

## **CONTROLLO DEL MECCANISMO DI COLLASSO PER TELAI CONTROVENTATI MUNITI DI DISSIPATORI AD ATTRITO**

### **PLASTIC MECHANISM CONTROL FOR BRACED FRAMES EQUIPPED WITH FRICTION DAMPERS**

Rosario Montuori, Elide Nastri, Vincenzo Piluso  
Università di Salerno  
Dipartimento di Ingegneria Civile ed Ambientale  
Salerno, Italia  
[r.montuori@unisa.it](mailto:r.montuori@unisa.it), [enastri@unisa.it](mailto:enastri@unisa.it), [vpiluso@unisa.it](mailto:vpiluso@unisa.it)

#### **ABSTRACT**

In this paper an innovative approach for the seismic design of braced frames equipped with friction dampers is presented. The investigated structural typology belongs to the framework of seismic protection by means of supplementary energy dissipation. Even though this structural scheme is not new, the originality of the work is constituted by the ability in assuring that all the damping devices are effectively involved in the dissipation of the earthquake input energy. To this scope the theory of plastic mechanism control can be applied. Aiming at the evaluation of the accuracy of the presented design method, the seismic inelastic response of a dual system equipped with friction dampers designed according to the proposed method is investigated by means of both push-over analyses and non linear dynamic analyses to check the energy dissipation mechanism actually developed.

#### **SOMMARIO**

Il presente lavoro si propone di illustrare un approccio innovativo per la progettazione sismica di telai con controventi muniti di dissipatori ad attrito. L'originalità del lavoro consiste nell'applicazione della "Teoria del Controllo del Meccanismo di Collasso" che, nel caso specifico, assicura che tutti i dissipatori ad attrito di cui la struttura è munita vengano attivati provvedendo alla dissipazione dell'energia sismica in ingresso. Allo scopo di validare la procedura di progettazione proposta, il comportamento sismico inelastico del sistema strutturale è stato analizzato mediante analisi statica non lineare e mediante analisi dinamiche non lineari evidenziandone l'effettiva capacità di dissipazione dell'energia sismica e verificando la tipologia di meccanismo di collasso a cui si perviene realmente.

#### **1 INTRODUZIONE**

Gli edifici intelaiati sismo-resistenti vengono ordinariamente progettati con lo scopo di sopravvivere ad eventi sismici distruttivi dissipando l'energia sismica in ingresso mediante deformazioni concentrate in cerniere plastiche che, in dipendenza delle metodologie di progetta-

zione adottate, possono formarsi tanto all'estremità delle travi quanto nelle colonne. Il danno strutturale viene pertanto concentrato alle estremità delle membrature a prezzo di escursioni plastiche che crescono al crescere della misura dell'intensità sismica. Pertanto, al fine di ridurre il danneggiamento dei principali elementi strutturali, una delle strategie proposte in letteratura tecnica consiste nell'inserire, in posizioni strategiche tra coppie di punti dove sono attesi spostamenti relativi significativi, particolari dispositivi capaci di garantire la dissipazione supplementare dell'energia sismica in ingresso. Tali dispositivi hanno il vantaggio di poter essere facilmente rimossi per la manutenzione o la sostituzione durante la vita utile della struttura. In tale ambito, nel presente lavoro, viene proposto un approccio innovativo per la progettazione sismica di telai controventati muniti di dissipatori ad attrito, basato sulla teoria del controllo del meccanismo di collasso plastico. L'originalità del lavoro consiste nel fatto che, mediante l'applicazione di tale teoria, tutti i dissipatori ad attrito di cui la struttura è munita vengono effettivamente attivati e, pertanto, provvedono a dissipare l'energia sismica in ingresso. Tale teoria è stata applicata per la prima volta ai telai [1] e in seguito è stata applicata ad altre tipologie strutturali sempre al fine di condurre allo sviluppo di un meccanismo di collasso di tipo globale, ossia un meccanismo che attivasse tutte le zone dissipative dipendenti dalla specifica tipologia strutturale. Con riferimento alla tipologia strutturale esaminata nel presente lavoro, l'applicazione della "Teoria del Controllo del Meccanismo di Collasso Plastico" ha l'obiettivo di portare allo sviluppo di un meccanismo di dissipazione energetica caratterizzato dall'attivazione di tutti i dissipatori ad attrito e, per eventi sismici di alta intensità, alla formazione di cerniere plastiche all'estremità di tutte le travi. Al contrario le diagonali di controvento e le colonne sono progettate per restare in campo elastico con la sola eccezione delle sezioni di base delle colonne del primo piano in cui la formazione delle cerniere plastiche risulta indispensabile per la formazione di un meccanismo cinematico.

Infine, al fine di valutare l'effettiva dissipazione energetica della struttura e verificare la tipologia di meccanismo di collasso a cui si perviene realmente, sono state condotte sia analisi del tipo "push-over" che analisi dinamiche non lineari di tipo incrementale, i cui risultati vengono qui presentati e discussi.

## 2 TIPOLOGIE DI MECCANISMI DI COLLASSO

Lo schema strutturale analizzato fa riferimento ad una tipologia capace di attuare la dissipazione supplementare dell'energia sismica in ingresso; esso è infatti costituito da un sistema accoppiato telaio-controvento munito di dissipatori ad attrito. Lo scopo della procedura proposta è in primo luogo quello di condurre all'attivazione di tutti i dissipatori ad attrito e, trattandosi di un sistema accoppiato, alla formazione di cerniere plastiche all'estremità di tutte le travi e alla base delle colonne del primo piano. Il generale esistono 3 tipi di meccanismo di collasso (Fig. 1) fra questi il meccanismo globale può essere visto come un caso particolare del meccanismo di tipo-2.

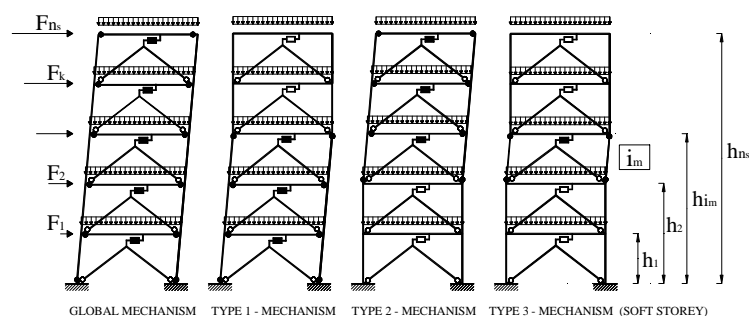


Fig. 1: Meccanismi di collasso

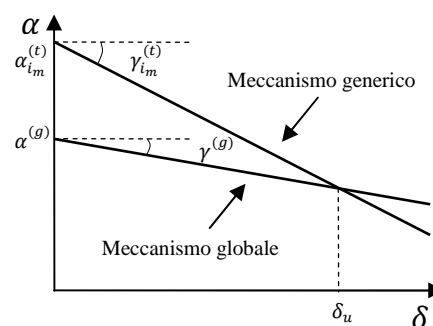


Fig. 2: Condizioni di progetto

Le condizioni di progetto necessarie per ricavare le incognite del problema, costituite dalle sezioni delle colonne necessarie per ottenere un meccanismo di collasso di tipo globale, sono ottenute mediante il teorema cinematico del collasso plastico esteso al concetto di curva di equilibrio del meccanismo. In particolare, il concetto di curva di equilibrio di un meccanismo di collasso consente di portare in conto gli effetti del secondo ordine. A tale scopo, per raggiungere l'obiettivo prefissato basta imporre che la curva di equilibrio del meccanismo globale giaccia al di sotto di quelle dei meccanismi di collasso indesiderati fino ad uno spostamento compatibile con le risorse di duttilità della struttura. Nella scrittura delle relazioni riportate di seguito si farà riferimento alla notazione riportata nella Tabella 1. Le  $3n_s$  condizioni di progetto sono fornite dalla seguente relazione:

$$\alpha^{(g)} - \gamma^{(g)} \delta_u \leq \alpha_{i_m}^{(t)} - \gamma_{i_m}^{(t)} \delta_u \quad i_m = 1,2,3, \dots, n_s \quad t = 1,2,3 \quad (1)$$

**Tabella 1:** Notazione

|                      |                                                                                                               |                      |                                                                                                                                                                                                                                       |
|----------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| $i_m$                | indice di meccanismo                                                                                          | $\gamma^{(g)}$       | Pendenza della curva di equilibrio del meccanismo globale                                                                                                                                                                             |
| $\delta$             | spostamento orizzontale in sommità                                                                            | $\gamma_{i_m}^{(t)}$ | Pendenza della curva di equilibrio del $i_m$ -esimo meccanismo indesiderato del $t$ -esimo tipo.                                                                                                                                      |
| $L$                  | larghezza della campata                                                                                       | $F$                  | Vettore delle forze sismiche orizzontali                                                                                                                                                                                              |
| $s$                  | Vettore degli spostamenti orizzontali di piano                                                                | $B$                  | Matrice di ordine $n_b \times n_s$ i cui elementi sono uguali ai momenti plastici delle travi (i.e. $B_{ik} = M_{b,ik}$ )                                                                                                             |
| $h_{ns}$             | Altezza della struttura                                                                                       | $D$                  | Matrice di ordine $n_b \times n_s$ i cui elementi rappresentano la resistenza allo scorrimento dei dissipatori ad attrito                                                                                                             |
| $H_0$                | Somma delle altezze di interpiano dei piani coinvolti dal generico meccanismo                                 | $M_{ck}$             | Vettore dei momenti plastici delle colonne del $k$ -esimo piano ridotti per effetto dello sforzo normale                                                                                                                              |
| $M_{c,ik}$           | Momento plastico ridotto dell' $i$ -esima colonna del $k$ -esimo piano                                        | $V$                  | Vettore dei carichi verticali totali di piano $V^T = \{V_1, V_2, \dots, V_k, \dots, V_{n_s}\}$ , di cui il $k$ -esimo elemento $V_k$ è il carico totale agente al $k$ -esimo piano                                                    |
| $M_{b,jk}$           | Momento plastico ridotto dell' $j$ -esima trave del $k$ -esimo piano                                          | $h$                  | Vettore delle quote di piano                                                                                                                                                                                                          |
| $I$                  | Matrice unitaria                                                                                              | $R_b$                | Matrice di ordine $n_b \times n_s$ i cui coefficienti $R_{b,jk}$ sono pari a 0 quando la $j$ -esima trave del $k$ -esimo piano non è coinvolta nel meccanismo e pari ad 1 nel caso opposto                                            |
| $\alpha^{(g)}$       | Moltiplicatore cinematicamente ammissibile delle forze orizzontali corrispondente al meccanismo globale       | $R_d$                | Matrice di ordine $n_b \times n_s$ i cui coefficienti $R_{d,jk}$ sono uguali a 0 quando il $j$ -esimo dissipatore ad attrito del $k$ -esimo piano non è coinvolto nel meccanismo ed uguali all'altezza di interpiano nel caso opposto |
| $\alpha_{i_m}^{(t)}$ | Moltiplicatore cinematicamente ammissibile delle forze orizzontali nell' $i_m$ -esimo meccanismo indesiderato |                      |                                                                                                                                                                                                                                       |

### 3 CURVE DI EQUILIBRIO DEL MECCANISMO

Al fine di poter scrivere le relazioni relative alle curve di equilibrio del meccanismo ( $\alpha - \gamma\delta$ ) sia esso desiderato o indesiderato è necessario conoscere il corrispondente moltiplicatore cinematicamente ammissibile,  $\alpha$ , e la pendenza della curve di equilibrio del meccanismo,  $\gamma$ . Entrambi i parametri possono essere ricavati in accordo con la teoria rigido-plastica mediante il principio dei lavori virtuali. Infatti, eguagliando il lavoro esterno delle forze sismiche con quello interno e con il lavoro del secondo ordine dei carichi verticali è possibile ricavare rispettivamente il moltiplicatore di collasso e la pendenza della curva di equilibrio del meccanismo. Nel caso di meccanismo globale (Fig. 1), tutti i piani partecipano al processo dissipativo,

pertanto, il vettore degli spostamenti orizzontali  $\mathbf{s}^{(g)} = \mathbf{h}$ . Il moltiplicatore cinematicamente ammissibile può essere espresso come:

$$\alpha^{(g)} = \left[ \mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_b^{(g)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_d^{(g)}) \right] / \mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)} \quad (2)$$

Inoltre,  $H_0$  è uguale a  $h_{ns}$ , e  $\gamma^{(g)}$  si ottiene per  $\mathbf{s} = \mathbf{s}^{(g)} = \mathbf{h}$  e  $H_0 = h_{ns}$  come [1]:

$$\gamma^{(g)} = \frac{1}{h_{ns}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}^{(g)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} \quad (3)$$

Con riferimento all'  $i_m$ esimo meccanismo di tipo-1, il vettore degli spostamenti orizzontali è:

$$\mathbf{s}_{i_m}^{(1)T} = \{h_1, h_2, h_3, \dots, h_{i_m}, \dots, h_{i_m}\} \quad (4)$$

dove il primo elemento uguale ad  $h_{i_m}$  corrisponde all'  $i_m$ esima componente. Il moltiplicatore cinematicamente ammissibile corrispondente all'  $i_m$ esimo meccanismo di tipo-1 è fornito da:

$$\alpha_{i_m}^{(1)} = \left[ \mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_{b,i_m}^{(1)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(1)}) + \mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I} \right] / \mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)} \quad (5)$$

Siccome solo i primi  $i_m$  piani partecipano al meccanismo di collasso, allora  $H_0 = h_{i_m}$ . La pendenza della curva di equilibrio del meccanismo assumendo  $\mathbf{s} = \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}$  e  $H_0 = h_{i_m}$  è [1]:

$$\gamma_{i_m}^{(1)} = \frac{1}{h_{i_m}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}} \quad (6)$$

Con riferimento all'  $i_m$ esimo meccanismo di tipo-2, il vettore degli spostamenti orizzontali è:

$$\mathbf{s}_{i_m}^{(2)T} = \{0, 0, 0, \dots, h_{i_m} - h_{i_m-1}, h_{i_m+1} - h_{i_m-1}, \dots, h_{ns} - h_{i_m-1}\} \quad (7)$$

dove il primo elemento diverso da zero è l'  $i_m$ esimo. Il moltiplicatore cinematicamente ammissibile corrispondente all'  $i_m$ esimo meccanismo di tipo-2 è fornito dalla seguente equazione:

$$\alpha_{i_m}^{(2)} = \left[ \mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_{b,i_m}^{(2)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(2)}) \right] / \mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(2)} \quad (8)$$

Siccome solo i primi  $i_m$  piani partecipano al meccanismo di collasso, allora la pendenza della curva di equilibrio del meccanismo assumendo  $H_0 = h_{ns} - h_{i_m-1}$  e  $\mathbf{s} = \mathbf{s}_{i_m}^{(2)}$  è [1]:

$$\gamma_{i_m}^{(2)} = \frac{1}{h_{ns} - h_{i_m-1}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(2)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(2)}} \quad (9)$$

Infine, con riferimento all'  $i_m$ esimo meccanismo di tipo-3, il vettore degli spostamenti orizzontali è:

$$\mathbf{s}_{i_m}^{(3)T} = \{0, 0, 0, \dots, 1, 1, 1\} (h_{i_m} - h_{i_m-1}) \quad (10)$$

dove il primo elemento diverso da zero è l'  $i_m$ esimo. Il moltiplicatore cinematicamente ammissibile corrispondente all'  $i_m$ esimo meccanismo di tipo-3 è fornito dalla seguente equazione:

$$\alpha_{i_m}^{(3)} = \left[ 2 \mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I} + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(3)}) \right] / \mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(3)} \quad (11)$$

Siccome solo l'  $i_m$ esimo piano è coinvolto nel meccanismo cinematico allora la pendenza della curva di equilibrio del meccanismo assumendo  $H_0 = (h_{i_m} - h_{i_m-1})$  e  $\mathbf{s} = \mathbf{s}_{i_m}^{(3)}$  è [1]:

$$\gamma_{i_m}^{(3)} = \frac{1}{h_{i_m} - h_{i_m-1}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(3)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(3)}} \quad (12)$$

#### 4 ALGORITMO DI PROGETTO

Nella metodologia di progettazione proposta si assume che le travi siano già progettate per resistere ai carichi verticali, che i dissipatori ad attrito abbiano una resistenza allo scorrimento commisurata al corrispondente valore del tagliante sismico di piano calcolato sulla base delle forze sismiche di progetto e che le diagonali di controvento siano progettate in maniera tale da restare in campo elastico, ossia sulla base delle massime sollecitazioni che i dissipatori ad attrito sono in grado di trasmettere. In particolare, le diagonali compresse governano il progetto delle stesse, essendo necessario che le diagonali non si stabilizzino quando i corrispondenti dissipatori ad attrito raggiungono la corrispondente resistenza limite allo scorrimento. Pertanto, le sole incognite del problema di progetto sono costituite dalle sezioni delle colonne, necessarie al fine di garantire il meccanismo di collasso desiderato. A tale scopo, per mezzo del teorema cinematico del collasso plastico esteso al concetto di curva di equilibrio del meccanismo, è possibile ricavare le condizioni di progetto da soddisfare per impedire i meccanismi indesiderati. L'algoritmo per risolvere dal punto di vista matematico il problema è il seguente:

- a) Calcolo dello spostamento di progetto,  $\delta_u$ . Tale spostamento deve essere compatibile con le risorse di duttilità della struttura che sono correlate sia alla corsa dei dissipatori ad attrito che alla capacità rotazionale delle travi. Nel presente lavoro, la capacità rotazionale delle travi è assunta pari a 0.04 rad e, di conseguenza, lo spostamento di progetto è fornito dalla seguente equazione:

$$\delta_u = 0.04 h_{ns} \quad (13)$$

Infatti, la corsa dei dissipatori ad attrito è facilmente calcolabile e calibrabile con l'obiettivo di essere compatibile con il suddetto spostamento. Lo spostamento di progetto è governato, pertanto, dagli elementi con minore capacità di escursione "plastica", cioè dalle estremità delle travi.

- b) Calcolo della pendenza delle curve di equilibrio dei meccanismi,  $\gamma_{i_m}^{(t)}$ , mediante le equazioni (3), (6), (9) e (12).  
 c) Calcolo della somma dei momenti plastici ridotti per effetto dello sforzo normale, richiesti al primo piano,  $\mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I}$ , mediante la seguente equazione ricavata sostituendo all'Eq. (1) i valori  $\alpha^{(g)}$ ,  $\gamma^{(g)}$  e  $\alpha_{i_m}^{(1)}$ ,  $\gamma_{i_m}^{(1)}$  per  $i_m = 1$ :

$$\begin{aligned} & \frac{\mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_b^{(g)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_d^{(g)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} - \frac{1}{h_{ns}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}^{(g)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} \delta_u \\ & \leq \frac{2\mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_{b,i_m}^{(1)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(1)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}} - \frac{1}{h_{i_m}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}} \delta_u \end{aligned} \quad (14)$$

- d) Progetto delle colonne al primo piano a partire da  $\mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I}$  derivante dalla Eq. (14) e calcolo della sommatoria dei momenti plastici delle colonne effettivamente progettate,  $\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I}$ , che risulta più grande di  $\mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I}$ , perché le colonne vengono scelte solitamente da sagomari.  
 e) Calcolo della somma dei momenti plastici ridotti per effetto dello sforzo normale per  $i_m > 1$ ,  $\mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I}$ , per il tramite delle seguenti equazioni:

$$\begin{aligned} & \frac{\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_b^{(g)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_d^{(g)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} - \frac{1}{h_{ns}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}^{(g)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} \delta_u \leq \\ & \leq \frac{\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_{b,i_m}^{(1)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(1)}) + \mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}} - \frac{1}{h_{i_m}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(1)}} \delta_u \end{aligned} \quad (15)$$

per evitare i meccanismi di collasso del tipo 1,

$$\begin{aligned} & \frac{\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_b^{(g)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_d^{(g)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} - \frac{1}{h_{ns}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}^{(g)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} \delta_u \leq \\ & \leq \frac{\mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_{b,i_m}^{(2)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{L}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(2)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(2)}} - \frac{1}{h_{ns} - h_{i_m-1}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(2)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(2)}} \delta_u \end{aligned} \quad (16)$$

per evitare i meccanismi di collasso del tipo 2, e:

$$\begin{aligned} & \frac{\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I} + 2 \operatorname{tr}(\mathbf{B}^T \mathbf{R}_b^{(g)}) + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_d^{(g)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} - \frac{1}{h_{ns}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}^{(g)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}^{(g)}} \delta_u \leq \\ & \leq \frac{2 \mathbf{M}_{c,i_m}^T \mathbf{I} + \operatorname{tr}(\mathbf{D}^T \mathbf{R}_{d,i_m}^{(3)})}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(3)}} - \frac{1}{h_{i_m} - h_{i_m-1}} \frac{\mathbf{V}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(3)}}{\mathbf{F}^T \mathbf{s}_{i_m}^{(3)}} \delta_u \end{aligned} \quad (17)$$

per evitare i meccanismo di collasso del tipo 3.

In particolare, l'Eq. (15) deriva dalla sostituzione i valori  $\alpha^{(g)}, \gamma^{(g)}, \alpha_{i_m}^{(1)}, \gamma_{i_m}^{(1)}$  nella Eq. (1) per  $i_m > 1$ ; l'Eq. (16) deriva dalla sostituzione i valori  $\alpha^{(g)}, \gamma^{(g)}, \alpha_{i_m}^{(2)}, \gamma_{i_m}^{(2)}$  nella Eq. (1) per  $i_m > 1$  ed infine l'Eq. (17) deriva dalla sostituzione i valori  $\alpha^{(g)}, \gamma^{(g)}, \alpha_{i_m}^{(3)}, \gamma_{i_m}^{(3)}$  nella Eq. (1) per  $i_m > 1$ . Inoltre, alla somma dei momenti plastici richiesti per  $i_m = 1$ ,  $\mathbf{M}_{c,1}^T \mathbf{I}$ , presente nelle equazioni (2), (5), (8) e (11) è stata sostituita la somma dei momenti plastici effettivamente ottenuti sulla base delle sezioni di sagomario adottate,  $\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I}$ , come definita allo step d).

f) Calcolo del massimo valore tra le condizioni di progetto espresse allo step e) mediante le equazioni (15), (16) e (17) per mezzo della seguente equazione:

$$\mathbf{M}_{c,i_m} \mathbf{I} = \max \left\{ \mathbf{M}_{c,i_m}^{(1)} \mathbf{I}, \mathbf{M}_{c,i_m}^{(2)} \mathbf{I}, \mathbf{M}_{c,i_m}^{(3)} \mathbf{I} \right\} \quad \text{for } i_m > 1 \quad (18)$$

g) Partendo dal valore di  $\mathbf{M}_{c,i_m} \mathbf{I}$  (Eq. (18)) è possibile calcolare le sezioni delle colonne ad ogni piano.

h) Infine è posta la condizione tecnologica per la quale, partendo dalla base, le colonne non possono incrementarsi in sezione. Quando tale condizione coinvolge le colonne al primo piano, allora è necessario ripetere la progettazione dallo step e) con il nuovo valore di  $\mathbf{M}_{c,1}^{T(*)} \mathbf{I}$ .

## 5 APPLICAZIONE NUMERICA

La procedura di progettazione proposta è stata applicata ad una struttura i cui dati riguardanti la geometria ed i carichi sono sintetizzati in Fig. 3. Il materiale utilizzato è un acciaio S275 ( $f_{yk} = 275 \text{ MPa}$ ). Le forze sismiche di progetto sono state ricavate in accordo con l'Eurocodice 8 [2], assumendo una PGA pari a 0.35g, un fattore di risposta sismica pari a 2.5, un fattore di struttura pari a 6 ed ipotizzando un suolo di Categoria A. I dissipatori ad attrito sono costituiti da uno strato di materiale attritivo ("fiction pad") posto tra due piastre di acciaio che ospitano un piatto interno asolato in modo tale da permettere lo scorrimento del dispositivo. Alcuni prototipi sono stati testati presso il *Laboratorio Prove Materiali e Strutture* dell'Università di Salerno [3]. Con riferimento allo schema strutturale in Fig. 3 la resistenza dei dissipatori ad attrito è stata calibrata in accordo con il corrispondente tagliante sismico. Il massimo precarico  $F_{p,Cd}$  dei bulloni secondo Eurocodice 3 [4] è:

$$F_{p,Cd} = 0.7 f_{ub} A_s \quad (19)$$

e governa la resistenza allo scorrimento del dispositivo:

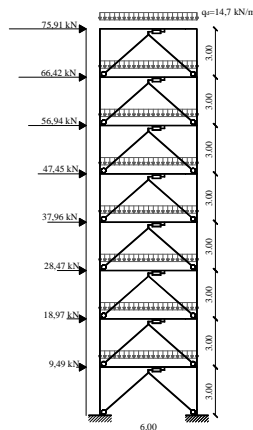


Fig. 3: Schema strutturale esaminato

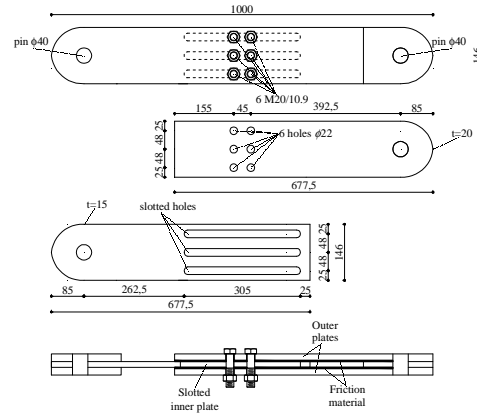


Fig. 4: Particolare costruttivo di un dissipatore ad attrito

$$F_{s,Rd} = k_s n \mu F_{p,Cd} \quad (20)$$

dove  $f_{ub}$  è la resistenza dei bulloni,  $A_s$  è l'area resistente dei bulloni,  $k_s$  è un coefficiente dipendente dalla tipologia di fori,  $n$  è il numero di superfici di scorrimento e  $\mu$  è il coefficiente di attrito. Pertanto, la resistenza dei dissipatori ad attrito può essere calibrata applicando una coppia di preserraggio opportunamente scelta come una percentuale di quella massima consentita dalla normativa. La resistenza allo scorrimento dei dissipatori ad attrito rappresenta la resistenza assiale del corrispondente elemento strutturale ed è impiegata per calcolare il lavoro virtuale interno della struttura. Per semplicità, il numero dei bulloni e la geometria del dispositivo sono uguali per tutti i piani della struttura. Al contrario, il preserraggio dei bulloni è stato calibrato al fine di garantire una resistenza allo scorrimento leggermente maggiore rispetto alla azione interna dovuta al valore di progetto del tagliante sismico. Lo spostamento di progetto, calcolato mediante l'Eq. (13) è pari a 0.96 m. Lo scorrimento dei dissipatori ad attrito,  $\delta_{fd}$ , deve permettere uno spostamento interpiano di 0.12 m ( $0.04 \times 3m$ ) per cui le asole dei dispositivi devono avere una lunghezza di  $2\delta_{fd} + (n_b - 1)a$  dove  $n_b$  e  $a$  sono rispettivamente il numero di bulloni alloggiati nell'asola e il passo tra i bulloni. Le travi, progettate per resistere ai carichi verticali, sono tutte IPE 270 mentre le diagonali, progettate per resistere all'instabilità nel piano e fuori piano sono tubolari CHS 219.1x10. Applicando la "Teoria del Controllo del Meccanismo Plastico" allo schema strutturale descritto, nota la resistenza allo scorrimento dei dissipatori ad attrito e le sezioni di travi e diagonali è possibile ricavare le sezioni delle colonne, riportate in Tabella 2. Nella stessa tabella sono, inoltre, riportati i valori delle forze sismiche di progetto, dei taglianti sismici di piano e delle resistenze allo scorrimento dei dissipatori. L'espressione della curva di equilibrio del meccanismo di collasso globale per la struttura progettata è:

$$\alpha = 1.4892 - 0.000683 \delta \quad (21)$$

Tabella 2: Forze sismiche, taglianti, resistenza dei dissipatori e sezioni delle colonne progettate

| PIANO $i_m$ | FORZE SISMICHE DI PIANO (kN) | TAGLIANTE DI PIANO (kN) | RESISTENZA DEL FRICTION DAMPER (kN) | PROFILI COLONNE |
|-------------|------------------------------|-------------------------|-------------------------------------|-----------------|
| 1           | 9.489                        | 341.633                 | 345.6                               | HEB 300         |
| 2           | 18.979                       | 332.143                 | 334.8                               | HEB 280         |
| 3           | 28.469                       | 313.163                 | 313.2                               | HEB 280         |
| 4           | 37.959                       | 284.694                 | 291.6                               | HEB 280         |
| 5           | 47.448                       | 246.735                 | 248.4                               | HEB 280         |
| 6           | 56.938                       | 199.286                 | 205.2                               | HEB 260         |
| 7           | 66.428                       | 142.347                 | 144.72                              | HEB 240         |
| 8           | 75.918                       | 75.918                  | 79.92                               | HEB 200         |

## 6 VALIDAZIONE DELLA PROCEDURA

Al fine di pervenire alla validazione della procedura proposta sono state effettuate, mediante SAP2000 [5], sia delle analisi del tipo “push-over” che dinamiche non lineari di tipo incrementale con riferimento allo schema strutturale progettato con lo scopo primario di verificare il meccanismo di collasso effettivamente sviluppato. Tutte le membrature sono state modellate mediante elementi finiti del tipo “beam-column” con plasticità concentrata in elementi “hinge”. In particolare, cerniere plastiche del tipo P-M3 (sforzo normale-momento) sono state assegnate sia alle colonne che alle diagonali, cerniere M3 (flessione) sono state assegnate alle travi mentre cerniere V2 (taglio) sono state assegnate ai dissipatori ad attrito, in quanto modellati mediante elementi finiti del tipo “link” disposti in verticale tra le due coppie di nodi che lo collegano alla trave di piano e alle diagonali.

I legami costitutivi di tutte le cerniere sono di tipo rigido-plastico. L’analisi “push-over” è stata condotta in controllo di spostamento tenendo conto sia delle non linearità meccaniche che di quelle geometriche. Il ramo discendente della curva di “push-over” e la curva di equilibrio del meccanismo riportati in Fig. 5 mostrano una perfetta sovrapposizione, inoltre, la distribuzione delle cerniere plastiche in Fig. 6 è in perfetto accordo con il meccanismo globale e tutti i dissipatori ad attrito sono attivati.

Le analisi dinamiche non lineari sono state condotte mediante lo stesso modello utilizzato per la “push-over” considerando uno smorzamento del 5% alla Rayleigh. I 10 accelerogrammi scelti (Tabella 3) dal database del PEER [6] sono stati scalati al fine di ottenere il medesimo valore dell’accelerazione spettrale  $S_a(T_1)$  corrispondente al modo fondamentale di vibrazione della struttura,  $T_1=1.4$  s. Tale valori di  $S_a(T_1)$  è stato incrementato progressivamente fino al raggiungimento di uno stato limite significativo corrispondente alla instabilizzazione delle colonne o al completo sviluppo di un meccanismo di collasso o al raggiungimento del valore limite di deformazione nelle travi, nelle diagonali o nelle colonne. In Fig. 7 e Fig. 8 sono riportate rispettivamente le curve IDA rappresentative della massima corsa richiesta ai dissipatori ad attrito e del massimo “drift” di interpiano della struttura (MIDR).

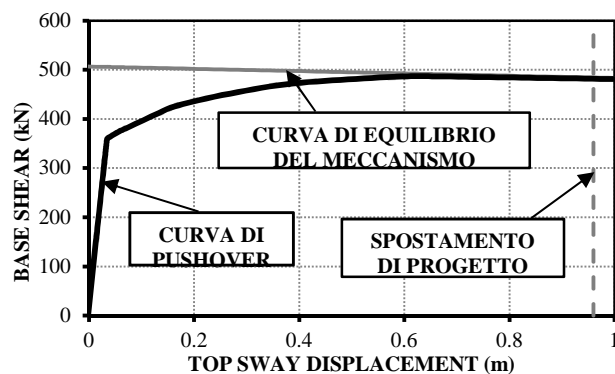


Fig. 5: Curva di “push-over”

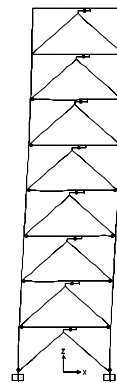


Fig. 6: Distribuzione delle cerniere plastiche

Tabella 3: Caratteristiche degli accelerogrammi impiegati

| Terremoto (registrazione)    | Componente | Data       | PGA/g | Durata (s) | Passo di registrazione (s) |
|------------------------------|------------|------------|-------|------------|----------------------------|
| Victoria, Mexico (Chihuahua) | CHI102     | 1980/06/09 | 0.150 | 26.91      | 0.01                       |
| Coalinga (Slack Canyon)      | H-SCN045   | 1985/05/02 | 0.166 | 29.99      | 0.01                       |
| Kobe (Kakogawa)              | KAK000     | 1995/01/16 | 0.251 | 40.95      | 0.01                       |
| Spitak, Armenia (Gukasian)   | GUK000     | 1988/12/17 | 0.199 | 19.89      | 0.01                       |
| Northridge (Stone Canyon)    | SCR000     | 1994/01/17 | 0.252 | 39.99      | 0.01                       |
| Imperial Valley (Agrarias)   | H-AGR003   | 1979/10/15 | 0.370 | 28.35      | 0.01                       |
| Cape Mendocino (Eureka)      | EUR000     | 1992/04/25 | 0.154 | 44.00      | 0.02                       |
| Santa Barbara (Courthouse)   | SBA132     | 1978/08/13 | 0.102 | 12.57      | 0.01                       |
| Friuli, Italy (Buia)         | B-BUI000   | 1976/09/15 | 0.110 | 26.38      | 0.005                      |
| Irpinia, Italy (Calitri)     | A-CTR000   | 1980/11/23 | 0.132 | 35.79      | 0.0024                     |



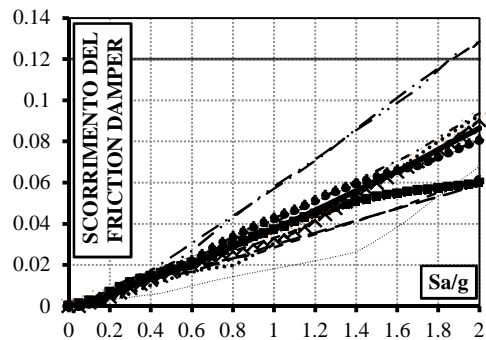


Fig. 7: Scorrimento dei "friction damper" vs  $S_a(T_1)/g$

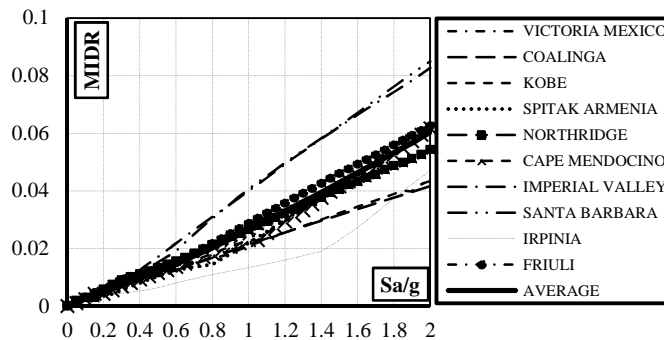


Fig. 8: MIDR vs  $S_a(T_1)/g$

Dalla Fig. 7 si evince che i "friction dampers" raggiungono la massima corsa disponibile (12 cm) solo per valori di  $S_a/g$  superiori a 1.8. Il comportamento dissipativo della struttura, è governato, infatti, dalla capacità delle altre membrature, in particolare delle travi, le quali raggiungono il massimo valore della rotazione plastica di progetto (0.04 rad) per una accelerazione spettrale pari in media a 1.4 g. Le diagonali e le colonne, come desiderato in progetto, restano in campo elastico.

## 7 CONCLUSIONI

Nel presente lavoro è stata descritta una procedura di progettazione, che si basa sulla "Teoria del Controllo del Meccanismo di Collasso Plastico", per telai con controventi muniti di "friction dampers". La procedura proposta è stata validata sia mediante analisi di tipo "push-over" che mediante analisi dinamiche non lineari di tipo incrementale confermando l'attivazione di tutti i dissipatori ad attrito. Inoltre, il meccanismo di collasso effettivamente sviluppato, sia in ambito statico che in ambito sismico dinamico, è risultato in perfetto accordo con il meccanismo globale confermando e validando l'accuratezza della procedura di progettazione proposta.

## BIBLIOGRAFIA

- [1] Mazzolani F.M., Piluso V. 1997: "Plastic design of seismic resistant steel frames", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 26, pp. 167-191.
- [2] CEN (2005): "EN 1998-1-1: Eurocodice 8 - Design of Structures for Earthquake Resistance. Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings", Comité Européen de Normalisation, CEN/TC 250.
- [3] Latour M., Rizzano G., Piluso V. (2013): "Experimental behaviour of friction T-stub beam-to-column joints under cyclic loads", *Steel Construction*, 6(2013), No. 1, p.11-18.
- [4] CEN (2005): "EN 1993-1-1:2005. Eurocode 3: Design of steel structures. Part 1: General rules and rules for buildings", *Comité Européen de Normalisation*, CEN/TC 250
- [5] CSI 2007. SAP 2000: Integrated Finite Element Analysis and Design of Structures. Analysis Reference. Computer and Structure Inc. University of California, Berkeley.
- [6] Pacific Earthquake Engineering Research Center, PEER Strong Motion Database, <http://peer.berkeley.edu.smc>.

## PAROLE CHIAVE

Friction dampers, collasso globale, meccanismi di collasso.