

01161  
1  
29.

**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**

**FACULTAD DE INGENIERÍA**

**DIVISIÓN DE ESTUDIOS DE POSGRADO**

**TESIS**

**COMPORTAMIENTO HISTERÉTICO DE DISPOSITIVOS  
DISIPADORES DE ENERGÍA TIPO PANEL DE CORTANTE**

**PRESENTADA POR:**

**RAÚL AGUILAR RAMÍREZ**

**PARA OBTENER EL GRADO DE:**

**MAESTRO EN INGENIERÍA  
( ESTRUCTURAS )**

**DIRIGIDA POR:**

**DR. OSCAR LÓPEZ BÁTIZ**

**Ciudad Universitaria, mayo de 1998**

262092

**TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN**



Universidad Nacional  
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

**Biblioteca Central**



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

**DEDICO ESTA TESIS A:**

**Mi esposa Ma. Rosaura,**  
por ser una gran mujer,  
proporcionándome siempre su apoyo,  
paciencia y amor durante mis estudios de maestría.

**Mi hijo Raúl Eduardo,**  
por ser el mayor motivo de  
ternura que me impulsa a  
superarme.

A mis padres y hermanas

# COMPORTAMIENTO HISTERÉTICO DE DISPOSITIVOS DISIPADORES DE ENERGÍA TIPO PANEL DE CORTANTE

1. INTRODUCCIÓN .....	1
1.1. Tipos de dispositivos de control .....	2
1.1.1. Dispositivos de control pasivo .....	2
1.1.2. Dispositivos de control activo .....	5
1.2. Objetivo .....	5
2. DISIPADORES DE ENERGÍA EN LOS SISTEMAS ESTRUCTURALES .....	13
2.1. Efecto del amortiguamiento .....	13
2.2. Balance de energía .....	14
2.3. Influencia de disipadores en la respuesta sísmica .....	16
2.4. Empleo de disipadores en el refuerzo de estructuras .....	17
2.5. Aspectos básicos para la aplicación de los disipadores .....	19
2.5.1. Estructuras factibles para el amortiguamiento suplementario .....	20
2.5.2. Cantidad de amortiguamiento suplementario .....	21
2.5.3. Distribución de los disipadores en las estructuras .....	22
3. REVISIÓN TRABAJOS PREVIOS .....	28
3.1. Disipadores tipo panel de cortante .....	28
3.2. Disipadores tipo óvalo .....	32
4. PROGRAMA EXPERIMENTAL .....	47
4.1. Descripción del marco .....	47
4.2. Descripción de los disipadores .....	48
4.2.1. Disipadores tipo panel de cortante .....	48
4.2.2. Disipadores tipo óvalo .....	49
4.3. Instrumentación .....	50
4.4. Aparato de carga .....	51
4.5. Historia de carga .....	51
4.6. Adquisición de datos .....	53
5. TRATAMIENTO ANALÍTICO DEL PANEL SUJETO A CORTANTE .....	66
5.1. Disipador panel de cortante .....	66
5.1.1. Resistencia al pandeo .....	66
5.1.2. Resistencia posterior al pandeo .....	71
5.1.3. Atiesadores .....	76
5.1.4. Cálculo de la resistencia .....	80
5.2. Resistencia de los disipadores óvalo .....	81

6. DESCRIPCIÓN GENERAL DEL COMPORTAMIENTO DE LOS DISPOSITIVOS .....	88
6.1. Comportamiento general de los disipadores panel de cortante .....	88
6.2. Características generales de los ensayos .....	90
6.2.1. Dispositivo DPC30-B .....	91
6.2.2. Dispositivo DPC30-2F .....	92
6.2.3. Dispositivo DPC30-AL .....	93
6.2.4. Dispositivo DPC30-AT .....	94
6.2.5. Dispositivo DPC23-B .....	96
6.2.6. Dispositivo DPC23-AT .....	97
6.2.7. Dispositivo DO-I .....	98
6.2.8. Dispositivo DO-II .....	100
6.3. Envoltentes de respuesta .....	101
7. ANÁLISIS DE RESULTADOS .....	137
7.1. Rigidez .....	137
7.1.1. Rigidez inicial .....	138
7.1.2. Rigidez de ciclo .....	139
7.2. Resistencia .....	140
7.3. Energía .....	141
7.3.1. Disipación de energía .....	141
7.3.2. Amortiguamiento viscoso equivalente .....	145
7.4. Capacidad de deformación o ductilidad .....	146
7.5. Comportamiento del marco considerando los disipadores .....	148
8. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES .....	164
Referencias .....	167
Apéndice A .....	170
Apéndice B .....	172

# 1. INTRODUCCIÓN

A través del tiempo los sismos originados en diversas partes del mundo han ocasionado grandes pérdidas humanas y materiales, lo que ha demostrado que aún persisten grandes incertidumbres en los eventos sísmicos y en el comportamiento de las estructuras. Lo anterior, ha obligado a buscar caminos que modifiquen radicalmente la filosofía de diseño estructural de los Reglamentos de Construcción.

Actualmente, los códigos de diseño reconocen implícitamente que el diseñar una estructura para que disipe dentro de su comportamiento elástico toda la energía inducida por la acción de un sismo severo, resultaría excesivamente costoso. Por tal motivo, el diseño convencional se realiza considerando que las estructuras disipan energía, ante la acción de tal evento, al deformarse inelásticamente algunos de los elementos estructurales que la conforman. Sin embargo, esta forma de comportamiento acepta que los elementos mencionados sufran a menudo daño significativo, aunque siempre tratando de evitar el colapso parcial o total de la estructura, lo que trae consigo grandes pérdidas económicas al tener que repararla o en el peor de los casos demolerla.

Por lo anterior, en los últimos años se ha intensificado el estudio de alternativas de diseño que resulten más eficientes para reducir la respuesta de las construcciones ante excitaciones sísmicas, o bien, que permita un proceso de refuerzo rápido, seguro y económico. Una de estas alternativas involucra suministrar al sistema capacidad adicional para disipar energía sísmica a través de dispositivos externos denominados dispositivos de control, con el propósito de proporcionar al sistema estructural regiones bien definidas y especialmente diseñadas para tal efecto, tratando de evitar así el comportamiento histerético en los elementos que soportan las cargas gravitacionales.

## **1.1. TIPOS DE DISPOSITIVOS DE CONTROL**

Los dispositivos que hasta la fecha se han desarrollado para intentar disminuir la respuesta sísmica de las estructuras, se pueden clasificar en dos grupos de acuerdo a su forma de trabajo: control pasivo y control activo.

### **1.1.1. Dispositivos de control pasivo**

Los dispositivos de control pasivo responden al movimiento de la estructura de manera propia, es decir, sin hacer uso de sistemas adicionales que los accionen. Dentro de este tipo de control se han desarrollado básicamente tres sistemas:

- Disipadores de energía
- Aisladores de base
- Osciladores resonantes

#### **Disipadores de energía**

Estos dispositivos son colocados generalmente en contravientos, lo cual rigidiza a la estructura original durante el comportamiento elástico, su finalidad es disipar la energía sísmica incidente mediante su comportamiento mecánico para tratar de evitar que los elementos estructurales del sistema original se deformen inelásticamente. La disipación de energía se puede lograr a través de los siguientes fenómenos: fricción, extrusión, por comportamiento viscoelástico o por deformación inelástica de materiales.

a) **Fricción:** Estos dispositivos disipan energía al aprovechar el deslizamiento entre dos superficies. El dispositivo que se muestra en la Fig. 1.1 fue desarrollado por Pall y Marsh (1982) y se coloca en el centro de contravientos. Este consiste de elementos de contraventeo diagonal con una zona de traslape de fricción en su punto de intersección, los cuales son conectados por otros elementos de enlace horizontales y verticales. Estos miembros de enlace aseguran que cuando el valor de la fuerza, aplicada por medio de los contravientos, sea suficiente para iniciar el deslizamiento en la diagonal de tensión, también se deslice la diagonal de compresión en igual cantidad en la dirección opuesta. La resistencia a la fricción del dispositivo depende altamente de una fuerza normal sobre la zona de deslizamiento, lo que se logra a través de un perno o tornillo en el cruce de los elementos diagonales.

**b) Extrusión:** Los dispositivos de este tipo disipan energía al deformar un material en su sección transversal. Esto se logra al mover el material disipador dentro de un tubo cuya sección transversal se reduce en un cierto tramo. El dispositivo que se muestra en la Fig. 1.2 fue propuesto por Robinson y Greenbank (1975). Está formado por un tubo de acero con plomo en su interior, de tal manera que al deformarse éste último se disipa energía. El plomo posee la característica de que después de la deformación se recristaliza y recupera sus propiedades originales.

**c) Comportamiento viscoelástico:** Estos dispositivos disipan energía al deformar por corte un material viscoelástico. Las propiedades de estos materiales dependen del nivel y velocidad de deformación, así como de la temperatura, por lo que estos parámetros deben tomarse en cuenta para su uso. En la Fig. 1.3 se muestra el dispositivo estudiado por Lin, et. al., (1988).

**d) Deformación inelástica del material:** La disipación se presenta cuando ciertos materiales (normalmente el acero) sobrepasan el esfuerzo de fluencia. Esto se puede conseguir al someter el material a cualquiera de los siguientes tipos de deformación: compresión, tensión, torsión, flexión, rolado por flexión o cortante.

**d.1) Compresión o tensión:** Se basa en la plastificación de elementos que trabajan principalmente a esfuerzo uniaxial, los cuales pueden ser los contravientos de marcos estructurales.

**d.2) Torsión:** El comportamiento histerético puede alcanzarse sometiendo una barra de acero a torsión. En la Fig. 1.4 se muestra un dispositivo de este tipo estudiado por Skinner, et. al., (1975). La torsión se genera en la placa 5 al desplazarse los elementos 1 y 2 mientras las placas 3 y 4 se mantienen fijas.

**d.3) Flexión:** La disipación de energía se puede lograr al deformar por flexión elementos de acero. Recientemente, Whitaker y Alonso (1989) han estudiado el dispositivo mostrado en la Fig. 1.5, al cual se le denomina ADAS (Added Damping And Stiffness). Consiste de un conjunto de placas de acero diseñadas en forma X, atornilladas de sus extremos a otros elementos. En la Fig. 1.6 se muestran las ventajas de una placa empotrada en sus extremos y diseñada en forma de X



sobre otra de configuración rectangular. Una placa rectangular en doble curvatura alcanza a comportarse inelásticamente en sus extremos solamente. Por otra parte, la placa en forma de X al deformarse genera un diagrama de momentos similar al diagrama de resistencia; esto ocasiona que el esfuerzo de fluencia se alcance prácticamente sobre toda su altura al mismo tiempo. El gran volumen de material que se deforma plásticamente en la placa en forma de X maximiza la disipación de energía en ésta y optimiza el uso del material.

**d.4) Rolado por flexión:** El dispositivo que se muestra en la Fig. 1.7 fue estudiado inicialmente por Skinner, et. al., (1975), y consiste de dos placas en forma de U que disipan energía al deformarse inelásticamente al desplazarse una cara con respecto a la otra; a este tipo de deformación se le denomina rolado por flexión.

**d.5) Cortante:** El dispositivo que se muestra en la Fig. 1.8 consiste de un elemento de acero de poca longitud, de sección transversal I, orientado de tal forma que la placa del alma coincida con la dirección de aplicación de la carga (Seki, et. al., 1988). La disipación de energía se alcanza al deformarse inelásticamente la placa del alma por la acción del esfuerzo cortante.

### **Osciladores resonantes**

Esta alternativa consiste en adicionarle a la estructura en su parte superior un sistema oscilador (generalmente como piso adicional o tanque con agua) con determinadas propiedades dinámicas, el cual, al interactuar con la estructura reduce su respuesta ante sollicitaciones sísmicas, es decir, se pretende que la energía incidente se concentre en el sistema adicional (Ancira, 1988; Khachian, et. al., 1990).

### **Aisladores de base**

El aislamiento sísmico tiene como finalidad desacoplar la superestructura del movimiento del terreno, por lo que generalmente se coloca entre la cimentación y el primer nivel. Es un sistema muy flexible lateralmente pero con una alta rigidez vertical, siendo su función principal aumentar el periodo fundamental de vibración de la construcción. Los aisladores de base se han utilizado principalmente en estructuras de poca altura ubicadas en lugares donde ocurren temblores con contenidos de frecuencias altas, tratando de alejarlas así de los periodos de grandes amplificaciones.

Entre los aisladores de base más comunes se encuentra el que se muestra en la Fig. 1.9, estudiado por Robinson y Tucker (1977), el cual puede ser de forma rectangular o circular formado con placas de hule intercaladas con placas de acero más delgadas. Este dispositivo contiene además en su centro un corazón de plomo para que disipe energía cuando alcance la fluencia por corte y para que limite los desplazamientos.

### **1.1.2. Dispositivos de control activo**

El control activo se basa en contrarrestar el movimiento de un sistema estructural mediante la aplicación de fuerzas externas controladas por computadora, dependiendo de los desplazamientos que se estén registrando en la estructura. Los principales dispositivos de esta clase son: masa activa y tendones activos.

a) **Masa activa:** Este dispositivo es una extensión de los osciladores resonantes. El movimiento de la estructura es detectado por unos sensores que se conectan a una computadora de control, la que a su vez envía señales a unos actuadores para que apliquen el movimiento correctivo a la masa adicional. Este dispositivo se muestra en la Fig. 1.10.

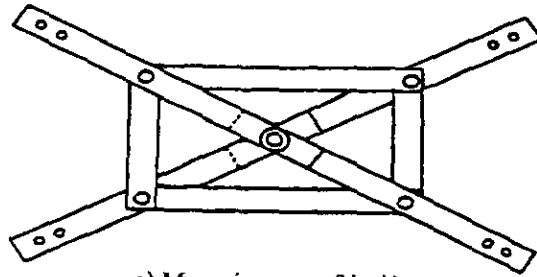
b) **Tendones activos:** Los tendones son contravientos que se colocan en forma de X y que abarcan uno o varios niveles (Fig. 1.11). Su función principal es modificar en cada instante el periodo fundamental del sistema estructural para evitar que se encuentre cerca del periodo dominante del terreno o del sismo incidente, y así impedir amplificaciones grandes del movimiento. La fuerza aplicada se controla de igual forma que en el caso anterior.

## **1.2 OBJETIVO**

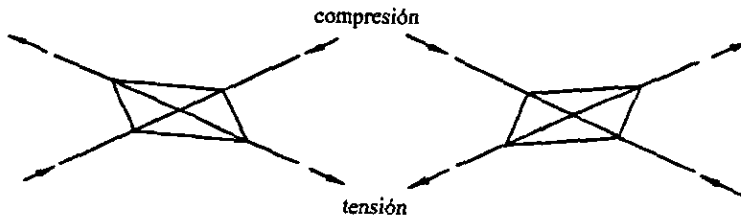
El propósito de este trabajo al estudiar el dispositivo panel de cortante, es el de proporcionar una opción económica y segura al hacer uso de los disipadores de energía tanto en el diseño de estructuras nuevas como en el refuerzo de estructuras existentes.

Por lo tanto, el presente trabajo tiene como finalidad tratar de optimar el dispositivo panel de cortante, a través del estudio experimental del comportamiento histerético de varios de estos dispositivos de características geométricas distintas, para de esta forma incrementar al máximo

los niveles de amortiguamiento histerético de los sistemas estructurales al usar este tipo de dispositivo disipador de energía. Las principales variables que se contemplan en los dispositivos usados en esta investigación son: la relación de esbeltez y de aspecto de la placa del alma, el espesor de las placas de los patines y la contribución de atiesadores transversales o longitudinales en la placa del alma.

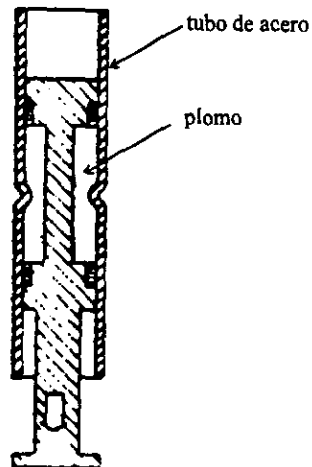


a) Mecanismo por fricción

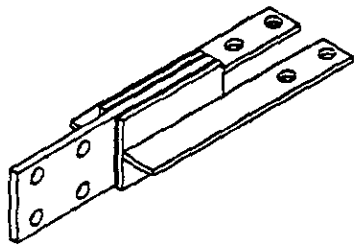


b) Configuración deformada del dispositivo

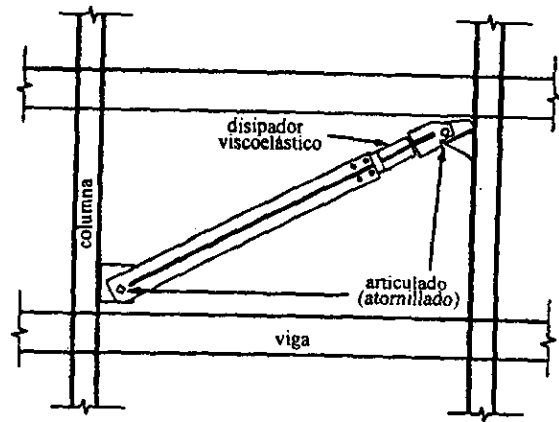
**Fig. 1.1** Dispositivo de fricción de Pall



**Fig. 1.2** Disipador por extrusión

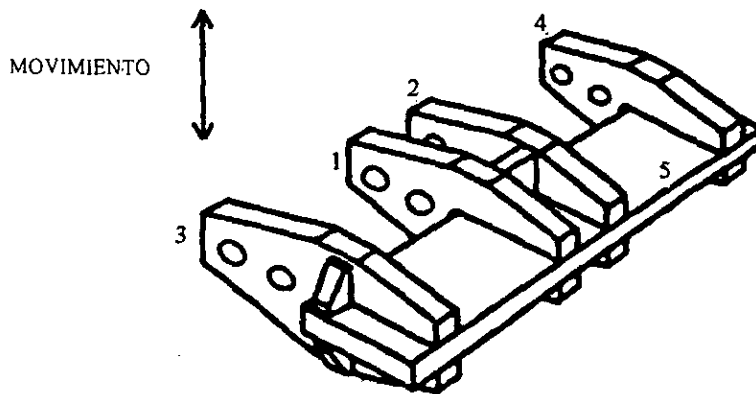


a) Dispositivo viscoelástico

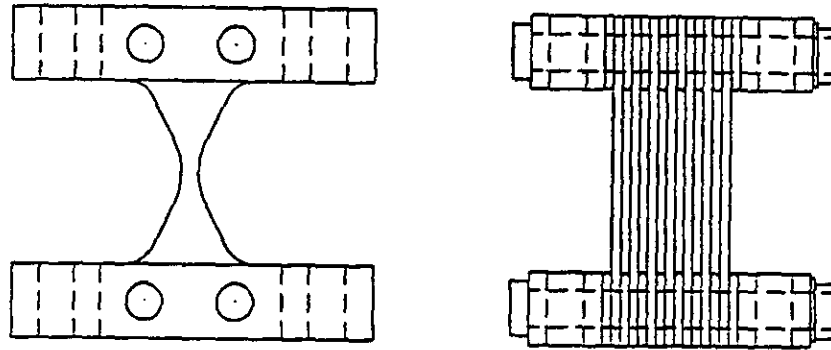


b) Ubicación del dispositivo







**Fig. 1.3** *Disipador por comportamiento viscoelástico*



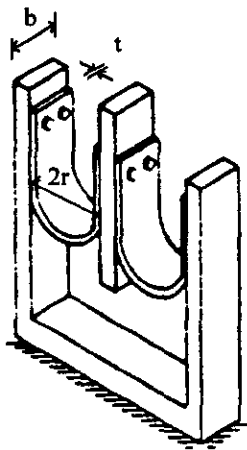
**Fig. 1.4** *Dispositivo a torsión*



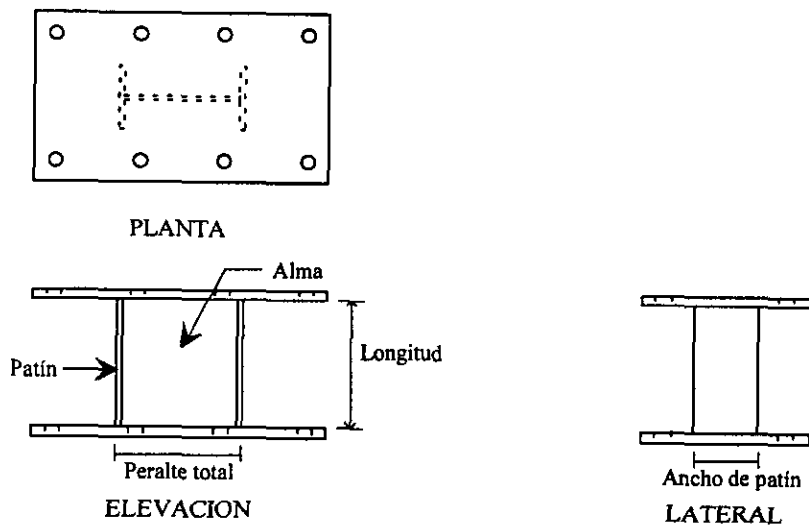
**Fig. 1.5 Disipador por flexión ADAS**

<u>Configuración de la placa</u>	<u>Perfil</u>	<u>Deformación</u>	<u>Distribución de tensiones</u>	<u>Comentarios</u>
Rectángulo				No es posible debido a deformaciones inelásticas locales solamente
Forma X				Posible

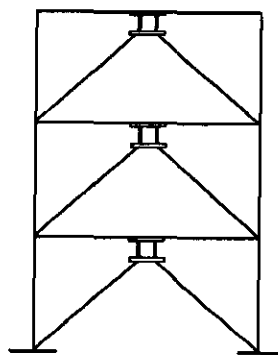
**Fig. 1.6 Conceptos de la configuración de las placas de los elementos ADAS**



**Fig. 1.7 Dispositivo en forma de U**

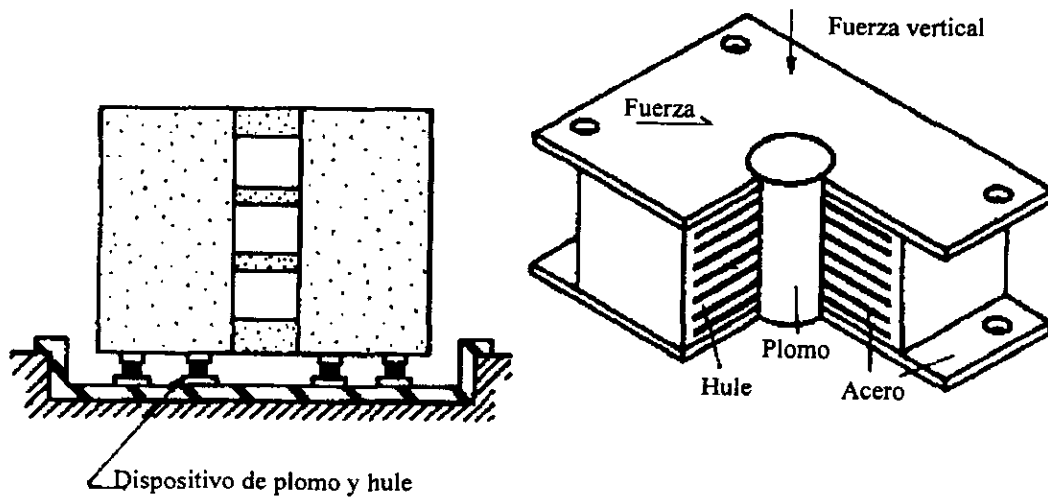


**a) Dispositivo por cortante**

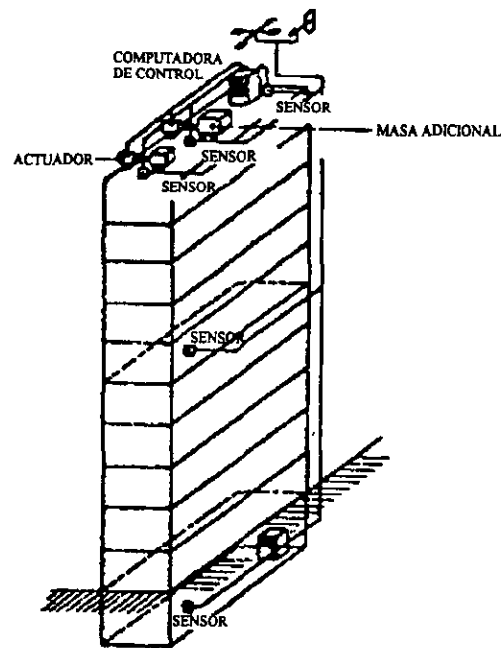


**b) Ubicación del dispositivo**

**Fig. 1.8 Disipador por deformación a corte**

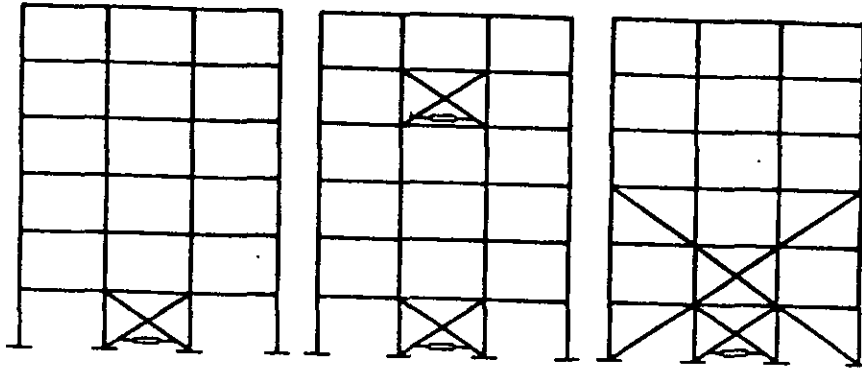


**Fig. 1.9 Aislador de base con corazón de plomo**



**Fig. 1.10 Sistema de masa activa**





*Fig. 1.11 Sistema de tendones activos*

## 2. DISIPACIÓN DE ENERGÍA EN LOS SISTEMAS ESTRUCTURALES

Para el diseño sísmo resistente, generalmente los ingenieros han utilizado la técnica convencional para resistir fuerzas sísmicas, es decir, si la fuerza sísmica demandada excede la capacidad de los elementos estructurales, se incrementa la resistencia y/o capacidad de deformación inelástica de los mismos hasta igualar o superar la fuerza demandada. Sin embargo, ahora se puede disponer de una nueva e innovadora opción que se basa en el concepto de reducir las demandas sísmicas incidentes en los elementos estructurales al incrementar el amortiguamiento en las estructuras, además de concentrar y localizar el daño en elementos bien definidos, lo que se logra al incorporarles dispositivos especiales comúnmente denominados *disipadores de energía o dispositivos adionantes de amortiguamiento*. También, con el uso de dichos dispositivos, no únicamente se logra disipar energía, sino que también se pueden emplear para manipular como se crea conveniente la rigidez y resistencia del sistema estructural considerado.

### 2.1. EFECTO DEL AMORTIGUAMIENTO

La forma en la que una estructura responde elásticamente a una cierta excitación en su base, depende de la naturaleza de la excitación y de las características dinámicas de la estructura (básicamente del periodo natural de vibración y amortiguamiento), es decir, de la cantidad de energía incidente que absorbe y de la que disipa, ya que la cantidad de energía que se le transmite durante un sismo depende principalmente de la relación del periodo fundamental de la estructura al periodo dominante del movimiento del terreno, mientras que la disipación de energía se asocia principalmente con el amortiguamiento estructural.

Las Figs. 2.1 y 2.2 muestran los espectros de respuesta elásticos de aceleración (SA), de velocidad (SV) y de desplazamiento (SD), para 5% y 30% de amortiguamiento, de los sismos Imperial Valley El Centro en 1940, registrado en California (componente N-S) y el de Caleta de Campos registrado

en la Ciudad de México en 1985 (estación SCT, componente E-O) (Scholl y White, 1990). En estas figuras, la importancia del periodo natural o de la frecuencia de la estructura queda demostrada por las grandes amplificaciones cuando su periodo se aproxima al periodo dominante del movimiento del terreno. Así mismo, permiten reconocer el efecto que el incremento de amortiguamiento tiene en la respuesta dinámica de las estructuras al reducir substancialmente (sobretudo en la zona del pico espectral) la demanda de las fuerzas sísmicas (intrínsecamente, espectro de aceleraciones), la energía (intrínsecamente, espectro de pseudovelocidades), y el desplazamiento que pueden lograrse con el aumento de amortiguamiento.

En las estructuras de edificios se presentan básicamente dos tipos de amortiguamientos, el amortiguamiento viscoso y el amortiguamiento histerético.

El amortiguamiento viscoso está asociado con la viscosidad del material. Es proporcional a la velocidad, de manera que el amortiguamiento se incrementa en proporción a la frecuencia natural de la estructura. Este tipo de amortiguamiento generalmente se utiliza en los análisis elásticos de la respuesta dinámica de las estructuras. Para estructuras de edificios generalmente se emplean valores empíricos del porcentaje de amortiguamiento, 2% para estructuras de acero, y entre 3% y 5% para estructuras de concreto reforzado o compuestas de acero y concreto reforzado (Wakabayashi, 1988).

El amortiguamiento histerético tiene lugar generalmente cuando una estructura incursiona en el rango inelástico. La Fig. 2.3 ilustra un lazo de histéresis carga-deflexión. El área dentro del lazo corresponde a la energía que se disipa en el ciclo. Este tipo de disipación de energía se relaciona con el amortiguamiento histerético y se considera independiente de la velocidad, pero se incrementa con el nivel de desplazamiento.

## 2.2. BALANCE DE ENERGÍA

La relación básica de energía en una estructura ante excitación sísmica está representada por la siguiente expresión:

$$E_I = E_K + E_S + E_\xi + E_H$$

donde:

$E_I$  = Energía incidente debida al sismo

$E_K$  = Energía cinética en la estructura

$E_S$  = Energía de deformación en la estructura

$E_\xi$  = Energía disipada por amortiguamiento viscoso

$E_H$  = Energía disipada por amortiguamiento histerético

El planteamiento o inserción de esta ecuación en el proceso de diseño ha sido desarrollada por varios investigadores (Uang, 1988, Filiatrault, 1990). La finalidad es incrementar  $E_H$  de manera que, para una  $E_I$  dada, las demandas de energía de deformación elástica y de energía cinética en la estructura sean minimizadas.

El recurrir al incremento de la energía histerética  $E_H$  al aceptar la deformación inelástica de varios de los miembros estructurales durante la acción de un sismo severo, está directamente relacionado con el daño que puede experimentar la estructura y que es necesario reparar. El daño puede resultar tan serio que será necesario demoler la estructura o incostruable su reparación.

Otra alternativa para incrementar la energía histerética  $E_H$  consiste en separar la función de transmisión de carga de la estructura de la función de disipación de energía, lo cual se puede lograr al incorporar en la estructura dispositivos especiales para disipar la energía generada en la estructura por los movimientos, predominantemente laterales, producidos por el sismo.

El objetivo principal de los disipadores de energía que se instalan en una estructura consiste en que éstos actúen como su primera línea de defensa contra los sismos, de tal forma que al accionarse liberen a la misma de gran parte de la energía incidente al disiparla mediante su comportamiento mecánico, aportándole un incremento importante de amortiguamiento. En esta forma, la estructura original o primaria del edificio se encuentra sometida solo a una parte de la energía sísmica incidente, la cual podrá manejar con mayor facilidad dentro de su comportamiento elástico. Esto significa que la estructura original sufrirá deformaciones menores para un cierto nivel de energía de entrada comparadas con las que sufriría si no incluyera los disipadores de energía.

### 2.3. INFLUENCIA DE DISIPADORES EN LA RESPUESTA SÍSMICA

Diversos estudios analíticos y experimentales han demostrado que diseñando adecuadamente los disipadores que se incorporan a una estructura se logra disminuir la respuesta de la misma. Entre los estudios realizados se puede mencionar el efectuado por Aiken (1988), quien probó experimentalmente en mesa vibradora un marco plano de acero de 9 niveles y 3 crujiás a escala 1:4. A este modelo se le adicionaron los disipadores de fricción propuestos por Pall y Marsh (1988) (descritos en la sección 1.1.1). Tanto el marco sin disipadores (MSD) como el marco con disipadores de fricción (MCDF) fueron sometidos a diversas excitaciones en su base.

El periodo fundamental y del segundo modo del MSD fueron 0.5 s y 0.15 s, respectivamente. Estos periodos fueron 0.5 s y 0.12 s para el MCDF.

Entre los registros sísmicos que se emplearon se encuentra el de la Secretaría de Comunicaciones y Transportes (SCT), registrado en la Ciudad de México durante el sismo de Michoacán en 1985. Este movimiento presenta un contenido de frecuencias bajas y para obtener una excitación muy severa la señal fue arbitrariamente escalada en el tiempo para trasladar el pico espectral a la frecuencia natural del MSD y también para el MCDF.

Los resultados de la respuesta del modelo sometido a los diversos movimientos mostraron que la disipación de energía y la efectividad de los dispositivos de fricción aumentan cuando se incrementa la intensidad del movimiento inducido.

La comparación más significativa en la respuesta entre MCDF y el MSD fue en los ensayos que se usó el registro de SCT modificado. Para ambos sistemas estructurales la magnitud de entrada se incrementó hasta que un desplazamiento relativo máximo de alrededor de 7.11 cm a 7.62 cm (aproximadamente 0.01 de distorsión total del marco) se obtuvo en la azotea de los modelos. Para ello, la aceleración máxima basal (AMB) necesaria para el MCDF fue 0.65 g y 0.25 g para el MSD. La Fig. 2.4 muestra el perfil de aceleraciones máximas de piso y las distorsiones máximas de entrepiso (normalizados a AMB) para estos dos tipos de movimiento. Perfiles del cortante de entrepiso máximo para estas dos pruebas son mostrados en la Fig. 2.5. Se puede apreciar que los valores del cortante en el MCDF son ligeramente mayores comparados con el MSD, no obstante que la aceleración del primero fue 2.6 veces la aceleración del segundo.

Por lo tanto, el comportamiento sísmico del MSD fue considerablemente mejorado al incluir los disipadores de fricción en su sistema resistente lateral.

## **2.4. EMPLEO DE DISIPADORES EN EL REFUERZO DE ESTRUCTURAS**

Todo edificio dañado debe ser reparado de manera tal que se garantice alcanzar o mejorar su comportamiento original, de forma que sobreviva a los temblores futuros. Los métodos típicos de reparación y refuerzo son:

- a) Agregar muros de cortante
- b) Engrosar o reforzar elementos (encamisado)
- c) Colocar contravientos de acero
- d) Reducir la masa de la estructura demoliendo pisos superiores

En años recientes se han empleado con frecuencia los contravientos de acero en forma de X para reforzar estructuras dañadas o existentes, debido a que presentan mayores ventajas con respecto a los otros métodos, algunas de los cuales pueden ser:

- 1) Incremento notable de la rigidez de la estructura
- 2) Pueden lograrse aberturas en los edificios para proporcionar más luz natural sin perder capacidad de resistencia sísmica
- 3) El incremento de masa debido a los contravientos es muy pequeño
- 4) La mayor parte de los trabajos de reforzamiento pueden ser ejecutados con elementos prefabricados, por lo que el desalojo de los ocupantes de la construcción puede ser mínimo

Otra técnica innovadora de rehabilitación consiste en instalar en la estructura disipadores de energía conjuntamente con sistemas de contraventeo, para: 1) Aumentar substancialmente el amortiguamiento; 2) Incrementar la rigidez; y/o 3) Aumentar la resistencia. Por lo que esta técnica puede ser utilizada en estructuras dañadas, o en la adaptación de estructuras que no cumplan con las disposiciones actuales de los reglamentos de diseño.

El usar el contraventeo con los disipadores de energía presenta ciertas ventajas con respecto a los sistemas típicos de contraventeo y éstas son:

- 1) Se puede proporcionar conjuntamente gran resistencia y ductilidad a la estructura.
- 2) Como el daño se concentra principalmente en el disipador puede ser reemplazado fácilmente después de un evento sísmico.
- 3) La resistencia de un marco puede ser modificada independientemente de la rigidez al modificar el disipador.

Quizá, la principal ventaja de los disipadores de energía sobre los otros sistemas convencionales de rehabilitación sea la de mantener o evitar el incremento de las fuerzas sísmicas de diseño del sistema de cimentación existente.

Pruebas en la mesa vibradora del Centro de Investigación de Ingeniería Sísmica (EERC por sus siglas en inglés) de la Universidad de California fueron realizadas por Whitaker, et. al., (1989), con el propósito de determinar la efectividad de los dispositivos tipo ADAS (descritos en la sección 1.1.1) para aplicaciones sísmicas en general, y específicamente para reforzar estructuras a base de marcos flexibles. Una estructura tridimensional de 3 pisos de 5.18 m de altura fue usada para incorporar los elementos ADAS, los cuales fueron diseñados específicamente para dicho modelo (Fig. 2.6). Ésta tenía una crujía en cada dirección horizontal, con dimensiones de 1.83 m por 3.66 m. La altura del primer piso fue de 2.03 m, y los dos pisos superiores de 1.62 m de alto. Su peso total fue de 40.86 t (13.62 t por piso). La estructura fue originalmente diseñada como una estructura pequeña, sin reducir la escala, y había sido usada para varios programas de ensayos previos en EERC. La estructura fue diseñada con los requerimientos de rigidez y resistencia del reglamento UBC (Uniform Building Code) de 1988 para un sistema estructural dúctil sobre terreno rocoso.

Dos elementos ADAS fueron colocados en cada piso en una sola dirección. Todos los elementos ADAS usados en los ensayos tenían la placa del mismo tamaño (12.7 cm de alto y 0.635 cm de espesor). El primer piso tenía ADAS de 7 placas, el segundo de 6 placas y el tercero de 4 placas, de tal forma de asegurar que la deformación inelástica de los dispositivos ADAS se desarrollará sobre toda la altura de la estructura. Tanto la estructura sin disipadores, como aquella con disipadores

ADAS, fueron sometidas a diferentes registros sísmicos cuyas aceleraciones se fueron variando hasta obtener respuestas tanto en el rango elástico como en el inelástico.

La primer fase del estudio consistió en determinar el periodo fundamental de ambas estructuras. La adición de los disipadores por medio del contraventeo disminuyó el periodo de vibrar de la estructura sola de 0.74 s a 0.47 s.

La Fig. 2.7 muestra la respuesta de las dos estructuras (estructura sola y estructura con ADAS) para el registro del sismo de Lolleo, Chile 1985, con una aceleración máxima escalada a 0.13 g, demostrando que tanto los desplazamientos como las fuerzas cortantes se reducen substancialmente en la estructura con ADAS. La repuesta de la estructura sola, que cumplía con los requerimientos del UBC, fue claramente inadecuada porque sufrió distorsiones de entrepiso excesivas, mientras que la adición de los elementos ADAS mejoró el comportamiento global de la estructura y la hizo capaz de llegar a resistir una aceleración máxima en la base de 0.56 g con aceptables distorsiones de entrepiso.

Por otra parte, en la Ciudad de México ya existen tres edificios de concreto reforzado rehabilitados utilizando la disipación pasiva de energía por medio de dispositivos ADAS (Martínez Romero, 1993a y 1993b). Los resultados de los análisis indican una reducción de las distorsiones de entrepiso entre las estructuras solas (sin disipadores) y las estructuras con ADAS, gracias al incremento de resistencia, rigidez y principalmente del amortiguamiento que conlleva la incorporación de los dispositivos ADAS, aumentando ligeramente el coeficiente de cortante basal en las estructuras rehabilitadas. Martínez determinó que si una rehabilitación convencional de contraventeo elástico (sin disipación de energía) hubiera sido implementada, las distorsiones de entrepiso, el cortante basal y las cargas en la cimentación hubieran resultado mayores a las obtenidas en el caso de la estructura rehabilitada con ADAS. Martínez también encontró que en los tres edificios estudiados, el amortiguamiento interno logrado mediante el trabajo de los ADAS, fue de entre 23 y 25%.

## **2.5. ASPECTOS BÁSICOS PARA LA APLICACIÓN DE LOS DISIPADORES**

Al considerar los disipadores de energía o amortiguamiento suplementario como alternativa para disminuir las respuesta sísmica de una estructura, deben tenerse en mente los siguientes aspectos básicos: la factibilidad del edificio para el amortiguamiento suplementario, la cantidad de



amortiguamiento a proporcionar y la distribución de los disipadores en el edificio. Estas son cuestiones que necesitan ser resueltas sin importar el tipo de disipador usado.

### **2.5.1. Estructuras factibles para el amortiguamiento suplementario**

Los factores principales al decidir si una estructura es o no factible para adicionarle amortiguamiento son: 1) El tipo de sistema estructural, incluyendo las características del sistema; y 2) Las características del movimiento del terreno esperado, al cual la estructura será expuesta.

Los dispositivos disipadores de energía actualmente disponibles requieren de distorsiones de entrepiso de la estructura para activarse. Virtualmente, los disipadores pueden ser instalados en cualquier edificio, sin embargo, debe cuidarse que la distorsión de entrepiso sea suficiente para activar el disipador.

La Fig. 2.8 muestra los espectros de respuesta elásticos para 5% y 25% de amortiguamiento, de aceleración (SA) y de desplazamiento (SD), para cuatro distintos registros del movimiento del terreno (Scholl, 1993). De las Figs. 2.8a, 2.8b y 2.8c se aprecia que reducciones importantes en la aceleración (fuerzas en los miembros) y desplazamiento (deformaciones en los miembros), para el rango completo de periodos que se muestran, son posibles con el amortiguamiento suplementario.

Las limitaciones prácticas de la aplicación de los disipadores para varios tipos de edificios pueden también apreciarse del espectro de la Fig. 2.8. La Fig. 2.8d presenta reducción pequeña en el rango de periodos de 0 a 1.4 s aproximadamente. Las construcciones en ese rango de periodos y en ese sitio, la zona del Lago de la Ciudad de México, prácticamente no serían beneficiadas por el amortiguamiento suplementario, asumiendo que la respuesta estructural permanece lineal.

Por lo tanto, el amortiguamiento suplementario puede ser muy benéfico para mejorar el comportamiento sísmico de muchos tipos de edificios y para la mayoría de los sitios. Los disipadores de energía son idealmente aplicables a edificios de marcos flexibles que pueden tolerar distorsiones de entrepiso (desplazamiento lateral relativo del entrepiso entre la altura libre del mismo) de alrededor de 0.01 sin daño significativo. Actualmente, los dispositivos disipadores no son recomendables en edificios con muros de cortante, debido a que en estas estructuras ocurre daño severo a pequeñas distorsiones de entrepiso.

### **2.5.2. Cantidad de amortiguamiento suplementario**

Una base para prescribir la cantidad de amortiguamiento suplementario es bien establecida a través de las siguientes consideraciones: el efecto del amortiguamiento en la respuesta de las estructuras; el costo de los dispositivos de amortiguamiento; y el comportamiento de la respuesta estructural deseada. El amortiguamiento solo puede reducir la amplificación dinámica, la cual es comúnmente referida en términos de un factor de amplificación dinámica.

La amplificación dinámica para sismos es convenientemente vista a través del espectro de respuesta de los registros del movimiento del terreno. La amplificación dinámica para un movimiento sísmico es comúnmente definida como el valor de respuesta espectral máximo dividido por el valor del movimiento del terreno máximo (Newmark, et. al., 1973). La Fig. 2.9 muestra ejemplos de espectros de respuesta elásticos para cuatro diferentes registros sísmicos, para amortiguamientos de 5, 15, 25 y 50% (Scholl, 1993). Los valores de la aceleración máxima basal (AMB) son también presentados. En estas figuras, el 5% de amortiguamiento fue usado como valor base, debido a que en las estructuras comunes se asume ese valor como amortiguamiento inherente.

De estas figuras se aprecia que la máxima amplificación dinámica para la aceleración, en el caso de 5% de amortiguamiento, varía de 2 para el registro de suelo blando (Fig. 2.9a) a un valor de alrededor de 6 para el registro sísmico de México en 1985 (Fig. 2.9d). Al analizar las cuatro figuras se puede observar que un decremento significativo en la amplificación ocurre al proporcionar un 10% de amortiguamiento adicional. Generalmente, el decremento de la amplificación que va de 5% a 15% de amortiguamiento es más grande que el que se logra de un 15% a 50%.

Desde un panorama muy general se puede decir que proporcionar un amortiguamiento suplementario en el rango de 10% a 20% es efectivo para reducir la respuesta sísmica y su costo es adecuado (Scholl, 1993). Este nivel de amortiguamiento generalmente reducirá las aceleraciones (y fuerzas en los miembros) en las estructuras que poseen un 5% de amortiguamiento inherente, por un factor de 2 aproximadamente (Newmark, et. al., 1973).

Una decisión en cuanto a la cantidad de amortiguamiento suplementario que se le proporcionaría a una estructura estaría basada sobre las características de la respuesta estructural deseada y su costo.

### **2.5.3. Distribución de los disipadores en las estructuras**

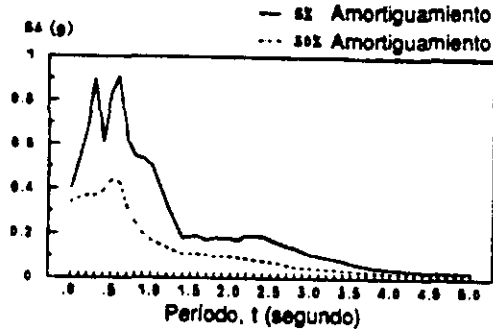
Sin importar el tipo de dispositivo usado, incorporar disipadores a una estructura a base de marcos involucra incrementar la rigidez lateral de la estructura. Al contrario, cambiar una estructura de marcos contraventeados a una estructura de marcos contraventeados con disipadores reduce la rigidez. Adicionar disipadores en cualquiera de estos casos puede producir un incremento o decremento en la fuerza lateral de la estructura, dependiendo de las características dinámicas de la estructura con disipadores y de las características del movimiento sísmico aplicado. De forma similar, la deformación lateral de la estructura puede ser modificada. Estos efectos se pueden apreciar a través de los espectros de respuesta (similar a los mostrados en la Fig. 2.8), ya que éstos muestran las influencias en la respuesta estructural de variar el periodo y el amortiguamiento.

Reconociendo que las fuerzas laterales de los amortiguadores deberán ser trasladadas de su punto de origen a la cimentación, los disipadores deberán guardar una distribución, ya sea en estructuras nuevas o existentes, de modo que se asegure:

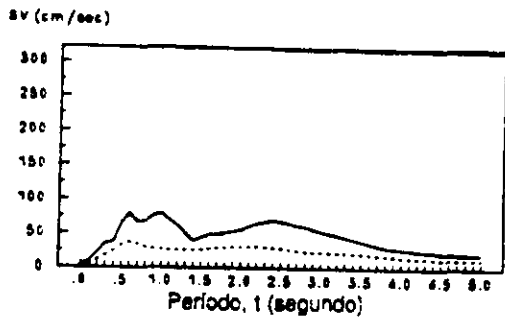
- 1) Regularidad de la rigidez en planta
- 2) Regularidad de la rigidez en elevación
- 3) Redundancia.

Las Figs. 2.10 y 2.11 muestran un ejemplo de una distribución uniforme de disipadores en un edificio. La estructura es simétrica y regular. Después de la colocación de los disipadores, el edificio sigue siendo simétrico y regular.

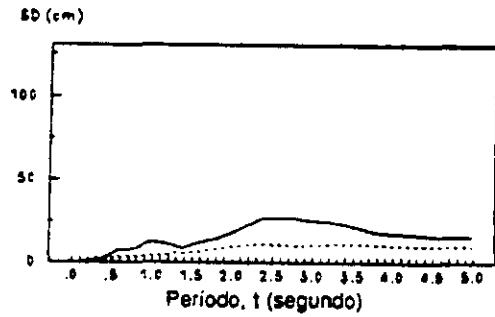
En algunos casos, no es indispensable que los disipadores sean distribuidos en toda la altura del edificio, ya que un edificio con planta baja flexible es un excelente ejemplo donde es apropiado colocar disipadores únicamente en dicha planta con la finalidad de regularizar la rigidez en elevación del edificio. Sin embargo, si los disipadores fueran instalados solamente en la planta baja de un marco regular de varios pisos, entonces la forma de la respuesta estructural cambiaría. Por lo tanto, es necesario distribuir las rigideces de los disipadores a través de la altura del edificio aproximadamente en proporción a la rigidez básica del marco.



a) Aceleración seudo absoluta (SA) vs periodo

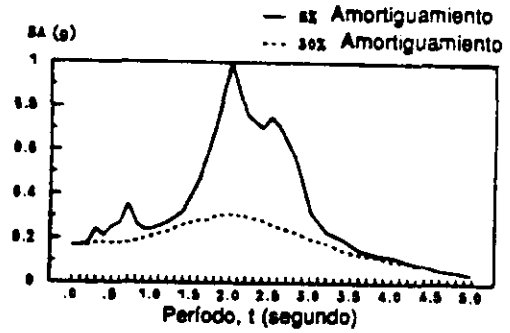


b) Velocidad seudo relativa (SV) vs periodo

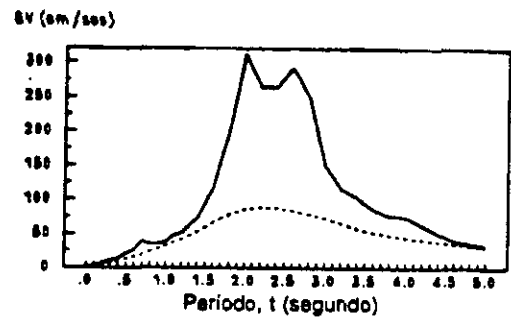


c) Desplazamiento relativo (SD) vs periodo

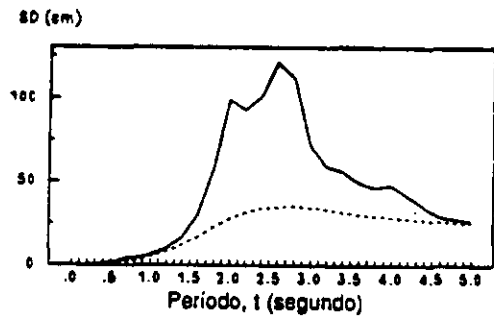
Fig. 2.1 Espectros de respuesta del sismo el Centro en 1940 (componente N-S)



a) Aceleración seudo absoluta (SA) vs periodo



b) Velocidad seudo relativa (SV) vs periodo



c) Desplazamiento relativo (SD) vs periodo

Fig. 2.2 Espectros de respuesta del sismo de México en 1985 (estación SCT, componente E-O)

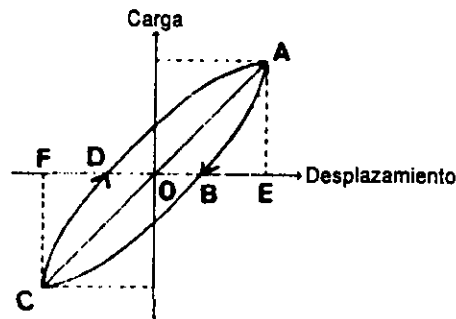
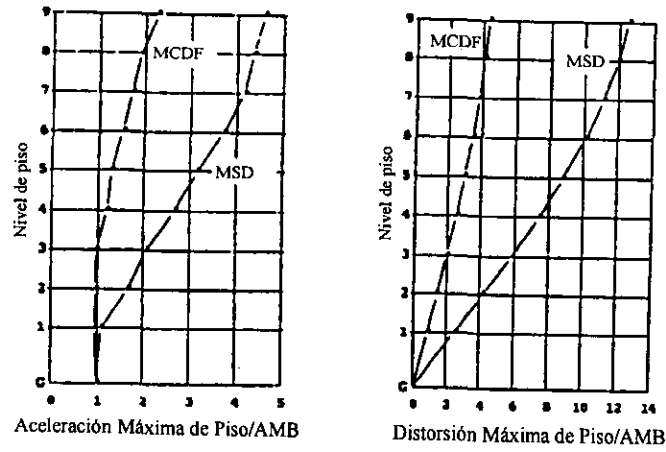
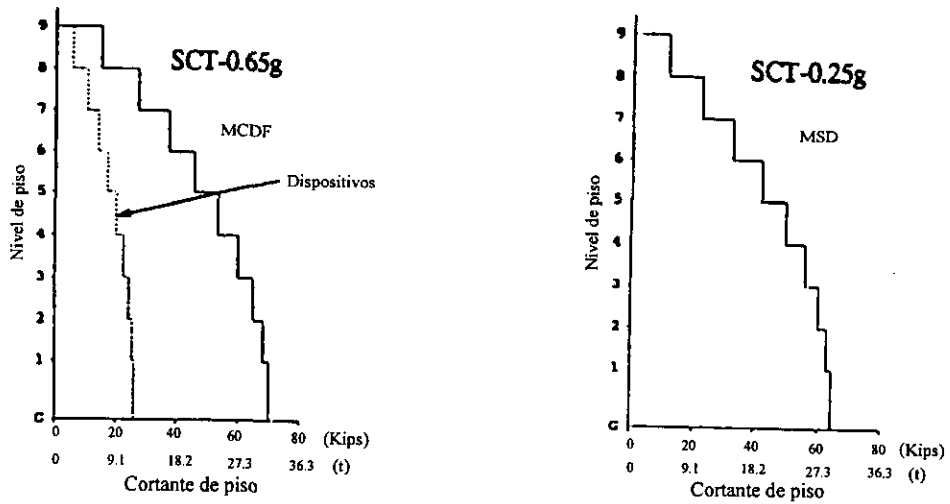


Fig. 2.3 Lazo de histerésis carga-deflexión



**Fig. 2.4 Aceleraciones y distorsiones máximas de piso para MSD y MCDF**



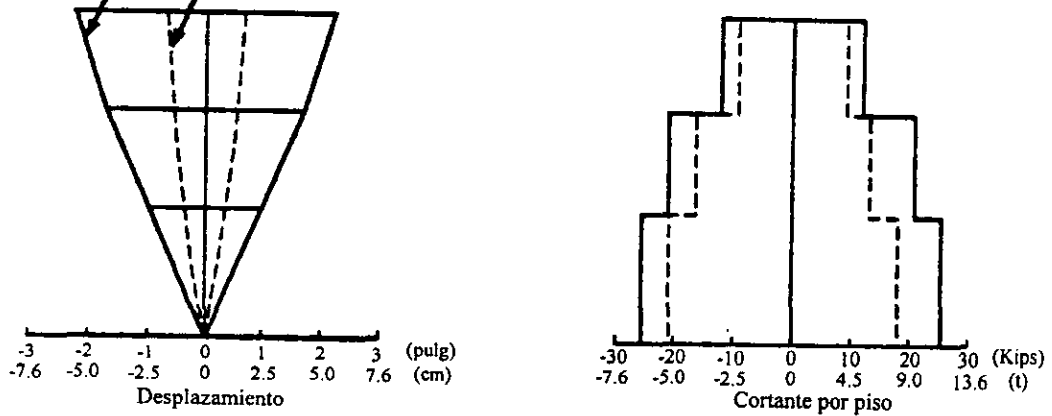
**Fig. 2.5 Cortante máximo de piso para MSD y MCDF**



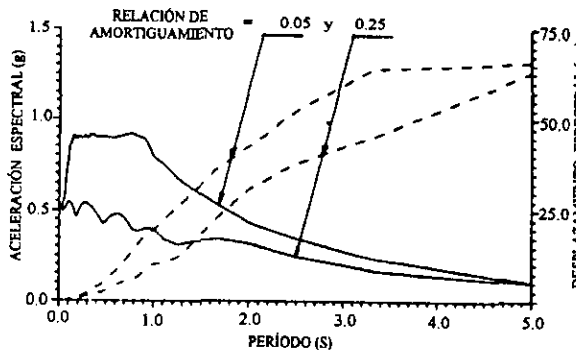
**Fig. 2.6 Marco rehabilitado con elementos ADAS**

Estructura sola, aceleración máxima de la mesa = 0.13 g

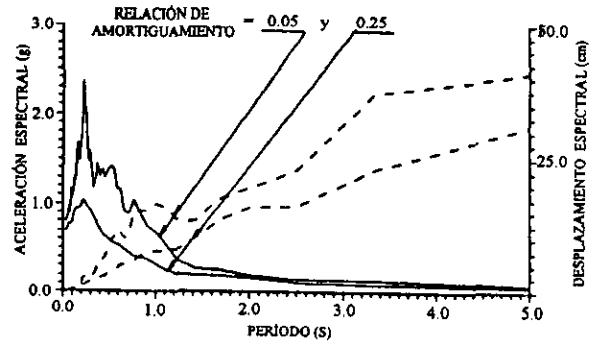
Estructura con elementos ADAS, aceleración máxima de la mesa = 0.13 g



**Fig. 2.7 Marco rehabilitado con elementos ADAS**

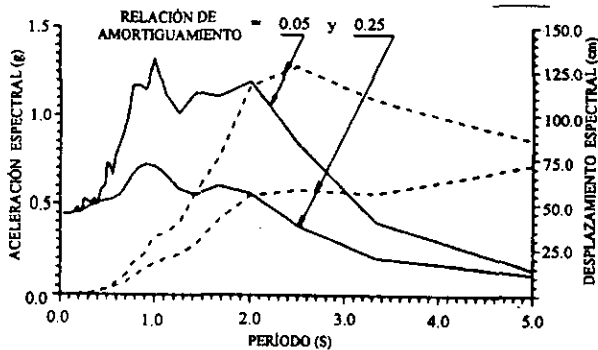


**a) Espectro de respuesta de aceleración (SA) y desplazamiento (SD) para un registro (sintético) en suelo blando**

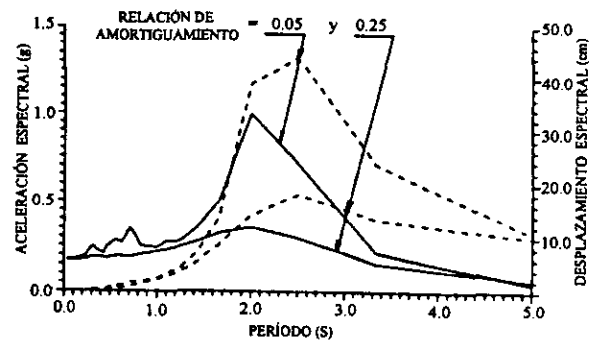


**b) Espectro de respuesta de aceleración (SA) y desplazamiento (SD) para el sismo de Chile de 1985 en Lillole**

— Aceleración  
 - - - Desplazamiento

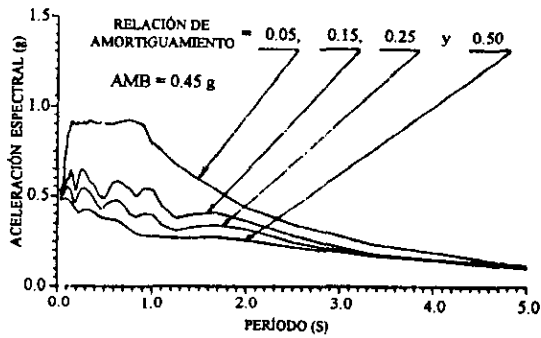


**c) Espectro de respuesta de aceleración (SA) y desplazamiento (SD) para el sismo del 17 de octubre de 1989 en Loma Prieta**

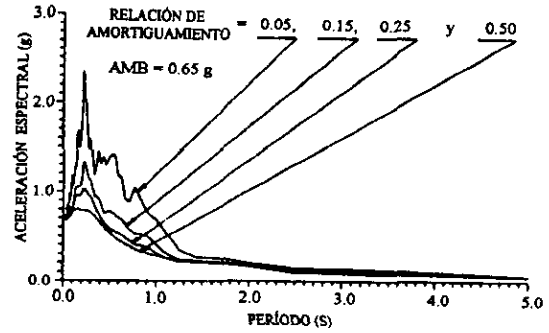


**d) Espectro de respuesta de aceleración (SA) y desplazamiento (SD) para el sismo del 19 de septiembre de 1985 en México (estación SCT, componente E-O)**

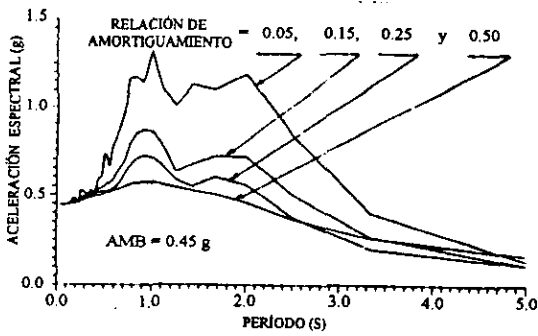
**Fig. 2.8 Espectros de respuesta de aceleración (SA) y desplazamiento (SD)**



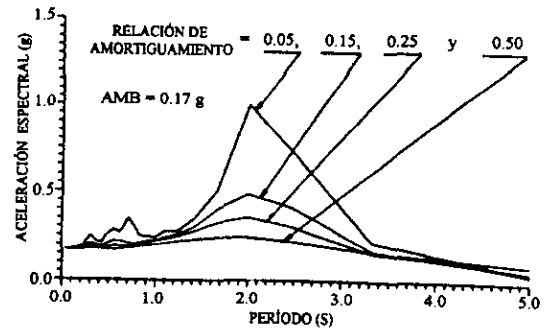
a) Espectro de respuesta de aceleración (SA) para un registro (sintético) en suelo blando



b) Espectro de respuesta de aceleración (SA) para el registro sísmico de Chile en Lilloe en 1985

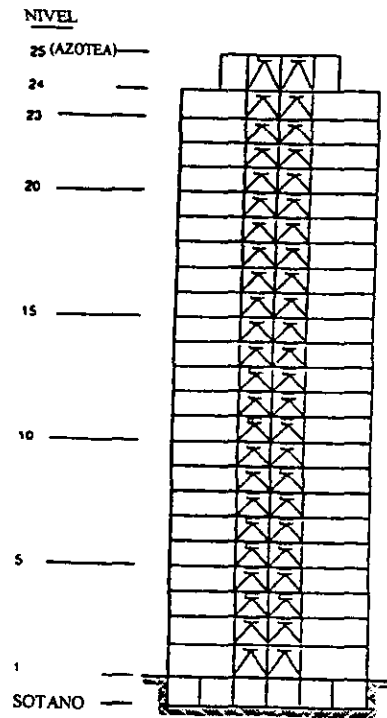


c) Espectro de respuesta de aceleración (SA) para el sismo del 17 de octubre de 1989 en Loma Prieta

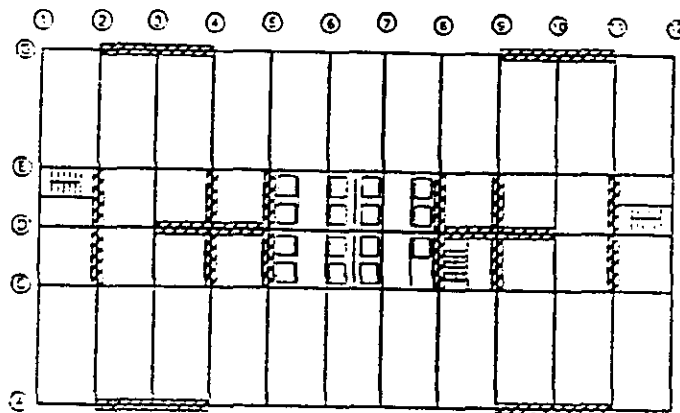


d) Espectro de respuesta de aceleración (SA) para el sismo del 19 de septiembre de 1985 México (estación SCT, componente E-O)

**Fig. 2.9 Espectros de respuesta que muestran el efecto del incremento de amortiguamiento**



**Fig. 2.10 Elevación de un marco rehabilitado con elementos ADAS**



**Fig. 2.11 Planta de un edificio rehabilitado con elementos ADAS**



### 3. REVISIÓN DE TRABAJOS PREVIOS

#### 3.1. DISIPADORES TIPO PANEL DE CORTANTE

Recientemente, se ha desarrollado en Japón un esquema de refuerzo sísmico usando un sistema de contraventeo de acero en forma de Y invertida, el cual está formado por contravientos que conectan un panel de cortante (descrito en la sección 1.1.1) en la parte inferior del claro medio de las vigas (Seki, et. al., 1988). El principio básico de comportamiento de este sistema es que el panel alcance la fluencia por cortante ante la acción de un sismo severo, mientras que los elementos de contraventeo que lo soportan, al igual que los demás elementos de la estructura, permanezcan dentro del rango elástico.

Se han realizado pruebas estáticas ante carga lateral cíclica alternada en el marco de acero que se muestra en la Fig. 3.1, cuyas características se presentan en la Fig. 3.2 (Seki, et. al., 1988). Estas pruebas tienen la finalidad de estudiar el comportamiento sismo-resistente del sistema durante un temblor severo, haciendo énfasis en la capacidad de la estructura para soportar grandes deflexiones y para disipar energía en el rango inelástico. El marco consistía de una crujía y de dos entrepisos provistos cada uno con un contraventeo en forma de Y invertida. Las vigas poseían suficiente rigidez y resistencia, y la cimentación se considero empotrada al piso. Dos tipos de dispositivos panel de cortante se utilizaron como elementos para resistir las fuerzas laterales. En la Fig. 3.3 se muestran las características geométricas de los dos dispositivos que fueron empleados. Uno fue un perfil I rectangular (IR) laminado de alma gruesa (denominado panel S), y el otro, también de sección transversal I pero fabricado a base de placas soldadas (denominado panel W), con la placa del alma esbelta y rigidizada con un atiesador transversal (horizontal). El panel S se instaló en el entrepiso superior y panel W en el inferior.

La historia de carga utilizada por Seki, et. al., se muestra en la Fig. 3.4. Esta consistió en aplicar desplazamientos cíclicos y reversibles, simultáneamente en cada piso, incrementándolos de manera gradual hasta que la distorsión angular en cada uno de los entrepisos fuera 1/50 (0.02).

La Fig. 3.5 ilustra la curva fuerza cortante contra distorsión angular del primer piso, en la cual se observa que la rigidez inicial comienza a decrecer gradualmente cuando se alcanza la fluencia por cortante del panel  $V_y$  (Fig. 3.2), y posteriormente por la aparición del pandeo. Además, muestra que no existen deterioros importantes de las fuerzas restitutivas aún cuando la distorsión angular del entrepiso alcance el valor de  $1/50$  (0.02), correspondiendo ésta a una distorsión angular del panel de  $1/7$  (0.14). Sin embargo, en el ciclo de distorsión igual a  $1/50$ , en el desplazamiento negativo, una parte del alma se fisuró o fracturó y la carga (capacidad resistente) comenzó a decrecer. Los patrones de deformación de los paneles de cortante en la última etapa de carga son mostrados en la Fig. 3.6. El panel W, reforzado con un atiesador, sufrió menor daño que el panel S, aún cuando se aplicó la misma distorsión angular a los dos. Esto indica que la presencia de un atiesador en la placa del alma puede ser capaz de mejorar el comportamiento por pandeo. La resistencia máxima de las pruebas fue mayor que la resistencia última calculada  $V_u$  (Fig. 3.2). Este incremento de resistencia se debe a que el endurecimiento por deformación del acero no se tomó en cuenta en los cálculos. En general, de acuerdo con los resultados ante carga estática, este sistema de contraventeo parece tener una gran capacidad de disipación de energía a través de la fluencia por cortante de los paneles. En la Fig. 3.7 se muestra que los resultados de la prueba estática podrían ser representados aproximadamente por medio del modelo matemático propuesto por Ramberg- Osgood (1943).

Por otra parte, Nakashima et. al. (1994) realizó una serie de pruebas para evaluar el comportamiento y capacidad de disipación de energía de dispositivos panel de cortante hechos con acero de fluencia baja denominado BT-LYP100, cuyo esfuerzo de fluencia a una deformación del 0.2% es de  $1225 \text{ kg/cm}^2$ . Un total de seis paneles de cortante a escala natural fueron probados tomando como variables la condición de carga, el arreglo de atiesadores en los paneles de cortante y la presencia de fuerza axial.

El prototipo de espécimen del dispositivo se muestra en la Fig. 3.8. Las dimensiones del espécimen fueron de 1200 mm (ancho) por 1200 mm (alto), y consistió de una placa del panel (alma) de 6 mm de espesor hecha de acero BT-LYP100 y de bloques superior e inferior usados para conectarlo al dispositivo de prueba. Los patines que enmarcan el panel de cortante fueron diseñados para ser rígidos y resistentes de manera que la condición de cortante puro fuera alcanzada sobre el panel entero y la fluencia se concentre en él. Los patines fueron hechos de acero SM490 (A572 Grado 50), de 350 mm de ancho y 25 mm de espesor, creando una dimensión libre del panel de cortante de 1150 mm por 1150 mm. Los atiesadores fueron también hechos de acero

SM490, de 6 mm de espesor y 90 mm de ancho. Dos atiesadores horizontales y dos verticales fueron soldados al panel de cortante a un tercio de la distancia libre de los patines, de este modo el panel quedó dividido en nueve zonas de panel. Los atiesadores fueron colocados en pares, espalda con espalda, uno en cada lado del panel de cortante.

Con el propósito de obtener una idea de los efectos de los atiesadores sobre el comportamiento histerético del panel de cortante, otros dos tipos de especímenes similares al de la Fig. 3.8 fueron probados. En uno, los atiesadores horizontales fueron omitidos. Al otro, no se le colocó ningún atiesador. Los seis especímenes, cada uno designado por un código alfanumérico de cinco dígitos son mostrados en la Fig. 3.9.

El aparato de carga utilizado para las pruebas se muestra en la Fig. 3.10. Los especímenes fueron colocados entre las vigas superior e inferior del aparato y se fijaron a ellas por medio de tornillos de alta resistencia. La carga lateral fue aplicada cuasi-estáticamente en la parte superior del espécimen a través de la viga superior por medio del actuador colocado horizontalmente. La carga axial fue aplicada a través de un actuador vertical.

El programa de carga consistió de lo siguiente. Un espécimen con atiesadores en ambas direcciones fue cargado monótonamente. Los otros cinco especímenes fueron cargados cíclicamente de acuerdo a la historia de carga mostrada en la Fig. 3.11, en la cual las ordenadas indican el desplazamiento horizontal relativo del panel de cortante, expresado en términos de la relación de ductilidad. Esta relación es definida como el desplazamiento,  $\Delta$ , dividida por el desplazamiento a la fluencia,  $\Delta_y$ , calculado este último igual a 3.08 mm. Tres ciclos fueron aplicados en cada una de las amplitudes de desplazamiento: 3, 9 y 15 mm (aproximadamente 1, 3 y 5 en relación de ductilidad), seguido por diez ciclos a una amplitud de desplazamiento de 20 mm (aproximadamente 7 en relación de ductilidad). Después de la culminación de carga con esta amplitud, más ciclos fueron aplicados con amplitudes más grandes. La Fig. 3.12 muestra las gráficas de fuerza cortante horizontal normalizada,  $V/V_y$ , contra el desplazamiento horizontal normalizado,  $\Delta/\Delta_y$ , obtenidas de los seis especímenes probados. Aquí,  $V_y$  es la fuerza cortante a la fluencia, la cual fue de 49740 kg (488 kN), dado como el producto del área de la sección transversal del panel de cortante ( $6900 \text{ mm}^2$ ) y el esfuerzo de fluencia de 1255 kg (123 MPa) medido a una deformación de 0.2% y dividido por  $\sqrt{3}$ .

El comportamiento general de los especímenes descrito a grosso modo fue el siguiente. Los especímenes RVH-LC y RVH-NC (atiesadores en ambas direcciones) se comportaron de manera similar en lo referente al inicio del pandeo de la placa del panel y al inicio de la reducción de resistencia en la vecindad de desplazamiento cero ("pinching"), sin la aparición de fisuras o grietas en ambos dispositivos. Sin embargo, el efecto de "pinching" fue ligeramente mayor en el dispositivo RVH-NC, a medida que aumentaba el número de ciclos de carga, debido a la fuerza axial.

El comportamiento de los especímenes RVO-LC y RVO-NC fue similar entre sí, pero observándose mayor efecto de "pinching" y de fisuramiento o grietas de la placa del panel en el dispositivo RVO-NC a causa de la fuerza axial. Sin embargo, el comportamiento de estos dos dispositivos con respecto al de los especímenes RVH-LC y RVH-NC fue menos adecuado, ya que el inicio del pandeo y el efecto de "pinching" se originó en ciclos de carga de menor amplitud de desplazamiento, además de que se presentaron fisuras en el panel.

El dispositivo R00-LC (sin atiesadores) fue el que presentó el peor comportamiento, iniciando su pandeo y efecto "pinching" a niveles de desplazamiento menores que los otros dispositivos, y presentando la degradación o relajación de resistencia más severa en la vecindad de las zonas con desplazamiento cero, así como el mayor fisuramiento en el panel.

En cuanto al comportamiento de disipación de energía, la Fig. 3.13 muestra la energía disipada acumulada  $\sum E_i$ , (contra la deflexión plástica acumulada,  $\sum \Delta p_i$ ), hasta la terminación de los ciclos de carga con relación de ductilidad de 7. Aquí,  $E_i$ , es la energía disipada por cada semiciclo; y la deflexión plástica,  $\Delta p_i$ , es definida para cada semiciclo como la distancia entre los dos desplazamientos a la descarga (Fig. 3.14). La energía disipada acumulada es normalizada por la energía potencial  $E_e$ , definida como  $\frac{1}{2} V_y \Delta_y$  (donde  $V_y$  es el cortante a la fluencia) y la deflexión plástica acumulada  $\sum \Delta p_i$  normalizada por  $\Delta_y$ . La Fig. 3.13 muestra claramente que los paneles de cortante con atiesadores en ambas direcciones tienen la capacidad de disipación de energía más grande, seguido por el panel con atiesadores verticales sin fuerza axial, después por el panel con atiesadores verticales con fuerza axial y finalmente el panel sin atiesadores. La energía disipada acumulada de los dispositivos con atiesadores verticales y sin atiesadores son aproximadamente 70% y 40% de la energía disipada en los paneles con atiesadores en ambas direcciones.

Los aspectos más importantes, revelados por el trabajo de Nakashima et. al. (1994) fueron los siguientes: a) Los paneles de cortante con atiesadores verticales y horizontales presentan histéresis estable, asegurando gran capacidad de disipación de energía; b) Suficiente endurecimiento por deformación fue observado en los paneles probados, con su capacidad de disipación de energía aproximadamente 1.5 veces más grande que la de un sistema elastoplástico equivalente; c) El inicio del pandeo de la placa no condujo al panel de cortante a la inmediata degradación de la capacidad de disipación de energía; no obstante, el llamado efecto de "pinching" fue el primer origen de disminución de la capacidad de disipar energía de los dispositivos ensayados.

### **3.2. DISIPADOR TIPO ÓVALO**

Recientemente, en el Instituto de Ingeniería de la UNAM, Aguirre y Sánchez (1990 y 1991) estudiaron experimentalmente el dispositivo que se ilustra en la Fig. 1.7, formado básicamente de elementos en forma de U, con el propósito de investigar su comportamiento ante carga cíclica reversible. A continuación se presenta una breve descripción de ese trabajo.

La primer parte del programa de pruebas de Aguirre y Sánchez se concentró en determinar la configuración más adecuada para un elemento U, definida por el radio R y la dimensión A (Fig. 3.15), y fabricado con solera de fierro comercial de 1.27 por 3.81 cm de sección transversal. Ensayaron diferentes tamaños de elementos, tratando de converger a uno que fuera lo más compacto posible, y que tuviera la capacidad de soportar 100 ciclos de deformación con amplitud de  $\pm 2.5$  cm, a la vez de mantener las características de rigidez y lazo histerético estables.

Los elementos se probaron usando el aparato de carga mostrado en la Fig. 3.16, el cual consiste de un miembro central unido a una celda de carga en la parte superior, y de una estructura de confinamiento fijada al vástago hidráulico en la parte inferior. Los especímenes de prueba están colocados en los espacios que se forman entre el miembro central y la estructura confinante fijándose su posición mediante tornillos. Para realizar una prueba cualquiera, se aplica controladamente un cierto desplazamiento a la estructura confinante, hacia arriba y abajo con respecto al miembro central, movimiento cíclico sinusoidal que continúa hasta completar un número determinado de ciclos de deformación o bien hasta que uno de los elementos se rompe.

Aguirre y Sánchez reportan que los valores óptimos de las dimensiones R y A resultaron ser de 4.5 y 10 cm, respectivamente. Elementos U con estas dimensiones se utilizaron en todas las pruebas subsecuentes. En esta primera parte del programa experimental Aguirre usó una frecuencia de aplicación de carga de 0.5 Hz, así como una deformación unitaria nominal por flexión  $\epsilon_n$  de 0.14 y 0.16 ( $\epsilon_n = e/2R$ , donde  $e$  está definida en la Fig. 3.15).

La Fig. 3.17 muestra la curva histerética típica para las condiciones señaladas anteriormente, en la que la línea sólida representa el primer ciclo completo de deslizamiento y la línea punteada corresponde a los últimos ciclos. El ciclo con línea punteada contiene alrededor de un 20% menos de área con respecto al primero, lo que indica que el espécimen pierde capacidad de disipación de energía por deformación debido a la degradación que va ocurriendo en la solera.

Otra parte del programa experimental consistió en determinar si los elementos U exhiben efectos viscosos, para lo cual un par de ellos fueron sometidos a un barrido de frecuencias para ciclos de  $\pm 1.0$  y  $\pm 2.5$  cm. Aguirre reporta que no se encontraron efectos viscosos apreciables para frecuencias oscilando entre 0.17 a 1.0 Hz.

Con el fin de estimar la influencia de la amplitud de deformación, también realizaron pruebas de fatiga a frecuencia constante de 0.5 Hz, con amplitudes de  $\pm 0.5$ ,  $\pm 1.0$ ,  $\pm 1.5$ ,  $\pm 2.0$  y  $\pm 2.5$  cm, efectuándose dos pruebas para cada una de las amplitudes, empleando un juego de dos soleras U en cada prueba y aplicando ciclos de deformación hasta causar la falla de una de ellas. Los resultados se presentan en la Fig. 3.18.

Otro par de elementos U se ensayaron con el propósito de obtener la evolución del lazo histerético al someterse a diferentes amplitudes de desplazamiento. Los resultados se presentan en la Fig. 3.19, de la cual no se aprecia degradación de rigidez y de resistencia del dispositivo.

Para completar la última parte del programa experimental, Aguirre fabricó un prototipo de un disipador de energía sísmica y lo ensayó como se ilustra en la Fig. 3.20. Este disipador en particular incluyó cuatro elementos óvalo y dos elementos U, siendo su capacidad máxima de carga de aproximadamente 14000 kg para un desplazamiento de  $\pm 2.5$  cm.

Las propiedades mecánicas promedio de la solera con que se fabricaron los elementos U y óvalo fueron: esfuerzo de fluencia  $\sigma_y$  igual a  $2430 \text{ kg/cm}^2$  y esfuerzo máximo  $\sigma_u$  igual a  $3930 \text{ kg/cm}^2$ .

### Modelo Carga-Desplazamiento

La línea punteada de la Fig. 3.21 representa el diagrama carga-desplazamiento obtenido experimentalmente para un par de placas U. En esta gráfica la coordenada de desplazamiento del punto M es 2.5 cm, la cual es equivalente a  $2e$ , y la coordenada de fuerza es  $2P$ , donde  $P$  es la fuerza requerida para generar articulaciones plásticas en una placa U; si se asume que el comportamiento de la placa es completamente plástico, entonces el valor de  $P$  estará dado por la siguiente relación:

$$P = \frac{M_p}{R} \quad (3.1)$$

pero,

$$M_p = \frac{\sigma b e^2}{4} \quad (3.2)$$

por lo que,

$$P = \frac{\sigma b e^2}{4R} \quad (3.3)$$

donde:

$M_p$  = Momento plástico.

$\sigma$  = Esfuerzo generado por flexión en la zona de articulación plástica.

$R$  y  $b$  = Están definidas en la Fig. 3.15.

De los resultados experimentales Aguirre y Sánchez determinaron las coordenadas del punto K. La coordenada de desplazamiento se estimó igual a 0.3 cm, la cual es equivalente a  $0.236e$ , y la coordenada correspondiente a la fuerza igual a  $P$ . De esta forma, la pendiente de las líneas O-K y O-L es  $4.237P/e$ , y la pendiente de las líneas K-M y L-N es  $0.567P/e$ .

Una buena idealización de la curva histerética punteada de la Fig. 3.21 puede ser representada por el paralelogramo M-H-N-G, especificando que el área dentro del paralelogramo sea la misma que

la contenida por la curva de la línea punteada, y también que la pendiente de las líneas M-H y N-G sea la misma que la de la línea O-K. Con base en lo anterior, las coordenadas del punto G son:  $-1.14e$  para el desplazamiento y  $1.58P$  para la fuerza. Además, que la pendiente de las líneas G-M y N-H es  $0.134P/e$ .

En lo que respecta a la fuerza  $P$ , ésta puede ser calculada aproximadamente al sustituir  $\sigma_u$  por  $\sigma$  en (3.3). Por ejemplo, considerando el conjunto de datos correspondientes a los elementos U usados en todas las pruebas antes mencionadas:  $b=3.81$  cm,  $e=1.27$  cm,  $A=10.0$  cm,  $R=4.5$  cm y  $\sigma_u=3930$  kg/cm. Sustituyendo estos valores en (3.3), se obtiene que para un par de placas U:

$$2P = 2680 \text{ kg} \quad (3.4)$$

La magnitud promedio de  $2P$  obtenida experimentalmente fue 2850 kg, la cual es 6% más grande que el valor teórico que resulta de la ec. (3.3). Esta diferencia entre los resultados experimentales y los teóricos, se considera aceptable.

Ahora bien, expresando  $R$  en términos de  $e$ , se tiene:

$$R = 3.543e \quad (3.5)$$

Sustituyendo (3.5) y  $\sigma_u$  por  $\sigma$  en (3.3), se obtiene:

$$P = 0.0705\sigma_u b e \quad (3.6)$$

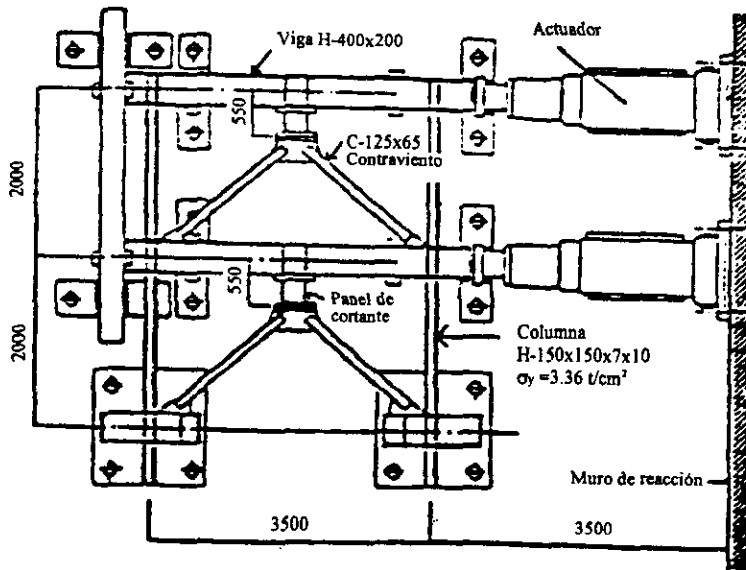
Usando esta última ecuación, las pendientes de las líneas básicas mostradas en la Fig. 3.21 pueden ser calculadas para un par de placas U o para un elemento de un solo óvalo, y éstas son:

- 1) La pendiente de las líneas O-K, O-L, M-H y N-G es  $0.298 \sigma_u b$ .
- 2) La pendiente de las líneas G-M y N-H es  $0.00943 \sigma_u b$ .
- 3) La pendiente de las líneas K-M y L-N es  $0.0400 \sigma_u b$ .

Basándose en estas pendientes, un modelo carga-desplazamiento puede ser construido como se muestra conceptualmente en la Fig. 3.21 para desplazamientos hasta de  $\pm 2e$  (2.5 cm),



considerando que cada uno de los números 1, 2, 3, etc., se refiere a dos puntos cuyas coordenadas son de igual magnitud y de signo opuesto. Así, para modelar un disipador que consista de  $n$  elementos óvalo, cada una de las pendientes dadas tendría que ser multiplicada por  $n$ , y las coordenadas de desplazamiento de los puntos K, L, M, N, G y H permanecerían intactas.



Acotaciones en mm

Fig. 3.1 Marco de prueba

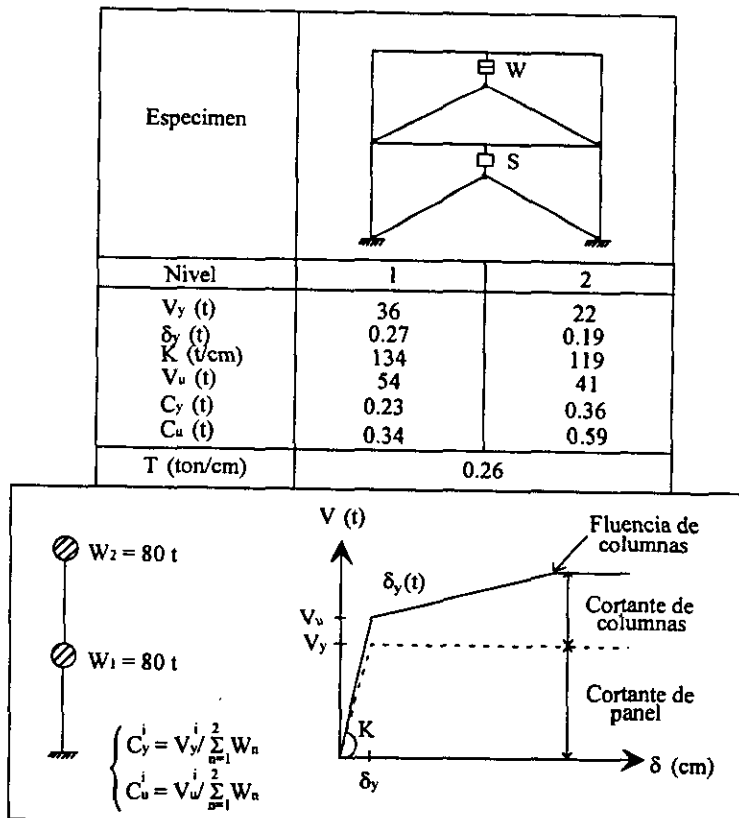
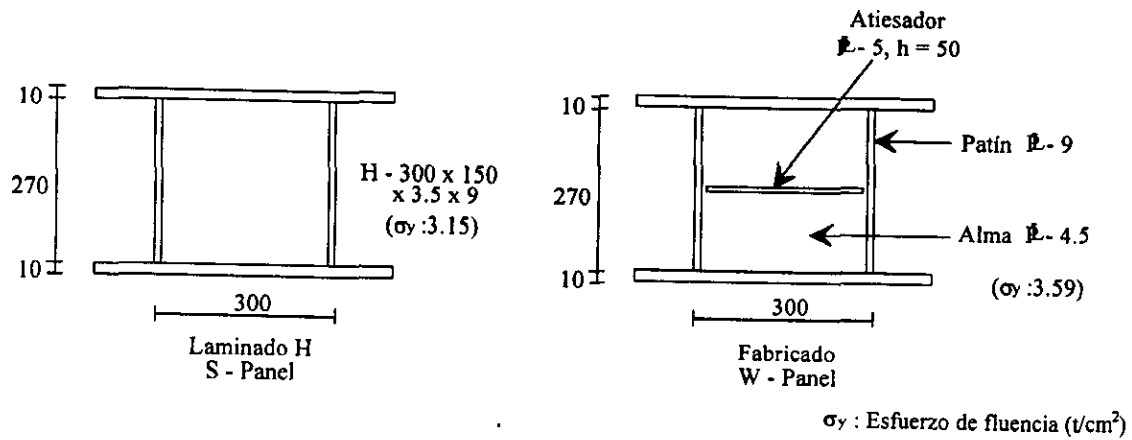
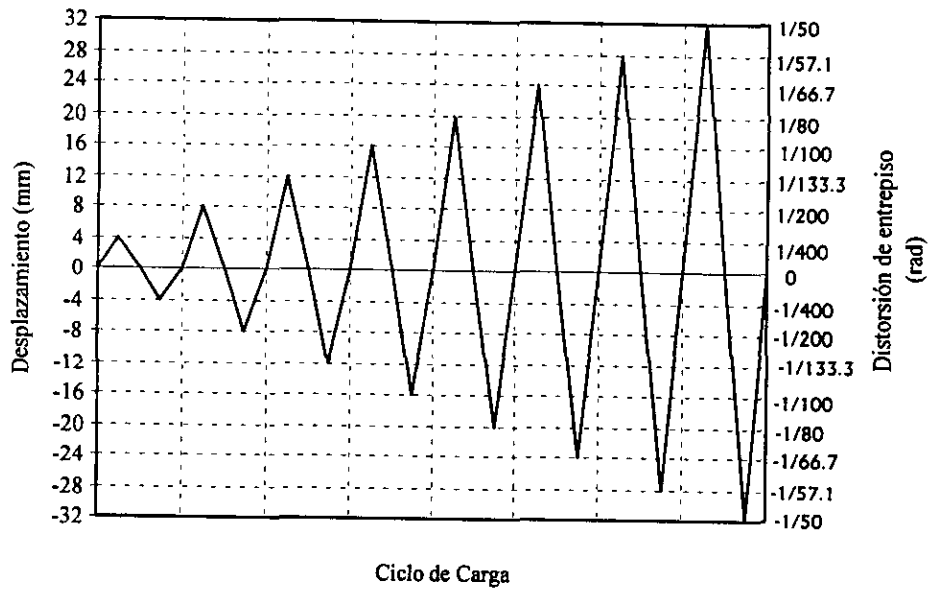


Fig. 3.2 Características del marco



**Fig. 3.3 Dimensiones de los dispositivos panel de cortante**



**Fig. 3.4 Historia de carga**

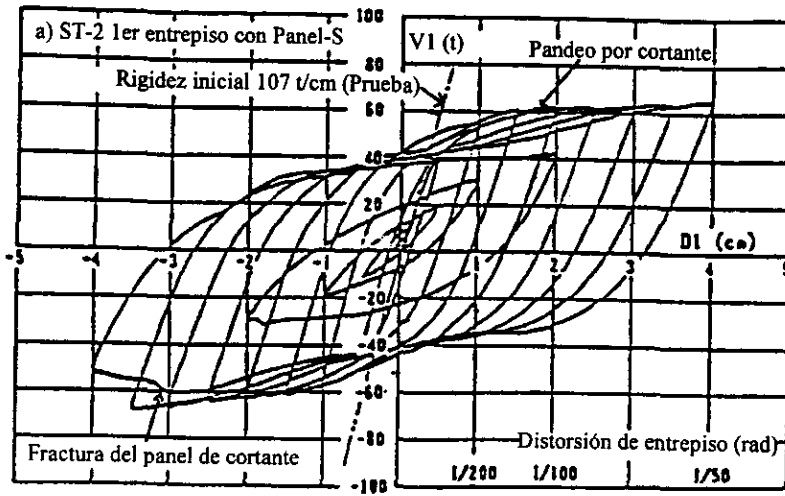


Fig. 3.5 Curva fuerza-desplazamiento del primer entrepiso con panel S

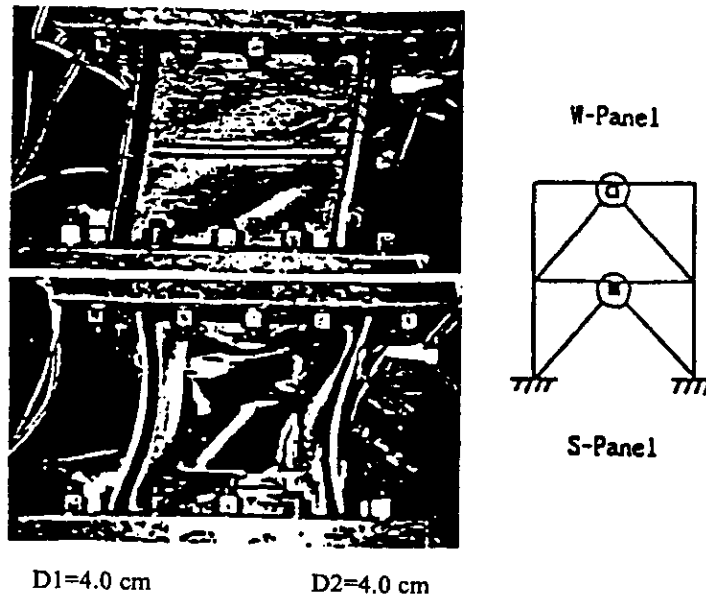


Fig. 3.6 Deformación de los dispositivos paneles de cortante

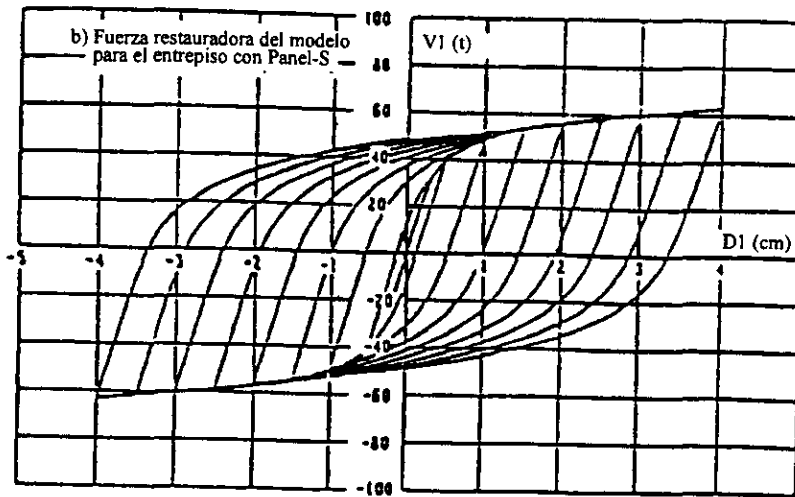


Fig. 3.7 Modelo matemático de la curva fuerza -desplazamiento del primer piso con panel S

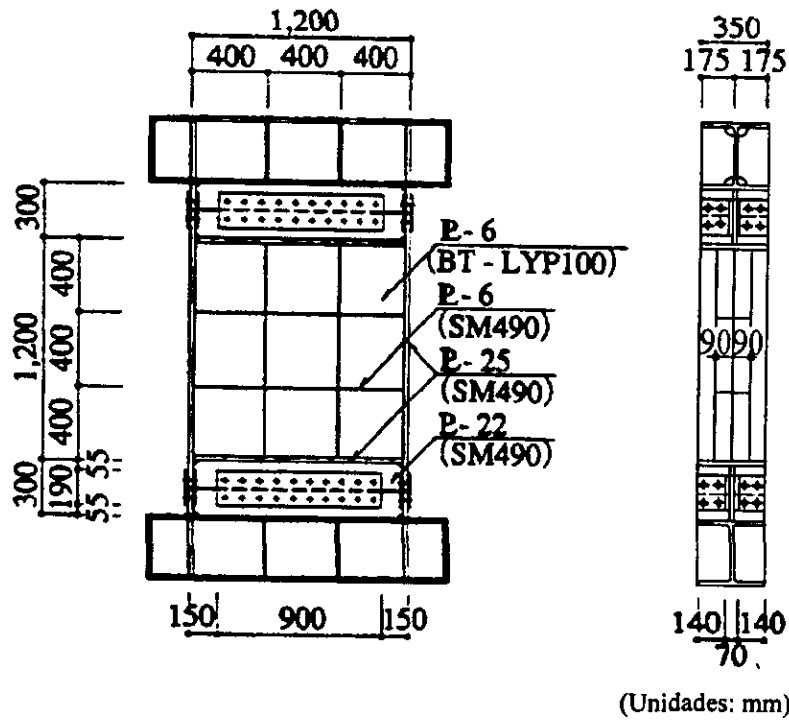



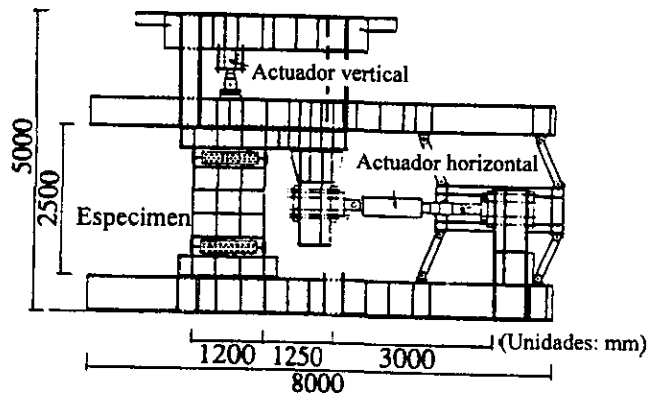


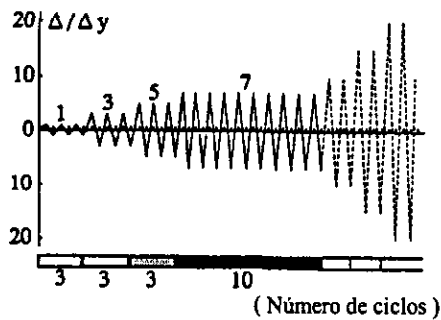
Fig. 3.8 Dimensiones estandar de los paneles de cortante probados

Tipo de especimen			
	Sin atiesadores	Atiesadores verticales	Atiesadores verticales y horizontales
Condición de carga			
Carga cíclica repetida (sin fuerza axial)	R 0 0 - L C	R V 0 - L C	R V H - L C
Carga cíclica repetida (con fuerza axial)	—	R V 0 - N C	R V H - N C
Carga monotona (sin fuerza axial)	—	—	R V H - L M

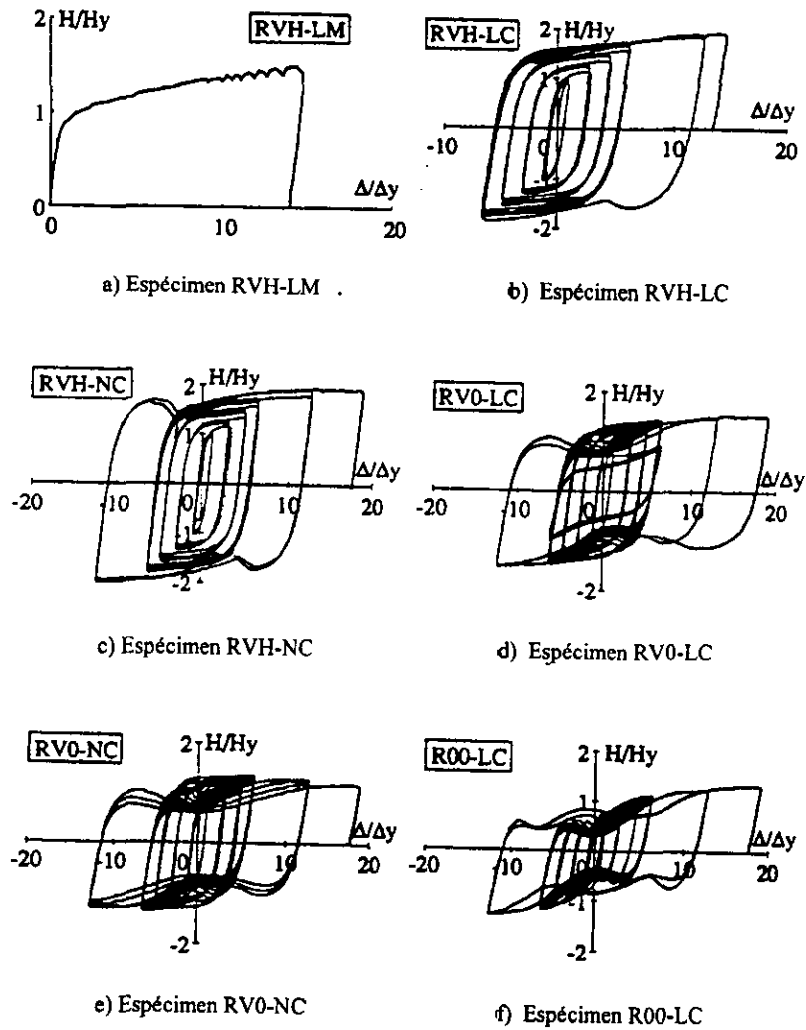
**Fig. 3.9 Tipos de paneles de cortante probados con respectivas condiciones de carga**



**Fig. 3.10 Aparato de carga usado en la prueba**



**Fig. 3.11 Historia de carga seleccionada para las pruebas cargadas cíclicamente**



**Fig. 3.12 Relaciones fuerza cortante contra desplazamiento horizontal obtenidas de las pruebas**

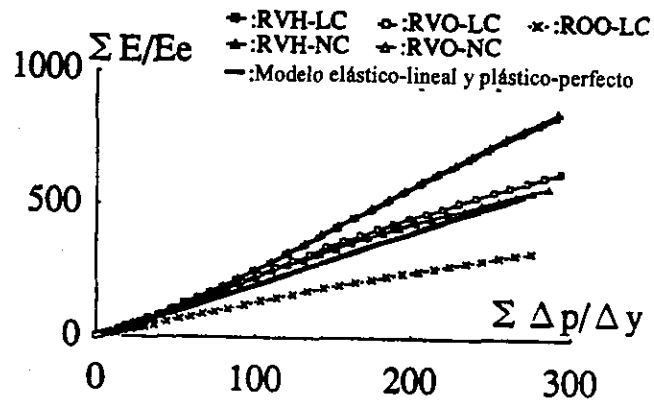


Fig. 3.13 Comportamiento de energía disipada acumulada

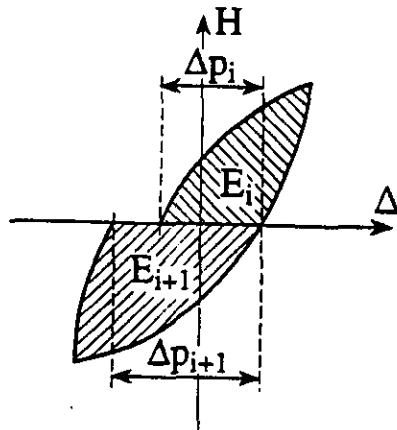
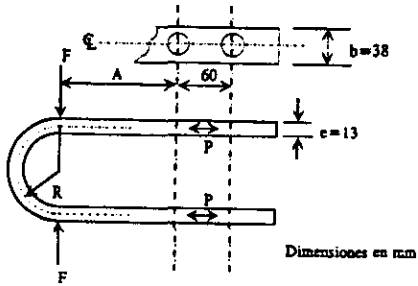
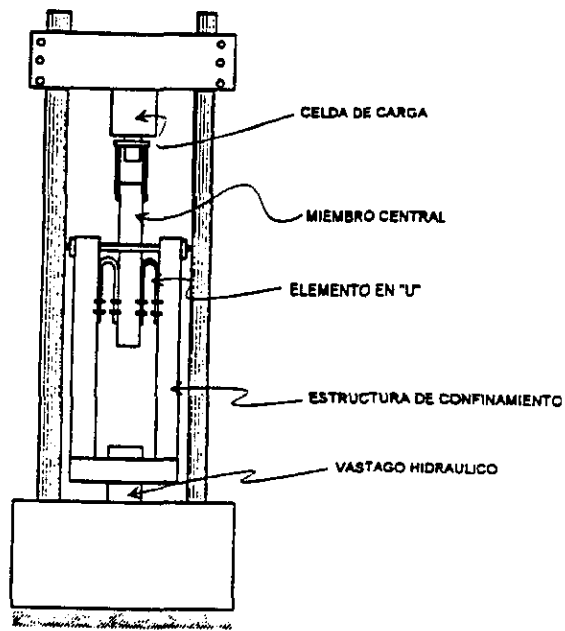


Fig. 3.14 Definiciones de energía disipada y deflexión plástica

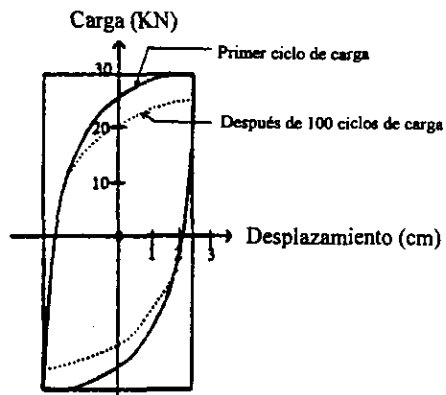




**Fig. 3.15 Geometría de una solera en forma de U**



**Fig. 3.16 Dispositivo para prueba de elementos en forma de U**



**Fig. 3.17 Curva histerética típica de un dissipador tipo U**

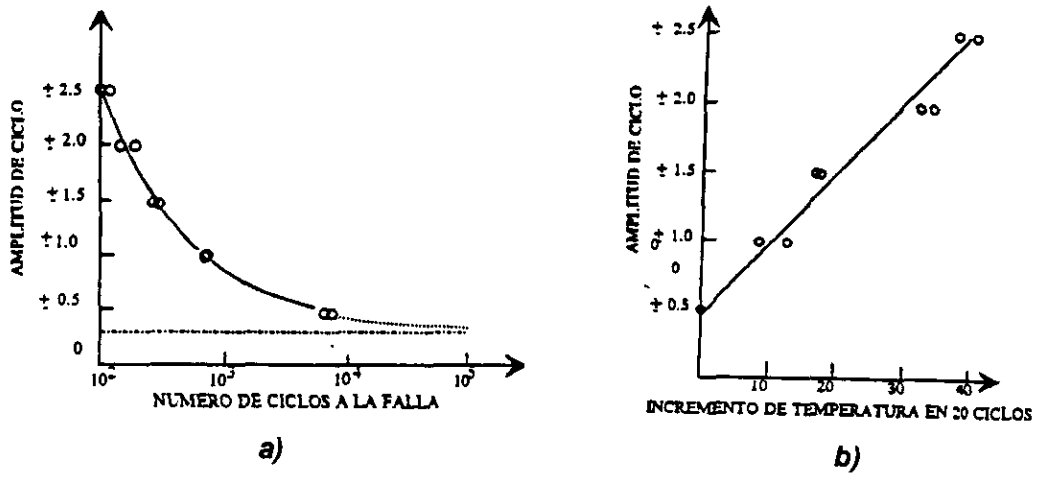


Fig. 3.18 a) Curva de falla por fatiga b) Incremento de temperatura en 20 ciclos

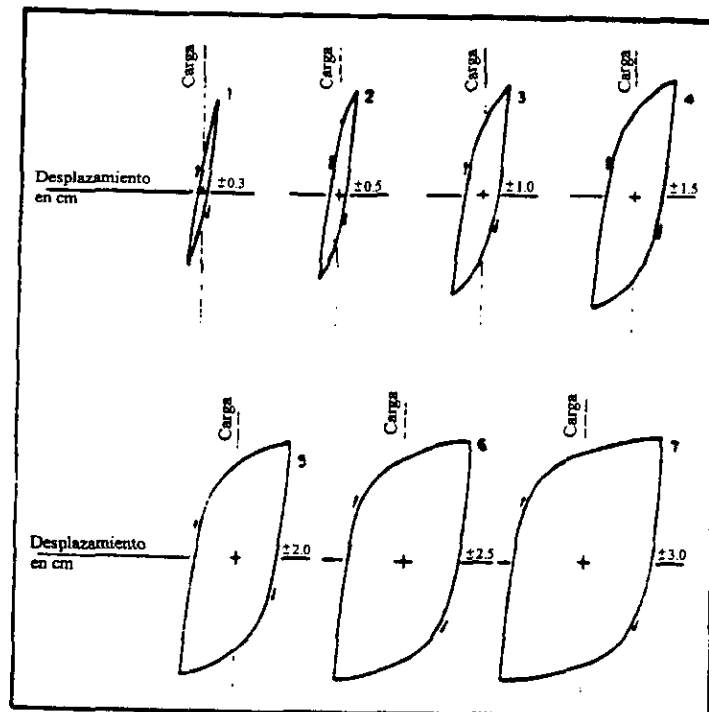
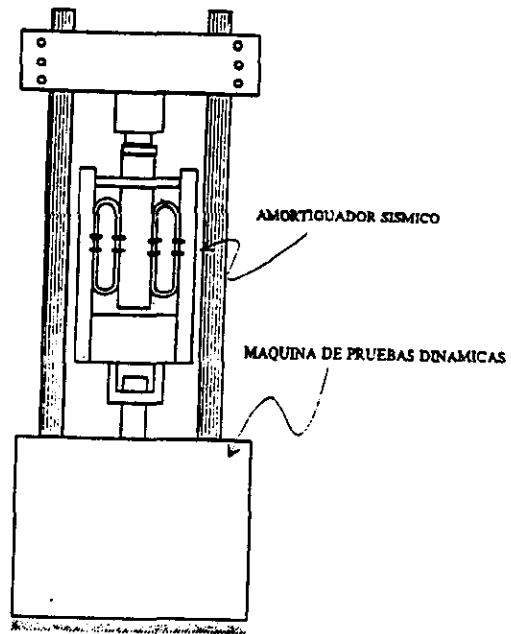
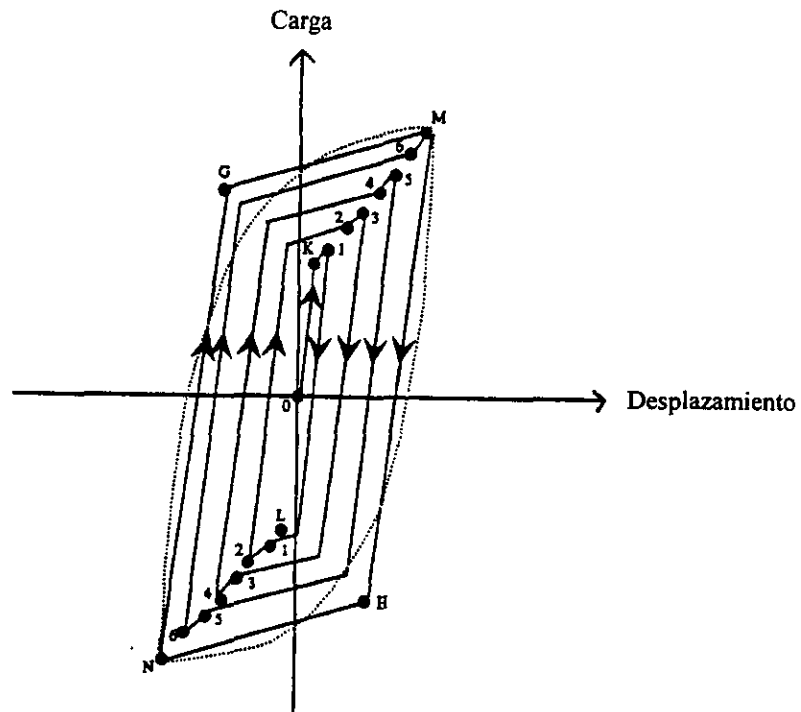


Fig. 3.19 Lazo histerético para diferentes amplitudes de deformación



**Fig. 3.20** *Dí dispositivo para prueba de elementos en forma de óvalo*



**Fig. 3.21** *Modelo histerético para dos placas en forma U*

## 4. PROGRAMA EXPERIMENTAL

El programa experimental del presente trabajo contempló el ensaye de seis dispositivos tipo panel de cortante de diferentes características geométricas y dos disipadores tipo óvalo. El modelo utilizado para realizar el ensaye de los disipadores fue un marco plano de acero de un nivel y una crujía.

El trabajo experimental se llevó a cabo en el Laboratorio de Estructuras Grandes del Centro Nacional de Prevención de Desastres (CENAPRED), como parte de un programa de investigación que el CENAPRED realiza a fin de comprender mejor el comportamiento de estructuras cuya sismorresistencia está basada primordialmente en la incorporación de dispositivos disipadores de energía.

### 4.1. DESCRIPCIÓN DEL MARCO

El modelo utilizado fue un marco plano de un nivel y una crujía (marco solo), con dimensiones de 1.8 m por 3.6 m, respectivamente, medidas a ejes de los elementos estructurales y a la base del marco. El marco se formó con perfiles I rectangulares (IR) laminados de acero A-50 ( $F_y=3515 \text{ kg/cm}^2$ ), siendo las columnas perfiles IR 254 mm por 38.5 kg/m y la viga IR 406 mm por 74.4 kg/m. Este marco había sido usado en programas de ensayos previos (López, 1996) y se montó sobre una viga de acero de gran rigidez y resistencia que hacía las veces de cimentación. La geometría y características del marco se muestran en la Fig. 4.1a. Debido a que el marco tiende a ser inestable en el sentido perpendicular a su plano, las columnas se orientaron con su mayor momento de inercia en ese sentido. Sobre las columnas se fijó la viga cabezal, orientada con su mayor momento de inercia en el plano del marco. La viga de cimentación se apoyó sobre placas de acero de gran espesor, las cuales se fijaron a la losa de reacción mediante barras de acero de alta resistencia de 38 mm (1½ pulg) de diámetro, postensadas a 40 t, para transmitir por fricción a la losa de reacción las fuerzas laterales que se aplican al marco. Todas las conexiones fueron

atornilladas utilizando para ello tornillos de alta resistencia. Las dimensiones de las columnas y de la viga del marco se presentan en las Figs. 4.2a y 4.2b, respectivamente, mientras que las características de la viga de cimentación se muestran en la Fig. 4.2c.

Para efectuar el ensaye del marco incluyendo el refuerzo de cada uno de los disipadores, éstos se instalaron en la parte inferior del claro medio de la viga por medio de un sistema de contraventeo tipo "Chevron" (en forma de V invertida) (Fig. 4.1b), que se fijó atornillado a la viga de cimentación. Cada elemento del contraventeo se formó con dos perfiles laminados de sección canal (espalda con espalda) CE 102 mm por 8.04 kg/m. Los disipadores se fijaron tanto a la viga del marco como a los contravientos mediante tornillos de alta resistencia, con el objeto de que una vez ensayado y dañado un dispositivo, éste se pudiera desmontar con facilidad y posteriormente colocar el siguiente modelo de prueba de dispositivo disipador. Las dimensiones del sistema de contraventeo se muestran en la Fig. 4.2d.

## 4.2. DESCRIPCIÓN DE LOS DISIPADORES

### 4.2.1. Disipadores tipo panel de cortante

Los disipadores tipo panel de cortante que se utilizaron fueron de sección transversal I, formados a base de placas soldadas de acero A-36 ( $F_y=2530 \text{ kg/cm}^2$ ), fabricados en un taller comercial dedicado a la fabricación y montaje de estructuras de acero. La unión entre las placas se efectuó con soldadura de filete. Las principales variables que se contemplan en estos dispositivos son: el espesor de los patines, la relación de aspecto y de esbeltez del alma, y la colocación de atiesadores transversales o longitudinales en la placa del alma. Las características geométricas de los seis disipadores propuestos se muestran en la Fig. 4.3. Todos los disipadores tenían una longitud (definida en la Fig. 1.8) de 30 cm y ancho de patines de 15 cm. Por facilidad nemotécnica los disipadores fueron denominados utilizando la siguiente nomenclatura:

DPCaa-XX

donde:

DPC = Disipador panel de cortante

aa = Valor numérico del peralte total en cm (definido en la Fig. 1.8)

XX = Uno o dos símbolos para diferenciar las características de los disipadores:

- B = Disipador de geometría base
- 2W = Espesor del alma del doble con respecto al disipador base
- 2F = Espesor de los patines del doble con respecto al disipador base
- AT = Atiesador transversal
- AL = Atiesador longitudinal

#### **4.2.2. Disipador tipo óvalo**

Los dos disipadores tipo óvalo (DO) que se utilizaron se fabricaron en el Instituto de Ingeniería de la UNAM y tuvieron las características del dispositivo propuesto por Aguirre (1990) y (1993), el cual debería ser capaz de sustentar cargas tope de 35 toneladas y desplazamientos máximos de 5 cm de acuerdo con los requerimientos del CENAPRED, así como ser susceptible de montarse atornilladamente en el marco de la Fig. 4.1 en el mismo espacio que se coloca el dispositivo panel de cortante. Cada dispositivo se fabricó con un conjunto de 10 elementos óvalo de solera de acero al bajo carbono SAE 1013, unidos por un lado a una placa central y por el otro a una estructura confinante. La Fig. 4.4a muestra una vista general de los dispositivos óvalo utilizados, en tanto que la Fig. 4.4b presenta la geometría y características de uno de ellos. La única diferencia entre ambos dispositivos radica en que la estructura confinante en uno de ellos se formó con base en perfiles canal de 305 mm x 30.80 kg/m y otros componentes, mientras que en el otro se formó únicamente con placas de acero de 6.4 mm de espesor.

La ejecución de los ensayos se realizó en el siguiente orden:

- 1) Marco solo
- 2) Marco con DPC30-B
- 3) Marco con DO-I
- 4) Marco con DPC23-B
- 5) Marco con DPC23-AT
- 6) Marco con DPC30-AL
- 7) Marco con DPC30-2F
- 8) Marco con DPC30-AT
- 9) Marco con DO-II

### 4.3. INSTRUMENTACIÓN

Para la instrumentación del modelo de prueba, junto con los diferentes disipadores, se utilizaron los siguientes tipos de transductores eléctricos:

- Transductores de deformación (deformímetros tipo adhesivo)
- Transductores de desplazamiento (micrómetros de 50 mm y LVDT de 100 mm)
- Transductores de carga (celda de carga alojada en el interior del actuador)

La localización de los transductores empleados para la instrumentación de marco solo y del marco con los disipadores se muestra en la Fig. 4.5. Sin embargo, durante la ejecución del ensayo del marco con DO-I se observó que un alambre que hacía las veces de tirante, sujetado por un lado al extremo derecho de la viga de cimentación y por el otro a un punto independiente del marco de prueba, se tensaba cuando el actuador empujaba y se aflojaba cuando éste jalaba, lo que podría deberse a un deslizamiento de la viga de cimentación o a una deflexión en el extremo derecho de la misma, aspecto que *podría afectar el sistema de medición. Por tal motivo, se decidió anclar el extremo derecho de la trabe de cimentación, además de modificar la localización del transductor 11 y adicionar el transductor 36, tal como se muestra en la Fig. 4.6. De esta forma, la disposición modificada de la instrumentación tuvo como propósito obtener información de los siguientes parámetros:*

- Desplazamiento y carga aplicados por el actuador al sistema estructural global (canales 1, 2 y 3)
- Desplazamiento de todo el modelo de prueba respecto a la losa de reacción (canal 11)
- *Deslizamiento relativo de la viga de cimentación respecto a las placas de anclaje (canal 36)*
- Desplazamiento relativo del dispositivo disipador únicamente. (canales 1, 12, 13)
- Posible deformación o rotación por flexión del dispositivo disipador (canales 14 y 15)
- Estado de esfuerzos en columnas y contravientos (canales 16 a 35)

Finalmente, la Tabla 4.1 presenta un resumen de los transductores utilizados en la instrumentación modificada del modelo de prueba.

**Tabla 4.1. Instrumentación de los modelos**

Canal	Observación
1	Transductor de desplazamiento interno del actuador
2,3	Celda de carga interna del actuador
4 a 9	No se utilizaron (fueron puenteados)
10 a 15, y 36	Transductor de desplazamiento
16 a 35	Deformímetros (tipo adhesivo)

#### **4.4. APARATO DE CARGA**

La aplicación de carga lateral, como se muestra en la Fig. 4.5, se efectuó con un actuador hidráulico MTS de doble acción, capaz de aplicar fuerzas de compresión y tensión de hasta 50 t, y desplazamientos de  $\pm 15$  cm. El actuador fue fijado por un lado al muro de reacción a través de una placa de acero previamente anclada mediante barras de acero de alta resistencia de 38 mm ( $1\frac{1}{2}$  pulg) de diámetro postensadas; y por el otro lado, se conectó a uno de los extremos de la viga del marco por medio de tornillos Allen propios del actuador.

El marco se alineó a un eje de referencia definido por el eje central del actuador para evitar que se presentaran efectos torsionantes, aceptando un desfase máximo de 3 mm con respecto a la columna más alejada al muro de reacción.

#### **4.5. HISTORIA DE CARGA**

Los ensayos fueron realizados mediante la aplicación cuasi-estática de carga lateral cíclica alternada controlada por desplazamientos. Un semiciclo es positivo cuando el actuador empuja y negativo cuando jala. La Fig. 4.7 muestra la historia de carga y la Tabla 4.2 presenta las distorsiones angulares y desplazamientos correspondientes a cada ciclo. En esta tabla se define a la distorsión de entrepiso del marco,  $R_M$ , como el cociente del desplazamiento horizontal medido en la trabe entre la altura libre del entrepiso (altura libre de columnas). Además, se define a la distorsión del disipador,  $R_D$ , como el cociente del desplazamiento horizontal medido en la placa de



base superior (canal 10) entre la longitud libre del dissipador (distancia libre entre placas de base), esto suponiendo un comportamiento elástico de gran rigidez del sistema de contraventeo.

De la Fig. 4.7 se observa que el desplazamiento se incrementa gradualmente hasta  $\pm 30$  mm en el ciclo 18; en los ciclos 19 y 20 la amplitud decrece a  $\pm 15$  mm con la finalidad de tomar en cuenta de alguna forma que los desplazamientos impuestos por un sismo son de carácter aleatorio, y de esta manera analizar el comportamiento del sistema a menores desplazamientos después de haber sido sometido a desplazamientos mayores, es por ello que se repitieron estos ciclos a 15 mm de amplitud. En los ciclos posteriores el desplazamiento vuelve a incrementarse gradualmente hasta alcanzar  $\pm 45$  mm en el ciclo 26. Para cada desplazamiento de  $\pm 1.9$  mm y 3.8 mm se aplican dos ciclos para obtener el comportamiento en el rango elástico del modelo; para cada desplazamiento de  $\pm 7.5$ ,  $\pm 15$  y  $\pm 20$  mm (ciclos 5 a 8, 9 a 12 y 13 a 16, respectivamente) se aplican cuatro ciclos con el objeto de observar la estabilidad de los lazos de histéresis, ya que se considera que a estos niveles de deformación el modelo incursiona en el rango de comportamiento inelástico. El desplazamiento  $\pm 30$  mm se puede considerar excesivo desde el punto de vista reglamentario o de estados límite, sin embargo, permite estudiar el comportamiento de los dispositivos ante niveles grandes de deformación, que pudieran presentarse ante la incidencia de un evento extraordinario.

Para facilitar la comparación de las respuestas de los modelos y la interpretación de resultados, se aplicó la misma historia de carga a todos los ensayos.

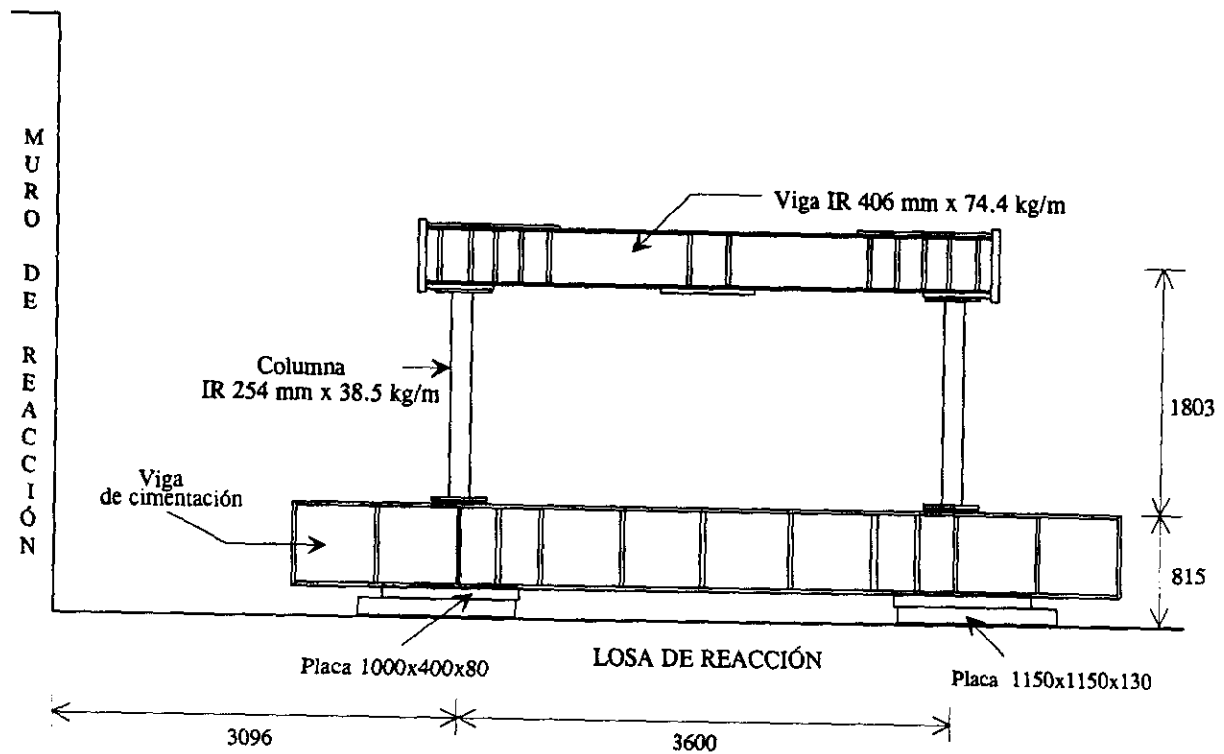
**Tabla 4.2. Historia de carga**

No. de ciclo	Desplazamiento (mm)	Distorsión del marco, $R_M$	Distorsión del dissipador, $R_D$
1, 2	$\pm 1.9$	$\pm 1/800$ (0.00125)	0.0063
3, 4	$\pm 3.8$	$\pm 1/400$ (0.0025)	0.0127
5, 6, 7, 8	$\pm 7.5$	$\pm 1/200$ (0.005)	0.025
9, 10, 11, 12	$\pm 15.0$	$\pm 1/100$ (0.01)	0.05
13, 14, 15, 16	$\pm 20.0$	$\pm 1/75$ (0.0133)	0.0667
17, 18	$\pm 30.0$	$\pm 1/50$ (0.02)	0.10
19, 20	$\pm 15.0$	$\pm 1/100$ (0.01)	0.05
21, 22	$\pm 20.0$	$\pm 1/75$ (0.0133)	0.0667
23, 24	$\pm 30.0$	$\pm 1/50$ (0.02)	0.10
25, 26	$\pm 45.0$	$\pm 1/33$ (0.0303)	0.15

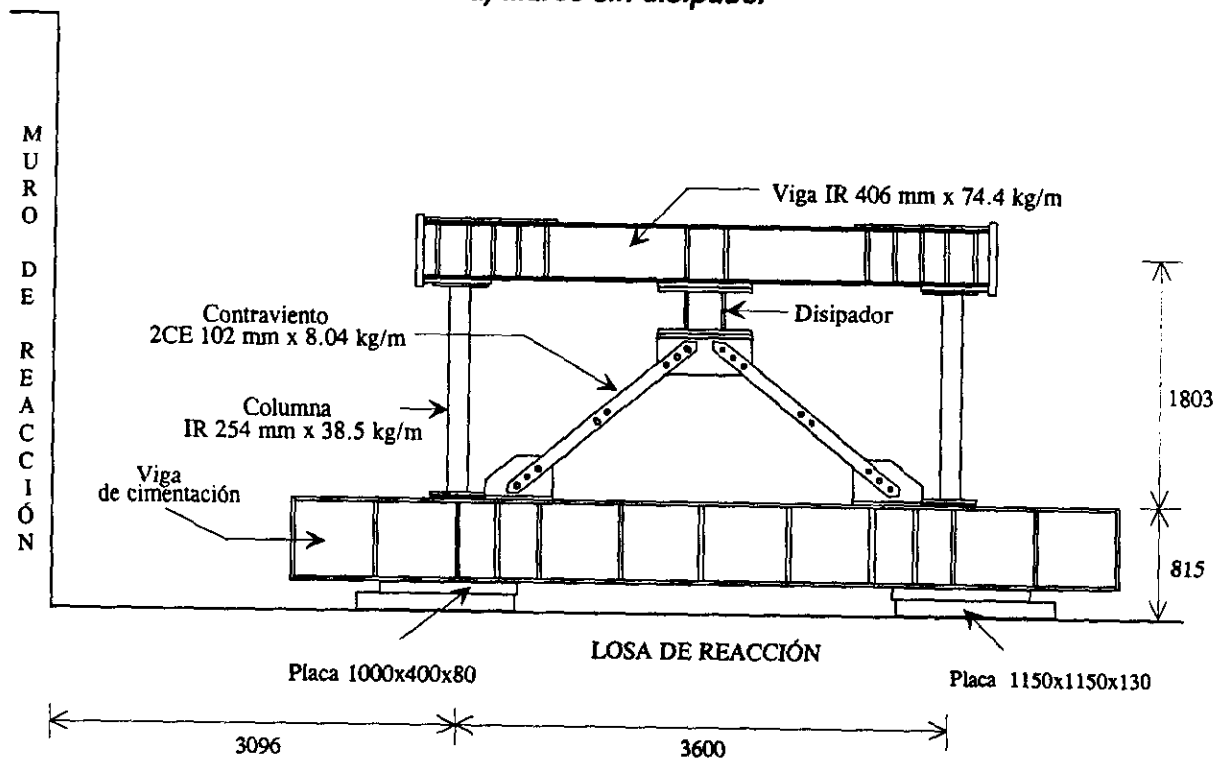
#### **4.6. ADQUISICIÓN DE DATOS**

Para realizar las pruebas se utilizó el programa STEX (Structural Testing Experimental) instalado en una computadora digital VAX. Este programa envía las señales de desplazamiento al actuador por medio de un panel de control MTS-458.10, lee la información de los canales y almacena los resultados en archivos de disco de la computadora digital.

Para la adquisición de información de los canales se utilizó un equipo de Caja Automática de Interruptores, en el cual se conectan los instrumentos en su respectivo canal, y éstos son programados mediante un generador multicanal de funciones TDS-301. En este generador se puede programar cada instrumento o canal de medición, introduciendo la escala correspondiente de medición (volts, micras, milímetros, etc.); sin embargo, para estas pruebas se almacenó la información en unidades de voltaje, para luego ser transformada a las unidades correspondientes de medición. La Fig. 4.8 muestra el equipo utilizado para la realización de las pruebas.



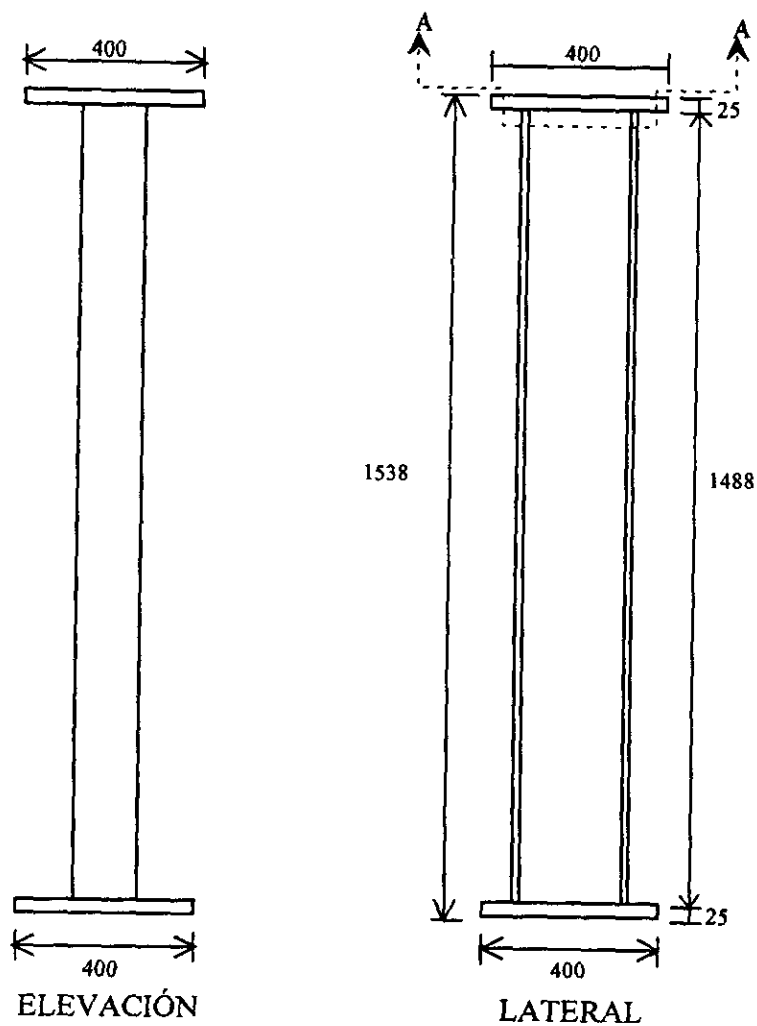
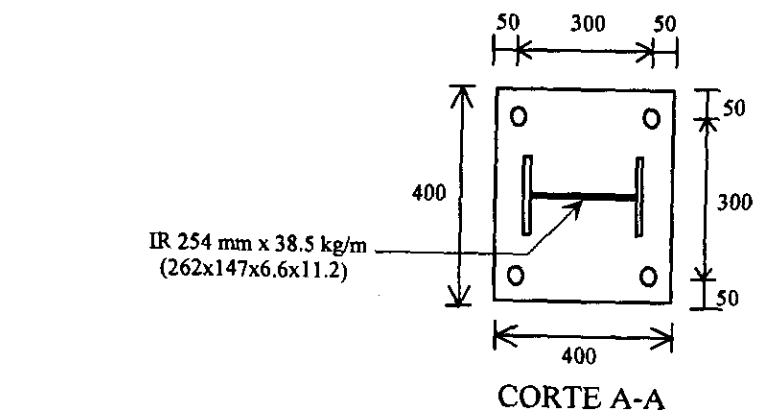
**a) Marco sin dissipador**



**b) Marco con dissipador**

Acotaciones en mm

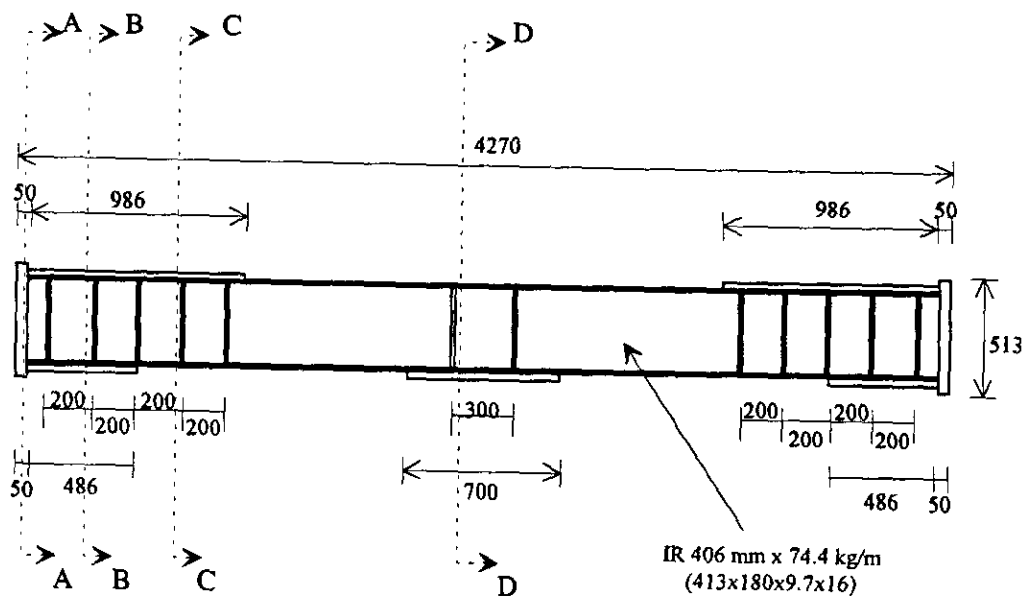
**Fig. 4.1 Representación esquemática del marco**



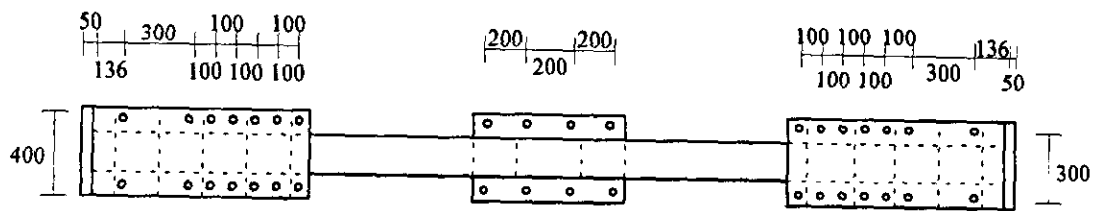
Acotaciones en mm

a) Dimensiones de columnas

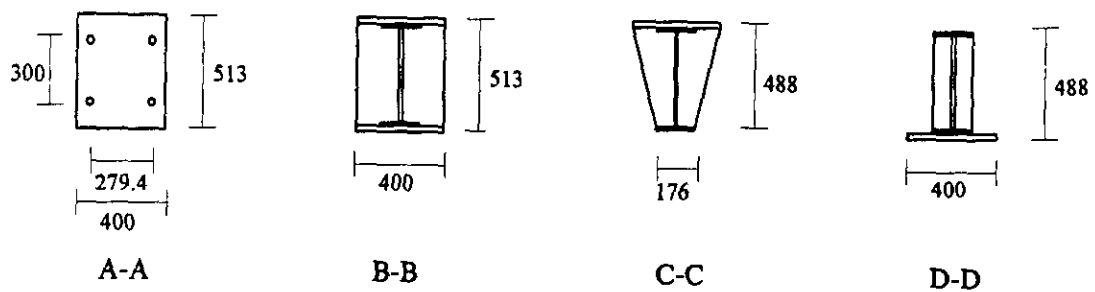
Fig. 4.2 Dimensiones de los elementos del marco



ELEVACIÓN



PLANTA

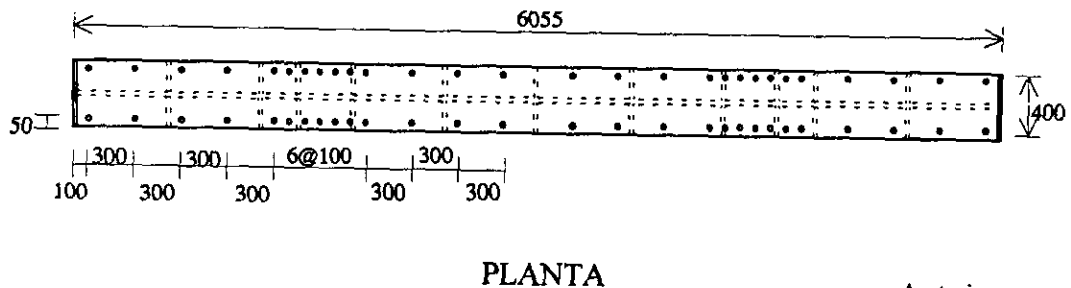
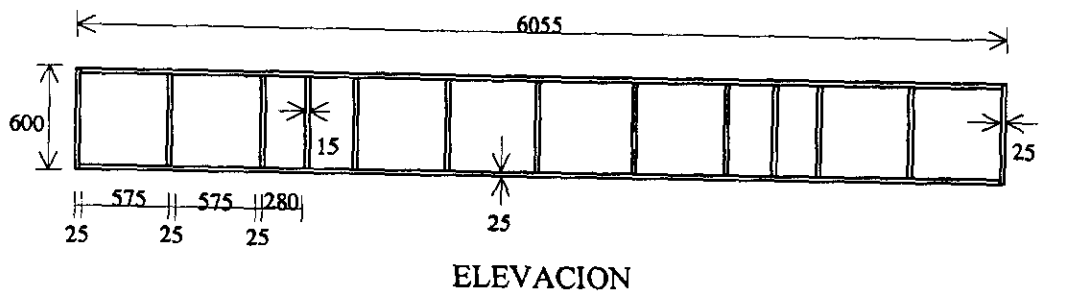


CORTES

Acotaciones en mm

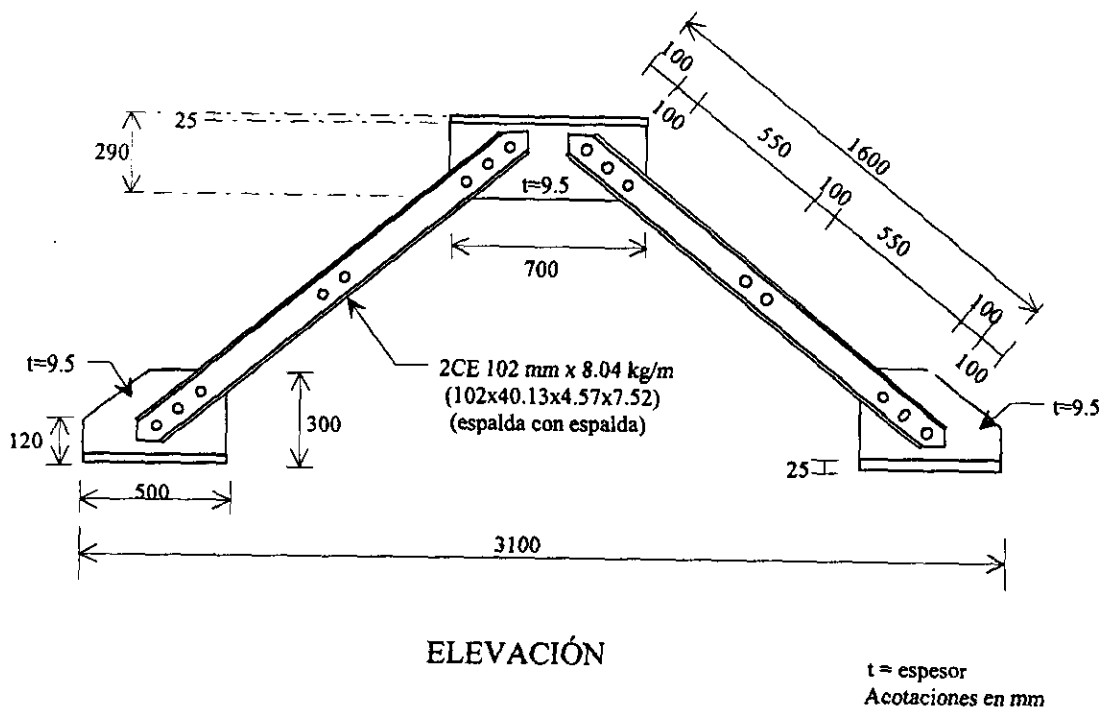
b) Dimensiones de viga

Fig. 4.2 Dimensiones de los elementos del marco (continuación)



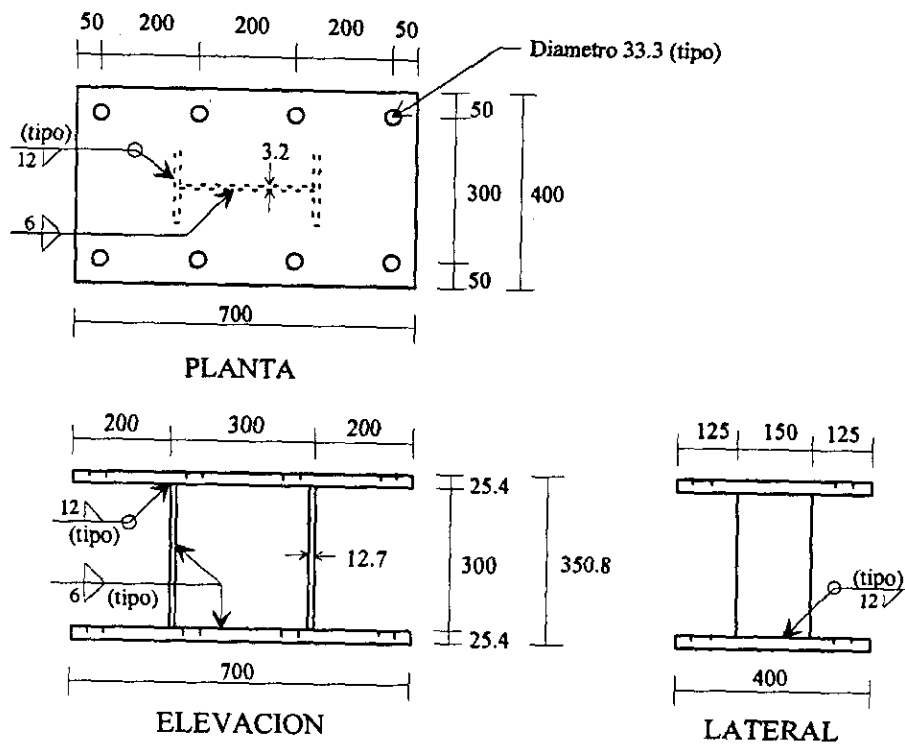
Acotaciones en mm

**c) Dimensiones de viga de cimentación**

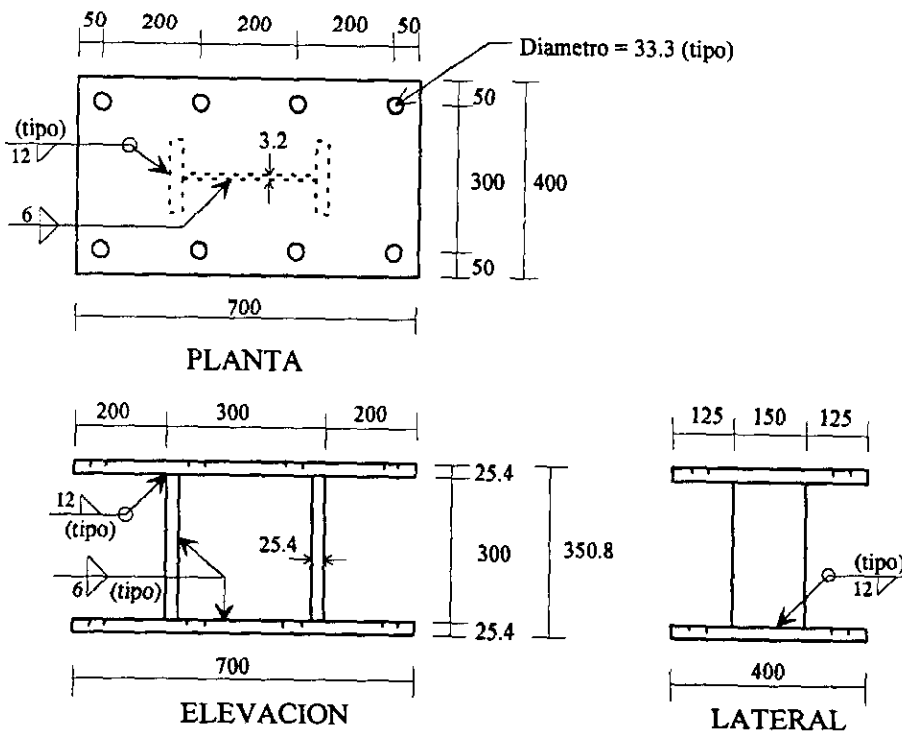


**d) Dimensiones del sistema de contraventeo**

**Fig. 4.2 Dimensiones del sistema de contraventeo (continuación)**



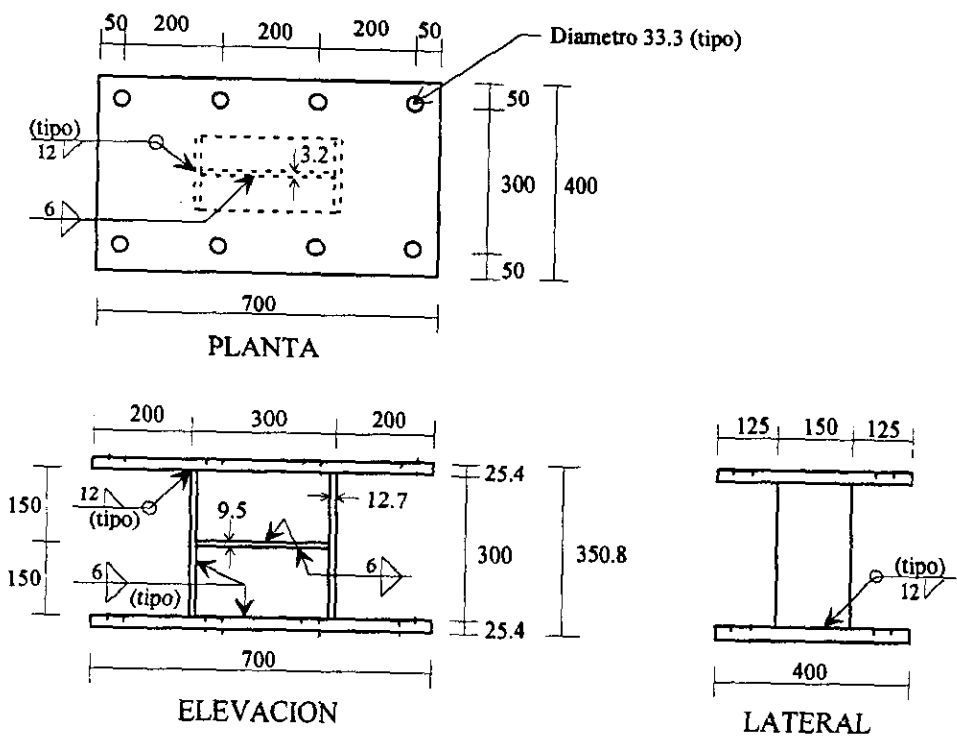
a) Disipador DPC30-B



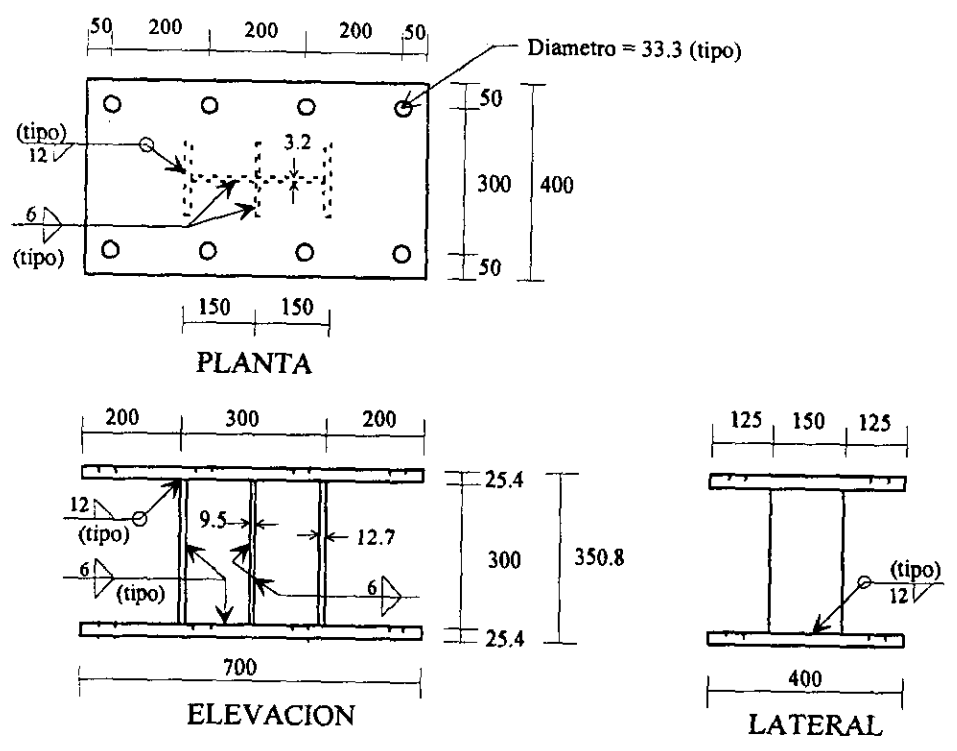
b) Disipador DPC30-2F

Acotaciones en mm

Fig. 4.3 Dimensiones de los disipadores tipo panel de cortante (continuación)



**c) Disipador DPC30-AT**

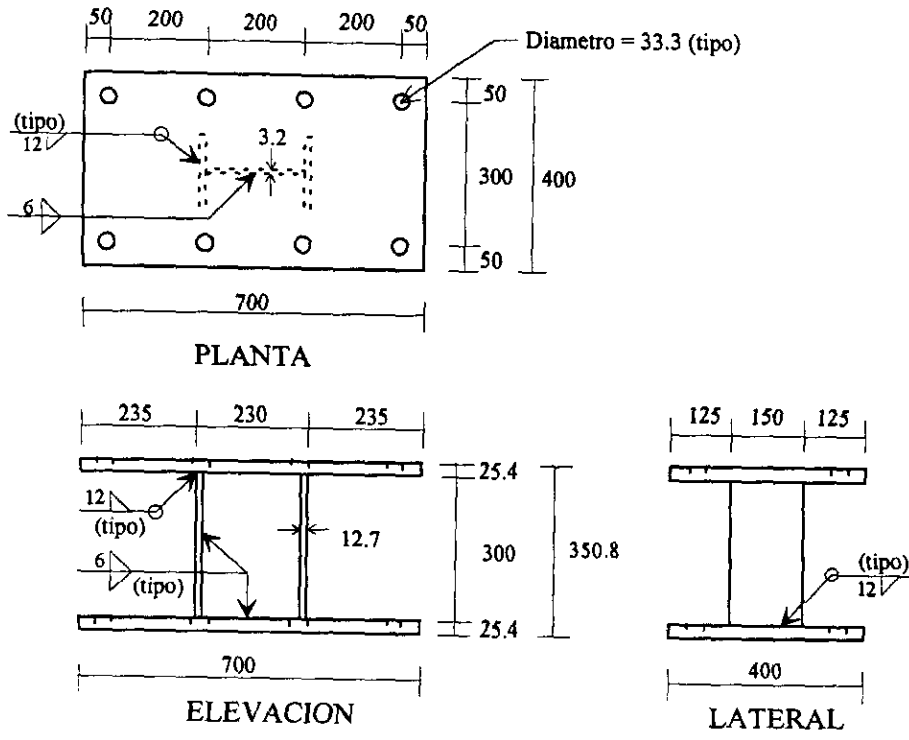


**d) Disipador DPC30-AL**

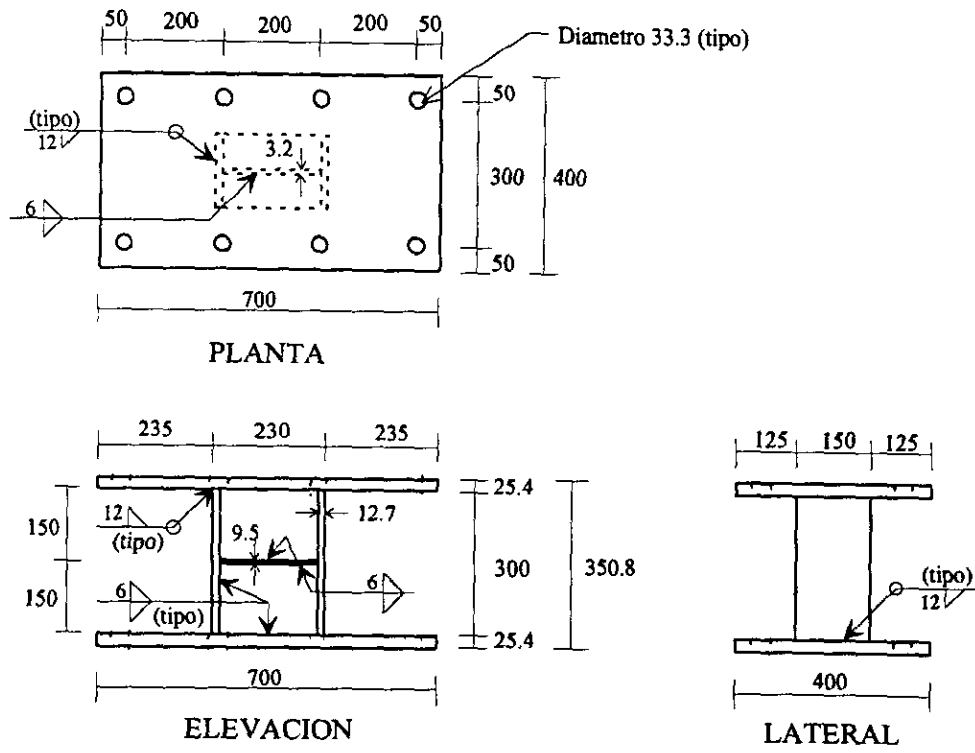
Acotaciones en mm

**Fig. 4.3 Dimensiones de los disipadores tipo panel de cortante (continuación)**





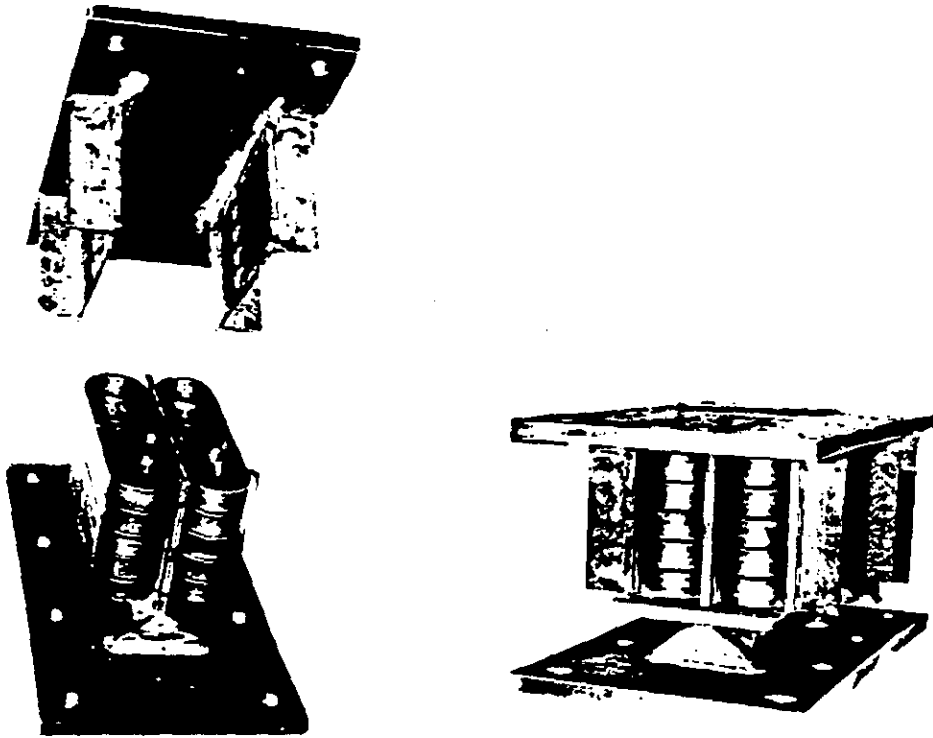
e) Disipador DPC23-B



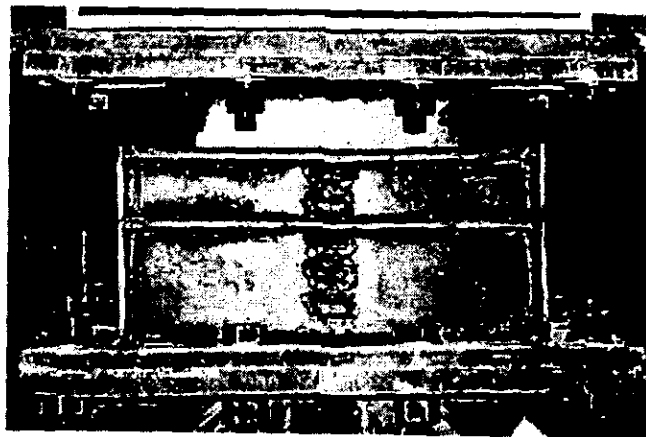
f) Disipador DPC23-AT

Acotaciones en mm

Fig. 4.3 Dimensiones de los disipadores tipo panel de cortante (continuación)

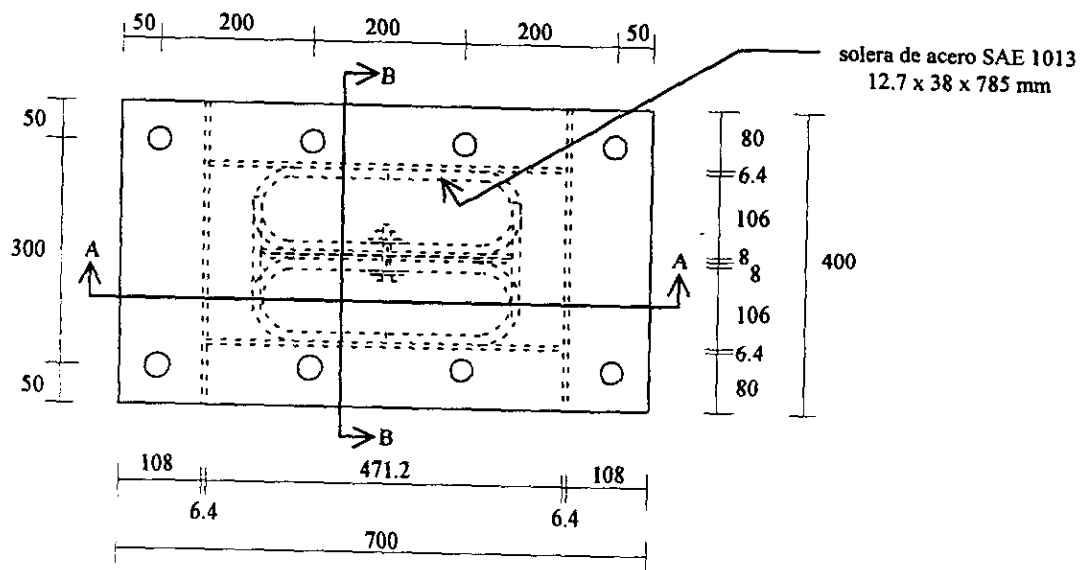


Disipador óvalo DO-I

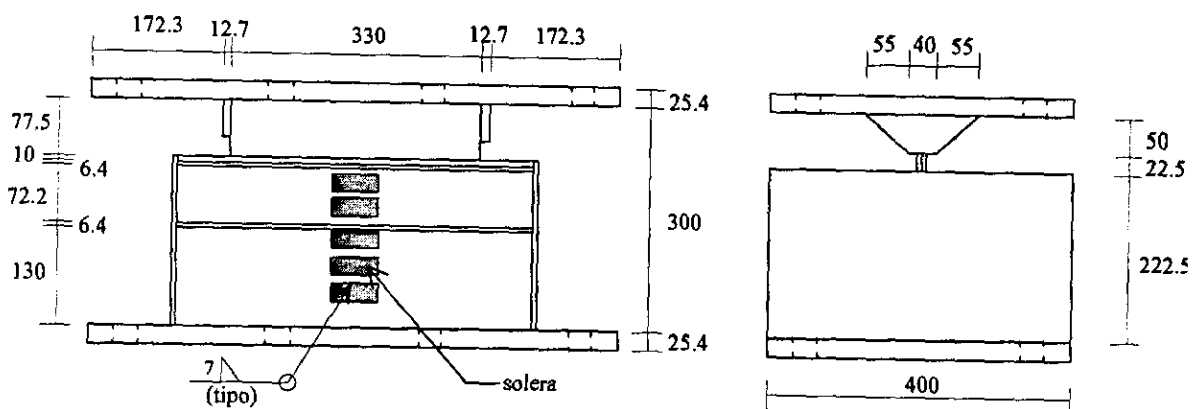


Disipador óvalo DO-II

*Fig. 4.4a Vista general de los disipadores tipo óvalo*

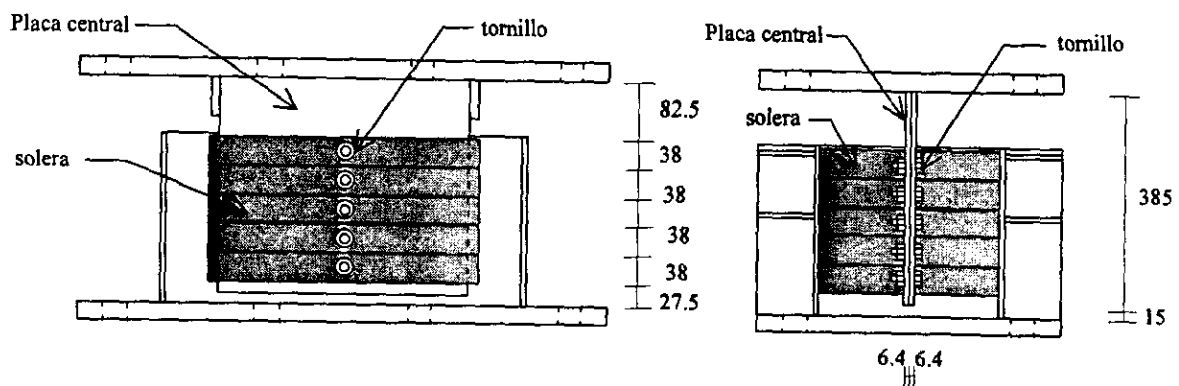


PLANTA



ELEVACIÓN

LATERAL

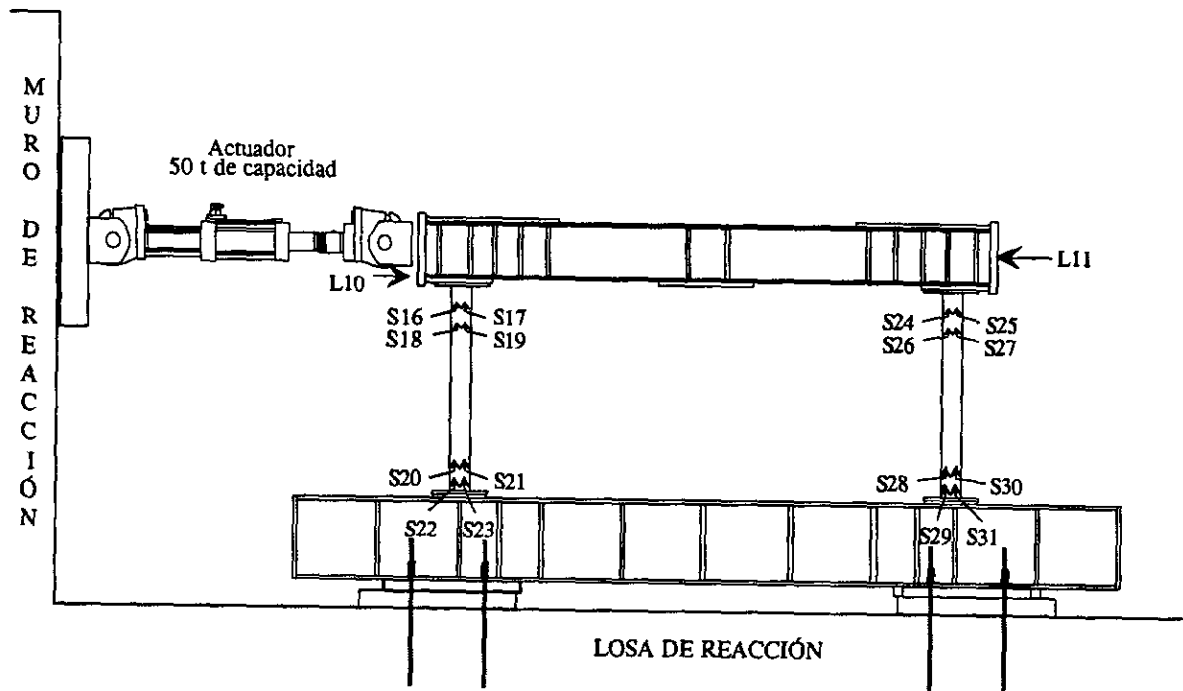


CORTE A-A

CORTE B-B

Acotaciones en mm

Fig. 4.4b Dimensiones del dissipador DO-II



a) Marco sin dissipador

NOMENCLATURA:

S = Deformímetro

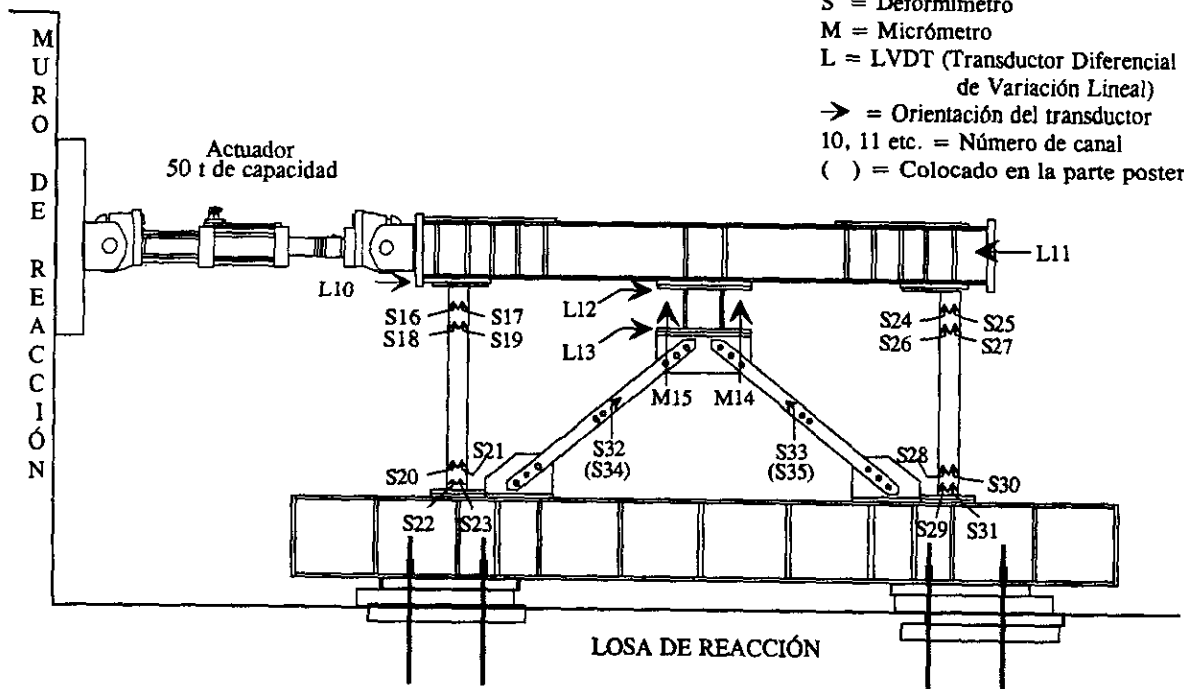
M = Micrómetro

L = LVDT (Transductor Diferencial de Variación Lineal)

→ = Orientación del transductor

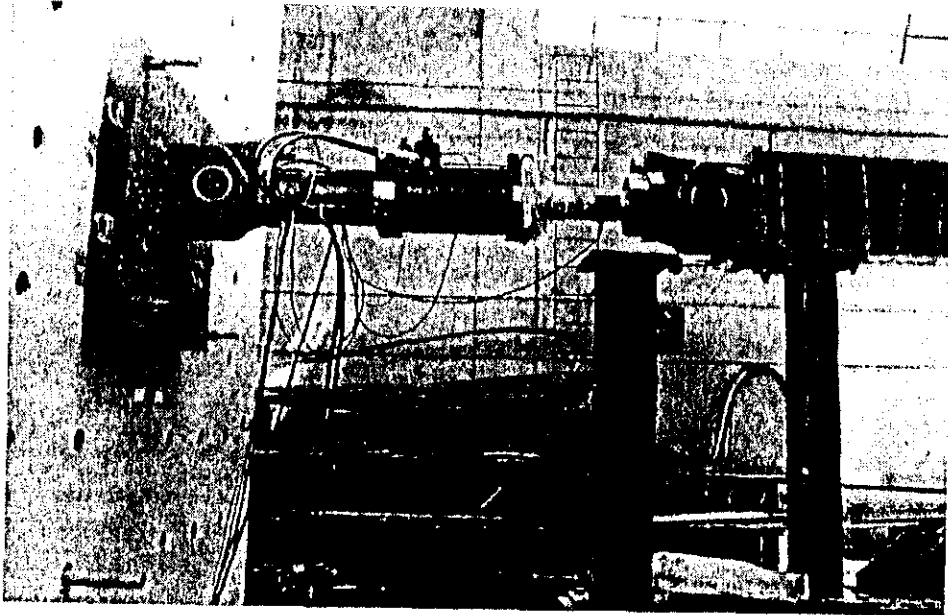
10, 11 etc. = Número de canal

( ) = Colocado en la parte posterior

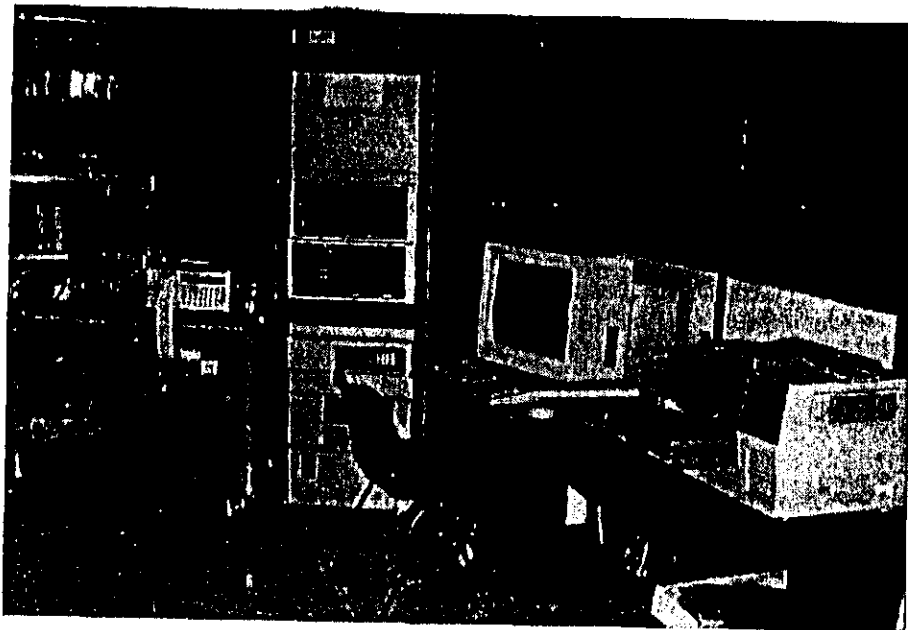


b) Marco con dissipador

Fig. 4.5 Instrumentación Inicial del Modelo de Prueba



*a) Actuador de carga*



*b) De izquierda a derecha: TDS-301, MTS-458.10 y computadora VAX*

*Fig. 4.8 Equipo utilizado para realizar las pruebas*

## 5. TRATAMIENTO ANALÍTICO DEL PANEL SUJETO A CORTANTE

Este capítulo está enfocado a comprender el comportamiento de los dispositivos disipadores tipo panel de cortante a partir del estudio de las teorías que explican el comportamiento de las trabes armadas sujetas a fuerza cortante. Sin embargo, es importante tener presente que las expresiones que definen el comportamiento de este tipo de trabes no son aplicables directamente a los disipadores panel de cortante, además de que estas teorías corresponden al caso en que la carga se aplica en forma monótona creciente.

### 5.1. DISIPADOR PANEL DE CORTANTE

Los disipadores tipo panel de cortante son elementos de poca longitud sometidos a carga transversal, formando una especie de "columna corta", donde el elemento mecánico que predomina en su comportamiento es la fuerza cortante.

En perfiles de sección H, con la orientación del perfil tal que la placa del alma coincida con la dirección de aplicación de la carga, el alma es el elemento que prácticamente resiste la fuerza cortante. Ante esta condición de solicitaciones, el alma puede alcanzar un estado de equilibrio inestable y pandearse. Por lo tanto, debe estudiarse la estabilidad de dicha placa con el objeto de calcular la carga que ocasiona su pandeo, ya que una vez que se presenta este fenómeno comienza la disminución en la capacidad de disipación de energía de este dispositivo.

#### 5.1.1 Resistencia al pandeo

La condición de carga en este tipo de dispositivo es la indicada en la Fig. 5.1a, en la que se muestra un tablero o panel rectangular constituido por la placa del alma, de espesor  $t_w$ , cuya geometría estará delimitada por la distancia entre atiesadores y la distancia libre entre placas longitudinales de apoyo (entre patines, patín y atiesador longitudinal, o entre atiesadores longitudinales), sometido a esfuerzo cortante uniforme en sus cuatro bordes. (En la Fig. 5.1a se muestra una condición de carga idealizada, ya que los esfuerzos cortantes reales nunca están distribuidos uniformemente en los

bordes; sin embargo, tal simplificación es necesaria, pues de lo contrario la solución matemática sería muy compleja). En un elemento sometido a esfuerzo cortante puro, los esfuerzos principales (esfuerzos normales) tienen una inclinación de  $45^\circ$  (Figs. 5.1b y 5.1c). Por lo tanto, en una placa sometida a este tipo de sollicitación, los esfuerzos de compresión tenderán a formar ondas de pandeo inclinadas.

Según la teoría de placas (Timoshenko y Gere, 1961), el esfuerzo cortante crítico de pandeo elástico de una placa rectangular sometida a esfuerzo cortante uniforme en su perímetro, está dado por:

$$\tau_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1 - \mu^2)(a/t_w)^2} \quad (5.1)$$

donde:

$k$  = coeficiente adimensional que depende de las condiciones de apoyo de los bordes, y de la relación de aspecto  $\alpha$  definida por la relación  $b/a$ .

$a$  = menor dimensión del panel (Fig. 5.2)

$b$  = mayor dimensión del panel (Fig. 5.2)

$t_w$  = espesor de la placa del alma

$E$  = módulo de elasticidad del acero del alma

$\mu$  = relación de Poisson de la placa del alma

Las hipótesis en las que se sustenta la obtención de la ec. (5.1) son las siguientes:

- a) Se considera que las placas son delgadas, es decir, que su espesor es pequeño comparado con las dimensiones restantes.
- b) La placa es perfectamente plana.
- c) El material obedece a la ley de Hooke y es isotrópico.
- d) Se ignoran los esfuerzos normales a la superficie media.
- e) Las cargas aplicadas en sus bordes están alojadas en su plano medio.

La ec. (5.1) corresponde al instante en que se inicia el fenómeno de pandeo y no es aplicable a etapas posteriores.

Para el caso en que los cuatro bordes de la placa estén simplemente apoyados (restricción al desplazamiento pero rotación libre) el coeficiente  $k$  se puede calcular con (Bleich, 1952):

$$k = 5.34 + \frac{4}{\alpha^2} \quad (5.2)$$

En el caso de una placa infinitamente larga ( $\alpha=\infty$ ) el factor  $k$  es igual a 5.34, mientras que para una placa cuadrada ( $\alpha=1.0$ ) el factor  $k$  vale 9.34. Esto significa que la relación de aspecto óptima, hasta el instante en que se inicia el pandeo, resulta ser de 1.0.

Por otra parte, si se considera que la placa se encuentra empotrada en los cuatro bordes, el factor  $k$  se obtiene con la siguiente expresión (Bleich, 1952):

$$k = 8.98 + \frac{5.60}{\alpha^2} \quad (5.3)$$

Como en todas las situaciones de inestabilidad, esfuerzos residuales e imperfecciones iniciales pueden provocar que el pandeo inelástico se presente a un esfuerzo menor al esfuerzo de fluencia,  $\tau_y$ , por lo que existe una zona de transición entre el pandeo elástico y la fluencia (Fig. 5.3). Abajo del límite de proporcionalidad,  $\tau_{pr} = 0.8\tau_y$ , el esfuerzo crítico,  $\tau_{cr}$ , se calcula con la ec. (5.1), pero si el resultado excede ese límite constituye únicamente un valor ideal que debe ser corregido. Hasta la fecha no se cuenta con ningún tratamiento teórico aplicable a elementos planos robustos (relación  $a/t_w$  baja) sometidos a esfuerzo cortante, por lo que para estimar su resistencia se tiene que recurrir a resultados experimentales.

Tomando como base una serie bastante completa de pruebas de laboratorio realizados por Lyse y Goodfrey (1935), Basler (1963) ha propuesto los valores siguientes para el tratamiento analítico de placas sujetas a esfuerzo cortante:

a) Para el límite de proporcionalidad:

$$\tau_{pr} = 0.8\tau_y \quad (5.4)$$



b) Para el esfuerzo crítico de pandeo en los intervalos inelástico y posterior a la fluencia:

$$\tau_{cr} = \sqrt{\tau_{pr} \tau_{cri}} = \sqrt{0.8 \tau_y \tau_{cri}} \quad (5.5)$$

donde:

$\tau_{cri}$  = esfuerzo crítico ideal elástico calculado con la ec. (5.1).

Por lo tanto, el esfuerzo crítico  $\tau_{cr}$  que aparece en la ec. (5.1) se determina con las expresiones:

a) Para  $\tau_{cr} \leq 0.8 \tau_y$  (pandeo elástico),

$$\tau_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu)^2 (a/t_w)^2} \quad (5.6)$$

b) Para  $\tau_{cr} > 0.8 \tau_y$  (pandeo en los intervalos inelástico y posterior a la fluencia),

$$\tau_{cr} = \sqrt{k \frac{0.8 \tau_y \pi^2 E}{12(1-\mu^2)(a/t_w)^2}} \quad (5.7)$$

La resistencia a cortante  $V$  basada en el pandeo elástico, inelástico o posterior a la fluencia de la placa del alma puede ser expresada como,

$$V = \tau_{cr} A_w \quad (5.8)$$

donde:

$\tau_{cr}$  = esfuerzo crítico a cortante calculado con la ec. (5.6) ó (5.7)

$A_w$  = Área del alma =  $d t_w$

$d$  = peralte total del alma

$t_w$  = espesor del alma

Ahora bien, si se desea tener una expresión explícita para  $a/t_w$  correspondiendo a  $\tau_{cr} = \tau_y$  (el alma fluye en cortante y no ocurre pandeo) la ecuación (5.7) puede ser resuelta para  $a/t_w$  cuando  $\tau_{cr} = \tau_y$ .

De acuerdo con la teoría de la energía de distorsión (criterio de fluencia de von Mises), el esfuerzo de fluencia a cortante  $\tau_y$  cuando la placa está sometida a cortante puro, se obtiene con:

$$\tau_y = \frac{F_y}{\sqrt{3}} = 0.58F_y \quad (5.9)$$

donde:

$F_y$  = esfuerzo de fluencia de la placa del alma obtenido en una prueba de tensión axial.

Usando  $\tau_y = \tau_{cr} = 0.58F_y$  en la ec. (5.7), se tiene,

$$\frac{a}{t_w} = 3.69 \sqrt{\frac{k E}{12(1-\mu) F_y}} \quad (5.10)$$

Por otra parte, la relación  $a/t_w$  que divide el pandeo elástico e inelástico puede ser obtenida al usar  $\tau_{cr} = 0.8\tau_y$  en la ec. (5.6),

$$\frac{a}{t_w} = 4.61 \sqrt{\frac{k E}{12(1-\mu) F_y}} \quad (5.11)$$

La Fig. 5.3 muestra esquemáticamente la curva que representa las situaciones en que puede pandearse una placa sometida a cortante puro en función de la relación  $a/t_w$ . El pandeo de la placa se presenta en alguna de las tres situaciones siguientes:

- 1) Cuando  $a/t_w$  excede el valor de la ec. (5.11) se presenta el pandeo en el rango elástico, la resistencia nominal a cortante se obtiene empleando la ec. (5.6) para calcular  $\tau_{cr}$ .
- 2) Cuando  $a/t_w$  se encuentra entre los valores de las ecs. (5.10) y (5.11) se presenta el pandeo en el rango inelástico, la resistencia nominal a cortante se obtiene empleando la ec. (5.7) para calcular  $\tau_{cr}$ .
- 3) Cuando  $a/t_w$  es menor que el valor de la ec. (5.10) se presenta el pandeo a un esfuerzo posterior al de fluencia, la resistencia nominal a cortante se obtiene también empleando la ec. (5.7) para calcular  $\tau_{cr}$ . Sin embargo, esta situación de pandeo significa que la placa sobrepasa sin pandearse su resistencia a la fluencia o resistencia plástica  $V_p$ , la cual está dada por:

$$V_p = 0.58F_y A_w \quad (5.12)$$

### 5.1.2 Resistencia posterior al pandeo

Las expresiones disponibles en los códigos para determinar la resistencia posterior al pandeo de traveses armados son aplicables únicamente para el caso en que el pandeo se presente a un esfuerzo inferior al de fluencia ( $\tau_{cr} \leq \tau_y$ ), y no son utilizables directamente a los dispositivos disipadores panel de cortante debido a la naturaleza del pandeo a un esfuerzo superior al de fluencia de la placa del alma de estos dispositivos. Sin embargo, el conocimiento de la teoría en que están basadas esas expresiones sirve de base para explicar o comprender el comportamiento posterior al pandeo de los dispositivos antes mencionados.

El pandeo de un tablero o panel de la placa del alma apoyado en sus bordes comienza cuando éste se deforma fuera de su plano original tan pronto como las cargas o fuerzas cortantes alcanzan el valor crítico. No obstante, su resistencia no se agota al llegar a la carga crítica, ya que después de iniciado el pandeo tiende a presentarse una redistribución de esfuerzos, gracias a la cual el material ubicado a lo largo de una de las diagonales del tablero trabaja a tensión y equilibra incrementos adicionales de carga; a su vez, las fuerzas que aparecen en la diagonal de tensión son resistidas por los patines (fuerzas horizontales) y atiesadores (fuerzas verticales) que enmarcan el tablero, es decir, se presenta una especie de trabajo de armadura que ocasiona un incremento en la capacidad de carga real del alma.

De acuerdo con Basler (1963), la habilidad de una trabe armada (después de iniciado el pandeo) para comportarse de manera similar a una armadura fue reconocida desde 1898. Como se muestra en la Fig. 5.4, las fuerzas de tensión son soportadas por la acción de membrana del alma (denominado campo de tensión diagonal) mientras las fuerzas de compresión son soportadas por los atiesadores transversales trabajando como puntales en compresión.

La Fig. 5.5a muestra un panel de la placa del alma de una trabe armada sometida a fuerza cortante  $V$ . Después de que el alma se pandea, los esfuerzos principales de compresión prácticamente no se incrementan. Por otra parte, los esfuerzos de tensión continúan incrementándose con el aumento de la deformación en la dirección diagonal, por lo que un panel puede desarrollar una resistencia posterior al pandeo considerable, ya que el incremento en tensión está limitado solamente por el esfuerzo de fluencia (solución elástica), siempre y cuando los patines y atiesadores que enmarcan el panel sean lo suficientemente rígidos.

La Fig. 5.5b muestra la acción de un campo de tensión uniforme sobre los elementos que rodean el panel, para lo cual se requiere que los elementos sean lo suficientemente rígidos. La fuerza de tensión diagonal que puede ser desarrollada por un campo de tensión uniforme, inclinado un ángulo  $\phi$  con la horizontal, puede ser calculada considerando la sección transversal del panel de la Fig. 5.5c como,

$$T = \sigma_t h t_w \cos \phi \quad (5.13)$$

En la ecuación anterior,  $\sigma_t$  es el esfuerzo de tensión diagonal. Además, ahora resulta conveniente definir a la relación de aspecto como  $\beta=c/h$ , donde  $c$  la distancia entre atiesadores transversales y  $h$  la altura libre entre patines.

La fuerza cortante resistente por el campo de tensión,  $V_t$ , la cual es la componente vertical de  $T$ , está dada por,

$$V_t = \sigma_t h t_w \cos \phi \sin \phi = \frac{1}{2} \sigma_t h t_w \sin 2 \phi \quad (5.14)$$

Si los bordes que rodean el panel fueran infinitamente rígidos, el campo de tensión diagonal se desarrollaría a un ángulo  $\phi=45^\circ$ , independientemente de la relación de aspecto del panel, quedando la fuerza cortante resistente igual a,

$$V_t = \frac{1}{2} \sigma_t h t_w \quad (5.15)$$

Sin embargo, el campo de tensión en una trabe armada será incompleto, ya que los patines tienen poca rigidez a la flexión en el plano del alma para resistir las fuerzas verticales que ésta trate de transmitirles, por lo que son poco eficientes para anclar el campo de tensión diagonal. No ocurre lo mismo, en cambio, en los bordes verticales del panel, ya que éstos si son capaces de soportar las tensiones que les transmite el alma. La diferencia de anclaje en los bordes de cada tablero hace que solamente un ancho de banda  $b_e$  ( $b_e = h \cos \phi - c \sin \phi$ ) del alma contenga un campo de tensión diagonal inclinado, cuya pendiente no coincide con la diagonal del tablero, pues tiene que anclarse exclusivamente en los bordes verticales a lo largo de los atiesadores (Fig. 5.6), por lo que la contribución del campo de tensión diagonal depende de la geometría del tablero. De esta forma,

Basler (1963) obtuvo que la fuerza cortante  $V_i$  para un panel con campo de tensión diagonal parcial está dada por,

$$V_i = \sigma_i b_e t_w \text{ sen } \phi = \sigma_i t_w (h \cos \phi - c \text{ sen } \phi) \text{ sen } \phi \quad (5.16)$$

Debido a que el campo de tensión diagonal se orientará por sí mismo en la forma más eficiente, el máximo valor de  $V_i$  puede ser calculado diferenciando la ec. (5.16) con respecto a  $\phi$ , e igualando la derivada a cero. Este procedimiento conduce al siguiente resultado,

$$\tan 2\phi = \frac{h}{c}$$

Pero  $h/c = \tan \theta$ , donde  $\theta$  es el ángulo de la diagonal del panel con la horizontal, por lo tanto,  $2\phi = \theta$ . Substituyendo esto en la ec. (5.14),

$$V_i = \frac{1}{2} \sigma_i h t_w \text{ sen } \theta \quad (5.17)$$

donde:

$$\text{sen } \theta = \frac{h}{\sqrt{c^2 + h^2}} = \frac{1}{\sqrt{1 + (c/h)^2}}$$

Existe una inconsistencia en la determinación de la inclinación  $\phi$  del campo de tensión diagonal parcial de la Fig. 5.6, al asumir que el campo de tensión completo de la ec. (5.15) se forma al mismo ángulo  $\phi$ . Sin embargo, con  $\sigma_i$  determinado como se menciona en los próximos párrafos, la ec. (5.17) concuerda satisfactoriamente con los resultados experimentales (Gaylord, 1992).

La fuerza cortante  $V_i$  máxima es alcanzada cuando los dos estados de esfuerzos en la Fig. 5.5a producen la fluencia general del panel (solución elástica). De acuerdo con Basler (1963), la fluencia de un elemento sometido a cortante en combinación con una tensión inclinada deberá ser considerada como se muestra en la Fig. 5.7. Para ello, dos suposiciones básicas son involucradas: primera, el esfuerzo cortante que ocasiona el pandeo  $\tau_{cr}$  permanece constante y por lo tanto, los esfuerzos  $\sigma_i$  del campo de tensión actúan en adición a los esfuerzos principales  $\tau_{cr}$  y, segunda, en lugar de usar el círculo de Mohr para determinar los esfuerzos principales verdaderos, Basler

asumió que la diferencia en la dirección de los esfuerzos principales de tensión  $\tau_{cr}$  y  $\sigma_t$  podría ser despreciada, es decir, que el ángulo  $\phi$  en la Fig. 5.7b será tomado conservadoramente igual a  $45^\circ$ .

La relación generalmente aceptada para definir la fluencia de un estado de esfuerzos plano esta basada en la teoría de la energía de distorsión representada por la elipse de la Fig. 5.8, la cual se expresa como,

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 = F_y^2 \quad (5.18)$$

donde  $\sigma_1$  y  $\sigma_2$  son los esfuerzos principales. El punto E representa el caso de cortante puro y el punto A representa la tensión pura. La combinación de los dos estados de esfuerzos cae sobre la elipse entre los puntos E y A. Para simplificar los resultados, Basler (1963) utilizó una línea recta como una aproximación del segmento EA,

$$\sigma_1 = F_y + \sigma_2(\sqrt{3}-1) \quad (5.19)$$

Para la condición de esfuerzos en que  $\sigma_1 = \tau_{cr} + \sigma_t$  y  $\sigma_2 = -\tau_{cr}$ , la ec. (5.19) se transforma en

$$\sigma_t = F_y - \sqrt{3}\tau_{cr} \quad (5.20)$$

Sustituyendo  $\sigma_t$  de la ec. (5.20) en la ec. (5.17), se tiene que la fuerza cortante máxima soportada por el campo de tensión diagonal es (Basler, 1963),

$$V_t = \frac{1}{2} \frac{F_y - \sqrt{3}\tau_{cr}}{\sqrt{1+(c/h)^2}} ht_w \quad (5.21)$$

Considerando la igualdad planteada en la ec. (5.9), se puede reescribir la ec. (5.21) como,

$$V_t = \left( \frac{1 - (\tau_{cr} / \tau_y)}{2\sqrt{1+(c/h)^2}} \right) ht_w F_y \quad (5.22)$$

Es importante señalar que la ec. (5.22) se utiliza para el diseño de travesaños armados y es aplicable únicamente cuando el esfuerzo crítico de pandeo  $\tau_{cr}$  es menor al esfuerzo de fluencia por cortante (solución elástica). Esto significa, que la resistencia posterior al pandeo aumenta conforme  $\tau_{cr}$  disminuye, en cambio, es poco significativa cuando se aproxima al esfuerzo de fluencia  $\tau_y$ , y se considera nula cuando el pandeo se presenta a un esfuerzo cortante superior al de fluencia.

La resistencia última a cortante en un tablero del alma (el espacio entre atiesadores) que se pandea antes de que  $\tau_{cr}$  alcance la fluencia puede ser expresada como la suma de la resistencia al pandeo dada por la ec. (5.8) con  $V=V_{cr}$  y la resistencia posterior al pandeo  $V_t$  de la acción del campo de tensión (ec. 5.22),

$$V_u = V_{cr} + V_t \quad (5.23)$$

La Fig. 5.9 muestra las curvas del esfuerzo cortante de pandeo inferior al esfuerzo de fluencia, del esfuerzo cortante de pandeo en el rango de postfluencia (endurecimiento por deformación) y del esfuerzo cortante último (suma del esfuerzo de pandeo y del esfuerzo posterior al pandeo) de almas de travesaños armados de acero A36 en función de la relación de aspecto  $c/h$  y de la relación de esbeltez  $a/t_w$ . Cuando no hay atiesadores transversales  $c/h$  es infinita ( $\beta=\infty$ ) y no existe resistencia posterior al pandeo. Para el caso en que se tengan atiesadores transversales la resistencia posterior al pandeo de almas esbeltas puede ser considerable. Por ejemplo, para  $a/t_w=300$  y  $c/h=1$ , el esfuerzo cortante de pandeo es  $197 \text{ kg/cm}^2$  (2.8 ksi) mientras el esfuerzo cortante último es  $971.1 \text{ kg/cm}^2$  (13.8 ksi). Por lo tanto, para una cierta relación  $a/t_w$ , la resistencia posterior al pandeo aumenta a medida que la relación  $c/h$  disminuye, pues el campo de tensión diagonal resulta más eficiente.

Ahora bien, debido a que en los disipadores panel de cortante  $\tau_{cr}$  se presenta a esfuerzos mayores al de fluencia  $\tau_y$ , no se desarrollaría resistencia posterior al pandeo según las expresiones anteriores. Sin embargo, la realidad es que  $\sigma_t$  desarrolla valores dentro del rango de endurecimiento por deformación, lo que ocasionaría que se presente resistencia posterior al pandeo, la cual aumenta conforme el valor de  $\tau_{cr}$  disminuye hacia  $\tau_y$ ; en cambio, este efecto es poco significativo a medida que  $\tau_{cr}$  aumenta. No obstante, hasta la fecha no se cuenta con alguna expresión que determine la resistencia posterior al pandeo en las condiciones antes señaladas, por lo que la resistencia de los disipadores panel de cortante será evaluada únicamente hasta el instante que ocurra el pandeo.

### 5.1.3 Atiesadores

En todos los casos de pandeo de placas, el esfuerzo crítico es inversamente proporcional a la relación  $(a/t_w)^2$  y directamente proporcional al coeficiente  $k$ . La resistencia al pandeo puede incrementarse significativamente al disminuir la relación  $a/t_w$ , lo cual se logra al aumentar el espesor de la placa o colocando atiesadores que reduzcan la dimensión  $a$ .

#### Atiesador transversal

Los atiesadores transversales deben cumplir con dos requisitos estructurales. Primero, la rigidez de los atiesadores debe ser suficiente para que el panel se pandee en ondas entre ellos, conservándose una línea nodal recta a lo largo de su eje, ya que en caso contrario podrían ser deformados por la placa y se pandean junto con ella. Segundo, los atiesadores deben tener suficiente resistencia axial para que el alma desarrolle la acción del campo de tensión diagonal y de esta forma asegurar su resistencia posterior al pandeo.

En cuanto a la resistencia, los atiesadores transversales están sometidos a carga de compresión principalmente después que el pandeo del alma ha ocurrido. Por lo tanto, la fuerza  $P_{at}$  máxima en un atiesador formado por un par de placas se obtiene cuando se alcanza la  $V_t$  máxima. De la Fig. 5.10, la fuerza vertical en el atiesador está dada por,

$$P_{at} = (\sigma_t t_w c \text{ sen } \phi) \text{ sen } \phi = \sigma_t t_w c \text{ sen}^2 \phi \quad (5.24)$$

Luego, sustituyendo la identidad trigonométrica,

$$\text{sen}^2 \phi = \frac{1}{2} (1 - \cos 2\phi) = \frac{1}{2} (1 - \cos \theta)$$

donde,  $2\phi = \theta$  se definió anteriormente.

Así, se tiene que,

$$P_{at} = \sigma_t \left( \frac{c t_w}{2} \right) \left[ 1 - \frac{c/h}{\sqrt{1 + (c/h)^2}} \right] \quad (5.25)$$



Finalmente, sustituyendo las ecs. (5.9) y (5.20) en la ec. (5.25), se obtiene,

$$P_{at} = \frac{F_y [1 - (\tau_{cr} / \tau_y)] c t_w}{2} \left[ 1 - \frac{c/h}{\sqrt{1 + (c/h)^2}} \right] \quad (5.26)$$

La ec. (5.26) se utiliza para el diseño de atiesadores de trabes armadas, donde el esfuerzo crítico de pandeo  $\tau_{cr}$  es menor al esfuerzo de fluencia por cortante (solución elástica). Sin embargo, debido a que en los disipadores panel de cortante  $\sigma_t$  puede desarrollar valores dentro del rango de endurecimiento por deformación, Malley (1983) ha propuesto que  $\sigma_t$  puede ser razonablemente asumido igual al esfuerzo de tensión último del acero,  $\sigma_u$ . Usando esta hipótesis junto con la ec. (5.25), Malley propuso la siguiente expresión para calcular la fuerza axial en los atiesadores,

$$P_{at} = \sigma_u \left( \frac{c t_w}{2} \right) \left[ 1 - \frac{c/h}{\sqrt{1 + (c/h)^2}} \right] \quad (5.27)$$

Además, sugirió que el área requerida de un atiesador  $A_{at}$  formado por un par de placas, se calcule asumiendo una participación del alma igual a la mitad del ancho del patín, como se indica enseguida,

$$A_{atreq} = \frac{P_{at}}{F_y} - b_f \frac{t_w}{2} \quad (5.28)$$

donde,  $b_f$  es el ancho del patín.

Sin embargo, la ec. (5.27) puede considerarse demasiado conservadora pues teóricamente los atiesadores están sometidos a carga de compresión solamente después de que el pandeo del alma se ha presentado. No obstante, como se mencionó anteriormente no existe una forma de evaluar la resistencia posterior al pandeo cuando éste ocurre a un esfuerzo posterior al de fluencia, por lo que se usará la ec. (5.27).

Por otra parte, la participación del alma para soportar las fuerzas verticales de la tensión diagonal puede ser insignificante cuando el esfuerzo  $\sigma_t$  se encuentre muy cercano a  $\sigma_u$ , ya que a esos niveles de esfuerzo el pandeo del alma es bastante severo. Por lo tanto, el área requerida de un

atiesador  $A_{at}$  formado por un par de placas parece más conveniente calcularla solamente como la fuerza  $P_{at}$  dividida por el esfuerzo de compresión a la fluencia  $F_y$  del atiesador,

$$A_{at_{req}} = \frac{P_{at}}{F_y} \quad (5.29)$$

En lo que se refiere a la determinación de la rigidez requerida de los atiesadores transversales, ésta puede ser obtenida a partir de la relación entre las rigideces del atiesador y del panel de la placa del alma,  $\gamma$ , como se indica a continuación (Timoshenko, 1961):

$$\gamma = \frac{EI_{at}}{D c} = \frac{EI_{at}}{\frac{Et_w^3}{12(1-\mu^2)} c} \quad (5.30)$$

donde:

$$D = \frac{Et_w^3}{12(1-\mu^2)} = \text{rigidez a flexión por unidad de longitud de la placa del alma.}$$

$I_{at}$  = momento de inercia del atiesador. Para un atiesador formado por un par de placas se calcula a partir del centro del alma (Fig. 5.11).

La relación de rigideces requerida,  $\gamma_{req}$ , para que el panel se pandee entre los atiesadores, fue determinada por Bleich (1952) como función de la relación de aspecto del panel  $\beta$  ( $\beta=c/h$ ),

$$\gamma_{req} = \frac{28}{\beta^2} - 20 \quad (5.31)$$

La ec. (5.31) corresponde al caso en que los bordes de la placa están simplemente apoyados. Rokey y Cook (1965), obtuvieron la solución para el caso en que los bordes se encuentren empotrados,

$$\gamma_{req} = \frac{16}{\beta^2} - 8 \quad (5.32)$$

Las ecs. (5.31) y (5.32) son válidas únicamente para  $0.2 \leq \beta \leq 1.0$ , es decir, para distancia entre atiesadores menor o igual a  $h$ .

Las ecs. anteriores pertenecen al caso del pandeo elástico. Por lo que, debido al comportamiento inelástico de los disipadores panel de cortante no son aplicables para determinar la rigidez de los atiesadores en estos dispositivos.

Massonet y Maquoi (1978) intentaron tomar en cuenta los efectos inelásticos del pandeo del panel sobre la rigidez de los atiesadores al multiplicar la relación de rigideces requerida por un factor de 4 a 5, la cual ha recibido alguna justificación analítica y experimental sobre traveses armados cargadas al colapso (E.C.C.S.-I.A.B.S.E, 1977a y 1977b). De acuerdo con Malley (1983) este factor puede ser tomado igual a 4 si se permite daño ligero sobre el panel por lo que las ecs. (5.31) y (5.32) quedan expresadas como:

Para el caso en que los bordes del panel se encuentren simplemente apoyados:

$$\gamma_{req} = \frac{112}{\beta^2} - 80 \quad (5.33)$$

Para el caso en que los bordes del panel se encuentren empotrados:

$$\gamma_{req} = \frac{64}{\beta^2} - 32 \quad (5.34)$$

Así, la rigidez requerida de los atiesadores transversales del disipador panel de cortante puede ser calculada a partir de la ec. (5.30) al utilizar  $\gamma_{req}$ ,

$$I_{at_{req}} = \frac{\gamma_{req} t_w^3 c}{12(1 - \mu^2)} \quad (5.35)$$

### Atiesador longitudinal

La colocación de atiesadores longitudinales en placas de almas sujetas principalmente a cortante debe realizarse a la mitad de su altura para obtener dos paneles de igual dimensión, ya que de otra forma el pandeo estaría rigido por el panel con la mayor dimensión (Fig. 5.12).

La rigidez del atiesador puede ser expresada como una función de la rigidez de la placa del alma, usando la misma aproximación descrita para atiesadores transversales. La rigidez requerida del atiesador longitudinal para traveses armados se obtiene cuando  $\gamma_{req} = 10$  (Bleich, 1952). El momento de inercia requerido por el atiesador longitudinal se puede calcular sustituyendo la altura libre del alma  $h$  por el espaciamiento del atiesador transversal  $c$  en la ecuación (5.30), se tiene,

$$I_{at} = \frac{\gamma t_w^3 h}{12(1 - \mu^3)} \quad (5.36)$$

#### 5.1.4 Cálculo de la resistencia

Para determinar la resistencia de los disipadores panel de cortante usados en este trabajo, se utilizó  $E=1758000 \text{ kg/cm}^2$  y  $F_y=2820 \text{ kg/cm}^2$ , obtenidos mediante pruebas de tensión simple (Apéndice A). Además, se usó el valor nominal de  $\mu$  igual 0.3.

La Tabla 5.1 presenta la resistencia a cortante de los dispositivos disipadores panel de cortante considerando los cuatro bordes de el o los tableros del alma simplemente apoyados. De la tabla mencionada, se puede observar que la relación  $a/t_w$  de los disipadores es menor al valor calculado con la ec. 5.10, lo que significa que su pandeo se presenta en el rango posterior a la fluencia y por lo tanto, la resistencia posterior al pandeo se considera nula, a excepción del DPC30-B, ya que el valor de su relación  $a/t_w$  se encuentra entre los valores dados por las ecs. (5.10) y (5.11), presentándose su pandeo en el rango inelástico y al considerar la resistencia posterior al pandeo alcanza a desarrollar su resistencia plástica.

La Tabla 5.2 presenta la resistencia a cortante de los dispositivos disipadores panel de cortante considerando los cuatro bordes de el o los tableros del alma empotrados. De esta tabla se puede apreciar que la relación  $a/t_w$  de todos los disipadores es menor al valor calculado con la ec. (5.10), lo que significa que su pandeo ocurre en el rango posterior a la fluencia y por lo tanto, no se considera resistencia después del pandeo.

De las dos Tablas 5.1 y 5.2 se puede observar que entre los disipadores de 30 cm y 23 cm de peralte, el DPC30-AL y el DPC23-AT son los de mayor resistencia, respectivamente. Esto se debe a que el valor de su relación  $k/(a/t_w)^2$  es mayor por la presencia del atiesador.

En la Tabla 5.3 se presentan tanto los valores requeridos como los calculados del momento de inercia y área de los atiesadores. De la tabla en cuestión se observa que el momento de inercia de los atiesadores utilizados es mayor al requerido para que no se deformen junto con el alma. En cuanto a la resistencia, se tiene que el área calculada de los atiesadores es mayor a la requerida para permitir que la placa del alma desarrolle su resistencia posterior al pandeo. El atiesador que estaría sometido a mayor carga de compresión sería el del DPC30-AT debido a que la relación  $c/h$  del tablero es menor.

## 5.2 RESISTENCIA DE LOS DISIPADORES ÓVALO

De acuerdo con Aguirre (1990), la resistencia a carga lateral de los disipadores óvalo se puede determinar multiplicando la resistencia de una solera en forma de óvalo por el número de óvalos que constituyen el dispositivo disipador. De esta forma, de la sección 3.2, la resistencia para un par de soleras en forma de U o para una solera en forma de óvalo, se obtiene con:

$$V_{\text{óvalo}} = 2P = 2(0.0705\sigma_u be) \quad (5.37)$$

donde  $P$  es la fuerza requerida para generar plastificación en una solera en forma de U.

Como se mencionó anteriormente, cada uno de los dos disipadores óvalo que se utilizaron en este trabajo consistían de 10 soleras en forma de óvalo, por lo que  $V_{\text{óvalo}}$  deberá ser multiplicada por diez para obtener la resistencia total de los disipadores mencionados. Por lo tanto, la resistencia de los disipadores óvalo se determina con:

$$V_{DO} = 1.41\sigma_u be \quad (5.38)$$

Usando los valores nominales de la solera  $b=3.81$  cm y  $e=1.27$  cm, y el valor experimental del esfuerzo último a tensión  $\sigma_u=3930$  kg/cm (Aguirre, 1989) en la ec. (5.38) se obtiene que,

$$V_{DO} = 26.81 \text{ t}$$

**Tabla 5.1. Resistencia considerando los bordes de los tableros del alma simplemente apoyados**

Disipador	$t_w$ (cm)	b (cm)	a (cm)	$\alpha=b/a$	k	$a/t_w$	$a/t_w$ (ec. 5.10)	$a/t_w$ (ec. 5.11)	$\tau_{cr}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$A_w$ (cm <sup>2</sup> )	$V_u$ (t)	$V_p$ (t)
DPC30-B	0.32	30.0	27.46	1.09	8.71	85.81	82.25	102.81	1568.20	9.6	15.70	15.70
DPC30-AT	0.32	27.46	14.52	1.89	6.46	45.38	70.85	--	2548.90	9.6	24.47	15.70
DPC30-AL	0.32	30.0	13.25	2.26	6.12	41.41	68.95	--	2723.97	9.6	26.15	15.70
DPC30-2F	0.32	30.0	24.92	1.20	8.12	77.88	79.42	--	1668.34	9.6	16.21	15.70
DPC23-B	0.32	30.0	20.46	1.47	7.19	63.94	74.73	--	1912.16	7.36	14.07	12.04
DPC23-AT	0.32	20.46	14.52	1.41	7.35	45.38	75.58	--	2717.33	7.36	20.00	12.04

**Tabla 5.2. Resistencia considerando los bordes de los tableros del alma empotrados**

Disipador	$t_w$ (cm)	b (cm)	a (cm)	$\alpha=b/a$	k	$a/t_w$	$a/t_w$ (ec.5.10)	$\tau_{cr}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$\tau_{ult}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$A_w$ (cm <sup>2</sup> )	$V_u$ (t)	$V_p$ (t)
DPC30-B	0.32	30.0	27.46	1.09	13.69	85.81	103.12	1966.05	--	9.6	18.87	15.70
DPC30-AT	0.32	27.46	14.52	1.89	10.55	45.38	90.55	3256.97	--	9.6	31.27	15.70
DPC30-AL	0.32	30.0	13.25	2.26	10.08	41.41	88.48	3495.88	3271.2	9.6	31.40	15.70
DPC30-2F	0.32	30.0	24.92	1.20	12.86	77.88	99.94	2099.55	--	9.6	20.16	15.70
DPC23-B	0.32	30.0	20.46	1.47	11.57	63.94	94.80	2425.64	--	7.36	17.85	12.04
DPC23-AT	0.32	20.46	14.52	1.41	11.80	45.38	95.76	3450.32	3271.2	7.36	24.08	12.04

**Tabla 5.3. Momento de inercia y área de los atiesadores de los disipadores panel de cortante**

Disipador	Atiesador	$t_{at}$ (cm)	$b_{at}$ (cm)	c (cm)	h (cm)	$\beta=c/h$	$\gamma_{req}$	$I_{req}$ (ec. 5.35)	$I_{at}$ (cm <sup>4</sup> )	$P_{at}$ (kg) (ec. 5.27)	$A_{s,req}$ (ec. 5.29)	$A_{at}$ (cm <sup>2</sup> )
DPC30-AT	Trans	0.95	15	14.52	27.46	0.53	318.72	13.88	267.2	4385.2	1.56	13.95
DPC30-AL	Long	0.95	15		27.46		10	0.82*	267.2		--	--
DPC23-AT	Trans	0.95	15	14.52	20.46	0.71	142.18	6.19	267.2	3472.8	1.23	13.95

\* (ec. 5.36)

$$F_y = 2820 \text{ kg/cm}^2$$

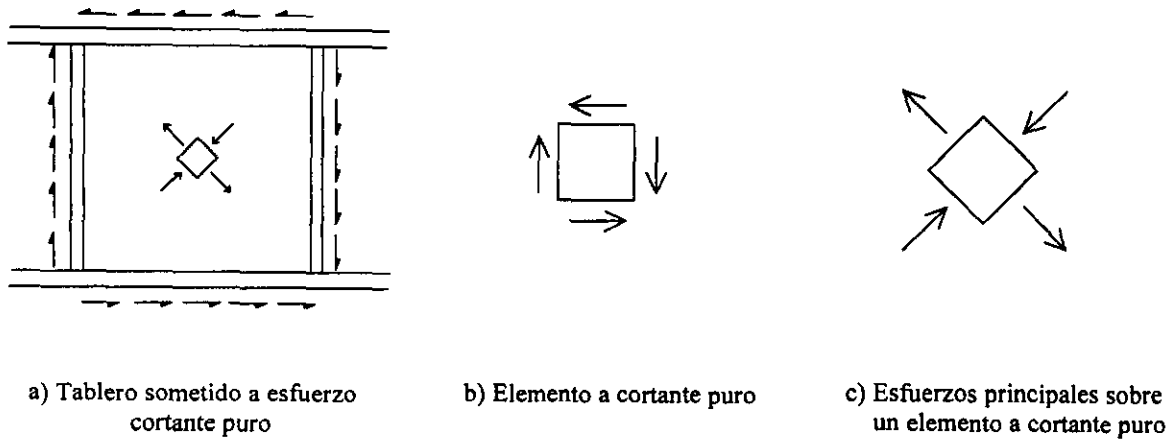
$$F_u = 3550 \text{ kg/cm}^2$$

$$\tau_y = 0.58(2820) = 1635.6 \text{ kg/cm}^2$$

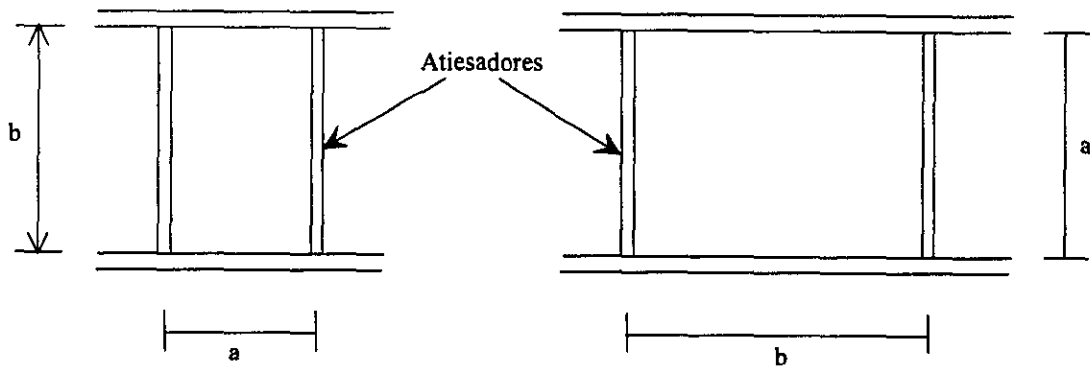
$$\tau_{pr} = 0.8(\tau_y) = 1308.5 \text{ kg/cm}^2$$

$$\tau_{ult} = 2(\tau_y) = 3271.2 \text{ kg/cm}^2 \text{ **}$$

\*\* El factor 2 que multiplica a  $\tau_y$  para determinar  $\tau_{ult}$  se tomó de la Tabla 1 de Popov (1976).



**Fig. 5.1** Tablero del alma sometido a esfuerzo cortante aplicado en los bordes



**Fig. 5.2** Tableros del alma de diferentes dimensiones

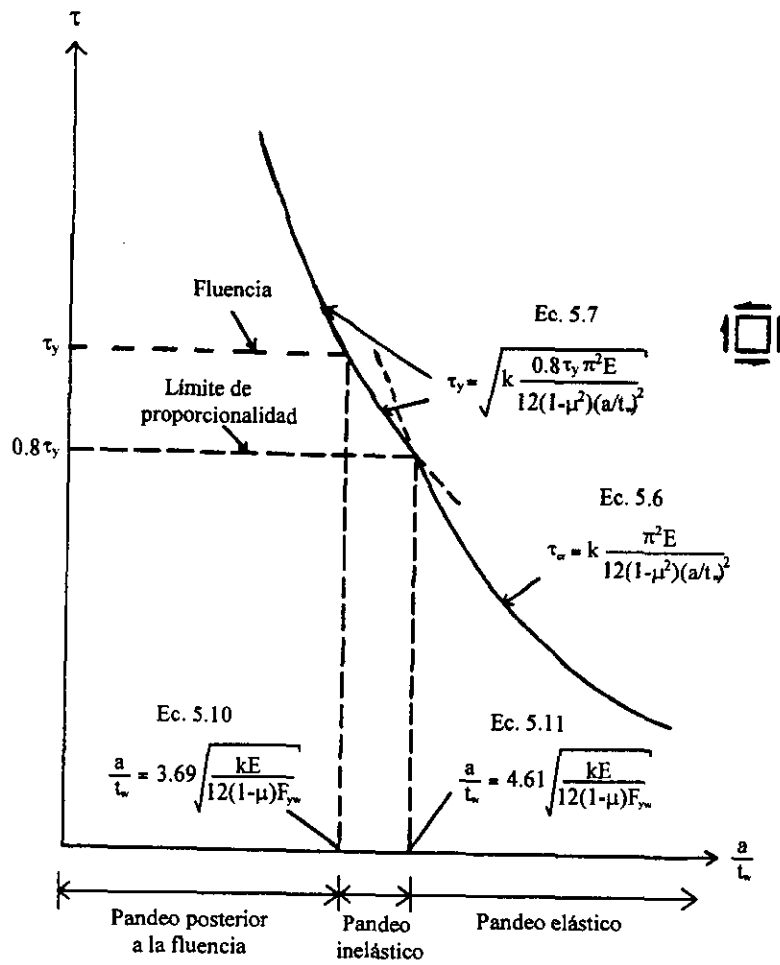


Fig. 5.3 Pandeo de la placa del alma sometida a cortante puro

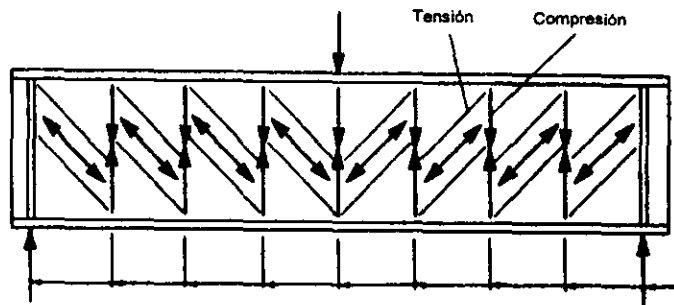
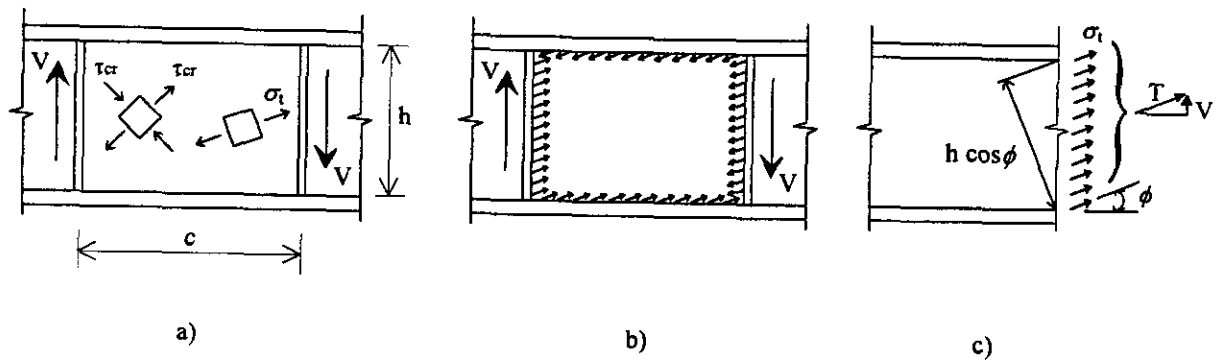
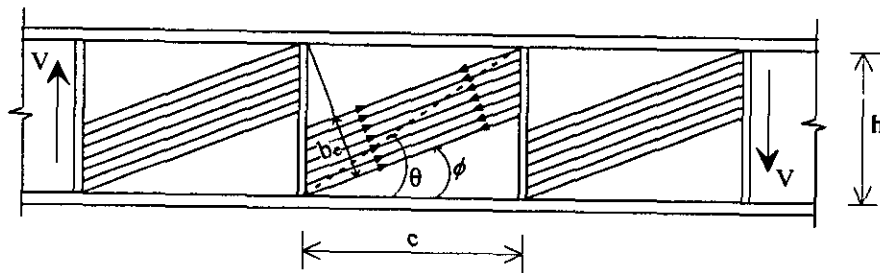


Fig. 5.4 Acción del campo de tensión diagonal

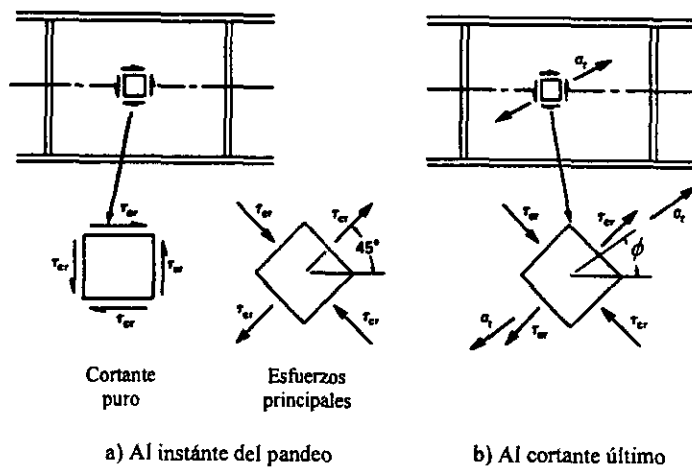




**Fig. 5.5** Tablero de la placa del alma sometido fuerza cortante



**Fig. 5.6** Porción de una trabe armada con campo de tensión diagonal incompleto



**Fig. 5.7** Estados de esfuerzo

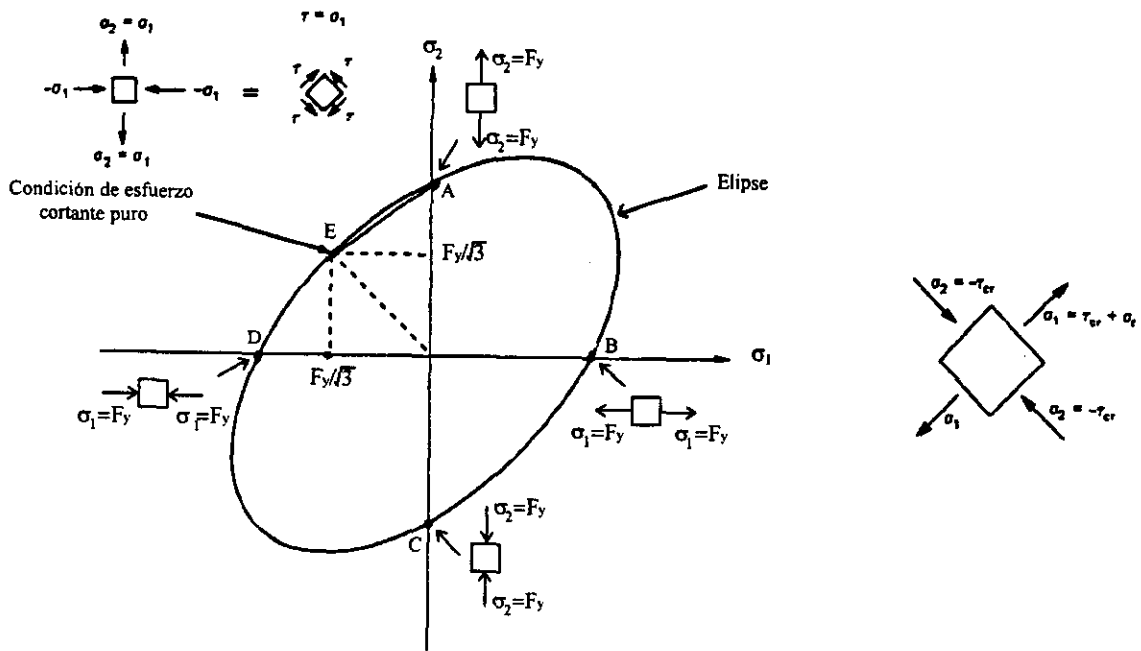


Fig. 5.8 Criterio de fluencia de la teoría de la energía de distorsión

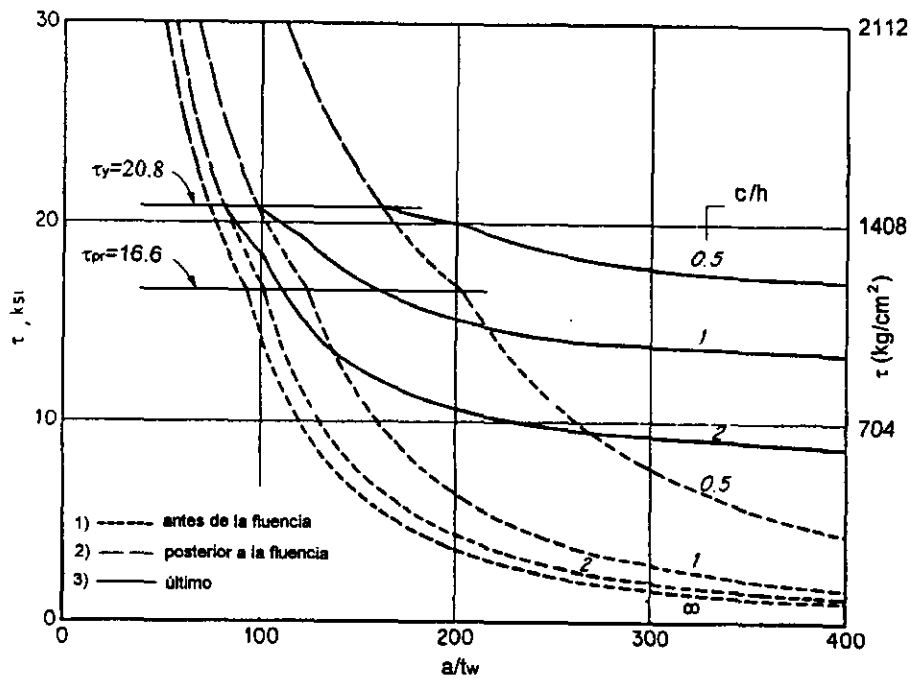
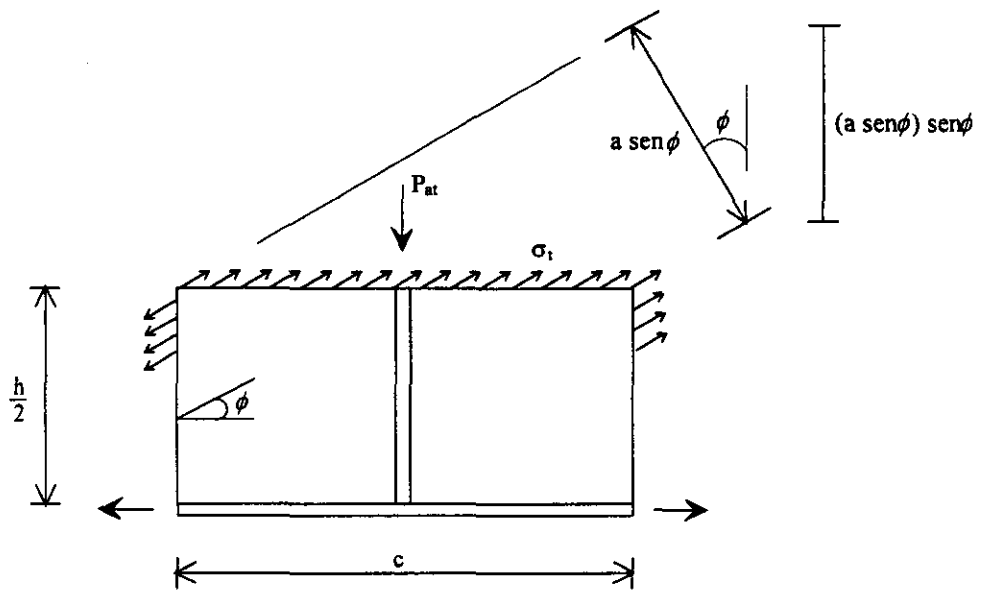
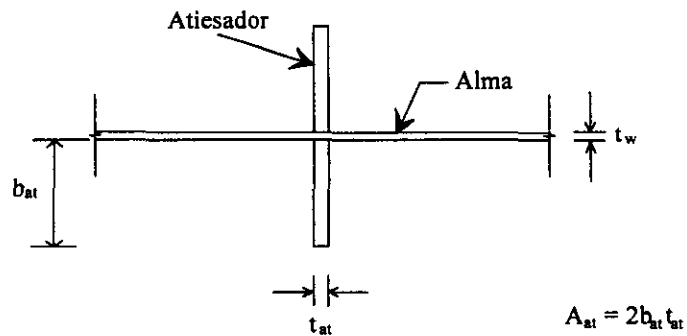


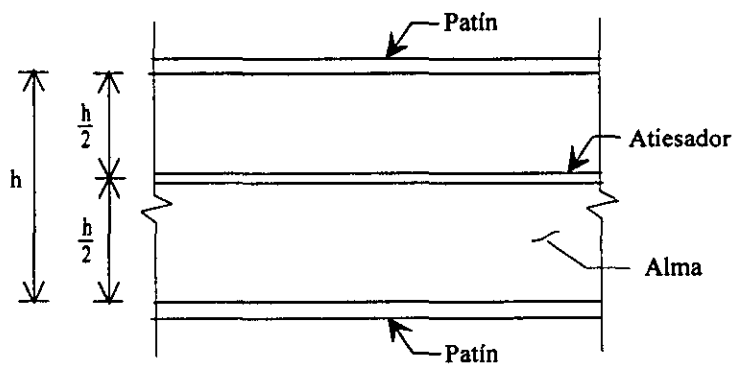
Fig. 5.9 Influencia de la resistencia posterior al pandeo



**Fig. 5.10 Fuerza en el atiesador debida a la acción del campo de tensión**



**Fig. 5.11 Atiesador formado por un par de placas**



**Fig. 5.12 Ubicación del atiesador longitudinal**

## 6. DESCRIPCIÓN GENERAL DEL COMPORTAMIENTO DE LOS DISPOSITIVOS

Debido a que la respuesta de todos los dispositivos panel de cortante fue de forma similar, una discusión general del comportamiento de los especímenes se presenta primeramente.

### 6.1 COMPORTAMIENTO GENERAL DEL DISIPADOR PANEL DE CORTANTE

#### 1) Comportamiento elástico

Ante deformaciones laterales pequeñas, el comportamiento del panel de cortante resulta elástico, representado en la curva carga lateral-desplazamiento por una línea recta, como se ilustra en la Fig. 6.1a. En esta etapa los esfuerzos cortantes o esfuerzos principales son menores al esfuerzo de fluencia del material (Fig. 6.1b).

#### 2) Fluencia del panel antes del pandeo

Conforme aumenta la deformación lateral del panel de cortante, se incrementan los esfuerzos en el mismo, hasta que éstos sobrepasan el límite de proporcionalidad del material (siempre y cuando la relación de esbeltez del panel sea suficiente para que el pandeo no se presente en el rango de comportamiento elástico), manifestándose este hecho en la curva carga lateral-desplazamiento por la aparición de lazos de histéresis (Fig. 6.2). Mientras el pandeo del panel no se presente los lazos de histéresis permanecerán estables.

Por otra parte, a medida que aumenta la distorsión del dispositivo disipador también se incrementan los esfuerzos en los patines por la acción del momento flexionante hasta que estos fluyen, lo que contribuye también a disminuir la rigidez inicial del dispositivo. La fluencia de los patines en los especímenes se identifica por el abombamiento de la pintura en las partes extremas superior e inferior de la placas que los constituyen, pues en esta zona es donde se presentan los mayores esfuerzos debidos a la flexión en los mismos.

### 3) Pandeo

Una vez que los esfuerzos normales (esfuerzos principales) de compresión exceden el esfuerzo crítico de pandeo de la placa del panel, se presenta en ella dicho fenómeno, el cual se vuelve más pronunciado conforme aumenta el número de ciclos aplicados, aún para la repetición de ciclos de igual amplitud. Cuando se somete el panel a cargas reversibles, la presencia del pandeo se manifiesta generalmente de la forma que se ilustra en la Fig. 6.3.

El pandeo de la placa del panel, se refleja en la curva carga lateral-desplazamiento por un estrechamiento o adelgazamiento (“pinching”) de los lazos de histéresis en la zona cercana a desplazamiento nulo, por lo que puede pensarse que se produce un relajamiento o pérdida de capacidad de carga del dispositivo en esa zona durante el proceso de carga (Fig. 6.4). Esto puede deberse al cambio en la configuración de pandeo del panel cuando se invierte el sentido de carga, por lo que en la zona de distorsiones mencionada (en la vecindad al valor de distorsión cero) no existe un sistema efectivo de transmisión de carga, y a medida que el pandeo del panel aumenta, el estrechamiento o adelgazamiento de los lazos histeréticos también lo hace. Esta pérdida de la capacidad de carga en la zona cercana a desplazamiento cero es gradualmente recuperada conforme aumenta la deformación gracias a la formación del campo de tensión diagonal. De esta forma, la acción del campo de tensión permite que la capacidad de carga no presente mayor alteración en la zona de desplazamientos grandes (Fig. 6.4).

Después de iniciado el pandeo, se observa deformación de la placas de los patines hacia el interior del panel debido a la acción del campo de tensión diagonal que se presenta en la placa del alma, incrementándose la deformación de éstos conforme el pandeo del panel aumenta (Fig. 6.5a). Sin embargo, las placas de base para conectar el dispositivo a la viga del marco y al contraventeo permanecen indeformables por su comparativamente mayor rigidez. Por lo tanto, solamente un ancho de banda limitado del campo de tensión diagonal resulta o puede considerarse efectivo (Fig. 6.5b).

### 4) Fisuramiento en la placa del alma

Conforme el pandeo de la placa del panel se hace más pronunciado, las deformaciones en la misma aumentan, hasta el punto en que éstas son tales que exceden la capacidad de deformación última del material, provocando el fisuramiento del panel, el cual se extiende a medida que aumenta el número de ciclos aplicados, aún para ciclos de igual amplitud. El fisuramiento puede presentarse en el centro del panel en forma de “X” (la fisura diagonal con pendiente negativa se forma cuando se aplican los

semiciclos positivos y la fisura con pendiente positiva al aplicar los semiciclos negativos), o bien en las zonas cercanas a las esquinas de la unión entre el panel, los patines y la placa de base (al inicio de la soldadura) (Fig. 6.6). En algunos casos, el fisuramiento que inicia en el centro del alma puede llegar a extenderse hasta la soldadura que une el alma con los patines.

El fisuramiento en la placa del panel tiende a generar degradación de la capacidad de carga del dispositivo, así como degradación de la rigidez pico a pico para ciclos de igual amplitud y de la rigidez a la carga y la descarga, acorde con la extensión e importancia del fisuramiento.

## **6.2 CARACTERÍSTICAS GENERALES DE LOS ENSAYES**

Se presenta el comportamiento general de los disipadores solos (aislados), así como sus relaciones histeréticas carga lateral-distorsión, la secuencia de daño y las envolventes positivas.

Las relaciones carga lateral-distorsión de los disipadores solos, se obtuvieron al restar de la curva histerética del marco reforzado con disipador la curva histerética correspondiente al marco sin refuerzo (marco solo). Con este procedimiento, la carga lateral que en realidad se obtiene es la que corresponde al conjunto del sistema de contraventeo-disipador.

En las Figs. 6.7 a 6.14 se presentan las historias de desplazamiento registradas en los transductores correspondientes a los canales 10 a 15. Se observa que los desplazamientos horizontales medidos en la placa de base inferior del disipador (canal 13) fueron mínimos para los dispositivos DPC30-2F, DPC30-AL, DPC30-AT, DPC23-B, DPC23-AT y DO-II, por lo que los desplazamientos aplicados por el actuador se pueden considerar los relativos del dispositivo disipador. En cambio, en los dispositivos DPC30-B y DO-I los desplazamientos horizontales en la placa de base antes mencionada fueron importantes debido principalmente a la falta de apriete de los tornillos de las uniones de las diagonales de contraventeo y de las placas de base, además de un posible deslizamiento como cuerpo rígido de todo el modelo de prueba respecto a la losa debido a la falta de tensado de las barras de anclaje, por lo que el desplazamiento relativo de estos dispositivos fue diferente al que se presentaría si el apoyo mencionado se hubiera mantenido fijo. Por tal motivo, las curvas histeréticas de estos dispositivos se consideran atípicas al existir disipación de energía por el fenómeno de fricción en dichas uniones.

### 6.2.1 Dispositivo DPC30-B

Este dissipador de 30 cm de peralte total, no presenta atiesador en la placa del alma, consecuentemente cuenta con un panel único de 30x27.5 cm de dimensión. La relación de aspecto ( $b/a$ ) y la relación de esbeltez del alma ( $a/t_w$ ) fueron 1.09 y 85.85, respectivamente. La curva histerética de este dispositivo se presenta en la Fig. 6.15 y su secuencia de daño se muestra en la Fig. 6.16.

Durante los primeros dos ciclos de carga (segundo ciclo con distorsión del dissipador  $R_D=0.63\%$ , desplazamiento horizontal  $D_H=1.9$  mm), el comportamiento del dispositivo fue elástico, y a partir del tercer ciclo (primer ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm) comenzó a presentarse histéresis (seguramente por la fluencia del panel porque hasta entonces no se observó pandeo). Durante el semiciclo +8 (cuarto ciclo con  $R_D=0.63\%$ ,  $D_H=7.5$  mm) se presentó el pandeo de la placa del alma, y posteriormente en el semiciclo +16 (cuarto ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm) se inició el fisuramiento diagonal en la porción central de la misma. En el semiciclo +25 (primer ciclo con  $R_D=15\%$ ,  $D_H=45$  mm) el fisuramiento diagonal con pendiente positiva se prolongó hasta los patines, para de allí continuar en forma paralela a ellos en el semiciclo +26 (segundo ciclo con  $R_D=15\%$ ,  $D_H=45$  mm). Finalmente, en el semiciclo -25 se observó fisuramiento en el extremo superior izquierdo y el extremo inferior derecho, en la frontera de la placa del alma y el inicio de la soldadura que la une con los patines. La resistencia máxima registrada por este dispositivo fue de 26.5 t, ocurriendo en el ciclo 14.

En este dissipador la degradación de resistencia comenzó a presentarse desde antes de que se iniciará el fisuramiento, por lo que esta degradación pudiera atribuirse más al desplazamiento horizontal (canal 13) y/o rotación que sufrió el apoyo inferior del dispositivo por el fenómeno de deslizamiento por fricción que se presentó en las uniones del sistema de contraventeo, que a una pérdida de capacidad del dispositivo propiamente. Debido a esto, la curva histerética de este dispositivo se considera atípica.

El ensaye se dio por concluido al finalizar el ciclo 26. El estado final de daño se presenta en la Fig. 6.17, y se observa que el fisuramiento en forma de "X" de la parte central del alma se extendió hasta los patines. Por otra parte, se aprecia claramente que los patines fueron deformados hacia el interior de la placa del alma por la acción del campo de tensión diagonal que se genera en el alma del panel.

La Fig. 6.18 presenta la curva histerética del dispositivo en cuestión, obtenida a partir de los desplazamientos relativos medidos entre sus placas de apoyo (sustracción de los valores medidos en los canales 12 y 13, ver Fig. 4.5b).

### 6.2.2. Dispositivo DPC30-2F

Este disipador de 30 cm de peralte total tampoco presenta atiesador en la placa del alma, por lo que fue idéntico al dispositivo DPC30-B excepto por el espesor de sus patines ( $t_p=2.54$  cm) que fue del doble con respecto al resto de los disipadores. La relación de aspecto y la relación de esbeltez del alma fueron de 1.20 y 77.88, respectivamente. El comportamiento histerético de este disipador se muestra en la Fig. 6.19 y su secuencia de daño en la Fig. 6.20.

El ensaye de este espécimen se efectuó a partir de un desplazamiento inicial del actuador de +0.6 mm, por lo que se puede notar un comportamiento "asimétrico" respecto al origen de la curva histerética durante los primeros ciclos de carga.

Durante los primeros dos ciclos ( $R_D=0.63\%$ ,  $D_H=1.9$  mm) el comportamiento del dispositivo fue elástico, y a partir del tercer ciclo (primer ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm) comenzó a exhibir histéresis. Durante el semiciclo +9 (primer ciclo con  $R_D=5\%$ ,  $D_H=15$  mm) se inició el pandeo del alma. Este disipador fue el único que se pandeo hacia un solo lado (parte posterior) tanto en la aplicación de carga positiva (empuje) como en la carga negativa (jala). En el semiciclo +17 (primer ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm) comenzó el fisuramiento diagonal de la placa del alma en su parte central, extendiéndose hasta llegar a los patines en el ciclo 25 (primer ciclo con  $R_D=15\%$ ,  $D_H=45$  mm). En el semiciclo +24 (cuarto ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm) se observó fisuramiento de la placa del alma en las partes extremas superiores de su unión con los patines (al inicio de la soldadura), aún y cuando el fisuramiento diagonal no había llegado a los patines. La resistencia máxima de este dispositivo se presentó en el ciclo 17 alcanzando un valor de 38.8 t, 46% mayor que la del modelo DPC30-B.

El ensaye se dio por concluido al finalizar el ciclo 25. En la Fig. 6.21 se presenta el estado final de daño del dispositivo, y se observa que la fisura del alma en forma de "X" se extendió hacia la parte superior hasta alcanzar el fisuramiento entre el alma y la soldadura que la une con los patines. Por otra parte, los patines fueron deformados hacia el interior del alma por la acción del campo de tensión



diagonal, no obstante, esta deformación fue menor a la que se presentó en el dispositivo DPC30-B debido a la mayor rigidez a la flexión de los patines.

En el semiciclo -17 ocurrió una falla inesperada en la soldadura de unión del patín izquierdo con la placa de base superior (Fig. 6.22). Recordando que la unión se había realizado mediante soldadura de filete de 10 mm alrededor de los patines del disipador, la falla se presentó en la entrecara que forma la pata del filete exterior y el ancho de patín, y no a través de la garganta del filete, por lo que puede deducirse que la falla se debió a la falta de fundición del metal base (placa del patín), aún y cuando el tamaño del filete era un poco mayor al tamaño mínimo de 8 mm especificado por las normas mexicanas para soldar placas de 25 mm de espesor. No obstante, puede pensarse que el tamaño del filete resultó insuficiente para el espesor de las placas que unía, fallando la soldadura antes de que ocurriera la falla por flexión de la placa del patín. Esta falla se evidenció en la curva carga lateral-distorsión del disipador por una pérdida de resistencia y de rigidez a la carga y descarga del dispositivo. Posteriormente, en el semiciclo +19 (quinto ciclo con  $R_D=5\%$ ,  $D_H=15$  mm) ocurrió el mismo tipo de falla en la unión del patín derecho con la placa de base superior por ambos lados del patín. Finalmente, se presentó la misma falla en la unión de la placa de base inferior con el patín derecho en su lado exterior.

### 6.2.3 Dispositivo DPC30-AL

Este disipador de 30 cm de peralte total fue idéntico al DPC30-B excepto que presenta un atiesador longitudinal (paralelo a los patines) en la placa del alma a la mitad del peralte, por lo que el alma queda dividida en dos paneles o tableros de características geométricas iguales. La relación de aspecto y la relación de esbeltez de cada panel fueron 2.26 y 41.41, respectivamente. El comportamiento histerético de este disipador se muestra en la Fig. 6.23 y su secuencia de daño en la Fig. 6.24.

Durante los primeros dos ciclos de carga ( $R_D=0.63\%$ ,  $D_H=1.9$  mm) el comportamiento del dispositivo fue elástico, y a partir del tercer ciclo (primer ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm) comenzó a presentarse histéresis. Durante el semiciclo -12 (cuarto ciclo con  $R_D=5.0\%$ ,  $D_H=15$  mm) se inició el pandeo de los tableros del disipador, y en el ciclo 17 (primer ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm) comenzó el fisuramiento en la porción central de los tableros. La degradación de resistencia y de la rigidez a la carga y descarga se inició a partir del ciclo 18 (segundo ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm), observándose hasta este ciclo un fisuramiento más severo en el panel derecho. Al aplicar el ciclo 24 (cuarto ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm), el fisuramiento en forma de "X" de la parte central de los

tableros se extendió hasta el inicio de la soldadura que une el alma a los patines, para de ahí proseguir en forma paralela a estos últimos. La resistencia máxima de este disipador fue de 34.0 t, presentándose durante el ciclo 11, resistencia que resultó 28% mayor con respecto al DPC30-B y 14% menor con respecto al DPC30-2F.

El ensaye se dio por terminado al finalizar el ciclo 24. En la Fig. 6.25 se muestra el estado final de daño de este disipador, donde se aprecia un mayor deterioro del panel derecho. Por el valor de la relación de aspecto de los tableros, se deduce que tiende a formarse más de una onda de pandeo en cada uno ellos, lo que se corrobora al observar las corrugaciones o abombamiento diagonal de la pintura (por arriba y por debajo del fisuramiento en forma de "X" de la parte central de los tableros). Por otra parte, los patines nuevamente fueron deformados hacia el interior de los tableros por la acción del campo de esfuerzo de tensión durante el fenómeno de pandeo.

#### **6.2.4 Dispositivo DPC30-AT**

Este disipador de 30 cm de peralte total fue similar al DPC30-B excepto que presenta un atiesador transversal en la placa del alma (perpendicular a los patines) a la mitad de su longitud, por lo que el alma queda dividida en dos paneles o tableros de características geométricas iguales. La relación de aspecto y la relación de esbeltez de cada panel fueron 1.89 y 45.38, respectivamente. El comportamiento histerético de este dispositivo se muestra en la Fig. 6.26 y su secuencia de daño en la Fig. 6.27.

Durante los primeros dos ciclos de carga ( $R_D=0.63\%$ ,  $D_H=1.9$  mm) el comportamiento del dispositivo fue elástico, y a partir del tercer ciclo (primer ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm) comenzó a exhibir histéresis. Durante el semiciclo -12 (cuarto ciclo con  $R_D=5\%$ ,  $D_H=15$  mm) se inició el pandeo de los tableros, observándose que hasta antes de que esto ocurriera había una gran estabilidad de los lazos histeréticos, pues estos prácticamente se superponen para ciclos de igual distorsión. Inmediatamente después de iniciado el pandeo, no se aprecia degradación de resistencia ni de la rigidez a la carga y descarga, sin embargo, apareció el estrechamiento de los lazos histeréticos en la vecindad a la distorsión nula, siendo menor este estrechamiento al compararlo con el del espécimen DPC30-AL.

En el ciclo 16 (cuarto ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm) todavía no se presentaba fisuramiento del alma, sino que únicamente existía abombamiento o desconchamiento de la pintura en el tablero superior en la unión de la placa del alma con el atiesador. En el ciclo 19 (tercer ciclo con  $R_D=5.0\%$ ,

$D_H=15$  mm) comenzó la degradación de resistencia, aún y cuando todavía no se presentaba el fisuramiento. Debido al valor de la relación de aspecto de los tableros, tendieron a formarse dos ondas de pandeo en cada uno de ellos, una onda hacia la parte frontal y la otra hacia la parte posterior. Fue hasta el ciclo 22 (cuarto ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm) cuando comenzó el fisuramiento en la porción central de los tableros, presentándose en forma similar a una "XX" debido a las dos ondas de pandeo que tienden a formarse en cada tablero. El fisuramiento fue extendiéndose hasta que en el semiciclo -24 (cuarto ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm), en el tablero superior, la fisura de pendiente negativa de la "X" izquierda se unió a la fisura de pendiente positiva de la "X" derecha. De igual forma ocurrió en el tablero inferior pero en el semiciclo -25 (primer ciclo con  $R_D=15\%$ ,  $D_H=45$  mm). La resistencia máxima de este dispositivo se alcanzó en el ciclo 17 teniendo un valor de 36.5 t, siendo aproximadamente 38% mayor que la obtenida del modelo DPC30-B, 6% menor que la del dispositivo DPC30-2F y 7% mayor a la del modelo DPC30-AL.

El ensaye se dio por concluido al finalizar el ciclo 25. La Fig. 6.28 muestra el estado final de daño, donde se observa que algunas de las fisuras de los tableros se extendieron hasta el patín izquierdo y otras hasta el atiesador. Además, el daño en ambos tableros tendió a concentrarse más hacia el atiesador que hacia las placas de base del dispositivo. Por otra parte, se aprecia que ambos patines permanecen prácticamente verticales o fueron deformados muy ligeramente hacia el interior de los tableros, pues debido a la presencia del atiesador, la longitud de los patines de cada tablero se redujo a la mitad con lo que se incrementa notablemente la rigidez a la flexión de los mismos, lo que propicia condiciones de borde de los tableros más favorables para desarrollar la resistencia posterior al pandeo y disminuir el estrechamiento de los lazos histeréticos comparativamente con los resultados del dispositivo con atiesador longitudinal (DPC30-AL).

Durante la ejecución del semiciclo -17 (segundo ciclo con  $R_D=5\%$ ,  $D_H=15$  mm), cuando se estaba llevando el disipador de un desplazamiento de -9 a -5 mm, se bloqueó el sistema que controlaba al actuador, por lo que la única alternativa consistió en apagar la bomba que lo accionaba (se oprimió el botón "STOP" del panel de control), lo que propició que el actuador regresará en forma súbita (siguiendo una trayectoria aproximadamente elástica lineal) al estado de carga nulo registrándose un desplazamiento remanente en el dispositivo. El procedimiento que se siguió para proseguir con el ensaye, una vez que se encendió nuevamente la bomba, consistió en controlar manualmente el actuador por medio del panel de control para llevarlo al punto en el que la carga y desplazamiento fueran cero, es decir, al origen de la curva histerética, para de ahí controlarlo de nuevo con la

computadora y reiniciar el semiciclo +17 hasta el punto en el cual se había presentado el bloqueo de la computadora.

Posteriormente, al estar aplicando el semiciclo de carga +18 (segundo ciclo con  $R_D=5\%$ ,  $D_H=15$  mm), cuando se estaba llevando el dissipador de un desplazamiento de 14.0 a 14.5 mm, volvió a bloquearse el sistema que controla al actuador. El procedimiento que se siguió para continuar con el ensaye fue similar al descrito en el párrafo anterior. Así, después de llevar el actuador al punto en el que la carga y desplazamiento fueran cero, la prueba se reinició aplicando nuevamente el semiciclo -17, para tratar de llegar de esta forma al nivel de carga alcanzado cuando se interrumpió el ensaye tendiendo al pico positivo del ciclo +18.

### 6.2.5 Dispositivo DPC23-B

Este dissipador de 23 cm de peralte total no presenta atiesador en la placa del alma. La relación de aspecto y la relación de esbeltez fueron 1.47 y 63.94, respectivamente. El comportamiento histerético de este dispositivo se muestra en la Fig. 6.29 y su secuencia de daño en la Fig. 6.30.

Durante los primeros dos ciclos de carga ( $R_D=0.67\%$ ,  $D_H=1.9$  mm) el comportamiento del dispositivo fue elástico, y a partir del tercer ciclo (primer ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm) comenzó a presentarse histéresis. El pandeo ocurrió en el semiciclo +7 (tercer ciclo con  $R_D=2.5\%$ ,  $D_H=7.5$  mm) y con él, el estrechamiento o adelgazamiento de los lazos histeréticos, pero la resistencia del dispositivo continuo incrementándose hasta alcanzar la máxima en el semiciclo +13 (primer ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm), comenzando su degradación a partir del semiciclo +14 (segundo ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm). También, en el semiciclo +14 se inició el fisuramiento en la zona central del alma, y en el ciclo 18 (cuarto ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm) éste era muy extenso pero sin llegar a prolongarse hasta los patines. En el ciclo 20 (cuarto ciclo con  $R_D=5.0\%$ ,  $D_H=15$  mm) se observó fisuramiento entre el alma y el inicio de la soldadura que la une con los patines, en las porciones extremas de estos últimos, aún cuando el fisuramiento en forma de "X" de la zona central del alma no había llegado hasta los patines. La resistencia máxima de este dispositivo fue de 19.6 t, presentándose en el ciclo 13.

El ensaye se dio por terminado al finalizar el ciclo 24 (cuarto ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm). El estado final de daño se muestra en la Fig. 6.31, y se observa que el fisuramiento en forma de "X" que se inició en la parte central del alma no llegó a extenderse hasta los patines. Por otra parte, se aprecia

que los patines fueron deformados hacia el interior de la placa del alma por la acción del campo de tensión diagonal de ésta.

### 6.2.6 Dispositivo DPC23-AT

Este dissipador de 23 cm de peralte total fue idéntico al DPC23-B excepto que presenta un atiesador transversal en la placa del alma (perpendicular a los patines) a la mitad de su longitud, por lo que el alma queda dividida en dos paneles o tableros de características geométricas iguales. La relación de aspecto y la relación de esbeltez de cada panel fueron 1.41 y 45.38, respectivamente. El comportamiento histerético de este dispositivo se muestra en la Fig. 6.32 y su secuencia de daño en la Fig. 6.33.

Durante los primeros dos ciclos de carga ( $R_D=0.63\%$ ,  $D_H=1.9$  mm) el comportamiento del dispositivo fue elástico, y a partir del tercer ciclo (primer ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm) comenzó a presentarse histéresis. El pandeo ocurrió en el semiciclo -10 (segundo ciclo con  $R_D=5.0\%$ ,  $D_H=15$  mm) y con él, un estrechamiento poco pronunciado de los lazos histeréticos, sin embargo, el dispositivo no presentó degradación de resistencia ni de rigidez a la carga y descarga hasta el ciclo 16 (cuarto ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm), comenzando la degradación a partir del semiciclo +17 (primer ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm). En el semiciclo +16 se inició el fisuramiento en la parte central de los tableros, y en el ciclo 18 (segundo ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm) éste se extendió hasta la soldadura con el atiesador. Del ciclo 19 al 24 (cuarto ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm) no se apreció cambio significativo en el tipo de daño de los tableros, pero la degradación tanto de resistencia como de rigidez continuó incrementándose. Este dispositivo presentó su resistencia máxima en el ciclo 14 alcanzando un valor de 24.2 t, 35% mayor que la del espécimen DPC23-B

El ensaye se dio por terminado al finalizar el ciclo 24. En la Fig. 6.34 se muestra el estado final de daño de este dispositivo, observándose que el fisuramiento en forma de "X" que se inició en la parte central de los tableros no se extendió en forma directa a los patines sino que se prolongó primeramente hasta el atiesador para de ahí continuar en forma paralela a él (al inicio de la soldadura) hasta prácticamente llegar a los patines. Además, a diferencia del dispositivo DPC30-AT, en este dissipador el fisuramiento de cada tablero se presentó en forma de una sola "X", porque debido a su relación de aspecto, solo tiende a formarse una onda de pandeo. También se puede apreciar, que al igual que en el dispositivo DPC30-AT, el daño en ambos tableros tendió a concentrarse más hacia el atiesador que hacia las placas de base del dispositivo probablemente por la gran diferencia en rigidez

que existe entre ambos. Por otra parte, de igual forma que en el dispositivo DPC30-AT, los patines permanecen prácticamente verticales, o muestran deformación muy ligeramente hacia el interior de los tableros, pues debido a la presencia del atiesador la longitud de los patines de cada tablero se redujo a la mitad con lo que se incrementa notablemente la rigidez a la flexión de los mismos. Esto propicia que las condiciones de borde de los tableros resulten más favorables para desarrollar el campo de tensión diagonal y para disminuir el estrechamiento de los lazos histeréticos en la zona cercana a desplazamiento cero.

Durante la aplicación del semiciclo -14 (segundo ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm), cuando se estaba llevando el disipador de un desplazamiento de -18 a -20 mm, se bloqueó el sistema que controla al actuador. El procedimiento que se siguió para continuar con el ensaye fue similar al descrito para el espécimen DPC30-AT. Así, después de llevar el actuador al punto en el que la carga y desplazamiento fueran prácticamente cero (origen de la gráfica), la prueba se reinició a partir del semiciclo -14.

Posteriormente, al comenzar la ejecución del semiciclo +16 (cuarto ciclo con  $R_D=6.67\%$ ,  $D_H=20$  mm) cuando se estaba llevando el disipador de un desplazamiento de 0 a 5 mm se volvió a presentar el mismo problema. Para continuar con el ensaye se utilizó el procedimiento ya antes descrito. Así, después de llevar el actuador al punto en que la carga y desplazamiento fueran cero, la prueba se reinició a partir del semiciclo -15, tratando de llegar de esta forma al nivel de carga alcanzado en el punto donde se interrumpió el ensaye.

### **6.2.7 Dispositivo DO-I**

Este disipador consta de 10 óvalos de solera de acero comercial de las características geométricas propuestas por Aguirre (1989). En este tipo de dispositivo el daño se manifiesta hasta que alguna de las solerás que conforman los óvalos se fracturan por fatiga del material (Fig. 3.18), y no por alguna forma de pandeo. Por la conformación del disipador no es posible apreciar los óvalos debido a que la estructura que se requiere para confinarlos los oculta.

En este dispositivo, además de los posibles desplazamientos relativos entre todo el modelo y la losa de reacción, así como el deslizamiento por fricción en las uniones del sistema de contraventeo, problemas ya comentados al inicio del subcapítulo 5.2, se presentaron también desplazamientos verticales significativos (canales 14 y 15), por lo que puede decirse que las demandas de rotación de

este dispositivo fueron mayores a las del resto de los disipadores. Estos dos aspectos se atribuyen parcialmente a una falta de apriete de los tornillos de las diagonales del contraventeo, así como al hecho de la orientación del dispositivo, donde la porción de mayor masa se unió a la viga cabezal, generándose un mayor brazo de palanca de la fuerza resultante en los óvalos con respecto a la placa de base que se conecta al sistema de contraventeo. Por lo anterior, la curva histerética de este dispositivo se considera atípica. (Durante la ejecución del ciclo 24, el vástago del transductor correspondiente al canal 14 se salió de la placa de base superior del disipador, es por ello que en la Fig. 6.13 aparece una discontinuidad en la historia de desplazamientos de ese canal).

En la Fig. 6.35 se presenta la curva carga lateral-distorsión del disipador y en la Fig. 6.36 se muestran dos etapas durante su secuencia de carga. El comportamiento del dispositivo fue elástico hasta el ciclo 4 de carga (segundo ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm), y a partir del ciclo 5 (primer ciclo con  $R_D=2.5\%$ ,  $D_H=7.5$  mm) comenzó a presentarse histéresis. No se aprecia degradación de la resistencia ni de la rigidez a la carga y la descarga, aún para el ciclo 26 (segundo ciclo con  $R_D=15\%$ ,  $D_H=45$  mm). Sin embargo, se puede notar una disminución en la capacidad de carga del dispositivo después de que ésta alcanza cierto valor para posteriormente tender a recuperarse conforme se incrementaba la distorsión, lo cual se atribuye al desplazamiento y rotación que se presentó en la parte inferior del dispositivo. En la Fig. 6.37 se muestra el estado final del dispositivo al concluir el ensaye en el ciclo 26. La resistencia máxima fue de 32 t y se presentó en el ciclo 25. La Fig. 6.38 presenta la curva histerética del dispositivo en cuestión, obtenida con los desplazamientos relativos medidos entre sus placas de apoyo (canales 12 y 13, ver Fig. 4.5b).

Durante la ejecución del semiciclo +17 (primer ciclo con  $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm), cuando se estaba llevando el disipador de un desplazamiento de 25 a 28 mm, se apagó inexplicablemente la bomba que accionaba al actuador, lo que provocó que éste regresará en forma súbita (siguiendo una trayectoria aproximadamente elástica lineal) a un cierto desplazamiento en el que la fuerza registrada en él fuera prácticamente cero. El procedimiento utilizado para continuar con el ensaye fue similar al descrito en los dispositivos DPC30-AT y DPC23-AT. Así, después de llevar el actuador al punto en el que la carga y desplazamiento fueran prácticamente cero, la prueba se reinició a partir del semiciclo +17.

### 6.2.8 Dispositivo DO-II

Este dissipador, al igual que el modelo DO-I, consta de 10 óvalos formados con solera de acero comercial de las características geométricas propuestas por Aguirre (1989). Sin embargo, la estructura que confina los óvalos es diferente a la empleada en el dispositivo DO-I. En realidad, esta prueba se constituye como la representativa de los dissipadores tipo óvalo, una vez que tanto las barras de anclaje como todos los tornillos de alta resistencia de las uniones se sujetaron adecuadamente.

Una diferencia con la prueba del modelo DO-I fue la orientación del espécimen, ya que al presentarse gran deformación por flexión en el caso del modelo DO-I, se decidió que para evitar ese "cabaceo" del dispositivo, y por tanto del sistema, la parte de mayor masa (zona de soleras) del dispositivo debería ir orientado hacia abajo, con el objeto de reducir el brazo de palanca de la fuerza resultante en los óvalos con respecto a la placa de base que se conecta al sistema de contraventeo.

En la Fig. 6.39 se muestra la curva histerética de este modelo y en la Fig. 6.40 se muestran dos etapas durante su secuencia de carga. El comportamiento del dispositivo fue elástico hasta el ciclo 4 de carga (segundo ciclo con  $R_D=1.27\%$ ,  $D_H=3.8$  mm), comenzando a exhibir histéresis a partir del ciclo 5 (primer ciclo con  $R_D=2.5\%$ ,  $D_H=7.5$ mm). Se puede apreciar una gran estabilidad de la curva histerética durante todo el ensaye, la cual se aprecia más claramente si se compara que a ciclos de igual distorsión, los lazos de histéresis se superponen, lo que significa que no ocurre degradación ni de resistencia ni rigidez, es decir, que no se presentó daño alguno en las soleras. Por otra parte, la resistencia máxima del dispositivo fue de 31.0 t alcanzándose en el ciclo 17, y se mantuvo prácticamente constante aún para ciclos de gran distorsión como el ciclo de carga 26 ( $R_D=15\%$ ,  $D_H=45$  mm). En la Fig. 6.41 se muestra el dispositivo al concluir el ensaye en el ciclo 26.

Un problema que puede llegar a presentarse en los dispositivos DO-I y DO-II es su inestabilidad fuera del plano de carga, ya que ante ciclos de carga de gran amplitud se observó la tendencia de este tipo de dispositivo a desplazarse fuera de dicho plano. Este problema se debe a que las soleras van unidas a una placa central (Fig. 4.4), la cual presenta muy poca rigidez en el sentido perpendicular al plano de carga para soportar fuerzas en laterales en ese sentido debido a excentricidades accidentales entre los ejes del dispositivo dissipador, del sistema de contraventeo y de la viga cabezal.



### 6.3 ENVOLVENTES DE RESPUESTA

La respuesta de los disipadores solos puede compararse a partir de las curvas envolventes de carga lateral en función de la distorsión  $R_D$ . Estas envolventes tienen tres etapas de comportamiento más o menos bien definidas. La primera se presenta durante los primeros ciclos de carga con un comportamiento aproximadamente elástico lineal hasta que se inicia la fluencia del material. La segunda etapa sucede entre la iniciación de la fluencia y la resistencia máxima del espécimen, caracterizándose por una disminución gradual en la rigidez. La tercera etapa ocurre después de que se alcanza la resistencia máxima, hasta llegar a la falla o una distorsión predeterminada del modelo. Este último intervalo está asociado a grandes desplazamientos y a una notable degradación de rigidez y resistencia.

Las envolventes de los semiciclos positivos (no de los picos de los semiciclos) para cada uno de los dispositivos se presentan en las Figs. 6.42 a 6.49, donde se comparan tanto con la resistencia teórica considerando los bordes del o los tableros del alma simplemente apoyados, así como empotrados. Las curvas se obtuvieron para el primero de los ciclos de igual distorsión. Finalmente, en la Fig. 6.50 se compara las envolventes de respuesta positiva de todos los dispositivos utilizados.

En general, se aprecia que la resistencia experimental de los DPC es superior a la resistencia teórica, lo que se atribuye a que la formulación teórica no considera la resistencia posterior al pandeo cuando éste ocurre a un esfuerzo mayor al de fluencia y tampoco considera la contribución de los patines. La resistencia analítica que más se aproxima a la experimental es la correspondiente al caso en que se considera a los bordes empotrados. Para el caso de los disipadores óvalo, la resistencia experimental fue también mayor a la resistencia calculada con la ecuación 5.38 propuesta por Aguirre (1989).

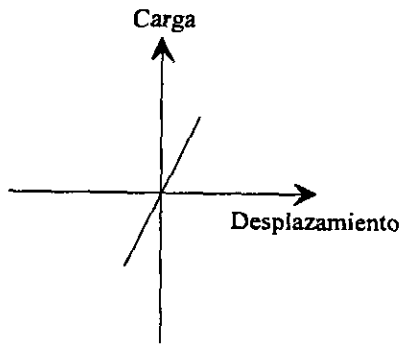
Para el dispositivo DPC30-2F se observa una resistencia muy superior a la calculada (aproximadamente del doble), lo que pone de manifiesto la contribución de los patines en la resistencia del dispositivo, pues el espesor de los patines de este dispositivo fue del doble con respecto a los restantes.

Por otra parte, todos los dispositivos panel de cortante, a excepción del dispositivo DPC30-B, presentaron una degradación de resistencia superior al 20% entre la aplicación de los ciclos de carga 18 y 23 de igual distorsión ( $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm).

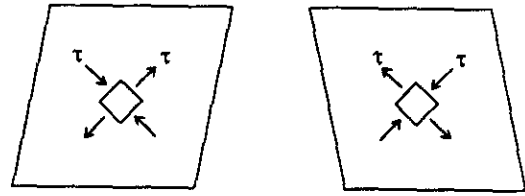
En la Tabla 6.1 se muestra un resumen de los ciclos de carga en los que ocurrieron el pandeo, el fisuramiento central del panel y el ciclo final de carga para los diferentes dispositivos DPC. Además se presenta la rigidez inicial de los dispositivos obtenida a partir de las curvas histeréticas.

**Tabla 6.1 Resumen de los ensayos de los dispositivos disipadores**

Dispositivo	Ciclo de carga		
	Pandeo	Fisuramiento central	Final
DPC30-B	+8	+16	26
DPC30-2F	+9	+17	25
DPC30-AL	-12	+17	24
DPC30-AT	-12	+22	25
DPC23-B	+7	+14	24
DPC23-AT	-10	+16	24
DO-I	—	—	26
DO-II	—	—	26

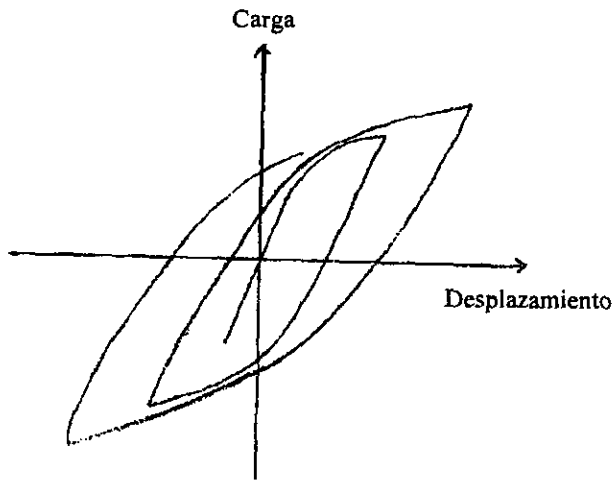


a) Curva carga-desplazamiento

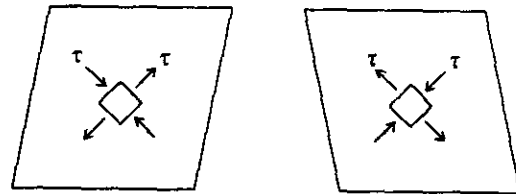


b) Estado de esfuerzos ( $\tau < \tau_y$ )

**Fig. 6.1 Comportamiento del panel en el rango elástico**

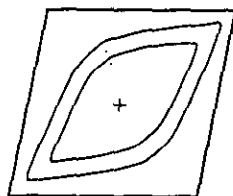


a) Lazos de histéresis

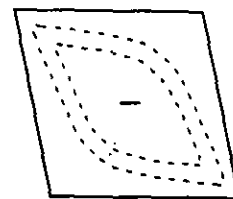


b) Estado de esfuerzos ( $\tau > \tau_y$ )

**Fig. 6.2 Comportamiento inelástico del panel**

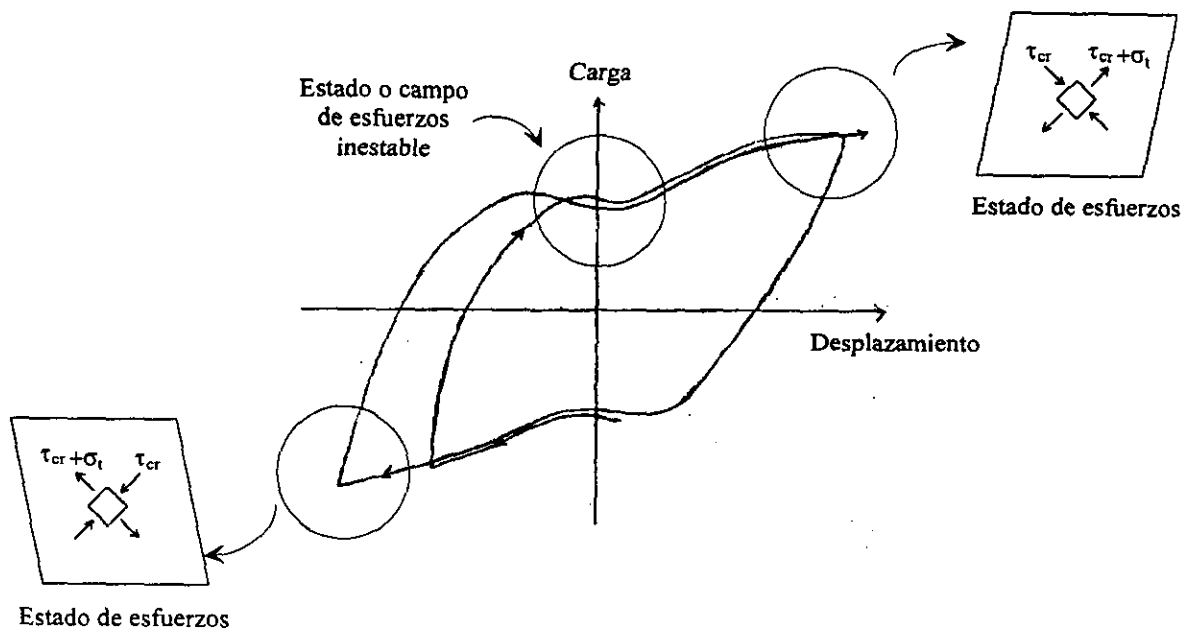


a) Pandeo frontal

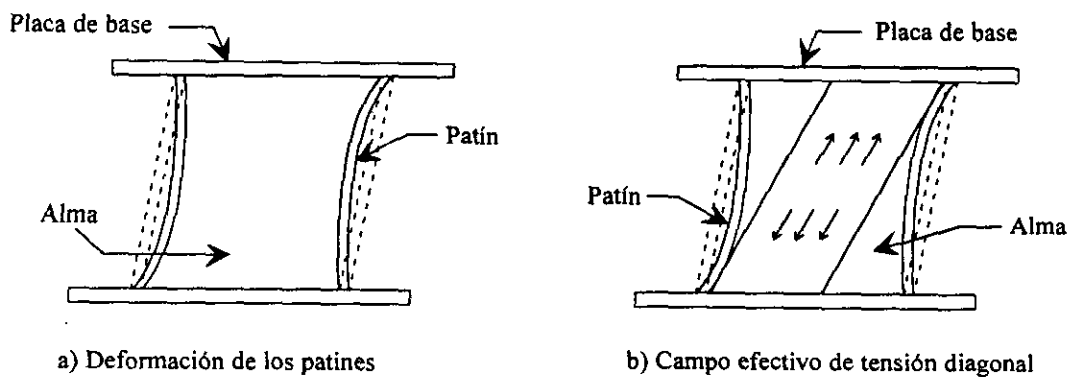


b) Pandeo posterior

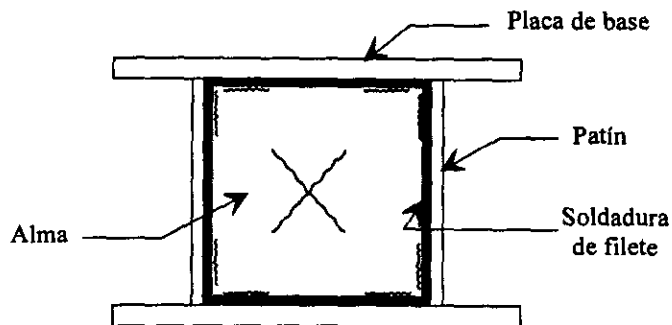
**Fig. 6.3 Pandeo del panel ante carga reversible**



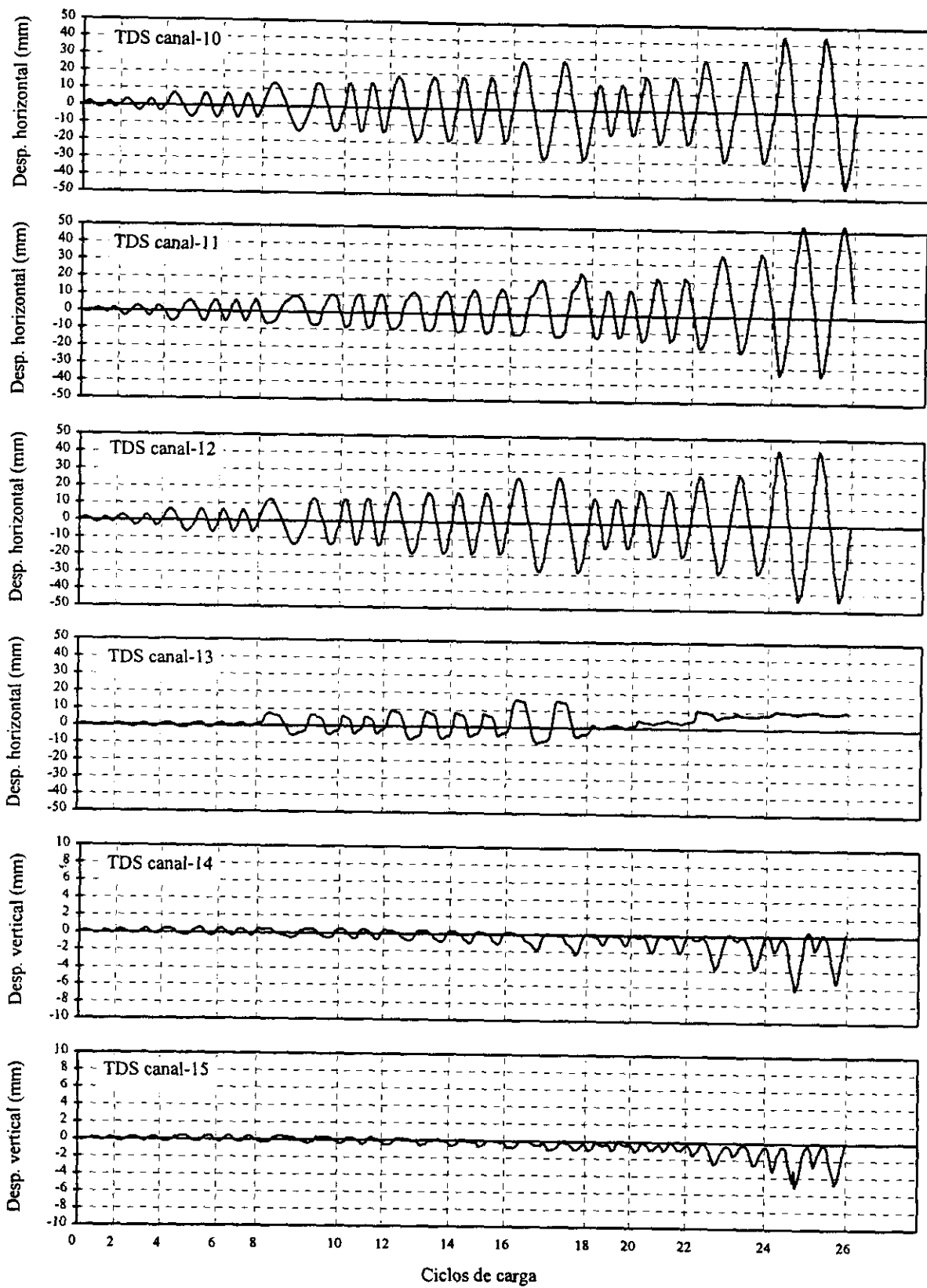
**Fig. 6.4 Estados de esfuerzo en el panel después del pandeo ante desplazamiento reversible**



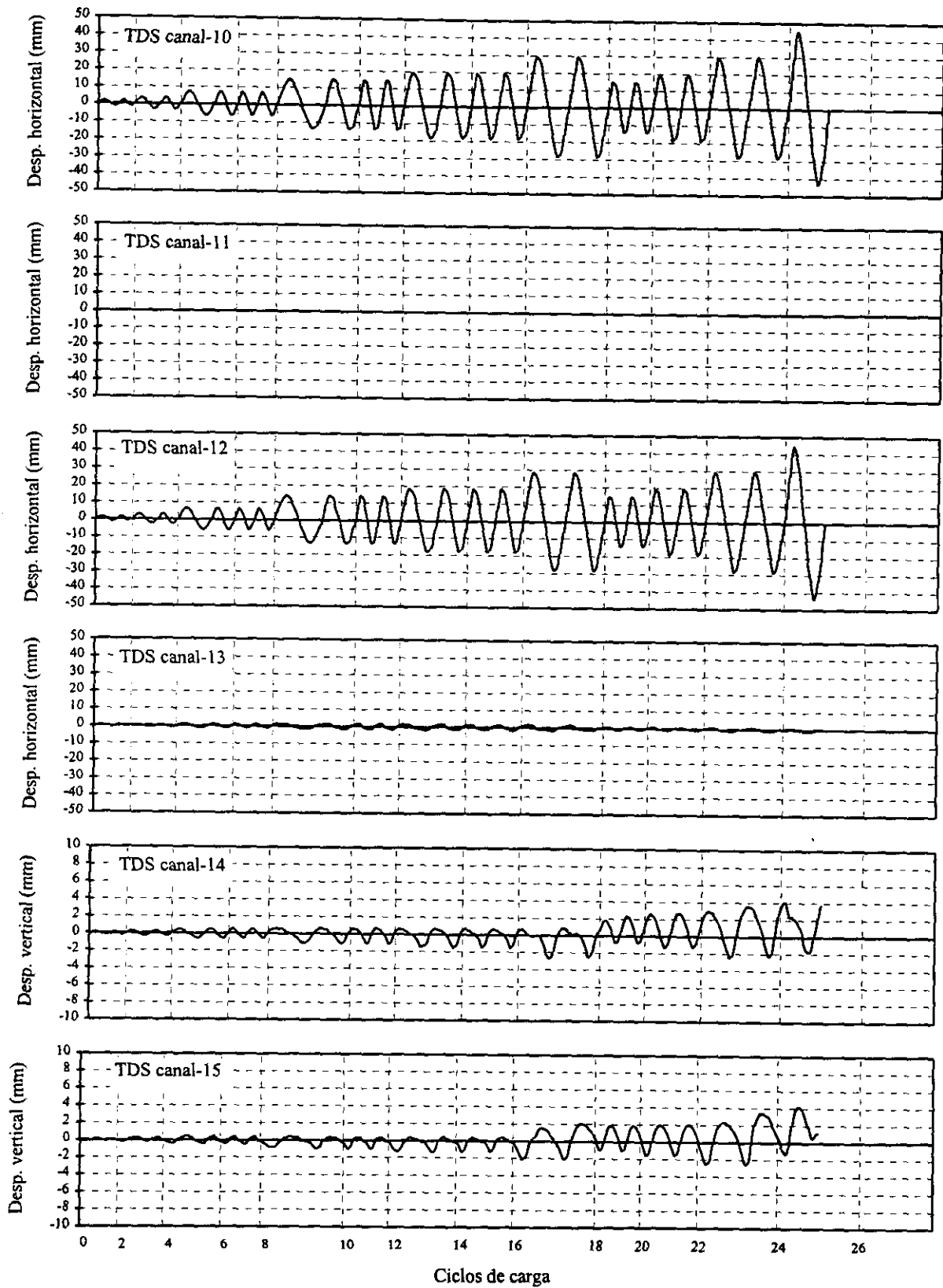
**Fig. 6.5 Acción del campo de tensión diagonal**



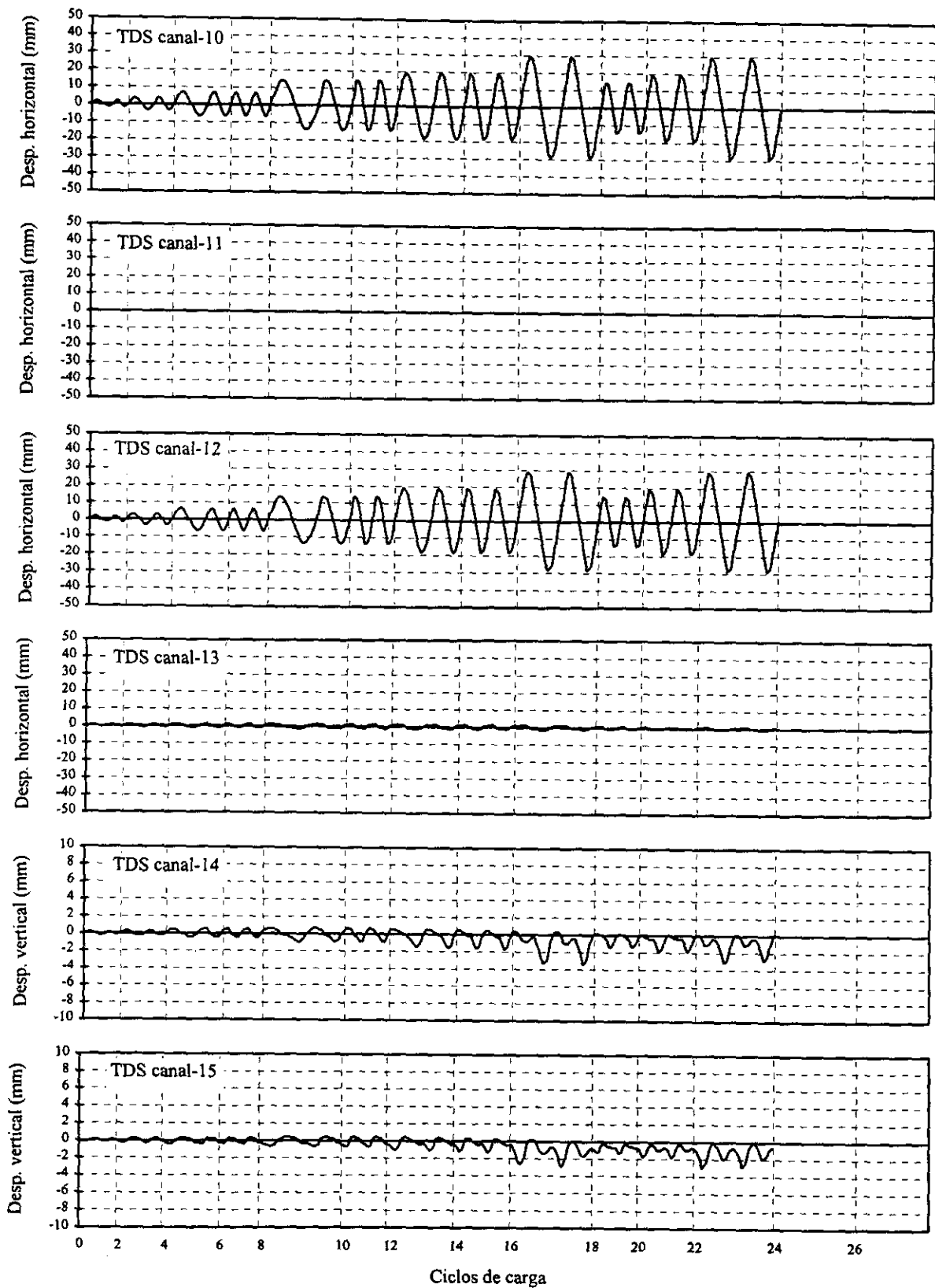
**Fig. 6.6 Patrón de fisuramiento del panel**



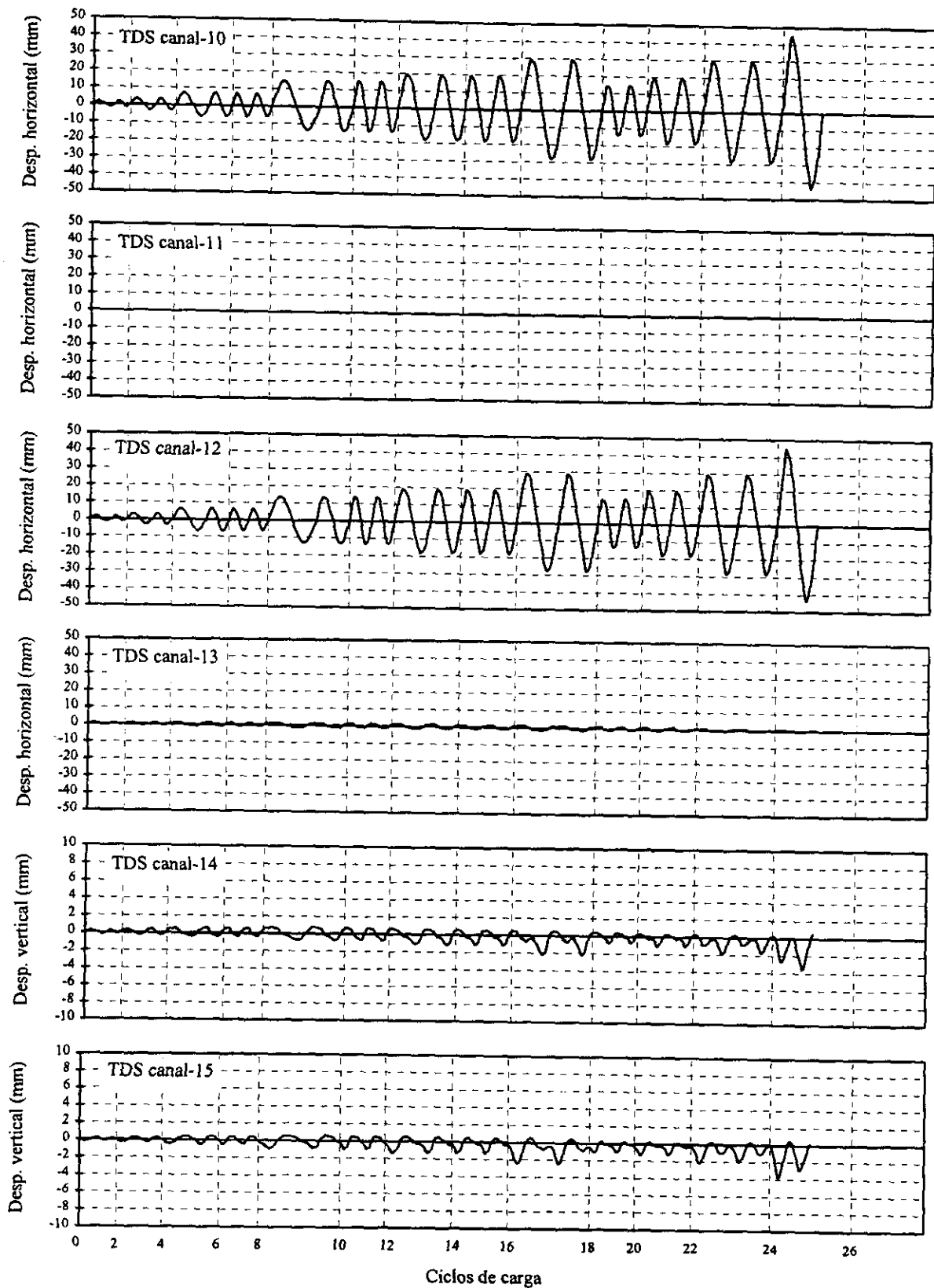
**Fig. 6.7 Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DPC30-B**



**Fig. 6.8** Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DPC30-2F

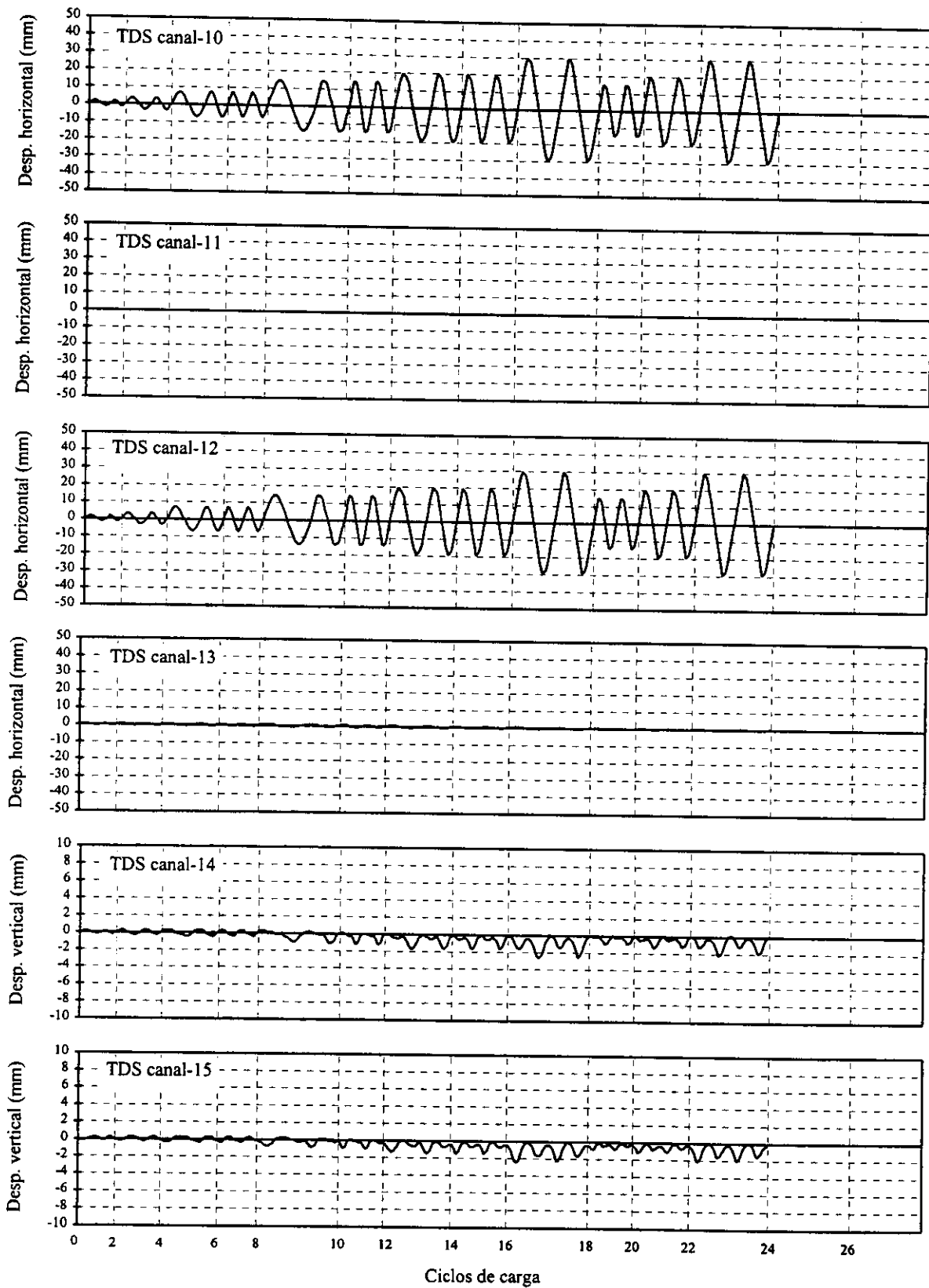


**Fig. 6.9** Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DPC30-AL

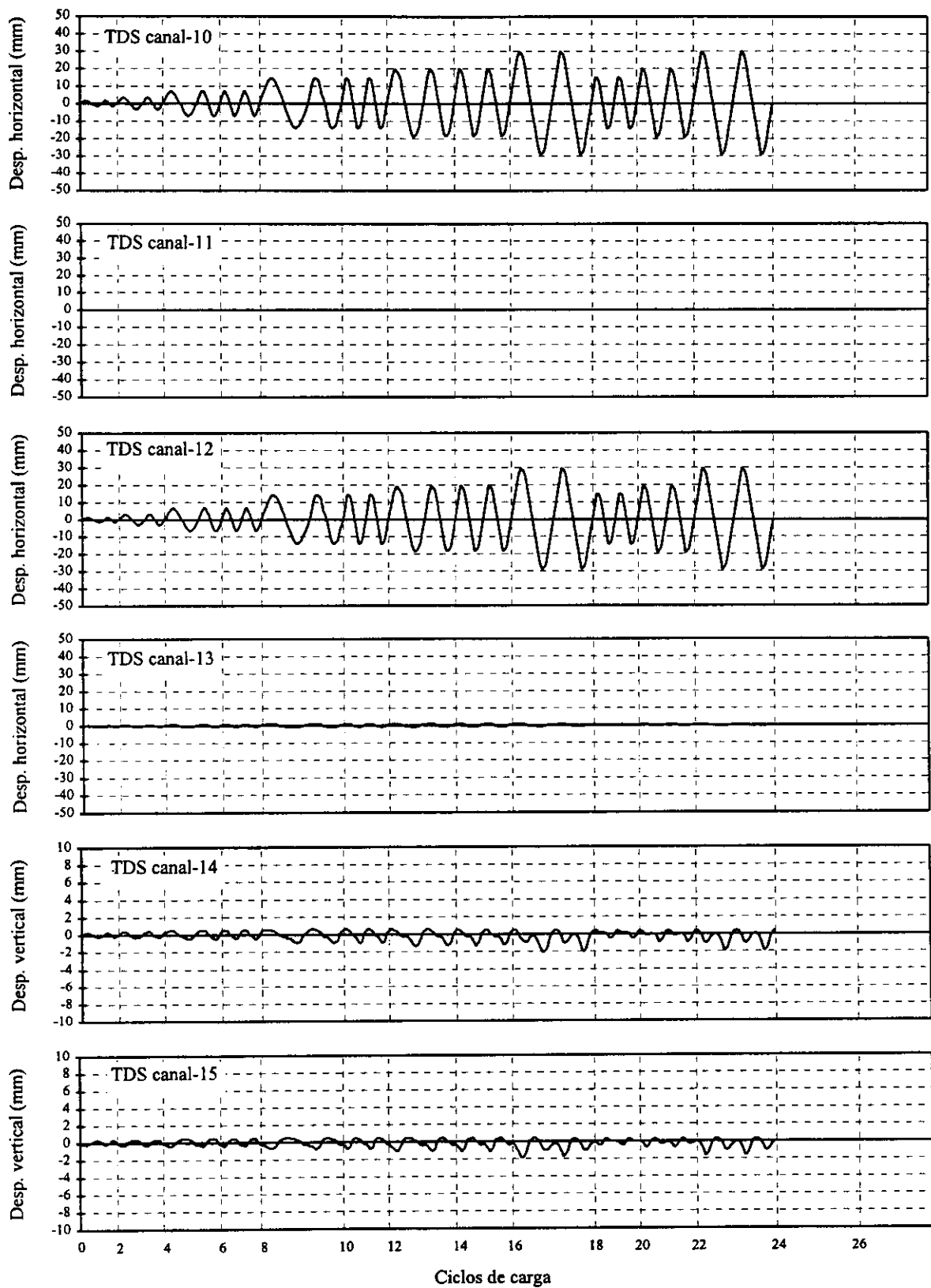


**Fig. 6.10** Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DPC30-AT

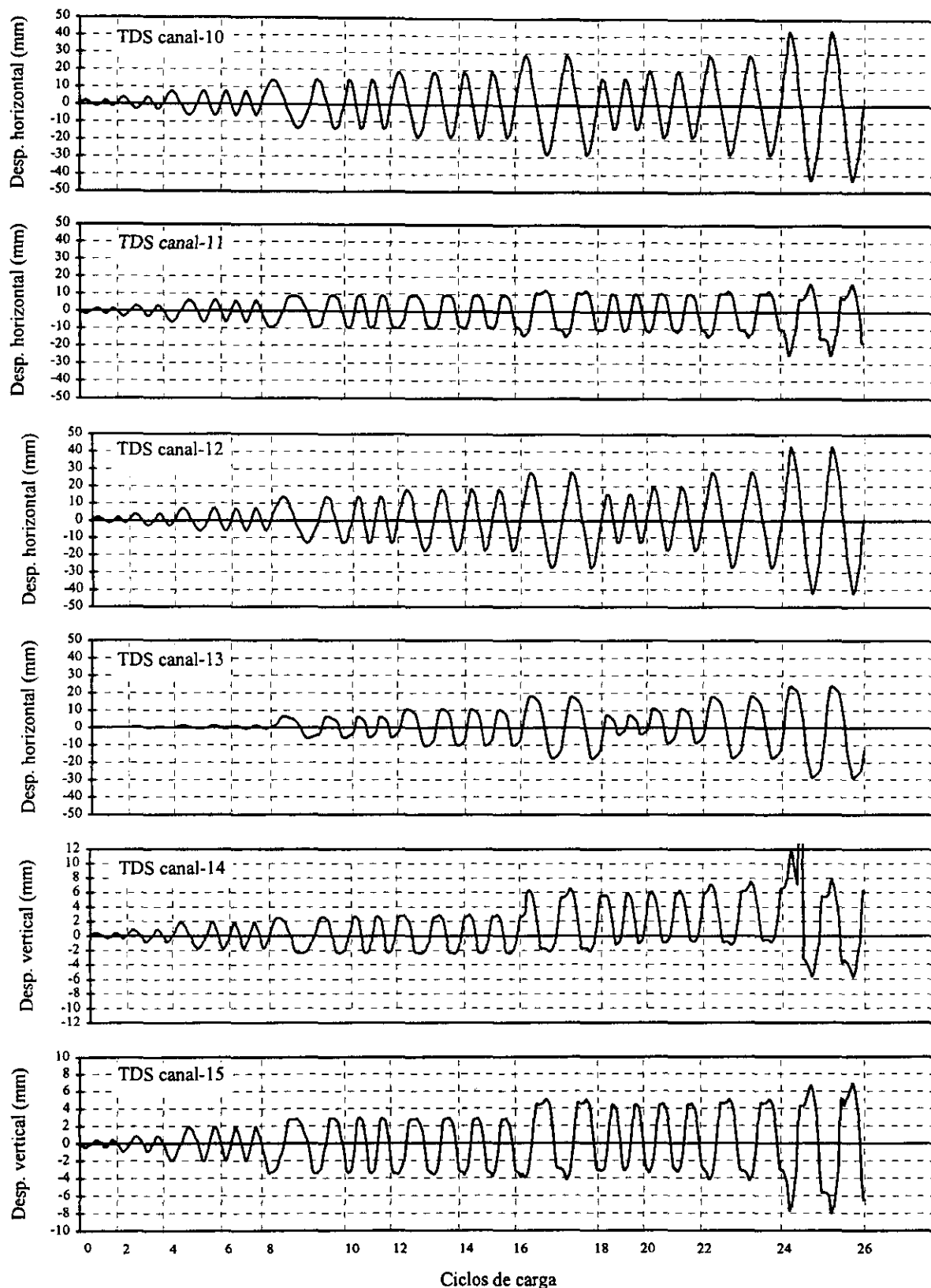




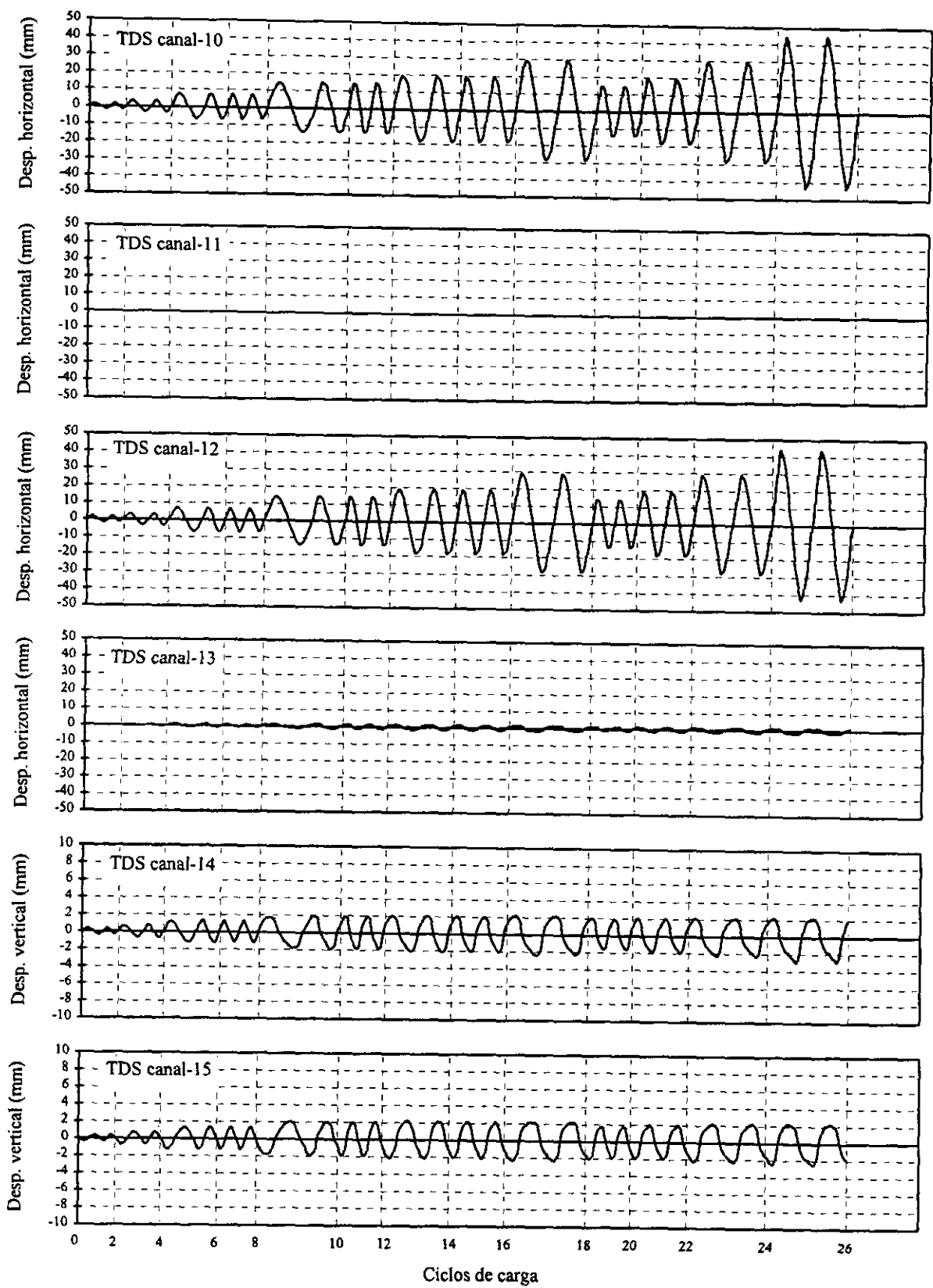
**Fig. 6.11 Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DPC23-B**



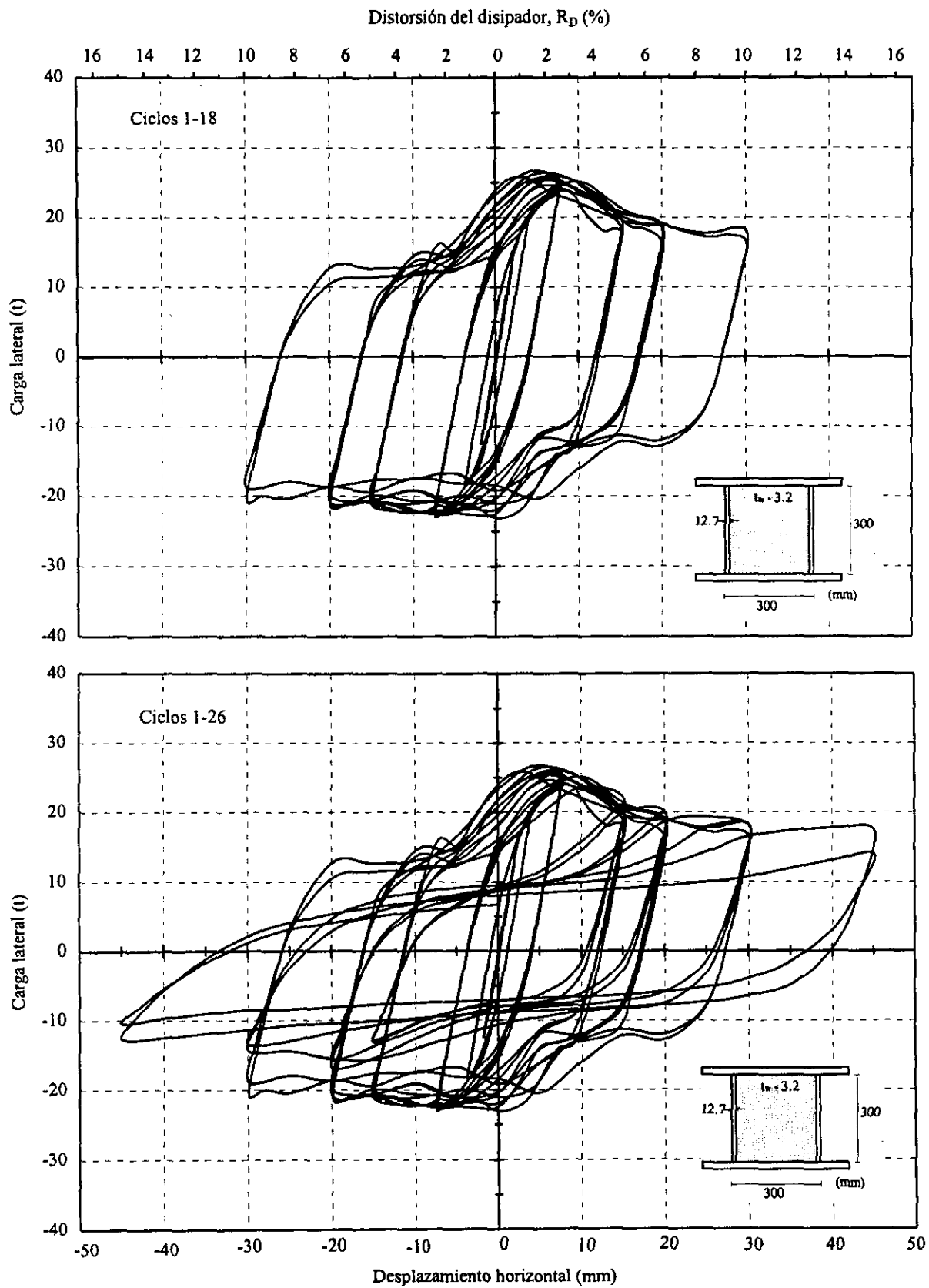
**Fig. 6.12** Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DPC23-AT



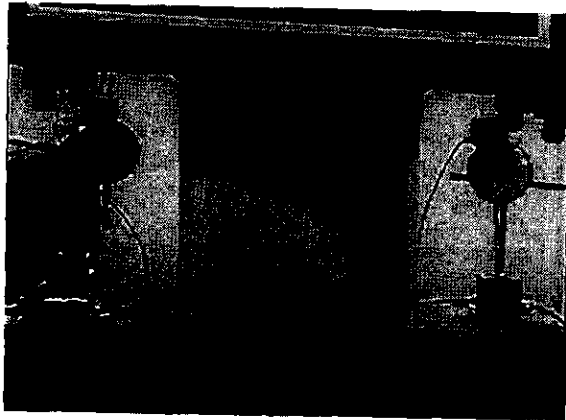
**Fig. 6.13** Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DO-I



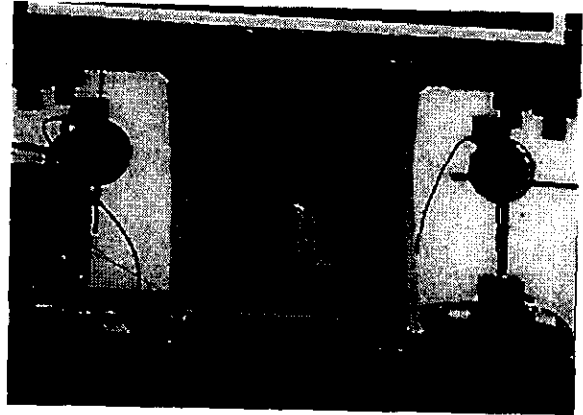
**Fig. 6.14 Historia de desplazamientos de los transductores 10 a 15 del modelo DO-II**



**Fig. 6.15** Curva histerética del dispositivo DPC30-B



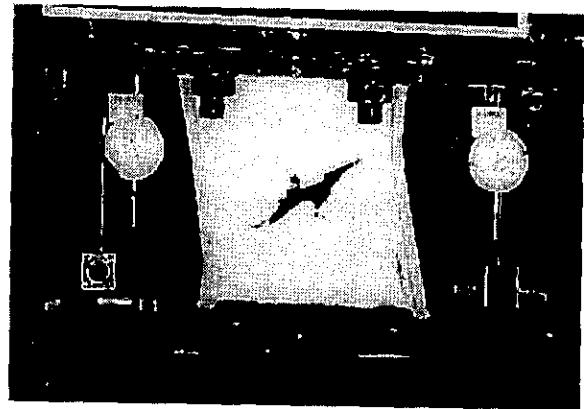
Semicyclo -12



Semicyclo -16

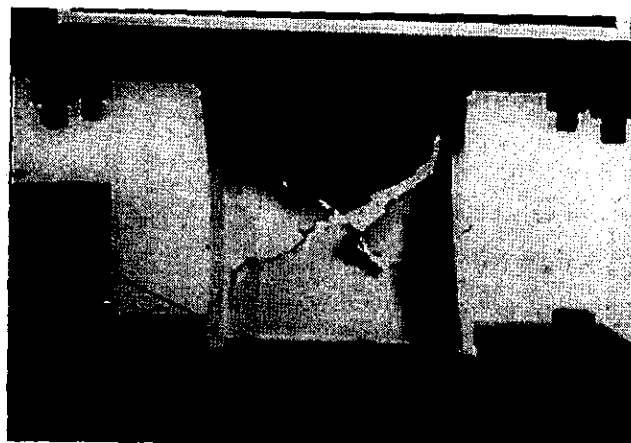


Semicyclo -18

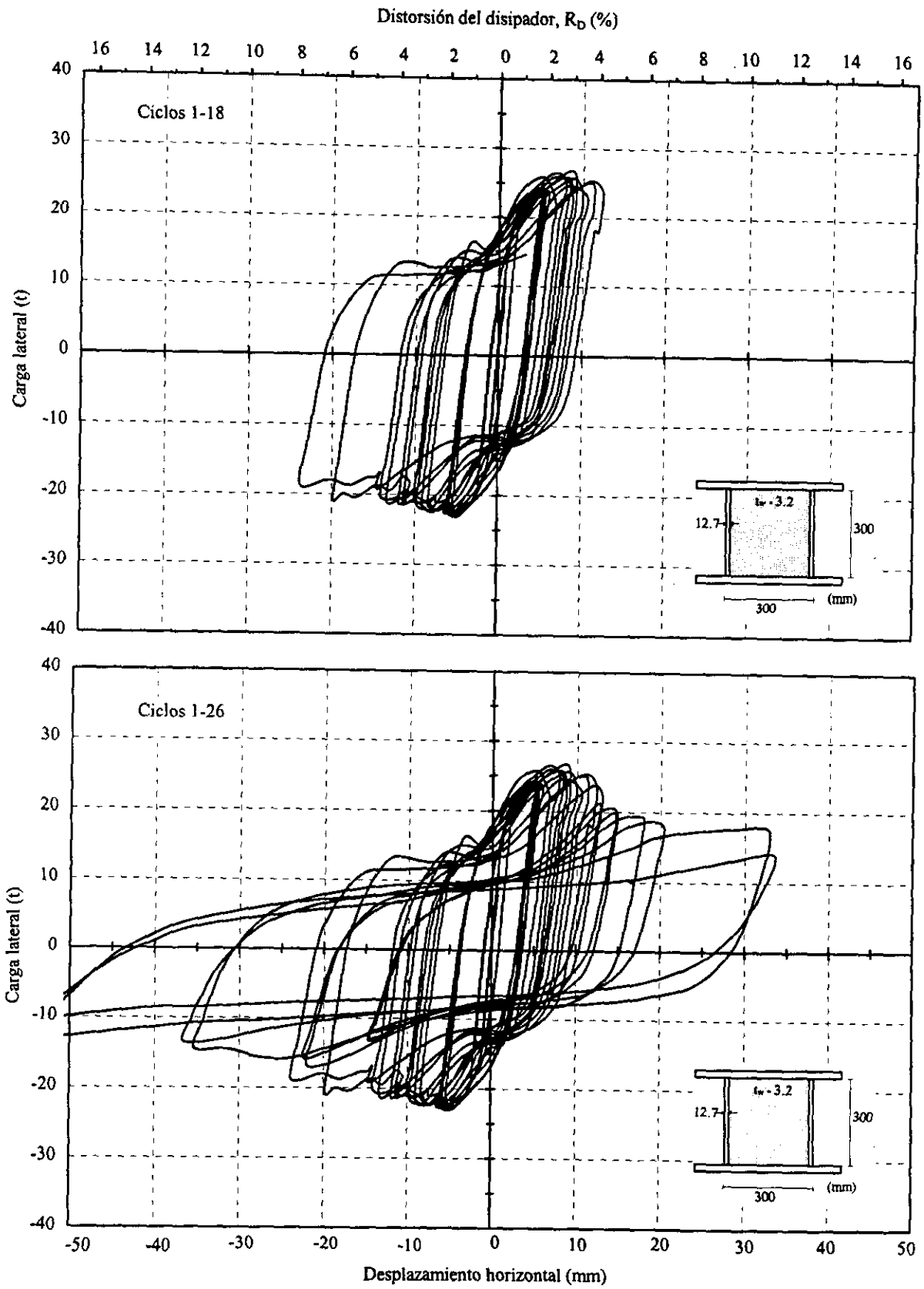


Semicyclo -24

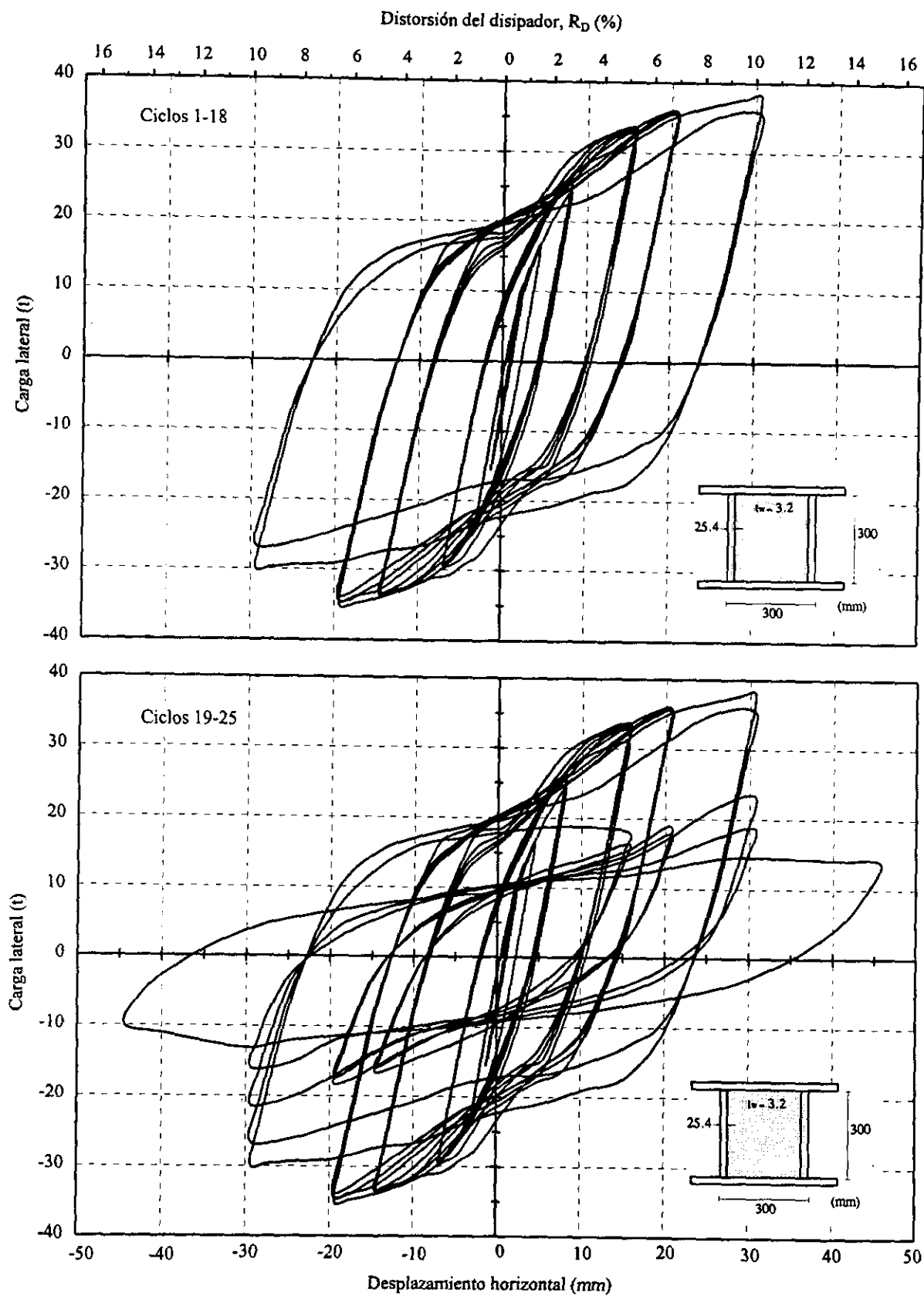
***Fig. 6.16 Secuencia de daño del dispositivo DPC30-B***



***Fig. 6.17 Estado final de daño del dispositivo DPC30-B***



**Fig. 6.18 Curva histerética real del dispositivo DPC30-B**

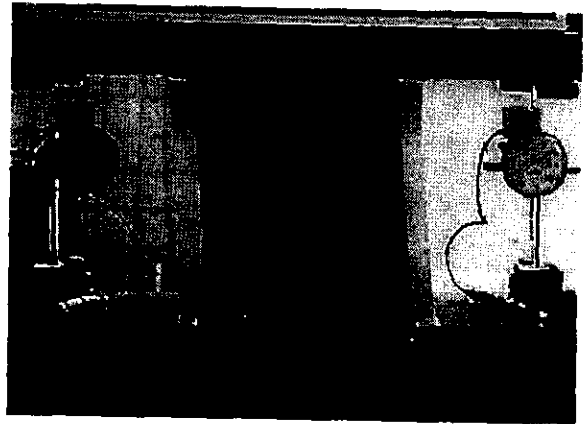


**Fig. 6.19** Curva histerética del dispositivo DPC30-2F





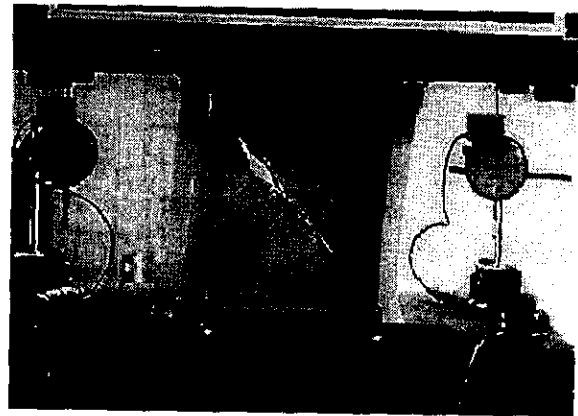
Semiciclo -12



Semiciclo -16

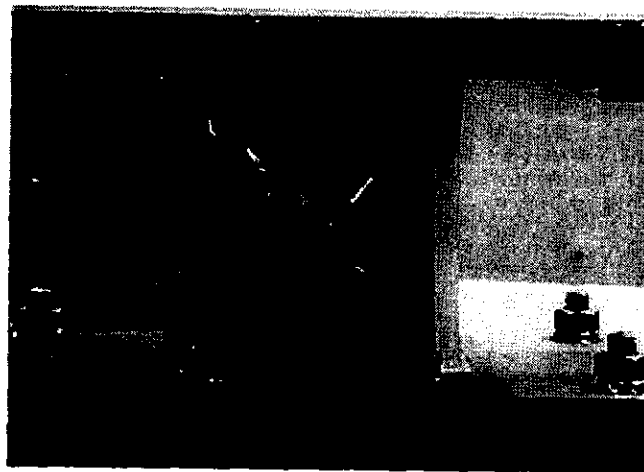


Semiciclo -18



Semiciclo +24

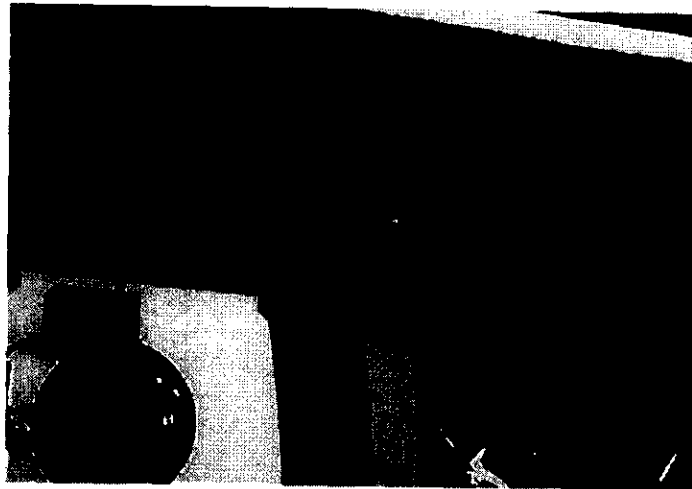
**Fig. 6.20 Secuencia de daño del dispositivo DPC30-2F**



**Fig. 6.21 Estado final de daño del dispositivo DPC30-2F**

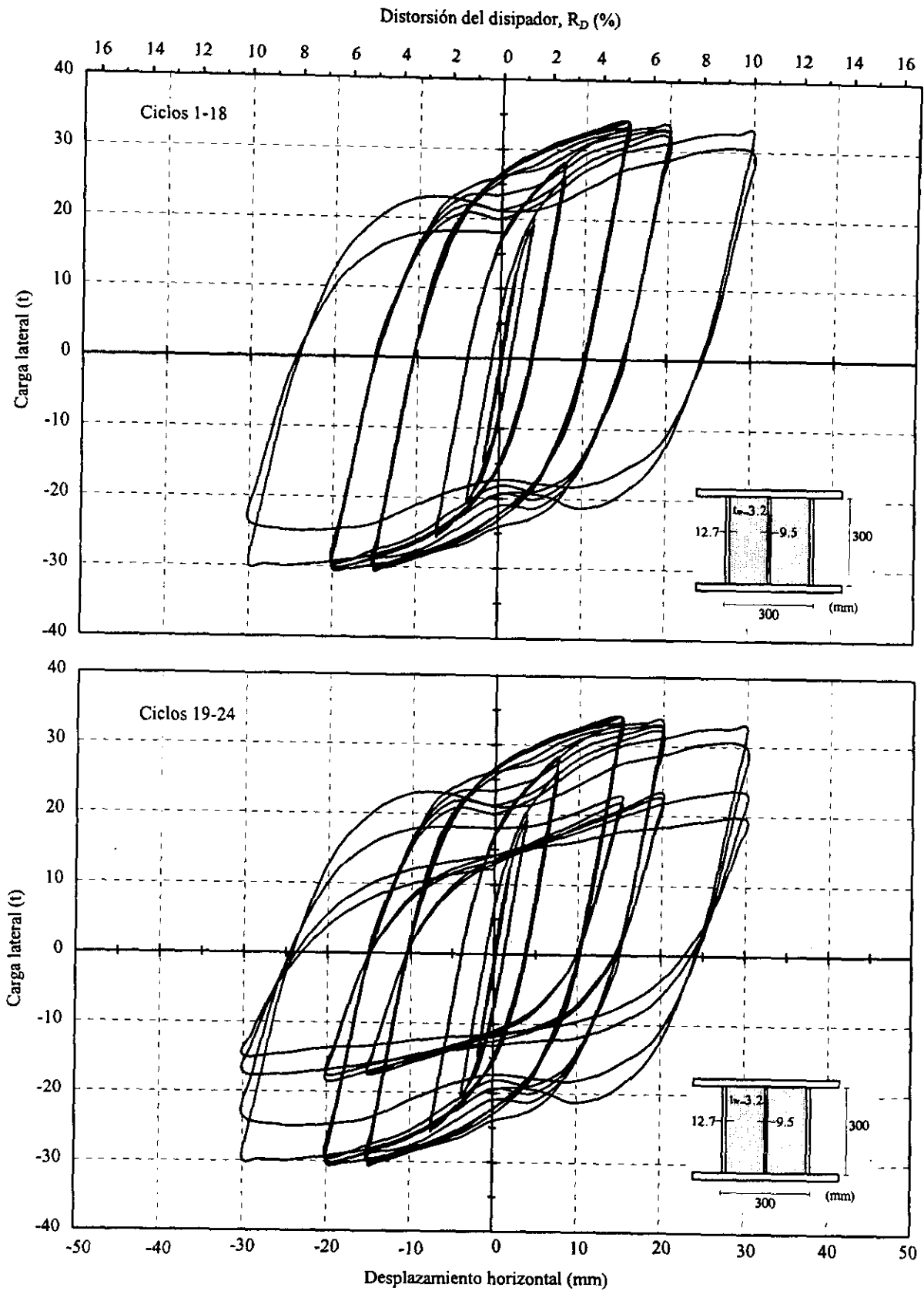


Patín derecho

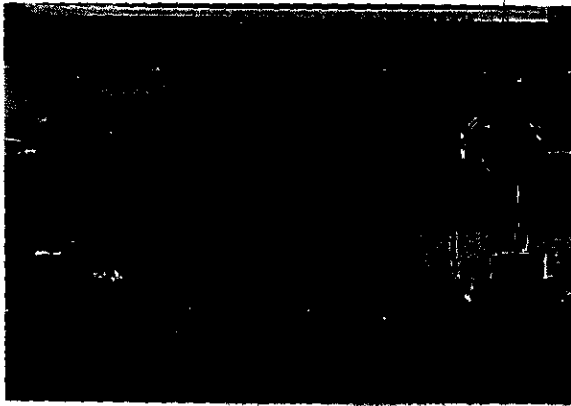


Patín izquierdo

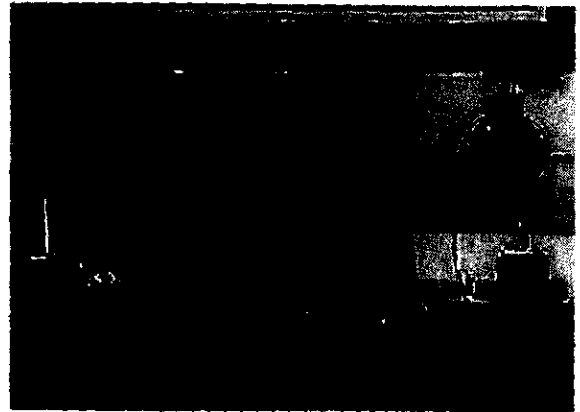
***Fig. 6.22 Daño en la unión de los patines con la placa de base superior***



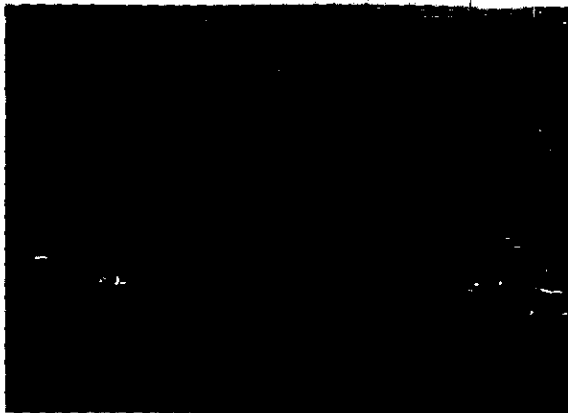
**Fig. 6.23** Curva histerética del dispositivo DPC30-AL



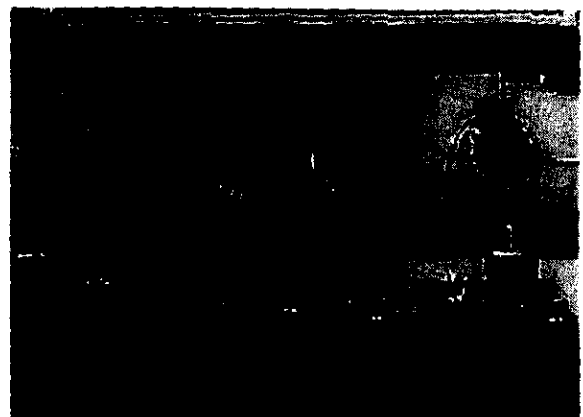
Semiciclo -12



Semiciclo -16

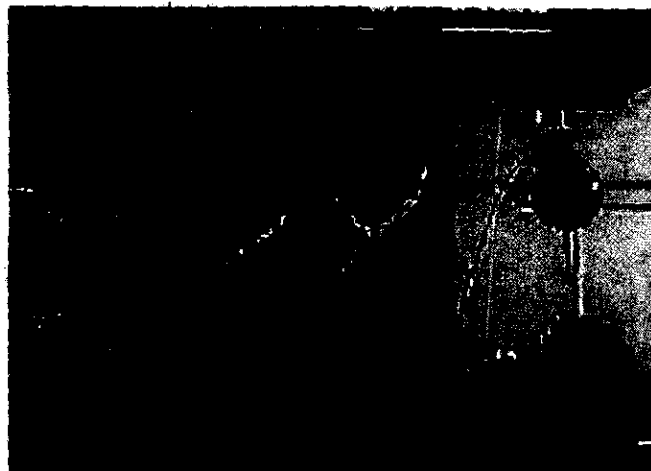


Semiciclo -18

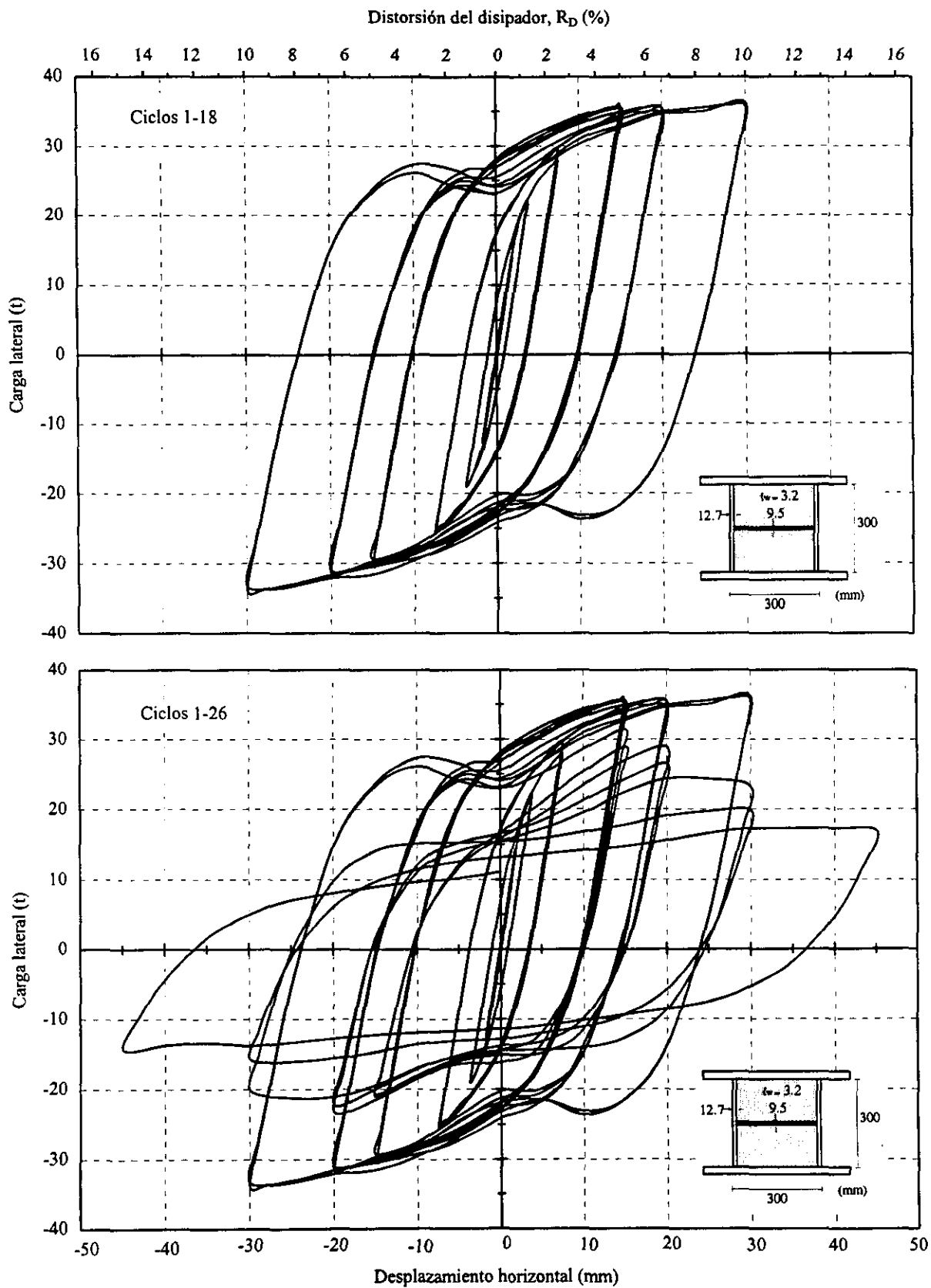


Semiciclo +24

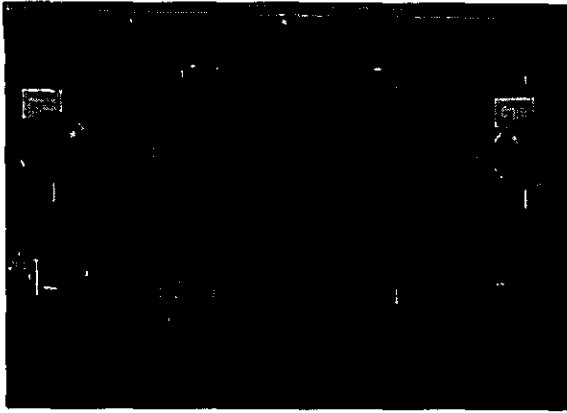
**Fig. 6.24 Secuencia de daño del dispositivo DPC30-AL**



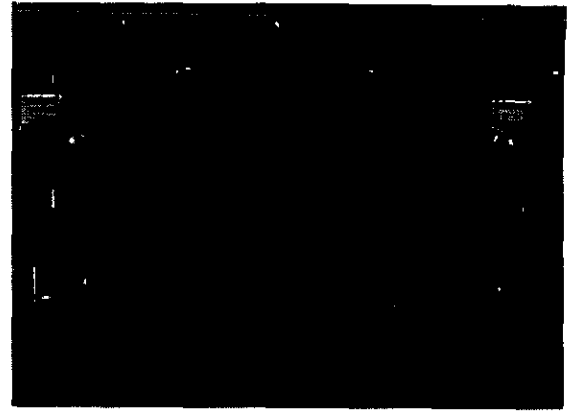
**Fig. 6.25 Estado final de daño del dispositivo DPC30-AL**



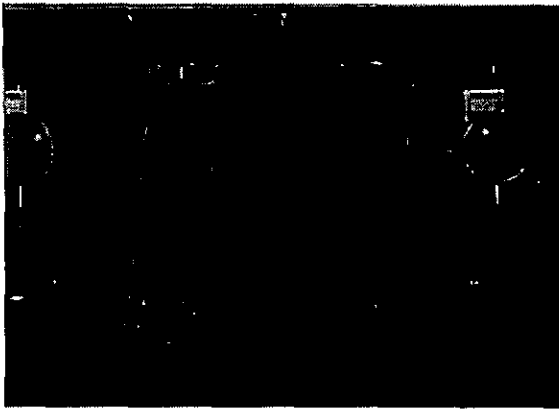
**Fig. 6.26** Curva histerética del dispositivo DPC30-AT



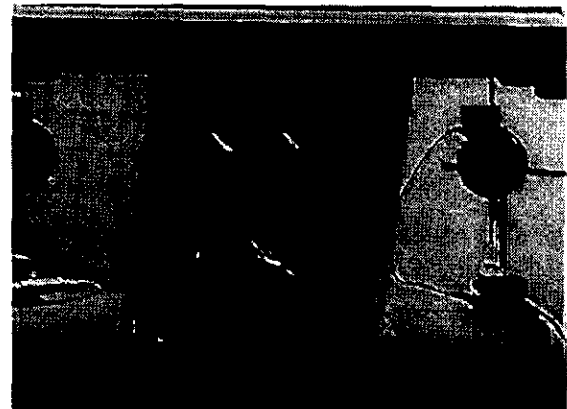
Semiciclo -12



Semiciclo -16

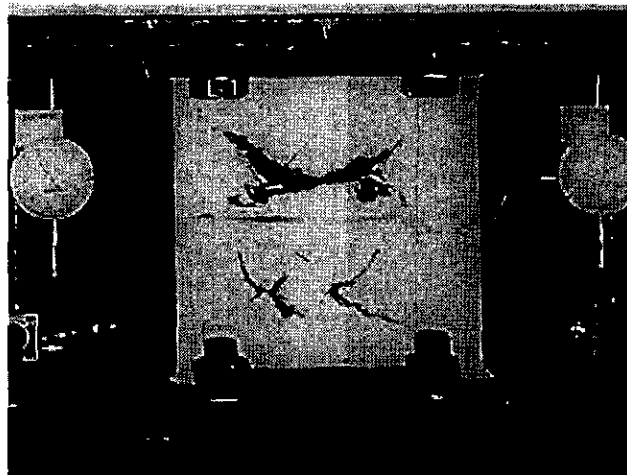


Semiciclo +18

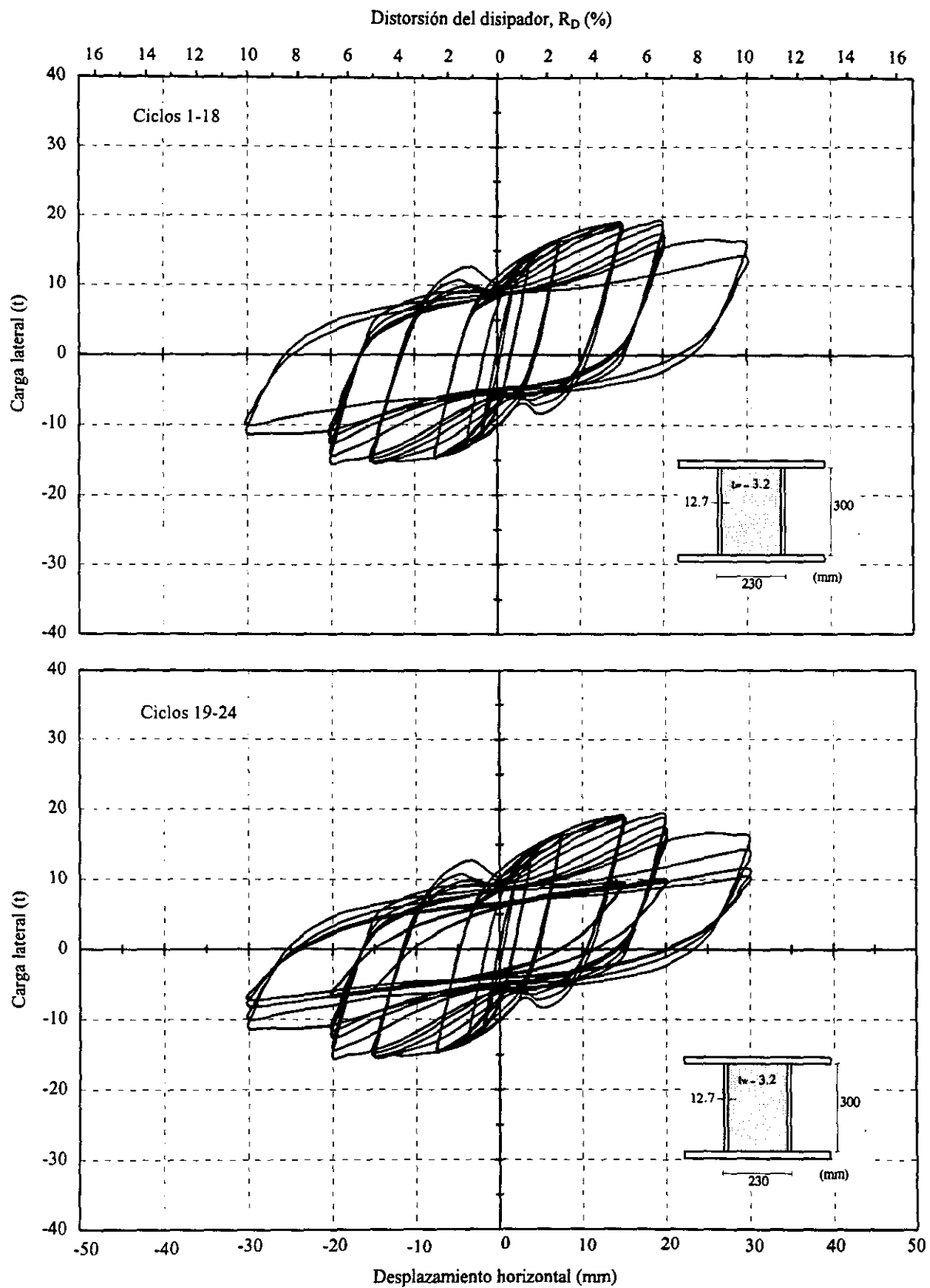


Semiciclo +24

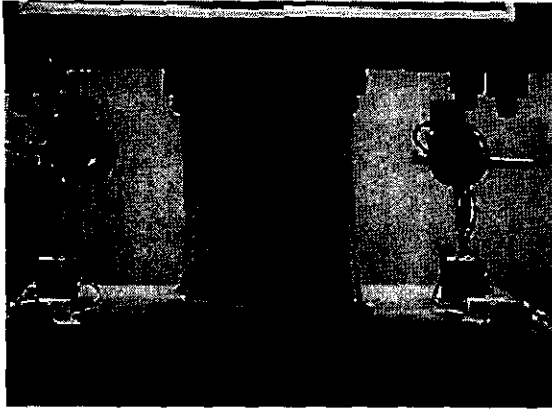
**Fig. 6.27** *Secuencia de daño del dispositivo DPC30-AT*



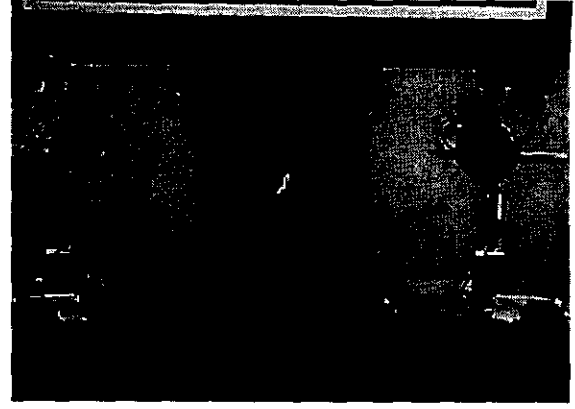
**Fig. 6.28** *Estado final de daño del dispositivo DPC30-AT*



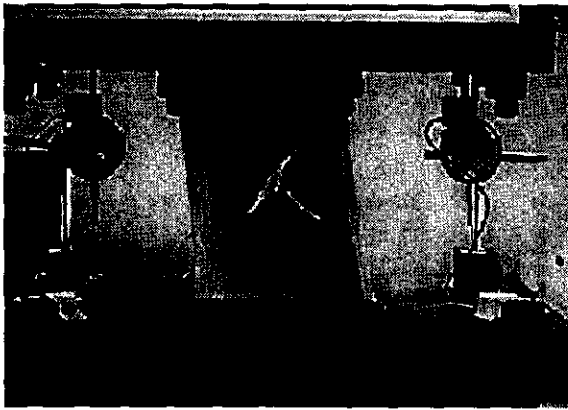
**Fig. 6.29** Curva histerética del dispositivo DPC23-B



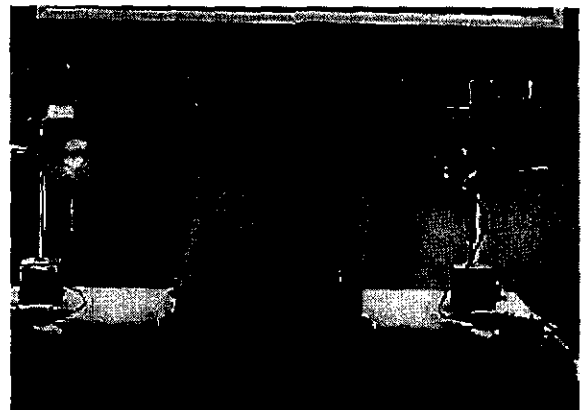
Semiciclo -12



Semiciclo -16

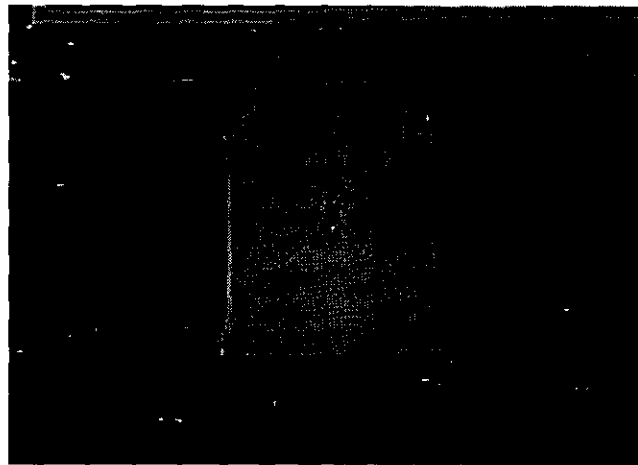


Semiciclo -18



Semiciclo +24

**Fig. 6.30 Secuencia de daño del dispositivo DPC23-B**



**Fig. 6.31 Estado final de daño del dispositivo DPC23-B**



Fig. 6.32 Curva histérica del dispositivo DPC23-AT

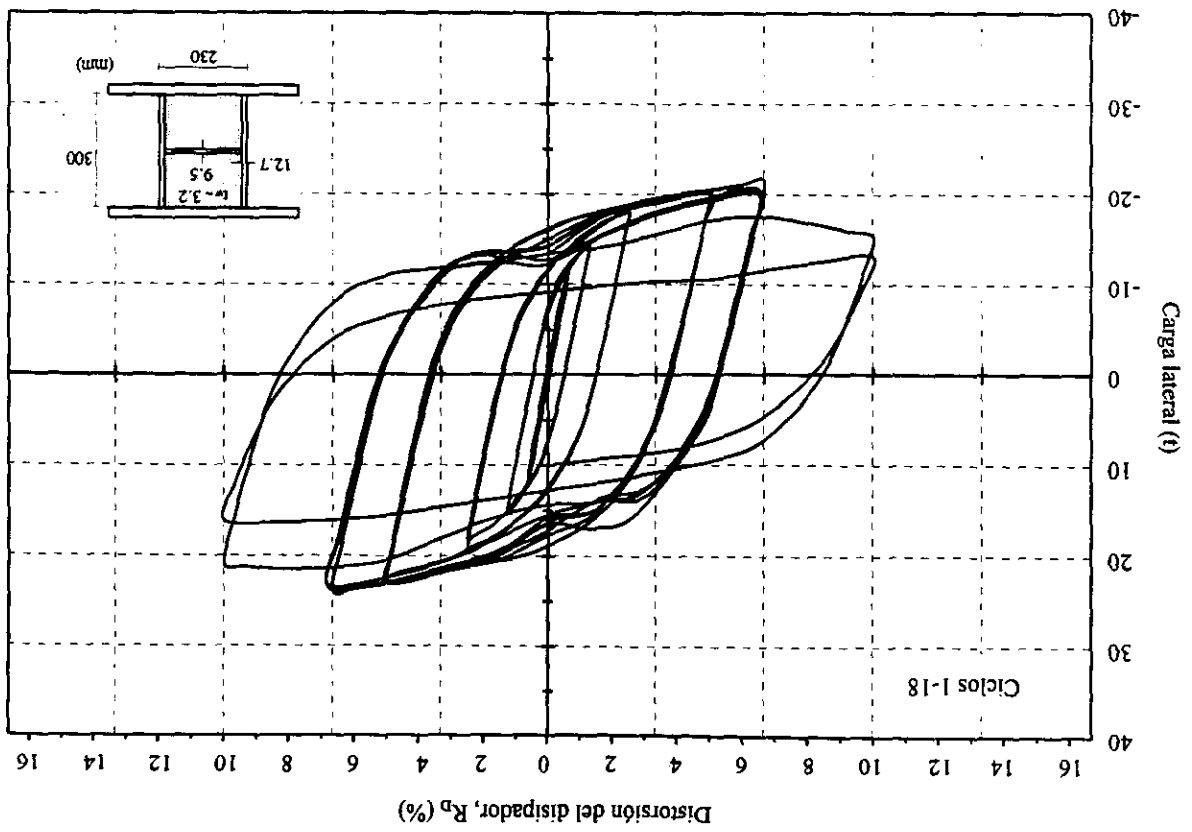
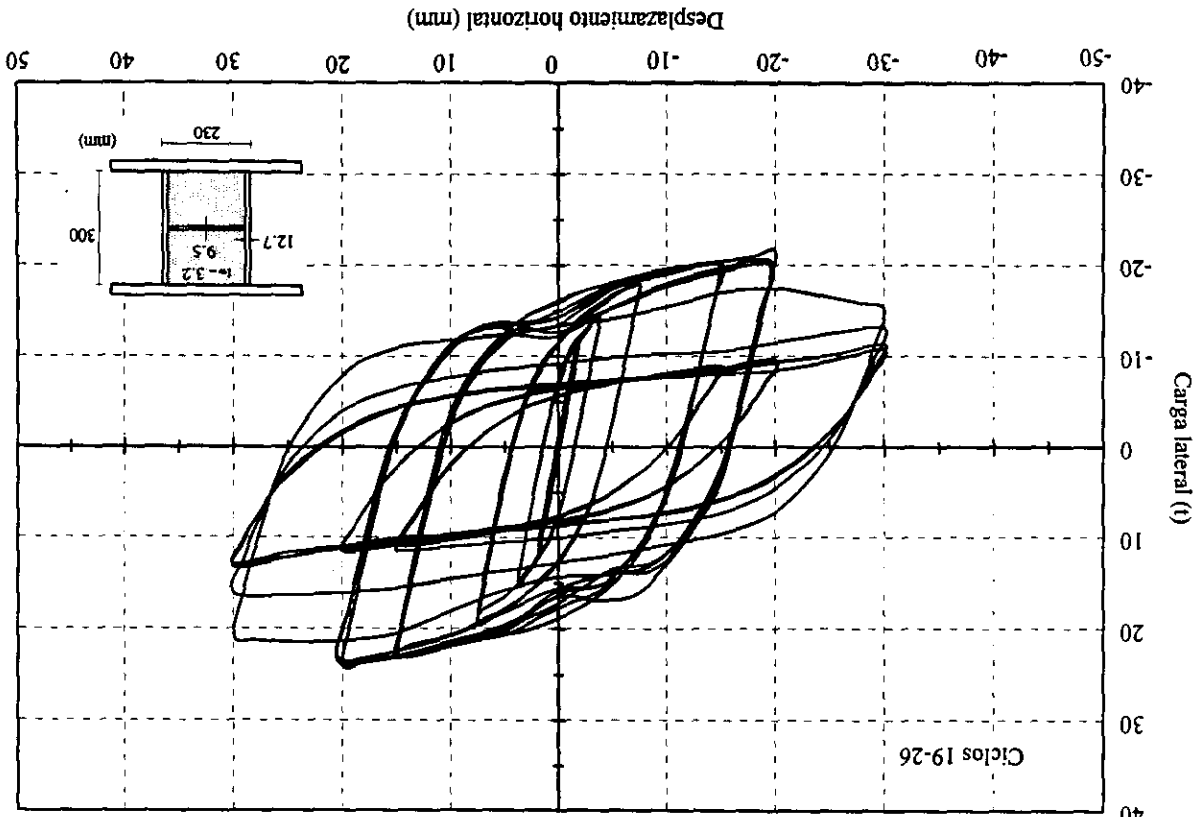


Fig. 6.34 Estado final de daño del dispositivo DPC23-AT

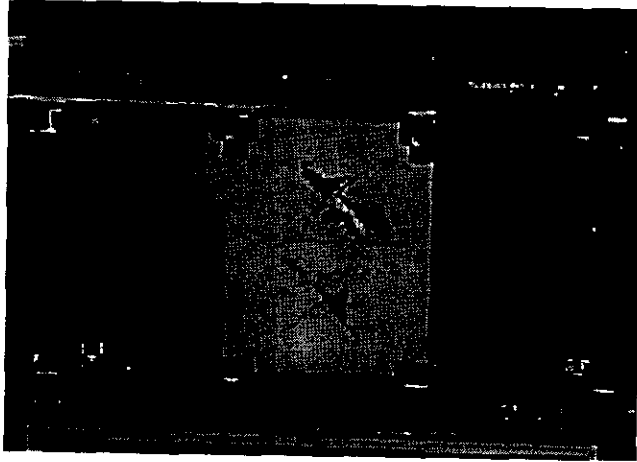
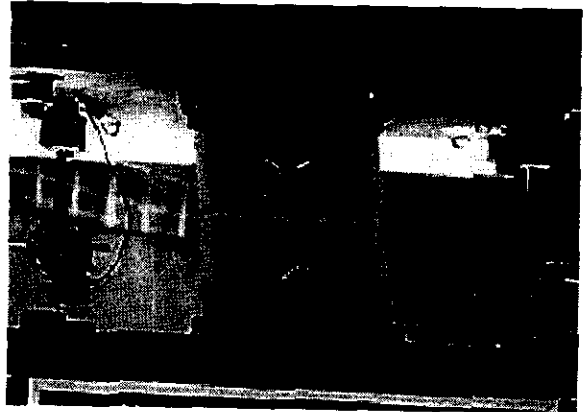


Fig. 6.33 Secuencia de daño del dispositivo DPC23-AT

Semciclo +24



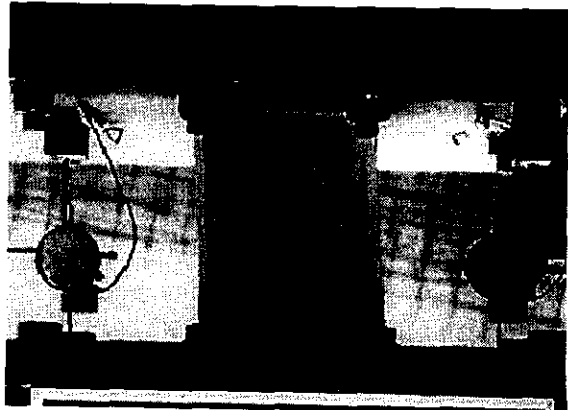
Semciclo -18

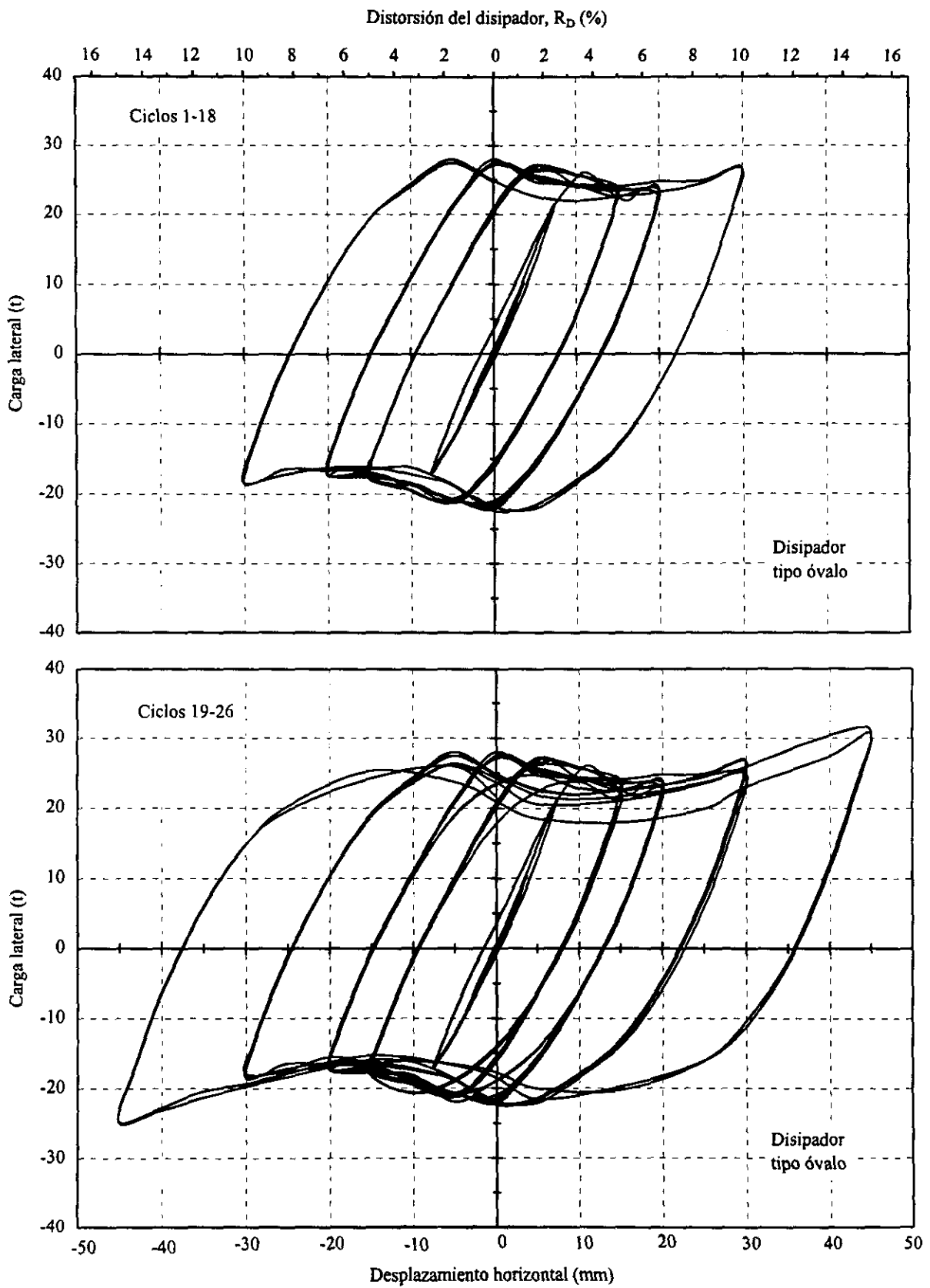


Semciclo -16

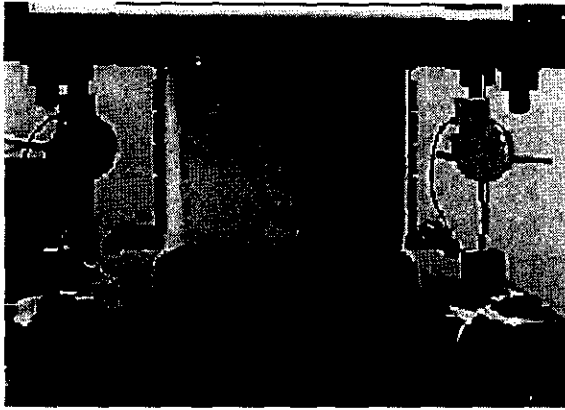


Semciclo -12

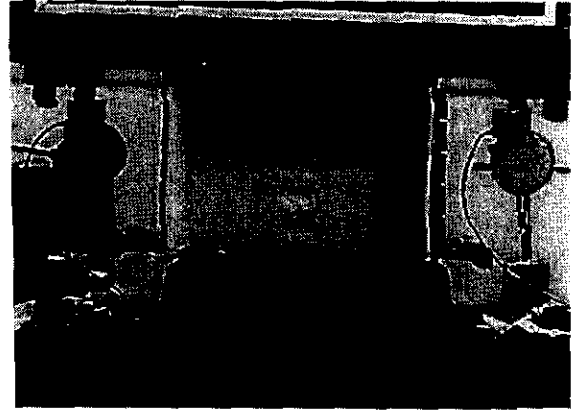




**Fig. 6.35 Curva histerética del dispositivo DO-I**

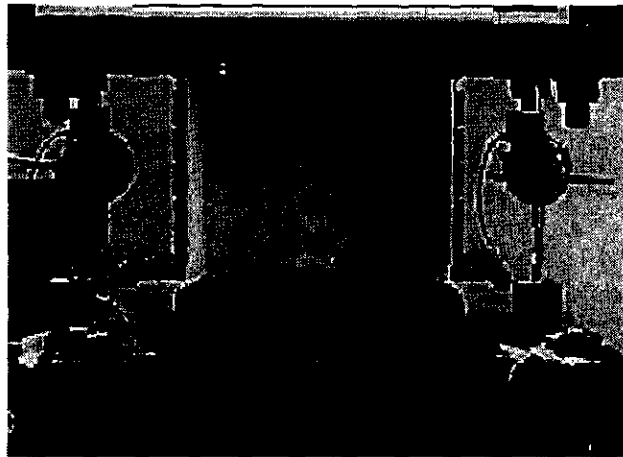


Semicyclo -12

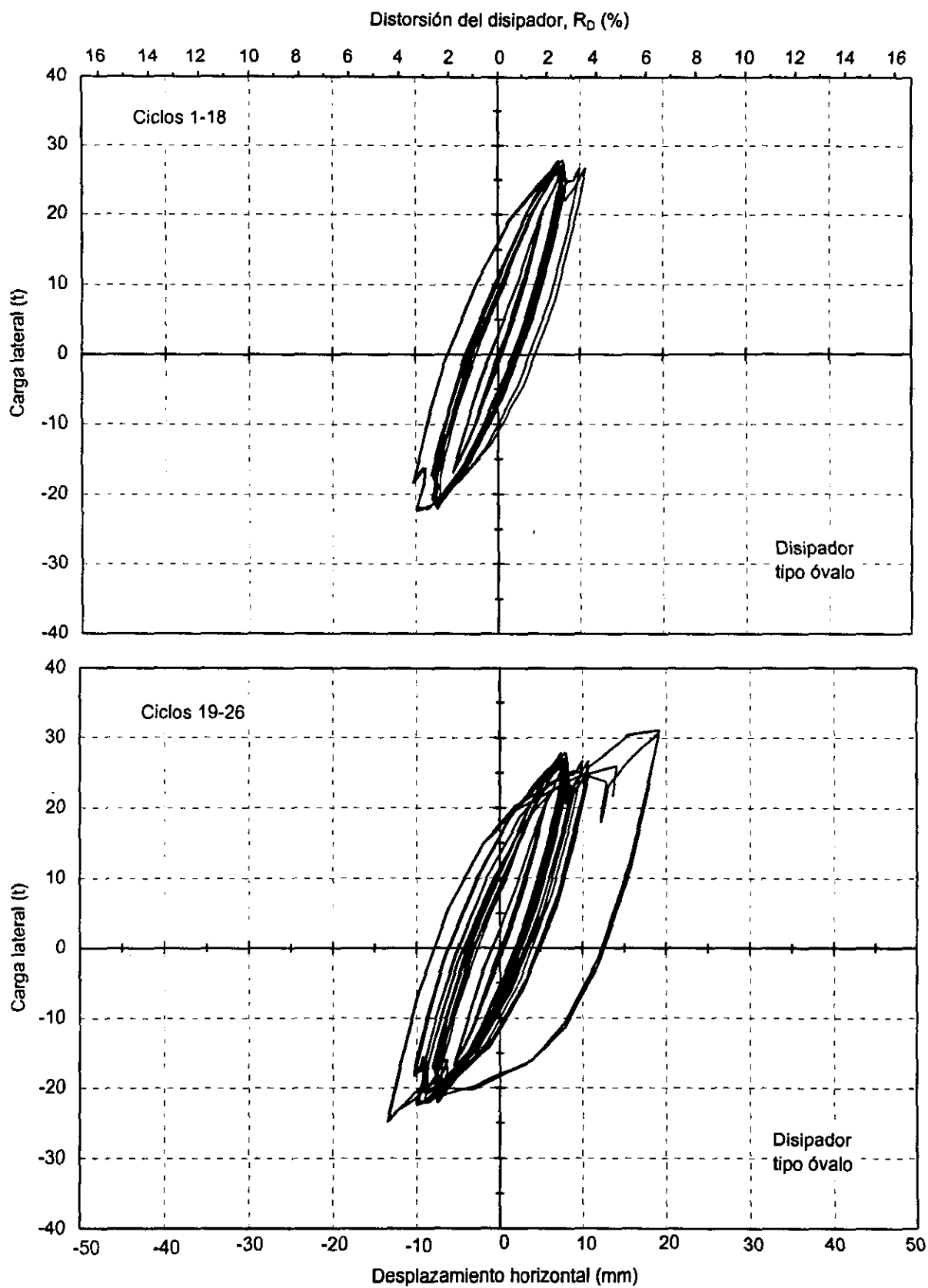


Semicyclo -24

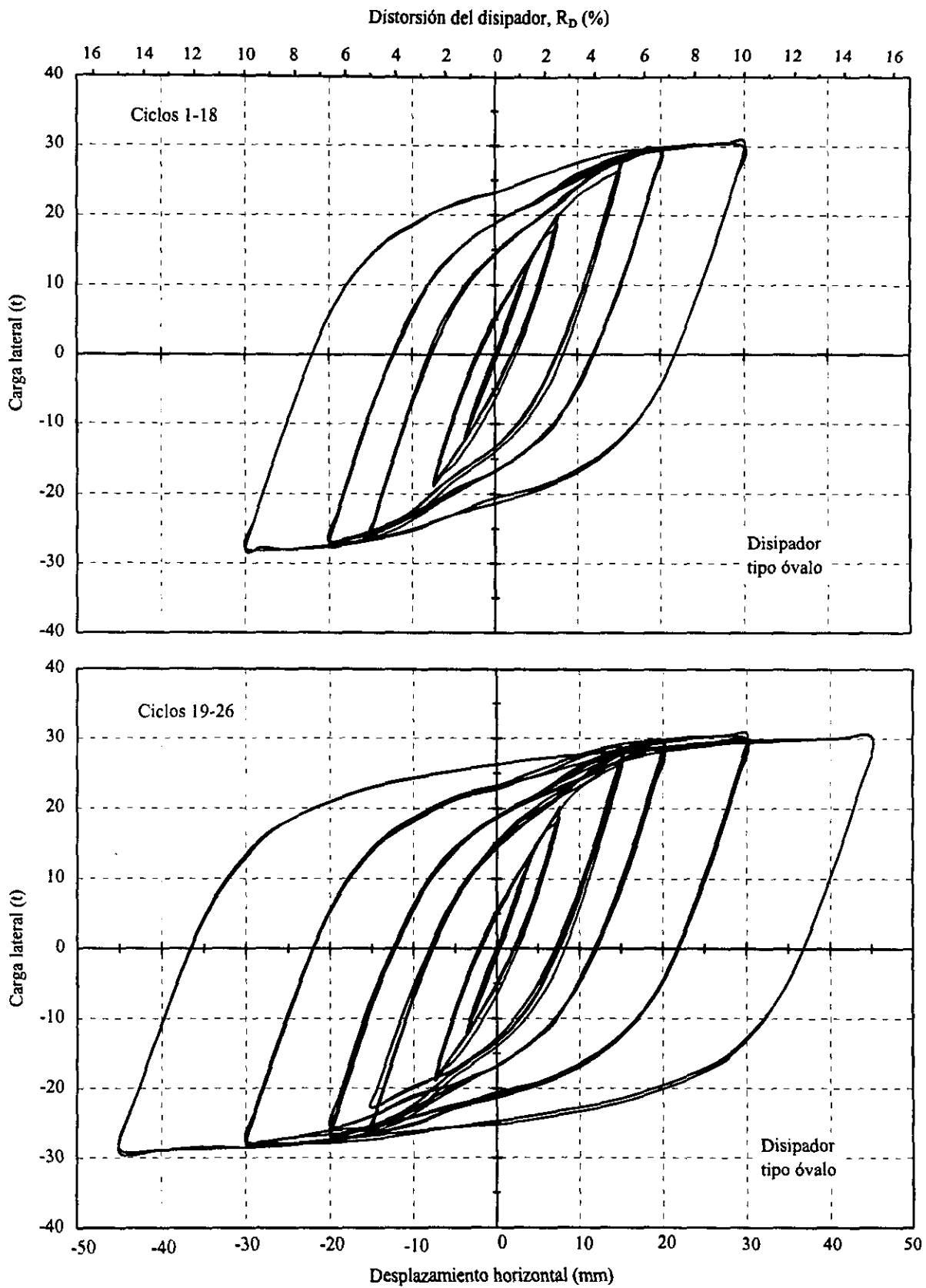
**Fig. 6.36** *Secuencia de carga del dispositivo DO-I*



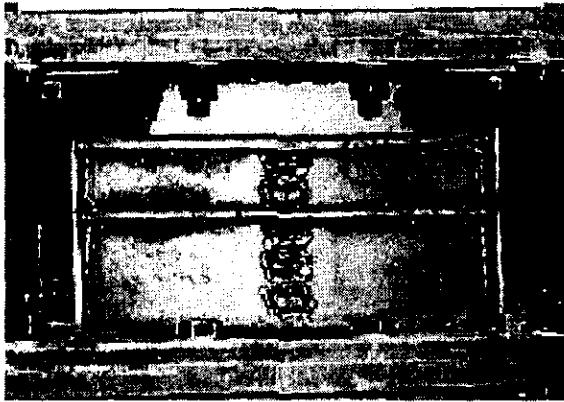
**Fig. 6.37** *Estado final del dispositivo DO-I*



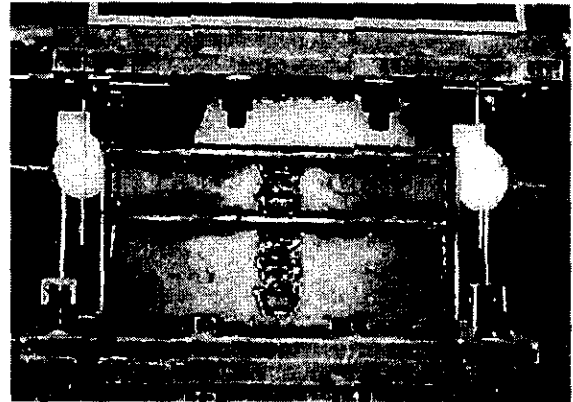
**Fig. 6.38 Curva histerética real del dispositivo DO-I**



**Fig. 6.39 Curva histerética del dispositivo DO-II**

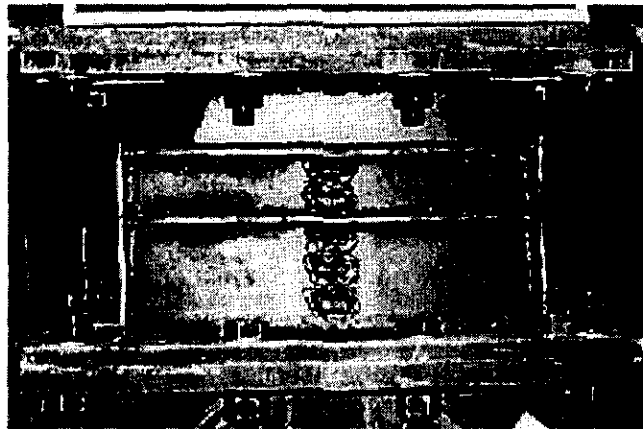


Semiciclo -12



Semiciclo +24

*Fig. 6.40 Secuencia de carga del dispositivo DO-II*



*Fig. 6.41 Estado final del dispositivo DO-II*

Fig. 6.43 Envolvente del dispositivo DPC30-2F

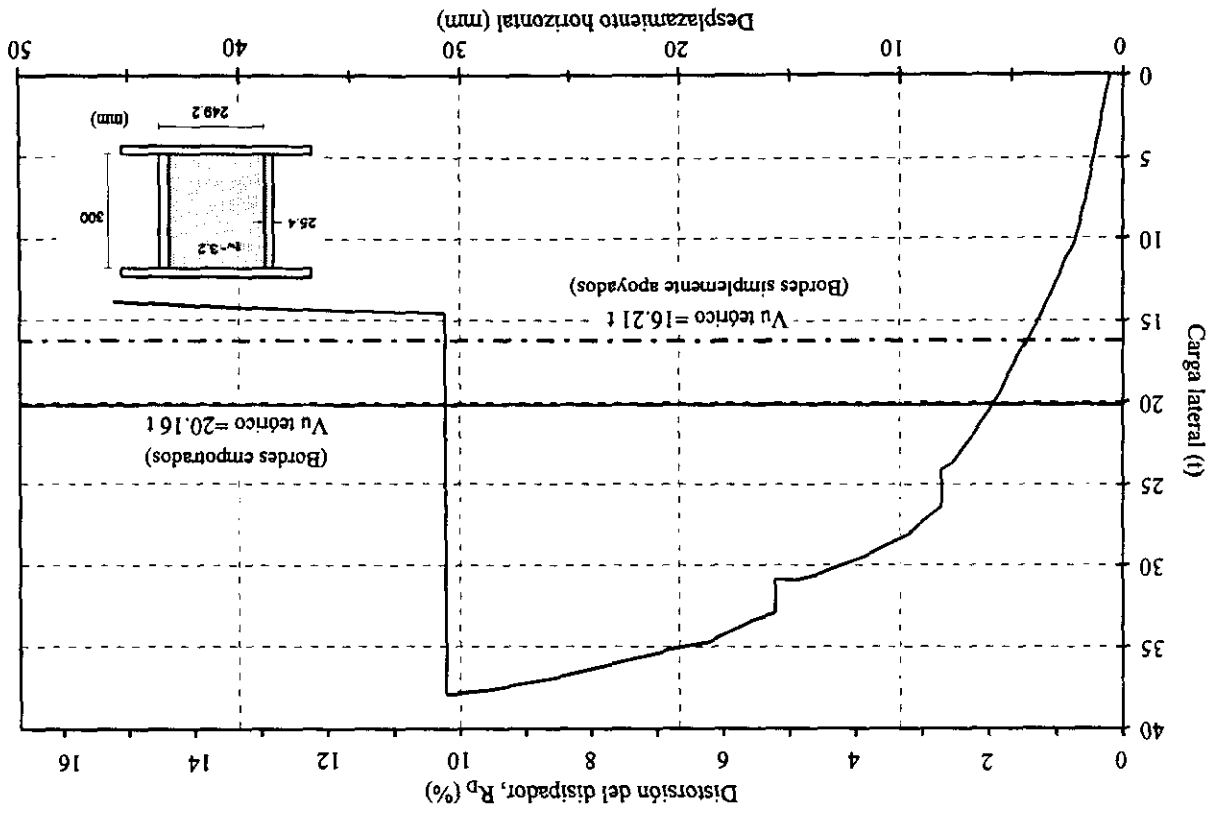


Fig. 6.42 Envolvente del dispositivo DPC30-B

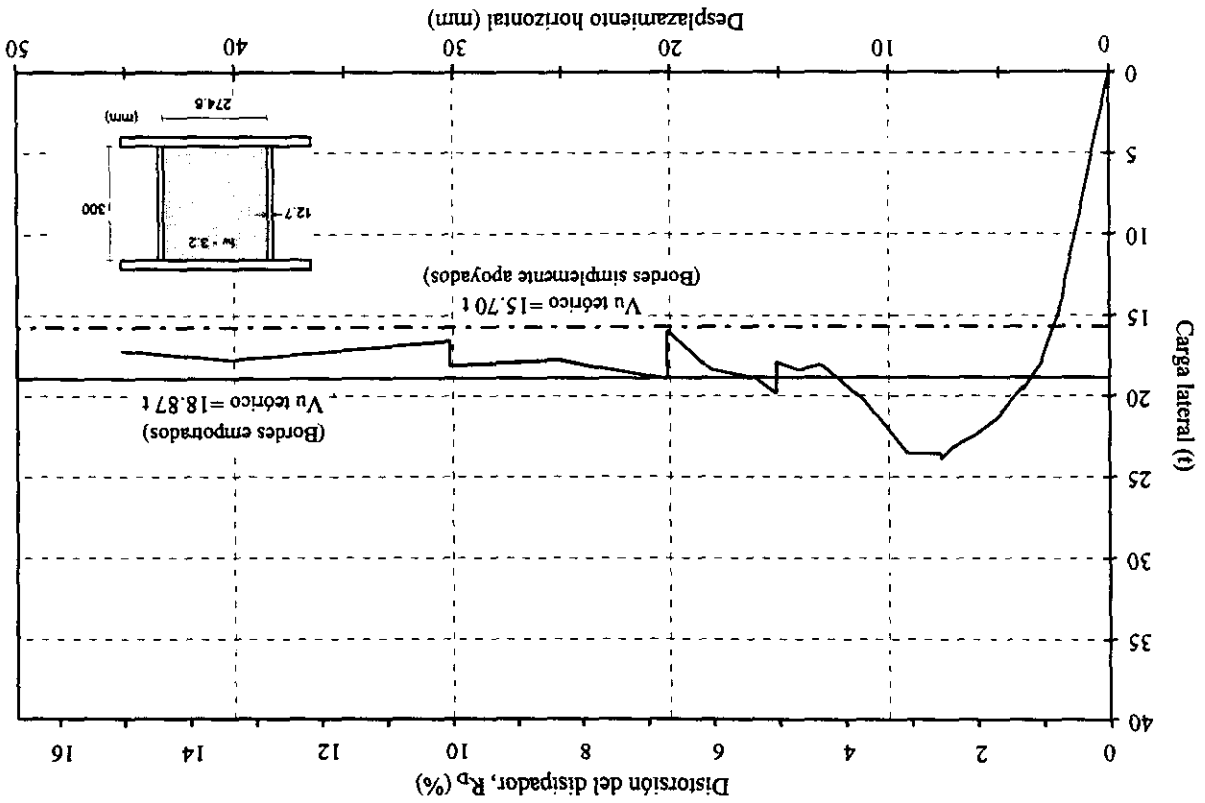




Fig. 6.45 Envolvente del dispositivo DPC30-AT

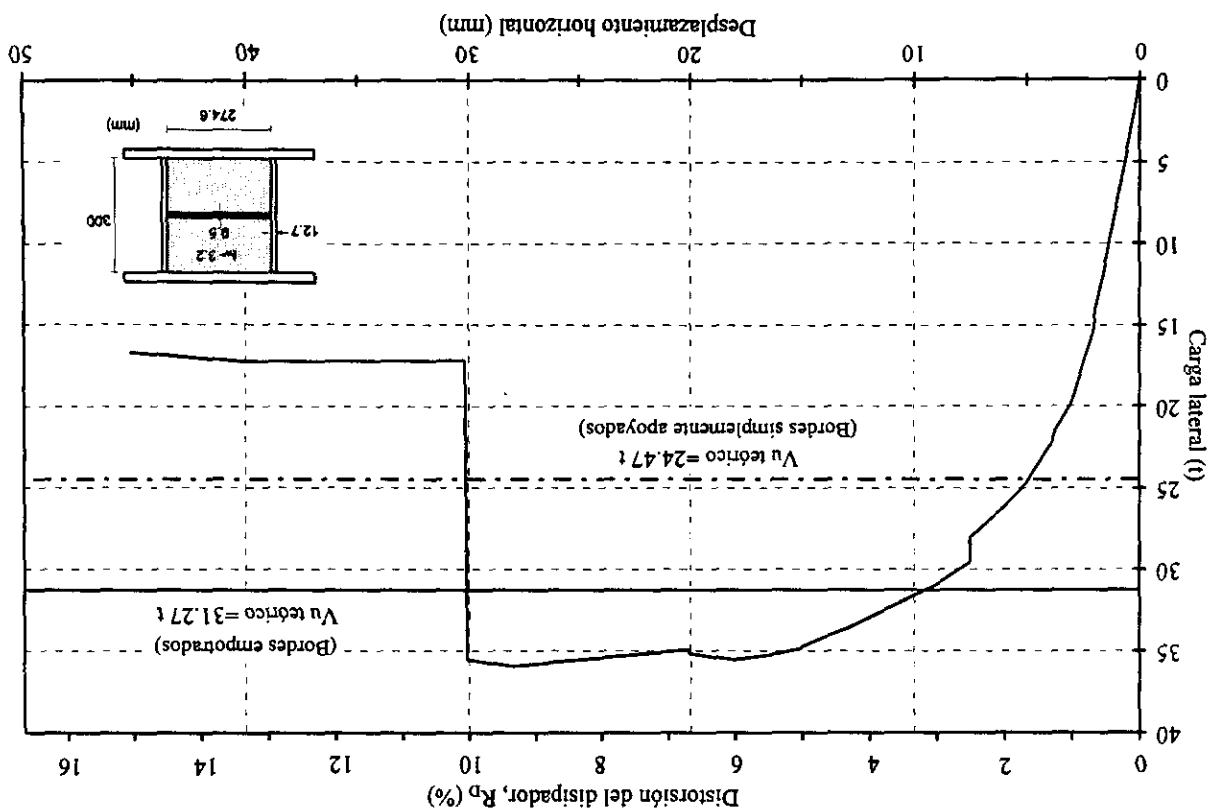


Fig. 6.44 Envolvente del dispositivo DPC30-AL

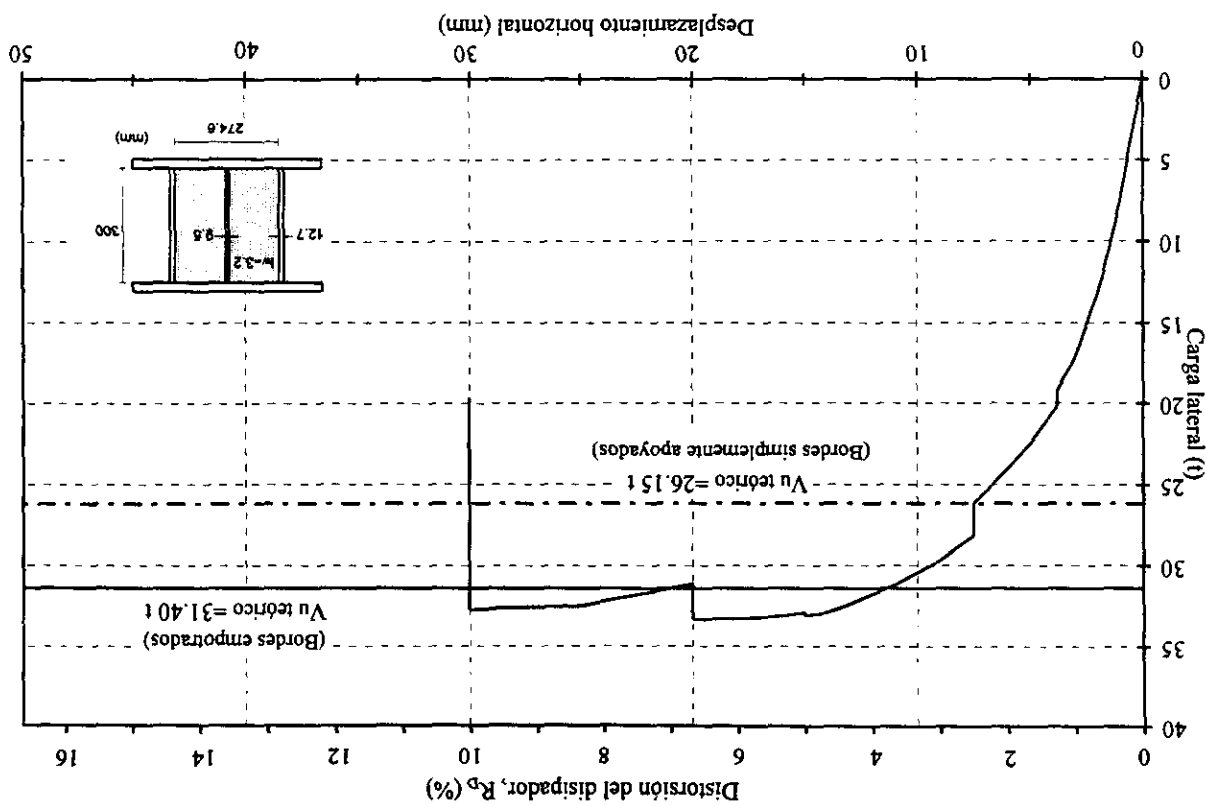


Fig. 6.47 Envolverte del dispositivo DPC23-A1

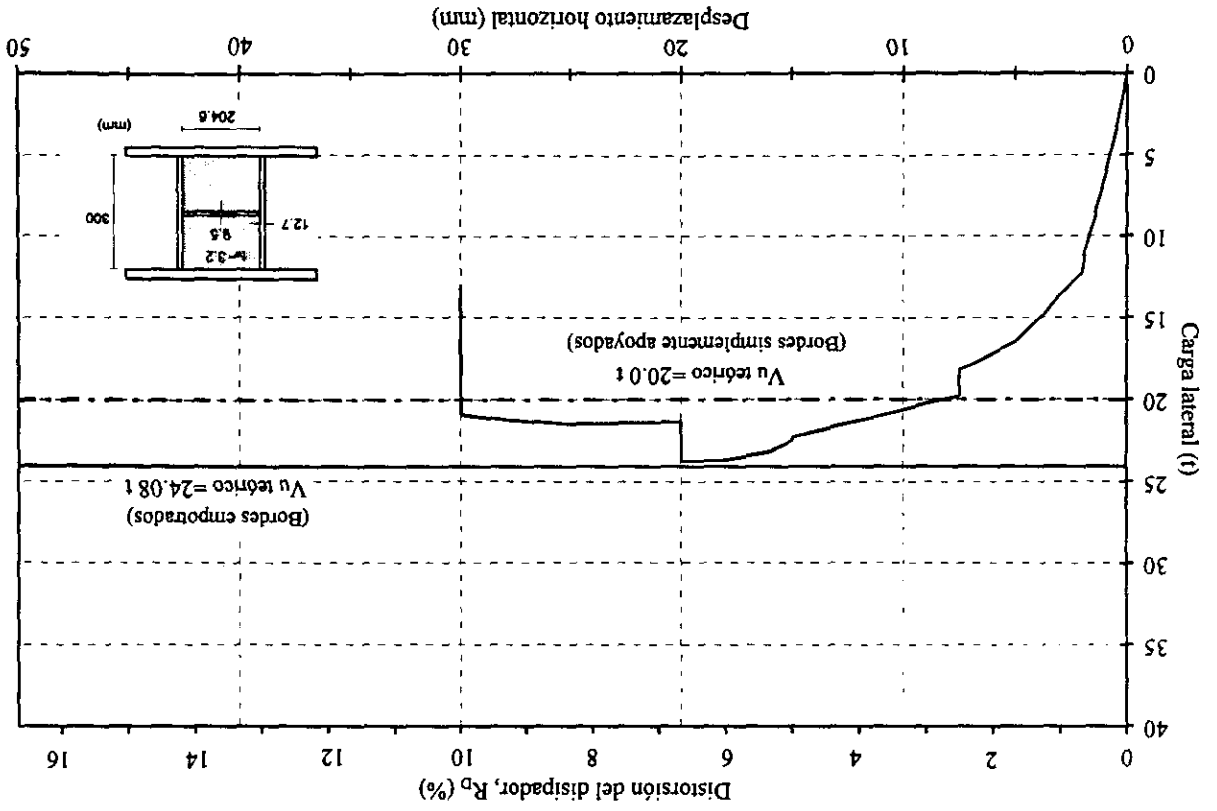


Fig. 6.46 Envolverte del dispositivo DPC23-B

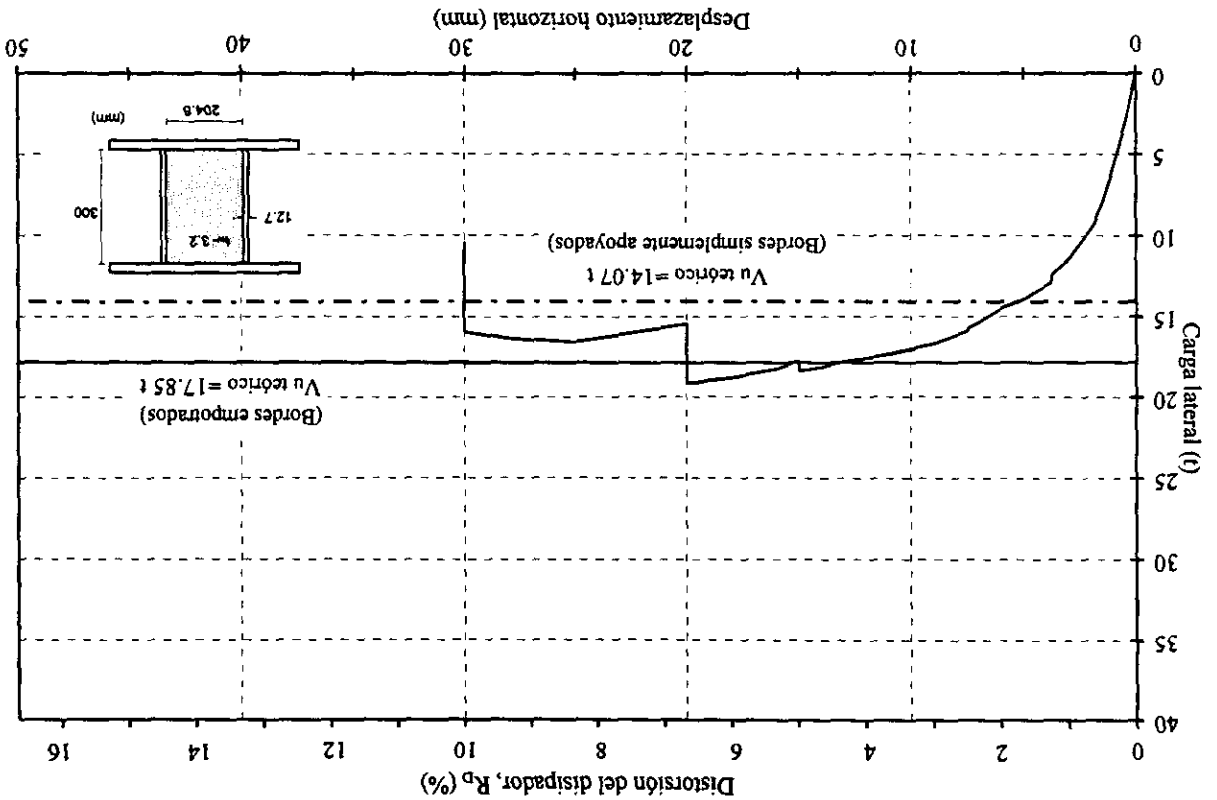


Fig. 6.49 Envolvente del dispositivo DO-II

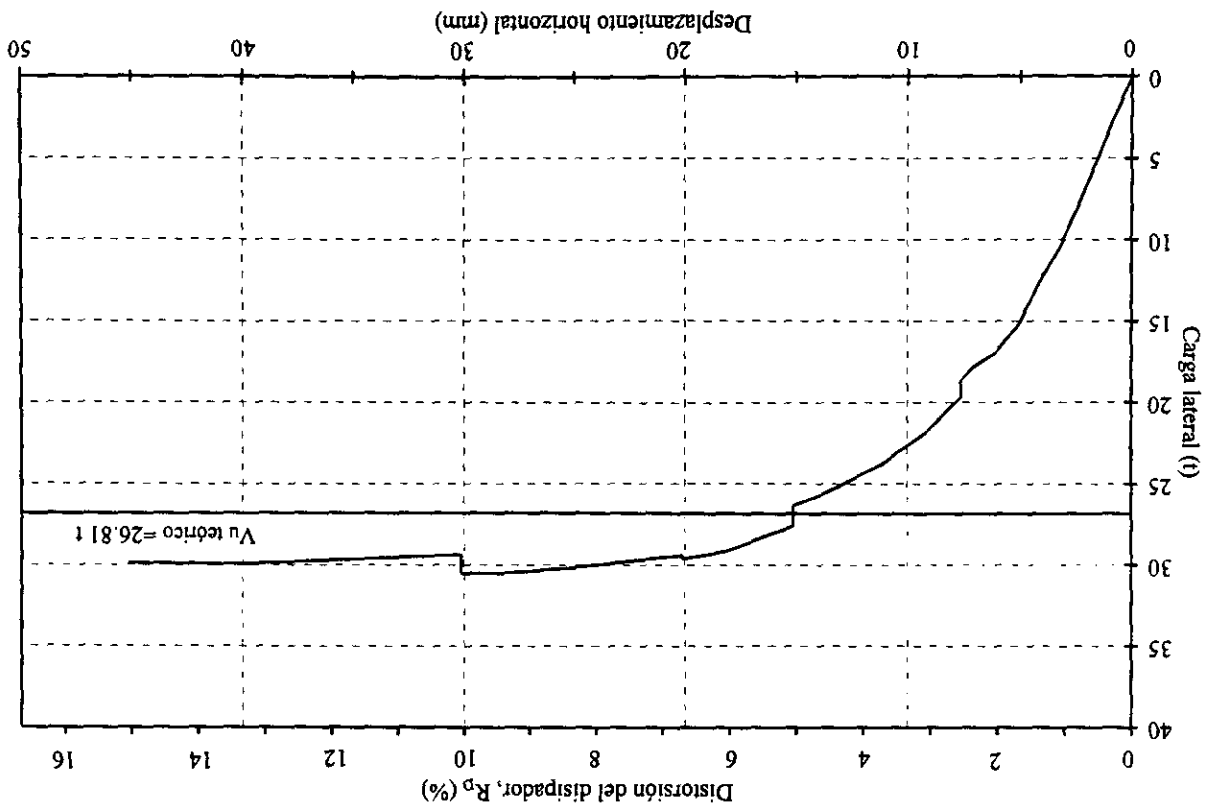
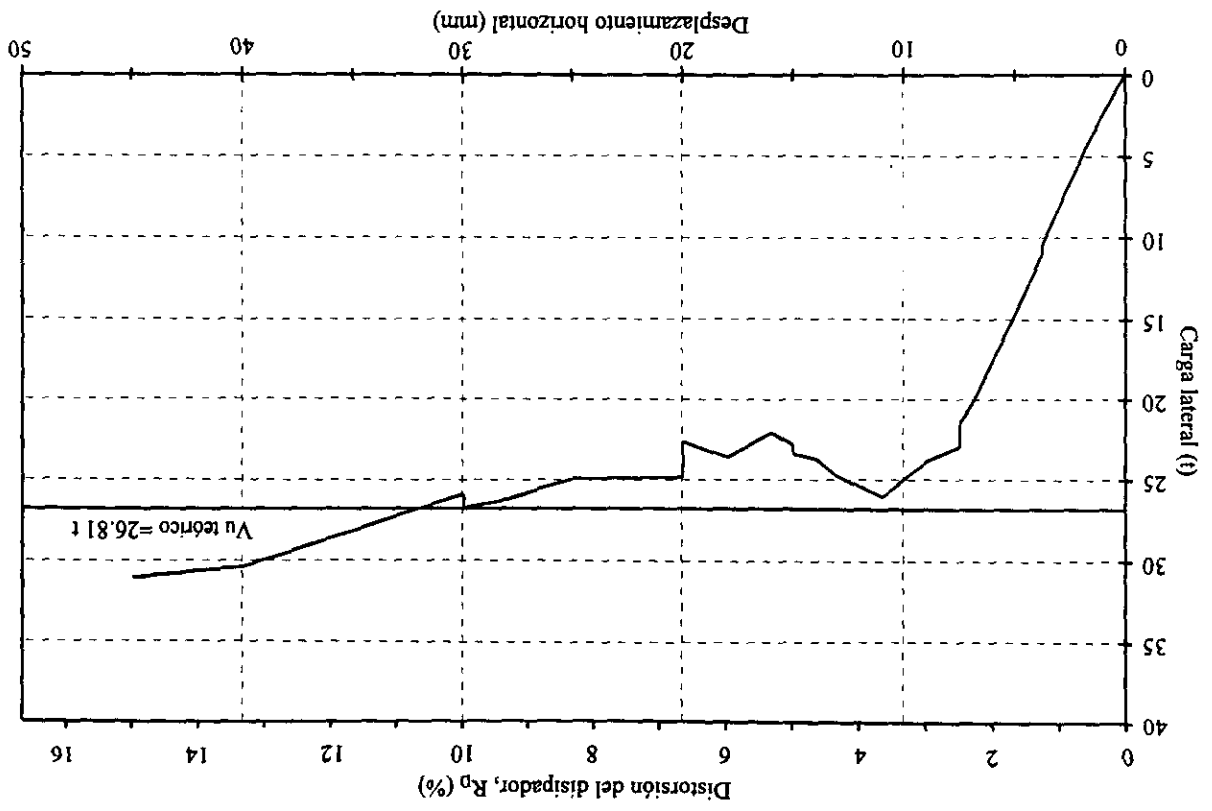
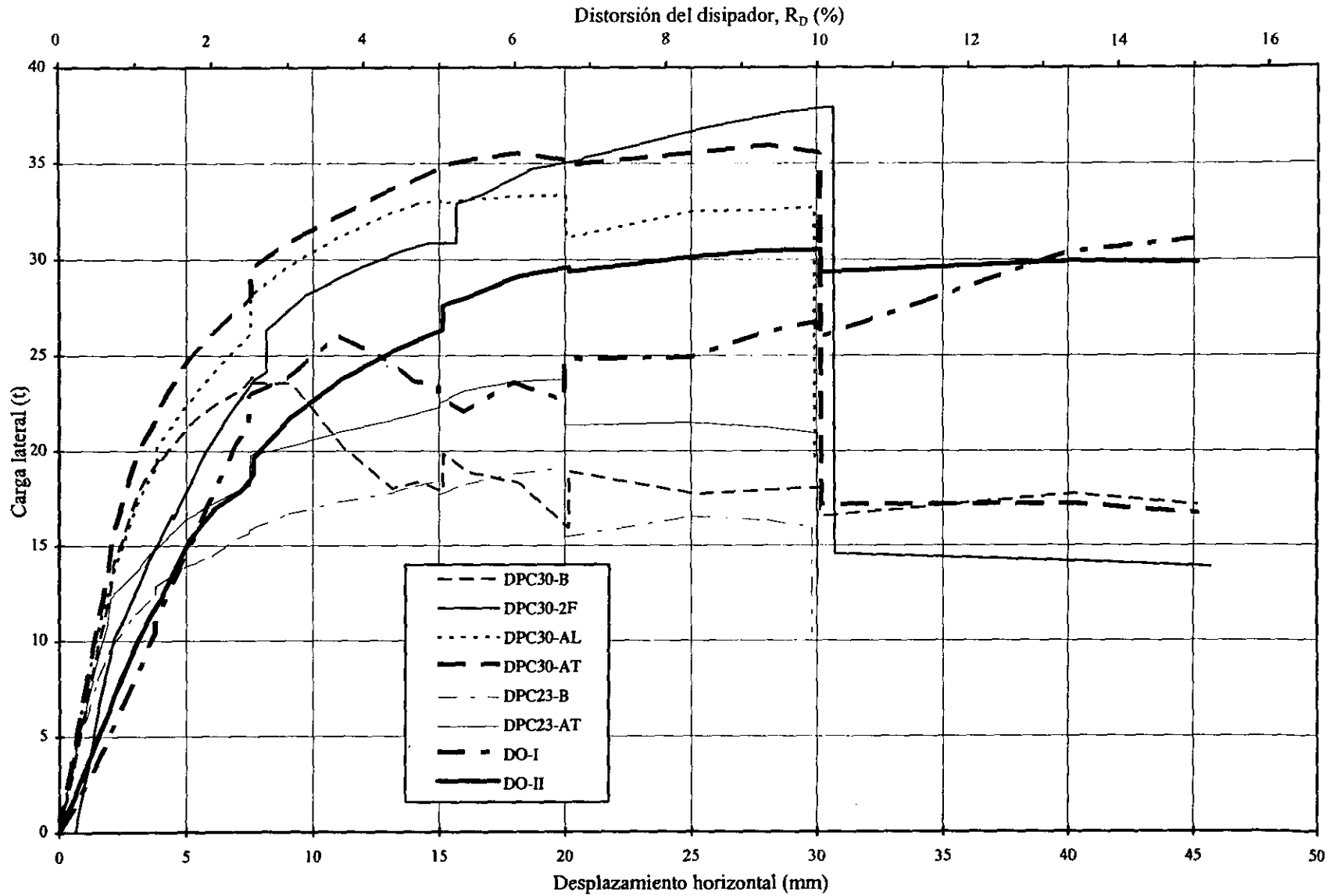


Fig. 6.48 Envolvente del dispositivo DO-I





**Fig. 6.50 Comparación de envolventes de respuesta de los disipadores solos**

## 7. ANÁLISIS DE RESULTADOS

En términos generales, la respuesta de las estructuras en regiones de alto riesgo sísmico requiere de un comportamiento estable cuando incursionan en el rango inelástico. Para ello, se requiere de una combinación adecuada de las propiedades de rigidez, resistencia, capacidad de deformación y disipación de energía.

A partir del ensaye del marco reforzado con los diferentes dispositivos DPC y óvalo ante carga lateral cíclica reversible aplicada cuasi-estáticamente, se obtuvo información para calcular los diversos parámetros ligados a la respuesta inelástica del dispositivo disipador en particular y del marco estructural reforzado, como son el deterioro de la rigidez, la degradación de la resistencia, la capacidad de deformación y la disipación de energía. El análisis de estos parámetros es estudiado y discutido primeramente para los dispositivos solos con la finalidad de evaluar sus características de respuesta, para de esta forma plantear o elegir la mejor opción al utilizar los dispositivos mencionados como una alternativa para disminuir la respuesta sísmica de las estructuras. Posteriormente, se analiza el comportamiento del marco reforzado con los disipadores.

En esta discusión no se incluyen los modelos DPC30-B y DO-I debido a que sus desplazamientos relativos no son comparables con los del resto de los dispositivos, como se mencionó en el capítulo anterior.

### 7.1 RIGIDEZ

Las estructuras deben poseer suficiente rigidez lateral para controlar los desplazamientos y con ello evitar daños en los elementos no estructurales, además de disminuir tanto el daño en elementos estructurales como la sensación de peligro a los ocupantes, ante sismos de intensidad moderada. Además, la degradación de la rigidez causa una reducción de la cantidad de amortiguamiento histerético, dando como resultado que las respuestas máximas del sistema sean generalmente mayores a las de un sistema no degradado en rigidez, ante el mismo registro de aceleraciones incidentes.

### 7.1.1 Rigidez inicial

Debido a la gran rigidez elástica de los DPC y a la no despreciable flexibilidad de los apoyos en los que se conectan, la determinación experimental de la rigidez inicial se realizó con el fin de obtener un índice de la aproximación de las hipótesis utilizadas para calcular la rigidez inicial teórica (apéndice B).

En la Tabla 7.1 se presentan los valores de la rigidez inicial teórica de cada uno de los modelos, comparada con su rigidez experimental. Los valores teóricos fueron calculados en el apéndice B y los valores experimentales se obtuvieron considerando la rigidez tangente inicial del rango de comportamiento elástico de la curva carga lateral contra desplazamiento para cada uno de los especímenes.

**Tabla 7.1 Rigidez inicial de los dispositivos**

Modelo	Rigidez Inicial (t/cm)		
	Teórica	Experimental	Teórica/Experimental
DPC30-2F	125.33	72.70	1.72
DPC30-AL	121.33	75.0	1.62
DPC30-AT	121.33	72.5	1.67
DPC23-B	98.79	50.40	1.96
DPC23-AT	98.79	56.8	1.74
DO-II	44.62	33.6	1.33

En general, se aprecia que la rigidez teórica de los DPC fue mayor en todos los casos a la experimental, siendo la diferencia más grande del 96% para el modelo DPC23-B y la menor de un 62% para el dispositivo DPC30-AL. Esta diferencia seguramente se debe a que la hipótesis de que el dispositivo se encontraba totalmente restringido al giro en la conexión con la viga del marco resulta una condición superior a la que realmente proporciona dicha viga.

Por otra parte, se observa que el valor de la rigidez experimental fue muy similar en los modelos de igual peralte total, por lo que las pequeñas diferencias se pueden atribuir a la mayor o menor demanda de rotación local a la que se vio sometido cada dispositivo, ya que a mayor rotación disminuye la rigidez. Para el modelo DPC30-2F se esperaba una rigidez inicial un poco mayor (aunque de valor pequeño debido a la poca contribución de los patines a la rigidez inicial total), por lo que se puede pensar que en este dispositivo se presentó mayor demanda de rotación por su

relativamente mayor rigidez a la flexión. También, de los resultados experimentales de la Tabla 7.1, se puede llegar a establecer que la colocación de un atiesador transversal o longitudinal en el centro de la placa del alma del dispositivo, influye de manera poco significativa en la rigidez inicial del disipador.

### 7.1.2 Rigidez de ciclo

La rigidez de ciclo o rigidez pico a pico,  $K_p$ , se define como la pendiente de la secante que une los puntos con desplazamiento lateral máximo de los semiciclos que conforman un ciclo completo. En la Fig. 7.1 se ilustra este concepto. De esta forma  $K_p$  queda expresada por,

$$K_p = \frac{V^+ + |V^-|}{R^+ + |R^-|}$$

donde:  $K_p$  = rigidez de ciclo

$R^+$  = desplazamiento máximo del semiciclo positivo

$R^-$  = desplazamiento máximo del semiciclo negativo

$V^+$  = fuerza cortante correspondiente a  $R^+$

$V^-$  = fuerza cortante correspondiente a  $R^-$

El estudio de la variación de este parámetro permite asociar la degradación de la rigidez con diferentes niveles de distorsión así como con ciclos de igual amplitud. Es importante señalar que la rigidez evaluada con este concepto no refleja la forma del comportamiento histerético. Una curva con lazos de histéresis que presenta adelgazamiento o estrechamiento en la región cercana al origen tendrá la misma rigidez pico a pico que una curva con lazos que no presentan ese fenómeno, es decir, que envuelven un área amplia, si los puntos de distorsión máxima coinciden.

En la Fig. 7.2 se presenta la curva de rigidez de ciclo en función de la distorsión del disipador para los dispositivos ensayados. En todos los modelos DPC se observó un rápido deterioro de la rigidez de ciclo durante los primeros niveles de distorsión hasta  $R_D=6.67\%$  (20 mm) aproximadamente. A partir de esta distorsión la degradación fue menos pronunciada. Como era de esperarse la degradación de la rigidez comenzó una vez que el modelo abandonó el rango de comportamiento elástico.

La variación de la rigidez de ciclo en función del ciclo de carga para los modelos ensayados se ilustra en la Fig. 7.3. Se observa que para ciclos de igual amplitud prácticamente no existe degradación de la rigidez hasta el ciclo 16 ( $R_D=10\%$ ,  $D_H=30$  mm), a excepción del modelo DPC23-B, el cual muestra indicios de degradación ligeramente después de los ciclos 13 a 16 correspondientes a una  $R_D=10.0\%$  ( $D_H=30$  mm). A partir del ciclo 19 ( $R_D=5\%$  y  $D_H=15$  mm) se aprecia degradación ligera en todos los modelos para ciclos de igual distorsión. También, para los ciclos posteriores al 19, se nota degradación con respecto a los ciclos de igual amplitud que le anteceden.

## 7.2 RESISTENCIA

En la Tabla 7.2 se presenta la resistencia experimental máxima ante carga lateral de cada uno de los modelos comparada con su resistencia teórica (calculada en el capítulo 5) considerando los bordes del alma empotrados.

**Tabla 7.2 Resistencia de los dispositivos disipadores (t)**

Modelo	$V_{max.}$ Teórico	$V_{max.}$ Experimental	$\frac{V_{max. exp.}}{V_{max. teórico}}$
DPC30-2F	20.16	37.94	1.88
DPC30-AL	31.40	34.13	1.08
DPC30-AT	31.27	36.21	1.18
DPC23-B	17.85	19.14	1.09
DPC23-AT	24.08	23.97	1.00
DO-II	26.81	30.52	1.12

Teóricamente, cuanto menor sea el valor de la relación de esbeltez de la placa del panel ( $a/t_w$ ) y su relación de aspecto ( $\alpha=b/a$ ) se aproxime a 1.0, la resistencia del dispositivo será mayor. Esto se cumplió para el dispositivo DPC23-AT con respecto al DPC23-B, y en primera instancia también para los disipadores DPC30-AL y DPC30-AT con respecto al dispositivo DPC30-B, el cual alcanzó una resistencia de 26.5 t (sin olvidar que la curva histerética del disipador DPC30-B obtenida en este trabajo se consideró atípica, ver sección 6.2.1). Sin embargo, la resistencia del modelo DPC30-2F fue mayor a la del dispositivo DPC30-B en un 41%, a pesar de que la relación de esbeltez y de aspecto del alma de ambos dispositivos eran muy similares. También, la resistencia del modelo DPC30-2F fue un poco superior a la de los dispositivos DPC30-AL y DPC30-AT en un 12% y 3%, respectivamente, no obstante que la relación de esbeltez de estos dos últimos dispositivos era mayor a la del modelo



DPC30-2F. Este hecho se puede atribuir a la mayor resistencia a momento flexionante del dispositivo DPC30-2F por su mayor espesor de patines, ya que según la estática el cortante actuante en un elemento estructural con momentos iguales en sus extremos se determina con la expresión  $V=2M/L$  (donde M es el momento flexionante en los extremos y L la longitud de elemento). De acuerdo con este planteamiento, el cortante necesario para alcanzar el momento a la fluencia en el dispositivo DPC30-2F es 1.75 veces el requerido por el resto de los disipadores de 30 cm de peralte. Por lo tanto, en términos de resistencia la contribución del espesor de los patines llega a ser importante.

Por otra parte, se observa que en todos los modelos la resistencia máxima experimental fue mayor a la teórica, a excepción del modelo DPC23-AT donde las resistencias prácticamente coincidieron. La mayor diferencia se presentó en el modelo DPC30-2F en un 88% aproximadamente. Estas sobrerresistencias se pueden atribuir entre otros factores a una discrepancia en los valores de los esfuerzos de fluencia y último del material usado con los que realmente ocurren en el dispositivo, a la no consideración de la contribución a cortante de los patines y/o a la resistencia a flexión del dispositivo.

## **7.3 ENERGÍA**

### **7.3.1 Disipación de energía**

Una forma de reducir la respuesta de una estructura es disipando energía, pues al incrementar la disipación de esta última, ya sea por amortiguamiento viscoso o por amortiguamiento histerético, hay menor cantidad de energía que deba transformarse en deformación estructural, por lo que la respuesta esperada tenderá a ser menor.

Mediante la inclusión de los dispositivos disipadores a una estructura se pretende aumentar substancialmente el amortiguamiento de los sistemas estructurales a través del comportamiento histerético de los mismos, y a la vez disminuir las demandas de comportamiento no lineal de los elementos de la estructura primaria. Es por ello que resulta de gran interés evaluar la energía disipada por cada uno de los especímenes ensayados.

En cada ciclo histerético se disipa energía, la cual es proporcional al área dentro de la curva carga lateral contra desplazamiento. Así pues, se disipa mayor cantidad de energía entre mayor sea el área dentro de dicha curva. La energía disipada durante el ensaye de los dispositivos se calculó como el

área encerrada por los lazos o ciclos de histéresis de las curvas carga lateral-desplazamiento, tal como se muestra en la Fig. 7.4.

Con el fin de realizar comparaciones de la disipación de energía entre todos los especímenes ensayados fue necesario normalizar las relaciones carga lateral contra desplazamiento del disipador con respecto al punto de fluencia positivo. Para definir el punto de fluencia, se utilizaron tres criterios.

El primer criterio fue con base en la igualación de energía de deformación, que consistió en igualar el área bajo la envolvente positiva de la curva carga-desplazamiento del dispositivo con el área de una curva elastoplástica, hasta una cierta deformación en la que la degradación de resistencia fuera del 20%, ya que a este nivel de deformación se le considera generalmente como la falla del espécimen (Fig. 7.5). Esta condición se cumplió a un desplazamiento de 30 mm para todos los dispositivos paneles de cortante mientras que para el dispositivo óvalo DO-II, la degradación de resistencia fue mínima aún para el desplazamiento de 45 mm, en el cual el ensaye se dio por concluido. Los valores de cortante y desplazamiento correspondientes al punto de fluencia obtenidos con este procedimiento se muestran en la Tabla 7.3.

**Tabla 7.3 Valores del punto de fluencia obtenidos con el método de igualación de energías**

Dispositivo	$V_y$ (t)	$D_y$ (mm)
DPC30-2F	31.41	4.32
DPC30-AL	30.30	4.04
DPC30-AT	33.20	4.58
DPC23-B	12.04	3.25
DPC23-AT	20.85	3.67
DO-II	28.23	8.40

La energía disipada normalizada acumulada contra el ciclo de carga es presentada en la Fig. 7.6. La distorsión del disipador también se muestra en dicha gráfica. De esta figura se aprecia que el dispositivo que mayor capacidad de disipación presenta es el DPC23-AT, lo cual parece razonable al observar que los lazos de histéresis de este modelo son amplios. Sin embargo, el dispositivo DPC30-AT presenta disipación de energía inferior a la del DPC23-B a lo largo de todos los ciclos de carga, lo cual no parece lógico pues el panel de este último dispositivo se pandea y comienza a degradarse su resistencia a deformaciones menores a las del dispositivo DPC30-AT.

El segundo criterio que se utilizó para definir el punto de fluencia de los dispositivos, consistió en determinar dicho punto basándose en la rigidez tangente inicial de sus envolventes. Para ello se utilizó el procedimiento que se ilustra en la Fig. 7.7 y consiste en trazar una línea sobre la rigidez tangente inicial, posteriormente se traza otra línea paralela a dicha tangente a partir del desplazamiento teórico a la fluencia (Apéndice B). Del punto de cruce de esta última línea con la envolvente se proyecta una línea horizontal. Finalmente, el punto de intersección de la línea horizontal y la línea trazada sobre la rigidez tangente inicial de la envolvente definen el punto de fluencia. Los valores de cortante y desplazamiento para el punto de fluencia así obtenidos se presentan en la Tabla 7.4

**Tabla 7.4 Valores del punto de fluencia basados en la rigidez tangente inicial**

Dispositivo	$V_y$ (t)	$D_y$ (mm)
DPC30-2F	15.65	2.23
DPC30-AL	20.70	2.80
DPC30-AT	15.70	2.12
DPC23-B	12.25	2.27
DPC23-AT	14.90	2.52
DO-II	22.40	6.8

La energía disipada normalizada acumulada en función del ciclo de carga es presentada en la Fig. 7.8, donde también se muestra la distorsión del disipador. De esta gráfica se aprecia que el dispositivo DPC30-2F es el que mayor capacidad de disipación de energía presenta, lo cual no parece razonable, ya que los lazos de histéresis son más amplios para los especímenes que presentan algún tipo de atiesador, además de que el pandeo del alma en ellos comienza a deformaciones mayores que para el dispositivo DPC30-2F. Estos comentarios son válidos también al comparar el espécimen DPC23-B con el DPC23-AT.

El tercer criterio para evaluar el punto de fluencia consistió en calcular el cortante teórico de fluencia,  $V_y$ , como el producto del área del alma por el esfuerzo promedio de fluencia a tensión obtenido del ensaye de las probetas de las placas (apéndice A) dividido por  $\sqrt{3}$  (Nakashima, 1994). Una vez calculado  $V_y$  se localiza este valor en la envolvente y el desplazamiento asociado a ese punto se define como el desplazamiento a la fluencia  $D_y$ , Fig. 7.9. Los valores del punto de fluencia así obtenidos se muestran en la Tabla 7.5.

La energía disipada normalizada acumulada contra el ciclo de carga se presenta en la Fig. 7.10. La distorsión del disipador también se muestra en la gráfica. Se observa que el dispositivo con mayor disipación de energía al final del ensaye (ciclo 24) fue el dispositivo DPC30-AT, aunque ésta fue ligeramente menor a la del espécimen DPC23-AT durante los primeros 16 ciclos de carga, sin embargo, la degradación de resistencia de este último se inició a partir del ciclo 17, con lo que disminuyó el área encerrada por sus lazos de histéresis. A estos dos dispositivos les siguió el espécimen DPC30-AL. Por lo tanto, estos resultados parecen indicar que el tercer criterio para definir el punto de fluencia pudiera ser el más adecuado debido a que sus resultados se encuentran más acorde con el aspecto o configuración de las curvas histeréticas de los dispositivos.

**Tabla 7.5 Valores del punto de fluencia definidos por el criterio de carga teórica a la fluencia**

Dispositivo	$V_y$ (t)	$D_y$ (mm)
DPC30-2F	15.70	3.48
DPC30-AL	15.70	2.68
DPC30-AT	15.70	2.12
DPC23-B	12.04	3.45
DPC23-AT	12.04	1.98
DO-II	13.04	4.5

Ahora bien, basándose en los resultados obtenidos con el tercer criterio de fluencia se puede llegar a establecer que la colocación de atiesadores transversales en el panel de cortante resulta más eficaz porque limita la deformación de los patines, provocando que los bordes de los paneles sean más rígidos, lo que conlleva a que el pandeo sea menor y por consecuencia retrasa el fisuramiento del alma. En cambio en el dispositivo con atiesador longitudinal el pandeo del alma arrastra a los patines, provocando que éste sea más severo. También, como era de esperarse, la disipación de energía para los dispositivos que no presentaban atiesadores fue menor, debido principalmente a que la relación de esbeltez del alma era mayor, propiciando que su pandeo se iniciará a deformaciones menores. Entre éstos, el que presentó mayor disipación fue el dispositivo DPC30-2F, debido a que por el gran espesor de sus patines se crea una condición más cercana de empotramiento de los bordes del panel, contribuyendo a que su pandeo se inicie a deformaciones mayores a las del resto de los dispositivos sin atiesadores, pero a la vez menores a las de los dispositivos que cuentan con ellos, propiciando que los lazos de histéresis sean angostos entre el punto en que se inicia el pandeo y la deformación máxima del ciclo.

En cuanto al disipador óvalo DO-II, su capacidad de disipar de energía fue la menor durante los primeros 16 ciclos y solamente superó a la del DPC23-B a partir del ciclo 17. También, en los dos primeros criterios de normalización, el DO-II fue el que menor capacidad de disipación de energía presentó, a pesar de que sus lazos de histéresis son muy estables y prácticamente sin degradación de resistencia durante todo el ensaye. Esta menor capacidad de disipación se atribuye principalmente a que presenta un desplazamiento a la fluencia mayor a la de los DPC y por lo tanto, su disipación de energía se inicia a deformaciones mayores. Además, este tipo de dispositivo presenta una acción más pronunciada del efecto de Bauschinger, el cual aunado a su menor rigidez, se manifiesta en lazos de histéresis que pueden considerarse comparativamente angostos.

### 7.3.2 Amortiguamiento viscoso equivalente

El análisis dinámico de los sistemas estructurales elásticos se realiza solucionando su ecuación de movimiento. En esta ecuación, es común suponer que la respuesta es atenuada por el amortiguamiento viscoso, sin embargo, tal suposición deja de ser estrictamente válida en sistemas estructurales que incursionan en el rango inelástico. En este caso intervienen el amortiguamiento viscoso propio del sistema estructural y un adicional originado por el daño en los elementos estructurales, la solución se obtiene de un análisis paso a paso, el cual es un proceso laborioso.

Para simplificar el análisis dinámico de sistemas inelásticos, éstos se pueden representar por sistemas elásticos utilizando el concepto de amortiguador equivalente. De esta forma, el amortiguamiento histerético desarrollado por la disipación de energía durante la etapa inelástica se reemplaza por un amortiguamiento viscoso equivalente. Jacobsen (1930) fue el primero en proponer el uso del amortiguamiento viscoso equivalente bajo la suposición de que el desplazamiento máximo del sistema elástico sería de igual amplitud al desplazamiento del sistema inelástico cuando es sometido a una excitación periódica. La definición de este amortiguamiento viscoso equivalente se expresa como (Fig. 7.11):

$$H_{eq} = \frac{1}{2\pi} \frac{\text{area ABCA}}{\text{area OBDO}}$$

donde: ABCA es el área disipada en el semiciclo de carga

OBDO es la energía potencial equivalente del semiciclo de carga

En la Fig. 7.12 se muestra la variación del amortiguamiento viscoso equivalente en función del semiciclo de carga positivo. Se observa que el dispositivo DPC23-B presentó valores del  $Heq$  superiores al resto de los disipadores hasta el ciclo de carga 6 ( $R_D=2.5\%$ ,  $D_H=7.5$  mm) pero a partir del ciclo 7 comenzó su deterioro. El dispositivo DPC23-AT exhibió valores del  $Heq$  similares al dispositivo DPC23-B hasta el ciclo de carga 9 ( $R_D=5\%$ ,  $D_H=15.0$  mm) pero a partir del ciclo 10 su valor fue mayor. Dentro de los dispositivos panel de cortante definitivamente el que exhibió menor valor de  $Heq$  a lo largo de todos los ciclos de carga fue el DPC30-2F. Así mismo, el dispositivo óvalo DO-II presentó el  $Heq$  más bajo de todos los dispositivos hasta el ciclo 14 ( $R_D=6.6\%$ ,  $D_H=20$  mm), aunque en los ciclos finales del ensaye logró alcanzar valores similares a los disipadores panel de cortante e incluso superar a algunos de ellos. En forma general, se puede mencionar que en el estudio del  $Heq$ , los disipadores panel de cortante que contenían alguna clase de atiesador fueron los que desempeñaron mejor comportamiento, principalmente el dispositivo DPC23-AT, aunque en los ciclos finales (ciclos 23 y 24) fue superado por el DPC30-AT. Es importante también señalar que para la mayoría de los dispositivos panel de cortante a partir del ciclo de carga 6 el valor del amortiguamiento viscoso equivalente fue superior al 20%, logrando mantener dicho valor aún para deformaciones grandes donde los dispositivos presentan gran deterioro. Además, en algunos ciclos de carga intermedios (ciclos 10 a 18) el valor de  $Heq$  para los dispositivos panel de cortante con atiesador osciló entre 30% y 40%.

#### **7.4 CAPACIDAD DE DEFORMACIÓN O DUCTILIDAD**

Como se ha mencionado, el objetivo principal de los dispositivos disipadores de energía es liberar a la estructura primaria de una gran parte de la energía incidente mediante el comportamiento inelástico de los dispositivos mencionados, para lo cual se requiere que éstos incurrieren en el rango de comportamiento inelástico a distorsiones de entrepiso menores a las requeridas por los elementos que soportan las cargas verticales. Es por ello que los dispositivos disipadores deben ser capaces de aceptar desplazamientos laterales varias veces mayores a su desplazamiento de fluencia con un deterioro nulo o gradual en su resistencia ante cargas laterales durante su incursión en el rango no lineal. Por lo tanto, se requiere que los dispositivos posean una adecuada ductilidad y capacidad de disipación de energía.

La ductilidad es la capacidad de una estructura o de los elementos que la conforman de soportar deformaciones más allá del rango elástico manteniendo su resistencia. Así, la ductilidad equivalente,

$\mu$ , se define como el cociente de dividir cualquier deformación superior al límite elástico,  $d$ , entre la deformación de fluencia idealizada,  $d_y$ , como se indica,

$$\mu = \frac{d}{d_y}$$

donde los valores  $d$  y  $d_y$  pueden representar deformaciones unitarias, curvaturas, rotaciones o desplazamientos. Resulta conveniente distinguir diferentes ductilidades asociadas con el comportamiento y el grado de daño. Así, la ductilidad última está dada por el desplazamiento asociado a la pérdida de resistencia,  $\mu_u = d_u/d_y$ , es decir, a la falla o colapso estructural. Sin embargo, un límite aceptable corresponde al desplazamiento asociado a una disminución del 20% en la resistencia máxima alcanzada por el dispositivo,  $\mu_a = d_a/d_y$ , ya que más allá de ese límite se considera agotada la capacidad de sostener carga.

Para la condición de carga utilizada en este trabajo, el desplazamiento asociado a una disminución del 20% en la resistencia fue de 30 mm para todos los dispositivos DPC, mientras que para el dispositivo tipo óvalo el desplazamiento que se usó para determinar su ductilidad fue de 45 mm, el cual corresponde al final de la prueba, ya que prácticamente no presentó degradación de resistencia durante todo el ensayo.

La Tabla 7.6 presenta los valores de la ductilidad equivalente  $\mu_a$  para los tres criterios utilizados para definir el punto de fluencia de los dispositivos. Para los dos primeros criterios se observa que el dispositivo DPC23-B es de los que presenta mayor ductilidad mientras que para el caso del tercer criterio los dispositivos con atiesador son los de mejor ductilidad, encabezados por el DPC23-AT. El disipador óvalo DO-II presenta el menor valor de la ductilidad en los dos primeros criterios mientras que en el tercer criterio su valor es el penúltimo en orden descendente.

**Tabla 7.6 Valores de la ductilidad equivalente  $\mu_e$**

Especimen	Criterio que define el punto de fluencia		
	1er criterio Igualación de energías	2o criterio Basado en la rigidez tangente inicial	3er criterio Cortante teórico a la fluencia
DPC30-2F	6.9	13.4	8.7
DPC30-AL	7.4	10.7	11.2
DPC30-AT	6.5	9.3	14.2
DPC23-B	9.2	13.2	8.7
DPC23-AT	8.2	11.9	15.2
DO-II	5.4	6.6	10

## 7.5 COMPORTAMIENTO DEL MARCO CONSIDERANDO LOS DISIPADORES

Se presentan los resultados globales del comportamiento de los modelos del marco sin disipador (marco solo) y del marco reforzado con éste. Lo anterior, con la finalidad de visualizar las diferencias en cuanto a las características de degradación de rigidez, capacidad para disipar energía y para soportar carga lateral comparativamente entre los comportamientos del marco solo y del marco reforzado.

La comparación del comportamiento del marco solo se realizará únicamente con el modelo del marco reforzado con el dispositivo DPC30-AT, ya que éste fue uno de los disipadores que exhibió buen comportamiento. Por lo tanto, es importante señalar que debido a que esta comparación se realiza para un sistema en particular, es difícil su generalización. Sin embargo, sirve para mostrar las ventajas que conlleva la inclusión de los disipadores en el marco.

Para la generación de las curvas histeréticas fuerza lateral-distorsión de entrepiso se graficó en el eje horizontal la distorsión del marco,  $R_M$  (distorsión de entrepiso), definida como el desplazamiento medido en la trabe del marco dividido por la altura libre del marco (altura libre de columnas). La fuerza lateral, que es igual a la fuerza aplicada por el actuador, se representa en el eje vertical.

La curva carga lateral-distorsión de entrepiso del marco solo se presenta en la Fig. 7.13. Esta curva se caracteriza por un comportamiento elástico hasta el ciclo de carga 8 (cuarto ciclo con distorsión del marco  $R_M=0.5\%$ , desplazamiento horizontal  $D_H=7.5$  mm) y a partir del ciclo de carga 9 (primer ciclo con  $R_M=1.0\%$ ,  $D_H=15$  mm), el comportamiento dejó de ser elástico y comenzaron a presentarse lazos



de histéresis. La resistencia del marco a este nivel de deformación fue de 6.7 t. Se puede apreciar una gran estabilidad de la curva histerética durante todo el ensaye, la cual se observa más claramente si se compara que a ciclos de igual distorsión, los lazos de histéresis se superponen, es decir, que prácticamente no ocurre degradación de resistencia, ni de rigidez. En la etapa de comportamiento inelástico la curva no exhibe estrechamiento o adelgazamiento cerca de la zona de desplazamiento cero. La resistencia del marco solo fue incrementándose gradualmente en ciclos sucesivos de mayor amplitud hasta alcanzar su valor máximo de 11.5 t en el ciclo de carga 26 (segundo ciclo con  $R_M=3.0\%$ ,  $D_H=45$  mm), el cual fue el último ciclo de carga aplicado.

La Fig. 7.14 muestra la curva carga lateral-distorsión de entrepiso del marco reforzado con dispositivo DPC30-AT. Esta curva presenta comportamiento elástico lineal durante los primeros dos ciclos de carga, a un desplazamiento relativo de entrepiso de 1.9 mm ( $R_M=0.125\%$ ) y a partir del tercer ciclo de carga, a un desplazamiento relativo de entrepiso de 3.8 mm ( $R_M=0.25\%$ ) comenzó a presentarse histéresis en la curva carga-distorsión. La resistencia del marco reforzado a este nivel de desplazamiento fue de 25.0 t, 11.90 veces superior a la resistencia correspondiente del marco solo, ya que éste último alcanzó una resistencia de 2.10 t en el tercer ciclo de carga. Durante el semiciclo de carga -12, a un desplazamiento relativo de 15 mm ( $R_M=1.0\%$ ) se inició el pandeo en los tableros del dissipador, manifestándose en la curva por el estrechamiento o adelgazamiento de los lazos de histéresis en la zona cercana a desplazamiento cero, incrementándose en ciclos subsiguientes de carga, aún para ciclos de igual desplazamiento. Además, se puede apreciar estabilidad de la curva histerética (excepto en la zona del estrechamiento de los lazos) hasta el ciclo de carga 18, a un desplazamiento relativo de entrepiso de 30 mm ( $R_M=2.0\%$ ), es decir, que no se observa degradación ante comportamiento cíclico. La resistencia del marco con dissipador fuera de la zona de desplazamiento nulo se incrementó en ciclos sucesivos de mayor amplitud alcanzando su valor máximo de 46.5 t en el ciclo 17, a una deformación relativa de entrepiso de 30 mm ( $R_M=2.0\%$ ). De esta forma, la resistencia máxima del marco reforzado resultó ser 4 veces superior a la del marco solo, redundando en una contribución en resistencia del sistema contraviento-dissipador del 75% para este caso en particular.

El daño que se produjo en el modelo del marco solo fue la fluencia en los extremos de ambas columnas sin mostrar indicios de fractura en dichas zonas ni en la soldadura que une el perfil con las placas de conexión, además de no presentar ninguna clase de pandeo local. En el caso del modelo del marco reforzado con dispositivo dissipador, se presentó pandeo y fractura por cortante (en el rango inelástico) en el panel del dissipador, en cambio, los contravientos se mantuvieron dentro del rango de

comportamiento elástico, mientras que las columnas nuevamente incursionaron en el rango de fluencia, congruente con el hecho de que fueron sometidas al mismo nivel de deformación como en el caso del marco solo. En la ejecución de este ensaye las columnas no exhibieron aún indicios de fractura en los extremos de las mismas.

La rigidez tangente inicial para el modelo del marco solo resultó de 5.6 t/cm mientras que para el marco reforzado con dispositivo disipador fue de 76.5 t/cm. Esto refleja un incremento en la rigidez del marco de 13.7 veces. De esta forma, el período fundamental del marco se reduce en un 74%, considerando que el período fundamental de un sistema de un grado de libertad está en función inversa de la raíz cuadrada de la rigidez. Por lo tanto, se aprecia como prácticamente sin variación de la masa de un sistema estructural y seleccionando de forma adecuada los incrementos de resistencia y rigidez, pudiera llegar a controlarse su respuesta ante el sismo de diseño manipulando de manera adecuada el período fundamental.

En la Fig. 7.15 se presentan las envolventes teóricas de la relación carga lateral-desplazamiento de la trabe (viga cabezal) para el modelo del marco solo y del marco reforzado (calculadas en el apéndice B) conjuntamente con las envolventes positivas de los resultados experimentales. De esta figura, se puede comentar que la rigidez tangente inicial y la resistencia calculada para el modelo del marco solo fueron de 8.4 t/cm y 11.5 t, respectivamente. En cambio, los resultados experimentales fueron de 5.6 t/cm y 11.0 t, siendo éstos menores en un 33% en rigidez y 43% en resistencia con respecto a los valores calculados. La diferencia en rigidez se atribuye a la suposición de que las columnas del marco se encontraban totalmente restringidos al giro en ambos extremos (apéndice B) en tanto que en resistencia presenta poca variedad. Por otra parte, para el sistema del marco reforzado con disipador, la rigidez tangente inicial y la resistencia calculada resultaron de 132.2 t/cm y 27.15 t, respectivamente, mientras que los resultados de prueba fueron de 76.5 t/cm y 46.5 t, valores que difieren en -42% para la rigidez y +71.2% para la resistencia con respecto a los valores calculados. La diferencia en rigidez nuevamente se atribuye a que ambos extremos de las columnas, así como el extremo del dispositivo disipador conectado a la viga del marco se consideraron totalmente restringidos al giro (apéndice B) para la obtención de los valores calculados, mientras que la discrepancia en resistencia se asigna primordialmente a la diferencia entre la resistencias experimental y calculada del dispositivo disipador, característica ya discutida en el subcapítulo 7.2.

La variación de la rigidez de ciclo o pico a pico del marco solo y del marco reforzado se ilustra en la Fig. 7.16. El deterioro de tal rigidez hasta el ciclo de carga 18 para el modelo sin disipador fue del

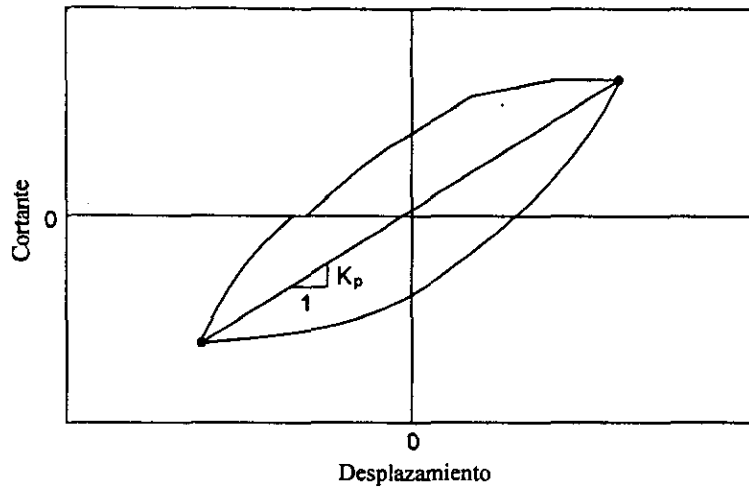
38.8%, en tanto que el correspondiente al marco reforzado fue del 84.4%. Esta discrepancia se puede atribuir a la gran diferencia en el valor de la rigidez inicial de ambos modelos y a la pronta incursión en el rango inelástico del dispositivo disipador, aunado al daño del dispositivo en la etapa final del ensaye, por lo que la rigidez de ciclo del sistema reforzado presenta un mayor porcentaje de deterioro. Sin embargo, de la curva carga lateral-distorsión de entrepiso se aprecia, como ya se mencionó, la no degradación de resistencia ante ciclos sucesivos de carga y el mantenimiento de la rigidez de carga y descarga prácticamente igual a la rigidez tangente inicial hasta la realización del ciclo de carga 18.

La Fig. 7.17 compara la energía disipada por ciclo del marco solo y del marco reforzado para diferentes niveles de distorsión de entrepiso mientras que la Fig. 7.18 compara la energía disipada acumulada. Como se observa, el modelo de marco reforzado con dispositivo disipador inició su disipación de energía desde niveles de distorsión relativamente bajos ( $R_M=0.25\%$ ), comparativamente con los niveles de distorsión requeridos para que el marco solo inicie su disipación de energía ( $R_M=1.0\%$ ), además de que el sistema del marco reforzado disipa energía a una razón de incremento mayor a la del marco sin refuerzo. Esto indica la ventaja de incursionar el dispositivo disipador al sistema estructural del marco solo, ya que se logra una gran capacidad de disipación de energía antes que los elementos del marco simple (marco solo) incursionen en el rango de comportamiento inelástico. Ahora bien, la energía disipada acumulada por el marco solo fue de 264 t/cm y para el sistema del marco reforzado resultó de 2722 t/cm. Esto produjo un incremento en la disipación de energía del marco de 10.3 veces, es decir, que de la energía total disipada por el sistema del marco reforzado el dispositivo disipador reporta una contribución del 90%.

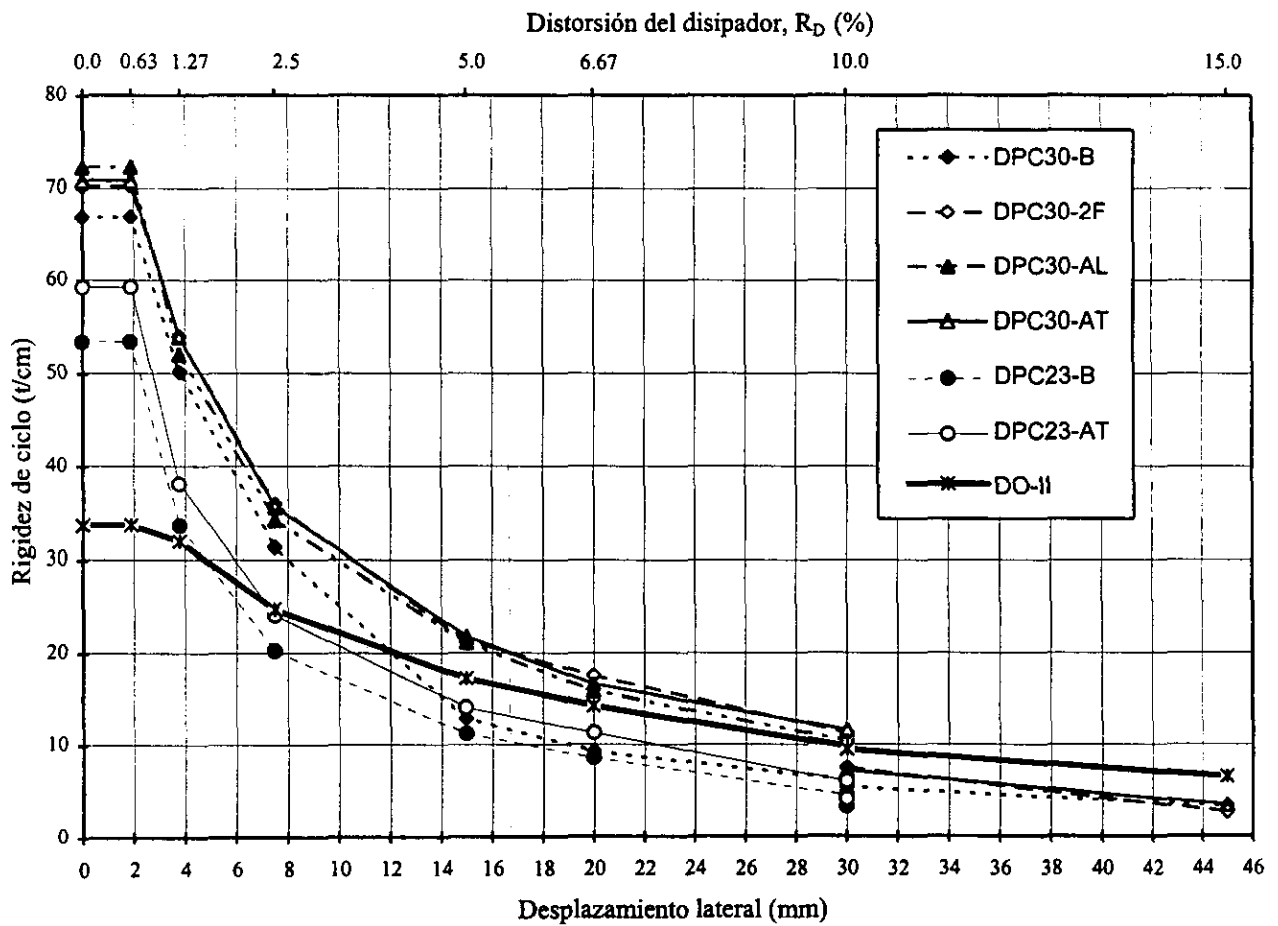
El amortiguamiento viscoso equivalente del marco solo y del marco reforzado se ilustra en la Fig. 7.19 para distintos niveles de distorsión de entrepiso. Como era de esperarse, de comparar las capacidades de disipación de energía de ambos modelos, el modelo del marco reforzado presenta valores de  $H_{eq}$  superiores a los del marco solo desde niveles de deformación pequeños. Para una distorsión de entrepiso de 0.25%, el marco sin disipador reporta valores de  $H_{eq}$  cercanos a 0.01 en tanto que en el marco con disipador fue de 0.10, es decir, 10 veces superior. A partir de distorsiones de entrepiso de 0.5%, el modelo reforzado presentó valores de  $H_{eq}$  iguales o mayores a 0.20, mientras que en el modelo solo siempre se mantuvo inferior a 0.10, excepto en los ciclos de carga 18 ( $R_M=2.0\%$ ) y 25 ( $R_M=3.03\%$ ), sin embargo, estos niveles de deformación generalmente no son aceptados por los códigos de diseño para tratar de evitar daños a los elementos no-estructurales.

Por otra parte, las Normas Técnicas Complementarias para Diseño por Sismo del Reglamento de Construcciones de 1994 para el Distrito Federal (RCDF94), toman en cuenta la respuesta inelástica de las estructuras reduciendo las fuerzas sísmicas al dividir las entre un factor de comportamiento sísmico (también llamado factor de reducción por ductilidad), basado en la suposición de que el desplazamiento máximo de un sistema elasto-plástico de un grado de libertad será igual al desplazamiento máximo de su correspondiente sistema elástico. Este factor depende del tipo de estructuración y de los materiales constituyentes. Para una estructura a base de marcos que cumpla con una serie de requisitos de dimensionamiento y detallado el máximo valor permitido del factor de comportamiento sísmico será  $Q = 4.0$ .

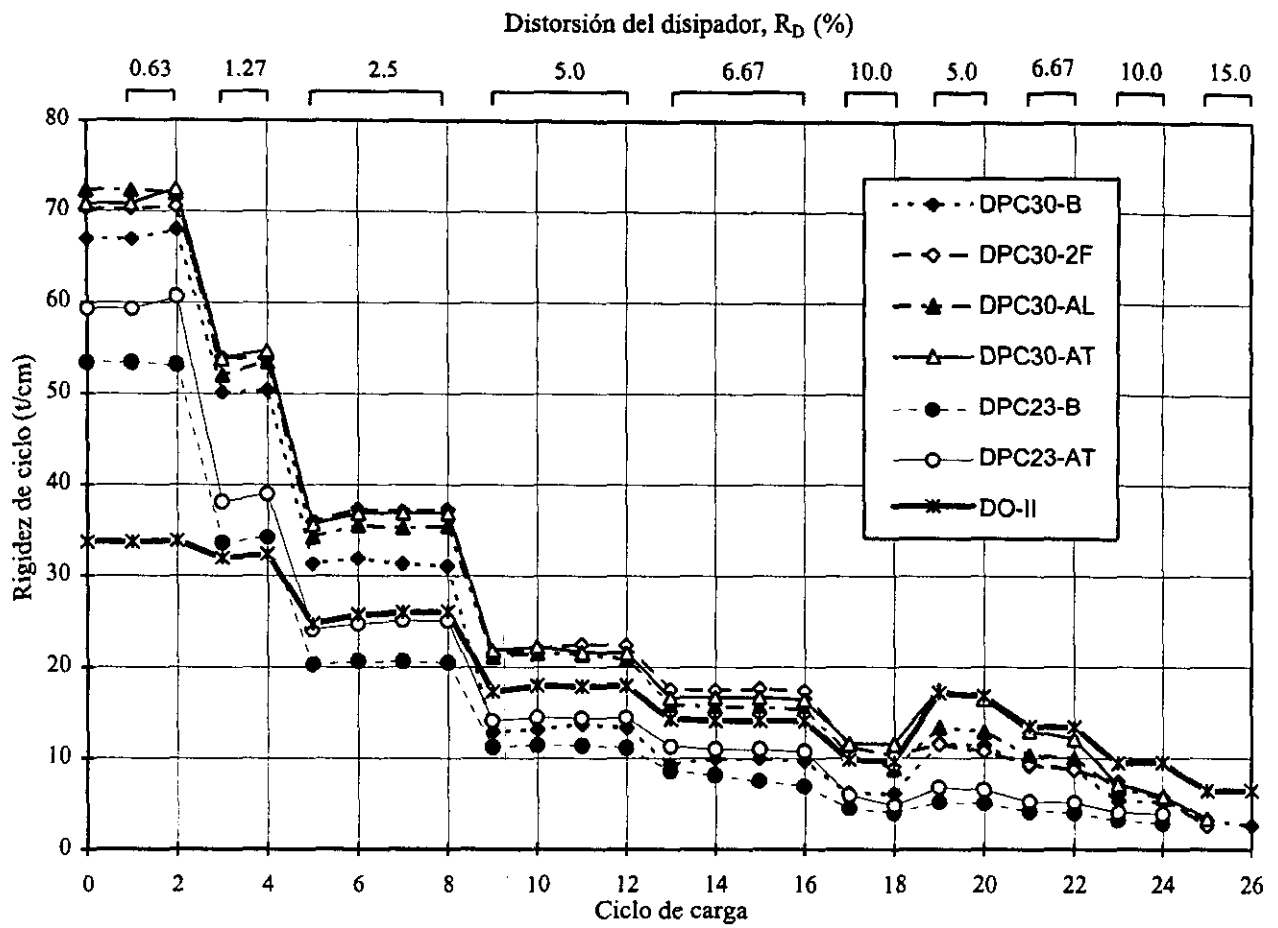
En el trabajo que nos ocupa, la deformación a la fluencia del marco solo fue de 8.4 mm y del marco reforzado de 2.12 mm, y asumiendo que la distorsión de entrepiso límite permisible para el sismo de diseño es igual a 1.2% (17.8 mm) según el RCDF94, para este nivel de distorsión se logran ductilidades (factores de comportamiento sísmico) de 2.1 para el marco solo y de 8.4 para el marco reforzado. Por lo tanto, la utilización del sistema de contraventeo con disipadores de energía parece representar una buena alternativa para incrementar el factor de comportamiento sísmico de las estructuras.



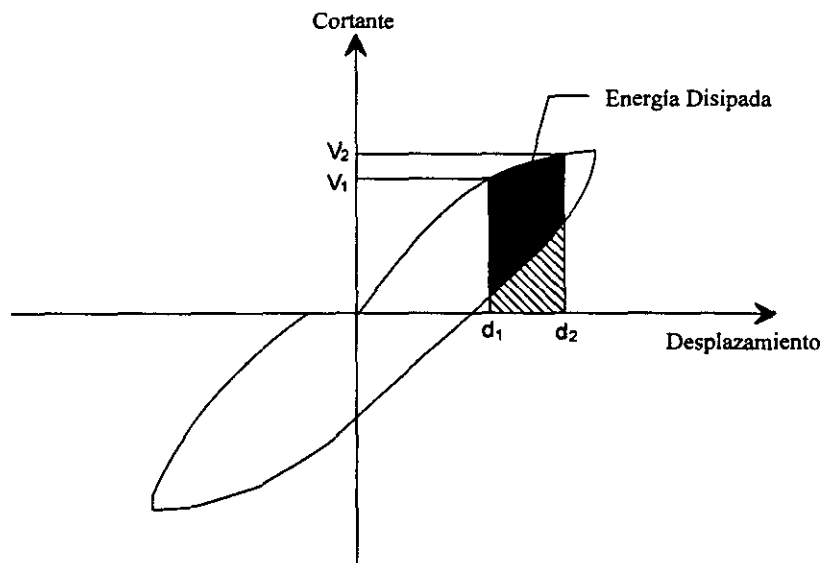
**Fig. 7.1 Definición de rigidez de ciclo**



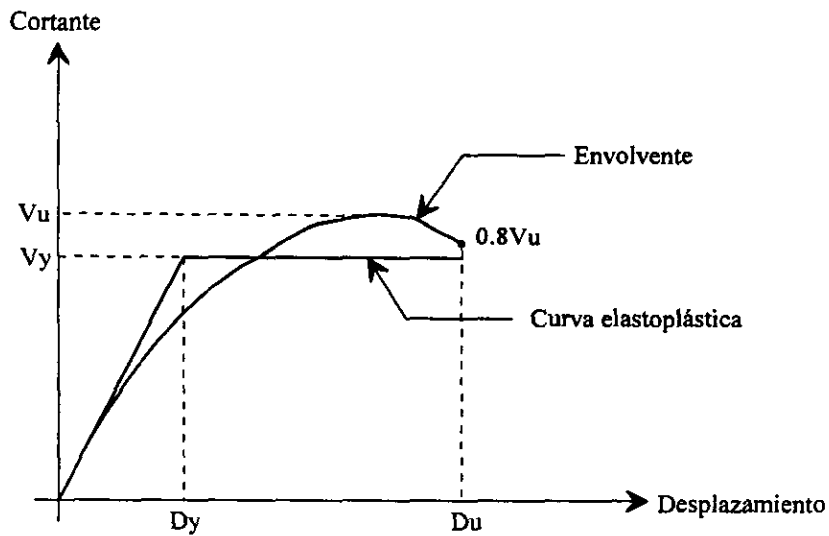
**Fig. 7.2 Comparación de la variación de la rigidez de ciclo de los dispositivos**



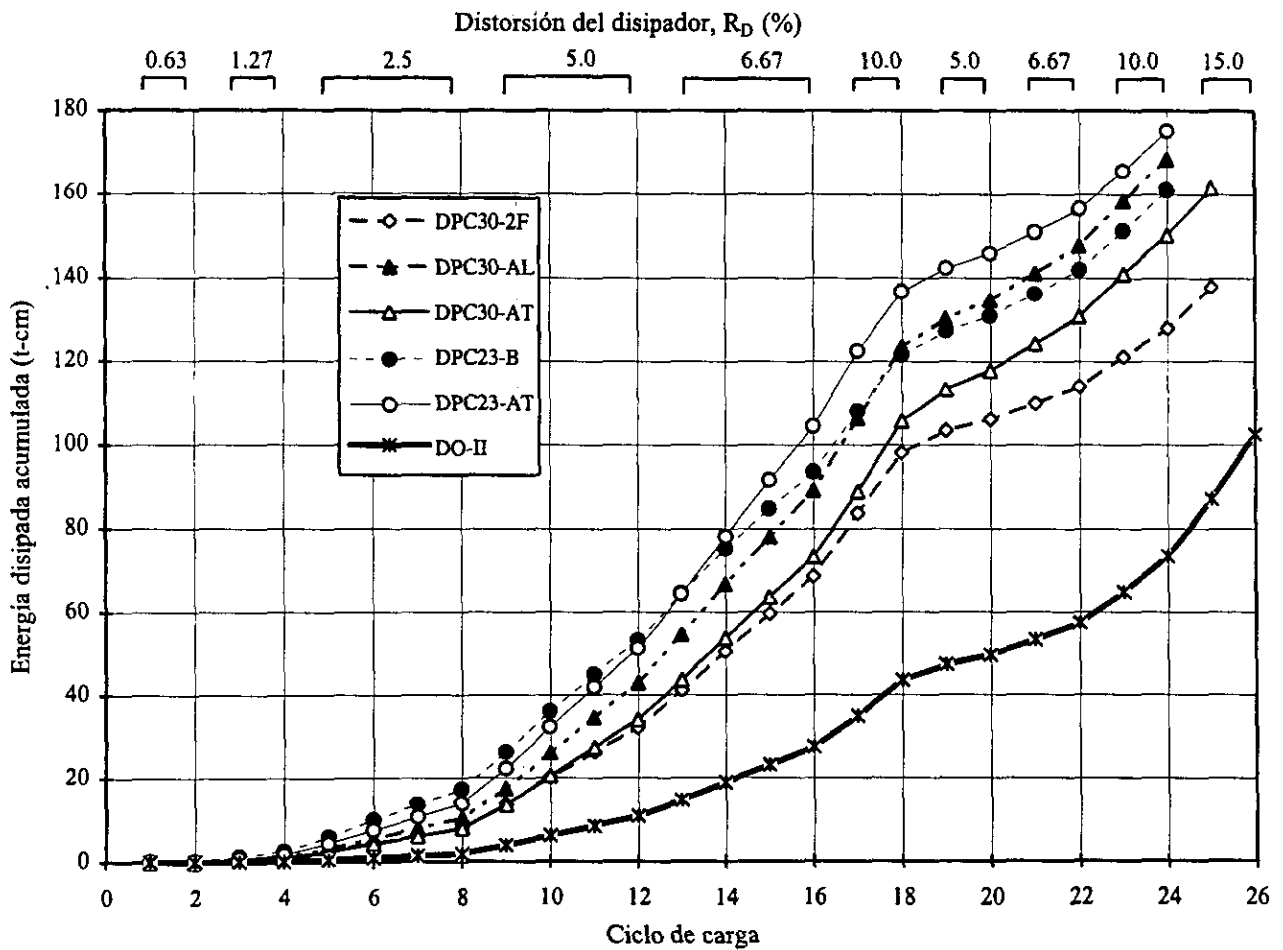
**Fig. 7.3 Comparación de la variación de la rigidez de ciclo de los dispositivos**



**Fig. 7.4 Cálculo de la energía disipada**



**Fig. 7.5 Criterio de igualación de energías**



**Fig. 7.6 Comparación de la energía disipada acumulada normalizada (igualación de energías)**

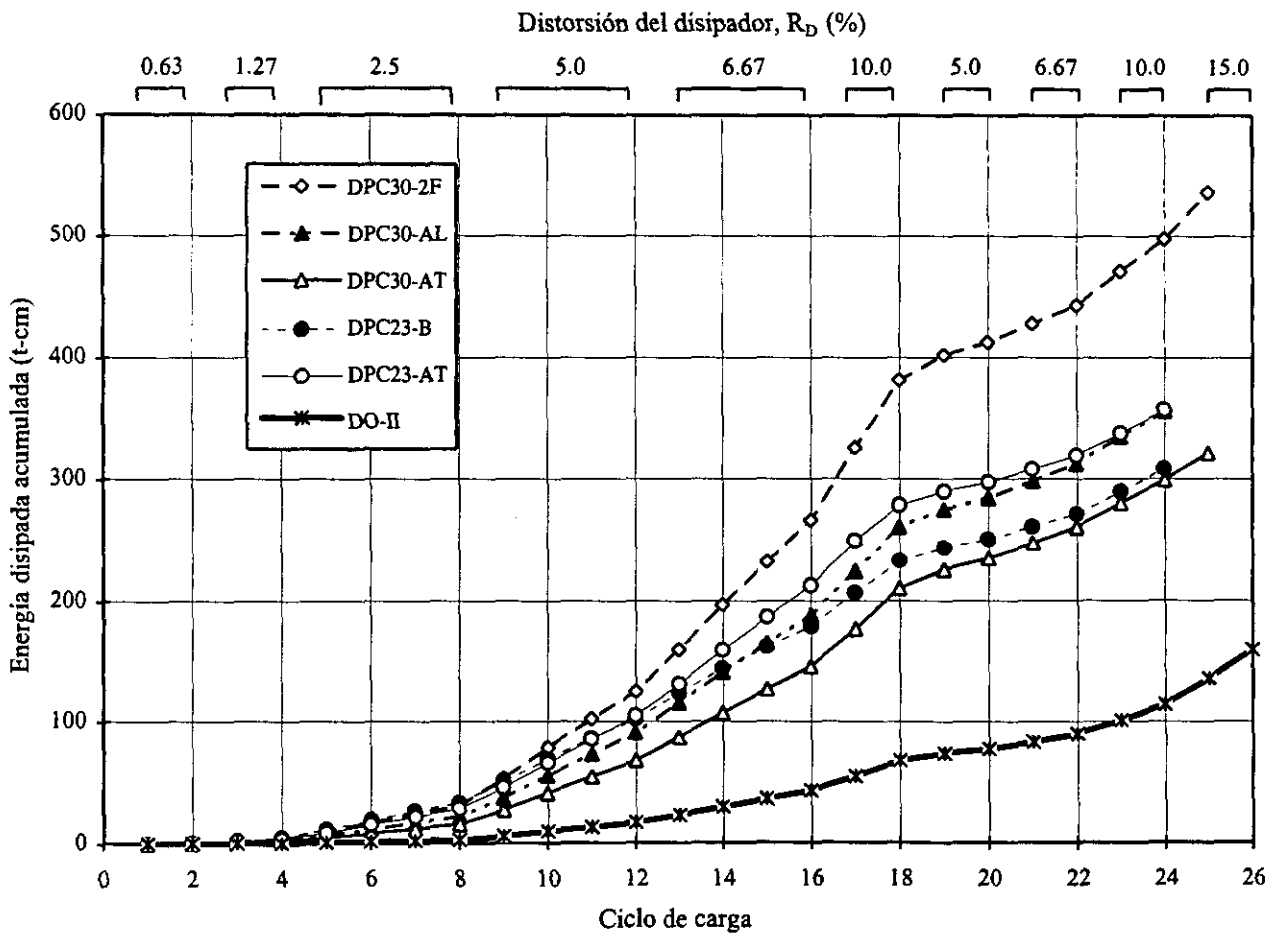
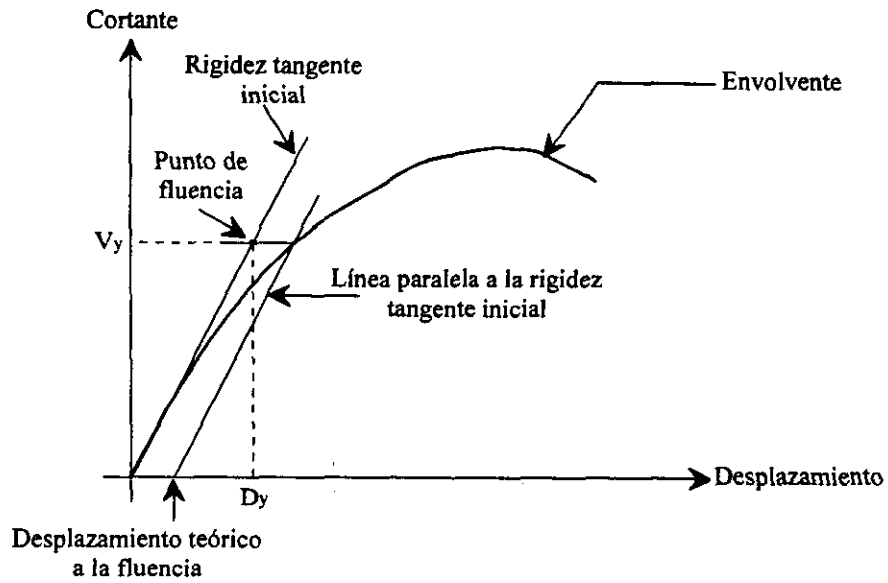
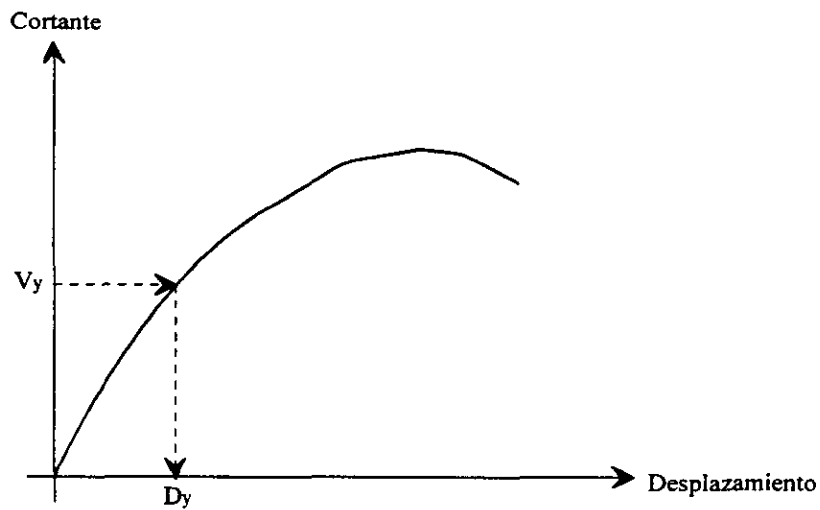
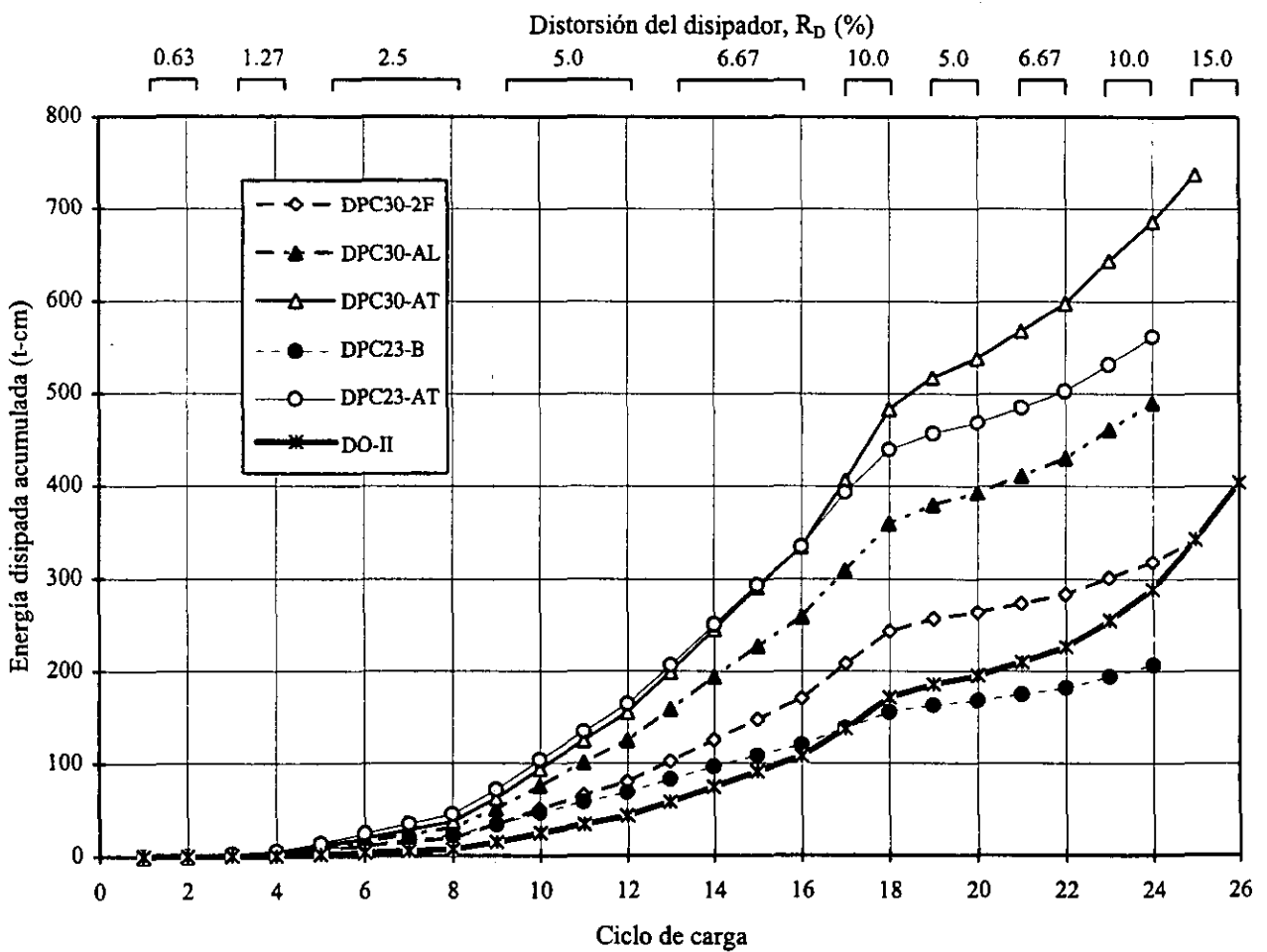


Fig. 7.8 Comparación de la energía disipada acumulada normalizada (basado en la rigidez tangente inicial)





**Fig. 7.9 Criterio del cortante teórico a la fluencia**



**Fig. 7.10 Comparación de la energía disipada acumulada normalizada (cortante teórico de fluencia)**

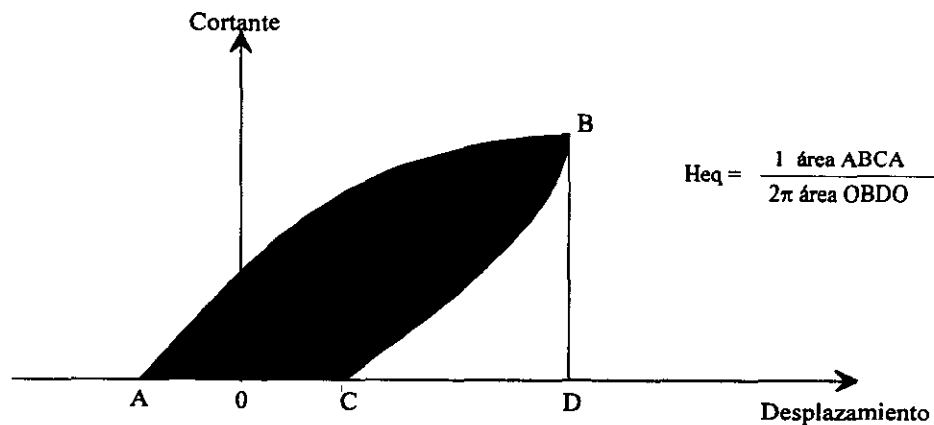


Fig. 7.11 Definición de amortiguamiento viscoso equivalente

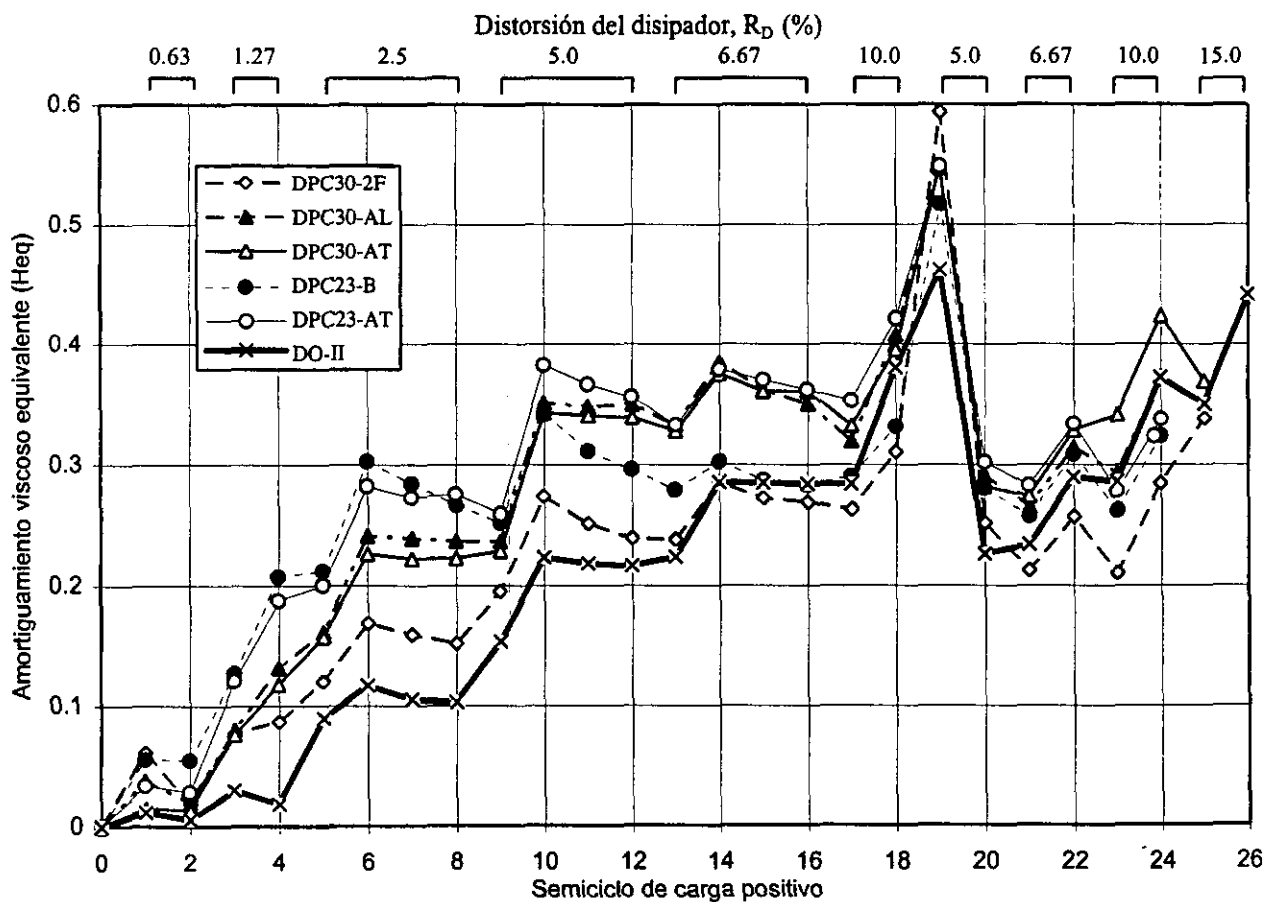
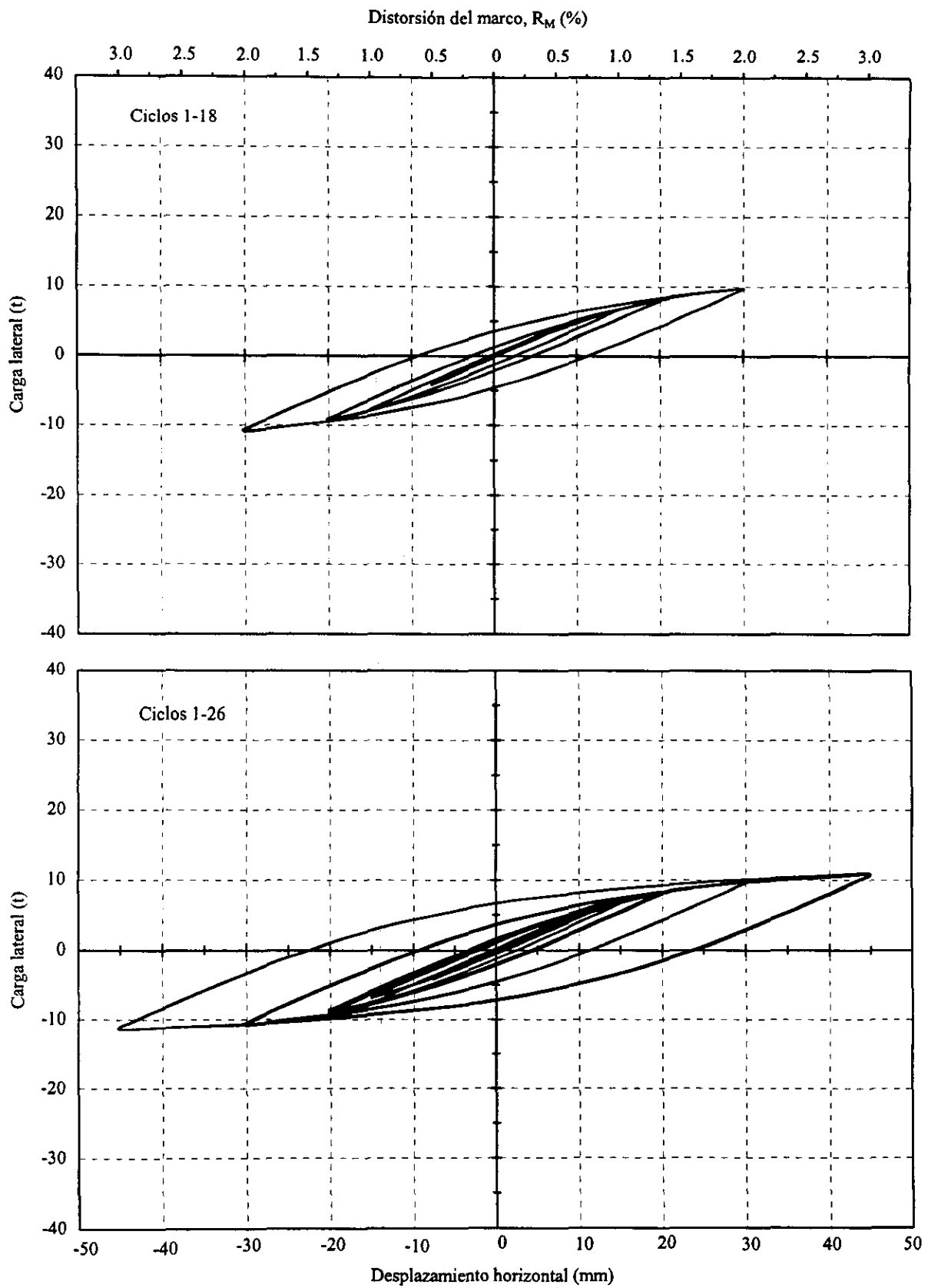
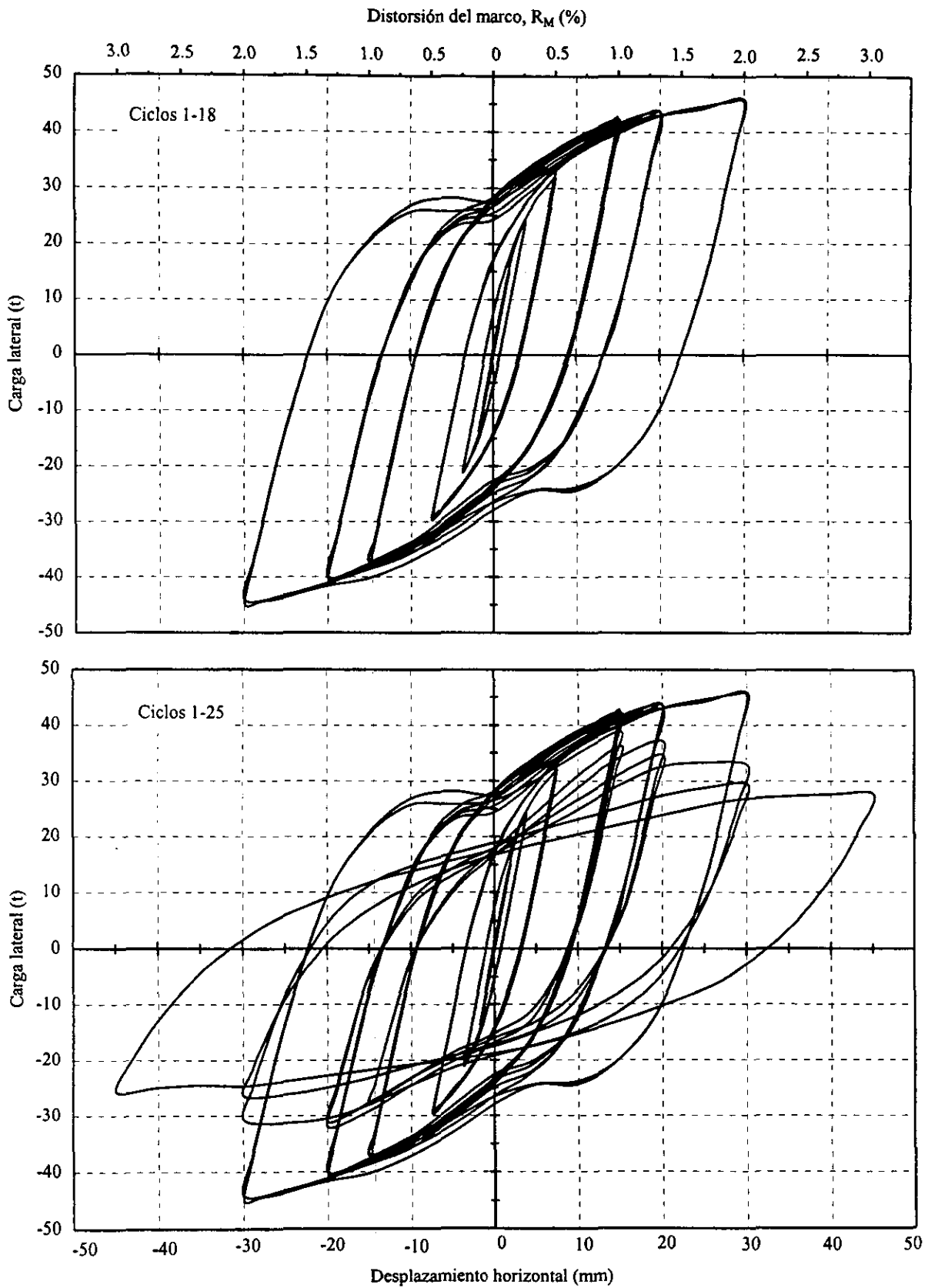


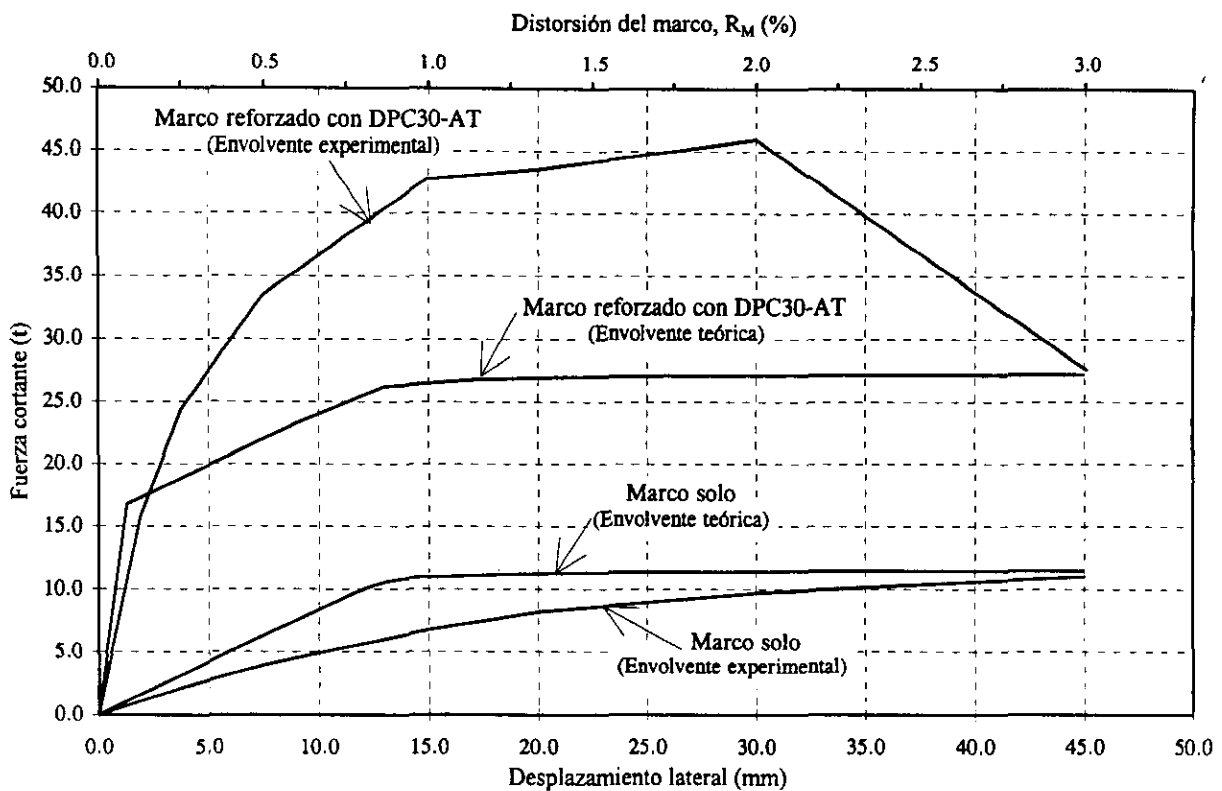
Fig. 7.12 Comparación de la variación del amortiguamiento viscoso equivalente en función del semicyclo de carga



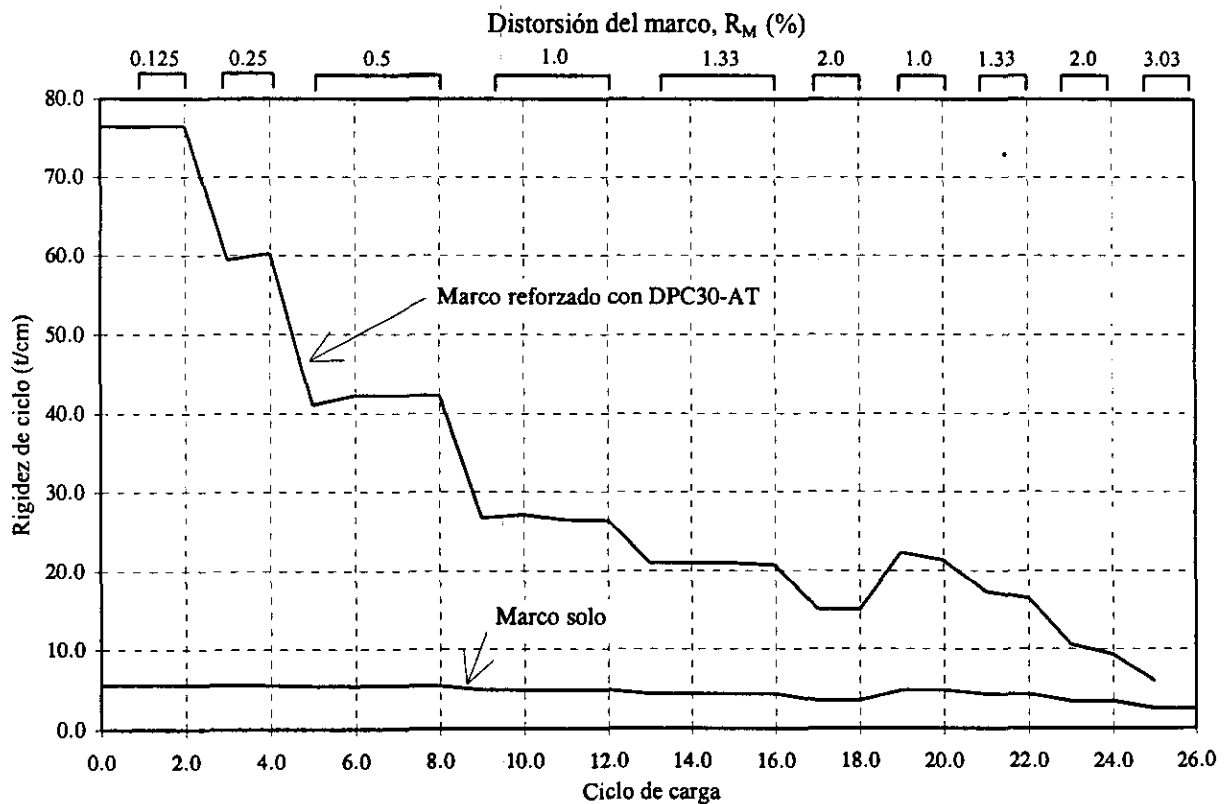
**Fig. 7.13 Curva histerética del marco solo**



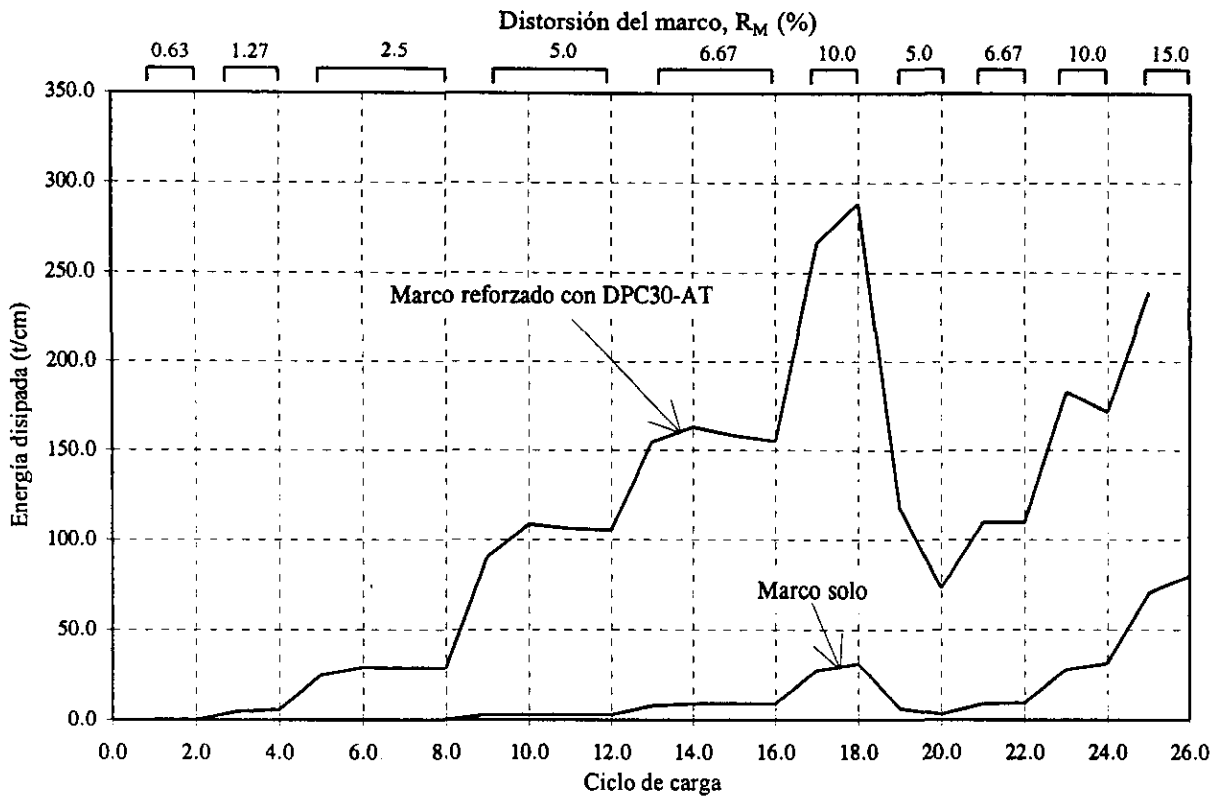
**Fig. 7.14 Curva histerética del marco reforzado con DPC30-AT**



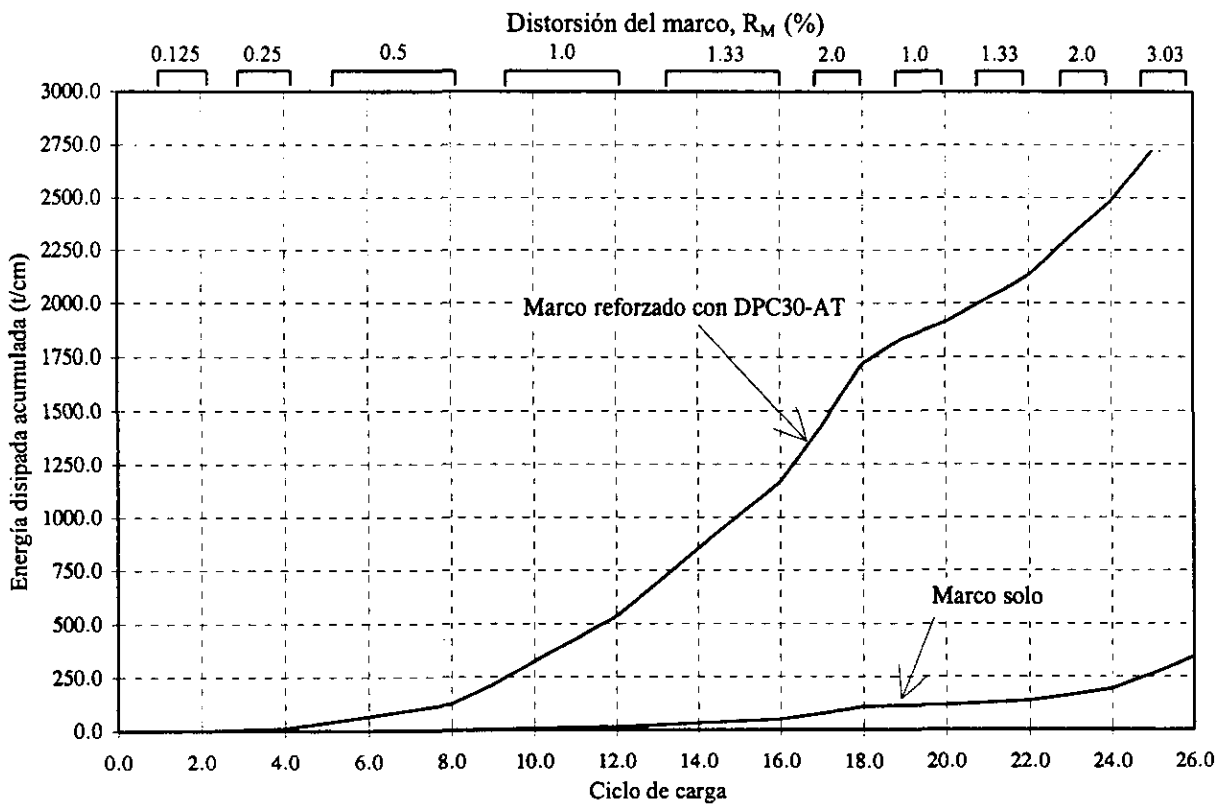
**Fig. 7.15 Envolventes experimental y teórica del marco solo y reforzado**



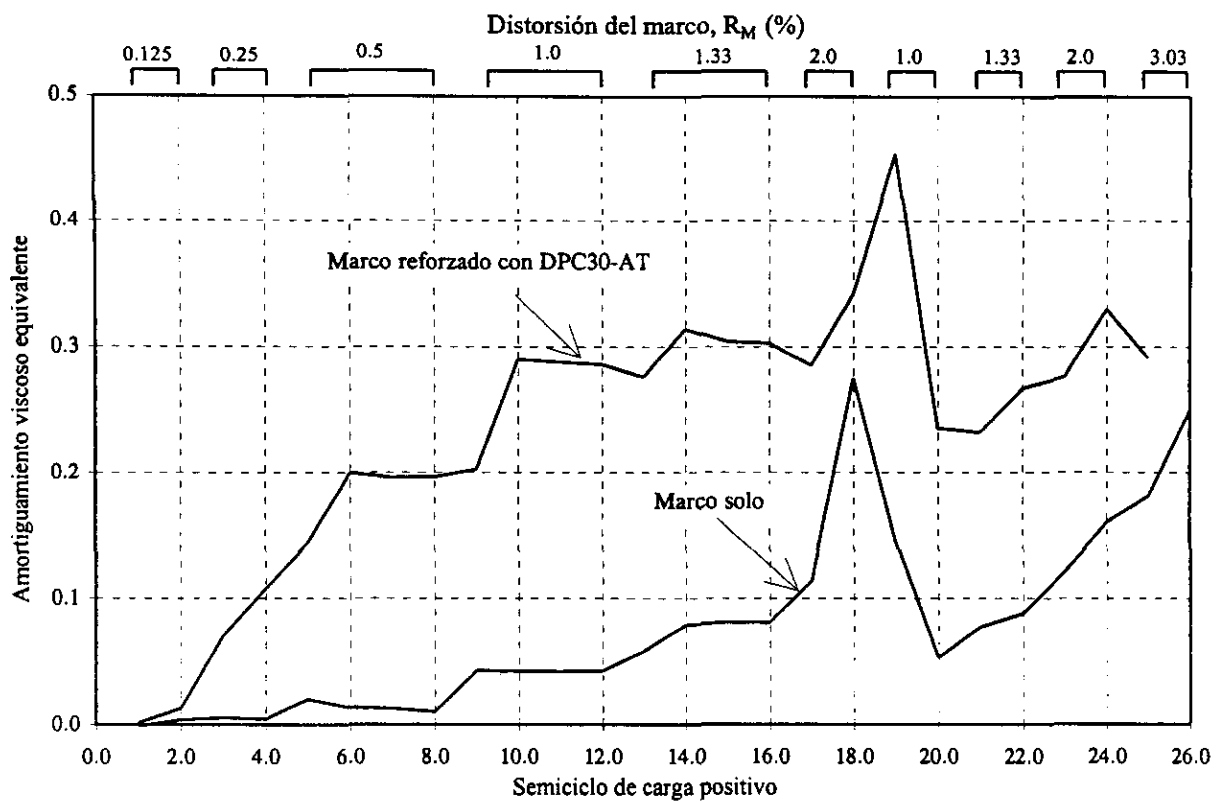
**Fig. 7.16 Variación de la rigidez de ciclo del marco solo y reforzado**



**Fig. 7. 17 Energía disipada por ciclo del marco solo y reforzado**



**Fig. 7. 18 Energía disipada acumulada del marco solo y reforzado**



**Fig. 7.19 Amortiguamiento viscoso equivalente del marco solo y reforzado**

## 8. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

Con base en los resultados de las pruebas realizadas a los dispositivos disipadores tipo panel de cortante y tipo óvalo, se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- La aparición del pandeo de la placa del panel de cortante no significa que el dispositivo haya perdido su capacidad para soportar carga, pero si es la primer causa del inicio de la disminución de su capacidad de disipación de energía, ya que con él se presenta el estrechamiento o adelgazamiento de los lazos de histéresis en la zona cercana a desplazamiento cero, reduciéndose el área encerrada por ellos, y por tanto la energía disipada por deformación.
- El pandeo del panel de cortante se incrementa gradualmente ante ciclos de carga sucesivos, aún para el caso en que los ciclos son de igual amplitud.
- La acción del campo de tensión diagonal del panel es el mecanismo predominante para mantener la capacidad de carga del dispositivo después de iniciado el pandeo, por lo que, la degradación de resistencia y de disipación de energía esta asociada mayormente con el daño de la placa del alma.
- La colocación de atiesadores en la placa del alma de los paneles de cortante retrasa el inicio del pandeo de la misma debido a la reducción del valor de su relación de esbeltez. Sin embargo, tienen poco efecto en el comportamiento del dispositivo antes del pandeo.
- Entre los dispositivos panel de cortante, los que no tienen alguna clase de atiesador presentan un comportamiento menos adecuado de las características de rigidez, resistencia y capacidad de disipación de energía que aquellos que si contienen atiesador; dentro de los cuales el uso del atiesador transversal resulta más eficiente, ya que éstos proporcionan condiciones más favorables para la formación del campo de tensión diagonal al restringir la deformación de los patines hacia el interior del panel.
- El espesor de los patines no interviene significativamente en el valor de la rigidez inicial de los dispositivos. En cambio, contribuye en forma importante en la resistencia del dispositivo.



- En el cálculo de la resistencia teórica de los disipadores panel de cortante, la consideración de la condición de borde empotrada es la que más se aproxima a la resistencia obtenida experimentalmente.
- El disipador a base de óvalos exhibe una gran estabilidad de sus lazos de histéresis ante comportamiento cíclico, prácticamente sin degradación de rigidez ni de resistencia aun a deformaciones grandes; no obstante, posee menor capacidad de disipación de energía con respecto a los dispositivos panel de cortante debido principalmente a que su punto de fluencia ocurre a desplazamientos mayores y sus lazos de histéresis muestran mayor pronunciamiento del llamado efecto de Bauschinger.

De la comparación de los resultados de la respuesta del marco solo y del marco reforzado con disipador DPC, se pueden mencionar en forma general las siguientes conclusiones:

- La estructura del marco solo presenta gran estabilidad de lazos de histéresis sin degradación de resistencia en comportamiento cíclico, aún para deformaciones grandes. Este tipo de estructura es razonablemente dúctil y posee una adecuada capacidad de disipación de energía; sin embargo, esto se alcanza a distorsiones de entrepiso o deformaciones grandes.
- La inclusión del conjunto contraviento-dispositivo disipador en el marco solo, permitió incrementar la rigidez y resistencia del marco simple, no obstante, el sistema estructural reforzado exhibe degradación de rigidez y resistencia después de varios ciclos de carga aplicados. Esta degradación se presenta a causa del daño por pandeo y/o fractura que ocurre en la placa del alma del disipador.
- El modelo del marco reforzado con dispositivo disipador presenta gran capacidad de disipación de energía a niveles de distorsión de entrepiso mucho menores a los requeridos por el marco solo, debido principalmente a la pronta incursión en el rango de comportamiento inelástico de la placa del panel de cortante del disipador, propiciando que antes de que los elementos estructurales del marco solo incurrieran en el rango no-lineal, se logre gran parte de la energía sísmica incidente por el trabajo inelástico del dispositivo disipador.

Finalmente se pueden establecer las siguientes recomendaciones:

- Se recomienda realizar ensayos de dispositivos disipadores panel de cortante en los que la relación de esbeltez de la placa del alma sea mayor a las usadas en este trabajo con el objeto de retrasar aún más el pandeo de la placa y estudiar su comportamiento. En caso de utilizar atiesadores, éstos deberán ser transversales y la relación de aspecto de el o los paneles del dispositivo deberán ser próximos a 1.0.
  
- Se sugiere realizar algunas pruebas de disipadores panel de cortante con atiesadores diagonales en forma de X (uno por cada lado de la placa del alma) para estudiar su efecto, ya que el fenómeno que origina el pandeo se manifiesta en forma diagonal. En la colocación de estos atiesadores debe proporcionarse cierta holgura entre los extremos del atiesador y las esquinas formadas por los patines y placas de apoyo para tratar de evitar que trabajen como contravientos, con el objeto de que los resultados sean comparables con los obtenidos en el presente trabajo, además de facilitar su colocación.
  
- Es recomendable llevar a cabo pruebas de dispositivos disipadores panel de cortante que se apeguen a las disposiciones mencionadas en la sección J del documento "Code Requirements for the Design and Implementation of Passive Energy Dissipation Systems" (Whitaker, 1995) que permitan validar el comportamiento y propiedades de diseño de este tipo de dispositivos para su incorporación en los sistemas estructurales. En dicho documento se establece que los dispositivos disipadores deberán de soportar, sin daño de consideración, cierto número de ciclos de carga a diferentes niveles de deformación.

## REFERENCIAS

1. Aguirre, M. y Sánchez, A. R. (1990), "Disipadores de Energía Sísmica", Revista Construcción y Tecnología, IMCyC, Vol. I, No. 10, pp 15-19.
2. Aguirre, M. y Sánchez, A. R. (1991), "Structural Seismic Damper", Journal of the Structural División, ASCE, pp 158-170.
3. Aguirre, M. (1993), "Disipador de Energía Montable sobre Contravientos en V Invertida", Reporte interno, proy. No. 2127, Instituto de Ingeniería, UNAM, México, D. F.
4. Aiken, I. D., Kelly, J. M. y Pall, A. S. (1988), "Seismic Response of a Nine-Story Steel Frame with Friction Damped Cross-Bracing", Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering, Tokyo-Kyoto, Japan.
5. Ancira, L. R. (1982), "Estudios sobre la Efectividad de Absorvedores de Energía en Edificios", Tesis de Licenciatura en Ingeniería Civil, UNAM.
6. Basler, K. y Thürliman, B. (1963), "Strength of Plate Girders in Bending", Trans. ASCE, Vol. 128, Parte II.
7. Bleich, F. (1952), "Buckling Strength of Metal Structures", McGraw-Hill Book Co., Inc., Nueva York.
8. De Buen, O. (1990), "Estructuras de Acero, Comportamiento y Diseño", Nueva Edición, Editorial Limusa
9. E.C.C.S. - I.A.B.S.E., (1977a) Regional Colloquium on Stability of Steel Structures, Liege, Bélgica.
10. E.C.C.S. - I.A.B.S.E., (1977b) Regional Colloquium on Stability of Steel Structures, Budapest, Hungría.
11. Filiatrault, A. y Cherry, S. (1990), "Seismic Design Spectra for Friction Damped Structures", Journal of the Structural División, Vol. 116, No. ST5, ASCE, New York.
12. Gaylord Jr., E. H., Gaylord, C. N. y Stallmeyer, J. E. (1992), "Design of Steel Structures", tercera edición, editorial McGraw Hill.
13. Jacobsen, L. S. (1930), "Steady Forced Vibration as Influenced by Damping" Transactions of American Society Mechanics Engineering.
14. Khachian, E. E, Khigatian, Z. M. y Melkumian, M. G. (1990) "Earthquake Engineering of High-Rize Buildings with Flexible Upper Floor

15. Lin, R. C., Liang, Z., Soong, T. T. y Zhang, R. H. (1988), "An Experimental Study of Seismic Structural Response with Added Viscoelastic Dampers", National Center for Earthquake Engineering Research, Report NCEER-88-0018, Búfalo, New York.
16. López, B., (1996), "Determinación Experimental del Comportamiento de un Marco Reforzado con un Dispositivo Disipador de Energía", Centro Nacional de Prevención de Desastres, reporte interno.
17. Lyse, I. y Goodfrey, H. J. (1935), "Investigation of Web Buckling in Steel Beams", Transactions ASCE, Vol. 100.
18. Malley, J. O. y Popov, E. P. (1983), "Design Considerations for Shear Links in Eccentrically Braced Framed", EERC Report No. 83-24, University of California, Berkeley, 1983
19. Martínez, R. E. (1993a) "Experiencias con la Utilización de Dispositivos Disipadores de Energía en Edificios Existentes en la ciudad de México". Memoria del X Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, Puerto Vallarta, Jal., México.
20. Martínez, R. E. (1993b) "Experiencias on the Use of Supplementary Energy Dissipators on Building Structures". Memoria del X Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica, Puerto Vallarta, Jal., México.
21. Massonet, Ch. y Maquoi, R. (1978) "Recent Progress in the Field of Structural Stability of Steel Structures", I:A.B.S.E. Survey, s-s/78, pp 13-16.
22. Newmark, N. M., Blume, J.A. y Kapur, K. K. (1973) "Seismic Design Spectra for Nuclear Power Plants", Journal of Power Division, ASCE, pp287-303.
23. Pall, A. S. y Marsh, C., (1982), "Response of Friction Damped Braced Frames", J. Struct. Div., ASCE, Vol. 108, No. ST6, pp 1313-1323.
24. Paniagua, J. P., Gómez, A. e Iglesias, J. (1989), "Sistema Amortiguador Hidrodinámico", VIII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica y VII Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, Vol. III, pp F227-F236.
25. Popov, E. P. (1976), "Mecánica de Sólidos", primera edición, editorial Limusa.
26. Nakashima, M., Iwai, S., Iwata, M., et. al. (1994), "Energy Disipation Behavior of Shear Panels Made of Low Yield Steel", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 23, pp 1299-1313.
27. Ramberg, W. y Osgood, W. R. (1943), "Description of Stress Strain Curves by Three Parameters", Technical Notes, No. 902, NACA.
28. Robinson, W. H. y Greenbak, L. R. (1975), "Properties of an Estrusion Energy Absorber", Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering, Vol. 8, No. 3, pp. 187-191.
29. Robinson, W. H. y Tucker, A. G. (1977), "A Lead Rubber Shear Damper", Bulletin New Zealand National Society Earthquake Engineering, Vol. 10, No. 3, pp 151-153.

30. Rockey, K. C. y Cook, I. T. (1965) "Shear Buckling of Clamped Infinitely Long Plates - Influence of Torsional Rigidity of Transverse Stiffeners", *Aeronautical Quarterly*, Vol. XVI, pp 92-95.
31. Salmon, C. G. y Johnson, E. J. (1992), "Steel Structures: Design and Behavior", tercera edición, editorial Harper Collins Publishers.
32. Scholl, R. E. y White, W. H. (1990), "Elementos Adicionales de Amortiguamiento y Rigidez para Mejorar el Desempeño Sísmico de Estructuras" VIII Congreso Nacional de Ingeniería Sísmica y VII Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, Vol. III, pp F247-F260.
33. Scholl, R. E. (1993), "Fundamental Design Issues for Supplemental Damping Applications", *Revista Earthquake Spectra*, Vol. 9, No. 3, pp 627-636.
34. Seki, M., Katsumata, H., Uchida, H. y Takeda, T. (1988) "Study on Earthquake Response of Two-Storeyed Steel Frame with Y-Shaped Braces", *Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, Tokyo-Kyoto, Japan (Vol. IV).
35. Skinner, R. I., Kelly, J. M. y Heine, A. J. (1975), "Hysteretic Dampers for Earthquake Resistant Structures", *Earthquake Engineering Structural Dynamic*, Vol. 3, pp 287-296.
36. Timoshenko, S. P. y Gere, J. M. (1961) "Theory of Elastic Stability", 2a. edición, McGraw-Hill Book Co., Inc., Nueva York.
37. Uang, C. M. y Bertero, V. V. (1986), "Earthquake Simulation Tests and Associated Studies of a 0.3-Scale Model of a Six-Story Concentric Braced Steel Structures", Report No. UCB/EERC-86/10, Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, CA.
38. Wakabayashi, M. (1988) "Diseño de Estructuras Sismorresistentes", primera edición, editorial McGraw Hill.
39. Whittaker, A., Bertero V., Alonso J. y Thompson, C. (1989), "Earthquake Simulator Testing of Steel Plate Added Damping and Stiffness Elements", Earthquake Engineering Research Center, Report No. UCB/EERC-89/02, University of California at Berkeley.
40. Whittaker, A., Aiken, I., Bergan, D., et. al., (1995), "Code Requirements for the Design and Implementation of Passive Energy Dissipation Systems", ATC-17-1, Technical Papers on Passive Energy Dissipation, pp. 497-508.

## APÉNDICE A

### PROPIEDADES MECÁNICAS DEL MATERIAL

La fabricación de los dispositivos disipadores energía panel de cortante se realizó con acero A36 (Esfuerzo nominal a la fluencia  $F_y=2530 \text{ kg/cm}^2$ ).

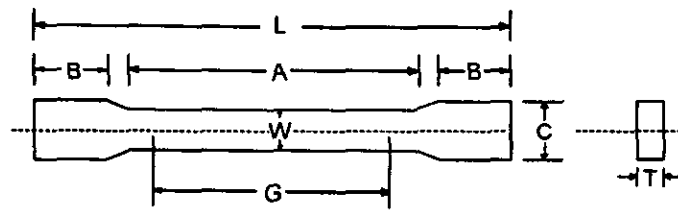
Para obtener las propiedades mecánicas de las placas que conforman el alma de los dispositivos panel de cortante se ensayaron dos probetas de geometría estándar, similar a la que se muestra en la Fig. A1. No se realizaron ensayos de probetas de las placas que constituyen los patines y atiesadores.

Las muestras fueron ensayadas a tensión simple hasta la ruptura, de acuerdo con las especificaciones de la Norma Oficial Mexicana NOM-B-310-1981 (ASTM especificación A370). Las probetas fueron instrumentadas con dos deformímetros eléctricos, colocados en el centroide y en caras opuestas del espécimen. Las pruebas se realizaron en una máquina universal de 100 t de capacidad, y la adquisición de los registros de carga y deformación se hizo con un equipo programable TDS, controlado por una computadora personal.

Los resultados de las pruebas se muestran en la Tabla A1, mientras que las curvas esfuerzo-deformación se muestran en la Fig. A2.

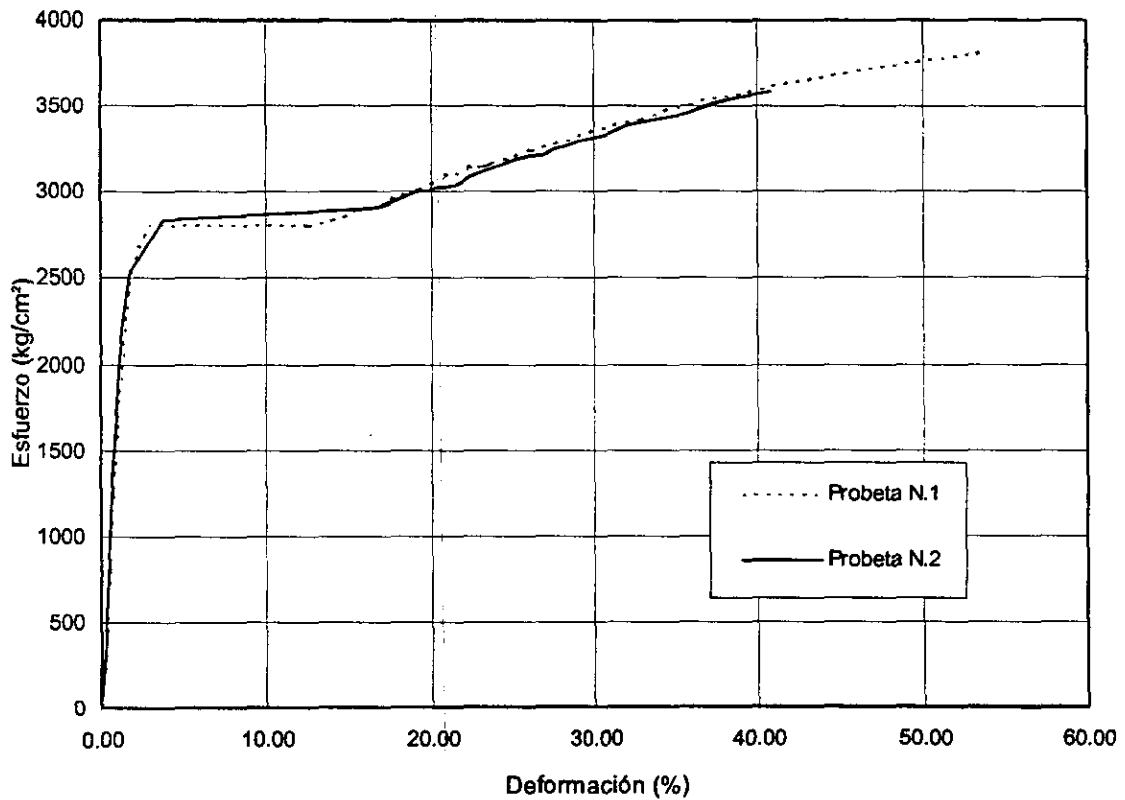
**Tabla A1. Resultados de pruebas a tensión simple de las probetas**

No. de probeta	Tipo de acero	Espesor (mm)	$F_y$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$F_u$ (kg/cm <sup>2</sup> )
1	A36	3.2	2810	3810
2	A36	3.2	2830	3580



$G$  = Longitud Calibrada  
 $W$  = Ancho  
 $T$  = Espesor  
 $L$  = Longitud Total  
 $A$  = Longitud de Sección Reducida  
 $B$  = Longitud de la Sección de Agarre  
 $C$  = Ancho de la Sección de Agarre

**Fig. A1. Geometría de probeta de placa**



**Fig. A2 Curvas esfuerzo-deformación de las probetas de la placa del alma**

## APÉNDICE B

### ENVOLVENTE TEÓRICA DEL MARCO SOLO Y DEL MARCO REFORZADO CON DISIPADOR

Para calcular las envolventes de las relaciones carga lateral-desplazamiento del marco solo y del marco reforzado con dispositivo disipador DPC30-AT se supuso que la curva esfuerzo-deformación unitaria del acero a tensión uniaxial era del tipo elasto-plástica (Fig. B.1).



*Fig. B.1 Idealización de la curva esfuerzo-deformación unitaria*

Además, mediante pruebas de tensión simple se determinaron las propiedades mecánicas ( $E$ ,  $F_y$ ) de los siguientes elementos estructurales:

a) Columnas del marco:

$$E = 2.0 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$$

$$F_y = 3500 \text{ kg/cm}^2$$

b) Diagonales del contraventeo:

$$E = 2.0 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$$

$$F_y = 2500 \text{ kg/cm}^2$$



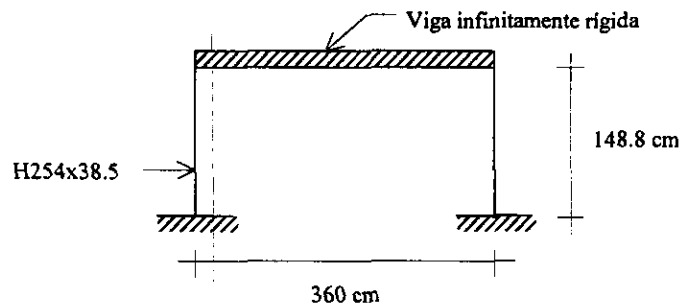
c) Disipadores panel de cortante:

$$E = 1.758 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$$

$$F_y = 2820 \text{ kg/cm}^2$$

### B.1 Marco solo (MS)

Para obtener la relación carga lateral-desplazamiento del marco solo se supuso que la viga era infinitamente rígida y que las columnas estaban empotradas en su extremo inferior (Fig. B.2):



**Fig. B.2** Idealización del marco solo

De esta forma, la rigidez del marco solo ( $K_{MS}$ ) está dada por,

$$K_{MS} = \frac{1}{\frac{1}{K_{MSf}} + \frac{1}{K_{MSs}}} \quad (\text{B.1})$$

donde:

$$K_{MSf} = 2 \left( \frac{12EI_{col}}{L_{col}^3} \right) = \text{rigidez del MS a la flexión}$$

$$K_{MSs} = 2 \left( \frac{GA_{col}}{1.2L_{col}} \right) = \text{rigidez del MS al corte}$$

$$G = \frac{E}{2(1 + \mu)} = \text{módulo de elasticidad al corte}$$

$$I_{col} = \text{momento de inercia de columna}$$

$L_{col}$  = longitud libre de columna

$A_{col}$  = área transversal de columna

1.2 = factor de forma al corte

Por otra parte, la fuerza cortante  $V_{MSy}$  que produce la fluencia del marco solo, se calcula con:

$$V_{MSy} = 2 \left( \frac{2M_y}{L_{col}} \right) \quad (B.2)$$

donde:

$M_y = S F_y$  = Momento flexionante en una columna al inicio de la fluencia

$S$  = Módulo de sección elástico

El desplazamiento correspondiente a la fluencia se calcula con:

$$\delta_{MSy} = \frac{V_{MSy}}{K_{MS}} \quad (B.3)$$

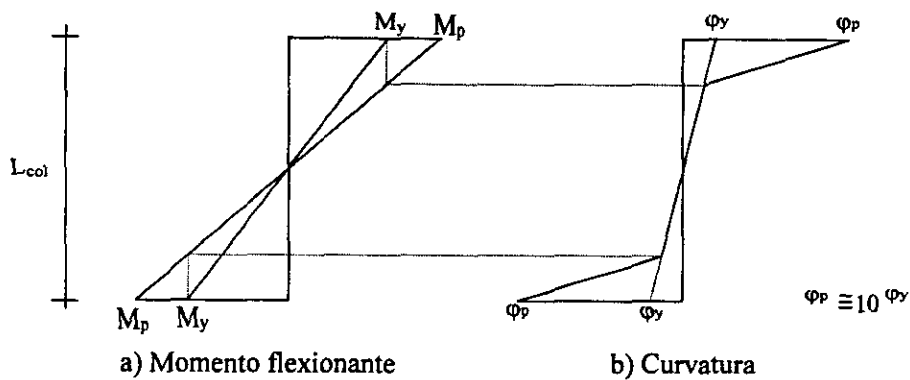
La fuerza cortante última  $V_{MSu}$  que puede soportar el MS se alcanza cuando se desarrollan articulaciones plásticas en ambos extremos de las columnas,

$$V_{MSu} = 2 \left( \frac{2M_p}{L_{col}} \right) \quad (B.4)$$

donde:

$M_p$  = momento plástico de la columna

El desplazamiento  $\delta_{MSu}$  correspondiente a  $V_{MSu}$  se puede determinar mediante las relaciones momento-curvatura de una columna, considerando que  $M_p$  ocurre cuando la curvatura de la sección transversal adyacente al apoyo es aproximadamente diez veces superior a la curvatura correspondiente a  $M_y$  (Gaylord, 1992). La distribución del momento y la curvatura a lo largo de la longitud de las columnas de acero del marco en cuestión es de la forma que se ilustra en la Fig. B.3.



**Fig. B.3. Distribución del momento flexionante y de la curvatura en las columnas**

La variación de la fuerza cortante del marco, entre  $V_{MSy}$  y  $V_{MSu}$ , será de tipo parabólica y su forma depende de la geometría de la sección transversal de la columna.

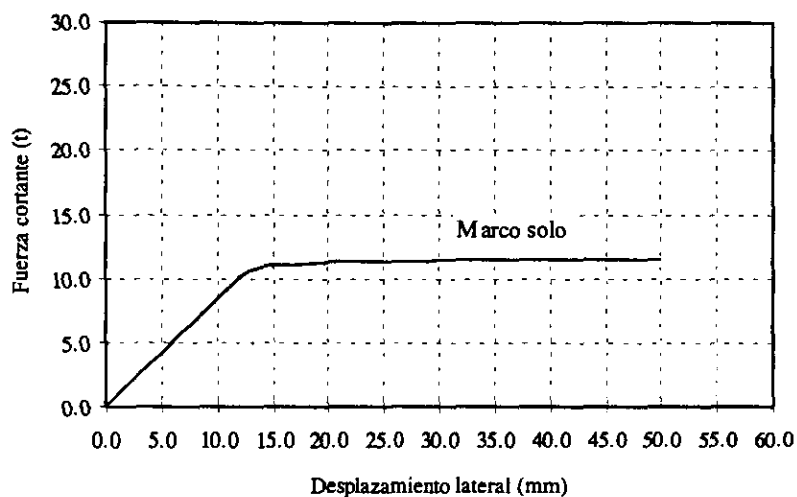
Sustituyendo valores de las propiedades geométricas y mecánicas de los elementos y de sus materiales componentes en las ecs. (B.1), (B.2), (B.3) y (B.4) se obtiene que,

- a)  $K_{MS} = 8.37 \text{ t/cm}$
- b)  $V_{MSy} = 7.53 \text{ t}$
- c)  $\delta_{MSy} = 0.90 \text{ cm}$
- d)  $V_{MSu} = 11.57 \text{ t}$
- e)  $\delta_{MSu} = 4.5 \text{ cm}$

En la Fig. B.4 se muestra la curva carga-desplazamiento del marco solo.

## **B.2 Marco con dissipador panel de cortante (MDPC)**

La rigidez lateral del marco reforzado con dissipador panel de cortante ( $K_{MDPC}$ ) es la suma de la rigidez del marco solo ( $K_{MS}$ ) más la rigidez del conjunto contraventeo-dissipador panel de cortante ( $K_{C-DPC}$ ). La rigidez del MS se calculó en la sección anterior por lo que solo resta calcular la correspondiente al conjunto C-DPC.



**Fig. B.4 Envolvente teórica del marco solo**

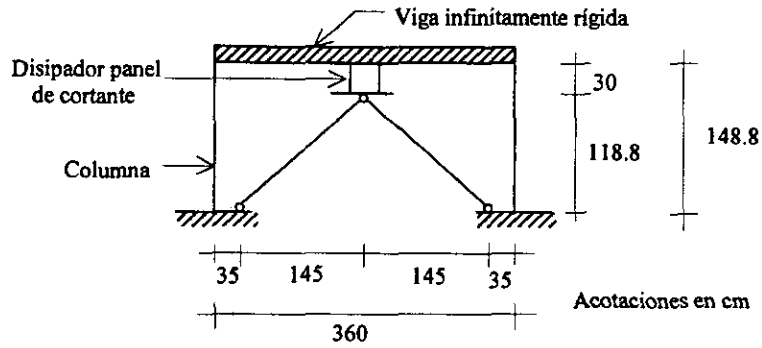
Para obtener  $K_{C-DPC}$  se supuso que las diagonales del contraventeo estaban articuladas en sus extremos, mientras que el dissipador panel de cortante se encontraba totalmente restringido al giro en la conexión con la viga del marco y articulado en la unión con el contraventeo (Fig. B.5). Una suposición adicional es que el dispositivo dissipador se considera infinitamente rígido axialmente, por lo que se desprecian los desplazamientos verticales del nodo de unión. De esta forma, la rigidez del conjunto C-DPC está dada por,

$$K_{C-DPC} = \frac{1}{\frac{1}{K_C} + \frac{1}{K_{DPC}}} \quad (B.5)$$

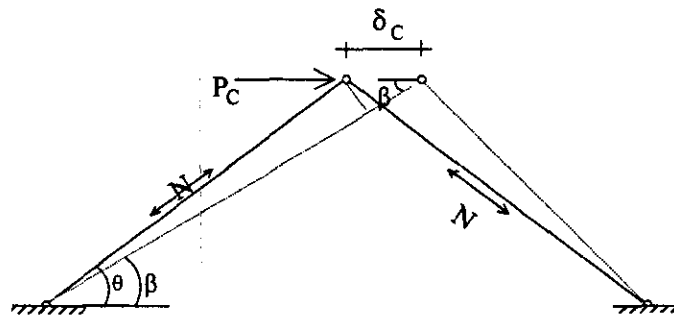
donde:

$K_C$  = rigidez del contraventeo

$K_{DPC}$  = rigidez del dissipador panel de cortante



**Fig. B.5** Idealización del marco con disipador panel de cortante



**Fig. B.6** Deformación del contraventeo

Para determinar la rigidez del contraventeo, de acuerdo con las hipótesis mencionadas, las diagonales que lo constituyen se deforman solo axialmente ante la acción de la fuerza horizontal  $P_C$  (Fig. B.6). Para deformaciones laterales pequeñas ( $\cos\theta = \cos\beta$ ), la fuerza  $P_C$  está definida por,

$$P_C = 2N \cos\theta \quad (\text{B.6})$$

La fuerza axial  $N$  en una diagonal se expresa como,

$$N = \left( \frac{EA_d}{L_d} \right) \delta_c \cos\theta \quad (\text{B.7})$$

donde:

$A_d$  = área transversal de una diagonal

$L_d$  = longitud de una diagonal

Sustituyendo la ec. (B.7) en la ec. (B.6) se obtiene,

$$P_c = 2 \left( \frac{EA_d}{L_d} \cos^2 \theta \right) \delta_c \quad (B.8)$$

Por lo tanto, a partir de la ec. (B.8) la rigidez del contraventeo queda definida de la siguiente forma:

$$K_c = 2 \left( \frac{EA_d}{L_d} \cos^2 \theta \right) \quad (B.9)$$

Ahora bien, la rigidez del disipador panel de cortante se calcula mediante la siguiente expresión:

$$K_{DPC} = \frac{1}{\frac{1}{K_{DPC_f}} + \frac{1}{K_{DPC_s}}} \quad (B.10)$$

donde:

$$K_{DPC_f} = \frac{3EI_{DPC}}{L_{DPC}^3} = \text{rigidez del disipador panel de cortante a la flexión}$$

$$K_{DPC_s} = \frac{GA_w}{L_{DPC}} = \text{rigidez del disipador panel de cortante al corte}$$

$I_{DPC}$  = momento de inercia del disipador panel de cortante

$L_{DPC}$  = longitud del disipador panel de cortante

$A_w$  = área total del alma del panel de cortante

Al calcular la rigidez del disipador con atiesador transversal se despreciará la influencia del atiesador, es decir, se considerará que el disipador es de sección transversal constante en toda su longitud debido a que por el espesor y ubicación de los atiesadores utilizados, su contribución es poco significativa.

La condición que produce la fluencia del conjunto C-DPC se presenta cuando el disipador fluye. La fuerza cortante a la fluencia o fuerza cortante plástica de los disipadores panel de cortante se calcula con la ec. (B.11) (ec. (5.12) en la sección 5.1.1),

$$V_{DPCy} = 0.58F_y A_w \quad (B.11)$$

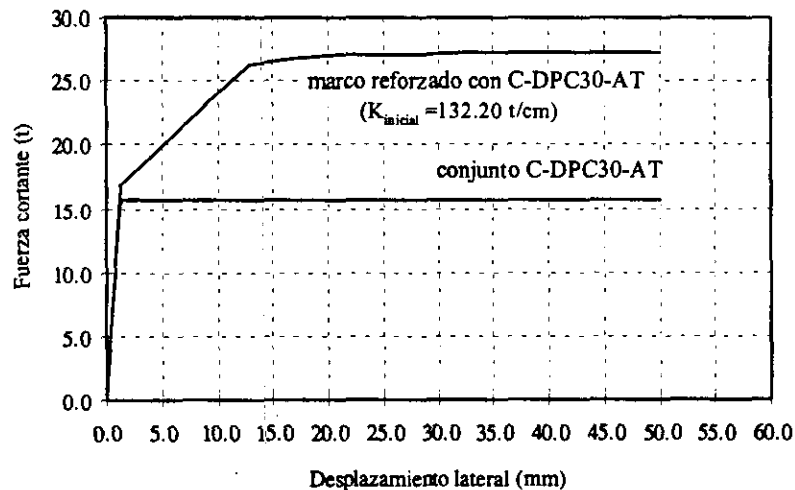
El desplazamiento del conjunto C-DPC al inicio de la fluencia se obtiene con:

$$\delta_{C-DPCy} = \frac{V_{DPCy}}{K_{C-DPC}} \quad (B.12)$$

La Tabla B.1 presenta los valores de la carga y desplazamiento a la fluencia y de la rigidez inicial del conjunto C-DPC para el dispositivo DPC30-AT (designado como C-DPC30-AT), mientras que en la Fig. B.7 se ilustra la relación carga lateral-desplazamiento del conjunto C-DPC30-AT y del marco reforzado con éste.

**Tabla B.1 Valores de la carga y desplazamiento a la fluencia y de la rigidez inicial del conjunto C-DPC para el dispositivo DPC30-AT**

Disipador	d (cm)	t <sub>f</sub> (cm)	t <sub>w</sub> (cm)	A <sub>w</sub> (cm <sup>2</sup> )	I (cm <sup>4</sup> )	K <sub>C</sub> (t/cm)	K <sub>DPC</sub> (t/cm)	K <sub>C-DPC</sub> (t/cm)	V <sub>C-DPCy</sub> (t)	δ <sub>C-DPCy</sub> (cm)
DPC30-AT	30	1.27	0.32	9.6	8419.35	269.65	228.98	123.83	15.70	0.127



**Fig. B.7 Envolvente teórica del marco reforzado con DPC30-AT**

## **AGRADECIMIENTOS:**

Al Centro Nacional de Prevención de Desastres (CENAPRED) por permitirme desarrollar este trabajo en sus instalaciones.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACYT) por la beca otorgada para realizar mis estudios de maestría.

A José Maldonado, Carlos Cuevas, Orly Ibañez y Dr. Oscar López por su ayuda para la preparación y ensaye de los modelos de prueba de este trabajo experimental.

Un agradecimiento muy especial a mi director de tesis Dr. Oscar López Bátiz por su valioso tiempo dedicado en la orientación de este trabajo de tesis, además de todo el apoyo proporcionado para la culminación de esta meta.