensayo 1. Asimismo, también se indica el valor de los parámetros necesarios para el cálculo de α y β .

Rango POSITIVO							
Intervalo, (i)	A_i^+ (mm ²)	$Q_{\max,i}^+$ (kN)	$B\delta_i^+$	α_i^+	$\alpha_i^+ Q_{\max,i}^+$	$\sum s\delta_i^+$	β_i^+
1	70,91	98,1	1	0,45	43,72	1,95	0,51
2	55,66	100,13	0,80	0,39	39,03	2,21	0,36
3	176,86	122,38	1,87	0,55	66,77	7,87	0,24
4	329,56	139,54	2,93	0,61	85,11	12,01	0,24
5	460,02	152,09	3,32	0,82	125,03	20,28	0,16
6	789,30	163,47	5,80	0,66	108,70	26,52	0,22
7	1043,28	171,91	6,98	0,74	127,20	36,05	0,19
8	1617,86	177,89	10,14	0,79	141,21	43,35	0,23
9	1261,82	174,57	8,20	0,76	133,19	-	-
10	1222,87	173,44	8,05	0,75	130,38	-	-
11	1237,25	172,97	8,16	0,75	130,28	-	-
12	1208,35	172,69	8,01	0,75	128,91	-	-
13	1206,39	172,38	8,01	0,75	128,69	-	-
14	1244	172,26	8,24	0,75	129,68	-	-
15	1242,19	172,19	8,25	0,75	129,13	-	-
16	1242,68	172,15	8,26	0,75	128,92	-	-
17	1230	172,15	8,19	0,75	128,40	-	-
18	1228,81	172,11	8,20	0,74	127,78	-	-
19	1227,50	172,07	8,20	0,74	127,50	-	-

Tabla 5.2 Parámetros para cálculo de los valores α y β del rango positivo

Rango NEGATIVO							
Intervalo, (i)	A_i^- (mm ²)	$Q_{\max,i}^-$ (kN)	$B\delta_i^-$	α_i^-	$\alpha_i^- Q_{\max,i}^-$	$\sum s\delta_i^-$	β_i^-
1	66,89	-106,07	-0,84	0,50	-53,19	2,05	-0,41
2	99,53	-109,43	-1,27	0,43	-47,313	4,32	-0,29
3	330,42	-140,36	-2,97	0,59	-82,29	10,50	-0,28
4	410,33	-148,49	-3,54	0,56	-83,53	15,54	-0,23
5	889,81	-168,59	-6,21	0,70	-118,03	24,54	-0,25
6	1108,16	-174,84	-7,52	0,69	-120,08	31,12	-0,24
7	1838,49	-189,23	-11,21	0,73	-138,84	41,86	-0,27
8	1333,75	-183,21	-8,42	0,73	-133,60	43,35	-0,19
9	1301,58	-182,08	-8,30	0,72	-131,70	-	-
10	1289,60	-181,61	-8,26	0,72	-130,72	-	-
11	1284,33	-181,37	-8,24	0,72	-130,40	-	-
12	1279,50	-181,18	-8,26	0,71	-128,63	-	-
13	1282,45	-181,10	-8,25	0,72	-129,80	-	-
14	1280,88	-181,06	-8,25	0,71	-129,46	-	-
15	1278,41	-181,06	-8,25	0,71	-128,86	-	-
16	1277,69	-180,98	-8,25	0,71	-128,76	-	-
17	1277,49	-180,94	-8,25	0,71	-128,76	-	-
18	1283,43	-180,94	-8,28	0,71	-129,07	-	-
19	1278,26	-180,90	-8,29	0,70	-127,49	-	-

Tabla 5.3 Parámetros para cálculo de los valores α y β del rango negativo

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

En la Figura 5.4a) y b) se representa gráficamente para cada rango los valores $Q_{max,i}$ y $\alpha \cdot Q_{max,i}$. El gráfico resultante se ajusta mediante una ecuación con origen en el punto de coordenadas (0,0). Para el rango positivo, la ecuación obtenida es la (5.4) y para el rango negativo, la (5.5).

$$\alpha \cdot Q_{max} = 0,7255 \cdot Q_{max} \tag{5.4}$$

$$\alpha \cdot Q_{max} = 0,6932 \cdot Q_{max} \tag{5.5}$$

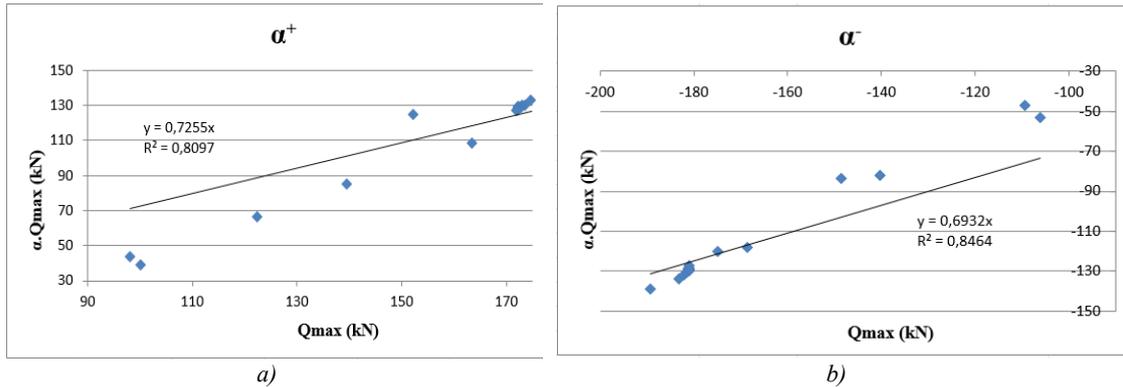


Figura 5.4 Ecuación con origen al origen de coordenadas para el cálculo del coeficiente α del: a) rango positivo y b) del rango negativo

Asimismo, en la Figura 5.5a) y b) se representa gráficamente para cada rango, los valores $B\delta_i$ y $\sum S\delta_i$. El gráfico resultante se ajusta mediante una ecuación con origen en el punto de coordenadas (0,0). Para el rango positivo y negativo, las ecuaciones obtenidas son (5.6) y (5.7), respectivamente.

$$B\delta = 0,21 \cdot \sum S\delta \tag{5.6}$$

$$B\delta = 0,26 \cdot \sum S\delta \tag{5.7}$$

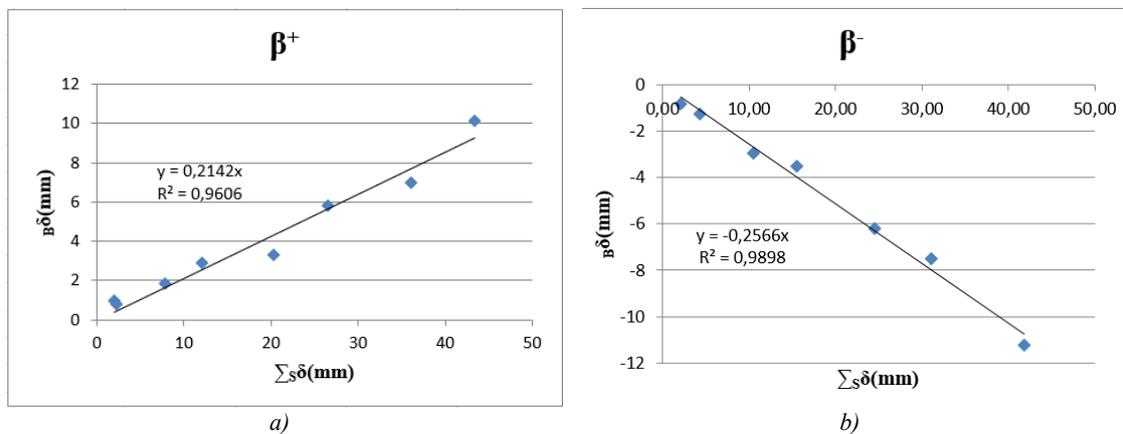


Figura 5.5 Ecuación con origen al origen de coordenadas para el cálculo del coeficiente β en el: a) rango positivo y b) en el negativo

Con tal de mejorar el ajuste, en la Figura 5.6a) y b) se representa nuevamente los valores $Q_{max,i}$ y $\alpha \cdot Q_{max,i}$ mediante una ecuación con origen distinto al origen de coordenadas. Las ecuaciones obtenidas son, la (5.8) para el rango positivo y la (5.9) para el rango negativo.

$$\alpha \cdot Q_{max} = 1,2036 \cdot Q_{max} - 77,936 \quad (5.8)$$

$$\alpha \cdot Q_{max} = 1,1072 \cdot Q_{max} + 71,443 \quad (5.9)$$

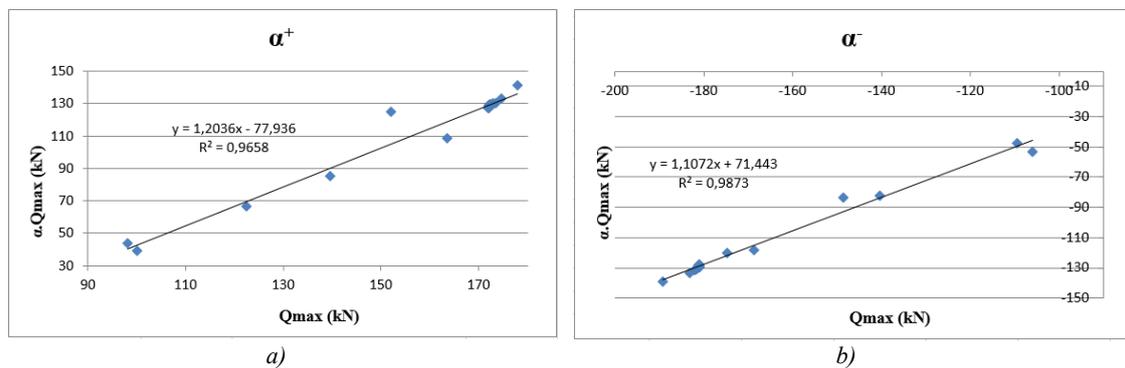


Figura 5.6 Ecuación con origen distinto al origen de coordenadas para el cálculo del coeficiente α en el: a) rango positivo y b) en el negativo

La correlación obtenida mediante las Ecuaciones (5.8) y (5.9) es del 97% y 99% para el rango positivo y negativo, respectivamente.

Asimismo, para mejorar los ajustes en el cálculo del coeficiente β , en la Figura 5.7a) y b) se representan los valores $\beta \delta_i$ y $\sum_s \delta_i$ y se ajustan mediante las ecuaciones de segundo grado (5.10) y (5.11).

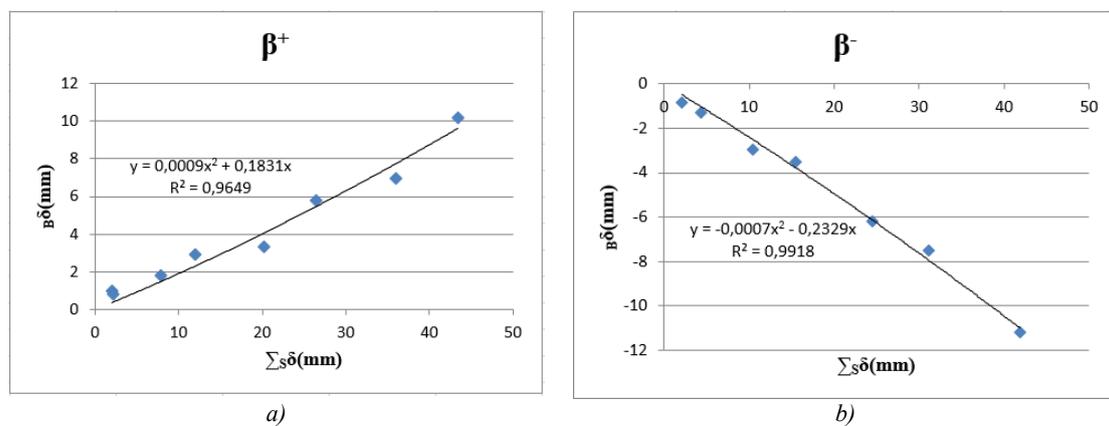


Figura 5.7 Ecuación de segundo grado para el cálculo del coeficiente β en el: a) rango positivo y b) en el negativo

$$B\delta=0,0009.\Sigma s\delta^2+0,183.\Sigma s\delta \quad (5.10)$$

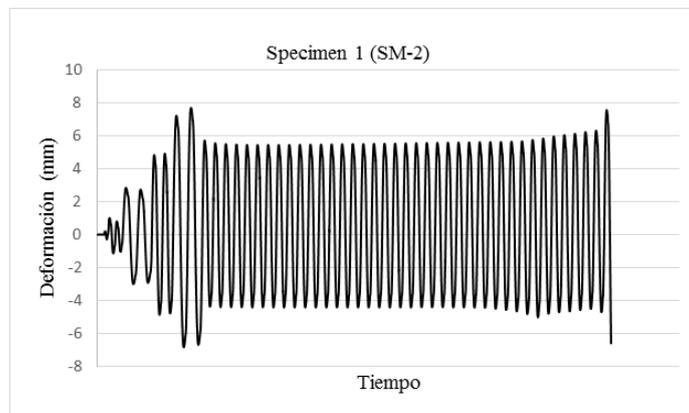
$$B\delta=0,0007.\Sigma s\delta^2+0,233.\Sigma s\delta \quad (5.11)$$

El ajuste obtenido mediante las Ecuaciones (5.10) y (5.11) es de un 97% y 99%.

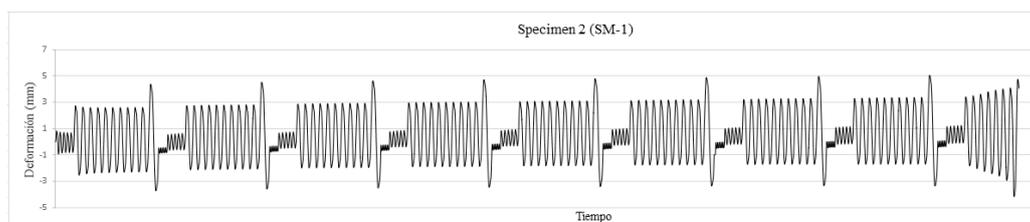
En la presente tesis doctoral, para obtener la respuesta histerética Fuerza-Desplazamiento mediante el modelo de Benavent Climent [12], si el sistema se encuentra en un estado de skeleton, se seguirá la aproximación trilineal de skeleton de la Figura 5.3 obtenida a partir de los 4 disipadores MEDS ensayados. Si el sistema se encuentra en un estado de Bauschinger, se seguirá la aproximación bilineal de la curva de Bauschinger y para ello, se considerará, en lugar de la constante α , las Ecuaciones (5.8) y (5.9) y en lugar de la constante β , las Ecuaciones (5.10) y (5.11), obtenidas a partir de los valores experimentales del Ensayo 1.

5.2.3 Modelización de la respuesta histerética

En este apartado se obtiene la respuesta histerética, Fuerza – Desplazamiento, del módulo dañado de cada disipador MEDS ensayado (Figura 4.8). La respuesta de cada ensayo mediante el modelo histerético de Benavent Climent, se ha obtenido a partir del historial de desplazamientos del propio ensayo (Figura 5.8).



a)



b)

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

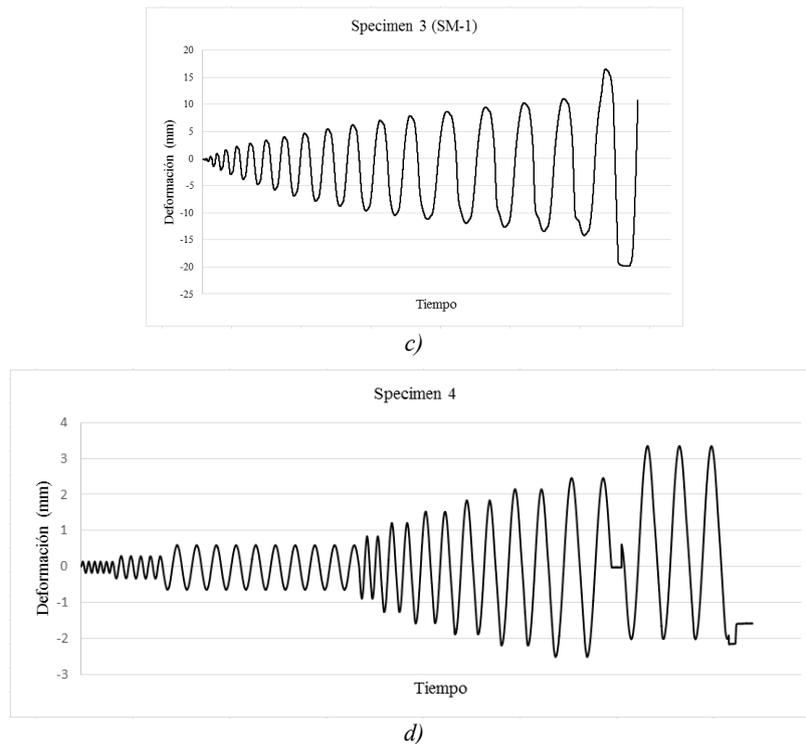


Figura 5.8 Historial de desplazamientos del módulo dañado del MEDS de cada ensayo

Para obtener dicha respuesta se emplea la aproximación trilineal de skeleton (Figura 5.3) cuando el sistema se encuentre en un skeleton y la aproximación bilineal de Bauschinger, cuando el sistema se encuentre en un estado de Bauschinger. Como coeficientes α y β se emplean, primero, las Ecuaciones (5.8), (5.9), (5.10), (5.11) y posteriormente los coeficientes $\alpha=0,80$ y $\beta=0,80$ indicados en [12].

Como se ha visto, los disipadores ensayados por Benavent Climent en [12], [22], están sometidos a ciclos de desplazamiento creciente lo cual supone que el esfuerzo en el disipador también es creciente respecto ciclos anteriores. El disipador tipo MEDS [16] del Ensayo 1 de la presente tesis doctoral, se ha ensayado según el protocolo de la AISC341-05 [89], según el cual, los primeros ciclos de carga son a desplazamiento creciente hasta conseguir la deformación máxima indicada en el protocolo de ensayo antes citado y en los ciclos posteriores la deformación es inferior a la máxima y se mantiene constante hasta el agotamiento del material. Por tanto, a partir del ciclo en el que no existe aumento de la deformación respecto el ciclo anterior, tampoco aumenta el esfuerzo en el disipador y la energía debida a la parte de skeleton está agotada. Este caso no está contemplado en [12].

En estos casos, cuando el esfuerzo en el disipador (Q) no aumenta, es decir, cuando todo el skeleton está agotado, para determinar cuál es el esfuerzo Q que corresponde a las deformaciones de los ciclos posteriores de carga, se opera en dos pasos:

- ✓ Hasta $\alpha.Q_{max}$, siendo Q_{max} el esfuerzo máximo alcanzado en el ciclo de carga anterior, se opera tal y como se ha descrito en apartados anteriores.
- ✓ A partir del punto de coordenadas $(d_i, \alpha.Q_{max})$ debe trazarse la recta horizontal ac de longitud $\beta.s\delta_a$ y una recta cb con su origen en el punto final de la recta ac y definida por el pendiente K_e y punto final b que corresponde al esfuerzo máximo alcanzado en el disipador en el ciclo anterior de carga. Sobre la recta ab y con el valor de la deformación correspondiente ya conocido, se ubica la Q correspondiente para el actual ciclo de carga (Figura 5.9).

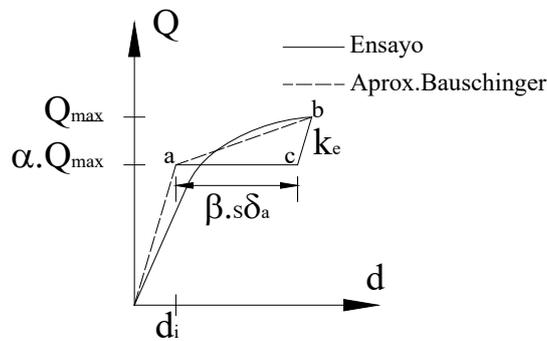


Figura 5.9 Aproximación bilineal de Bauschinger de un intervalo

Mediante el software MatLab [102] se programa una rutina (consultable en el Anejo A) para que, dado el historial de desplazamientos del módulo dañado de cada ensayo y mediante el modelo histerético de Benavent Climent [12] ajustado con la aproximación trilineal de skeleton de la Figura 5.3 y con la aproximación bilineal de la curva de Bauschinger con las consideraciones indicadas anteriormente para los coeficientes α y β , obtener la respuesta del módulo dañado de cada disipador MEDS [16] ensayado.

Como coeficientes α y β , las Ecuaciones (5.8), (5.9), (5.10), (5.11)

En la Figura 5.10 se muestra la respuesta histerética de cada ensayo obtenida mediante el modelo numérico. Para obtener la aproximación bilineal de Bauschinger de cada segmento de la parte de Bauschinger, como coeficientes α y β , se han empleado las Ecuaciones (5.8), (5.9), (5.10) y (5.11).

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

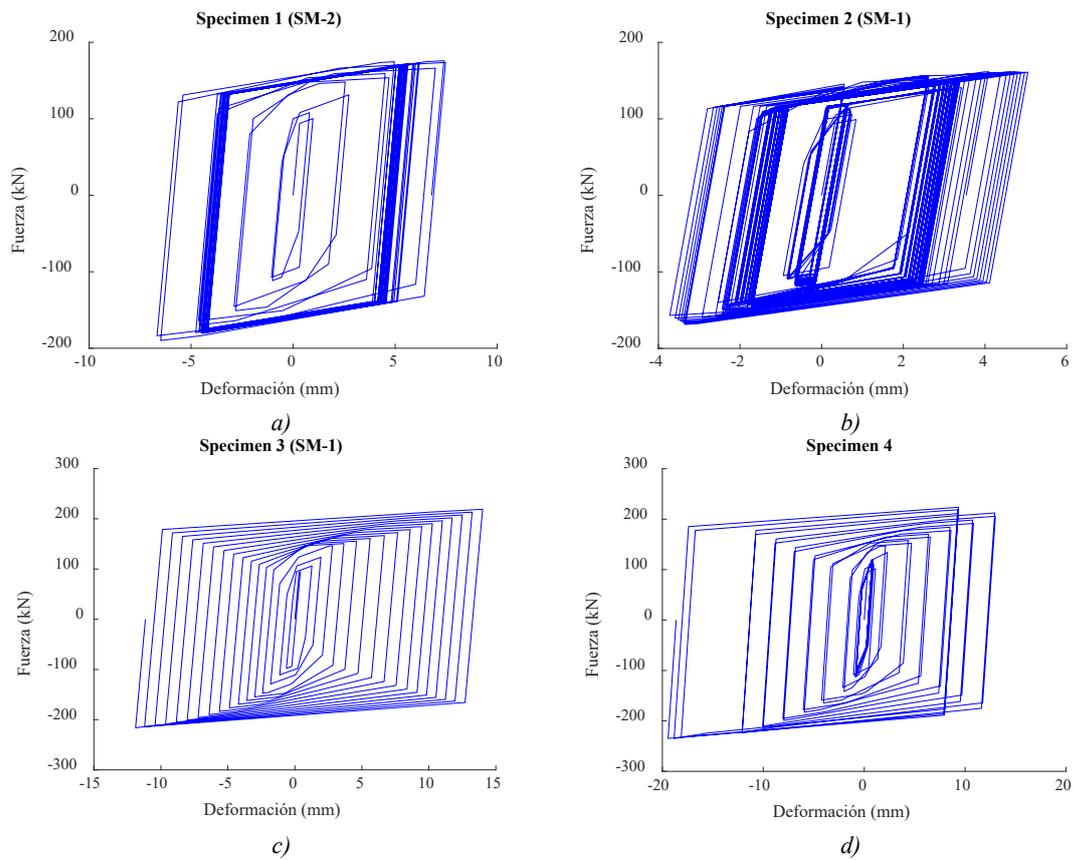
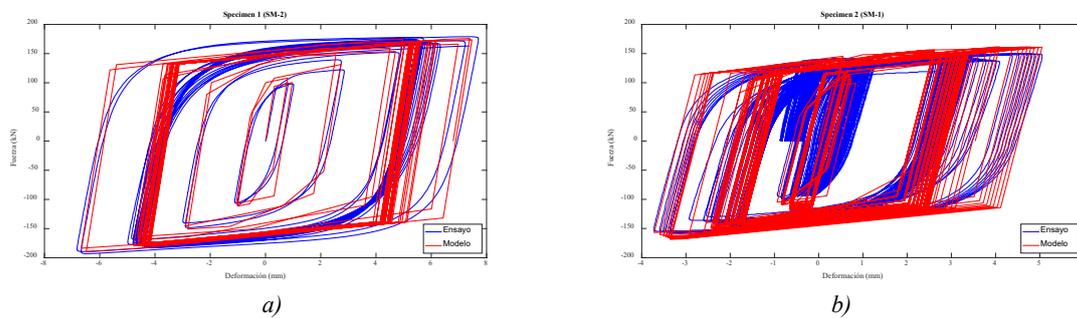


Figura 5.10 Respuesta histerética del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4, obtenidas mediante el modelo numérico ajustado con las Ecuaciones (5.8) a (5.11)

Para visualizar el ajuste del modelo numérico, en la Figura 5.11, para cada ensayo, se representa en un mismo gráfico, la respuesta histerética del modelo numérico con la obtenida experimentalmente.



Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

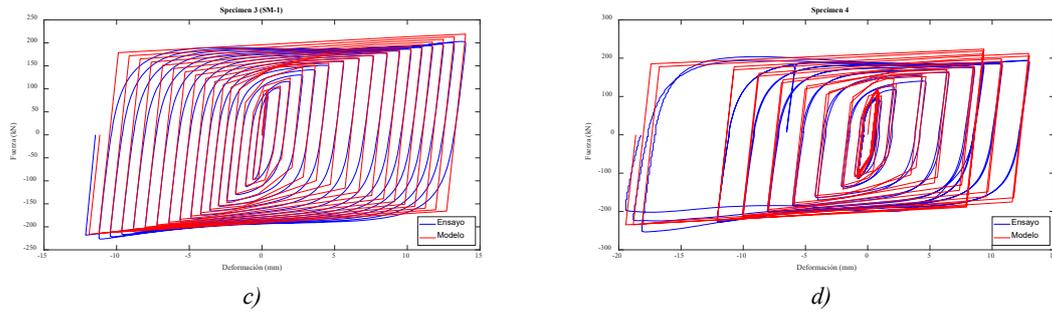


Figura 5.11 Comparación respuesta experimental y numérica del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4

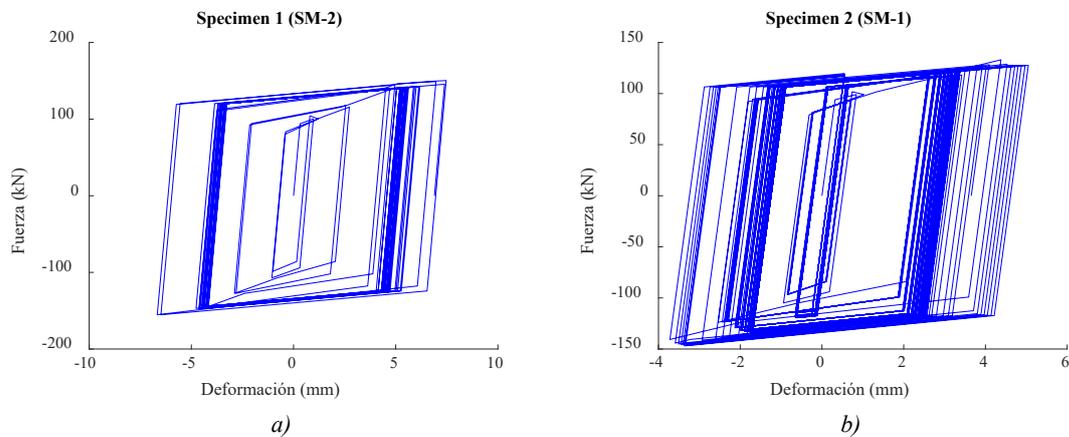
En la Tabla 5.4 se indica la diferencia relativa entre la energía disipada experimental ($W_{u,exp}$) con la energía disipada mediante el modelo histerético de Benavent Climent ($W_{u,num}$).

Ensayo/Energía	$W_{u,exp}$ (kJ)	$W_{u,num}$ (kJ)	$(W_{u,exp}-W_{u,num})/W_{u,exp}$ (%)
Ensayo-1	116,23	116,32	-0,077
Ensayo-2	103,16	110,17	-6,80
Ensayo-3	67,90	68,561	-0,98
Ensayo-4	81,83	85,58	-4,58

Tabla 5.4 Diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la obtenida numéricamente mediante el modelo de Benavent Climent (en %)

Con coeficientes $\alpha=0,80$ y $\beta=0,80$

En la Figura 5.12, se representa la respuesta histerética de cada ensayo obtenida mediante el modelo numérico. La aproximación bilineal de Bauschinger se ha obtenido con los coeficientes $\alpha=0,80$ y $\beta=0,80$, obtenidos por Benavent Climent [12].



Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

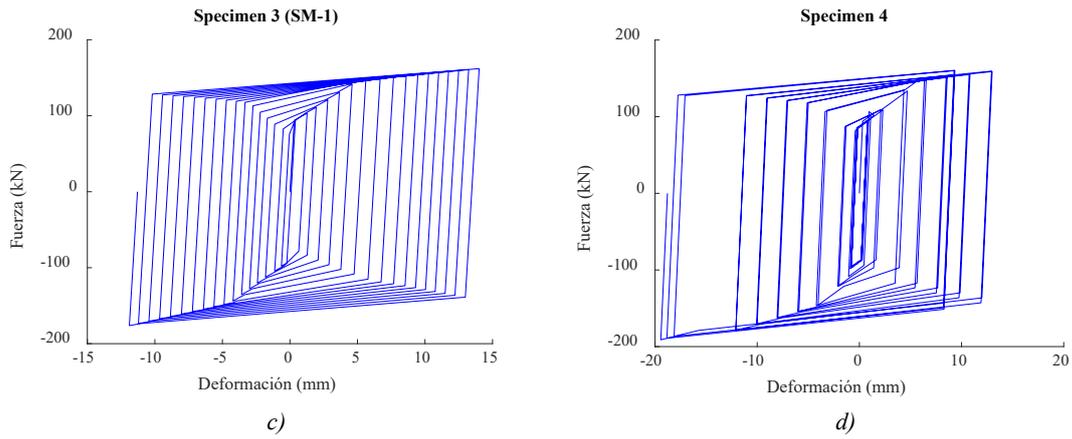
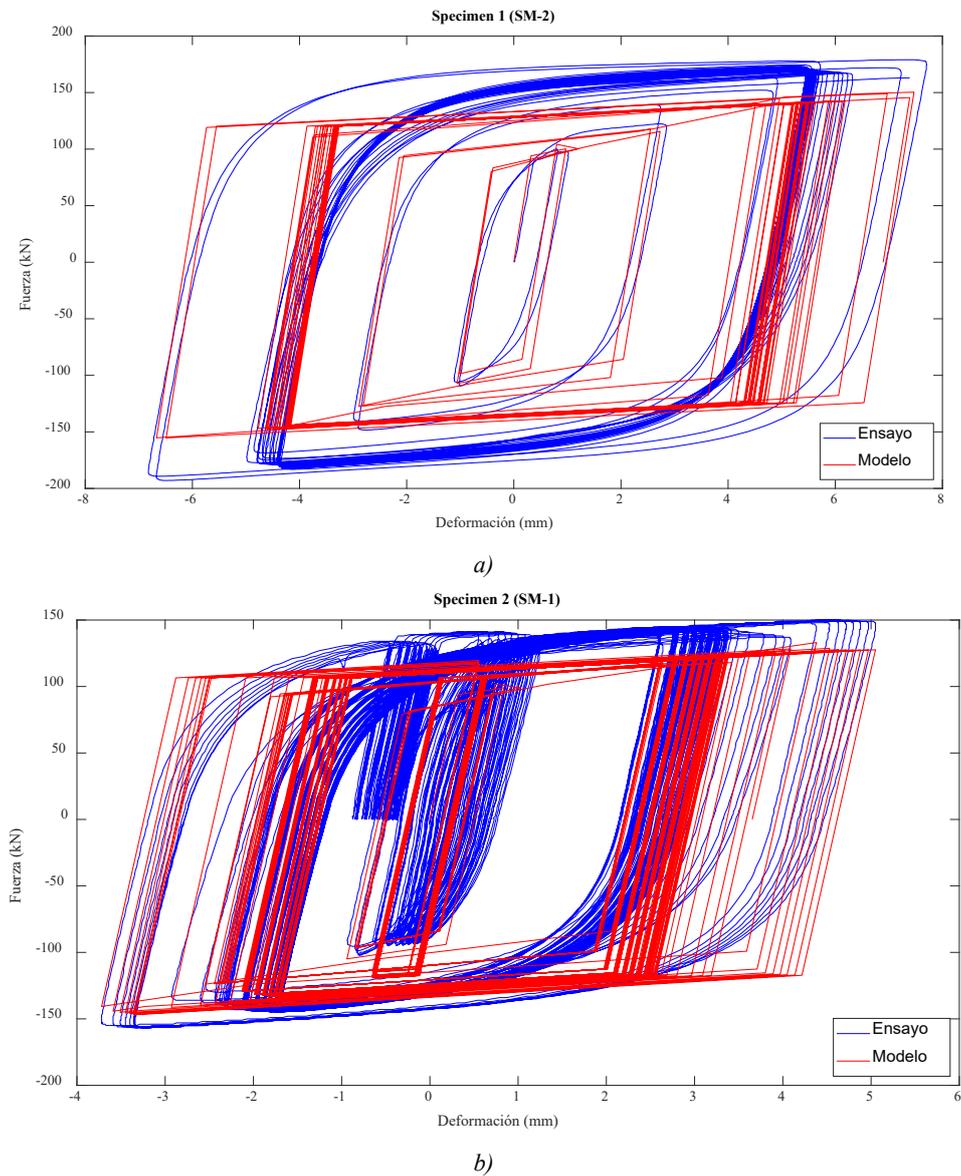


Figura 5.12 Respuesta histerética del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4, obtenidas mediante el modelo numérico ajustado con los coeficientes $\alpha=0,80$ y $\beta=0,80$

Para visualizar el ajuste del modelo numérico, en la Figura 5.13, para cada ensayo, se compara la respuesta histerética del modelo numérico con la obtenida experimentalmente.



Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

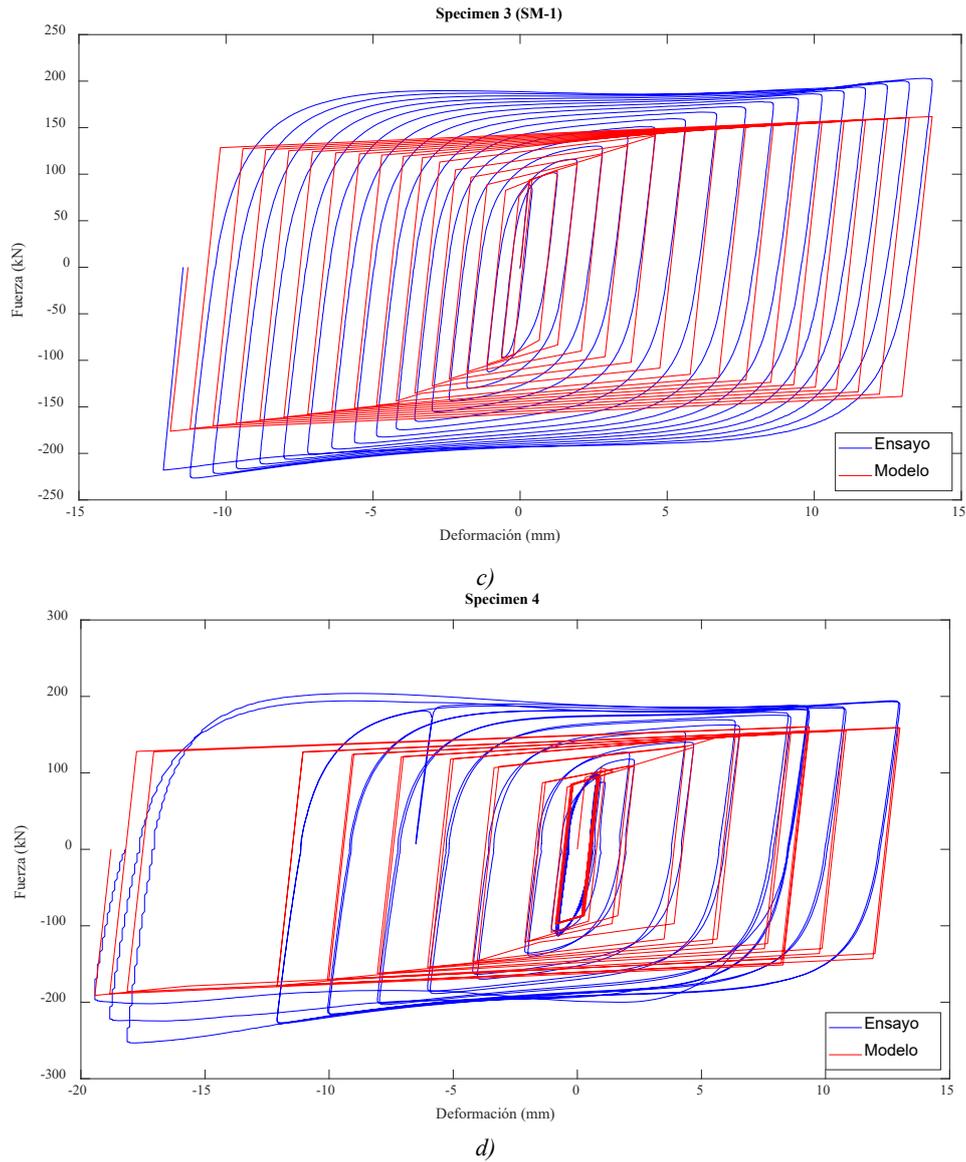


Figura 5.13 Comparación de la respuesta experimental y numérica del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3, d) Ensayo 4

En la Tabla 5.5 se indica la diferencia relativa entre la energía disipada experimental ($W_{u,exp}$) con la energía disipada mediante el modelo histerético de Benavent Climent ($W_{u,num}$).

Ensayo/Energía	$W_{u,exp}$ (kJ)	$W_{u,num}$ (kJ)	$(W_{u,exp}-W_{u,num})/ W_{u,exp}$ (%)
Ensayo 1	116,23	102,53	11,79
Ensayo 2	103,16	103,94	-0,76
Ensayo 3	67,90	56,93	16,15
Ensayo 4	81,83	70,18	14,23

Tabla 5.5 Diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la obtenida mediante el modelo de Benavent Climent con $\alpha=\beta=0,80$.

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

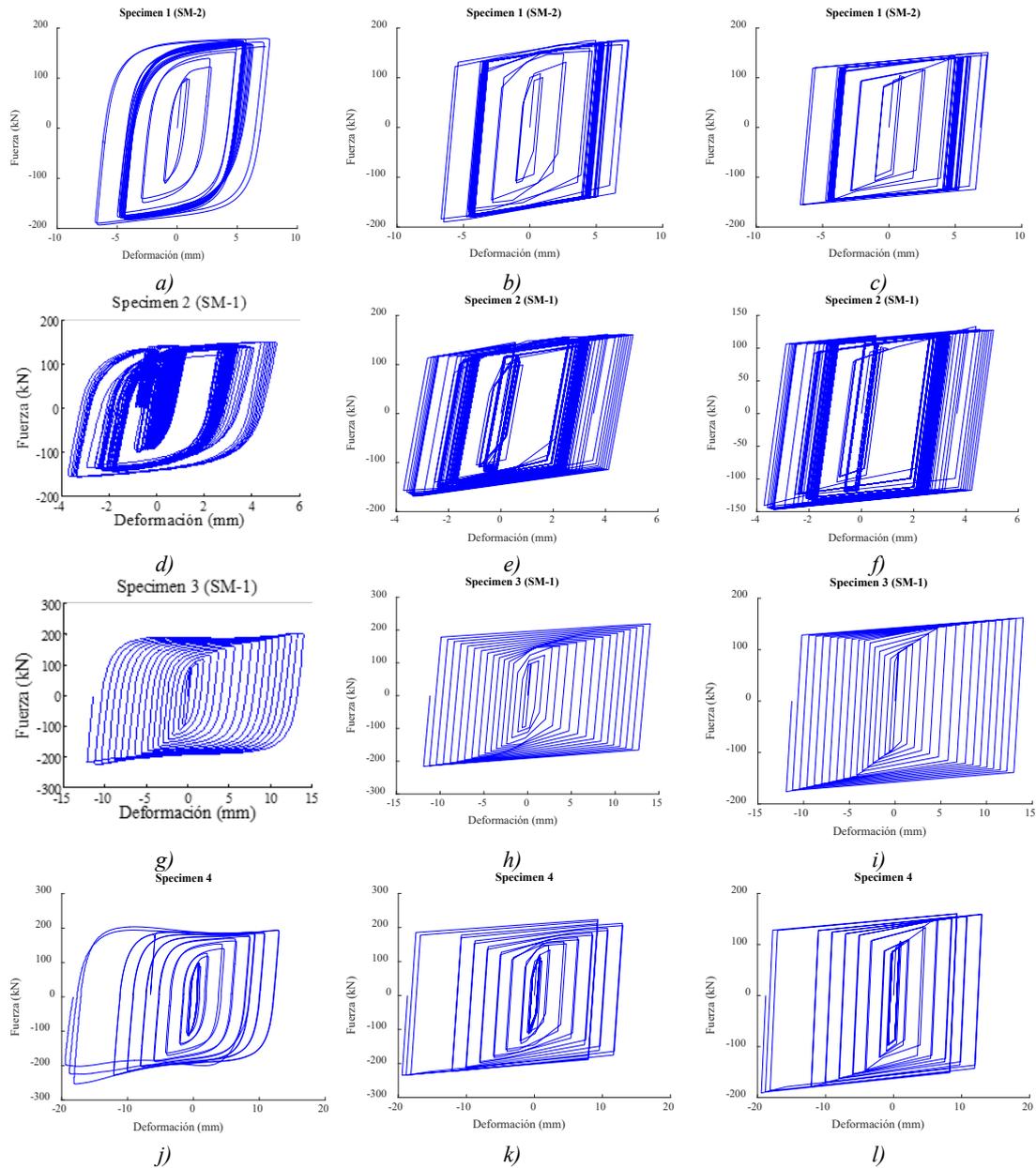


Figura 5.14 Respuestas histeréticas: experimentales (a, d, g y j), numéricas obtenidas con las Ecuaciones (5.8) a (5.11) (b, e, h, k) y numéricas obtenidas con $\alpha=\beta=0,80$ (c, f, i, l), de cada disipador MEDS ensayado

5.2.4 Discusión del modelo

Los valores de α y β obtenidos en [12], son constantes de valor 0,80 para ambos rangos y para cada intervalo de la curva de Bauschinger. Se han obtenido de unas funciones lineales que relacionan $\alpha \cdot Q_{max}$ con Q_{max} y $B\delta$ con $\Sigma s\delta$, respectivamente. Estas funciones lineales tienen el origen de coordenadas en el punto (0,0).

Haciendo el mismo ajuste con los valores de $\alpha \cdot Q_{max}$, Q_{max} , $B\delta$ y $\Sigma s\delta$ obtenidos del disipador MEDS del Ensayo 1, las funciones lineales obtenidas para obtener el valor de

α , son las Ecuaciones (5.4) y (5.5) y para obtener el valor de β , las Ecuaciones (5.6) y (5.7). Los valores de α y β , obtenidos de la Figura 5.4, se detallan en la Tabla 5.6.

Coficiente/Rango	Rango Positivo	Rango Negativo
α	0,72	0,69
β	0,21	0,26

Tabla 5.6 Coeficientes α y β obtenidos del disipador MEDS del Ensayo 1. Ajuste con una función lineal con origen de coordenadas en el (0,0).

Los valores obtenidos en el MEDS difieren ligeramente de los valores obtenidos por Benavent Climent.

La correlación de los valores de α mejora si, $\alpha \cdot Q_{max}$ y Q_{max} se relacionan con una función lineal, con origen de coordenadas distinto al (0,0). Las ecuaciones obtenidas son (5.8) y (5.9). Asimismo, la correlación de los valores de β mejora si $B\delta$ y $\Sigma s\delta$ se relacionan mediante función de segundo grado (Ecuaciones (5.10) y (5.11)).

Así, para obtener la respuesta histerética de cada disipador ensayado, la aproximación bilineal de cada intervalo de Bauschinger se ha obtenido de las Ecuaciones (5.8), (5.9), (5.10) y (5.11), en lugar de considerar α y β como unos valores constantes.

Las conclusiones respecto la diferencia entre los valores de las constantes α y β obtenidos por Benavent Climent [12] y los valores obtenidos en la presente tesis doctoral son:

- I. Los disipadores ensayados por Benavent Climent en [12], [22], disipan energía mediante la disipación por cortante, flexión o ambos esfuerzos. Los disipadores MEDS ensayados en la presente tesis doctoral (y en particular el Ensayo 1, ensayado según el protocolo de la AISC341-05 [89]) disipan energía mediante la plastificación del material debido al esfuerzo cortante.

- II. Los disipadores ensayados por Benavent Climent, están sometidos a ciclos de carga, de forma que en cada ciclo se aumenta la deformación en el disipador respecto el ciclo anterior. El disipador MEDS correspondiente al Ensayo 1 de la presente tesis doctoral, ensayado según el protocolo de la AISC341-05, en los primeros ciclos de carga, es sometido a un aumento de la deformación hasta conseguir la deformación máxima indicada en el protocolo de ensayo antes citado y en los ciclos posteriores, la deformación es sensiblemente inferior a la máxima y se mantiene constante hasta el agotamiento del material.

- III. Los disipadores ensayados por Benavent Climent, consideran simetría casi perfecta entre los rangos positivo y negativo. En los ensayos objeto de la presente tesis doctoral, no se considera simetría y se estudia cada rango por separado.

Aplicación del modelo

El modelo histerético de Benavent Climent es un modelo muy elaborado. Para su aplicación es necesario construir la aproximación trilineal de skeleton y una aproximación bilineal de Bauschinger. La aproximación trilineal de skeleton se seguirá cuando el sistema alcanza un esfuerzo superior a cualquier esfuerzo alcanzado anteriormente. La aproximación trilineal se construye mediante tres segmentos (Figura 5.15). El primer segmento corresponde a la rigidez elástica (K_e). Se construye a partir de los esfuerzos teóricos de plastificación de un módulo SM, δ_y y Q_y . En el disipador MEDS, δ_y y Q_y , se obtienen de las Ecuaciones (3.4) y (3.5), obtenidas en 3.2.2. El segundo y tercer segmento corresponden a la zona plástica de la aproximación trilineal y tienen como rigideces, K_{p1} y K_{p2} , respectivamente.

El segundo segmento queda definido mediante los valores de plastificación (δ_y y Q_y), Q_B y K_{p1} . Q_B es la carga que determina la transición de K_{p1} a K_{p2} . Se obtiene mediante la Ecuación (5.12).

$$Q_B = Q_y \cdot \tau_B \quad (5.12)$$

El valor de τ_B , se obtiene de la relación entre la tensión última del material y la tensión de plastificación del material ($\tau_B = f_u / f_y$).

El tercer segmento está definido por Q_B y K_{p2} .

Los valores de Q_y , δ_y y Q_B se consideran simétricos en los rangos de tracción y compresión.

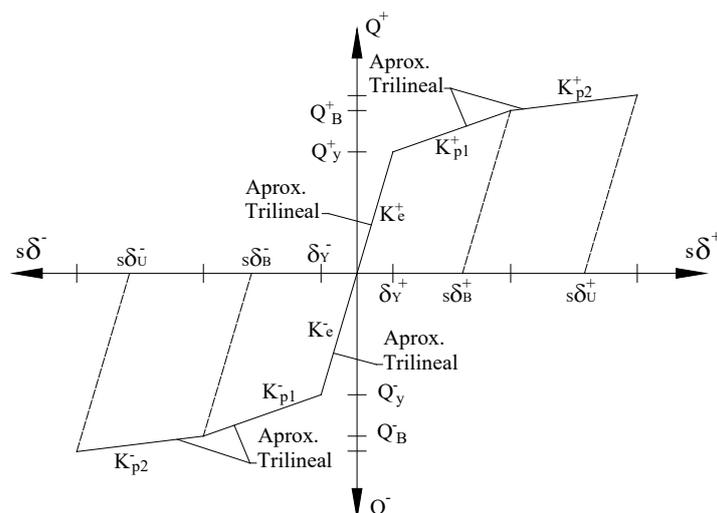


Figura 5.15 Aproximación trilineal de skeleton

La asimetría de la respuesta cuando el modelo se encuentra en un estado de skeleton, se consigue con rigideces distintas entre los rangos de tracción y compresión. Asimismo, en el MEDS, las rigideces plásticas de cada rango se detallan en la Tabla 5.7. Estas rigideces representan la media aritmética de los valores obtenidos en los 4 ensayos.

	Rango +	Rango -
$K_{p1,med}$	9,578	9,807
$K_{p2,med}$	1,4357	3,164

Tabla 5.7 Rigideces plásticas medias

Cuando la deformación va asociada a un esfuerzo que ya se ha alcanzado anteriormente, es decir, el sistema se encuentra en un estado de Bauschinger, se seguirá una aproximación bilineal de la curva de Bauschinger (Figura 5.16), por el intervalo de deformaciones correspondiente. Para la construcción de la aproximación bilineal de Bauschinger de cada intervalo es necesario Q_{max} , $s\delta_A$, K_e , α y β .

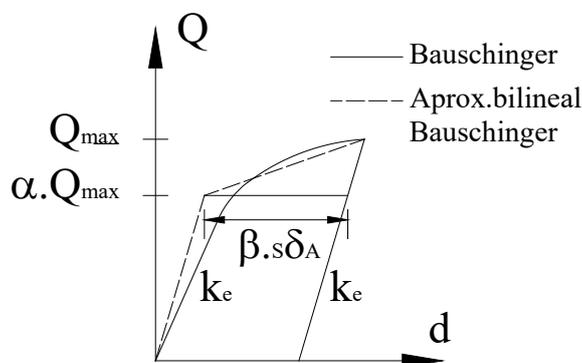


Figura 5.16 Aproximación bilineal de Bauschinger de un intervalo

Como coeficiente α , las funciones utilizadas son las Ecuaciones (5.13) y (5.14) para el rango positivo y negativo, respectivamente.

$$\alpha \cdot Q_{\max} = 1,2036 \cdot Q_{\max} - Q_{y,T,SM} \cdot \gamma_{sk} \quad (5.13)$$

$$\alpha \cdot Q_{\max} = 1,1072 \cdot Q_{\max} + Q_{y,T,SM} \cdot \gamma_{sk} \quad (5.14)$$

Siendo $\gamma_{sk} = 77,936/Q_{y,T,SM}$ y $\gamma_{sk} = 71,443/Q_{y,T,SM}$ para el rango positivo y negativo, respectivamente.

Para el coeficiente β , las funciones utilizadas son las Ecuaciones (5.15) y (5.16), para el rango positivo y negativo, respectivamente.

$$B\delta = 0,0009 \cdot \Sigma s\delta^2 + 0,183 \cdot \Sigma s\delta \quad (5.15)$$

$$B\delta = 0,0007 \cdot \Sigma s\delta^2 + 0,233 \cdot \Sigma s\delta \quad (5.16)$$

Estas funciones se han ajustado de los valores experimentales del disipador MEDS del Ensayo 1. Dicho ensayo se ha realizado con el protocolo indicado en la normativa AISC341-05 [89], siendo esta normativa, la más comúnmente utilizada.

5.3 Modelización de la respuesta: Modelo Bouc-Wen implementado en el SAP2000

5.3.1 Introducción

En este apartado se ha obtenido la respuesta histerética Fuerza-Desplazamiento del brazo disipador MEDS [16] de los Ensayos 1, 2 y 3, mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14]. La respuesta histerética obtenida analíticamente se ha comparado con la respuesta experimental de cada ensayo.

Para la obtener de la respuesta histerética mediante Bouc-Wen [13], [14], se ha utilizado el modelo implementado en el software SAP2000 [86], [87].

En el apartado 5.2, la respuesta histerética obtenida mediante el modelo de Benavent Climent, corresponde a la del módulo dañado del núcleo de disipación. A diferencia del modelo histerético de Benavent Climent, en el modelo de Bouc-Wen, se ha obtenido la respuesta histerética a nivel del brazo y considerando que, el brazo dispone de dos núcleos de disipación en lugar de uno.

Dado que en este modelo se han considerado los desplazamientos totales a nivel de brazo, no se considera el disipador tipo MEDS [16] del Ensayo 4, ya que dicho disipador, sólo

dispone un módulo de disipación por núcleo (módulo SM), a diferencia del disipador de los demás ensayos, que poseen 3 módulos SM por núcleo.

Como se ha indicado en el apartado 3.2.3, los brazos ensayados estaban compuestos de un núcleo de disipación y de un núcleo macizo, que no funcionaba como núcleo de disipación, unidos mediante una unidad de restricción. La unidad de restricción está formada por unos elementos tipo U y pletinas que impiden su pandeo lateral y a su vez, sirven como guías de los núcleos (Figura 5.17).

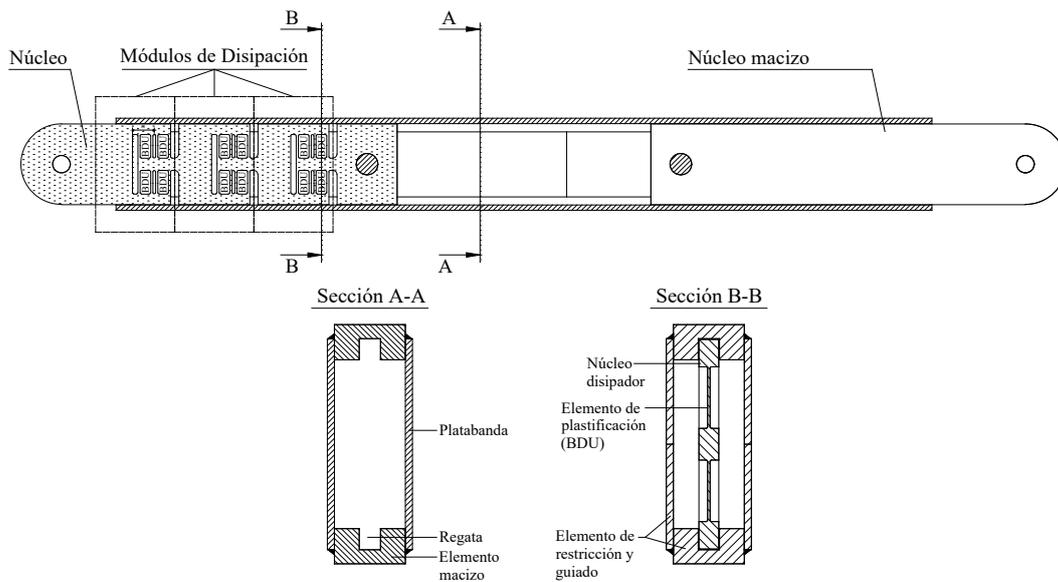


Figura 5.17 Sección transversal del elemento de restricción y guiado del brazo MEDS

Al haber sólo un núcleo de disipación, sólo se dispone de los valores experimentales de la deformación axial obtenida mediante un transductor situado en dicho núcleo de disipación. Este transductor contempla la deformación axial de los tres módulos SM del núcleo más la deformación axial debida a la holgura en las uniones mecánicas del núcleo de disipación con los elementos que lo sustentaban (guía y bancada). La holgura se cuantifica con los valores de la Tabla 5.8.

<i>Espécimen 1</i> (AISC341)	<i>Espécimen 2</i> (EN15129)	<i>Espécimen 3</i> (Deformación cíclica con incremento de la amplitud)
0,06 mm	0,12 mm	0,02 mm

Tabla 5.8 Desplazamiento debido al defecto en las uniones del brazo MEDS

Para obtener la deformación axial experimental total del brazo, se utiliza la Ec. (5.17), la cual considera la deformación axial del núcleo disipador, obtenida experimentalmente,

duplicada, más la deformación axial elástica de la unidad de restricción, obtenida mediante la Ley de Hooke.

$$\delta_{br} = 2\delta_{LDVT1} + \frac{F_{br}}{K_{rest}} \quad (5.17)$$

donde:

δ_{br} : deformación total axial del brazo.

δ_{LDVT1} : deformación del núcleo de disipación obtenida por el transductor de desplazamiento en el ensayo experimental.

F_{br} : fuerza axial soportada por el brazo disipador.

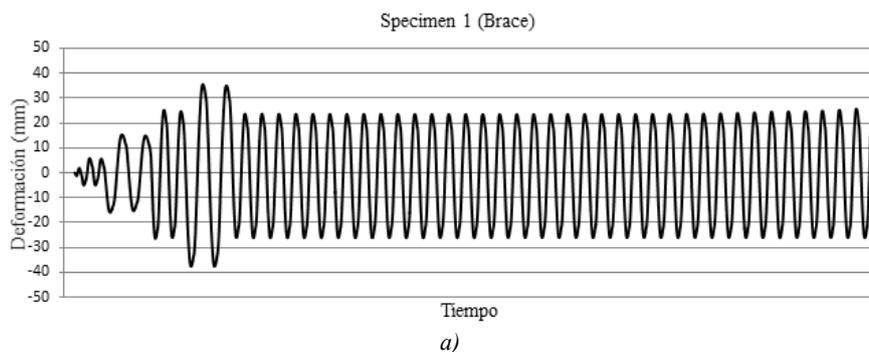
K_{rest} : rigidez axial de la unidad de restricción del brazo disipador.

La deformación axial de núcleo de disipación se duplica dado que, aunque el brazo ensayado sólo consta de un núcleo de disipación, el brazo en estudio, como ya se ha visto anteriormente, está diseñado para dos núcleos de disipación. Los datos obtenidos corresponden al de un brazo formado por dos núcleos de disipación (Figura 5.18).



Figura 5.18 Brazo de disipación MEDS con dos núcleos de disipación

Dicho procedimiento se repite por cada uno de los tres brazos disipadores tipo MEDS [16] ensayados y se obtiene el correspondiente historial de deformaciones de cada ensayo (Figura 5.19).



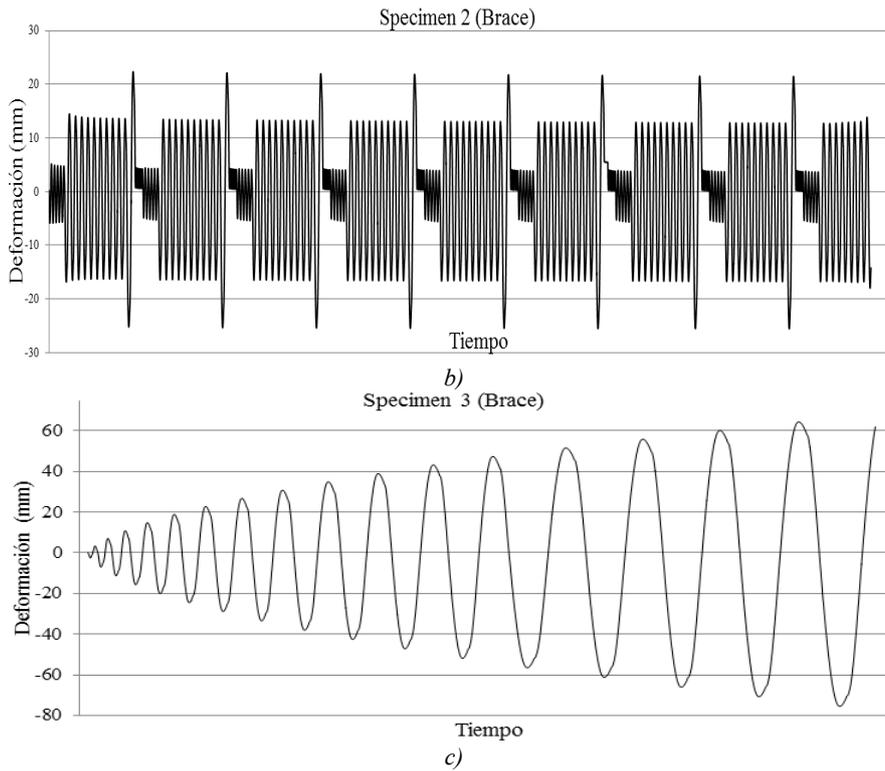
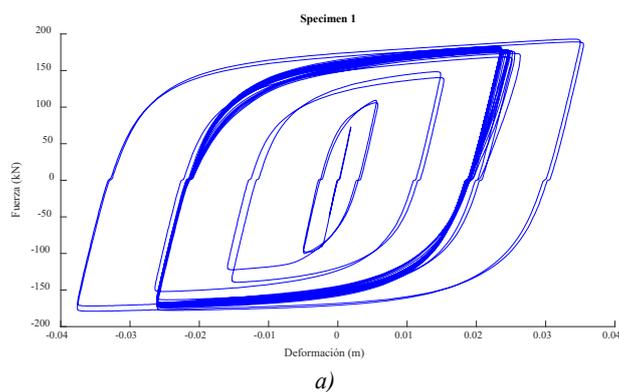


Figura 5.19 Historial de desplazamientos a nivel de brazo de los MEDS

En la Figura 5.20 se representa la respuesta histerética experimental Fuerza-Deformación del disipador MEDS [16] del:

- a) Ensayo 1 según AISC341-05.
- b) Ensayo 2 realizado según UNE15129.
- c) Ensayo 3, realizado a deformación cíclica con incremento de la amplitud.



Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

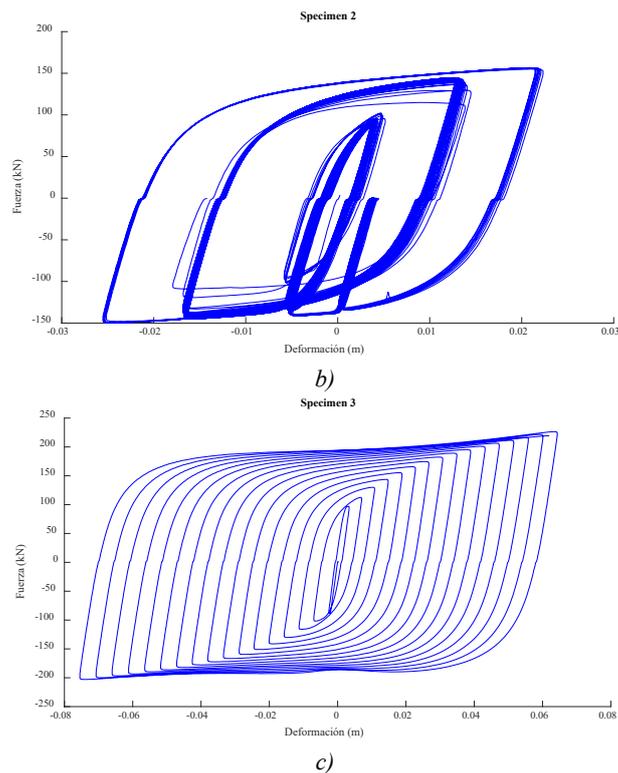


Figura 5.20 Parámetros de ajuste de modelo Bouc-Wen [13], [14] del SAP2000 [86], [87]

Estas respuestas experimentales, se refieren a la totalidad del brazo de disipación y considerando que el brazo tiene dos núcleos de disipación.

Los valores del rango positivo suponen tracciones en el brazo y los del rango negativo, compresiones.

5.3.2 Ajuste del modelo histerético

Como se ha comentado, para obtener la respuesta histerética mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], se ha utilizado el software SAP2000 [86], [87].

Los datos base utilizados para la obtención de la curva histerética mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], son los desplazamientos máximos y mínimos de cada ciclo en que el brazo disipador ha sido sometido durante el ensayo. Dichos desplazamientos se han obtenido de los respectivos historiales de desplazamiento.

En el software SAP2000 [86], el dispositivo disipador debe ser modelizado mediante un elemento link, que debe ser ajustado mediante unos parámetros obtenidos de la curva histerética experimental.

Dichos parámetros son (Figura 5.21):

- Stiffness: es la rigidez elástica K_1
- Yield Strength (YS) : es la fuerza de plastificación (YS o F_{yo})
- Post Yield Stiffness Ratio (PYSR): relación entre las rigideces K_2 y K_1
- Yielding Exponent (YE): parámetro que regula el efecto Bauschinger

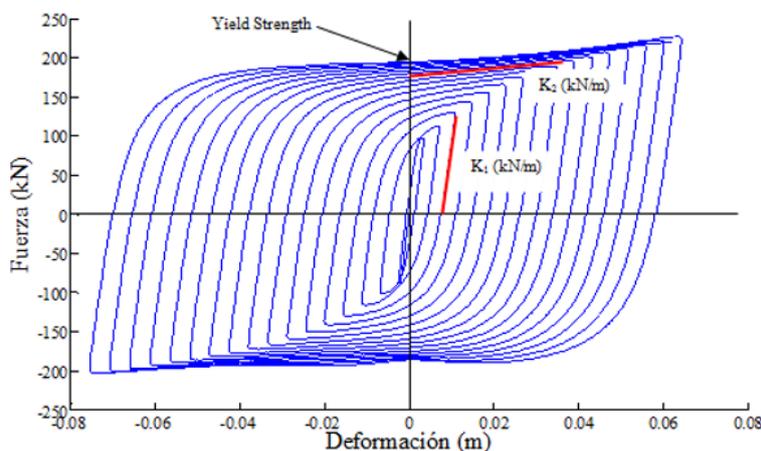


Figura 5.21 Parámetros de ajuste del modelo Bouc-Wen [13], [14] del SAP2000 [86], [87]

Para obtener la respuesta histerética Fuerza-Deformación de los Ensayos 1, 2 y 3 mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], en el software SAP2000 [86], [87], se ajusta el link que simula el dispositivo disipador, mediante los parámetros obtenidos de los diagramas experimentales de los mismos ensayos e indicados en la Tabla 5.9.

Ensayo	K_1 (kN/m)	YS (o F_{yo}) (kN)	K_2 (kN/m)	PYSR	YE
Ensayo 1	43780	173,78	601,2	0,0137	0,80
Ensayo 2	39488	137,02	1016	0,0257	0,80
Ensayo 3	38887	194,138	522,2	0,0134	0,80

Tabla 5.9 Valores numéricos para el ajuste del modelo Bouc-Wen [13], [14] en el SAP2000 [86], [87]

5.3.3 Modelización de la respuesta histerética

5.3.3.1 Modelización de la respuesta histerética de cada ensayo obtenida con el modelo ajustado del propio ensayo

En la Figura 5.22 se representan las respuestas histeréticas Fuerza-Deformación de cada ensayo, obtenidas mediante el modelo Bouc-Wen [13], [14]. Cada respuesta se ha obtenido con el modelo ajustado con los parámetros ajustados de su propio ensayo e indicados en la Tabla 5.9.

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

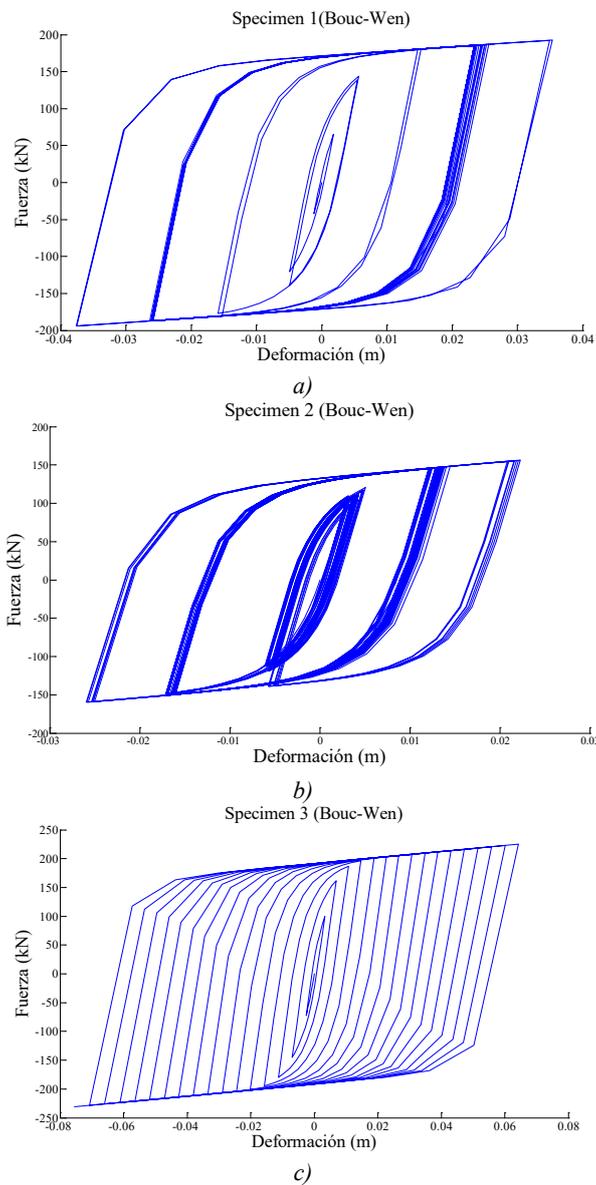


Figura 5.22 Curva histerética Fuerza - Deformación obtenida mediante el modelo Bouc-Wen [13], [14] del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3

En la Figura 5.23 se compara, para cada ensayo, la respuesta histerética Fuerza-Deformación experimental de los Ensayos 1, 2 y 3, con la obtenida analíticamente mediante modelo Bouc-Wen [13], [14].

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

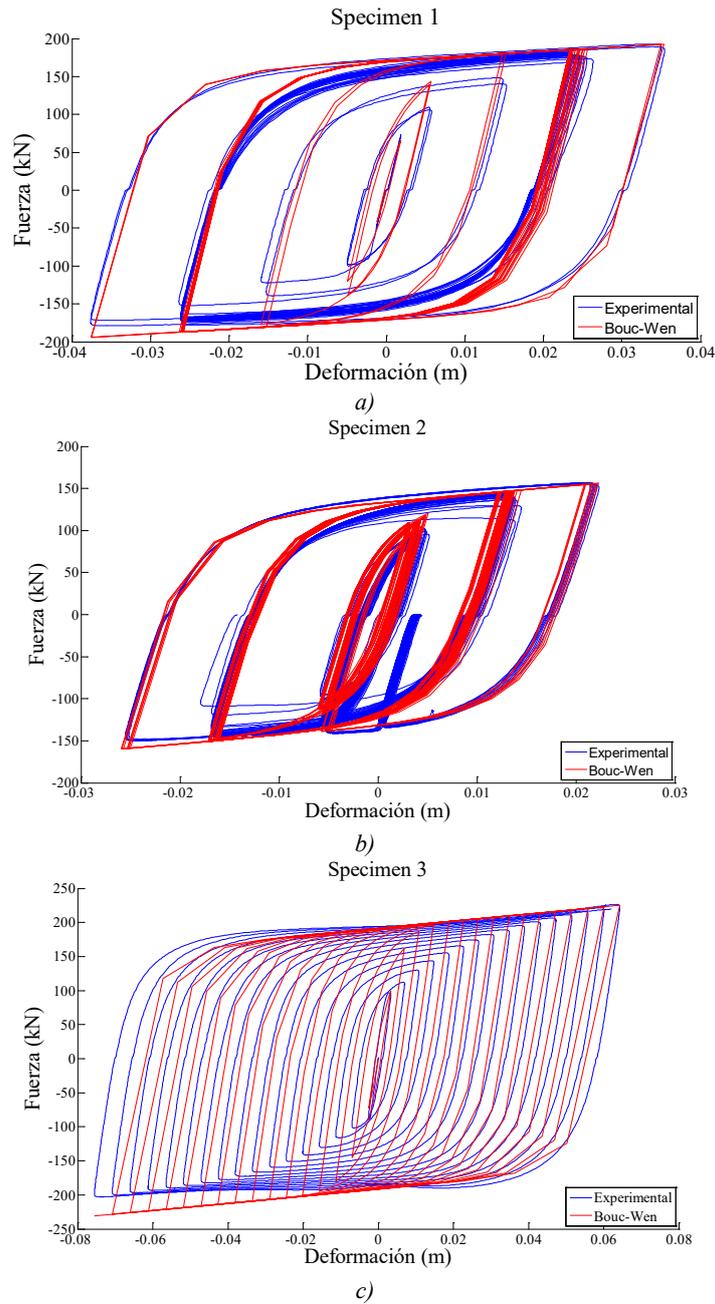


Figura 5.23 Comparación de la curva histerética Fuerza-Deformación obtenida mediante el modelo Bouc-Wen [13], [14] con la experimental del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3

En la Figura 5.24 se representa, para cada ensayo, la energía disipada por el brazo en cada ciclo. El gráfico compara la energía experimental disipada por ciclo con la energía disipada por ciclo mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14]. Las energías totales disipadas en los modelos experimental y numérico, se indican en la Tabla 5.10.

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

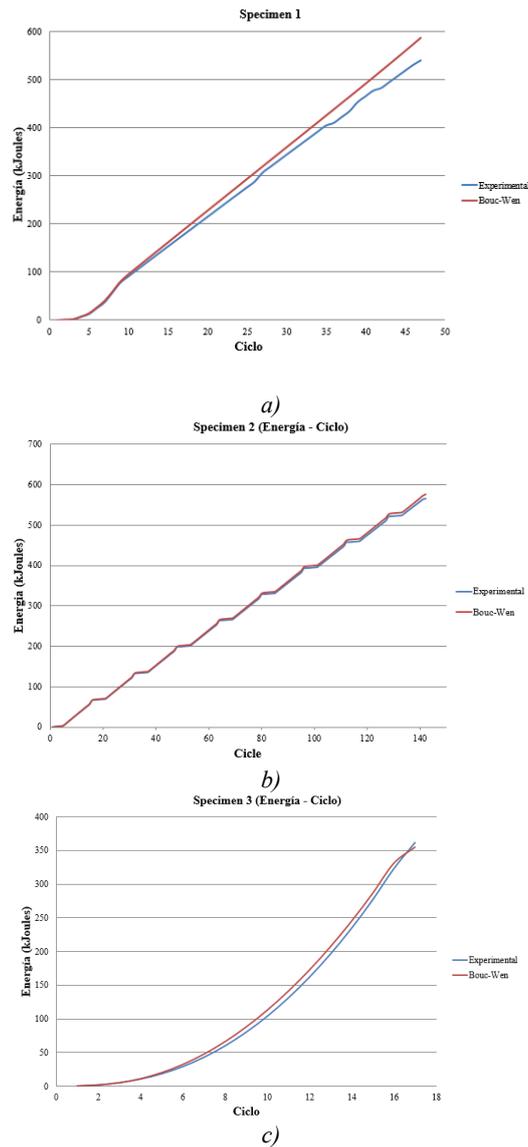


Figura 5.24 Comparación de la energía disipada experimental y por el modelo de Bouc-Wen del MEDS [16] en cada ciclo en el: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2, c) Ensayo 3

En la Tabla 5.10 se indica la diferencia relativa entre la energía disipada experimental ($W_{u,exp}$) con la energía disipada mediante el modelo histerético de Bouc-Wen ($W_{u,num}$).

Ensayo/Energía	$W_{u,exp}$ (kJ)	$W_{u,num}$ (kJ)	$(W_{u,exp}-W_{u,num})/W_{u,exp}$ (%)
Ensayo 1	539,4	586,61	-8,75
Ensayo 2	565,44	575,80	-1,83
Ensayo 3	361,80	355,10	1,85

Tabla 5.10 Diferencia relativa, en %, entre la energía disipada mediante Bouc-Wen y la experimental

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

En la Figura 5.25, para cada ensayo, se representa, por ciclo, la diferencia relativa entre la energía disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14] respecto la energía disipada experimental.

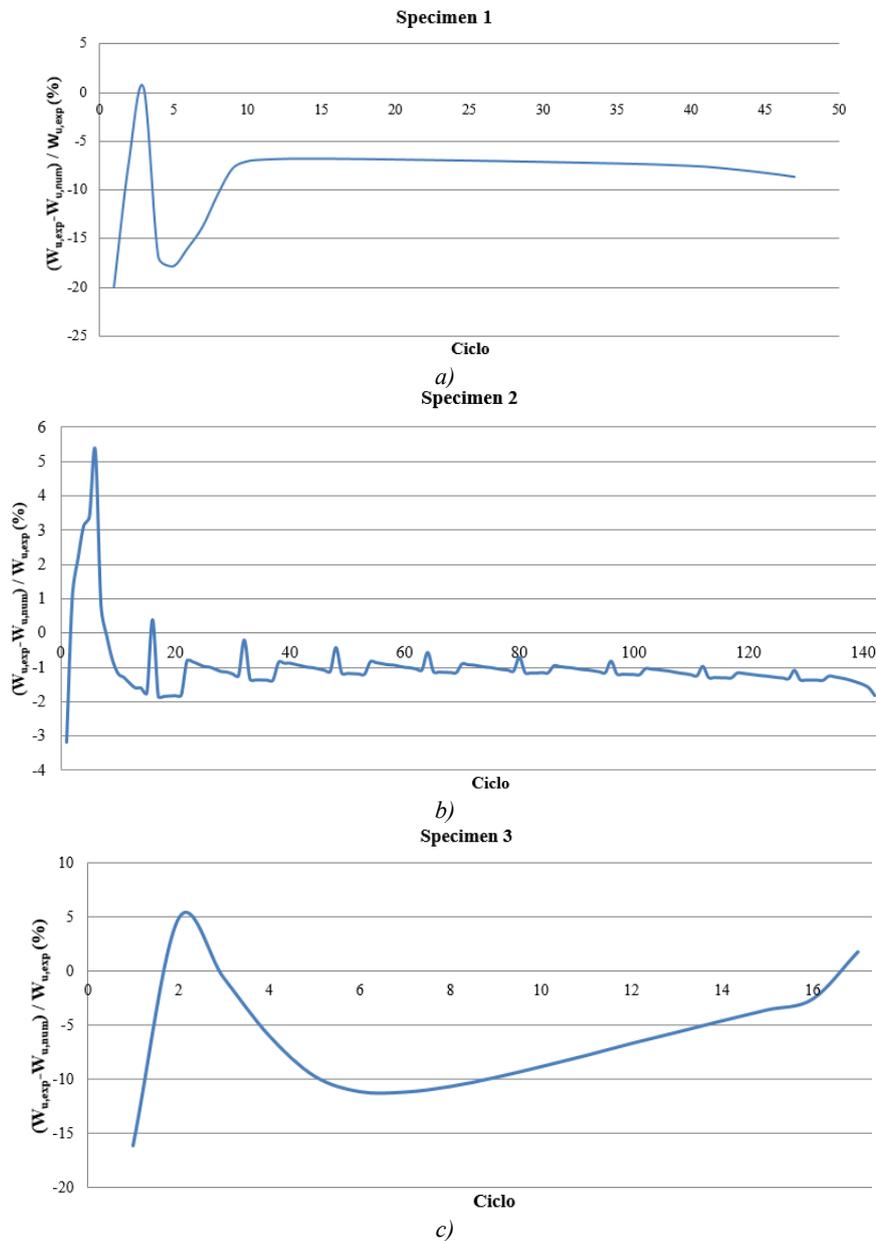


Figura 5.25 Diferencia relativa, por ciclo, entre la energía disipada experimental y la disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], en el: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3

De la figura anterior, en los 3 ensayos, se aprecia que la mayor diferencia relativa se produce en los primeros ciclos dado que el modelo numérico de Bouc-Wen [13], [14], la fuerza, en los primeros ciclos, crece a una magnitud mayor que en el modelo real.

5.3.3.2 Modelización de la respuesta histerética de los Ensayos 2 y 3 con el modelo ajustado a partir del Ensayo-1.

Para analizar mejor el modelo de Bouc-Wen [13], [14], se ha representado la respuesta histerética del Ensayo 2, mediante el modelo ajustado con los valores del Ensayo 1. Análogamente se procede para obtener la respuesta histerética del Ensayo 3.

En la Figura 5.26, se compara gráficamente las respuestas obtenidas mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], ajustado con los parámetros del Ensayo 1, con la respectiva respuesta experimental de cada ensayo.

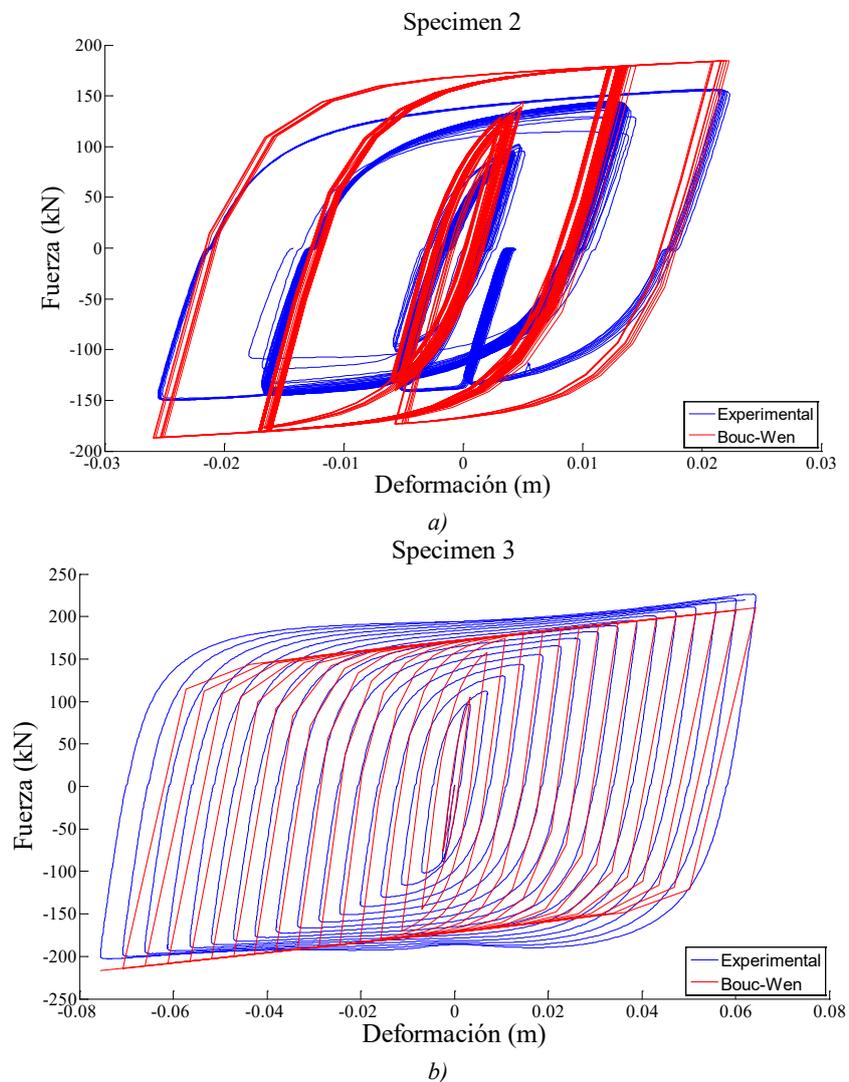


Figura 5.26 Comparación de la respuesta obtenidas mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14] ajustado con los parámetros del Ensayo 1 con la respuesta experimental del: a) Ensayo 2, b) Ensayo 3

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

En la Figura 5.27a), se compara, por cada ciclo, la energía experimental disipada en el Ensayo 2, con la energía disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14] ajustado con los valores del Ensayo 1. Análogamente, en la Figura 5.27b), se compara, por cada ciclo, la energía experimental disipada en el Ensayo 3, con la energía disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14] ajustado a partir de los valores del Ensayo 1.

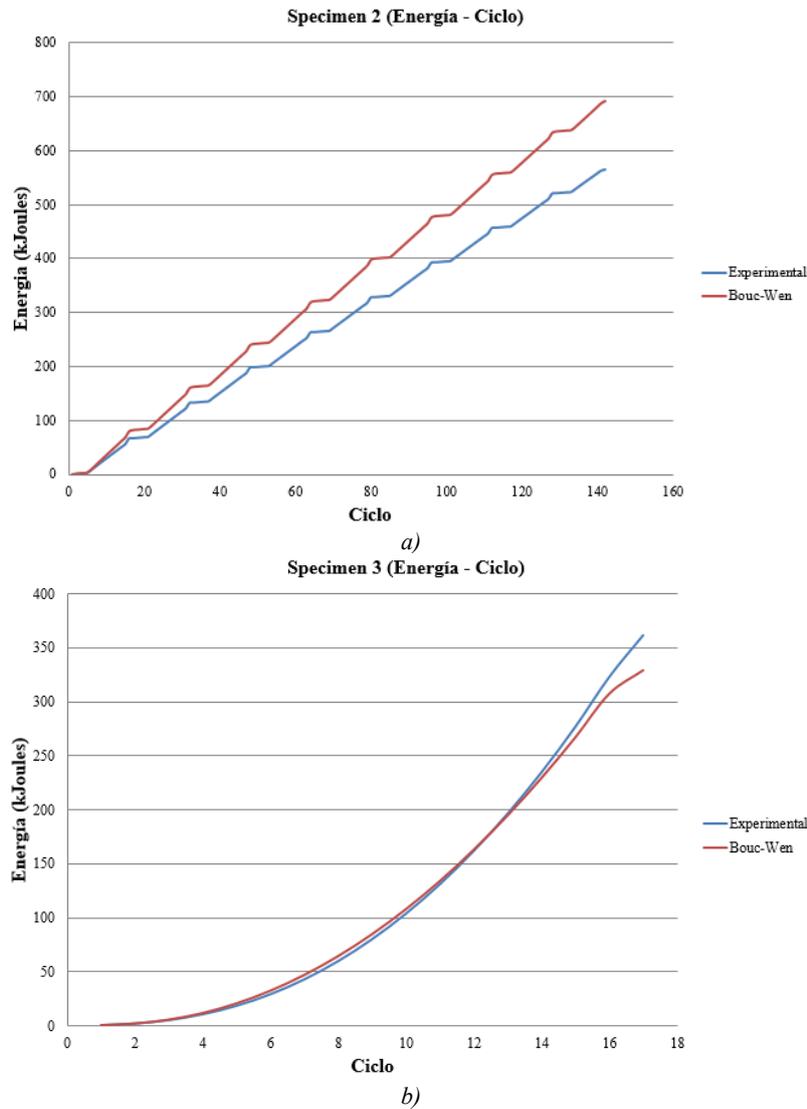


Figura 5.27 Comparación, por ciclo, de la energía experimental disipada en el: a) Ensayo 2, b) Ensayo 3, y la energía disipada por ciclo mediante el modelo de Bouc-Wen ajustado con los valores del Ensayo 1

En la Tabla 5.11 se indica la diferencia relativa entre la energía disipada experimental ($W_{u,exp}$) con la energía disipada mediante el modelo histerético de Bouc-Wen ($W_{u,num}$) ajustado con los valores del Ensayo 1.

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

Ensayo/Energía	$W_{u,exp}$ (kJ)	$W_{u,num}$ (kJ)	$(W_{u,exp}-W_{u,num})/W_{u,exp}$ (%)
Ensayo 2	565,44	691,20	-22,24
Ensayo 3	361,80	329,40	8,96

Tabla 5.11. Valores de la energía disipada experimental y por el modelo de Bouc-Wen [13], [14] ajustado con los valores del Ensayo 1

En la Figura 5.28a se representa el error relativo por ciclo de la energía disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], ajustado a partir de los valores del Ensayo 1, respecto la energía disipada experimental del Ensayo 2. Análogamente, en la Figura 5.28b, se representa el error relativo por ciclo de la energía disipada en el modelo de Bouc-Wen [13], [14], ajustado a partir de los valores del Ensayo 1, respecto la energía disipada experimental del Ensayo 3.

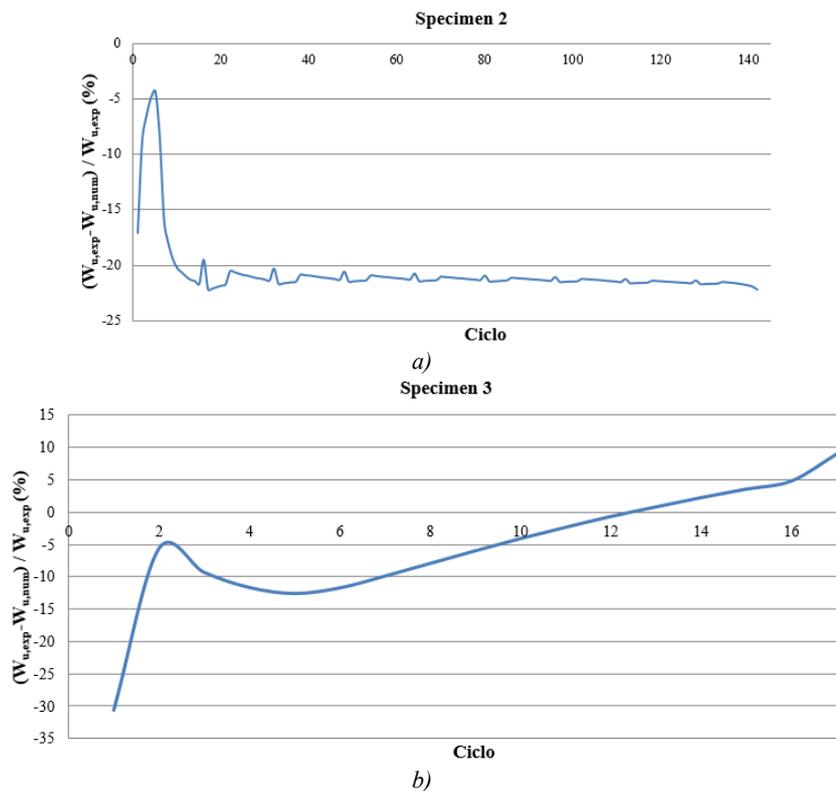


Figura 5.28. Diferencia relativa, por ciclo, entre la energía disipada experimental y la disipada mediante el modelo de Bouc-Wen [13], [14], ajustado a partir de los valores del Ensayo 1, en el: a) Ensayo 2, b) Ensayo 3

5.3.4 Discusión del modelo

Los disipadores de los Ensayos 1 y 2, endurecen muy rápidamente en los primeros ciclos. Son unos ensayos que agotan el skeleton rápidamente. Al final de ensayo, prácticamente no queda skeleton por consumir. Por el contrario, el disipador del Ensayo 3 va endureciendo lentamente. Hay una consumición de skeleton hasta el final del ensayo.

De las respuestas obtenidas mediante el modelo de Bouc-Wen, se observa que cuando el modelo es ajustado con los parámetros del propio ensayo, la respuesta se ajusta a la respuesta experimental con buena exactitud (Figura 5.23). No obstante, cuando el modelo se ajusta con los parámetros de otro ensayo, la respuesta difiere sensiblemente de la respuesta experimental (Figura 5.26).

En los disipadores MEDS 1 y 2 ensayados al producirse un endurecimiento relativamente rápido, se produce un cambio en las propiedades del material.

Para obtener la respuesta mediante el modelo de Bouc-Wen, implementado en el SAP2000, en disipadores de cortante puro, como el MEDS, es necesario conocer los valores de plastificación (fuerza (F_{yo}) y desplazamiento (δ_{yo}) de plastificación), el valor de $PYRS$ y el coeficiente que regula el efecto Bauschinger (YE).

Los valores teóricos de plastificación se obtienen con las Ecuaciones (3.6) y (3.7) del apartado 3.2.2. Estas ecuaciones corresponden a los valores de plastificación del brazo, pero obtenidas considerando que, un brazo sólo dispone de un núcleo de disipación. El modelo de Bouc-Wen, si se utiliza para obtener la respuesta de un brazo de dos núcleos de disipación, el valor del desplazamiento teórico de plastificación obtenido mediante la Ecuación (3.6), debe ser multiplicado por dos.

Obtenidos los valores de plastificación, se obtiene la rigidez elástica, K_1 , como $K_1=F_{yo}/\delta_{yo}$.

En el MEDS, para que la respuesta del modelo presentara un ajuste aceptable, el valor de YS introducido en el SAP2000 ha sido $YS=\gamma_{BC2}.F_{yo}$, siendo γ_{BC2} un valor comprendido entre 1,45 y 2,06. Asimismo, el valor de $PYSR$ está comprendido entre 0,0134 y 0,0257. Como coeficiente que regula el efecto Bauschinger (YE), se ha considerado un valor común de 0,80 en los tres ajustes.

No obstante, los coeficientes γ_{BC2} y $PYSR$, se han obtenido de 3 disipadores MEDS ensayados. Para poder validar estos valores y utilizarlos para la predicción de la fatiga de

disipadores a cortante, sería necesario realizar un número mayor de ensayos con otras geometrías, parámetros geométricos y diferentes materiales.

5.4 Modelización de la respuesta: Modelo A. Zona y A. Dall'Asta

5.4.1 Introducción

En este apartado se ha utilizado el modelo de Alessandro Zona y Andrea Dall'Asta [15], para obtener numéricamente la respuesta histerética de los disipadores MEDS de los Ensayos 1, 2 y 3.

Obtenida la respuesta numérica, ésta se ha comparado con la respuesta experimental de cada ensayo.

La respuesta numérica mediante el modelo de Zona–Dall'Asta [15], se ha obtenido mediante una rutina realizada con el software MatLab [102] (consultable en el Anejo A).

Tal como se ha realizado en el apartado 5.3, se ha considerado el historial de desplazamientos total del brazo (Figura 5.19) y no, solamente, el del módulo SM dañado. Asimismo, se ha considerado que el brazo dispone de dos núcleos de disipación en lugar de uno (Figura 5.18).

Las respuestas histeréticas experimentales obtenidas a nivel de brazo son las indicadas en la Figura 5.29.

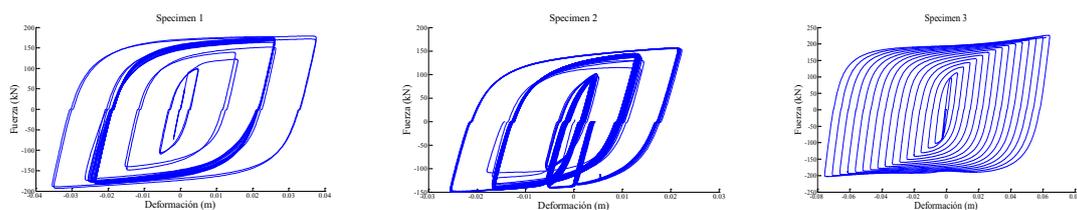


Figura 5.29 Curvas histeréticas Fuerza-Deformación experimentales de los Ensayos 1, 2 y 3 del disipador MEDS

Igual que se ha considerado en el apartado 5.3 en el modelo de Bouc-Wen [13], [14], no se considera el disipador MEDS del Ensayo 4, ya que dicho disipador sólo dispone un módulo de disipación por núcleo (módulo SM), a diferencia del disipador de los demás ensayos, que poseen 3 módulos SM por núcleo.

5.4.2 Ajuste del modelo

La respuesta histerética mediante Zona-Dall'Asta se ha obtenido mediante una rutina realizada con el software MatLab.

En el apartado 2.4.6, se ha presentado el modelo histerético con más detalle. Los parámetros que definen el modelo son los siguientes:

Las rigideces o pendientes del modelo en tracción (k_o^+ , k_I^+) y en compresión (k_o^- , k_I^-), el límite elástico inicial (F_{yo}), la fuerza máxima alcanzada en las condiciones de endurecimiento isotrópico a tracción ($F_{y_{max}}^+$) y en compresión ($F_{y_{max}}^-$), las constantes de transición, α^+ y α^- , en tracción y compresión respectivamente y las constantes de endurecimiento, δ_r^+ y δ_r^- , en tracción y compresión respectivamente.

En la Figura 5.30 se indican las rigideces y los principales esfuerzos del modelo histerético.

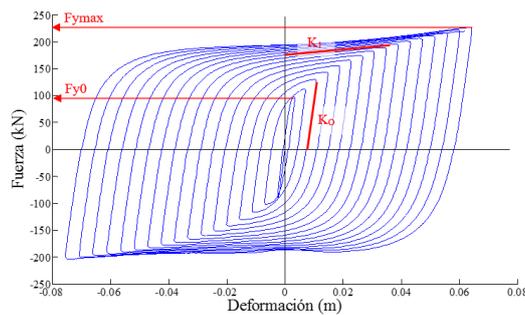


Figura 5.30 Parámetros de ajuste del modelo de Zona - Dall'Asta [15]

De la respuesta experimental de los disipadores MEDS de los Ensayos 1, 2 y 3 (Figura 5.29) se ha obtenido el ajuste del modelo de Zona-Dall'Asta [15]. Para ello se programado mediante una rutina MatLab [102]. Los valores de ajuste del modelo se indican en la Tabla 5.12.

$F_{y_{max}}^- / F_{y_{max}}^+$	$F_{y_{max}}^+ / F_{y0}$	δ_r^+	δ_r^-	α^+	α^-	k_{I^+} / k_{o^+}	k_{I^-} / k_{o^-}
1,032	1,722	0,05	0,05	0,55	0,45	0,0137	0,00747

Tabla 5.12 Valores de ajuste del modelo Zona-Dall'Asta

5.4.3 Modelización de la respuesta histerética

En la Figura 5.31 se representa la respuesta Fuerza-Deformación del disipador MEDS de los Ensayos 1, 2 y 3, mediante el modelo de Zona-Dall'Asta [15]. El modelo se ha ajustado con los valores de la Tabla 5.12. Las respuestas se han obtenido mediante una rutina con el software MatLab [102].

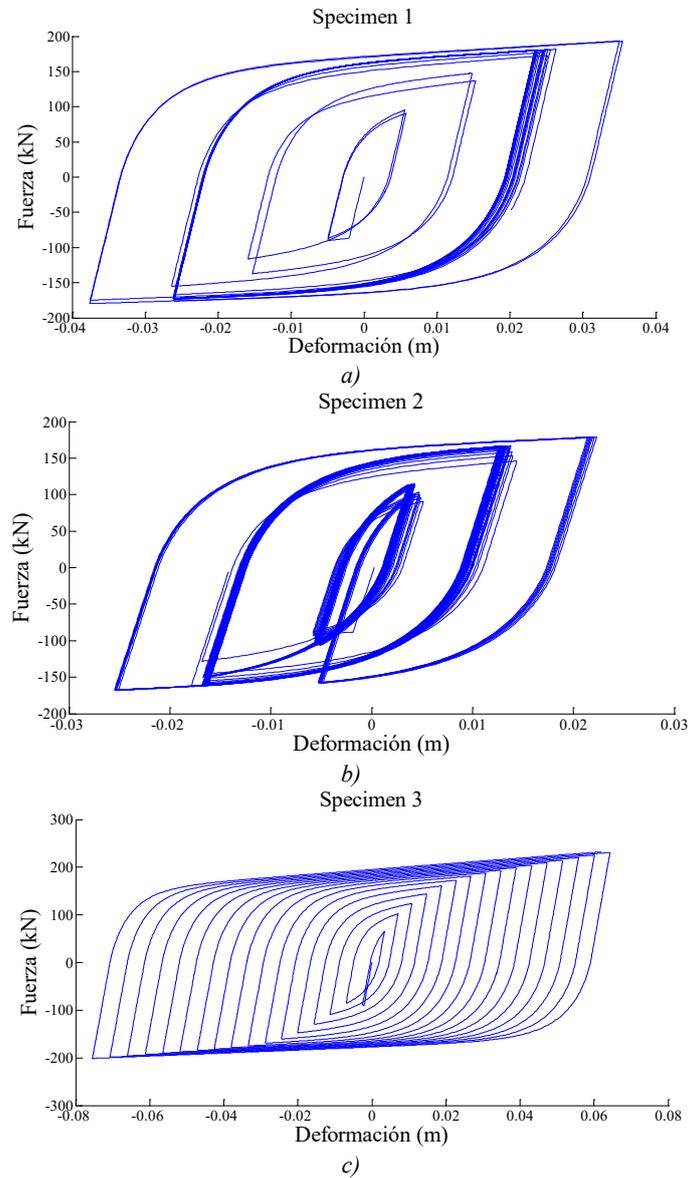


Figura 5.31 Curva histerética Fuerza-Deformación obtenida mediante el modelo Zona-Dall'Asta [15] del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3

En la Figura 5.32 se compara, la curva histerética Fuerza-Deformación experimental de los Ensayos 1, 2 y 3, con la obtenida analíticamente mediante el modelo de Zona-Dall'Asta [15].

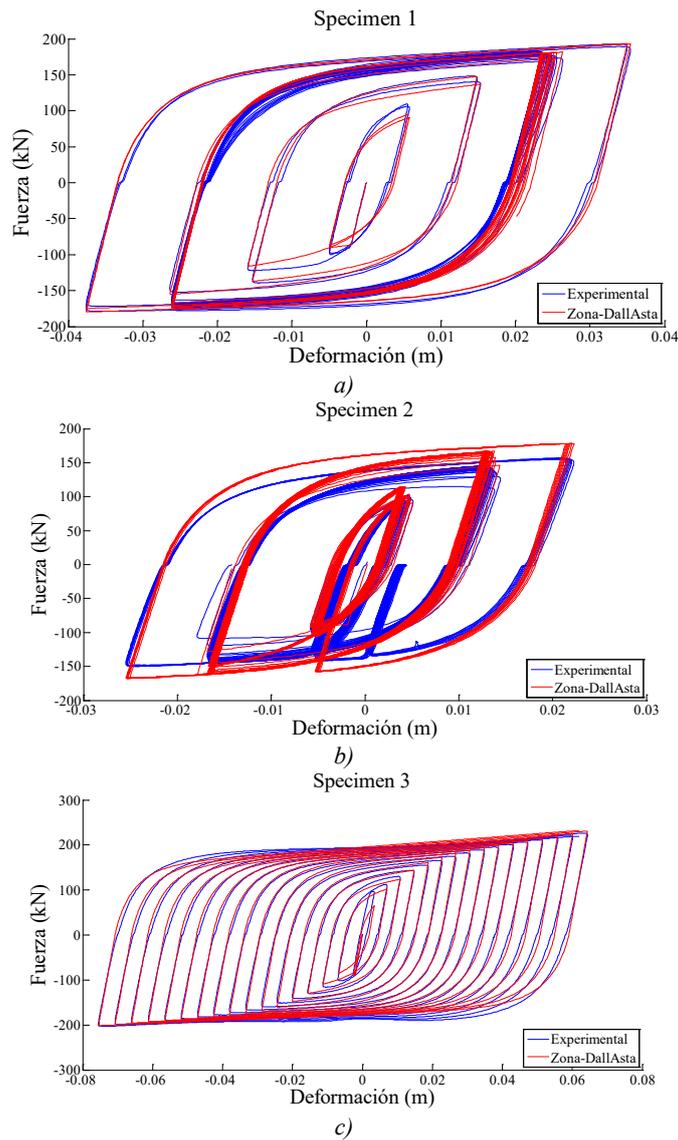


Figura 5.32 Comparación de la respuesta obtenida mediante el modelo Zona-Dall'Asta [15] con la respuesta experimental del: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3

En la Figura 5.33 se representa, para cada ensayo, la energía disipada por el brazo en cada ciclo. Se compara la energía disipada por ciclo en el modelo experimental y la disipada por ciclo en el modelo numérico de Zona-Dall'Asta [15]. Las energías totales disipadas en los modelos experimental y numérico, se indican en la Tabla 5.13.

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

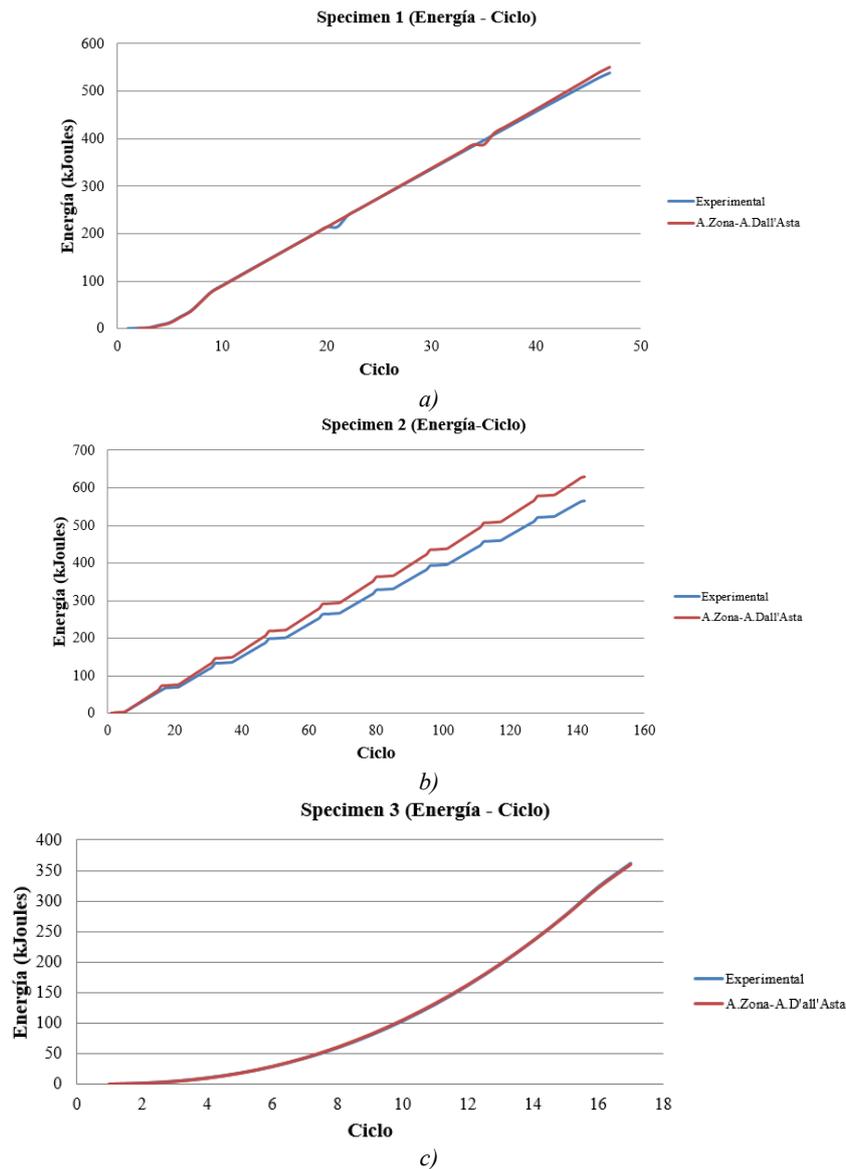


Figura 5.33 Comparación de la energía disipada experimental y la disipada por el modelo Zona-Dall'Asta [15] en cada ciclo, en el: a) Ensayo-1, b) Ensayo-2, c) Ensayo-3

En la Tabla 5.13 se indica la diferencia relativa entre la energía disipada experimental ($W_{u,exp}$) con la energía disipada mediante el modelo histerético de Bouc-Wen ($W_{u,num}$).

Ensayo/Energía	$W_{u,exp}$ (kJ)	$W_{u,num}$ (kJ)	$(W_{u,exp}-W_{u,num})/W_{u,exp}$ (%)
Ensayo 1	539,4	550,73	-2,10
Ensayo 2	565,44	628,99	-11,24
Ensayo 3	361,80	359,70	0,58

Tabla 5.13 Diferencia relativa, en %, entre la energía disipada mediante el modelo Zona-Dall'Asta y la experimental

Influencia de diferentes modelos histeréticos en la energía disipada total

En la Figura 5.34 se representa, para cada ensayo, el error relativo por ciclo de la energía disipada en el modelo propuesto por Zona-Dall'Asta [15] respecto la energía disipada experimental.

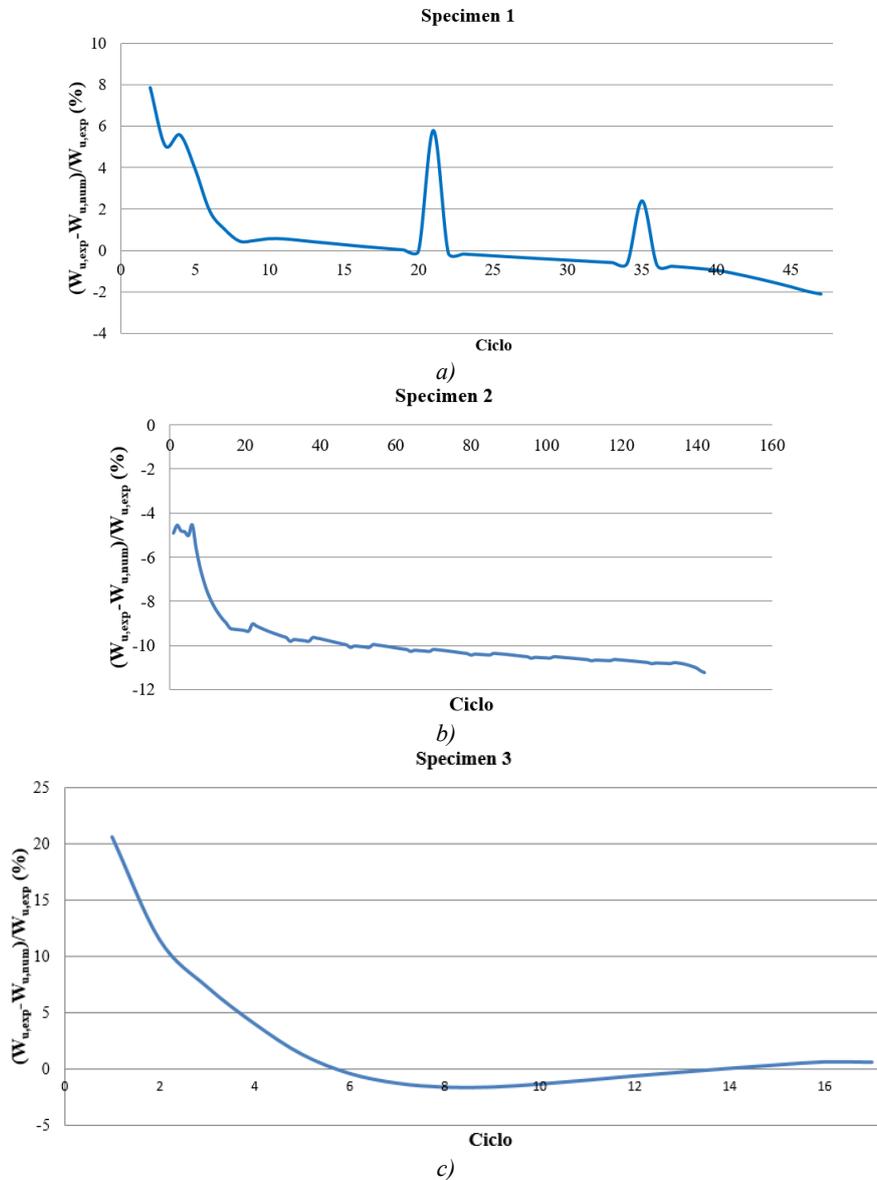


Figura 5.34 Representación de la diferencia relativa entre la energía disipada experimental y la disipada mediante el modelo Zona-Dall'Asta [15] por ciclo, en el: a) Ensayo 1, b) Ensayo 2 y c) Ensayo 3

Se aprecia que, en todos los disipadores ensayados, la respuesta obtenida mediante el modelo se ajusta con muy buena exactitud a la experimental. Tanto a nivel de respuesta histerética como a nivel de energía disipada.

5.4.4 Discusión del modelo

Para obtener la respuesta mediante el modelo de Zona-Dall'Asta en disipadores de cortante puro, como el MEDS, sólo es necesario conocer los valores de plastificación (fuerza y desplazamiento de plastificación). Estos valores teóricos, se obtienen mediante las Ecuaciones (3.6) y (3.7) del apartado 3.2.2. Estas ecuaciones corresponden a los valores de plastificación del brazo, pero obtenidas considerando que, un brazo sólo dispone de un núcleo de disipación. El modelo de Zona-Dall'Asta, si se utiliza para obtener la respuesta de un brazo con dos núcleos de disipación, el valor del desplazamiento teórico de plastificación obtenido mediante la Ecuación (3.6), debe ser multiplicado por dos.

Obtenidos los valores de plastificación, se obtiene la rigidez elástica, $k_o = F_{yo} / \delta_{yo}$.

Los demás valores se obtienen de las ecuaciones de la Tabla 5.14:

$F_{y\max}^+ = 1,722 \cdot F_{yo}$
$F_{y\max}^- = 1,032 \cdot F_{y\max}^+$
$k_I^+ = 0,0137 \cdot k_o$
$k_I^- = 0,00747 \cdot k_o$

Tabla 5.14 Valores de ajuste del modelo Zona-Dall'Asta

Los valores de las constantes de transición y endurecimiento utilizados en el ajuste del modelo, se indican en la Tabla 5.15.

δ_r^+	δ_r^-	α^+	α^-
0,05	0,05	0,55	0,45

Tabla 5.15 Constantes de transición y endurecimiento del modelo Zona-Dall'Asta

Si bien el modelo tiene un buen comportamiento, los coeficientes de las ecuaciones de la Tabla 5.14 se han obtenido de 3 disipadores MEDS ensayados. Para poder validar estos valores y utilizarlos para la predicción de la fatiga de disipadores a cortante, sería necesario realizar un número mayor de ensayos con otras geometrías, parámetros geométricos y diferentes materiales.

6 Conclusiones y trabajos futuros

6.1 Conclusiones generales

El objetivo inicial de la presente tesis, la predicción de la fatiga en disipadores elastoplásticos, ha sido completada de la forma y con los resultados que a continuación se describen.

Tras realizar un análisis exhaustivo del estado del arte relativo a modelos de predicción de la fatiga a bajo número de ciclos, se escogieron 4 modelos de predicción mixtos completamente distintos formalmente, aunque conceptualmente similares, los cuales se basaban en una combinación lineal o potencial de una variable acumulativa relativa a la historia temporal de deformaciones, y una variable relativa a la máxima incursión plástica en deformaciones. Los modelos contemplados han sido:

- El modelo de Manson-Coffin, combinado con la regla de Palmgren-Miner, puesto que, considerado el estado del arte, ha sido probablemente el más utilizado en disipadores BRB.
- El modelo de Park y Ang, el cual, pese a estar inicialmente desarrollado y haber fundamentalmente empleado en estructuras de hormigón armado, ofrece una gran simplicidad en el tratamiento de datos.
- El modelo de Benavent Climent, que pese a la importante complejidad en el tratamiento de los datos, responde específicamente a disipadores elastoplásticos.
- La formulación de Tsai, desarrollada para y con disipadores BRBs, basándose en una deformación plástica uniformemente distribuida (teóricamente).

En el transcurso del presente trabajo se han propuesto distintos modelos de fatiga derivados de los anteriores:

- Los modelos derivados de la formulación original de Park y Ang, pero sustituyendo la deformación última en deformación monotónica creciente como parámetro de referencia en la adimensionalización de su variable de deformación (deformación máxima) y su variable acumulativa (energía de disipación histerética) por la deformación de plastificación del disipador teórica. Esta última, en disipadores tipo TADAS o BRB, con uniformidad de la deformación plástica, se puede determinar de forma simple y objetiva, permitiendo el desarrollo de modelos con constantes de ajuste más universales, más dependientes del material y menos de la geometría del disipador.

- Del modelo de Tsai se han desarrollado dos modelos potenciales, válidos para disipadores con deformación plástica uniformemente distribuida que plastifican en estado de tensiones uniaxial, como son los disipadores tipo BRB y TADAS. La nueva formulación sustituye la deformación unitaria máxima por la ductilidad relativa a la amplitud de la deformación máxima de ciclo.

Para analizar la bondad de los modelos existentes y propuestos se ha partido fundamentalmente de la base de datos experimental en disipadores elastoplásticos de que dispone el departamento de AMADE, de la Universitat de Girona, siendo ésta completada en la presente tesis. Adicionalmente, en el campo de los BRBs, se han incluido además datos experimentales obtenidos en artículos e informes de investigación. Particularmente, los modelos han sido ajustados para el disipador MEDS, el cual plastifica por cortante, y para los disipadores TADAS y PCBRB, que plastifican en estado uniaxial de tensiones.

De los ajustes realizados con los modelos a partir de la base experimental, derivan las siguientes conclusiones fundamentales:

- De los ajustes experimentales realizados en la presente tesis se observa una buena correlación lineal (en los modelos de Park y Ang y derivados del mismo) en rangos de ductilidad relativamente reducidos, donde la ductilidad máxima y mínima queda por debajo de 3. Sin embargo, cuando el cociente entre ductilidad máxima y mínima aumenta, la relación no-lineal entre ambas variables se hace evidente. Este sería el caso del ajuste de los modelos de fatiga derivados de Tsai (de carácter potencial) donde se alcanza un cociente entre ambas ductilidades superior a 10, y donde los factores de correlación alcanzan valores muy elevados, llegando a 0,98.
- En los ajustes realizados se han utilizado respuestas histeréticas con mayor o menor asimetría en sus rangos de desplazamiento positivo y negativo. Se ha observado que, para obtener buenas correlaciones en los modelos en caso de respuestas asimétricas, es preferible sustituir la deformación máxima por la amplitud máxima de la deformación.
- Todos los parámetros acumulativos considerados (número de ciclos, energía disipada y deformación plástica acumulada) pueden ofrecer niveles de ajuste similares.

Finalmente, dado que la respuesta dinámica de las estructuras con disipadores está fuertemente condicionada a la respuesta de éstos, se ha considerado indicado valorar la bondad de algunos de los modelos disponibles en el estado del arte, responsables de la simulación numérica de los disipadores en los programas de análisis sísmico de estructuras más complejas y realistas, los basados en el análisis dinámico y no-lineal en el dominio del tiempo. Los modelos escogidos se han alimentado con la historia de desplazamientos experimental aplicada a distintos disipadores, comparando finalmente las energías disipadas numérica y experimental. Los modelos considerados han sido:

- El modelo de Amadeo Benavent Climent [12].
- El modelo de Bouc-Wen [13], [14] implementado en el software SAP2000 [87].
- El modelo de Zona-Dall'Asta [15].

Los modelos de Benavent y Zona, los cuales contemplan la respuesta asimétrica en tracción y compresión de los disipadores BRB y una combinación del endurecimiento isotrópico y cinemático, han permitido buenos resultados independientemente del rango de deformación. El modelo de Bouc-Wen, de mayor simplicidad y que contempla sólo el endurecimiento cinemático, ofrece buenos resultados cuando el modelo es ajustado dentro del rango de deformaciones esperado.

6.2 *Trabajos futuros*

A partir de los resultados obtenidos en la presente tesis doctoral sugiero posibles campos en los cuales consolidar y ampliar las fronteras del conocimiento en el campo de la fatiga a bajo número de ciclos en disipadores de energía elastoplásticos:

- Uno de los modelos de mayor complejidad entre los escogidos ha sido el modelo de Benavent-Climent. Su complejidad, sin embargo, considero que daría excelentes resultados si se aplicara a los disipadores con campos de deformación uniformes, ya sea en estado de deformación uniaxial de tensiones o de cortante puro. Intuyo que, con las variables debidamente adimensionalizadas en relación a los parámetros de fuerza y deformación plástica del cuerpo disipativo, el modelo puede mejorar los modelos derivados de Tsai desarrollados en esta tesis doctoral. En este sentido, este trabajo debería desarrollar rutinas de proceso y

post-proceso que permitieran abordar de forma eficiente la complejidad del modelo.

- Los disipadores elastoplásticos más eficientes son los que desarrollan la ductilidad de forma uniforme en todo su cuerpo disipativo. En esta tesis hemos desarrollado dos modelos extensivos a disipadores que plastifican en estado uniaxial de deformaciones, como son los disipadores tipo BRB y el disipador TADAS. En el estado del arte se han propuesto disipadores de torsión, que permiten una deformación uniforme a cortante puro, más allá de la uniformidad obtenida en el disipador MEDS. Sería de sumo interés desarrollar modelos de predicción a cortante puro extensibles mediante parámetros adimensionales a disipadores de cortante puro en sus diversas formas, y buscar relaciones entre los parámetros de fatiga de los modelos extensivos a estados de tensión uniaxial y los modelos extensivos a cortante puro.
- Finalmente, una tercera propuesta sería utilizar los nuevos modelos de fatiga potenciales propuestos, derivados de la formulación de Tsai, en un nuevo índice de daño, destinado a valorar el daño en disipadores en edificios existentes, tras sufrir un terremoto, o para valorar el daño acumulado en edificios en fase de diseño, considerando las acciones sísmicas, de distinta intensidad, que probabilísticamente podría soportar un edificio.

Bibliografía

- [1] R. I. Skinner, J. M. Kelly, and A. J. Heine, "Hysteretic dampers for earthquake-resistant structures," *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 3, pp. 287–296, 1974.
- [2] T. T. Soong and G. F. Dargush, "Passive energy dissipation systems in structural engineering," *John Wiley Sons*, vol. 34, no. 1, pp. 65–66, 1999.
- [3] T. Takeuchi, M. Ida, S. Yamada, and K. Suzuki, "Estimation of Cumulative Deformation Capacity of Buckling Restrained Braces," *J. Struct. Eng.*, vol. 134, no. 5, pp. 822–831, 2008.
- [4] Q. Xie, "State of the art of buckling-restrained braces in Asia," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 61, no. 6, pp. 727–748, 2005.
- [5] K. S. Robinson, "Advances in design requirements for Buckling Restrained Braced frames," in *2014 NZSEE Conference*, 2014, pp. 1–8.
- [6] C. J. Black, N. Makris, and I. D. Aiken, "Component Testing, Seismic Evaluation and Characterization of Buckling-Restrained Braces," *J. Struct. Eng.*, vol. 130, no. 6 (2004), pp. 880–894, 2004.
- [7] S. Merritt, C.-M. Uang, and G. Benzoni, "Subassemblage testing of COREBRACE buckling-restrained braces," La Jolla, California, 2003.
- [8] L. Dunai, "TYPE TESTING OF BUCKLING RESTRAINED BRACES ACCORDING TO EN 15129," Budapest, 2011.
- [9] S. S. Manson, "Behavior of materials under conditions of thermal stress," *Engineering Research Institute, University of Michigan: Ann Arbor*. pp. 9–15, 1953.
- [10] L. F. Coffin, "A study on the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal," *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, vol. 76, pp. 931–950, 1954.
- [11] M. A. Miner, "Cumulative damage in fatigue," *American Society of Mechanical Engineers - Journal of Applied Mechanics*, vol. 12, pp. 159–164, 1945.
- [12] A. Benavent-Climent, "A brace-type seismic damper based on yielding the walls of hollow structural sections," *Eng. Struct.*, vol. 32, no. 4, pp. 1113–1122, 2010.
- [13] R. Bouc, "Modele mathematique d' hysteresis," *Acustica*, vol. 21, pp. 16–25, 1971.
- [14] Y. K. Wen, "METHOD FOR RANDOM VIBRATION OF HYSTERETIC SYSTEMS," *ASCE J Eng Mech Div*, vol. 102, no. 2, pp. 249–263, 1976.
- [15] A. Zona and A. Dall'Asta, "Elastoplastic model for steel buckling-restrained braces," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 68, no. 1, pp. 118–125, 2012.
- [16] D. Piedrafita, X. Cahis, E. Simon, and J. Comas, "A new modular buckling restrained brace for seismic resistant buildings," *Eng. Struct.*, vol. 56, pp. 1967–1975, Nov. 2013.
- [17] D. Piedrafita, X. Cahis, E. Simon, and J. Comas, "A new perforated core buckling restrained brace," *Eng. Struct.*, vol. 85, pp. 118–126, 2015.
- [18] Keh-Chyuan Tsai, Huan-Wei Chen, Ching-Ping Hong, and Yung-Feng Su, "Design of steel triangular plate energy absorbers for seismic-resistant construction," *Earthquake*

- Spectra*, vol. 9, no. 3. pp. 505–528, 1993.
- [19] D. Piedrafita Francos, “Designing, testing and modelling two innovative non-conventional buckling restrained braces for seismic resistant buildings,” p. 95, 2014.
- [20] X. Cahís, “Development of a new energy dissipator for seismic design. Numerical analysis and experimental validation of its behavior,” PhD Thesis, Universitat Politècnica de Catalunya, 2001.
- [21] Y. J. Park and A. H. S. Ang, “Mechanistic Seismic Damage Model for Reinforced Concrete,” *J. Struct. Eng.*, vol. 111, no. 4, pp. 722–739, 1985.
- [22] A. Benavent-Climent, “An energy-based damage model for seismic response of steel structures,” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 2007.
- [23] P. Torres, “Sistemas modernos de protección sísmica,” *Recuperado de <https://es.scribd.com/document/349116964/webinar-sistemas-modernos-de-proteccion-sismica-2015-pdf>*. .
- [24] J. J. C. Pérez, “Comportamiento de estructuras ante acciones sísmicas utilizando amortiguadores viscosos como sistemas de disipación pasiva de energía,” PhD Thesis, Universidad Autónoma de México, 2012.
- [25] M. Gutierrez Soto and H. Adeli, “Tuned Mass Dampers,” *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 20, no. 4. pp. 419–431, 2013.
- [26] T. Pinkaew, P. Lukkunaprasit, and P. Chatupote, “Seismic effectiveness of tuned mass dampers for damage reduction of structures,” *Eng. Struct.*, 2003.
- [27] F. Sadek, B. Mohraz, A. W. Taylor, and R. M. Chung, “A method of estimating the parameters of tuned mass dampers for seismic applications,” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 26, no. 6, pp. 617–635, 1997.
- [28] “Recuperado de https://es.wikipedia.org/wiki/Taipei_101.” .
- [29] B. F. J. Spencer and M. K. Sain, “Controlling buildings: A new frontier in feedback,” *Shock Vib. Dig.*, vol. 30, no. 4, pp. 267–281, 1998.
- [30] A. H. Barbat, J. Rodellar, E. P. Ryan, and Y. Nelson Molinares, “UN SISTEMA NO LINEAL DE CONTROL HIBRIDO,” *Rev. Int. Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ing.*, 1993.
- [31] A. H. Barbat, J. Rodellar, E. P. Ryan, and N. Molinares, “Active control of nonlinear base-isolated buildings,” *J. Eng. Mech. - ASCE*, 1995.
- [32] Rotondo L. M. B.; Barbat A. H. B. (1999), *Diseño sismorresistente de edificios*. Editorial Reverté, S.A, España.
- [33] G. Haskell and D. Lee, “Fluid viscous damping as an alternative to base isolation,” *Asme-Publications-Pvp*, 1996.
- [34] A. S. Pall and C. Marsh, “Response of friction damped braced frames,” *J. Struct. , Div. ASCE*, vol. 108, no. 6, pp. 1313–1323, 1982.
- [35] L. Bozzo and A. H. Barbat, “Nonlinear Response of Structures with Sliding Base Isolation.” 1995.
- [36] T. Yoshino and Y. Karino, “Experimental study on shear wall with braces: Part 2,” in *Summaries of technical papers of annual meeting, vol. 11*, 1971, pp. 403–404.

- [37] C. Uang, M. Nakashima, K. Tsai, and U. Chia-Ming, "Research and application of buckling-restrained braced frames," *Steel Structures*. pp. 301–313, 2004.
- [38] H. Y. M. Wakabayashi, T. Nakamura, A. Kashibara, T. Morizono, "Experimental study of elasto-plastic properties of precast wall panells with built-in insulating braces," *Archit. Inst. Japan*, pp. 1041–1042, 1973.
- [39] K. Kimura, K. Yoshioka, T. Takeda, Z. Fukuya, and K. Takemoto, "Tests on braces encased by mortar in-filled steel tubes," in *Summaries of technical papers of annual meeting*, 1976, pp. 1041–1042.
- [40] A. Watanabe, Y. Hitomi, A. Saeki, E. and Wada, and M. Fujimoto, "Properties of Brace Encased in Buckling- Restraining Concrete and Steel Tube," in *Journal of Structural and Construction Engineering, AIJ*, 1988, vol. 4, pp. 719–724.
- [41] S. T. N. Nagao, "A study on the elastoplastic behavior of unbounded composite bracing (part 2)."
- [42] T. Horie, Y. Yabe, T. Hori, and S. Nakamura, "Elasto-Plastic behavior of steel brace with restraint system for post buckling," *Annu. Tech. Pap. Steel Struct.*, vol. 1, pp. 187–194, 1993.
- [43] Y. H. K. Inoue, S. Sawaizumi, "Stiffening design at the edge of reinforced concrete panel including unbounded steel diagonal braces."
- [44] N. Suzuki, R. Kono, Y. Higasibata, T. Sasaki, and T. Segawa, "Expermental study on the H-section steel brace encased in RC or steel tube," in *Summaries of technical papers of annual meeting*, 1994, pp. 1621–1622.
- [45] T. Shimizu, K. Fujisawa, K. Uemura, and K. Inoue, "Design method to prevent buckling of low yield strength steel tube brace and fracturing of joints (Part 1: design method and test plan of braced braces)," in *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan*, 1997, vol. 9, pp. 781–782.
- [46] M. Iwata, "Applications-design of buckling restrained braces in Japan," *13th World Conf. Earthq. Eng.*, no. 3208, 2004.
- [47] T. C. H. C.C. Chen, C.H. Wang, "Buckling strength of buckling inhibited braces."
- [48] K. Tsai, J. Lai, and Y. Hwang, "RESEARCH AND APPLICATION OF DOUBLE-CORE BUCKLING RESTRAINED BRACES IN TAIWAN," in *13th World Conference on Earthquake Engineering*, 2004, no. 2179.
- [49] M. Iwata and M. Murai, "Buckling-restrained brace using steel mortar planks; performance evaluation as a hysteretic damper," *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 35, no. 14, pp. 1807–1826, 2006.
- [50] G. Palazzo, F. López-Almansa, X. Cahís, and F. Crisafulli, "A low-tech dissipative buckling restrained brace. Design, analysis, production and testing," *Eng. Struct.*, vol. 31, no. 9, pp. 2152–2161, 2009.
- [51] Y. K. Ju, M. H. Kim, J. Kim, and S. D. Kim, "Component tests of buckling-restrained braces with unconstrained length," *Eng. Struct.*, vol. 31, no. 2, pp. 507–516, Feb. 2009.
- [52] J. L. Alonso, "Mechanical characteristics of X-plate energy dissipators," *CE 299 Report, University of California, Berkeley*, 1989.
- [53] A. S. Whittaker, V. V. Bertero, L. J. Alonso, and C. L. Thompson, "Earthquake Simulator

- Testing of Steel Plate Added Damping And Stiffness Elements.," *Rep. No. UCB/EERC-89/02, Earthq. Eng. Res. Center. Univ. California, Berkeley*, 1989.
- [54] R. E. Scholl, "Improve the earthquake performance of structures with Added Damping and Stiffness elements," *Proc. Fourth U.S. Natl. Conf. Earthq. Eng. Palm Springs, Calif.*, vol. 3, no. 489–498.
- [55] T. Kobori *et al.*, "Development and application of hysteresis steel dampers," *Earthquake Engineering, Tenth World Conference*. pp. 2341–2346, 1992.
- [56] A. Benavent-Climent and H. Akiyama, "Development of a Brace-Type Hysteretic Damper by Using Round-Shape Steel Rods," *J. Struct. Constr. Eng., AIJ*, vol. 501, pp. 125–1133, 1997.
- [57] Popov E.P., "SEISMIC BEHAVIOR OF STRUCTURAL SUB-ASSEMBLAGES," *J. Struct. Div.*, 1980.
- [58] "UBC-97 (1997). 'Uniform Building Code', Structural Engineering Design Provisions, Internacional Conference of Building Officials, Whittier, California." .
- [59] K. Kasai and E. P. Popov, "Cyclic Web Buckling Control for Shear Link Beams," *J. Struct. Eng.*, 1986.
- [60] D. C. Rai and B. J. Wallace, "Aluminium shear-links for enhanced seismic resistance," *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 1998.
- [61] Tsai K.C.; Chen H.W., "Shear link energy absorbers for seismic energy dissipation," in *Proceedings of Sith U.S. National Conference Earthquake Engineering, Seattle, Washington*, 1998.
- [62] M. Nakashima, "Strain-hardening behavior of shear panels made of low-yield steel. I: Test," *J. Struct. Eng. (United States)*, vol. 121, no. 12, pp. 1742–1749, 1995.
- [63] X. Cahís, L. M. Bozzo, L. Torres, and D. Foti, "An energy dissipating device for seismic protection of masonry infill walls," in *8 Convegno Nazionale ANIDIS, L'Ingegneria Sismica in Italia, Taormina*, 1997.
- [64] X. Cahís, L. Torres, and L. Bozzo, "An inovative elasto-plastic energy dissipator for the structural and non-structural building protection," *Proc. 12th World Conf. Earthq.*, pp. 1–8, 2000.
- [65] W. D. Callister, "Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los Materiales," *Reverté*. p. 220, 1995.
- [66] M. S. Williams and R. G. Sexsmith, "Seismic Damage Indices for Concrete Structures: A State-of-the-Art Review," *Earthq. Spectra*, 1995.
- [67] N. M. Newmark and E. Rosenblueth, "Fundamentals of Earthquake Engineering," *Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey*. 1971.
- [68] H. Banon, H. M. Irvine, and J. M. Biggs, "Seismic damage in reinforced concrete frames," *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 107, no. 9, pp. 1713–1729, 1981.
- [69] E. Cosenza and G. Manfredi, "Seismic design based on low cycle fatigue criteria," *Eleventh World Conference on Earthquake Engineering*. p. Paper No. 1141, 1996.
- [70] G. H. Powell and R. Allahabadi, "Seismic damage prediction by deterministic methods: Concepts and procedures," *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 16, no. 5, pp. 719–734, 1988.

- [71] H. Krawinkler, M. Zohrei, B. Lashkari-Irvani, N. Cofie, and H. Hadidi-Tamjed, "Recommendations for experimental studies on the seismic behavior of steel components and materials," no. 61, p. 251, 1983.
- [72] H. K. Seung-Woo Baik, Dong-Geun Lee, "A simplified model for seismic response prediction of steel frame structures.pdf," in *Ninth Conference on Earthquake Engineering*, 1988.
- [73] J. O. J. A. Terán-Gilmore, "Un modelo simple para predecir la ocurrencia de fatiga de bajo número de ciclos," in *Memorias XIV Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica (CD)*, 2003, p. Artículo IV-06.
- [74] N. K. Gosain, J. O. Jirsa, and R. H. Brown, "Shear requirements for load reversals on R/C members," *J. Struct. Div.*, vol. 103, no. 7, pp. 1461–1476, 1977.
- [75] J. E. Stephens and J. T. P. Yao, "Damage Assessment Using Response Measurements," *J. Struct. Eng.*, vol. 113, no. 4, pp. 787–801, Apr. 1987.
- [76] E. Cosenza, G. Manfredi, and R. Ramasco, "The use of damage functionals in earthquake engineering: A comparison between different methods," *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 22, no. 10, pp. 855–868, 1993.
- [77] M. S. Williams and R. G. Sexsmith, "Seismic assessment of concrete bridges using inelastic damage analysis," *Eng. Struct.*, vol. 19, no. 3, pp. 208–216, Mar. 1997.
- [78] S. M. B. Y.H.Chai, K.M.Romstad, "Energy based linear damage model for high intensity seismic loading," *J. Struct. Eng.*, pp. 857–864, 1995.
- [79] Y. Park, A. Ang, and Y. Wen, "Seismic damage analysis of reinforced concrete buildings," *J Struct Eng ASCE*, vol. 111, no. October 1984, pp. 740–757, 1985.
- [80] Y. Bozorgnia and V. V. Bertero, "Improved shaking and damage parameters for post-earthquake applications," in *Proceedings of SMIP09 Seminar on Utilization of Strong-Motion Data, Los Angeles*, 2001, pp. 1–22.
- [81] S. A. Mahin and V. V. Bertero, "An Evaluation of Inelastic Seismic Design Spectra," *J. Struct. Div. Proc. Am. Soc. Civ. Eng.*, vol. 107, no. ST9, pp. 1777–1795, 1981.
- [82] H. Akiyama, M. Takahashi, and Z. Shi, "Ultimate energy absorption capacity of round-shape steel rods subjected to bending," *Journal of Structural and Construction Engineering, Transactions of the Architectural Institute of Japan*, vol. 475. pp. 149–158, 1995.
- [83] A. Benavent-Climent, S. Oh, and H. Akiyama, "Ultimate energy absorption capacity of slit-type steel plates subjected to shear deformations," *Journal of Structural and Construction Engineering, Transactions of the Architectural Institute of Japan*, vol. 503. pp. 139–147, 1998.
- [84] Wakabayashi M., *Design of earthquake-resistant buildings*. 1986.
- [85] M. Nakashimal, T. Akazawa, and B. Tsuji, "Strain-hardening behavior of shear panels made of low-yield steel. II: Model," *J. Struct. Eng. (United States)*, vol. 121, no. 12, pp. 1750–1757, 1995.
- [86] *SAP2000 Ultimate 64-bit (version 18.2.0 Build 1267)*. Berkeley, California, USA. Computers and Structures, Inc. 2016.
- [87] F. Sap and I. Computers & Structures, "CSI Analysis Reference Manual CSI Analysis

Bibliografía

- Reference Manual,” p. 534, 2016.
- [88] CTE, “DB-SE-A Seguridad Estructural - Acero,” *Boletín Of. del Estado*, vol. 19, pp. 1–166, 2008.
- [89] *AISC341-05 Seismic Provisions for Structural Steel Buildings*. 2005.
- [90] *EN15129 anti-seismic devices*. 2009.
- [91] “Recuperado de <https://pinterest.es/pin/400116748125990138>.” .
- [92] D. Piedrafita, P. Maimí, and X. Cahis, “A constitutive model for a novel modular all-steel buckling restrained brace,” *Eng. Struct.*, vol. 100, pp. 326–331, Oct. 2015.
- [93] P.-C. L. and K.-C. T. An-Chien Wu, “High-mode buckling responses of buckling-restrained brace core plates,” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 43, no. August 2013, pp. 375–393, 2014.
- [94] R. Tremblay, P. Bolduc, R. Neville, and R. DeVall, “Seismic testing and performance of buckling-restrained bracing systems,” *Can. J. Civ. Eng.*, vol. 33, no. 2, pp. 183–198, Feb. 2006.
- [95] C. C. Chou and S. Y. Chen, “Subassemblage tests and finite element analyses of sandwiched buckling-restrained braces,” *Eng. Struct.*, vol. 32, no. 8, pp. 2108–2121, 2010.
- [96] N. Hoveidae and B. Rafezy, “Overall buckling behavior of all-steel buckling restrained braces,” *J. Constr. Steel Res.*, vol. 79, pp. 151–158, 2012.
- [97] M.-C. C. and Y.-J. Y. Keh-Chyuan Tsai, An-Chien Wu, Chih-Yu Wei, Pao-Chun Lin, “Welded end-slot connection and debonding layers for buckling-restrained braces,” *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, vol. 43, pp. 1785–1807, 2014.
- [98] M. Dehghani and R. Tremblay, “An analytical model for estimating restrainer design forces in bolted buckling-restrained braces,” *J. Constr. Steel Res.*, vol. 138, pp. 608–620, 2017.
- [99] X. Cahís, E. Simon, D. Piedrafita, and A. Catalan, “Core behavior and low-cycle fatigue estimation of the Perforated Core Buckling-Restrained Brace,” *Eng. Struct.*, vol. 174, pp. 126–138, Nov. 2018.
- [100] “Recuperado de <https://vetatoph.com/disipadores-de-energía>.” .
- [101] “CYPE Ingenieros, S.A. (versión 2020.a). Alicante, España. Software para Arquitectura, Ingeniería y Construcción.” .
- [102] *MATLAB version 8.1.0.604 (R2013a)*. Natick, Massachusetts: The MathWorks Inc. 2013.
- [103] J. D. Morrow, “Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals,” *ASTM STP 378*, pp. 45–87, 1964.
- [104] G. Ballio and C. A. Castiglioni, “A unified approach for the design of steel structures under low and/or high cycle fatigue,” *J. Constr. Steel Res.*, vol. 34, no. 1, pp. 75–101, Jan. 1995.
- [105] C. C. A. Bernuzzi C, Calado L, “Low-cycle fatigue of structural steel componets: a method for re-analysis of test data and a design approach based on ductlity.” pp. 47–63, 2000.
- [106] H. Nakamura *et al.*, “Fatigue properties of practical-scale unbonded braces,” 2000.

Anejo A

A1 Rutina MATLAB para obtener el skeleton de una respuesta histerética

A2 Rutina MATLAB para obtener la parte de Bauschinger de una respuesta histerética

A3 Rutina MATLAB para obtener la respuesta histerética mediante el modelo de Benavent Climent

A4 Rutina MATLAB para obtener la respuesta histerética mediante el modelo de Zona-Dall'Asta

A1. Rutina MATLAB para obtener el skeleton de una respuesta histerética

```
%Construim l'Skeleton de la Predicció Numèrica de la Resposta del 2on  
%assaig fet amb la història de desplaçaments de la norma EN 15129
```

```
Pr_num_res=load('dades_Fil_4rt_Assaig_Ver2.txt')
```

```
dimPr_num_res=size(Pr_num_res);  
filasPr_num_res=dimPr_num_res(1,1);  
columnasPr_num_res=dimPr_num_res(1,2);
```

```
% Representació Gràfica de la Predicció Numèrica de la Resposta  
XX=Pr_num_res(:,2); % Desplazamiento  
YY=Pr_num_res(:,1); % Fuerza aplicada  
plot(XX,YY, 'b')
```

```
Desplazamiento_MAXIMO=max(XX)  
Desplazamiento_MINIMO=min(XX)
```

```
% Comencem amb l'algoritme Skeleton de la Predicció Numèrica de la  
Resposta.  
% Creem una matriu de zeros d'igual dimensió que "Pr_num_res".  
matSkeleton=zeros(filasPr_num_res,columnasPr_num_res);
```

```
% Recorremos toda la matriz QD con todos los puntos Despla,Carga.  
iDespMax=0;  
iFuerzaMax=0;  
% Indices previos de las matrices.  
iIndexSkeleton=1;  
iDentro=1; % 1=estoy dentro de un skeleton  
iDespOrigen=iDespMax;
```

```
%Calculem el pendent de la recta de descàrrega (en kN/mm)  
m=(YY(16)-YY(2))/(XX(16)-XX(2));
```

```
for k=1 : filasPr_num_res  
    % Recuperar puntos de la matriz originaria.  
    iDespAct=XX(k,1)  
    iFuerzaAct=YY(k,1)  
    % comprobamos que sean positivos.  
    if (iFuerzaAct>=0)  
        % comparamos la fuerza con el valor máximo último.  
        if iFuerzaAct>=iFuerzaMax
```

```

% Este punto es del skeleton
if iDentro==0 % si vengo de fuera.
    iDespOrigen=iDespOrigen+(iDespMax-iDespAct);

matSkeleton(iIndexSkeleton,1)=matSkeleton((iIndexSkeleton-1),1)-
iFuerzaMax/m;
    matSkeleton(iIndexSkeleton,2)=0;
    iIndexSkeleton=iIndexSkeleton+1;% bajamos el indice

matSkeleton(iIndexSkeleton,1)=matSkeleton((iIndexSkeleton-2),1);

matSkeleton(iIndexSkeleton,2)=matSkeleton((iIndexSkeleton-2),2);
    iIndexSkeleton=iIndexSkeleton+1;% bajamos el indice
end
    iDentro=1;
    matSkeleton(iIndexSkeleton,1)=iDespAct+iDespOrigen;
    matSkeleton(iIndexSkeleton,2)=iFuerzaAct;
    iIndexSkeleton=iIndexSkeleton+1;% bajamos el indice
    % Reiniciamos los valores máximos.
    iDespMax=iDespAct;
    iFuerzaMax=iFuerzaAct;
else
    iDentro=0;% estamos fuera.
    %iDespOrigen=abs(iDespMax);
end

end

end

% Creamos una matriz skeleton alternativa sin los ceros finales
matSkeleton=matSkeleton(1:iIndexSkeleton-1,[1 2]);
% el ultimo elemento de skeleto =iIndexSkeleton-1

%Això ho fem per tancar el gràfic Skeleton.
matSkeleton(iIndexSkeleton,1)=matSkeleton((iIndexSkeleton-1),1)-
iFuerzaMax/m;
matSkeleton(iIndexSkeleton,2)=0;

title('Especimen 3 (SM-1)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize',
22)
xlabel('Deformación (mm)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
ylabel('Fuerza (kN)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
set(gca, 'FontSize', 17, 'FontName', 'Times New Roman');
box off
hold on

figure
plot(matSkeleton(:,1),matSkeleton(:,2) )

%*****
***
%*****
***
% ***** Matriu Skeleton Negativa
*****
%*****
***
%*****
***

```

Anejo A

```
%Creem una matriu de nom Skeleton_Negativa de zeros
mat_Skeleton_Negativa=zeros(filasPr_num_res,columnasPr_num_res);

%Creem un índex per a la matriu Skeleton_Negativa
i_mat_Skeleton_Negativa=1;

%Calculem el pendent de la recta de descàrrega (en kN/mm).
m_msn=(YY(47)-YY(43))/(XX(47)-XX(43));

%Agafem el primer valor de les matrius "Força" (YY) i "Desplaçament"
(XX)
f_inicial_msn=YY(1);
d_inicial_msn=XX(1);

%Menyspreem els valors inicials i escollim el primer de la matriu
"Força"
%que sigui major de "0"
if(f_inicial_msn<=0)
    f_min_msn=0;
    d_f_min_msn=0;
else
    f_min_msn=f_inicial_msn;
    d_f_min_msn=d_inicial_msn;
end

f_act_msn=YY(1); % la força actual
d_act_msn=XX(1); % el desplaçament actual

%Definim uns desplaçaments inicials
desp_basic_msn=0;
desp_origen_msn=d_f_min_msn;

%Definim unes variables
i_dintre_msn=1; %si i_dintre_msn=1, significa que estic dintre d'un
Skeleton
b_entro_en_negatiu_msn=false;
b_entro_en_positiu_msn=false;

%Passem per tots els punts de la matriu QD
for kNeg=2 : filasPr_num_res
    % Recuperem el punt actual de QD
    d_act_msn=XX(kNeg,1)
    f_act_msn=YY(kNeg,1)
    % Recuperem el punt anterior de QD
    f_ant_msn=YY(kNeg-1);
    d_ant_msn=XX(kNeg-1);

    %Comprovem si sortim de la zona de Força Positiva
    if((f_act_msn<=0)&&(f_ant_msn>0))
        b_entro_en_negatiu_msn=true;
    else
        b_entro_en_negatiu_msn=false;
    end

    %Comprovem si sortim de la zona de Força Negativa
    if((f_act_msn>0)&&(f_ant_msn<=0))
        b_entro_en_positiu_msn=true;
    else
    end
end
```

```

        b_entro_en_positiu_msn=false;
    end

    %
    *****
    if (f_act_msn<=0) %Aquest punt pot ser de l'Skeleton
        % comparem la força actual amb el valor mínim
        if (f_act_msn<=f_min_msn)
            % Este puntó es del skeleton
            if (b_entro_en_negatiu_msn==true)
                desp_basic_msn=d_act_msn;
            end

            if i_dintre_msn==0 %si i_dintre_msn=0, significa que
estric fora d'un Skeleton
                desp_origen_msn=desp_origen_msn+((d_act_msn)-
(d_f_min_msn));

mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,1)=mat_Skeleton_Negativa
((i_mat_Skeleton_Negativa-1),1)-f_min_msn/m_msn;
                mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,2)=0;
                i_mat_Skeleton_Negativa=i_mat_Skeleton_Negativa+1;
%augmentem l'índex

mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,1)=mat_Skeleton_Negativa
((i_mat_Skeleton_Negativa-2),1);

mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,2)=mat_Skeleton_Negativa
((i_mat_Skeleton_Negativa-2),2);
                i_mat_Skeleton_Negativa=i_mat_Skeleton_Negativa+1;
%augmentem l'índex
            end
            i_dintre_msn=1;
            mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,1)=d_act_msn-
desp_origen_msn-desp_basic_msn;
            mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,2)=f_act_msn;
            i_mat_Skeleton_Negativa=i_mat_Skeleton_Negativa+1;
%augmentem l'índex

            % Reiniciamos los valores máximos.
            d_f_min_msn=d_act_msn;
            f_min_msn=f_act_msn;
        else
            i_dintre_msn=0;
        end

    end

end

% Creem una matriu Skeleton alternativa sense els zeros finals
mat_Skeleton_Negativa=mat_Skeleton_Negativa(1:i_mat_Skeleton_Negativa-
1,[1 2])

%Això ho fem per tancar el gràfic Skeleton.
mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,1)=mat_Skeleton_Negativa
((i_mat_Skeleton_Negativa-1),1)-f_min_msn/m_msn;
mat_Skeleton_Negativa(i_mat_Skeleton_Negativa,2)=0;

```

Anejo A

```
% L'últim element de l'Skeleton és iIndexSkeleton-1
figure
plot(mat_Skeleton_Negativa(:,1),mat_Skeleton_Negativa(:,2) )

%*****
***
%*****
***
%*****MATRIU SKELETON NEGATIVA + MATRIU SKELETON
POSITIVA*****
%*****
***
%*****
***

% Ara cal juntar les dos corbes, la positiva i la negativa.
% Construim una matriu de dos columnes(desplaçament, força) i tantes
files como la suma de les dos matrius
dimMatSkeletonPos=size(matSkeleton);
filaSkeletonPos=dimMatSkeletonPos(1,1);
columnaskeletonPos=dimMatSkeletonPos(1,2); % Ja sabem que es 2
dimMatSkeletonNeg=size(mat_Skeleton_Negativa);
filaSkeletonNeg=dimMatSkeletonNeg(1,1); %Ja sabem que es 2
columnaSkeletonNeg=dimMatSkeletonNeg(1,2);

% la matriu final té filaSkeletonPos+filaSkeletonNeg,2
matSkeletonTotal=zeros(filaSkeletonPos+filaSkeletonNeg,2);

% Ara copiem tots els valors ordenadament a aquesta nova matriu

for i=filaSkeletonNeg:-1:1
    % Agafo el primer valor
    iDespAct=mat_Skeleton_Negativa(i,1);
    iFuerzaAct=mat_Skeleton_Negativa(i,2);

    % i l'afegim a la matriu suma de files (matriu matSkeletonTotal)
    matSkeletonTotal(1+filaSkeletonNeg-i,1)=iDespAct;
    matSkeletonTotal(1+filaSkeletonNeg-i,2)=iFuerzaAct;
end

% Ara afegim el tram positiu a continuació del negatiu per tal de que
% es dibuixin seguidament
for i=1:filaSkeletonPos
    iDespAct=matSkeleton(i,1);
    iFuerzaAct=matSkeleton(i,2);

    % i l'afegim a la matriu suma de files (matriu matSkeletonTotal)
    matSkeletonTotal(filaSkeletonNeg+i,1)=iDespAct;
    matSkeletonTotal(filaSkeletonNeg+i,2)=iFuerzaAct;

end
figure
plot(matSkeletonTotal(:,1),matSkeletonTotal(:,2),'b') % Aquesta és la
gràfica final

areaTotal=trapz(XX,YY)
```

```

areaSkeletonPositiva=trapz(matSkeleton(:,1),matSkeleton(:,2))
areaSkeletonNegativa=trapz(mat_Skeleton_Negativa(:,1),mat_Skeleton_Negativa(:,2))

title('Especimen 3 (SM-1)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
xlabel('Deformaci3n (mm)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
ylabel('Fuerza (kN)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
set(gca, 'FontSize', 17, 'FontName', 'Times New Roman');

```

A2. Rutina MATLAB para obtener la parte de Bauschinger de una respuesta hister3tica

```

%Construim el Bauschinger de la Predicci3n Num3rica de la Resposta del
2on
%assaig fet amb la hist3ria de desplaçaments de la norma EN 15129

Pr_num_res=load('dades_Fil_4rt_Assaig_Ver2.txt')

dimPr_num_res=size(Pr_num_res);
filasPr_num_res=dimPr_num_res(1,1);
columnasPr_num_res=dimPr_num_res(1,2);

% Representaci3n Gràfica de la Predicci3n Num3rica de la Resposta
XX=Pr_num_res(:,2); % Desplazament
YY=Pr_num_res(:,1); % Força aplicada
plot(XX,YY)

%Creem una matriu de nom, Bauschinger_Positiva, de zeros
mat_Bauschinger_Positiva=zeros(filasPr_num_res,2);

%Creem una matriu de Forces Pics Positives
mat_Forces_Pics_mbp=zeros(filasPr_num_res,2);

%Creem un índex per a la matriu Bauschinger_Positiva
i_mat_Bauschinger_Positiva=1;

%Creem un índex per a la matriu de Forces Pics Positives
i_mat_Forces_Pics_mbp=1;

%Calculem el pendent de la recta de descàrrega (en kN/mm)
m_mbp=(YY(235)-YY(218))/(XX(235)-XX(218));
m_mbp=(YY(48)-YY(35))/(XX(48)-XX(35));
m_mbp=(YY(16)-YY(2))/(XX(16)-XX(2));

%Agafem el primer valor de la matriu fuerza YY
f_inicial_mbp=YY(1);
d_inicial_mbp=XX(1);
if(f_inicial_mbp<=0)
    f_max_mbp=0;
    d_f_max_mbp=0;
else
    f_max_mbp=f_inicial_mbp;
    d_f_max_mbp=d_inicial_mbp;
end

%Definim unes variables

```

Anejo A

```
d_desfase_mbp=0.00;
b_pujo_mbp=false;
b_baixo_mbp=false;
b_entro_en_negatiu_mbp=false;
b_entro_en_positiu_mbp=false;
b_soc_positiu_mbp=false;

%Passem per tots els punts de la matriu QD
for i_mbp=3: filasPr_num_res;
    % Recuperem el punt actual.
    f_act_mbp=YY(i_mbp);
    d_act_mbp=XX(i_mbp);
    % Recuperem el punt anterior.
    f_ant_mbp=YY(i_mbp-1);
    d_ant_mbp=XX(i_mbp-1);
    % Recuperem el punt anterior de l'anterior.
    f_ant_ant_mbp=YY(i_mbp-2);
    d_ant_ant_mbp=XX(i_mbp-2);
    %
    *****
    % Compruebo si subo
    if(f_act_mbp>f_ant_mbp)
        b_pujo_mbp=true;
    else
        b_pujo_mbp=false;
    end
    %
    *****
    % Compruebo si bajo
    if(f_act_mbp<f_ant_mbp)
        b_baixo_mbp=true;
    else
        b_baixo_mbp=false;
    end
    %
    *****
    % Compruebo si salimos de la zona de fuerza negativa.
    if((f_act_mbp>=0)&&(f_ant_mbp<0))
        b_entro_en_positiu_mbp=true;
    else
        b_entro_en_positiu_mbp=false;
    end
    %
    *****
    if((f_act_mbp<0)&&(f_ant_mbp>=0))
        b_entro_en_negatiu_mbp=true;
    else
        b_entro_en_negatiu_mbp=false;
    end
    %
    *****
    *
    if(f_act_mbp>=0)
        b_soc_positiu_mbp=true;
    else
        b_soc_positiu_mbp=false;
    end
    %
    *****
```

```

    if(f_act_mbp>f_max_mbp)
        f_max_mbp=f_act_mbp; % Este punto no es del Baushinger()
        d_f_max_mbp=d_act_mbp;
    else
        %Calculem el desplaçament desfase.
        if (f_act_mbp>=0 && ((f_ant_ant_mbp<f_ant_mbp)&&
(f_ant_mbp>f_act_mbp)))
            f_pic_mbp=f_ant_mbp;

mat_Forces_Pics_mbp(i_mat_Forces_Pics_mbp,1)=f_pic_mbp;
            i_mat_Forces_Pics_mbp=i_mat_Forces_Pics_mbp+1;
        end
        if(b_entro_en_positiu_mbp==true)
            % desplome.

            if((i_mat_Forces_Pics_mbp)>2);

f_pic_ant_mbp=mat_Forces_Pics_mbp(i_mat_Forces_Pics_mbp-2,1); %Calcula
la Força Pic Anterior
            desplome_mbp=abs((f_pic_ant_mbp)/m_mbp);
            else
                desplome_mbp=0;
            end
            if((i_mat_Bauschinger_Positiva-1)>=1)

desfase02_mbp=mat_Bauschinger_Positiva(i_mat_Bauschinger_Positiva-
1,1);
            else
                desfase02_mbp=0.0;
            end

            d_desfase_mbp=-(d_act_mbp)+desfase02_mbp-desplome_mbp;
        end

        if(
(b_soc_positiu_mbp==true)&&(b_pujo_mbp==true)&&(f_act_mbp<=f_max_mbp))

mat_Bauschinger_Positiva(i_mat_Bauschinger_Positiva,1)=d_act_mbp+d_des
fase_mbp;

mat_Bauschinger_Positiva(i_mat_Bauschinger_Positiva,2)=f_act_mbp;
            i_mat_Bauschinger_Positiva=i_mat_Bauschinger_Positiva+1;
        end
    end
end

%*****
***
%*****
***

% Creem una matriu Baushinger_Positiva sense els zeros finals

mat_Bauschinger_Positiva=mat_Bauschinger_Positiva(1:(i_mat_Bauschinger
_Positiva-1),[1,2]);

%Això ho fem per tancar el gràfic Baushinger. No cal fer-ho en el
%experiment ja que el gràfic es tanca sol

```

Anejo A

```
mat_Bauschinger_Positiva(i_mat_Bauschinger_Positiva,1)=mat_Bauschinger
_Positiva((i_mat_Bauschinger_Positiva-1),1)-
mat_Bauschinger_Positiva((i_mat_Bauschinger_Positiva-1),2)/m_mbp;
mat_Bauschinger_Positiva(i_mat_Bauschinger_Positiva,2)=0;

%Representem graficament la matriu Bauschinger_Positiva
figure
plot(mat_Bauschinger_Positiva(:,1),mat_Bauschinger_Positiva(:,2))

title('Specimen 3 (SM-1)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
xlabel('Deformación (mm)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
ylabel('Fuerza (kN)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
set(gca, 'FontSize', 17, 'FontName', 'Times New Roman');
box off
hold on

%Calculem l'àrea total
areaTotal=trapz(XX,YY)

%Calculem l'àrea de la matriu Bauschinger_Positiva
areaBauschingerPositiva=trapz(mat_Bauschinger_Positiva(:,1),mat_Bausch
inger_Positiva(:,2))

%*****
***
%*****
***
% ***** MATRIU BAUSHINGER
NEGATIVA*****
%*****
***
%*****
***

%Creem una matriu de nom, Bauschinger_Negativa, de zeros.
mat_Bauschinger_Negativa=zeros(filasPr_num_res,2);

%Creem una matriu de Forces Pics Negatives
mat_Forces_Pics_mbn=zeros(filasPr_num_res,2);

%Creem un índex per a la matriu Bauschinger_Negativa.
i_mat_Bauschinger_Negativa=1;

%Creem un índex per a la matriu de Forces Pic Negatives.
i_mat_Forces_Pics_mbn=1;

%Calculem el pendent de la recta de descàrrega (en kN/mm).
m_mbn=(YY(235)-YY(218))/(XX(235)-XX(218));
m_mbn=(YY(48)-YY(35))/(XX(48)-XX(35));
m_mbn=(YY(47)-YY(43))/(XX(47)-XX(43));

%Agafem el primer valor de les matrius "Força" (YY) i "Desplaçament"
(XX).
f_inicial_mbn=YY(1);
d_inicial_mbn=XX(1);
```

```

%Menyspreem els valors inicials i escollim el primer de la matriu
"Força"
%que sigui major de "0".
if(f_inicial_mbn<=0)
    f_min_mbn=0;
    d_f_min_mbn=0;
else
    f_min_mbn=f_inicial_mbn;
    d_f_min_mbn=d_inicial_mbn;
end

%Definim unes variables
d_desfase_mbn=0.00;
b_pujo_mbn=false;
b_baixó_mbn=false;
b_entro_en_negatiu_mbn=false;
b_entro_en_positiu_mbn=false;
b_soc_negatiu_mbn=false;

%Passem per tots els punts de la matriu QD
for i_mbn=3: filasPr_num_res;
    % Recuperem el punt actual de QD.
    f_act_mbn=YY(i_mbn);
    d_act_mbn=XX(i_mbn);
    % Recuperem el punt anterior de QD.
    f_ant_mbn=YY(i_mbn-1);
    d_ant_mbn=XX(i_mbn-1);
    % Recuperem el punt anterior de l'anterior de QD.
    f_ant_ant_mbn=YY(i_mbn-2);
    d_ant_ant_mbn=XX(i_mbn-2);

    %Comprovo si estic pujant.
    if(f_act_mbn>f_ant_mbn)
        b_pujo_mbn=true;
    else
        b_pujo_mbn=false;
    end

    %Comprovo si estic baixant.
    if(f_act_mbn<f_ant_mbn)
        b_baixó_mbn=true;
    else
        b_baixó_mbn=false;
    end

    %Comprovem si sortim de la zona de Força Positiva.
    if((f_act_mbn<=0)&&(f_ant_mbn>0))
        b_entro_en_negatiu_mbn=true;
    else
        b_entro_en_negatiu_mbn=false;
    end

    %Comprovem si sortim de la zona de Força Negativa.
    if((f_act_mbn>0)&&(f_ant_mbn<=0))
        b_entro_en_positiu_mbn=true;
    else
        b_entro_en_positiu_mbn=false;
    end

    %Comprovem si la Força_Actual és negativa

```

Anejo A

```
if(f_act_mbn<=0)
    b_soc_negatiu_mbn=true;
else
    b_soc_negatiu_mbn=false;
end

%*****

if (b_soc_negatiu_mbn==false) %Aquest punt no és del Bauschinger
else
    if(f_act_mbn<f_min_mbn) %Aquest punt no és del Bauschinger
        f_min_mbn=f_act_mbn; %Definim la nova força mínima
        d_f_min_mbn=d_act_mbn; %Definim el nou desplaçament de la
força mínima
    else
        %Calculamos el desplazamiento desfase.
        if (f_act_mbn<=0 && ((f_ant_ant_mbn>f_ant_mbn)&&
(f_ant_mbn<f_act_mbn)))
            f_pic_mbn=f_ant_mbn;

mat_Forces_Pics_mbn(i_mat_Forces_Pics_mbn,1)=f_pic_mbn;
            i_mat_Forces_Pics_mbn=i_mat_Forces_Pics_mbn+1;
        end
        if(b_entro_en_negatiu_mbn==true)
            %Càlcul del desplom.

            if((i_mat_Forces_Pics_mbn)>2);

f_pic_ant_mbn=mat_Forces_Pics_mbn(i_mat_Forces_Pics_mbn-2,1);
            desplom_mbn=abs((f_pic_ant_mbn)/m_mbn) %error
        else
            desplom_mbn=0;
        end

        if ((i_mat_Bauschinger_Negativa-1)>=1)

desfase02_mbn=mat_Bauschinger_Negativa(i_mat_Bauschinger_Negativa-
1,1);
        else
            desfase02_mbn=0.0;
        end
        d_desfase_mbn=-
(d_act_mbn)+(desfase02_mbn)+(desplom_mbn);
    end

if((b_soc_negatiu_mbn==true)&&(b_baixo_mbn==true)&&(f_act_mbn>=f_min_m
bn))

mat_Bauschinger_Negativa(i_mat_Bauschinger_Negativa,1)=d_act_mbn+d_des
fase_mbn;

mat_Bauschinger_Negativa(i_mat_Bauschinger_Negativa,2)=f_act_mbn;

i_mat_Bauschinger_Negativa=i_mat_Bauschinger_Negativa+1;
        end
    end
end
```

```

end

%*****
***
%*****
***
% Creem una matriu Bauschinger_Negativa sense els zeros finals

mat_Bauschinger_Negativa=mat_Bauschinger_Negativa(1:(i_mat_Bauschinger
_Negativa-1),[1,2]);

%Això ho fem per tancar el gràfic Bauschinger. No cal fer-ho en el
%experiment ja que el gràfic es tanca sol
mat_Bauschinger_Negativa(i_mat_Bauschinger_Negativa,1)=mat_Bauschinger
_Negativa((i_mat_Bauschinger_Negativa-1),1)-
mat_Bauschinger_Negativa((i_mat_Bauschinger_Negativa-1),2)/m_mbn;
mat_Bauschinger_Negativa(i_mat_Bauschinger_Negativa,2)=0;

%Representem graficament la matriu Bauschinger_Negativa
figure
plot(mat_Bauschinger_Negativa(:,1),mat_Bauschinger_Negativa(:,2))

%Calculem l'àrea de la matriu Bauschinger_Negativa
areaBauschinger_Negativa=trapz(mat_Bauschinger_Negativa(:,1),mat_Bausc
hinger_Negativa(:,2))

%*****
***
%*****
***
%*****MATRIU BAUSCHINGER NEGATIVA+ MATRIU BAUSCHINGER
POSITIVA*****
%*****
***
%*****
***

% Ara cal juntar les dos corbes, la positiva i la negativa.
% Construim una matriu de dos columnes(desplaçament, força) i tantes
files como la suma de les dos matrius
dimMatBauschingerPos=size(mat_Bauschinger_Positiva);
filaBauschingerPos=dimMatBauschingerPos(1,1);
columnaBauschingerPos=dimMatBauschingerPos(1,2); % Ja sabem que es 2
dimMatBauschingerNeg=size(mat_Bauschinger_Negativa);
filaBauschingerNeg=dimMatBauschingerNeg(1,1); %Ja sabem que es 2
columnaBauschingerNeg=dimMatBauschingerNeg(1,2);

% la matriu final té filaSkeletonPos+filaSkeletonNeg,2
matBauschingerTotal=zeros(filaBauschingerPos+filaBauschingerNeg,2);

% Ara copiem tots els valors ordenadament a aquesta nova matriu

for i=filaBauschingerNeg:-1:1
    % Agafo el primer valor
    iDespAct=mat_Bauschinger_Negativa(i,1);
    iFuerzaAct=mat_Bauschinger_Negativa(i,2);

    % i l'afegim a la matriu suma de files (matriu matSkeletonTotal)

```

Anejo A

```
matBauschingerTotal(1+filaBauschingerNeg-i,1)=iDespAct;
matBauschingerTotal(1+filaBauschingerNeg-i,2)=iFuerzaAct;
end

% Ara afegim el tram positiu a continuació del negatiu per tal de que
% es dibuixin seguidament
for i=1:filaBauschingerPos
    iDespAct=mat_Bauschinger_Positiva(i,1);
    iFuerzaAct=mat_Bauschinger_Positiva(i,2);

    % i l'afegim a la matriu suma de files (matriu matSkeletonTotal)
    matBauschingerTotal(filaBauschingerNeg+i,1)=iDespAct;
    matBauschingerTotal(filaBauschingerNeg+i,2)=iFuerzaAct;

end

figure
plot(matBauschingerTotal(:,1),matBauschingerTotal(:,2), 'b') % Aquesta
és la gràfica final

areaTotal=trapz (XX,YY)
areaBauschingerPositiva=trapz (mat_Bauschinger_Positiva(:,1),mat_Bauschinger_Positiva(:,2))
areaBauschingerNegativa=trapz (mat_Bauschinger_Negativa(:,1),mat_Bauschinger_Negativa(:,2))

title('Especimen 3 (SM-1)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize',
22)
xlabel('Deformación (mm)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
ylabel('Fuerza (kN)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
set(gca, 'FontSize', 17, 'FontName', 'Times New Roman');
```

A3. Rutina MATLAB para obtener la respuesta histerética mediante el modelo de Benavent Climent

```
%MAT-LAB que fa la predicció del comportament d'un dissipador (predules
les
%Forces en el dissipador) a partir d'un Historial de Deformacions, en
mm,
%provinents d'una NORMA o d'un assaig.
%Els valors dels desplaçaments es prenen d'un vector que s'ha entrat
>manualment i s'ha guardat com un arxiu de nom "deformacions-....txt".
```

```
mat_Desplasmaments_horit=load('desplasmaments_Maxims_4rt_Assaig.txt')
```

```
%Donat que l'arxiu "desplasmaments_Maxims_4rt_Assaig.txt" és un vector,
%calculem la matriu trasposta d'aquest vector ja que aquesta rutina
està
%preparada per una matriu (vector vertical)
```

```
mat_Desplasmaments=mat_Desplasmaments_horit'
```

```
%Dimensions i Files de la matriu "mat_Desplasmaments"
size_mat_Desplasmaments=size(mat_Desplasmaments)
columnes_mat_Desplasmaments=size_mat_Desplasmaments(1,1)
```

```
%Creem una matriu de nom, mat_Forces, de zeros
mat_Forces=zeros(2*columnes_mat_Desplasmaments,1)
mat_Desplasmaments=zeros(2*columnes_mat_Desplasmaments,1)
```

```
%Creem un índex per a la matriu "mat_Forces"
index_mat_Forces=1
```

```
%Creem una matriu de nom, s_d, de zeros
mat_s_d=zeros(2*columnes_mat_Desplasmaments,1)
```

```
%Creem un índex per a la matriu "s_d"
index_s_d=1
```

```
%Valors Característics de l'aproximació Tri-Lineal de la Corba
d'Skeleton
```

```
%Valors corresponents al RANG POSITIU
%Força Màxima Positiva del 1er tram de l'Aproximació Tri-Lineal
d'Skeleton
F_max_Pos_1er_Tram_Skltn=94;
%Deformació Màxima Positiva del 1er tram de l'Aprox. Tri-Lineal
d'Skeleton
D_max_Pos_1er_Tram_Skltn=0.32;
%Pendent (rigidesa) del 1er tram (positiu) de l'Aprox.Tri-Lineal
d'Skeleton
Ke_1er_Tram_Pos=F_max_Pos_1er_Tram_Skltn/D_max_Pos_1er_Tram_Skltn
%Força Màxima Positiva del 2on tram de l'Aproximació Tri-Lineal
d'Skeleton
F_max_Pos_2n_Tram_Skltn=146.2;
%Deformació Màxima Positiva del 2n tram de l'Aprox. Tri-Lineal
d'Skeleton
D_max_Pos_2n_Tram_Skltn=5.7;
```

Anejo A

```
%Pendent (rigidesa) del 2on tram (positiu) de l'Aprox.Tri-Lineal
d'Skeleton
Ke_2n_Tram_Pos=(F_max_Pos_2n_Tram_Skltn-
F_max_Pos_1er_Tram_Skltn)/(D_max_Pos_2n_Tram_Skltn-
D_max_Pos_1er_Tram_Skltn)
%Força Màxima Positiva del 3er tram de l'Aproximació Tri-Lineal
d'Skeleton
%F_max_Pos_3er_Tram_Skltn=183.75;
%Deformació Màxima Positiva del 3er tram de l'Aprox. Tri-Lineal
d'Skeleton
%D_max_Pos_3er_Tram_Skltn=23.5714;
%Pendent (rigidesa) del 3er tram (positiu) de l'Aprox.Tri-Lineal
d'Skeleton
%Ke_3er_Tram_Pos=(F_max_Pos_3er_Tram_Skltn-
F_max_Pos_2n_Tram_Skltn)/(D_max_Pos_3er_Tram_Skltn-
D_max_Pos_2n_Tram_Skltn)
Ke_3er_Tram_Pos=1.4357
%Model "alfa" Rang Positiu
Coef_1_Pos=1.2036
Coef_2_Pos=77.936
%Model "beta" Rang Positiu
Coef_3_Pos=0.0009
Coef_4_Pos=0.1831

%Valors corresponents al RANG NEGATIU
%Força Mínima Negativa del 1er tram de l'Aproximació Tri-Lineal
d'Skeleton
F_max_Neg_1er_Tram_Skltn=-94;
%Deformació Mínima Negativa del 1er tram de l'Aprox. Tri-Lineal
d'Skeleton
D_max_Neg_1er_Tram_Skltn=-0.32;
%Pendent (rigidesa) del 1er tram (negatiu) de l'Aprox.Tri-Lineal
d'Skeleton
Ke_1er_Tram_Neg=F_max_Neg_1er_Tram_Skltn/D_max_Neg_1er_Tram_Skltn
%Força Mínima Negativa del 2on tram de l'Aproximació Tri-Lineal
d'Skeleton
F_max_Neg_2n_Tram_Skltn=-146.2;
%Deformació Mínima Negativa del 2n tram de l'Aprox. Tri-Lineal
d'Skeleton
D_max_Neg_2n_Tram_Skltn=-5.7;
%Pendent (rigidesa) del 2on tram (negatiu) de l'Aprox.Tri-Lineal
d'Skeleton
Ke_2n_Tram_Neg=(abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn)-
abs(F_max_Neg_1er_Tram_Skltn))/(abs(D_max_Neg_2n_Tram_Skltn)-
abs(D_max_Neg_1er_Tram_Skltn))
%Força Mínima Negativa del 3er tram de l'Aproximació Tri-Lineal
d'Skeleton
%F_max_Neg_3er_Tram_Skltn=-195.625;
%Deformació Mínima Negativa del 3er tram de l'Aprox. Tri-Lineal
d'Skeleton
%D_max_Neg_3er_Tram_Skltn=-19.5714;
%Pendent (rigidesa) del 3er tram (negatiu) de l'Aprox.Tri-Lineal
d'Skeleton
%Ke_3er_Tram_Neg=(abs(F_max_Neg_3er_Tram_Skltn)-
abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn))/(abs(D_max_Neg_3er_Tram_Skltn)-
abs(D_max_Neg_2n_Tram_Skltn))
Ke_3er_Tram_Neg=3.164
%Model "alfa" Rang Negatiu
Coef_1_Neg=1.1072
Coef_2_Neg=71.443
%Model "beta" Rang Negatiu
```

```

Coef_3_Neg=0.0007
Coef_4_Neg=0.2329

%Definim uns valors inicials
Forsa_inicial=0
Desplasament_inicial=0
s_d_actual=0;
s_d_Acumulat=0;%suma de tots els "s_d_actual"
indicador_pos=0; %"Indicador" en el Rang Positiu
indicador_neg=0; %"Indicador" en el Rang Negatiu

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=Forsa_inicial
mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=Desplasament_inicial
mat_s_d(index_s_d)=s_d_actual
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
index_s_d=index_s_d+1

for k_desplasament=1 %: size_mat_Desplasaments

    if mat_Desplasaments(k_desplasament,1)<D_max_Pos_1er_Tram_Skltn
    else
    if D_max_Pos_1er_Tram_Skltn<mat_Desplasaments(k_desplasament,1)
    && mat_Desplasaments(k_desplasament,1)<D_max_Pos_2n_Tram_Skltn
        mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Pos_1er_Tram_Skltn
        mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=D_max_Pos_1er_Tram_Skltn
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Pos_1er_Tram_Skltn+Ke_2n_Tram_Pos
*(mat_Desplasaments(k_desplasament,1)-D_max_Pos_1er_Tram_Skltn)

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplasament,1)
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces,1)*Ke_1er_Tram_Pos

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplasament,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Pos
mat_s_d(index_s_d)=mat_Desplas(index_mat_Forces,1)
s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
index_s_d=index_s_d+1
    else
    if mat_Desplasaments(k_desplasament,1)>D_max_Pos_2n_Tram_Skltn
        mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Pos_1er_Tram_Skltn
        mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=D_max_Pos_1er_Tram_Skltn
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
        mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Pos_2n_Tram_Skltn
        mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=D_max_Pos_2n_Tram_Skltn
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Pos_2n_Tram_Skltn+Ke_3er_Tram_Pos
*(mat_Desplasaments(k_desplasament,1)-D_max_Pos_2n_Tram_Skltn)

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplasament,1)
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces,1)*Ke_1er_Tram_Pos

```

Anejo A

```
mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Pos
    mat_s_d(index_s_d)=mat_Desplas(index_mat_Forces,1)
    s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
    index_s_d=index_s_d+1
end
end
end

end

for k_desplasmets=2 %: size_mat_Desplasmets

    if
abs(D_max_Neg_1er_Tram_Skltn)<abs((mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)
)-(mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))) &&
abs(mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1))<abs(D_max_Neg_2n_Tram_Skltn-D_max_Neg_1er_Tram_Skltn)
        mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Neg_1er_Tram_Skltn

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1)+D_max_Neg_1er_Tram_Skltn
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Neg_1er_Tram_Skltn+Ke_2n_Tram_Neg
*(mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1))

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Neg

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))-
(abs(mat_Desplasmets(k_desplasmets,1))-
abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Neg

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1))+mat_s_d(index_
s_d-1)
        s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
        index_s_d=index_s_d+1
    else
        if abs(mat_Desplasmets(k_desplasmets,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))>abs((D_max_Neg_2n_Tram_Skltn)-
(D_max_Neg_1er_Tram_Skltn))
            mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Neg_1er_Tram_Skltn

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1)+D_max_Neg_1er_Tram_Skltn
            index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
            mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Neg_2n_Tram_Skltn

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1)+(D_max_Neg_2n_Tram_Skltn-D_max_Neg_1er_Tram_Skltn)
            index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Neg_2n_Tram_Skltn+Ke_3er_Tram_Neg
```

```

*(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-
1,1))

mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)
index_mat_Fuerzas=index_mat_Fuerzas+1

mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-1,1)/Ke_1er_Tram_Neg

mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)=abs(mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas-1,1))-
(abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1))-
abs(mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)))*Ke_1er_Tram_Neg

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1))+mat_s_d(index_
s_d-1)
s_d_Acumulada=sum(mat_s_d,1)
index_mat_Fuerzas=index_mat_Fuerzas+1
index_s_d=index_s_d+1
end
end
end

for k_desplasmiento=3: size_mat_Desplasmientos;

if (mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1))>0
mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)=max(mat_Fuerzas)*Coef_1_Pos-
Coef_2_Pos
mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-
1,1)+mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)/Ke_1er_Tram_Pos
index_mat_Fuerzas=index_mat_Fuerzas+1
if (mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-
1,1)+indicador_pos)>mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)

mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)

mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas-
1,1)+(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-1,1))*(max(mat_Fuerzas)-
(max(mat_Fuerzas)*Coef_1_Pos-Coef_2_Pos))/indicador_pos
index_mat_Fuerzas=index_mat_Fuerzas+1

mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-1,1)/Ke_1er_Tram_Pos

mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas-1,1)-
(abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1))-
abs(mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)))*Ke_1er_Tram_Pos
index_mat_Fuerzas=index_mat_Fuerzas+1
else
mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)=max(mat_Fuerzas)
mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas,1)=mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-
1,1)+abs((Coef_3_Pos*s_d_Acumulada*s_d_Acumulada+Coef_4_Pos*s_d_Acumulada
))+abs(mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas,1)-mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas-
1,1))/Ke_1er_Tram_Pos
index_mat_Fuerzas=index_mat_Fuerzas+1

if mat_Fuerzas(index_mat_Fuerzas-
1,1)+abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Desplasmientos(index_mat_Fuerzas-

```

Anejo A

```
1,1))*Ke_2n_Tram_Pos<F_max_Pos_2n_Tram_Skltn &&
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)<F_max_Pos_2n_Tram_Skltn

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplament,1)

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_2n_Tram_Pos
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Pos

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)-
(abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1))-
abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Pos
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-3,1))-abs(mat_Forces(index_mat_Forces-
2,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-3,1))/Ke_1er_Tram_Pos
s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
index_s_d=index_s_d+1

elseif mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1))*Ke_2n_Tram_Pos>F_max_Pos_2n_Tram_Skltn &&
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)<F_max_Pos_2n_Tram_Skltn

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Pos_2n_Tram_Skltn

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1)+(mat_Forces(index_mat_Forces,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1))/Ke_2n_Tram_Pos
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_3er_Tram_Pos

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplament,1)
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Pos

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)-
(abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1))-
abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Pos
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-4,1))-abs(mat_Forces(index_mat_Forces-
2,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-4,1))/Ke_1er_Tram_Pos
s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
index_s_d=index_s_d+1

elseif mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+abs(mat_Desplasaments(k_desplament,1)-
```

```

mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1))*Ke_2n_Tram_Pos>F_max_Pos_2n_Tram_Skltn &&
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)>F_max_Pos_2n_Tram_Skltn

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_3er_Tram_Pos

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Pos

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)-
(abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1))-
abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Pos
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-3,1))-abs(mat_Forces(index_mat_Forces-
2,1))-mat_Forces(index_mat_Forces-3,1)/Ke_1er_Tram_Pos
s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
index_s_d=index_s_d+1

end
end
end

if (mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1))<0

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=min(mat_Forces)*Coef_1_Neg+Coef_2_Neg

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1)+mat_Forces(index_mat_Forces,1)/Ke_1er_Tram_Neg
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
if abs(mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1)-
indicador_neg)>abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1))

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)
mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)-(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*(min(mat_Forces)-
(min(mat_Forces)*Coef_1_Neg+Coef_2_Neg))/indicador_neg
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Neg
mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+(abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1))-
abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Neg
index_mat_Forces=index_mat_Forces+1
else
mat_Forces(index_mat_Forces,1)=min(mat_Forces)

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1)-
(Coef_3_Neg*s_d_Acumulat*s_d_Acumulat+Coef_4_Neg*s_d_Acumulat)-

```

Anejo A

```
abs(mat_Forces(index_mat_Forces,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))/Ke_1er_Tram_Neg
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

    if abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))+abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_2n_Tram_Neg<abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn)&&abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))<abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn)

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)-abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_2n_Tram_Neg
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)+abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))/Ke_1er_Tram_Neg

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)+(abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1))-abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Neg
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-3,1))-abs(mat_Forces(index_mat_Forces-2,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-3,1))/Ke_1er_Tram_Neg
    s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
    index_s_d=index_s_d+1

    elseif abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))+abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_2n_Tram_Neg>abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn)&&abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))<abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn)

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=F_max_Neg_2n_Tram_Skltn

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1)+(mat_Forces(index_mat_Forces,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))/Ke_2n_Tram_Neg
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)-abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-1,1))*Ke_3er_Tram_Neg

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Neg

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)+(abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1))-abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Neg
    index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasmaments(k_desplasmament,1)-
```

```

mat_Desplas(index_mat_Forces-4,1)-abs(mat_Forces(index_mat_Forces-
2,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-4,1))/Ke_1er_Tram_Neg
        s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
        index_s_d=index_s_d+1

        elseif abs(mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1))+abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1))*Ke_2n_Tram_Neg>abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn) &&
abs(mat_Forces(index_mat_Forces-1,1))>abs(F_max_Neg_2n_Tram_Skltn)

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)-
abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-mat_Desplas(index_mat_Forces-
1,1))*Ke_3er_Tram_Neg

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_Desplas(index_mat_Forces,1)=mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Forces(index_mat_Forces-1,1)/Ke_1er_Tram_Neg

mat_Forces(index_mat_Forces,1)=mat_Forces(index_mat_Forces-
1,1)+(abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1))-
abs(mat_Desplas(index_mat_Forces,1)))*Ke_1er_Tram_Neg
        index_mat_Forces=index_mat_Forces+1

mat_s_d(index_s_d)=abs(mat_Desplasmientos(k_desplasmiento,1)-
mat_Desplas(index_mat_Forces-3,1))-abs(mat_Forces(index_mat_Forces-
2,1)-mat_Forces(index_mat_Forces-3,1))/Ke_1er_Tram_Neg
        s_d_Acumulat=sum(mat_s_d,1)
        index_s_d=index_s_d+1

        end
    end
end

indicador_pos=(Coef_3_Pos*s_d_Acumulat*s_d_Acumulat+Coef_4_Pos*s_d_Acu
mulat)+(abs(max(mat_Forces)-(max(mat_Forces)*Coef_1_Pos-
Coef_2_Pos)))/Ke_1er_Tram_Pos

indicador_neg=(Coef_3_Neg*s_d_Acumulat*s_d_Acumulat+Coef_4_Neg*s_d_Acu
mulat)+abs(min(mat_Forces)-
(min(mat_Forces)*Coef_1_Neg+Coef_2_Neg))/Ke_1er_Tram_Neg

end

title('Specimen 3 (SM-1)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
xlabel('Deformación (mm)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
ylabel('Fuerza (kN)', 'FontName', 'Times New Roman', 'FontSize', 22)
set(gca, 'FontSize', 17, 'FontName', 'Times New Roman');
box off
hold on

plot (mat_Desplas(:,1),mat_Forces(:,1), 'b')
area=trapz (mat_Desplas(:,1),mat_Forces(:,1))

```

Anejo A

```
%mat_Desplas=mat_Desplas'  
%mat_Forces=mat_Forces'  
aux=[mat_Desplas mat_Forces]  
  
save resultats_pnr_4rt_assaig.txt aux -ASCII
```

A4. Rutina MATLAB para obtener la respuesta histerética mediante el modelo de Zona-Dall'Asta

```
%MATLAB que fa la predicció del comportament d'un dissipador (prediu  
les  
%Forces en el dissipador) a partir d'un Historial de Deformacions.  
  
%Els valors de les deformacions es prenen d'un arxiu.txt.  
  
clear all  
  
mat_Desplasmaments=load('Historial_Experimental_4rt_Assaig_NETEJATS_m.t  
xt');  
  
%Dimensions i Files de la matriu "mat_Desplasmaments"  
size_mat_Desplasmaments=size(mat_Desplasmaments);  
columnes_mat_Desplasmaments=size_mat_Desplasmaments(1,1);  
  
%Creem unes matrius INCREMENTS, de zeros  
mat_Inc_F=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
%mat_Inc_F1=zeros(columnes_mat_Desplasmaments-1,1);  
mat_Inc_Mu_Pos=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_Inc_Mu_Neg=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
  
%Creem una matriu de FORCES, de zeros  
mat_F=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_F1_Pos=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_F1_Neg=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_Fy_Pos=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_Fy_Neg=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_Mu_Pos=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
mat_Mu_Neg=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
  
%Creem una matriu de temps  
mat_t=zeros(columnes_mat_Desplasmaments,1);  
  
%Creem un índex per a la matriu "mat_Forces"  
index_mat_F=1;  
  
% Valors Característics de la Corba Histerètica Experimental  
% Valors corresponents al RANG POSITIU  
% Límit Elàstic Positiu (kN)  
F_y_Pos_inic=90;  
% Pendent (rigidesa) de "l'spring 0" positiu (1er tram positiu)  
Ko_Pos=43780;  
% Força Màxima Positiva assolida a l'assaig (kN)  
Fy_max_Pos=155.0;  
% Pendent (rigidesa) de "l'spring 1" positiu (2on tram positiu)  
K1_Pos=600;  
% Valors corresponents al RANG NEGATIU  
% Límit Elàstic Negatiu (kN)  
F_y_Neg_inic=-90;
```

```

% Pendent (rigidesa) del "spring o" negatiu (1er tram negatiu)
Ko_Neg=42414;
% Força Mínima Negativa assolida a l'assaig (kN)
Fy_max_Neg=-160.0;
% Pendent (rigidesa) del "l'spring 1" negatiu (2on tram negatiu)
K1_Neg=317;
% Definim uns valors inicials
F=0;          %Forsa_Inicial(kN)
F1_Pos=0;     %Forsa_Inicial(kN)
F1_Neg=0;     %Forsa_Inicial(kN)
Mu_Pos=0;
Mu_Neg=0;
Inc_do=0;     %Increment de Força_1(kN)
Inc_dl=0;     %Increment de Força_1(kN)
dr_Pos=0.05;
Alfa_Pos=0.55;
dr_Neg=0.05;
Alfa_Neg=0.45;

% Inici=0 %Si és =0 significa que acabem de començar
% Zona_2=0 %Si és =1 significa que estem a la Zona_2
% Zona_3=0 %Si és =1 significa que estem a la Zona_3
% Zona_4=0 %Si és =1 significa que estem a la Zona_4
% Zona_5=0 %Si és =1 significa que estem a la Zona_5
% Zona_6=0 %Si és =1 significa que estem a la Zona_6

%Inc_Mu      %Increment de la Deformació Pl stica

F_y_Pos=F_y_Pos_inic;
F_y_Neg=F_y_Neg_inic;

%Increments inicials
Inc_F_inic=0;
Inc_F_y_Pos_inic=0;
Inc_F_Y_Neg_inic=0;
Inc_Mu_Pos_inic=0;
Inc_Mu_Neg_inic=0;

%Donem el valor inicial a la matriu de Forces
mat_F(index_mat_F,1)=F;
mat_F1_Pos(index_mat_F,1)=F1_Pos;
mat_F1_Neg(index_mat_F,1)=F1_Neg;
mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos_inic;
mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg_inic;
mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;
mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;
mat_Inc_F(index_mat_F,1)=0;
mat_Inc_Fy_Pos(index_mat_F,1)=0;
mat_Inc_Fy_Neg(index_mat_F,1)=0;
mat_Inc_Mu_Pos(index_mat_F,1)=0;
mat_Inc_Mu_Neg(index_mat_F,1)=0;

%Donem el valor inicial a la matriu de Temps
mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;

for i=1:length(mat_Desplasmaments)-1;
    dif_Desplasmaments(i)=mat_Desplasmaments(i+1)-
mat_Desplasmaments(i);

```

```

index_mat_F=index_mat_F+1;

    if ((dif_Desplaments(i)>0) && (mat_F(index_mat_F-
1,1)+Ko_Pos*dif_Desplaments(i)<=F_y_Pos_inic) && Mu_Pos==0 &&
Mu_Neg==0); %mat_Mu(index_mat_F-1,1)==0);
    Inc_d(i)=dif_Desplaments(i);
    Inc_do(i)=Inc_d(i)-Inc_dl;
    Inc_Fo(i)=Ko_Pos*Inc_do(i);
    Inc_F(i)=Inc_Fo(i)%+Inc_Fl(i);
    mat_Inc_F(index_mat_F,1)=Inc_F(i);
    Fl_Pos=0;
    Fl_Neg=0;
    F_y_Pos=F_y_Pos;
    F_y_Neg=F_y_Neg;
    Inc_Mu_Pos=0;
    Inc_Mu_Neg=0;
    Mu_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Pos;
    Mu_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Neg;
    mat_Inc_Fy_Pos((index_mat_F),1)=0;
    mat_Inc_Fy_Neg((index_mat_F),1)=0;
    mat_Inc_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Pos;
    mat_Inc_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Neg;
    mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;
    mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;
    mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos;
    mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg;
    mat_Fl_Pos(index_mat_F,1)=Fl_Pos;
    mat_Fl_Neg(index_mat_F,1)=Fl_Neg;
    mat_F(index_mat_F,1)=F+sum(mat_Inc_F,1);
    mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;

    else if (dif_Desplaments(i)>0) && (mat_F(index_mat_F-
1,1)+Ko_Pos*dif_Desplaments(i)>0); %&& (mat_Mu(index_mat_F-1,1)~=0);

    Inc_dl_Inic_Iteracio_Pos=0;
    Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos=abs(Inc_dl_Inic_Iteracio_Pos);

    %Iteració-1
    Inc_Fy_Pos_Iteracio1_Pos=(Fy_max_Pos-F_y_Pos_inic)*exp(-
(Mu_Pos)/dr_Pos)*(Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos/dr_Pos);

    Inc_dl_Iteracio1_Pos=(dif_Desplaments(i))*(abs((mat_F(index_mat_F-
1,1)-Fl_Pos)/(mat_Fy_Pos(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Pos_Iteracio1_Pos)))^Alfa_Pos;

    Inc_d0_Iteracio1_Pos=dif_Desplaments(i)-Inc_dl_Iteracio1_Pos;
    Inc_Mu_Iteracio1_Pos=abs(Inc_dl_Iteracio1_Pos);
    Mu_Iteracio1_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Iteracio1_Pos;

    Inc_F_Iteracio1_Pos=Ko_Pos*Inc_d0_Iteracio1_Pos+K1_Pos*Inc_dl_Iteracio
1_Pos;

    %Iteració-2
    Inc_Fy_Pos_Iteracio2_Pos=(Fy_max_Pos-F_y_Pos_inic)*exp(-
Mu_Iteracio1_Pos/dr_Pos)*(Inc_Mu_Iteracio1_Pos/dr_Pos);

    Inc_dl_Iteracio2_Pos=dif_Desplaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio1_Pos)-

```

```

(F1_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio1_Pos))/(mat_Fy_Pos(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Pos_Iteracio2_Pos))^Alfa_Pos;

    Inc_d0_Iteracio2_Pos=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio2_Pos;
    Inc_Mu_Iteracio2_Pos=abs(Inc_d1_Iteracio2_Pos);

Mu_Iteracio2_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos+Inc_Mu_Iteracio2_Pos;

Inc_F_Iteracio2_Pos=Ko_Pos*Inc_d0_Iteracio2_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio
2_Pos;

    %Iteració-3
    Inc_Fy_Pos_Iteracio3_Pos=(Fy_max_Pos-F_y_Pos_inic)*exp(-
Mu_Iteracio2_Pos/dr_Pos)*(Inc_Mu_Iteracio2_Pos/dr_Pos);

Inc_d1_Iteracio3_Pos=dif_Desplasmaments(i)*(abs(((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio2_Pos)-
(F1_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio2_Pos))/(mat_Fy_Pos(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Pos_Iteracio3_Pos))^Alfa_Pos;

    Inc_d0_Iteracio3_Pos=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio3_Pos;
    Inc_Mu_Iteracio3_Pos=abs(Inc_d1_Iteracio3_Pos);

Mu_Iteracio3_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos+Inc_Mu_Iteracio3_Pos;

Inc_F_Iteracio3_Pos=Ko_Pos*Inc_d0_Iteracio3_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio
3_Pos;

    %Iteració-4
    Inc_Fy_Pos_Iteracio4_Pos=(Fy_max_Pos-F_y_Pos_inic)*exp(-
Mu_Iteracio3_Pos/dr_Pos)*(Inc_Mu_Iteracio3_Pos/dr_Pos);

Inc_d1_Iteracio4_Pos=dif_Desplasmaments(i)*(abs(((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio3_Pos)-
(F1_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio3_Pos))/(mat_Fy_Pos(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Pos_Iteracio4_Pos))^Alfa_Pos;

    Inc_d0_Iteracio4_Pos=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio4_Pos;
    Inc_Mu_Iteracio4_Pos=abs(Inc_d1_Iteracio4_Pos);

Mu_Iteracio4_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos+Inc_Mu_Iteracio4_Pos;

Inc_F_Iteracio4_Pos=Ko_Pos*Inc_d0_Iteracio4_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio
4_Pos;

    %Iteració-5
    Inc_Fy_Pos_Iteracio5_Pos=(Fy_max_Pos-F_y_Pos_inic)*exp(-
Mu_Iteracio4_Pos/dr_Pos)*(Inc_Mu_Iteracio4_Pos/dr_Pos);

Inc_d1_Iteracio5_Pos=dif_Desplasmaments(i)*(abs(((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio4_Pos)-
(F1_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio4_Pos))/(mat_Fy_Pos(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Pos_Iteracio5_Pos))^Alfa_Pos;

    Inc_d0_Iteracio5_Pos=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio5_Pos;
    Inc_Mu_Iteracio5_Pos=abs(Inc_d1_Iteracio5_Pos);

Mu_Iteracio5_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos+Inc_Mu_Iteracio5_Pos;

```

Anejo A

```
Inc_F_Iteracio5_Pos=Ko_Pos*Inc_d0_Iteracio5_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio5_Pos;
```

```
%Iteració-6
```

```
Inc_Fy_Pos_Iteracio6_Pos=(Fy_max_Pos-F_y_Pos_inic)*exp(-Mu_Iteracio5_Pos/dr_Pos)*(Inc_Mu_Iteracio5_Pos/dr_Pos);
```

```
Inc_d1_Iteracio6_Pos=dif_Desplasmaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-1),1)+Inc_F_Iteracio5_Pos)-(F1_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio5_Pos))/(mat_Fy_Pos(index_mat_F-1,1)+Inc_Fy_Pos_Iteracio6_Pos)))^Alfa_Pos;
```

```
Inc_d0_Iteracio6_Pos=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio6_Pos;  
Inc_Mu_Iteracio6_Pos=abs(Inc_d1_Iteracio6_Pos);
```

```
Mu_Iteracio6_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Pos+Inc_Mu_Iteracio6_Pos;  
Inc_F1_Iteracio6_Pos=K1_Pos*Inc_d1_Iteracio6_Pos;
```

```
Inc_F_Iteracio6_Pos=Ko_Pos*Inc_d0_Iteracio6_Pos+K1_Pos*Inc_d1_Iteracio6_Pos;
```

```
F_y_Pos=F_y_Pos+Inc_Fy_Pos_Iteracio6_Pos;  
F_y_Neg=F_y_Neg;  
Inc_Mu_Pos=Inc_Mu_Iteracio6_Pos;  
Inc_Mu_Neg=0;
```

```
mat_Inc_F((index_mat_F),1)=Inc_F_Iteracio6_Pos;  
mat_Inc_Mu_Pos((index_mat_F),1)=Inc_Mu_Pos;  
mat_Inc_Mu_Neg((index_mat_F),1)=Inc_Mu_Neg;  
mat_Inc_Fy_Pos((index_mat_F),1)=Inc_Fy_Pos_Iteracio6_Pos;  
mat_Inc_Fy_Neg((index_mat_F),1)=0;  
Mu_Pos=Mu_Iteracio6_Pos;  
Mu_Neg=Mu_Neg;  
mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;  
mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;  
mat_F(index_mat_F,1)=F+sum(mat_Inc_F,1);  
F1_Pos=F1_Pos+Inc_F1_Iteracio6_Pos;  
F1_Neg=0;  
mat_F1_Pos(index_mat_F,1)=F1_Pos;  
mat_F1_Neg(index_mat_F,1)=F1_Neg;  
mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos;  
mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg;  
mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;
```

```
else if ((dif_Desplasmaments(i)<0) && (mat_F(index_mat_F-1,1)+Ko_Neg*dif_Desplasmaments(i)>=F_y_Neg_inic) && Mu_Neg==0 && Mu_Pos==0); %mat_Mu(index_mat_F-1,1)==0);  
Inc_d(i)=dif_Desplasmaments(i);  
Inc_do(i)=Inc_d(i)-Inc_d1;  
Inc_Fo(i)=Ko_Neg*Inc_do(i);  
Inc_F(i)=Inc_Fo(i)+Inc_F1(i);  
mat_Inc_F(index_mat_F,1)=Inc_F(i);  
mat_Inc_Fy_Pos((index_mat_F),1)=0;  
mat_Inc_Fy_Neg((index_mat_F),1)=0;  
Inc_Mu_Pos=0;  
Inc_Mu_Neg=0;  
Mu_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Pos;  
Mu_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Neg;  
mat_Inc_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Pos;
```

```

mat_Inc_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Neg;
mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;
mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;

F1_Pos=0;
F1_Neg=0;
F_y_Pos=F_y_Pos;
F_y_Neg=F_y_Neg;
mat_F1_Pos(index_mat_F,1)=F1_Pos;
mat_F1_Neg(index_mat_F,1)=F1_Neg;
mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos;
mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg;
mat_F(index_mat_F,1)=F+sum(mat_Inc_F,1);
mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;

else if ((dif_Desplasmaments(i)<0) && (mat_F(index_mat_F-
1,1)+Ko_Pos*dif_Desplasmaments(i)>0));
Inc_F(i)=Ko_Pos*dif_Desplasmaments(i);
mat_Inc_F(index_mat_F,1)=Inc_F(i);
mat_F(index_mat_F,1)=F+sum(mat_Inc_F,1);
mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;
Inc_Mu_Pos=0;
Inc_Mu_Neg=0;
Mu_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Pos;
Mu_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Neg;
mat_Inc_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Pos;
mat_Inc_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Neg;
mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;
mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;
mat_Inc_Fy_Pos((index_mat_F),1)=0;
mat_Inc_Fy_Neg((index_mat_F),1)=0;
F_y_Pos=F_y_Pos;
F_y_Neg=F_y_Neg;
F1_Pos=0;
F1_Neg=0;
mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos;
mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg;
mat_F1_Pos(index_mat_F,1)=F1_Pos;
mat_F1_Neg(index_mat_F,1)=F1_Neg;

else if ((dif_Desplasmaments(i)<0) && (mat_F(index_mat_F-
1,1)+Ko_Pos*dif_Desplasmaments(i)<0));

Inc_d1_Inic_Iteracio_Neg=0;
Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg=abs(Inc_d1_Inic_Iteracio_Neg);

%Iteració-1
Inc_Fy_Neg_Iteracio1_Neg=(Fy_max_Neg-F_y_Neg_inic)*exp(-
(Mu_Neg)/dr_Neg)*(Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg/dr_Neg);

Inc_d1_Iteracio1_Neg=(dif_Desplasmaments(i))*(abs((mat_F(index_mat_F-
1,1)-F1_Neg)/(mat_Fy_Neg(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Neg_Iteracio1_Neg)))^Alfa_Neg;

Inc_d0_Iteracio1_Neg=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio1_Neg;
Inc_Mu_Iteracio1_Neg=abs(Inc_d1_Iteracio1_Neg);
Mu_Iteracio1_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Iteracio1_Neg;

Inc_F_Iteracio1_Neg=Ko_Neg*Inc_d0_Iteracio1_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio
1_Neg;

```

Anejo A

```
%Iteració-2
Inc_Fy_Neg_Iteracio2_Neg=(Fy_max_Neg-F_y_Neg_inic)*exp(-
Mu_Iteracio1_Neg/dr_Neg)*(Inc_Mu_Iteracio1_Neg/dr_Neg);

Inc_d1_Iteracio2_Neg=dif_Desplaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio1_Neg)-
(F1_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio1_Neg))/(mat_Fy_Neg(index_mat_F-
1,1)+Inc_Fy_Neg_Iteracio2_Neg))^Alfa_Neg;

Inc_d0_Iteracio2_Neg=dif_Desplaments(i)-Inc_d1_Iteracio2_Neg;
Inc_Mu_Iteracio2_Neg=abs(Inc_d1_Iteracio2_Neg);

Mu_Iteracio2_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg+Inc_Mu_Iteracio2_Neg;

Inc_F_Iteracio2_Neg=Ko_Neg*Inc_d0_Iteracio2_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio
2_Neg;

%Iteració-3
Inc_Fy_Neg_Iteracio3_Neg=(Fy_max_Neg-F_y_Neg_inic)*exp(-
Mu_Iteracio2_Neg/dr_Neg)*(Inc_Mu_Iteracio2_Neg/dr_Neg);

Inc_d1_Iteracio3_Neg=dif_Desplaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio2_Neg)-
(F1_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio2_Neg))/(mat_Fy_Neg(index_mat_F-
1)+Inc_Fy_Neg_Iteracio3_Neg))^Alfa_Neg;

Inc_d0_Iteracio3_Neg=dif_Desplaments(i)-Inc_d1_Iteracio3_Neg;
Inc_Mu_Iteracio3_Neg=abs(Inc_d1_Iteracio3_Neg);

Mu_Iteracio3_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg+Inc_Mu_Iteracio3_Neg;

Inc_F_Iteracio3_Neg=Ko_Neg*Inc_d0_Iteracio3_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio
3_Neg;

%Iteració-4
Inc_Fy_Neg_Iteracio4_Neg=(Fy_max_Neg-F_y_Neg_inic)*exp(-
Mu_Iteracio3_Neg/dr_Neg)*(Inc_Mu_Iteracio3_Neg/dr_Neg);

Inc_d1_Iteracio4_Neg=dif_Desplaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio3_Neg)-
(F1_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio3_Neg))/(mat_Fy_Neg(index_mat_F-
1)+Inc_Fy_Neg_Iteracio4_Neg))^Alfa_Neg;

Inc_d0_Iteracio4_Neg=dif_Desplaments(i)-Inc_d1_Iteracio4_Neg;
Inc_Mu_Iteracio4_Neg=abs(Inc_d1_Iteracio4_Neg);

Mu_Iteracio4_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg+Inc_Mu_Iteracio4_Neg;
Inc_F1_Iteracio4_Neg=K1_Neg*Inc_d1_Iteracio4_Neg;

Inc_F_Iteracio4_Neg=Ko_Neg*Inc_d0_Iteracio4_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio
4_Neg;

%Iteració-5
Inc_Fy_Neg_Iteracio5_Neg=(Fy_max_Neg-F_y_Neg_inic)*exp(-
Mu_Iteracio4_Neg/dr_Neg)*(Inc_Mu_Iteracio4_Neg/dr_Neg);

Inc_d1_Iteracio5_Neg=dif_Desplaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio4_Neg)-
```

```

(F1_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio4_Neg))/(mat_Fy_Neg(index_mat_F-
1)+Inc_Fy_Neg_Iteracio5_Neg))^Alfa_Neg;

    Inc_d0_Iteracio5_Neg=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio5_Neg;
    Inc_Mu_Iteracio5_Neg=abs(Inc_d1_Iteracio5_Neg);

Mu_Iteracio5_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg+Inc_Mu_Iteracio5_Neg;
    Inc_F1_Iteracio5_Neg=K1_Neg*Inc_d1_Iteracio5_Neg;

Inc_F_Iteracio5_Neg=Ko_Neg*Inc_d0_Iteracio5_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio
5_Neg;

    %Iteració-6
    Inc_Fy_Neg_Iteracio6_Neg=(Fy_max_Neg-F_y_Neg_inic)*exp(-
Mu_Iteracio5_Neg/dr_Neg)*(Inc_Mu_Iteracio5_Neg/dr_Neg);

Inc_d1_Iteracio6_Neg=dif_Desplasmaments(i)*(abs((mat_F((index_mat_F-
1),1)+Inc_F_Iteracio5_Neg)-
(F1_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio5_Neg))/(mat_Fy_Neg(index_mat_F-
1)+Inc_Fy_Neg_Iteracio6_Neg))^Alfa_Neg;

    Inc_d0_Iteracio6_Neg=dif_Desplasmaments(i)-Inc_d1_Iteracio6_Neg;
    Inc_Mu_Iteracio6_Neg=abs(Inc_d1_Iteracio6_Neg);

Mu_Iteracio6_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Inic_Iteracio_Neg+Inc_Mu_Iteracio6_Neg;
    Inc_F1_Iteracio6_Neg=K1_Neg*Inc_d1_Iteracio6_Neg;

Inc_F_Iteracio6_Neg=Ko_Neg*Inc_d0_Iteracio6_Neg+K1_Neg*Inc_d1_Iteracio
6_Neg;

    Inc_Mu_Neg=Inc_Mu_Iteracio6_Neg;
    Inc_Mu_Pos=0;

mat_Inc_Fy_Pos((index_mat_F),1)=0;
mat_Inc_Fy_Neg((index_mat_F),1)=Inc_Fy_Neg_Iteracio6_Neg;
F_y_Neg=F_y_Neg+Inc_Fy_Neg_Iteracio6_Neg;
F_y_Pos=F_y_Pos;
mat_Inc_F((index_mat_F),1)=Inc_F_Iteracio6_Neg;
mat_Inc_Mu_Pos((index_mat_F),1)=Inc_Mu_Pos;
mat_Inc_Mu_Neg((index_mat_F),1)=Inc_Mu_Neg;
Mu_Pos=Mu_Pos;
Mu_Neg=Mu_Iteracio6_Neg;
mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;
mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;
mat_F(index_mat_F,1)=F+sum(mat_Inc_F,1);
F1_Neg=F1_Neg+Inc_F1_Iteracio6_Neg;
F1_Pos=0;
mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos;
mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg;
mat_F1_Neg(index_mat_F,1)=F1_Neg;
mat_F1_Pos(index_mat_F,1)=F1_Pos;
mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;

    else if ((dif_Desplasmaments(i)>0) && (mat_F(index_mat_F-
1,1)+Ko_Neg*dif_Desplasmaments(i)<0));
        Inc_F(i)=Ko_Neg*dif_Desplasmaments(i);
        Inc_Mu_Pos=0;
        Inc_Mu_Neg=0;
        Mu_Pos=Mu_Pos+Inc_Mu_Pos;
        Mu_Neg=Mu_Neg+Inc_Mu_Neg;

```

Anejo A

```
mat_Inc_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Pos;
mat_Inc_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Inc_Mu_Neg;
mat_Mu_Pos(index_mat_F,1)=Mu_Pos;
mat_Mu_Neg(index_mat_F,1)=Mu_Neg;
mat_Inc_F(index_mat_F,1)=Inc_F(i);
mat_F(index_mat_F,1)=F+sum(mat_Inc_F,1);
mat_t(index_mat_F,1)=index_mat_F;
mat_Inc_Fy_Pos((index_mat_F),1)=0;
mat_Inc_Fy_Neg((index_mat_F),1)=0;
F1_Pos=0;
F1_Neg=0;
F_y_Pos=F_y_Pos;
F_y_Neg=F_y_Neg;
mat_Fy_Pos(index_mat_F,1)=F_y_Pos;
mat_Fy_Neg(index_mat_F,1)=F_y_Neg;
mat_F1_Neg(index_mat_F,1)=F1_Neg;
mat_F1_Pos(index_mat_F,1)=F1_Pos;
end
end
end
end
end
end

end

plot (mat_Desplasmientos(:,1),mat_F(:,1))

Fd=[mat_F(:,1),mat_Desplasmientos(:,1)];
Fmax_P=max(Fd(:,1))
Fmin_N=min(Fd(:,1))

areaTotal_AZona_ADallAsta=trapz(mat_Desplasmientos(:,1),mat_F(:,1))

title('Specimen 3','FontName','Times New Roman','FontSize', 30)
xlabel('Deformación (m)','FontName','Times New Roman','FontSize',
30)
ylabel('Fuerza (kN)','FontName','Times New Roman','FontSize', 30)
set(gca,'FontSize',20,'FontName','Times New Roman');
box off
hold on

save mat-lab-DESP_4rtAssaig.txt mat_Desplasmientos -ASCII
save mat-lab-F_4rtAssaig.txt mat_F -ASCII
```