

Strutture prefabbricate con controventi dissipativi: l'esempio del nuovo polo didattico della Facoltà di Ingegneria dell'Università Politecnica delle Marche di Ancona

R. Antonucci¹, F. Balducci², F. Cappanera³, M.G. Castellano⁴ ■

Sommario

La seguente trattazione riguarda la procedura di progetto di un edificio multipiano a struttura prefabbricata di c.a. di tipo tradizionale con pilastri incastrati al piede e travi incernierate. Tale struttura accoglie un blocco aule per la Facoltà d'Ingegneria dell'Università Politecnica delle Marche. Il calcolo del fabbricato è stato condotto secondo le prescrizioni contenute nell'OPCM n°3274/3431, norma vigente all'epoca della progettazione. Quest'ultima vieta l'impiego di strutture prefabbricate multipiano di tipo tradizionale, vista la modestissima duttilità che un tale

organismo strutturale riesce a sviluppare.

Si è deciso, quindi, di dotare la struttura di dissipatori isteretici a instabilità impedita (BRAD), al fine di fornire un'adeguata capacità dissipativa, secondo quanto prescritto dalla normativa. I dispositivi suddetti assolvono la doppia funzione di rendere duttile la struttura e di diminuire la richiesta di resistenza, dissipando l'energia immessa dal sisma.

Di seguito viene descritto dettagliatamente il processo progettuale illustrando sia gli algoritmi, alla base del calcolo, sia le giustificazioni teoriche, su cui si fonda la procedura.

1. Introduzione

La facoltà d'Ingegneria dell'Università Politecnica delle Marche ha avuto la necessità di costruire un nuovo edificio per aumentare il numero delle aule a disposizione della didattica. Le esigenze primarie da soddisfare, oltre ovviamente alle prescrizioni normative per un edificio scolastico, erano:

- i) la rapida consegna (1 anno) in tempo per l'anno accademico 2005/2006;
- ii) il contenimento dei costi entro un budget prestabilito.

Queste due esigenze potevano essere soddisfatte, con una certa sicurezza, indirizzando la progettazione verso un ampio uso della prefabbricazione, sia per la struttura, sia per il tamponamento. Per il blocco aule, l'organismo strutturale scelto è stato quello di una struttura prefabbricata di c.a., realizzata, secondo un approccio tradizionale, con pilastri incastrati al piede e travi a essi collegati mediante "cerniere"; invece per il blocco d'ingresso e di distribuzione alle aule è stata scelta, per esigenze architettoniche, una struttura in acciaio (Fig. 1).

A causa della mancanza, per motivi architettonici, di elementi strutturali d'irrigidimento, come vani ascensori e nuclei scale di c.a., la struttura risultante sarebbe stata però in contrasto con quanto previsto nell'Ordinanza n° 3274 (OPCM, 2003) per le strutture prefabbricate. Per risolvere il problema, si è deciso di introdurre nell'organismo strutturale dei controventi dissipativi che, oltre a renderlo iperstatico, vista la loro capacità dissipativa, lo dotano di elevata duttilità.

L'inserimento di controventi dissipativi nelle strutture intelaiate, per dissipare energia, sfruttando gli spostamenti d'interpiano, è una tecnologia di protezione sismica sviluppata fin dagli anni '70 (De Luca e Serino, 1989). Questa tecnologia è stata utilizzata inizialmente in strutture di acciaio, e può essere considerata un'evoluzione dei controventi eccentrici, in cui la dissipazione di energia è affidata a una porzione di trave. Invece nei controventi dissipativi la dissipazione di energia è concentrata nel controvento stesso, o in un elemento apposito (dissipatore) che ne

¹ Università Politecnica delle Marche, Ancona (DARDUS) - ✉ r.antonucci@antonuccileoni.it

² CONIER Consorzio per l'innovazione edilizia ed ambientale, Ancona - ✉ francesco.balducci@conier.it

³ Studio Tecnico Antonucci-Leoni & Associati, Ancona - ✉ f.cappanera@antonuccileoni.it

⁴ Ufficio Ricerca e Sviluppo, FIP Industriale Spa, Selvazzano Dentro (Pd) - ✉ maria.gabriella.castellano@fip-group.it

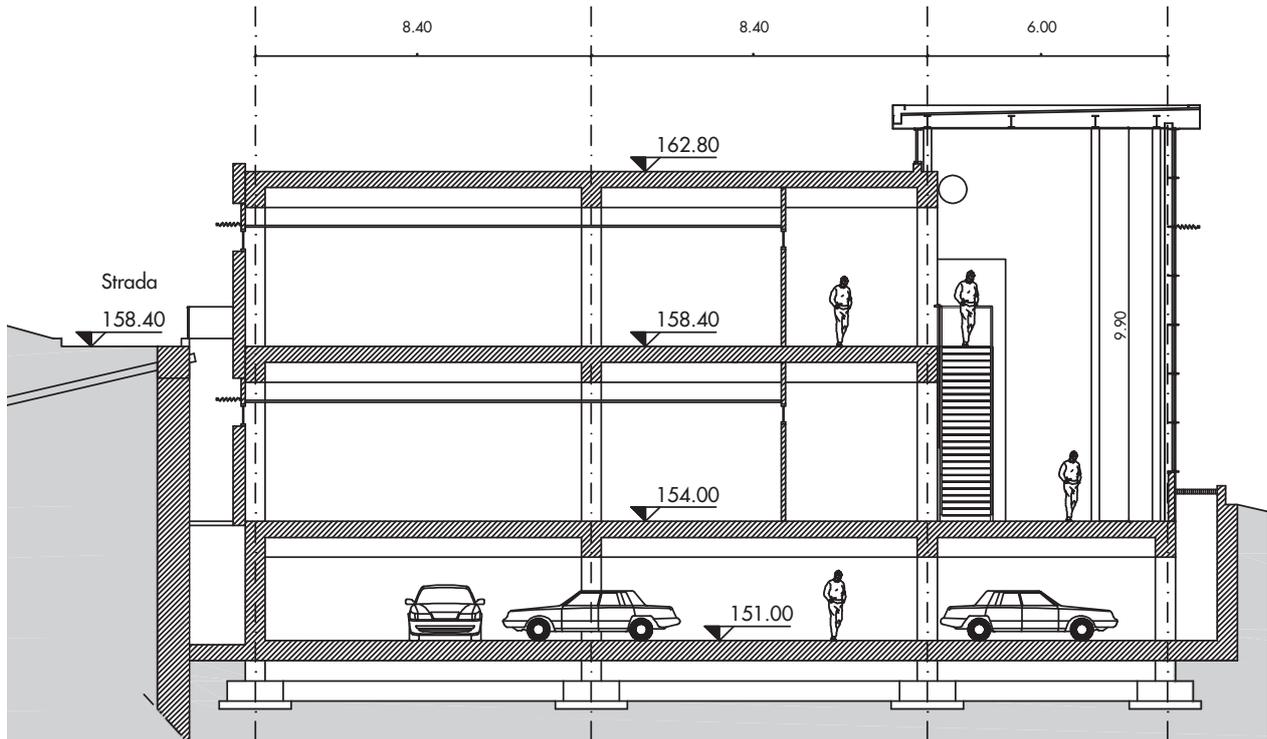


Fig. 1
Sezione tipo dell'edificio.

è parte, così da evitare il danneggiamento negli elementi strutturali principali (travi, pilastri). Più recentemente la tecnologia dei controventi dissipativi è stata utilizzata per l'adeguamento sismico di strutture in c.a., in particolare se progettate senza nessuna atten-

zione alla gerarchia delle resistenze e prive di duttilità. A conoscenza degli autori, il Polo Didattico della Facoltà di Ingegneria dell'Università Politecnica delle Marche di Ancona è il primo esempio di utilizzo di controventi dissipativi in una struttura prefabbricata.

2. Controventi dissipativi a instabilità impedita

I controventi a instabilità impedita (Buckling-Restrained Braces, BRB) rappresentano, nel panorama dei dispositivi che sfruttano la dissipazione isteretica dell'acciaio utilizzati in Italia fin dagli anni '80, una diversa soluzione. Infatti, nei dissipatori isteretici comunemente utilizzati in Italia per ponti e viadotti, la sollecitazione prevalente è la flessione e l'uniformità delle deformazioni plastiche si ottiene attraverso un'opportuna geometria a sezione variabile dell'elemento dissipativo. Invece i BRB sono soggetti ad una sollecitazione di trazione e compressione assiale con deformazione plastica uniforme e, quindi, esibiscono un comportamento dissipativo ottimale senza necessità di variare la sezione dell'elemento dissipativo. Il problema da risolvere è però quello dell'instabilità; se, infatti, non s'impedisce l'instabilità del controvento nella fase di compressione in campo plastico, la dissipazione risulterebbe limitata alla fase di trazione, e quindi fortemente ridotta. La for-

mula di Eulero che esprime il carico critico:

$$P_{eu} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot J}{l_0^2} \quad (1)$$

mostra chiaramente che il valore del carico critico dipende dalle caratteristiche elastomeccaniche e in modo preponderante, dalla lunghezza dell'elemento strutturale. Per incrementare il valore del carico critico si può agire sulla sezione, sul modulo elastico, sulla lunghezza. In alternativa è possibile eliminare il problema dal punto di vista costruttivo ricorrendo a particolari soluzioni.

Fin dal 1988, per evitare l'insorgere dell'instabilità in controventi destinati a lavorare in campo plastico, sono state proposte varie soluzioni per ridurre praticamente a zero la lunghezza l_0 e far quindi tendere ad infinito il carico critico P_{eu} . La soluzione più utilizzata, prima in Giappone, poi negli USA ed ora in Europa, è quella di circondare l'elemento d'acciaio (nucleo), che deve plasticizzarsi, con calcestruzzo a sua volta contenuto in un tubo d'acciaio (Fig. 2).

Lo scorrimento fra il nucleo e il calcestruzzo è



Fig. 4
Controventi dissipativi in opera.

Fig. 5
Particolare di un controvento posto in opera. In bianco la parte dissipativa (BRAD).

Fig. 6
Elementi dissipativi (BRAD) prima del montaggio.



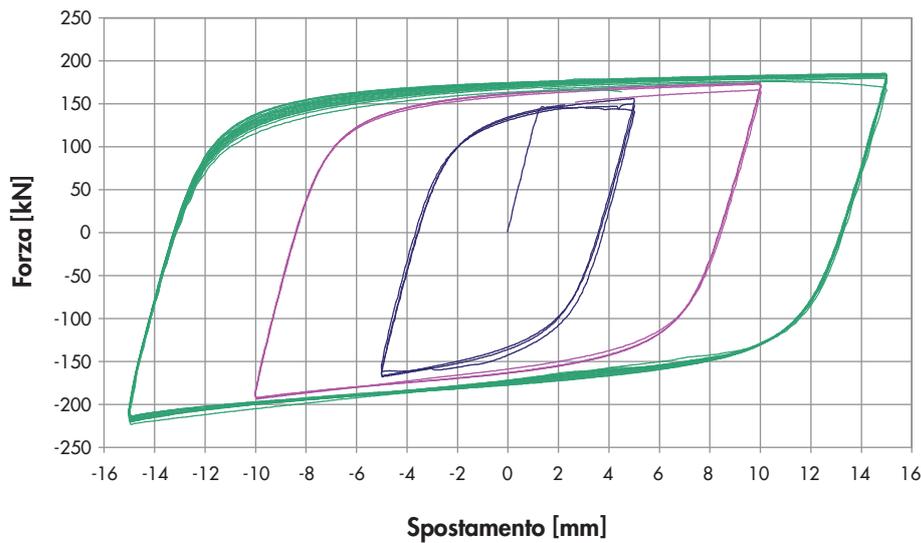


Fig. 7
Cicli isteretici sperimentali a spostamenti crescenti di un dissipatore a instabilità impedita.

3. Descrizione del fabbricato

Il fabbricato è a pianta rettangolare e si eleva per due piani fuori terra, adibiti ad aule, più un interrato destinato ad autorimessa (Fig. 1). Le dimensioni in pianta sono 108,50 x 23,3 m; il notevole sviluppo longitudinale della struttura ha comportato la necessità di realizzare un giunto sismico, che separa il manufatto in due corpi di fabbrica che differiscono in lunghezza di una campata.

Le aule sono ubicate nei due piani fuori terra, nella parte di ciascuno dei due volumi realizzati con struttura prefabbricata di c.a.

L'altezza d'ogni piano è di 4,25 m, mentre il piano interrato ha un'altezza d'interpiano di 3,30 m.

I pilastri formano una maglia avente dimensione 8,40 x 7,20 m; la loro sezione è di 50 x 50 cm e, per motivi costruttivi, è stata mantenuta costante per tutta l'altezza; l'armatura,

per esigenze della prefabbricazione, è la stessa per ogni livello.

Il piano interrato, anch'esso in prefabbricato, è irrigidito tramite una serie di setti di c.a. opportunamente disposti e ancorati ai pilastri. I solai sono tutti di cemento precompresso tipo alveolato.

La struttura d'acciaio è impostata sulle strutture del primo solaio e su quelle di copertura ed è formata da telai a due campate e dall'orizzontamento di copertura (Fig. 1). Due pilastri sono a tutta altezza, mentre il terzo, più corto, vincola il telaio in acciaio alla struttura di c.a. di copertura del blocco aule. Quest'ultimo pilastro è stato schematizzato nel calcolo come un pendolo.

Nella fig. 8 è consegnata la pianta del blocco di otto campate, diviso dal giunto sismico dal secondo blocco di sette campate, mentre nella fig. 9 è rappresentato l'intero complesso.

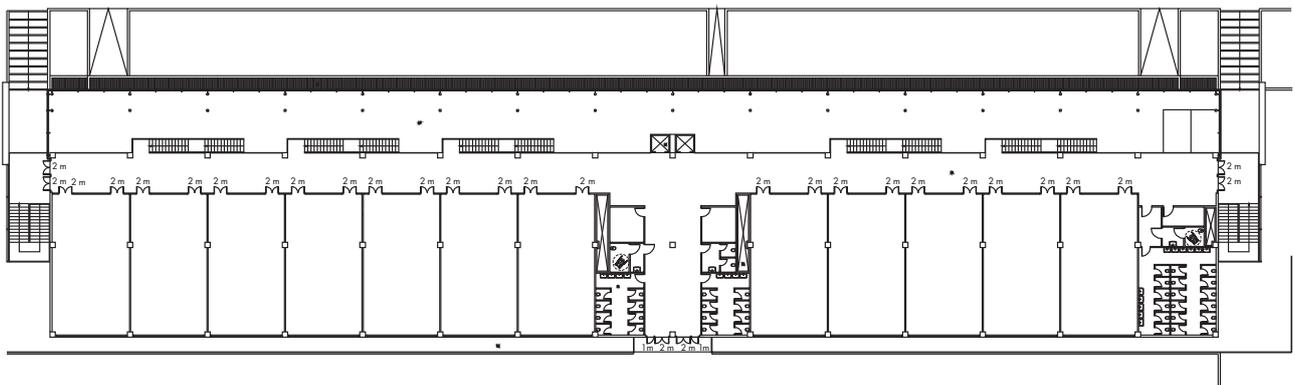


Fig. 8 - Pianta piano primo dell'edificio.

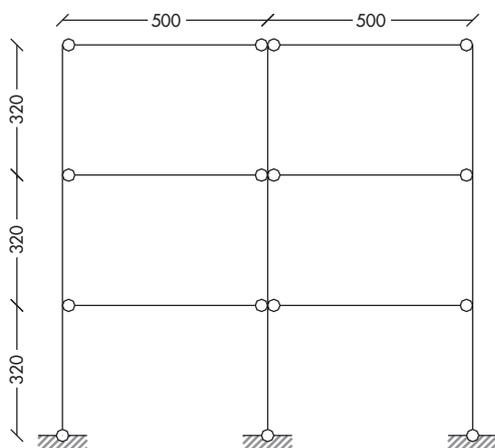
Fig. 9
Immagine dell'edificio in fase di completamento.



4. Progetto del sistema dei controventi dissipativi

Esponiamo in modo sintetico la procedura adottata per il progetto del sistema di controventi dissipativi dell'edificio in esame, procedura che è applicabile anche a quelli di c.a.

Fig. 10
Modello semplificato corrispondente allo SLU.



di tipo tradizionale.

Il dimensionamento dei controventi dissipativi a instabilità impedita è avvenuto secondo due metodologie differenti. La prima, più approssimativa, è servita per il dimensionamento di massima, la seconda, più raffinata, per ottimizzare la soluzione. Per quest'ultima si è preso spunto dal lavoro di K. Kasai *et al.* (Kasai *et al.*, 1998) adattandolo al nostro caso.

Come primo dimensionamento, in campo elastico, il modello strutturale è reso labile (Fig 10). Nel nostro caso è bastato eliminare l'incastro al piede in tutti i pilastri sostituendolo con una cerniera e, poiché le travi sono incernierate a essi, si è resa labile la struttura. Tale configurazione statica simula lo stato della struttura in condizione ultima (SLU)¹, cioè quando i pilastri si cernierizzano alla base.

Nel modello reso labile è stato quindi introdotto, per ciascun piano e per ciascuna delle due direzioni principali, un unico controvento di tipo ela-

¹ Corrisponde allo Stato Limite di Collasso (SLC) del D.M. del 14/1/2008.



stico (controvento equivalente), che ha il compito di sostenere interamente le forze orizzontali ed eliminare la labilità. È stata quindi condotta un'analisi dinamica modale supponendo la struttura linearmente elastica, utilizzando un'azione sismica con probabilità d'occorrenza del 10% in 50 anni corretta dal coefficiente d'importanza γ_I (Stato Limite Ultimo, SLU), facendo riferimento allo spettro elastico. Si è eseguita quindi una verifica in termini di sollecitazione, ovviamente limitata ai soli pilastri e controventi.

Sulla base della forza normale agente sulle aste dei controventi equivalenti, nota la lunghezza, si è stimata la rigidezza assiale del controvento necessaria per ogni piano nel modo seguente:

$$k = \frac{E \times N}{L \times \sigma_y}, \quad (2)$$

dove:

k = rigidezza assiale del controvento;

E = Modulo di Young dell'acciaio;

N = sforzo assiale del controvento;

L = lunghezza del controvento;

σ_y = tensione di snervamento dell'acciaio.

La rigidezza così calcolata va poi distribuita tra tutti i controventi che è possibile inserire su ciascun piano, in conformità alle scelte architettoniche e alla funzionalità degli ambienti, come fossero elementi elastici in parallelo, dividendo, quindi, la rigidezza trovata per il numero di controventi di piano.

Con questa procedura è possibile ottenere un limite superiore delle dimensioni dei controventi, in quanto la struttura è posta in uno stato in cui solo ad essi è stato assegnato il compito di assorbire i carichi orizzontali.

La prosecuzione della procedura di predimensionamento avviene mediante la verifica degli spostamenti d'interpiano allo Stato Limite di Danno (SLD). Questa verifica permette di modificare, se necessario, le sezioni dei controventi (nell'ipotesi che non entrino in campo plastico per il sisma corrispondente allo SLD), in modo da soddisfare i limiti posti dalla norma sugli spostamenti d'interpiano.

Fig. 11
Legame costitutivo del dissipatore (K_b è la rigidezza elastica, K_d quella del dispositivo dissipativo, K_a quello del sistema duale).

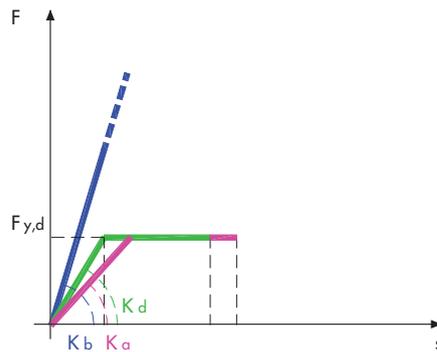
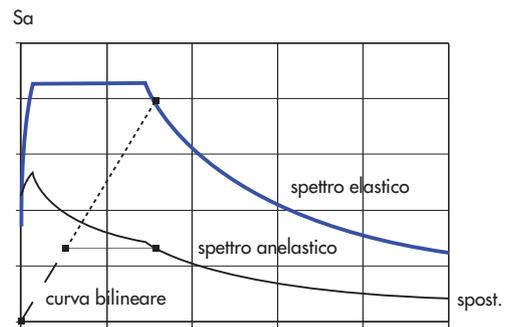


Fig. 12
Piano ADRS.



Nella fase di predimensionamento prima descritta, è stata dimensionata la parte lineare del controvento: la sua rigidezza elastica. Si deve ora definire la sua caratteristica di non linearità: la duttilità.

Determinata come sopra la rigidezza del sistema controventante, si procede a un'analisi dell'intera struttura allo Stato Limite Ultimo considerandola sempre resa labile.

Il sistema a molti gradi di libertà MDOF (Multi Degree of Freedom) può essere schematizzato mediante un oscillatore semplice (Single Degree of Freedom - SDOF) equivalente elasto-plastico, la cui rigidezza e resistenza alle forze orizzontali sono date solo dal controvento equivalente costituito da due molle in serie, di cui una infinitamente elastica, che simula la parte d'acciaio non dissipativa, di rigidezza K_b , e una elasto-plastica, che definisce il dispositivo dissipativo, di rigidezza K_d (Fig. 11) e forza di snervamento $F_{y,d}$.

A questo punto della procedura, si traccia nel piano ADRS (Acceleration Displacement Response Spectrum), lo spettro elastico allo stato limite ultimo (secondo quanto descritto in normativa); successivamente si traccia lo spettro anelastico che è ottenuto abbattendo quello elastico del fattore $R \mu$ (Fajfar, 1999; Fajfar e Gaspersic, 2000):

$$R \mu = (\mu - 1) \cdot T / T_C + 1 \quad \text{se } T < T_C \quad (3)$$

$$R \mu = \mu \quad \text{se } T \geq T_C$$

μ = duttilità

Per applicare le relazioni precedenti deve essere, quindi, fissata la duttilità μ della struttura che, per le scelte effettuate (labilità della struttura), è pari a quella del sistema di controvento; il valore μ adottato per il progetto è pari a 7.

Nel piano ADRS (Fig. 12), nota la rigidezza elastica del sistema di controvento (ottenuta con la procedura sopra descritta), è possibile tracciare

il primo ramo della bilineare; se, come nel caso in esame, $T > T_C$, il punto di intersezione tra la retta e lo spettro di risposta elastico rappresenta la domanda in spostamento che deve avere il sistema di controvento. Per definire con completezza le caratteristiche non lineari del sistema bilineare occorre definire il taglio alla base; a tale scopo dal punto di intersezione determinato in precedenza si traccia una retta verticale fino ad intersecare lo spettro anelastico definito con le formule (3); il punto di intersezione rappresenta la domanda in termini di taglio alla base.

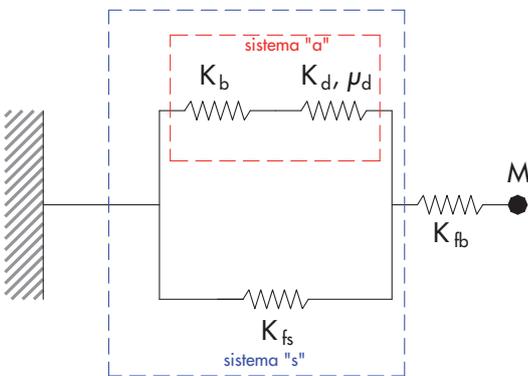
Dimensionate così tutte le sue caratteristiche del controvento equivalente del sistema SDOF, sono state ripartite tra i piani secondo un criterio che sarà di seguito illustrato. Le verifiche finali sono state, poi, condotte mediante un'analisi dinamica non lineare sulla struttura reale, concentrando le non linearità nei dissipatori e controllando che la stessa rimanga in campo elastico.

Si noti che, partendo dal predimensionamento sopra descritto, si potrebbe anche procedere, per tentativi, direttamente alle analisi dinamiche non lineari fino all'ottimizzazione delle caratteristiche dei singoli controventi dissipativi.

Nel nostro caso, alla metodologia di predimensionamento, si è affiancato un procedimento mirato ad ottimizzare le caratteristiche dei dissipatori da inserire nella struttura che fa riferimento alle teorie illustrate da Kasai (Kasai et al., 1998), e che comprende i seguenti passi:

- modellazione della struttura e calcolo del primo modo di vibrare;
- calcolo delle caratteristiche di un dissipatore ottimizzato per uno SDOF con le caratteristiche del primo modo di vibrare della struttura;
- ripartizione tra i piani delle caratteristiche del dissipatore calcolato e passaggio da SDOF a MDOF.

L'ipotesi di base nella formulazione del progetto è che la struttura si mantenga sempre in campo elastico, in quanto questo è l'obiettivo che ci si pone con l'inserimento dei dissipatori. La modellazione dello SDOF è consegnata nella Fig. 13, dove è posta in parallelo la rigidità K_{fs} del sistema a telaio, MRF, (Moment Resisting Frame) e quella del dissipatore costituito da una molla elastica e da un'elastica-perfettamente plastica disposte in serie a simulare, rispettivamente, la porzione del dissipatore che non si snerva e quella demandata alla dissipazione di energia. Secondo questo schema la rigidità elastica del sistema dissipatore + parte elastica (sistema "a") è:



$$K_a = \frac{1}{1/K_b + 1/K_d} \quad (4)$$

dove:

K_b : rigidità parte elastica controvento;
 K_d : rigidità di progetto della parte dissipativa;

La duttilità del controvento dissipativo è data da:

$$\mu_a = 1 + \frac{\mu_d - 1}{1 + K_d/K_b} \quad (5)$$

dove $\mu_d = \mu = 7$ è la duttilità della parte dissipativa prefissata dal progettista.

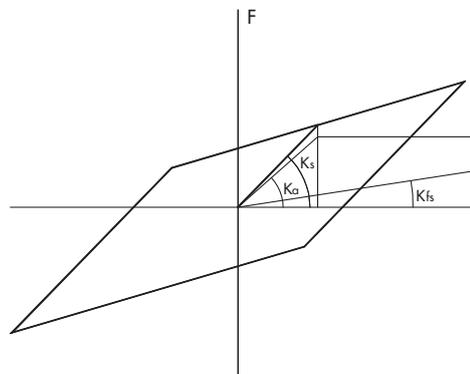


Fig. 13
 Modello e legame costitutivo della struttura dotata di dissipatori.

La rigidità complessiva dell'insieme globale di figura 13 è:

$$K = \frac{1}{1/k_s + 1/k_{fb}} \quad (6)$$

dove:

$K_s = K_{fs} + K_a$
 K_{fb} = rigidità flessionale della struttura di c.a.

La duttilità è fornita dalla relazione:

$$\mu_s = \mu_a = 1 + \frac{\mu_d - 1}{1 + K_d/K_b} \quad (7)$$

essendo, come detto, il telaio considerato elastico.

La rigidità flessionale, K_{fb} , dipende dalla deformazione assiale dei pilastri. Nel caso delle strutture di c.a., questo valore è molto alto per cui si reputa che trascurare il suo contributo alla rigidità globale sia un'approssimazione accettabile. Ne deriva che $K = K_s$ e $\mu = \mu_s = \mu_a$. La teoria prevede la definizione delle leggi

forza-spostamento del sistema struttura + dissipatore assimilando la struttura reale a un sistema a un grado di libertà di pari caratteristiche dinamiche. Determiniamo, quindi, la rigidità secante equivalente, K_{eq} [3]:

$$K_{eq} = \frac{1 + p(\mu + 1)}{\mu} K \quad (8)$$

dove $K = K_s$

$\mu = \mu_a$

$$p = \frac{1 + K_{fb}/K_s}{1 + K_{fb}/K_{fs}} \quad (9)$$

Per le ipotesi fatte su K_{fb} , avente un valore molto elevato per le strutture di c.a., in via approssimata, poniamo che $K_{fb} \rightarrow \infty$. Il limite per $K_{fb} \rightarrow \infty$ della (9) è:

$$p = \frac{K_{fs}}{K_s} \quad (10)$$

Analogamente si deve determinare il periodo

equivalente, T_{eq} , che è ottenuto tramite la relazione:

$$\frac{T_{eq}}{T_{fs}} = \sqrt{\frac{K_{fs}}{K_{eq}}} \quad (11)$$

dove K_{fs} è la rigidezza del telaio privo di controventi e T_{fs} è il suo periodo proprio di vibrazione. Si deve ora valutare lo smorzamento equivalente, ξ_{eq} . Durante il terremoto, la richiesta di duttilità varia da 0 a μ , per ogni ciclo di vibrazione, così come il valore della ξ_{eq} . Per determinarlo si è fatto riferimento all'espressione proposta da Newmark e Rosenblueth (Newmark e Rosenblueth, 1971), che valuta un valore medio per μ' che varia da 0 a μ durante il sisma. Questa prevede l'integrazione di un'espressione in cui μ' varia fra 1 e μ (nel nostro caso μ_d); il risultato finale è:

$$\xi_{eq} = \xi_f + \frac{2}{\pi \rho \mu} \ln \left\{ \frac{1 + (\mu - 1)}{\mu^{\rho}} \right\} \quad (12)$$

dove ξ_f è lo smorzamento critico della struttura originale.

Noti T_{eq} e ξ_{eq} , si calcolano i valori spettrali della struttura equivalente adeguata (quelli della struttura originale sono noti). I rapporti tra i valori spettrali dello spostamento e dell'accelerazione del sistema con dissipatori,

$S_d(T_{eq}, \xi_{eq})$ e $S_a(T_{eq}, \xi_{eq})$, con quelli della struttura equivalente non adeguata, $S_d(T, \xi)$ e $S_a(T, \xi)$, definiscono i parametri adimensionali:

$$R_{pa} = \frac{S_a(T_{eq}, \xi_{eq})}{S_a(T, \xi)} \quad (13)$$

$$R_d = \frac{S_d(T_{eq}, \xi_{eq})}{S_d(T, \xi)} \quad (14)$$

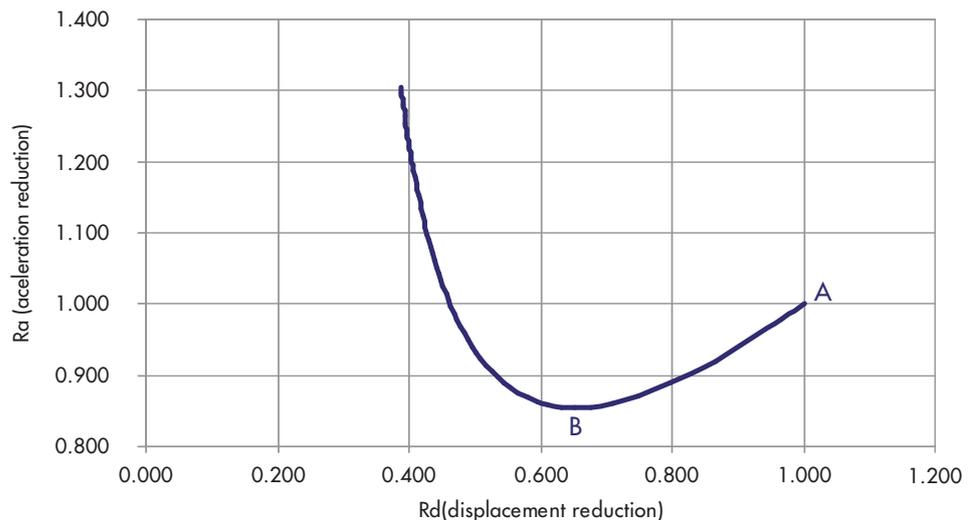
che rappresentano, rispettivamente, i fattori di riduzione della pseudo-accellerazione e dello spostamento.

Poiché il valore di picco della pseudo-accellerazione si ha in corrispondenza di quello dello spostamento e in un sistema dissipativo elasto-plastico il massimo taglio alla base, si ha in corrispondenza del massimo spostamento (Fig. 13), R_{pa} può rappresentare il taglio alla base. Posto:

$$R_a = R_{pa} \quad (15)$$

I valori di R_a e R_d variano al variare del rapporto K_d/K_{fs} ; se diagrammiamo il loro andamento in un sistema di coordinate R_a, R_d , si ottiene un grafico di fondamentale importanza per l'ottimizzazione del dissipatore (Fig. 14).

Fig. 14
Diagramma R_a-R_d .



Tale diagramma rappresenta l'insieme delle possibili caratteristiche del dissipatore. Partendo dal punto A (struttura priva di dissipatori, $K_d/K_{fs} = 0$), a ogni punto della curva corrisponde un comportamento della struttura definito dalla coppia (R_a, R_d) .

È evidente che le soluzioni ottimali sono quelle che corrispondono ai punti di minimo della curva (intorno del punto B) in cui si ha riduzione sia degli spostamenti sia delle accelerazioni spettrali. Si nota, inoltre, che la riduzione degli spostamenti oltre un certo limite, com-

porta un forte incremento delle accelerazioni che vanifica l'effetto dei dispositivi dissipativi. La zona di minimo della curva è una sorta di "plateau" in cui è possibile scegliere diverse caratteristiche per il dissipatore, anche in funzione dei vincoli architettonici, pur ottenendo comportamenti simili per la struttura adeguata, infatti, spostandosi tra valori di R_d da 0,58 a 0,70, R_d sostanzialmente resta invariato.

Questo permette, inoltre, di avere un certo margine di sicurezza nella scelta delle caratteristiche dei dispositivi, a prescindere della ricerca della loro ottimizzazione, e giustifica anche le approssimazioni introdotte. Un altro grafico significativo è quello consegnato in Fig. 15 che rappresenta l'andamento dello smorzamento equivalente (equivalent damping) in funzione del rapporto K_d/K_{fs} .

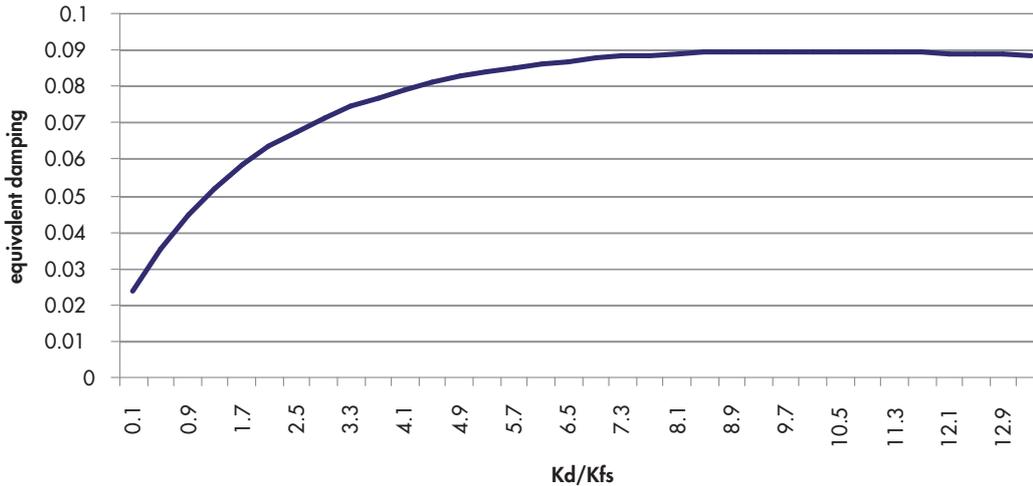


Fig. 15 Andamento dello smorzamento equivalente della struttura al variare del rapporto tra la rigidezza del dissipatore e quella della struttura originaria.

Il grafico conferma quanto detto in precedenza: all'aumentare della rigidezza K_d del dissipatore non si ha un aumento proporzionale dello smorzamento equivalente, anzi, oltre un certo valore rimane costante o diminuisce.

Il valore di ottimo, trovato per un sistema a un grado di libertà, viene poi ripartito su tutti i piani in proporzione alla rigidezza di ogni piano in modo da ottenere un'equivalenza energetica tra il sistema a un grado di libertà e quello multipiano. Le caratteristiche dei dissipatori vengono ripartite proporzionalmente al taglio che nasce ai singoli piani e alla rigidezza di ciascuno di essi.

Tale ripartizione si basa sostanzialmente su tre prescrizioni:

- Il rapporto tra energia isteretica del dispositivo e energia isteretica del sistema globale costituito da struttura e dissipatori è lo stesso nello SDOF e nel MDOF.
- Sotto una sollecitazione di tipo push-over in campo elastico la distribuzione degli spostamenti in altezza in un MDOF è uniforme, anche se tale non era nella struttura senza dissipatori.
- Il periodo di vibrazione elastica di un MDOF è lo stesso di uno SDOF.

Attraverso tali prescrizioni è possibile ricavarle delle formule per ripartire tra i piani di un MDOF le caratteristiche di rigidezza e forza di snervamento di un dissipatore calcolato per uno SDOF.

La prima prescrizione e la seconda si traducono nella seguente relazione:

La prima prescrizione e la seconda si traducono nella seguente relazione:

$$K_d / (K_d + K_s) = \sum K_{d,i} / \sum (K_{d,i} + K_{s,i}) \quad (16)$$

dove $K_{d,i}$ è la rigidezza di piano dei controventi, $K_{s,i}$ è la rigidezza di piano del telaio originale. Poiché lo spostamento dovuto al taglio è il rapporto fra il taglio di piano e la relativa rigidezza, in conformità alla seconda condizione, otteniamo:

$$T_i / (K_{d,i} + K_{s,i}) = \sum T_i / \sum (K_{d,i} + K_{s,i}) \quad (17)$$

Da queste due relazioni si ottiene :

$$(1 + K_{d,i} / K_{s,i}) = T_i / K_{s,i} / (\sum T_i / \sum K_{s,i}) \quad (18)$$

La relazione sopra scritta costituisce il principale passo per il progetto di un sistema a più gradi di libertà con dissipatori elastoplastici.

Inoltre, un sistema che soddisfa questa relazione, soddisfa, anche se in modo approssimato, la terza prescrizione.

Ritornando alla descrizione della procedura di dimensionamento del sistema dissipativo del caso in esame, ricordiamo che a μ_d , duttilità attesa per il sistema dissipativo, si è assegnato il valore $\mu_d = 7$; si ottiene quindi, applicando la formula (5) e ipotizzando $k_d/k_b = 0,1$, $\mu_a = 6,45$. Calcolate le caratteristiche del sistema equivalente e diagrammato il grafico di Fig. 14, si ha che a ogni punto della curva corrisponde un valore del rapporto K_d/K_{fs} . Il valore minimo (punto B in Fig. 14) si ha per $K_d/K_{fs} = 2,9$, $R_d = 0,63$ e $R_a = 0,856$.

Per valutare le rigidezze di piano della struttura, è stato applicato, nelle due direzioni, un sistema di forze statiche di taglio distribuite in maniera linearmente crescente sull'altezza come da normativa (push-over analysis). I tagli di piano ottenuti, espressi in kN, sono consegnati in tabella 1.

Tabella 1 - Forze di taglio di piano ottenute da una analisi push-over della struttura

Taglio (kN)	Direzione X	Direzione Y
1° livello	3891,75	3840,00
2° livello	2788,00	2640,00

Dai valori di spostamento ottenuti dall'analisi,

si ricavano i valori di rigidezza di piano consegnati in tabella 2.

Tabella 2 - Rigidezze di piano ottenute da una analisi push-over della struttura

K_i (kN/cm)	Direzione X	Direzione Y
1° livello	5886,03	2811,12
2° livello	2955,77	1576,12

Da questi valori, attraverso le relazioni precedenti (formule (16), (17), (18)), si ottengono le rigidezze di piano dei dissipatori che sono rispettivamente per il primo e per il secondo piano $K_1 = 7328$ kN/cm e $K_2 = 5395$ kN/cm in direzione Y (trasversale). Definite, secondo questa procedura, le rigidezze ottimali per il sistema in esame, è possibile ottenere la forza di plasticizzazione del dissipatore. Per ottenere questo, si calcola la struttura originaria applicando lo spettro di progetto e si hanno così i tagli di piano. Noti i tagli di piano, si valutano le forze di snervamento di piano utilizzando la relazione espressa dalla formula (17), nel nostro caso, essi sono rispettivamente per il primo e secondo piano $F_{1s} = 793,73$ kN e $F_{2s} = 570,48$ kN (direzione Y). Le rigidezze e le forze di snervamento ottenute per ciascun piano (Tab. n. 3) devono essere poi distribuite sui diversi dissipatori previsti per piano tenendo conto dell'inclinazione delle aste dei controventi.

Tabella 3 - Schema riassuntivo delle caratteristiche dei dissipatori

livello	Rigidezza del dissipatore (kN/cm)		Forza di snervamento (kN)	
	direzione X	direzione Y	Direzione X	Direzione Y
1°	7374,37	7328,27	754,29	793,73
2°	5806,03	5394,71	591,24	570,48

6. Risultati dell'analisi

Definite le caratteristiche dei controventi dissipativi, questi sono stati simulati con elementi FRAME di tipo elastoplastico e introdotti, con il resto della struttura, in un programma agli elementi finiti non lineare (CSI Computer & Structure inc., SAP 2000 Non-linear).

Gli accelerogrammi artificiali usati per sollecitare sismicamente la struttura sono stati definiti in conformità a quanto previsto nell'Ordinanza n. 3274 al punto 3.2.7. (Fig. 16). Le non linearità sono state concentrate nei controventi a

comportamento elastico – perfettamente plastico, mentre la struttura è stata simulata con elementi a comportamento elastico. Di seguito si riportano alcuni risultati dell'analisi dinamica. In figura 17 sono rappresentate le energie che fanno parte del bilancio energetico della nostra struttura investita dal sisma. Si può rilevare il consistente contributo dei controventi dissipativi al bilancio energetico (l'energia dissipata è pari a circa il 50% dell'energia di ingresso). In figura 18 è riportata la time-history dell'accelerogramma artificiale, compatibile con lo spettro di

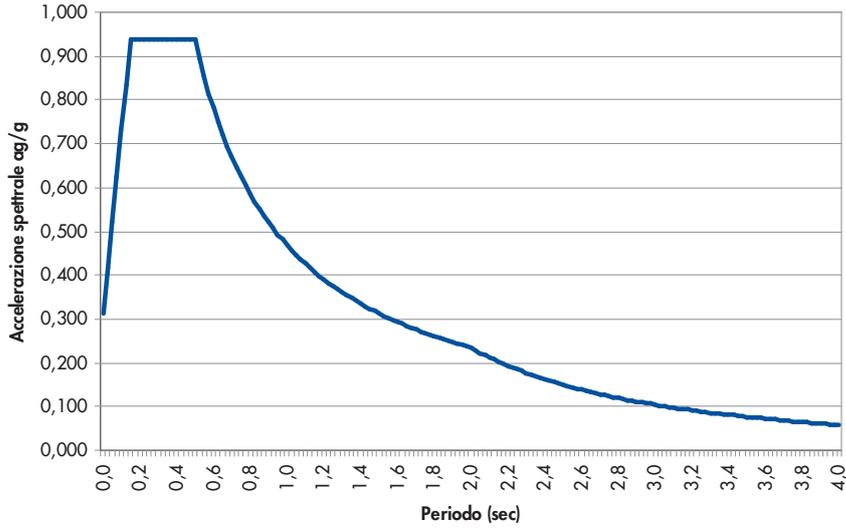


Fig. 16
Spettro di risposta elastico
(PGA = 0,25 g, fattore di
suolo 1,25, fattore
d'importanza 1,2, $\xi = 0,5\%$,
suolo tipo B).

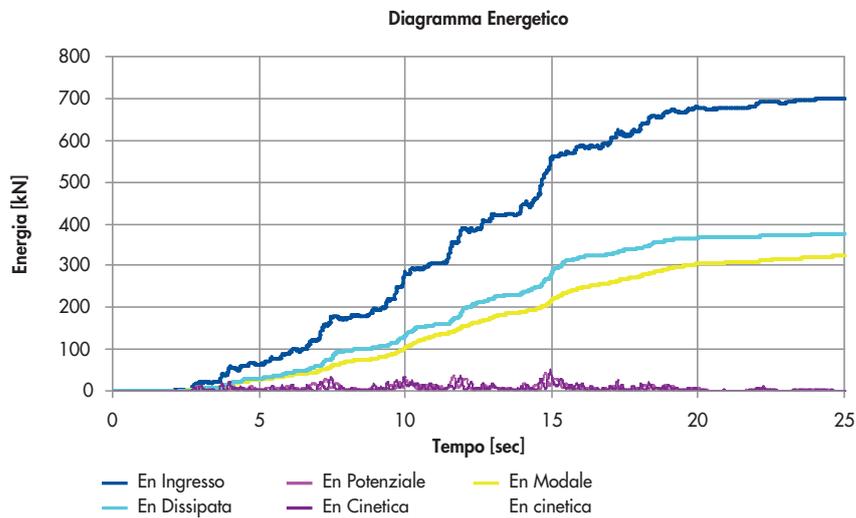


Fig. 17
Rappresentazione
dell'andamento delle energie
nel tempo.

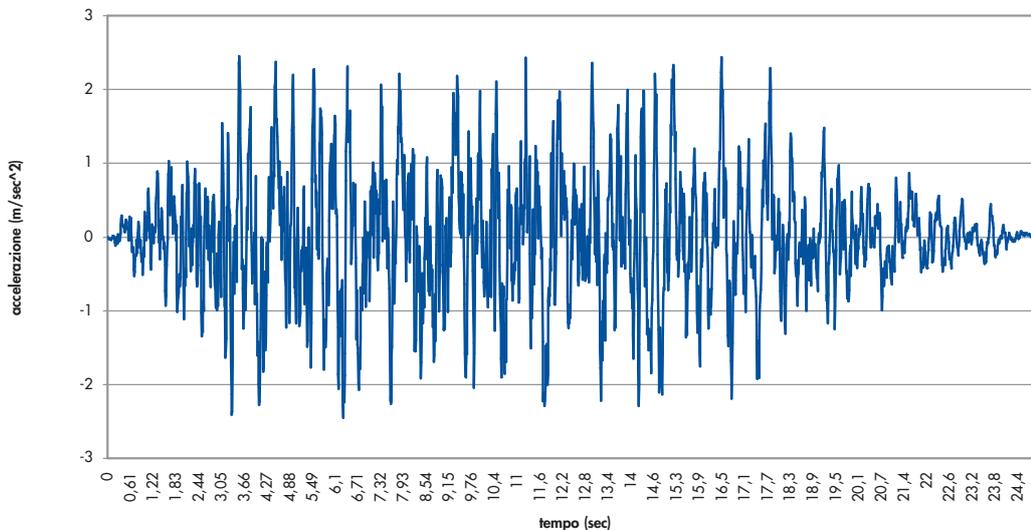


Fig. 18
Accelerogramma di input
compatibile con lo spettro di
progetto.

progetto, utilizzato per le analisi.
Nelle Fig. 19, 20, e 21 è riportato il modello della struttura. Nelle Fig. 22, 23, 24 e 25 sono consegnati i risultati dell'analisi dina-

mica relativi agli spostamenti d'interpiano, da cui si evince che questi sono ampiamente entro quelli richiesti dalla normativa per evitare il danno della struttura.

Fig. 19
Modello della struttura con i
controventi dissipativi.

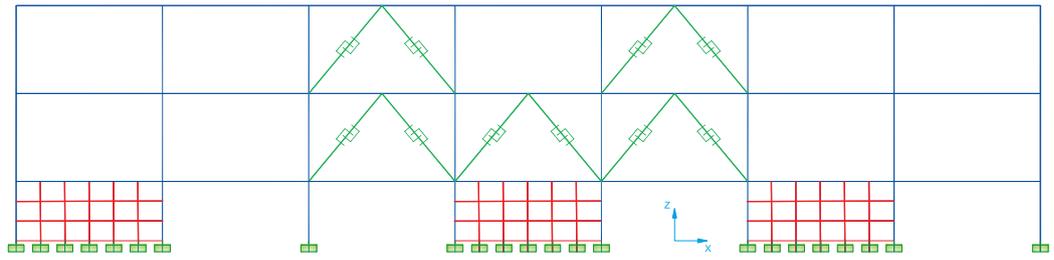


Fig. 20 e 21
Modello 3D della struttura
con i controventi dissipativi.

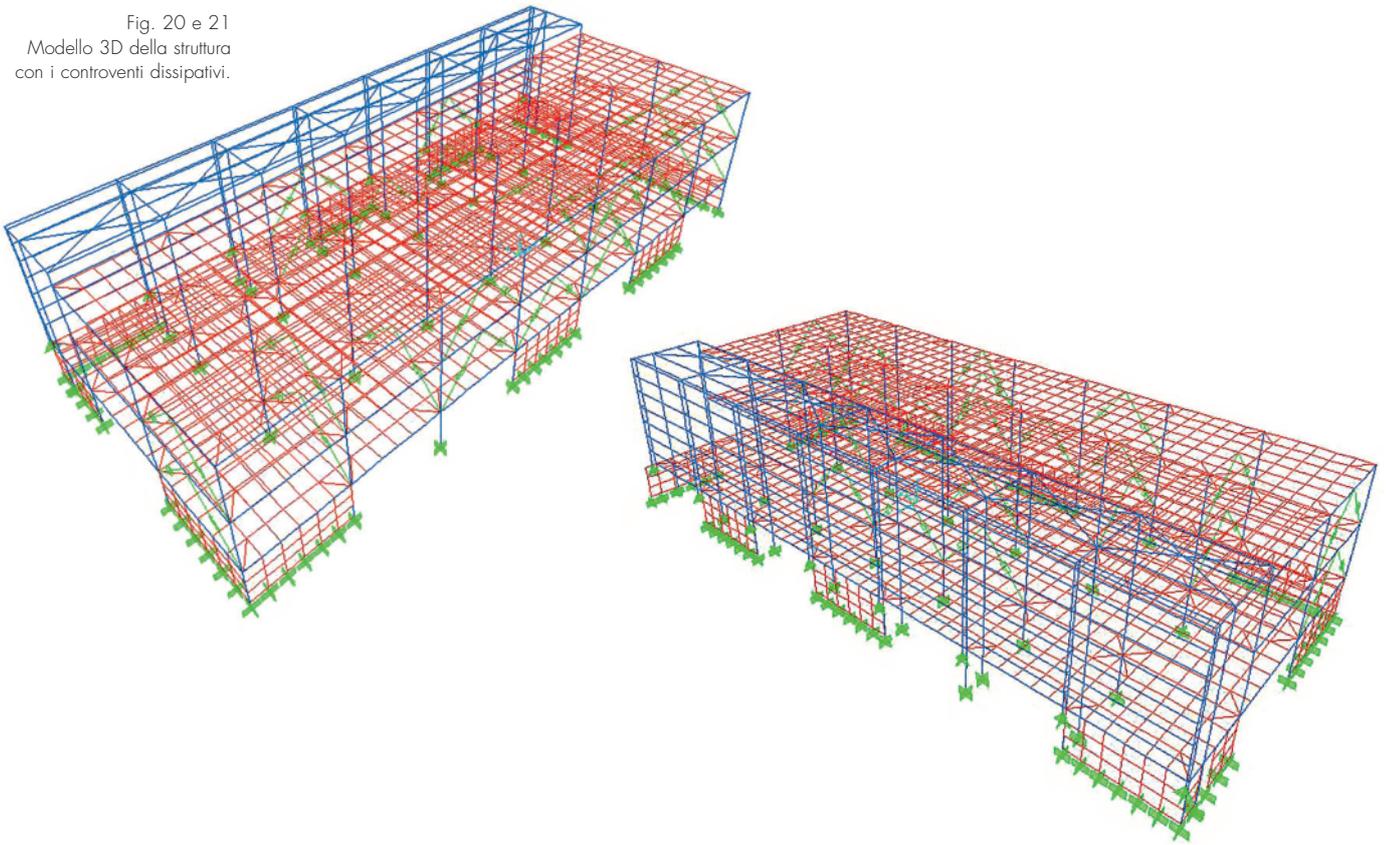
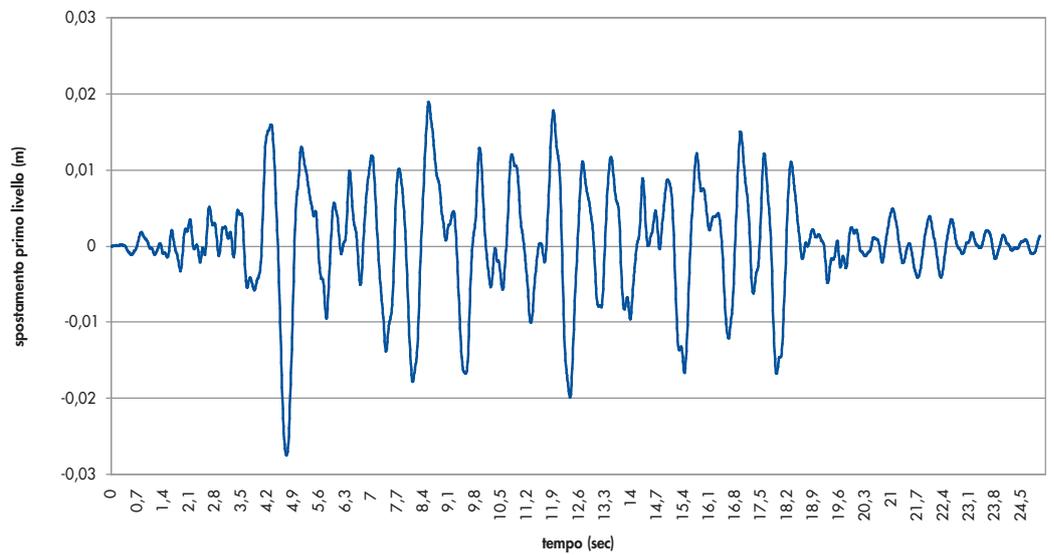


Fig. 22
Spostamento primo livello
con sisma in direzione
lungitudinale.



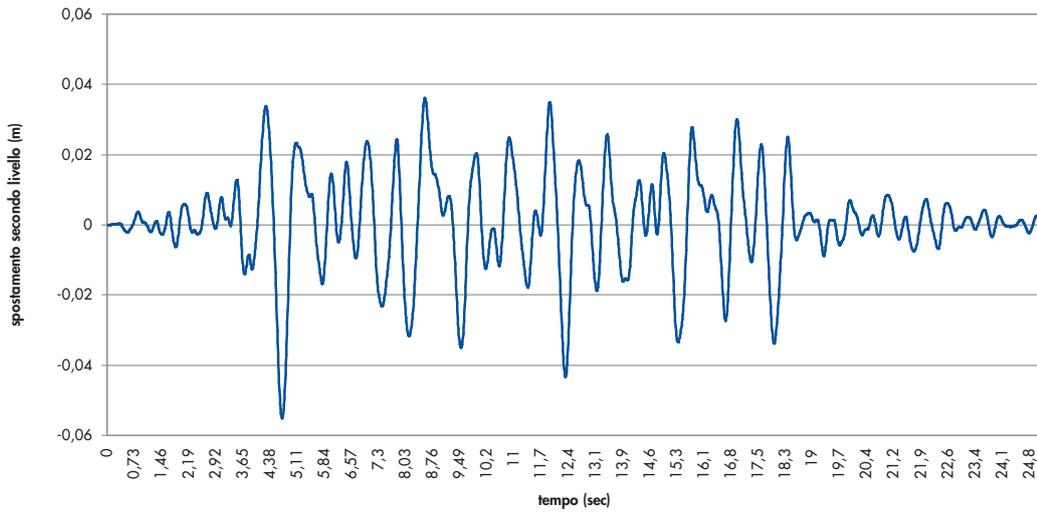


Fig. 23
Spostamento secondo livello con sisma in direzione longitudinale.

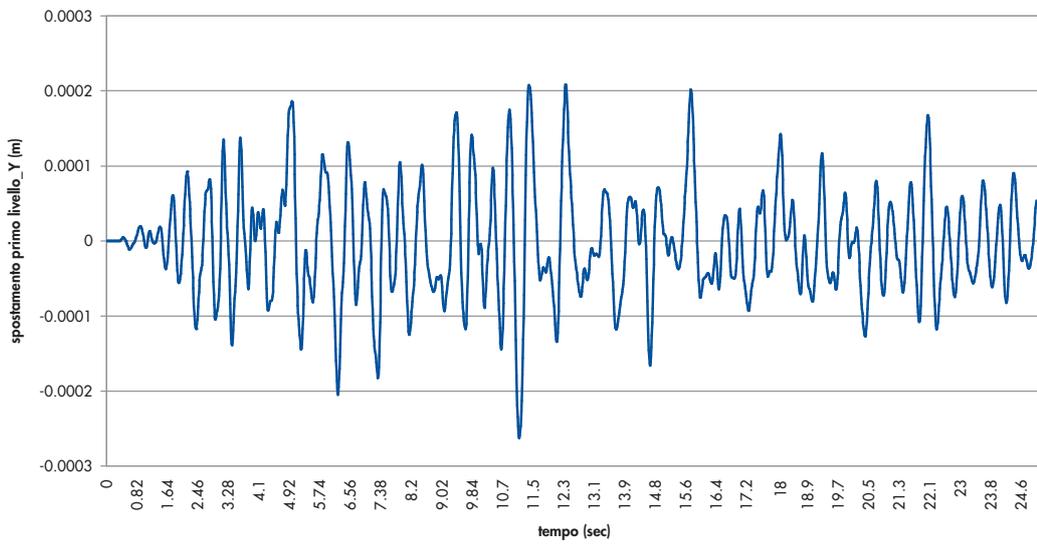


Fig. 24
Spostamento primo livello con sisma in direzione trasversale.

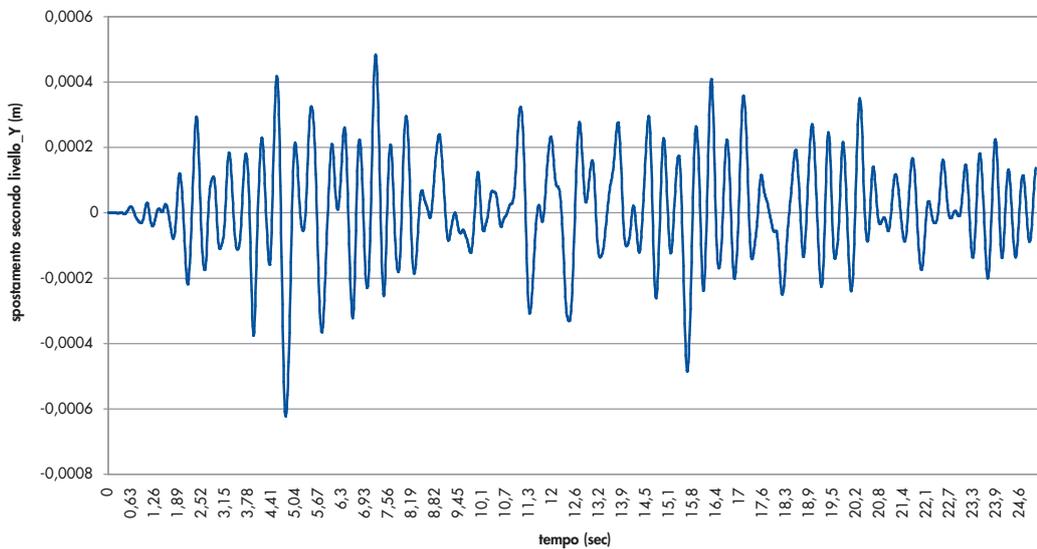


Fig. 25
Spostamento secondo livello con sisma in direzione trasversale.



Fig. 26



Fig. 27



Fig. 28



Fig. 29

7. Particolari costruttivi

Le Fig. 26, 27, 28, 29 mostrano i controventi dissipativi in fase di costruzione (26, 27) e ad opera finita (28, 29). La figura 29 si riferisce ai controventi in corrispondenza del giunto sismico.

Per quanto riguarda le problematiche costruttive per l'inserimento dei controventi dissipativi, queste non differiscono da quelle che si affrontano normalmente in queste operazioni. Nel fissaggio delle piastre alla struttura in c.a. va posta attenzione al loro allineamento e

alla perfetta adesione di queste al getto stesso di cls, anche utilizzando malte espansive idonee. Inoltre nel getto della struttura in c.a. è possibile prevedere tirafondi di ancoraggio con l'uso di dime distanziatrici. Non si evidenziano, per il resto, ulteriori o particolari problematiche rispetto a quelle del montaggio di una struttura in acciaio.

Nelle figure 30 e 31 sono riportati i disegni dei particolari costruttivi degli attacchi dei controventi alla struttura, che si possono anche osservare nelle foto delle figure 32 e 33.

Fig. 30
Collegamento superiore del controvento dissipativo alla struttura.

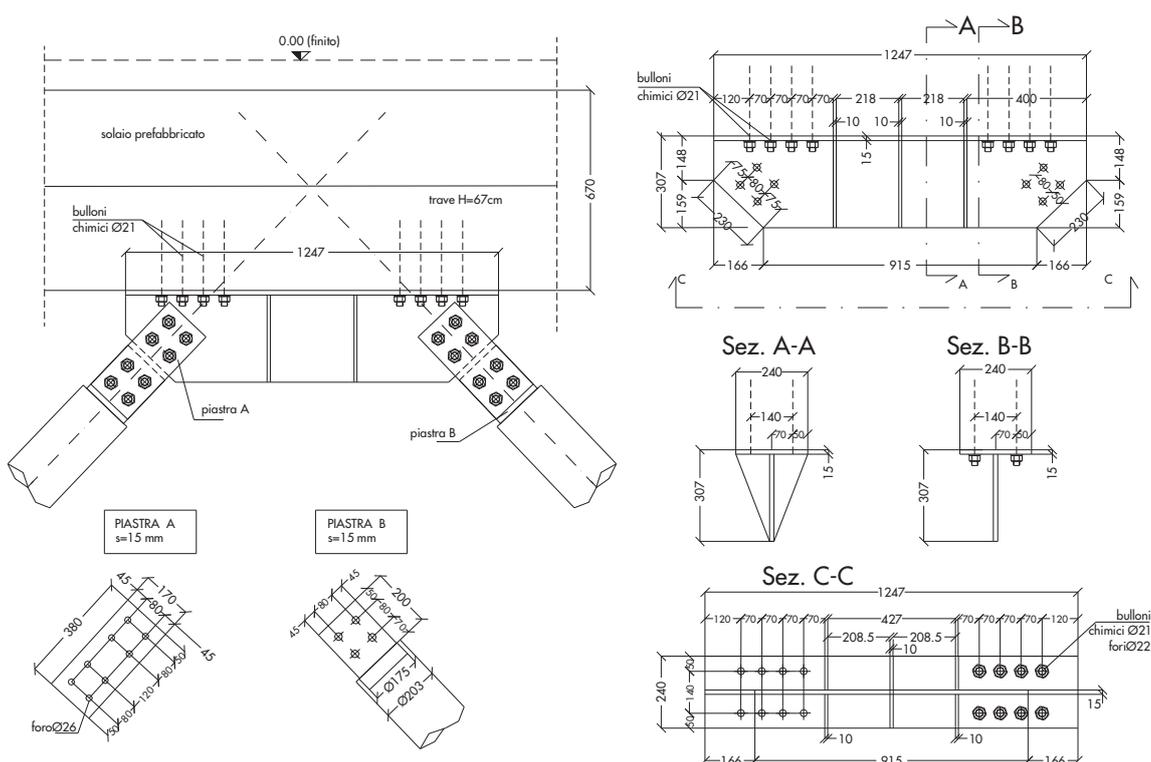




Fig. 33



Fig. 34a



Fig. 34b

8. Conclusioni

In quest'articolo si è descritta la procedura di progetto di un edificio a struttura prefabbricata di c.a. di tipo tradizionale in cui si sono inseriti dei dissipatori isteretici a instabilità impedita (BRAD). È la prima applicazione in Italia e in Europa di questa tipologia di dissipatori.

Si sono descritti due metodi di progettazione. Il primo, più grossolano, permette di fare un dimensionamento di massima degli elementi dissipatori e al tempo stesso dà come risultato il limite massimo della sezione del controvento. Esso inoltre dimensiona gli elementi di controvento allo stato limite ultimo definendone le caratteristiche che evitano il crollo della struttura. Il secondo metodo, più raffinato, è basato sullo studio della struttura ridotta a un sistema SDOF equivalente al fine di calcolare le caratteristiche del controvento che ne ottimizzano il comportamento dinamico. Questo è fatto attraverso dei grafici che mettono in corri-

spondenza la struttura senza controventi con quella dotata di controventi cercando il punto di migliore performance strutturale in funzione delle caratteristiche dei dissipatori. Le caratteristiche calcolate per uno SDOF vengono ripartite nella struttura reale MDOF mediante criteri semplici in funzione delle rigidità e dei tagli di piano.

Attraverso calcoli semplici è possibile dimensionare i controventi dissipativi di tipo BRAD per una struttura prefabbricata in c.a.: tali dimensionamenti e le scelte finali vanno sempre confrontate con una seria analisi dinamica non lineare che permette di affinare le caratteristiche degli elementi calcolati, oltre che verificare le sollecitazioni locali che possono nascere per l'applicazione di tali controventi dissipativi. I risultati mostrano come l'impiego dei controventi dissipativi permetta l'uso di strutture prefabbricate di tipo tradizionale anche in zone sismiche.

Fig. 33

Particolare attacco del controvento a terra.

Fig. 34 a. e b.

Interni del fabbricato. Scala di accesso al primo livello, aula.

Bibliografia

- Ordinanze del Presidente del Consiglio dei Ministri n° 3274, 20/3/2003, e 3431, 3/5/2005, "Norme Tecniche per il Progetto, la Valutazione e l'Adeguamento Sismico degli Edifici".
- De Luca A., Serino G. (1989). "Nuovi sistemi strutturali per la difesa dal rischio sismico". *Ingegneria Sismica*, Anno VI N. 1, gennaio-aprile.
- Kasai K., Fu Y., Watanabe A. (1998). "Passive Control Systems for Seismic Damage Mitigation". *Journal of Structural Engineering*, May.
- Fajfar P. (1999). "Capacity spectrum method based on

inelastic spectra". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 28, pp. 979-993.

Fajfar P., Gaspersic P. (2000). "The N2 method for the seismic damage analysis for RC buildings". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 25, pp. 23-27.

Newmark N.M., Rosenblueth E. (1971). "Fundamentals of earthquake engineering. Prentice-Hall, Englewood Cliffs N.J.

CSI Computer & Structure inc., SAP 2000 Non-linear, versione 8.