

Sistemi di tipo pendolare ad attrito per l'isolamento alla base degli edifici

Giuseppina PATALANO - Gloria TERNZI - Paolo SPINELLI

Nell'articolo viene presentata una sintesi dei risultati di una ricerca sperimentale e numerica svolta, in collaborazione fra le Università di Firenze e di Buffalo (New York), sul tema dell'isolamento alla base mediante sistemi pendolari ad attrito, di tipo "Single" (SFP), "Double" (DFP) e "Triple Friction Pendulum" (TFP). In particolare, lo studio ha avuto come obiettivo la stima delle caratteristiche meccaniche e delle effettive potenzialità della più recente fra tali tecnologie, rappresentata dalla soluzione TFP, verificate su base sperimentale e convalidate da un'ampia indagine numerica di confronto, condotta in riferimento a differenti modalità di combinazione dei sistemi SFP, DFP e TFP e dissipatori viscosi lineari e non.

INTRODUZIONE

Con l'emanazione dell'Ordinanza 3274 e dei suoi successivi aggiornamenti, dal 2003 ad oggi la tecnica d'isolamento alla base sta prendendo sempre più piede anche in Italia come strategia progettuale alternativa a quella tradizionale di edificazione basata sull'approccio per duttilità. Rispetto al decennio precedente il numero di applicazioni è accresciuto significativamente, in special modo nel caso di edifici adibiti a scuole, ospedali, sedi della Protezione Civile. La semplificazione dell'iter progettuale operato dalle più recenti norme che trovano conferma anche nel D.M. del 14/01/2008, nonché la presa visione, in molte situazioni, della convenienza economica dell'isolamento, ha infatti incoraggiato i tecnici ad approfondire le proprie conoscenze in merito, per potersi conclusivamente cimentare nel suo impiego. Come noto, fra i principali sistemi d'isolamento possono essere annoverati quelli composti da appoggi elastomerici in gomma armata con, oppure senza nucleo in piombo, e gli isolatori ad attrito con superfici di scorrimento curve (anche denominati "Friction pendulum systems"). A quest'ultimo tipo di dispositivi è stata dedicata una particolare attenzione da parte della comunità scientifica internazionale nell'ambito dei cui studi emergono quelli di tipo teorico e sperimentale condotti presso l'Università di Buffalo. Nell'articolo viene proposta una sintesi dei risultati ottenuti da una delle suddette campagne di prove, acquisiti dal primo autore durante una prolungata e proficua esperienza di collaborazione con il laboratorio SEESL (Structural Engineering and Earthquake Simulation Laboratory) della stessa università. Tali esiti hanno portato all'identificazione di uno specifico modello meccanico interpretativo del comportamento del più complesso TFP che si differenzia dagli altri sistemi SFP e DFP in quanto adattativo, ovvero atto a variare la sua rigidezza e lo smorzamento per valori calcolabili di spostamento. In ragione di ciò possono essere progettati dispositivi con elevate rigidzze e basso smorzamento nel caso di sismi di contenuta intensità (riducendo così la risposta dei sistemi secondari ed aiutando il ricentraggio della struttura), più ampi valori di smorzamento (da calibrare al fine di ridurre il taglio alla base) nel caso di azioni di progetto (DBE - Design Base Earthquake), smorzamento ancor più elevato per contenere gli spostamenti entro limiti prefissati, nel caso di eventi con

probabilità di accadimento dell'ordine del 2% in 50 anni (MCE - Maximum Considered Earthquake).

Nell'articolo viene altresì presa in esame la possibilità o meno di ottenere, mediante isolamento con dispositivi TFP, prestazioni strutturali paragonabili a quelle derivanti dal più diffuso, per quanto più costoso, sistema composto da DFP e smorzatori viscosi. A tal fine è stata condotta una serie di analisi numeriche in riferimento ad un edificio in acciaio di quattro piani in scala reale, caratterizzato da differenti configurazioni e combinazioni d'isolamento alla base.

1. CARATTERISTICHE DEL SINGLE FRICTION PENDULUM SYSTEM (SFP) E DEL DOUBLE FRICTION PENDULUM SYSTEM (DFP)

Come ogni altro sistema d'isolamento, anche il SFP basa il suo principio di funzionamento sulla strategia d'incremento del periodo che in tal caso risponde alla legge di variazione propria di un pendolo rovescio:

$$T = 2\pi\sqrt{r/g} \quad (1)$$

ove si indichi con r il raggio di curvatura del pendolo stesso e g l'accelerazione di gravità (Figura 1). Dall'equazione (1) emerge come il periodo sia indipendente dall'entità della massa strutturale, non risentendo di eventuali variazioni di essa (Zyas et al. 1990, Skinner et al. 1993).

Come reso evidente dallo schema in Figura 1, quando l'azione sismica supera la forza d'attrito i dispositivi rispondono con piccole oscillazioni che

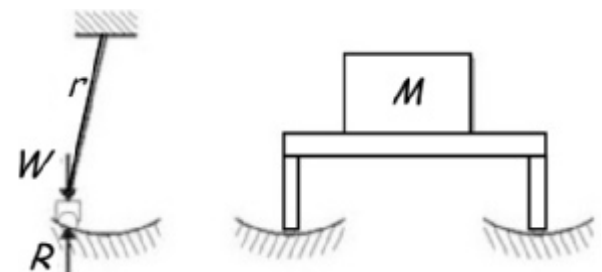


Figura 1 - Principio di funzionamento del SFP.

si smorzano in relazione alle caratteristiche di attrito fra le superfici curve a contatto. Il moto dipende pertanto dalle proprietà di attrito del materiale di cui il dispositivo è costituito.

In Figura 2 viene mostrata una vista in prospettiva, nonché un dettaglio in sezione di un SFP, da cui è possibile evidenziarne gli elementi costituenti. Esso è composto da due piatti, uno inferiore ed uno superiore, di cui il primo con superficie di scorrimento semisferica; da un elemento interno semisferico che rende possibile lo scorrimento delle superfici e da un rivestimento esterno con duplice funzione, sia di contenimento dello spostamento laterale, sia di protezione degli elementi interni dagli agenti atmosferici ed ambientali.

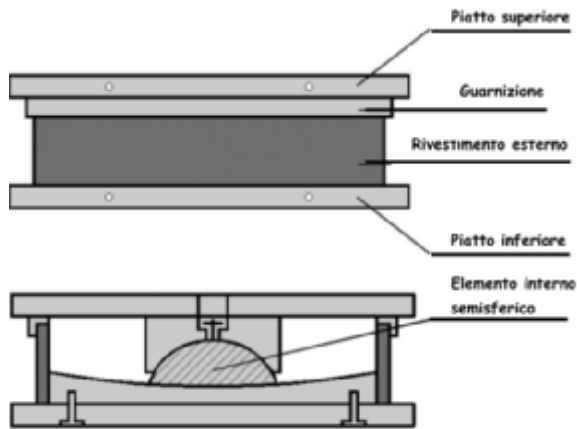


Figura 2 - Prospetto e sezione di un SFP

In Figura 3 viene mostrato un ciclo d'isteresi tipo riferito ad un SFP.

La rigidità in fase post-elastica K_d dipende dal carico assiale W e dal raggio di curvatura effettivo R_e del piatto concavo:

$$K_d = \frac{W}{R_e} \quad (2)$$

Si osserva come, nella valutazione del raggio di curvatura effettivo, vada considerato il raggio del dispositivo depurato della distanza dal punto medio dell'elemento interno semisferico alla superficie di scorrimento.

La diretta proporzionalità del parametro K_d al peso della struttura, influisce altresì sulla risposta strutturale tendendo a minimizzarne gli effetti torsionali, data la coincidenza dei baricentri di massa e rigidità.

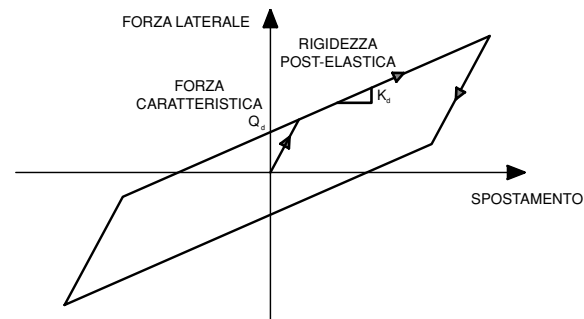


Figura 3 - Ciclo d'isteresi di un SFP

In Figura 4 viene mostrato un esempio applicativo d'installazione alla base dei dispositivi SFP da cui si evincono alcune problematiche concernenti il loro impiego, ovvero le notevoli dimensioni, nonché gli elevati costi di realizzazione e di posa in opera, che si aggiungono a quelle relative ai movimenti verticali, inevitabilmente associati agli spostamenti orizzontali, e l'affidabilità nel tempo dell'attrito tra le superfici di contatto.

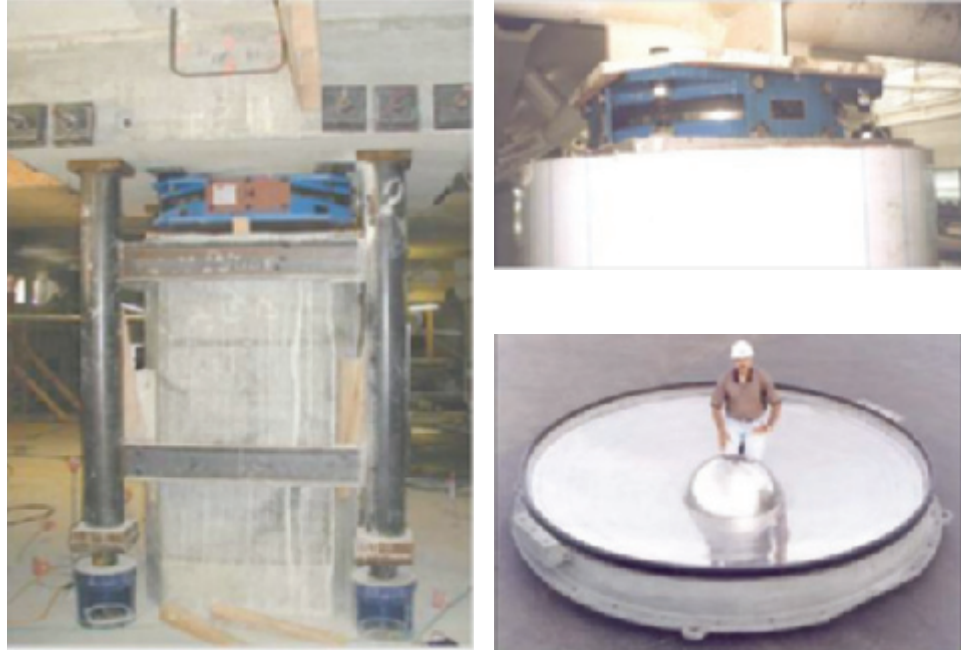


Figura 4 - Immagini fotografiche rappresentative di SFP in fase d'installazione

Il *Double Friction Pendulum* (DFP) (Figura 5) deriva dal SFP ed è costituito da due superfici concave in acciaio separate da un elemento semisferico articolato, rivestito con un materiale non metallico (Fenz e Constantinou 2006). Tale elemento è necessario per un'appropriata distribuzione delle pressioni sulle superfici di scorrimento e per bilanciare i movimenti relativi fra la superficie concava superiore ed inferiore. Il periodo è sempre determinato in relazione al raggio di curvatura della superficie concava ed è indipendente dalla massa della sovrastruttura. I dispositivi in commercio (Constantinou et al. 2007a) possono essere realizzati in modo da raggiungere spostamenti massimi di 1340 mm e da sostenere carichi verticali fino a 133440 kN. Il coefficiente di attrito può variare dal 3% al 20% realizzando fattori di smorzamento equivalente che vanno dal 10% al 50%.

Il comportamento ciclico che li caratterizza (Constantinou et al. 2007b) può essere analogo a quello di un SFP, nel caso in cui i raggi di curvatura delle due superfici ed i coefficienti di attrito siano uguali, e trasformarsi in un ciclo d'isteresi rigido-bilineare, al variare del raggio di curvatura e del coefficiente di attrito (Figura 6).

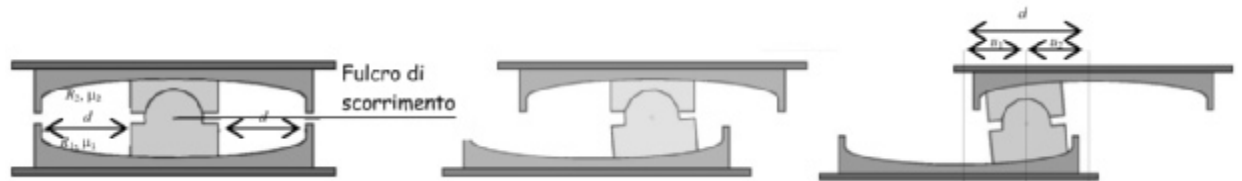


Figura 5 - Rappresentazione geometrica e modalità di comportamento del DFP

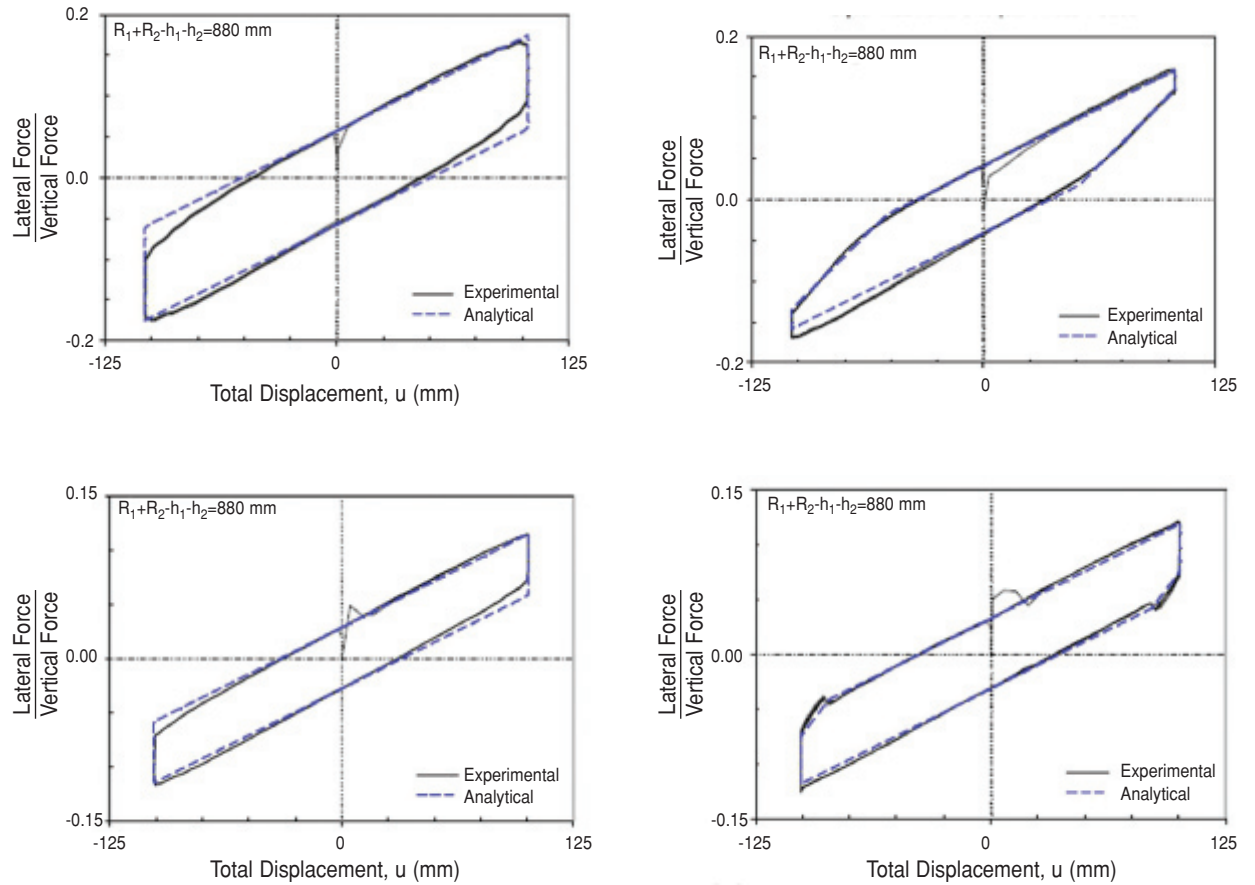


Figura 6 - Diagramma forza-spostamento nei seguenti casi: DFP con $R_1=R_2$ e $\mu_1=\mu_2$ (a); DFP con $R_1=R_2$ e $\mu_1\neq\mu_2$ (b); DFP con $R_1\neq R_2$ e $\mu_1\neq\mu_2$ (c); DFP con $R_1\neq R_2$ e $\mu_1\neq\mu_2$ (d) (Constantinou et al., 2007b)

2. CARATTERISTICHE DEL TRIPLE FRICTION PENDULUM SYSTEM (TFP)

Come reso evidente dallo schema in Figura 7, il *Triple Friction Pendulum* è caratterizzato da due superfici concave esterne in acciaio (superfici 1 e 4), al cui interno è frapposto un elemento articolato composto da due ulteriori superfici concave di minori dimensioni (superfici 2 e 3), separate da un corpo cilindrico con sezioni terminali a curvatura opposta (Fenz e Constantinou 2008a). Lo scorrimento viene generalmente favorito dal rivestimento dei piani di contatto, scelto in base alle esigenze progettuali relative alle forze di attivazione del moto.



Figura 7 - Rappresentazione geometrica di sezione di un TFP

Data la complessità di concezione del dispositivo, si possono generare fino a cinque regimi di scorrimento, la cui variazione è pertanto determinata dal coefficiente di attrito caratterizzante ciascuna superficie e dal relativo rapporto tra la capacità di spostamento ed il raggio di curvatura. In Figura 8 viene fornita una schematizzazione dei movimenti consentiti secondo cinque regimi di scorrimento susseguenti (le superfici lungo le quali si verifica lo scorrimento sono evidenziate in rosso). Nella stessa figura vengono inoltre proposti i relativi cicli d'isteresi, nonché le espressioni degli spostamenti di transizione. Il riferimento alle grandezze $\mu_1, \mu_2, \mu_3, \mu_4, d_1, d_4$ presenti nelle formulazioni è da ricercare in Figura 7, mentre $R_{eff1}, R_{eff2}, R_{eff3}, R_{eff4}$ sono ottenibili come segue:

$$R_{effi} = R_i - h_i \quad (3)$$

ove si indichi con R_i il raggio di curvatura dell' i -esima superficie e con h_i la distanza fra la i -esima superficie ed il punto medio del corpo cilindrico.

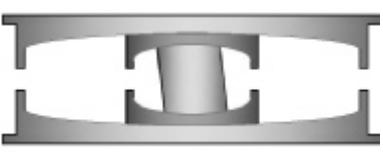
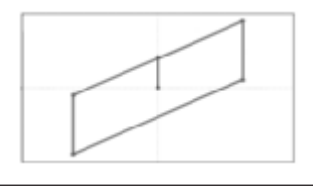
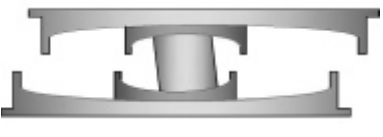
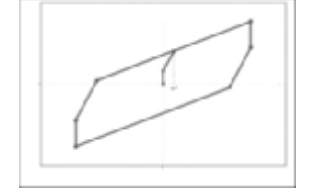






Regime di scorrimento	Ciclo di isteresi	Spostamenti significativi
		$u_{\max} < u^*$ $u^* = (\mu_1 - \mu_2)R_{eff2} + (\mu_1 - \mu_3)R_{eff3}$
		$u^* < u_{\max} < u^{**}$ $u^{**} = u^* + (\mu_4 - \mu_1)(R_{eff2} + R_{eff3})$
		$u^{**} < u_{\max} < u_{dr1}$ $u_{dr1} = u^{**} + d_1 \left(1 + \frac{R_{eff4}}{R_{eff1}}\right) - (\mu_4 - \mu_1)(R_{eff1} + R_{eff4})$
		$u_{dr1} < u_{\max} < u_{dr4}$ $u_{dr4} = u_{dr1} + \left[\left(\frac{d_4}{R_{eff4}} + \mu_4 \right) + \left(\frac{d_1}{R_{eff1}} + \mu_1 \right) \right] (R_{eff2} + R_{eff4})$
		$u_{\max} < u_{dr4}$

Figura 8 - Regimi di scorrimento di un *Triple Friction Pendulum*

La Figura 9 ripropone il ciclo proprio del regime V, ponendo meglio in luce i punti di transizione corrispondenti all'alternanza dei movimenti relativi fra le varie superfici (u^* , u^{**} , u_{dr1} , u_{dr4} e u_{MAX}). Si osserva come la rigidezza vari secondo leggi di proporzionalità inversa rispetto alla somma dei raggi di curvatura dei piani di scorrimento.

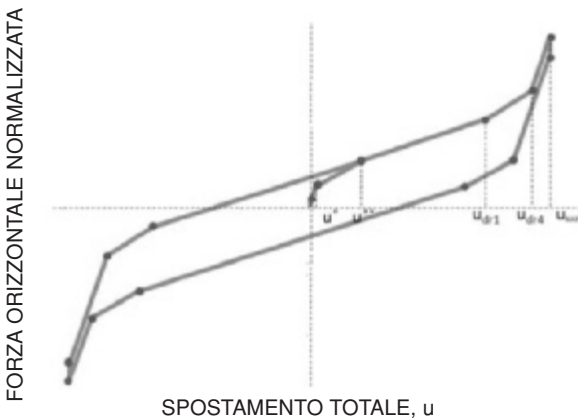


Figura 9 - Ciclo d'isteresi di un *Triple Friction Pendulum*

In codici di calcolo tipo il SAP2000NL (CSI 2007) i dispositivi SFP, DFP e TFP possono essere modellati assemblando differenzialmente singoli elementi a comportamento non lineare, denominati "NL-LINK", presenti nella biblioteca del programma; in particolare, per un SFP può essere utilizzato un appoggio mono-direzionale ad attrito, definito *friction isolator*, per un DFP vengono invece generalmente impiegati due *friction isolators* in serie o, nel caso in cui le due superfici concave abbiano uguale coefficiente di attrito ed uguale raggio, un unico *friction isolator* a cui si attribuisce un raggio effettivo di entità doppia. Non è possibile, invece, modellare un TFP per assemblaggio di tre *friction isolators* in serie, poichè tale schema non sarebbe in grado di cogliere i cambiamenti di rigidezza e smorzamento che si verificano all'aumentare dello spostamento. Tali variazioni, legate alle differenti combinazioni di scorrimento delle superfici, richiedono pertanto un modello più complesso presentato in Figura 10 (Fenz e Constantinou 2008b), in cui i *friction isolators* sono combinati con elementi tipo *gap*.

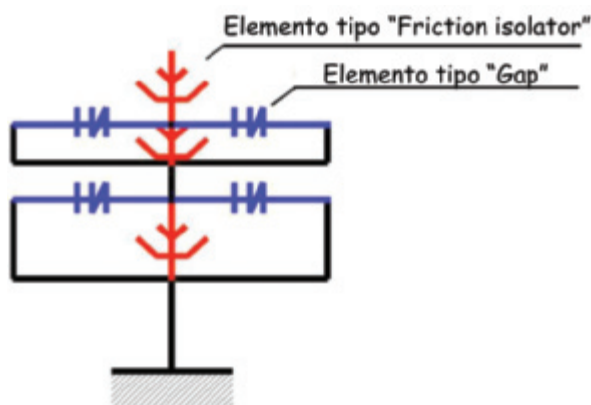


Figura 10 - Modello analitico definito tramite elementi NL-LINK presenti nella biblioteca del codice di calcolo SAP2000NL per l'interpretazione del comportamento di un TFP

3. INDAGINE SPERIMENTALE SUI TFP

Presso il laboratorio SEESL è stata condotta una specifica campagna di prove volta alla verifica sperimentale del comportamento meccanico dei TFP (Fenz e Constantinou 2008c). In una fase preliminare sono state innanzitutto valutate le caratteristiche dei dispositivi successivamente impiegati ai fini dello studio di un'applicazione d'isolamento alla base di una struttura in acciaio realizzata in scala 1:4.

I dispositivi considerati per l'indagine sono stati caratterizzati da tre differenti rivestimenti che ne hanno determinato diversi coefficienti d'attrito. In Figura 11 sono rappresentati uno schema geometrico e due viste fotografiche delle parti costituenti uno dei TFP sottoposti alla sperimentazione.

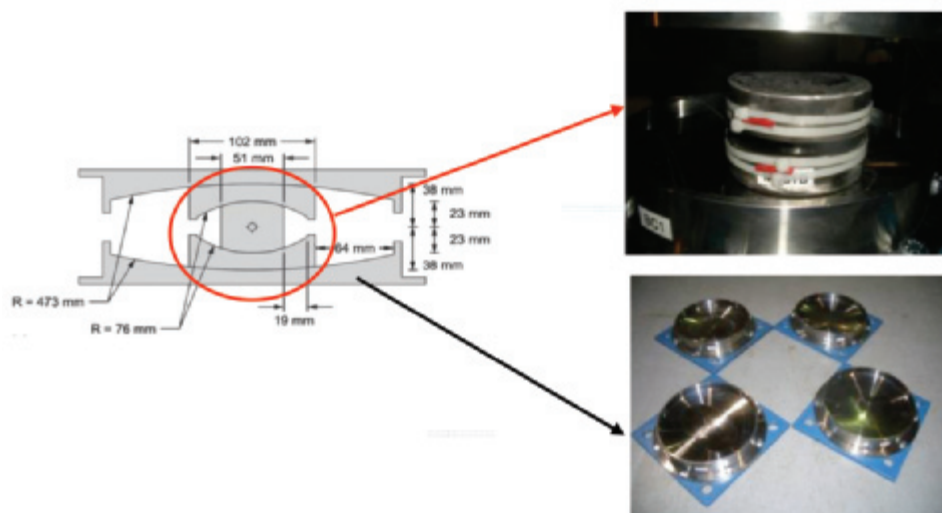


Figura 11 - Dettaglio geometrico e viste fotografiche degli elementi costituenti un TFP utilizzato per la sperimentazione

In Figura 12 è mostrata un'immagine fotografica dell'apparato sperimentale utilizzato (Wolff e Constantinou 2004), costituito da due attuatori verticali a controllo di forza, atti alla trasmissione

ai dispositivi di un carico assiale predefinito, ed uno orizzontale a controllo di spostamento, che impone al sistema un movimento impresso conforme all'effetto di un'azione sismica.

I dati relativi alla forza orizzontale e verticale sono stati controllati tramite una cella di carico a cinque canali montata al di sotto dei dispositivi. Lo spostamento orizzontale relativo fra le superfici terminali superiore ed inferiore dei TFP è stato invece misurato mediante un trasduttore LVDT interno all'attuatore orizzontale. Due differenti potenziometri hanno inoltre permesso di valutare gli spostamenti delle superfici 2 e 3 indicate in Figura 7. Si osserva come le prove siano state effettuate a basse velocità al fine di ottenere cicli d'isteresi con punti di transizione ben definiti.

Il modello strutturale esaminato nella seconda fase della campagna sperimentale riproduce, in scala 1:4, un edificio intelaiato in acciaio di sei piani isolato alla base mediante TFP (Figura 13). La massa totale della struttura, comprensiva dei blocchi di cemento è pari a 209 kN.



Figura 12 - Apparecchiatura utilizzata per le prove preliminari

In Tabella 1 vengono riportati i dati relativi alla riduzione in scala del modello utilizzato per le prove.

Tabella 1. Rapporti di scala relativi alle grandezze caratterizzanti il modello

GRANDEZZE	FATTORI DI SCALA
Lunghezza, L	4
Modulo di elasticità, E	1
Accelerazione, a	1
Densità, ρ	0,25
Massa, m	16
Velocità, v	2
Forza, F	16
Tensione, σ	1
Deformazione, ϵ	1
Energia, e	64
Periodo, T	2
Frequenza, f	0,5

Ai fini della verifica sperimentale della risposta strutturale del modello in Figura 13, sono stati impiegati accelerogrammi con intensità crescente in

modo da riprodurre sismi corrispondenti a moderate ed elevate unità di magnitudo. Tali segnali, selezionati tramite il motore di ricerca del PEER (Pacific Earthquake Engineering Research), sono stati applicati in direzione semplicemente longitudinale, e congiuntamente longitudinale e trasversale, nonché longitudinale, trasversale e verticale, in passi successivi dell'indagine condotta.

I principali risultati ottenuti, documentati in Fenz (2008), mostrano generalmente un buon accordo con le considerazioni teoriche espresse precedentemente, dal punto di vista sia del comportamento ciclico, sia degli scorrimenti lungo le differenti superfici.

4. VERIFICA NUMERICA DEI SISTEMI SOTTOPOSTI ALL'INDAGINE SPERIMENTALE

Congiuntamente all'indagine sperimentale, sulla struttura mostrata in Figura 13 è stato avviato un ulteriore studio volto alla verifica del modello computazionale attribuito ai TFP e della risposta sismica dell'edificio isolato alla base tramite gli stessi dispositivi. A tal fine è stato utilizzato il codice di calcolo SAP2000NL (2007) tramite il quale gli isolatori sono stati schematizzati come indicato in Figura 10.

Al modello bidimensionale definito (Figura 14) è stato attribuito un peso complessivo di 104,5 kN, pari alla metà del peso totale della struttura esaminata in laboratorio; in esso le masse risultano concentrate nei nodi in direzione U_x e U_z . Ai nodi esterni è stato applicato 1/3 della massa di piano, mentre a quelli interni 1/6. Masse di entità molto piccola, di ordine di grandezza di tre volte inferiore rispetto a quelle applicate ai nodi, sono state attribuite agli elementi rappresentativi degli isolatori. Tale fattore di scala è stato scelto al fine di consentire una rapida convergenza dell'analisi effettuata (Scheller e Constantinou 2002).

L'integrazione al passo è stata condotta utilizzando l'algoritmo di Wilson (2004), alla base del metodo più comunemente noto come "Fast Nonlinear Analysis" (Sorace et al. 2006), che prevede l'applicazione di procedimenti del tipo incrementale-iterativo esclusivamente per gli elementi a non linearità concentrata, mentre per i restanti l'analisi viene condotta utilizzando il metodo dei vettori di Ritz. Ciò determina una riduzione drastica dei tempi di elaborazione, evitando la ben più lunga soluzione dell'intero sistema di equazioni di equilibrio, a cui è associato un elevato onere computazionale, pur a fronte di limitati benefici dal punto di vista dell'accuratezza.

In Figura 15 vengono posti a confronto i risultati analitici e sperimentali riferiti ad uno dei dispositivi alla base nella configurazione d'isolamento già indicata nelle precedenti Figure 13 (apparato sperimentale) e 14 (modello numerico), ottenuti dall'applicazione della registrazione di Sylmor 360 (SYL360) relativa al terremoto di Northridge del 1994, le cui ampiezze sono state scalate di un fattore pari a 2. La buona sovrapposizione dei cicli isteretici ottenuti nei due casi, in termini di forza orizzontale normalizzata al carico verticale applicato, pone in luce l'adeguatezza del modello ai fini dell'interpretazione del comportamento meccanico dei sistemi esaminati.



Figura 13 - Modello strutturale utilizzato per la sperimentazione

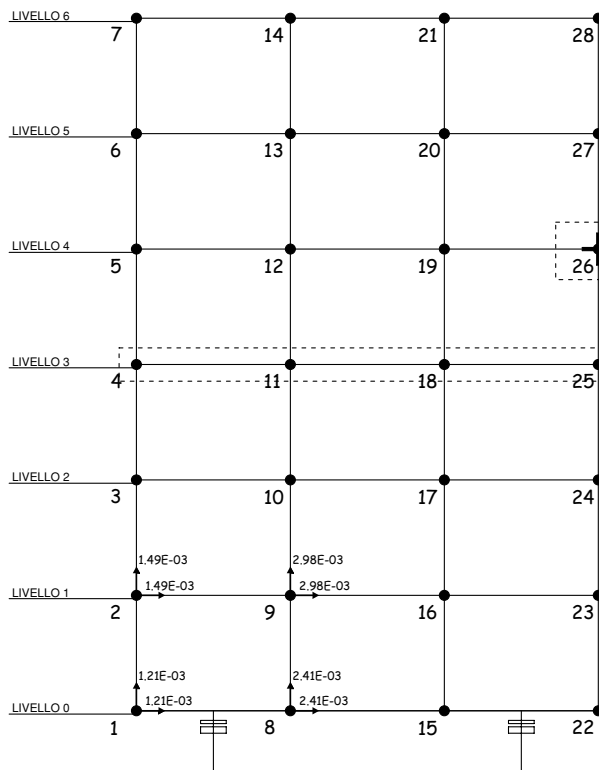
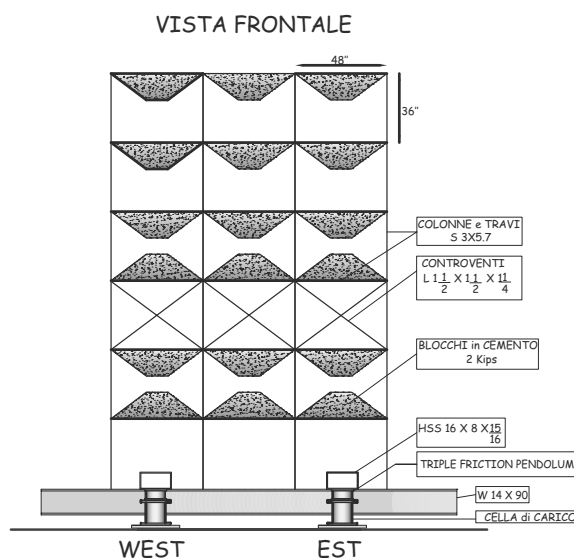


Figura 14 - Modellazione della struttura con il programma di calcolo SAP2000NL

END OFFSET
per tutti gli elementi frame in tutti i nodi

NODI dei piani uniti con elementi diaphragm per ridurre i gradi di libertà della struttura

MASSE
sono concentrate nei nodi in entrambe le direzioni U_x , U_z e sono pari a $\frac{1}{3}$ nei nodi di estremità e a $\frac{1}{6}$ nei nodi centrali

PESO TELAIO **PESO SU CIASCUN FP**
23,5 Kips = 104,5 kN 11,75 Kips = 52,25 kN

ELEMENTI FRAME
modellati con due differenti sezioni:
Section S3x5,7 travi e colonne dal livello 1 al 6
Rigid per le travi del livello 0

GRADI DI LIBERTÀ
per il modello sono U_x , U_z e R_y

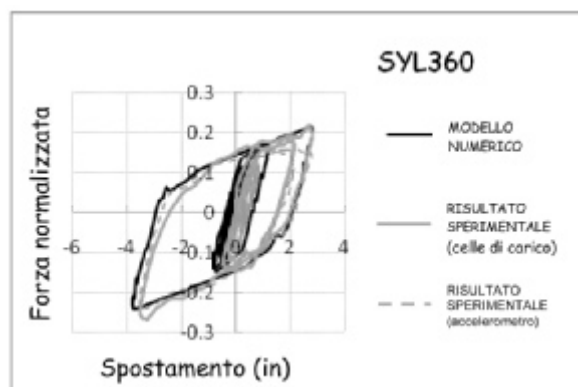


Figura 15 - Confronto fra i risultati analitici e quelli sperimentali relativi alla registrazione SYL360

5. ANALISI NUMERICA DI UN EDIFICIO DI QUATTRO PIANI IN SCALA REALE

A partire dalle risultanze sperimentali ed analitiche derivate dalla precedente fase di studio, è stato successivamente esaminato un edificio di quattro piani le cui caratteristiche geometriche sono indicate in Figura 16. Scopo dell'ulteriore indagine numerica è stato il confronto fra le

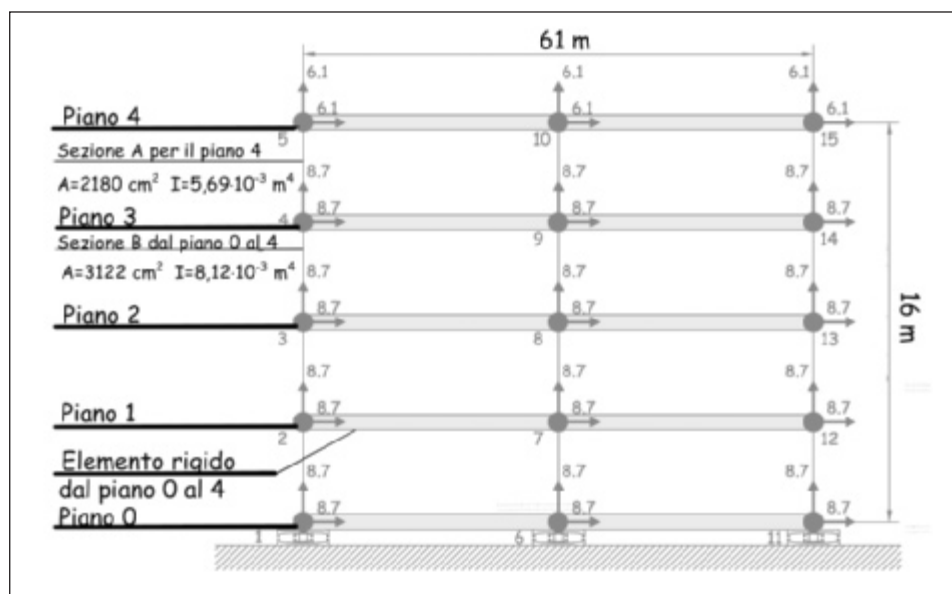


Figura 16 - Rappresentazione geometrica e proprietà del modello utilizzato nell'analisi numerica

varie soluzioni d'isolamento adottabili utilizzando sistemi appartenenti alla famiglia dei dispositivi ad attrito di tipo pendolare. Come mostrato in Figura 16 l'edificio è stato schematizzato tramite un modello bidimensionale a due campate di circa 30 m ciascuna, ed un'altezza complessiva di circa 16 m. Il peso dei piani da quello di base al terzo è di 44482 kN, mentre il quarto è di 31138 kN.

Gli accelerogrammi impiegati per le analisi sono sette registrazioni reali del tipo "near fault" i cui spettri singoli e la loro media, riferiti alle intensità di progetto (DBE) e di massimo evento

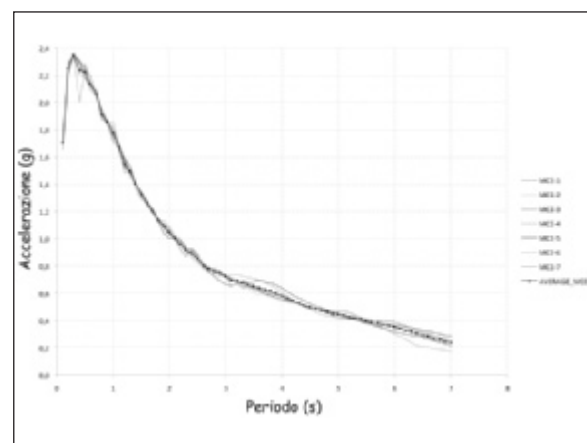
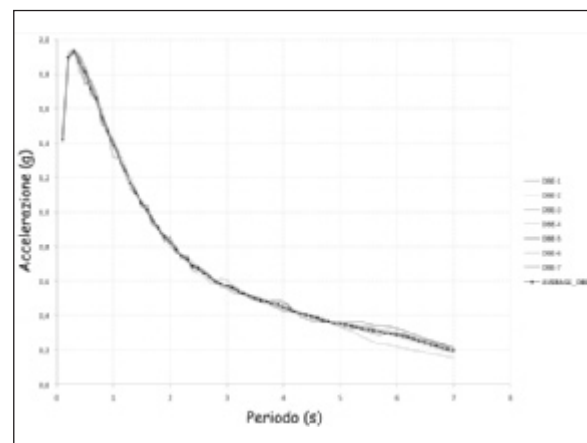


Figura 17 - Spettri di risposta degli eventi sismici utilizzati nell'analisi numerica nel caso del terremoto di progetto (DBE) e di massimo terremoto considerato (MCE)

atteso (MCE) (SEI/ASCE 7-05), sono mostrate in Figura 17.

L'indagine ha riguardato i seguenti casi applicativi:

- 1) Isolamento alla base mediante DFP;
- 2) Isolamento alla base mediante DFP + smorzatori viscosi a comportamento lineare (LVD);
- 3) Isolamento alla base mediante DFP + smorzatori viscosi a comportamento non lineare (NLVD);
- 4) Isolamento alla base mediante TFP (in questo caso si sono previste più modellazioni con differenti coefficienti d'attrito).

Fra le varie configurazioni esaminate di particolare interesse è stata l'ultima per cui lo studio è stato articolato in modo da ottenere risultati paragonabili a quelli derivanti dalla combinazione di dispositivi DFP con smorzatori viscosi.

In seguito a ciascuna analisi sono stati calcolati il massimo spostamento, le componenti di forza di taglio, sulla struttura (V_s/W_s) e sui dispositivi (V_b/W_s : caso di soli DFP e TFP; V_{b+d}/W_s : caso di DFP+smorzatori viscosi), normalizzate rispetto al peso complessivo della struttura W_s , e l'accelerazione dell'ultimo piano (a_4), sia nel caso di terremoto di progetto, sia di massimo evento atteso. I valori ottenuti sono riportati in Tabella 2.

	Spostamento massimo (mm)		V_s/W_s		V_b/W_s		V_{b+d}/W_s		a_4 (g)	
	DBE	MCE	DBE	MCE	DBE	MCE	DBE	MCE	DBE	MCE
DFP $\mu_1=6\%$ $\mu_2=6\%$	736	1068	0,20	0,27	0,24	0,32	0,24	0,32	0,45	0,48
DFP $\mu_1=6\%$ $\mu_2=6\%$ + LVD (c=14 N s/m)	501	671	0,18	0,22	0,18	0,22	0,21	0,26	0,54	0,58
DFP $\mu_1=6\%$ $\mu_2=6\%$ + NLVD (c=585 N s/m)	443	616	0,19	0,23	0,17	0,21	0,21	0,26	0,65	0,64
TFP $\mu_1=8\%$ $\mu_4=20\%$	583	814	0,22	0,28	0,26	0,34	0,26	0,34	0,41	0,50
TFP $\mu_1=8\%$ $\mu_4=24\%$	584	803	0,23	0,29	0,28	0,36	0,28	0,36	0,42	0,52
TFP $\mu_1=10\%$ $\mu_4=22\%$	555	755	0,23	0,27	0,27	0,33	0,27	0,33	0,42	0,53
TFP $\mu_1=12\%$ $\mu_4=24\%$	536	723	0,24	0,28	0,28	0,34	0,28	0,34	0,45	0,55
TFP $\mu_1=14\%$ $\mu_4=24\%$	527	707	0,24	0,28	0,29	0,34	0,29	0,34	0,49	0,56

Tabella 2. Risultati medi in termini di massimo spostamento, forza di taglio normalizzata per la struttura ed i dispositivi, accelerazione dell'ultimo piano ottenuti in riferimento agli eventi considerati per intensità DBE ed MCE

Nelle successive Figure 18 e 19 vengono proposti degli istogrammi di confronto delle prestazioni ottenibili dai sistemi DFP, DFP+LVD, DFP+NLVD e TFP ($\mu_1=14\%$ e $\mu_4=24\%$), in termini di massimo spostamento, componenti di forza di taglio normalizzata relative alla struttura (V_s) ed ai dispositivi (V_{b+d}), accelerazione dell'ultimo piano (a_4), sia nel caso di terremoto di progetto, sia di massimo evento atteso.

Una più approfondita analisi degli stessi risultati ivi contenuti porta alle seguenti considerazioni:

- l'inserimento di smorzatori comporta una consistente riduzione degli spostamenti rispetto alla soluzione con singoli DFP. Nella specifica combinazione con NLVD le riduzioni stimate risultano maggiori rispetto alla condizione di compresenza di LVD, quantificabili in una diminuzione dell'ordine del 40% per entrambi i livelli dell'azione DBE ed MCE; le prestazioni offerte dal solo utilizzo dei TFP con coefficiente di attrito pari a $\mu_1=14\%$ e $\mu_4=24\%$ sono, comunque, paragonabili all'utilizzo di DFP combinati con smorzatori viscosi lineari, mentre presentano incrementi di spostamento del 19% (DBE) e del 15% (MCE) rispetto alla combinazione DFP+NLVD;

- l'inserimento di smorzatori implica un incremento dell'accelerazione rispetto ai soli DFP, specialmente accresciuto nel caso di presenza di NLVD, stimato dell'ordine del 40% e del 33% nei due casi di DBE e MCE; al contrario, utilizzando solo i TFP, le accelerazioni vengono accresciute solo del 9% (DBE) e del 17% (MCE) rispetto all'utilizzo dei soli DFP; per confronto con la combinazione DFP+NLVD risultano invece ridotte del 25% per il terremoto di progetto e del 12% per il massimo evento atteso.

- L'impiego congiunto dei DFP con gli smorzatori viscosi comporta, in aggiunta alla riduzione degli spostamenti, anche una riduzione delle forze di taglio sulla struttura (V_s) e sui dispositivi (V_{b+d}). In particolare, la combinazione DFP+LVD riduce V_s del 10% per il DBE e del 18% per il MCE; V_{b+d} decrementa del 12% per il DBE e del 19% per il MCE; la riduzione delle forze di taglio dei dispositivi è analoga per la configurazione DFP+NLVD, mentre, per la stessa configurazione, V_s diminuisce del 5% per il terremoto di progetto e del 15% per il massimo evento atteso. Va evidenziato, al contrario, che in merito alle forze di taglio non si ottengono benefici con l'impiego dei soli TFP. I modelli numerici realizzati pongono in luce infatti che le forze di taglio aumentano all'aumentare dei coefficienti di attrito; in particolare, per la configurazione dei TFP con coefficiente di attrito pari a $\mu_1=14\%$ e $\mu_4=24\%$, l'aumento delle forze di taglio sulla struttura in relazione alla configurazione DFP+LVD raggiunge

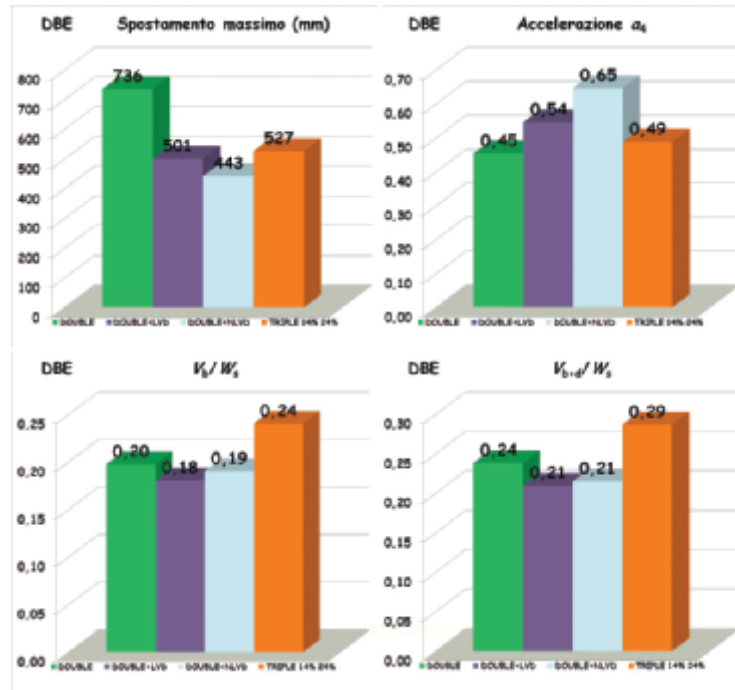


Figura 18 - Confronto delle prestazioni relative ai quattro casi applicativi considerati (DFP, DFP+LVD, DFP+NLVD, TFP) in riferimento agli eventi considerati per intensità DBE

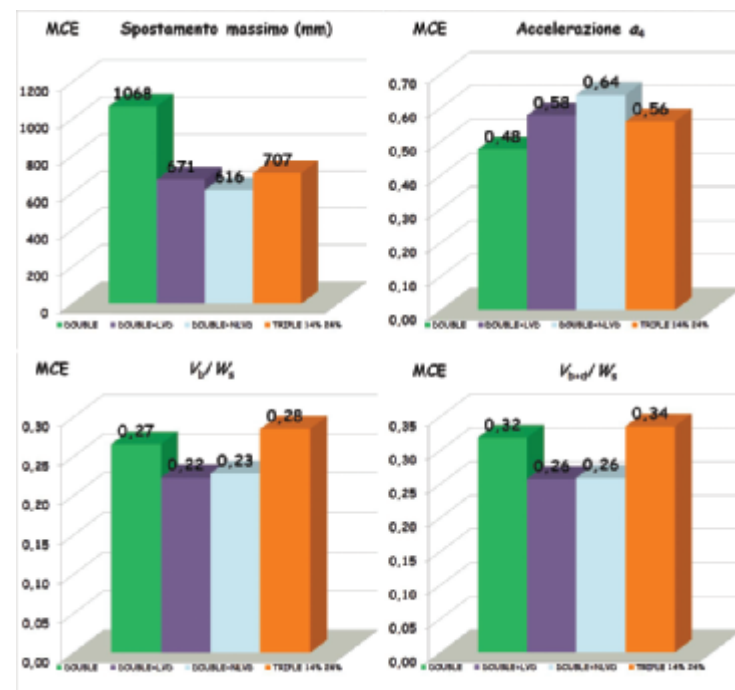


Figura 19 - Confronto delle prestazioni relative ai quattro casi applicativi considerati (DFP, DFP+LVD, DFP+NLVD, TFP) in riferimento agli eventi considerati per intensità MCE

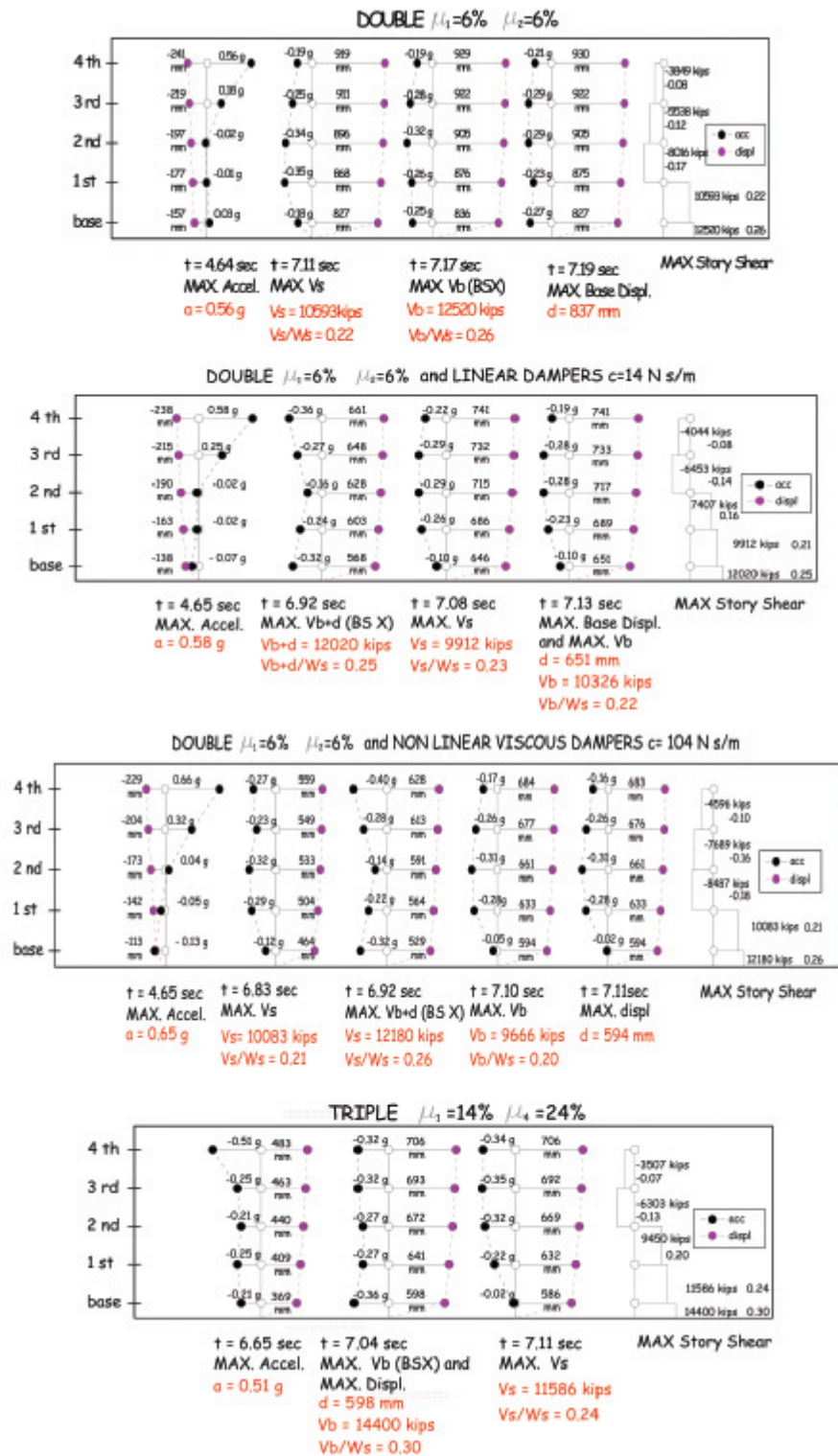


Figura 20. Accelerazioni di piano e spostamenti della struttura ottenuti in riferimento alle configurazioni con DFP, DFP e smorzatori viscosi a comportamento lineare e non lineare e TFP con coefficienti di attrito pari a $\mu_1=14\%$ e $\mu_4=24\%$

il 33% per il DBE ed il 27% per il MCE; le forze di taglio sui dispositivi risultano maggiorate invece del 38% (DBE) e del 31% (MCE).

In Figura 20 vengono infine mostrati, a titolo di esempio, per la registrazione più gravosa utilizzata nell'indagine scalata all'intensità di progetto (DBE_5), le variazioni degli spostamenti e delle accelerazioni agli istanti in cui si verificano i picchi per le varie grandezze prese in esame, nel

caso che alla base dell'edificio vi siano i quattro sistemi d'isolamento sopra descritti. Nella stessa Figura viene inoltre rappresentata la massima forza di taglio valutata per ciascun piano. Dai dati ivi riportati emerge come la struttura isolata alla base utilizzando i DFP, nel momento in cui si verifica il picco di accelerazione, mostri una deformata corrispondente al secondo modo di vibrare, mentre quella isolata tramite i TFP mantiene la forma del primo modo.

6. CONCLUSIONI

L'indagine numerica riferita all'impiego dei TFP ha evidenziato come possano essere ottenuti spostamenti analoghi ai casi di studio con DFP e smorzatori viscosi sia per i terremoti di progetto che per i massimi eventi attesi.

Tale obiettivo, conseguito calibrando i coefficienti di attrito delle superfici concave esterne, consente di evitare l'impiego di aggiuntivi, ben più costosi, smorzatori viscosi.

Lo studio ha inoltre posto in luce una sostanziale riduzione dell'accelerazione di piano ottenibile dall'applicazione dei TFP rispetto ai casi di DFP+LVD e DFP+NLVD. Per converso, l'adozione dei soli TFP, procura un non trascurabile incremento delle forze di taglio alla base, con conseguenti maggiori oneri in fase di progettazione della sovrastruttura.

RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

- CONSTANTINOU M.C., WHITTAKER A.S., FENZ D.M., APOSTOLAKIS G. (2007a). Seismic isolation of bridges. *Report Submitted to the State of California Department of Transportation*.
- CONSTANTINOU M.C., WHITTAKER A.S., KALPAKIDIS Y., FENZ D.M., WARM G.P. (2007b). Performance of Seismic Isolation Hardware under Service and Seismic Loading. *Technical Report MCEER 07-0012*, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, New York.
- CSI (2007). *SAP2000NL, Structural Analysis Programs – Theoretical and Users Manual*. Version No. 11.9, Berkeley, CA
- FENZ D.M. (2008). Multi-Spherical Sliding Bearings: Development, Experimental Verification and Implementation of Tools for Dynamic Analysis, Phd Thesis, University at Buffalo, New York, 2008.
- FENZ D.M., CONSTANTINOU M.C. (2006). Behavior of the double concave Friction Pendulum bearing. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. Vol. 35 Issue 11, pag. 1403-1424.
- FENZ D.M., CONSTANTINOU M.C. (2008a). Spherical sliding isolation bearings with adaptive behavior: Theory. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. Vol. 37 Issue 2, pag. 163-183.
- FENZ D.M., CONSTANTINOU M.C. (2008b). Modeling Triple Friction Pendulum Bearings for Response History Analysis. *Earthquake Spectra* Vol. 24, Number 4, November 2008, pag. 1011-1028.
- FENZ D.M., CONSTANTINOU M.C. (2008c). Spherical sliding isolation bearings with adaptive behavior: Experimental. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*. Vol. 37 Issue 2, pag. 185-205.
- PATALANO G. (2008). *Protezione sismica con isolamento alla base mediante Friction Pendulum System*. Tesi di Laurea, Università di Firenze, luglio 2008.
- SCHELLER J., CONSTANTINOU M.C. (2002). Response History Analysis of Structures with Seismic Isolation and Energy Dissipation Systems: Verification Examples for Program SAP2000. *Technical Report MCEER-99-0002*, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, New York.
- SEI/ASCE 7-05. *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures*.
- SORACE S., TRENZI G., AND BANDINI L. (2006). Le potenzialità della "FNA" nell'analisi dinamica non lineare di strutture dotate di sistemi avanzati di protezione sismica. *16° Convegno Nazionale di Meccanica Computazionale – GIMC 2006*. Bologna, Articolo 46, CD-ROM.
- SKINNER R.I., ROBINSON W.H., MC VERRY G.H. (1993). *An introduction to seismic isolation*. John Wiley & Sons, New York.
- WILSON E.L. (2004). *Three dimensional static and dynamic analysis of structures*. CSI, Berkeley, CA.
- WOLFF E.D., CONSTANTINOU M.C. (2004). Experimental Study of Seismic Isolation Systems with Emphasis on Secondary System Response and Verification of Accuracy of Dynamic Response History Analysis Methods. *Technical Report MCEER-04-0001*, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, New York.
- ZYAS V.A., LOW S.S. AND MAHIN S.A. (1990). A Simple Pendulum Technique for Achieving Seismic Isolation. *Earthquake Spectra*, Vol. 6, No. 2., pag. 317-333.

Giuseppina PATALANO nata a Firenze nel 1982, ha conseguito la Laurea Specialistica in Ingegneria Edile nel 2008 presso l'Università degli Studi di Firenze.

Dall'agosto 2007 all'aprile 2008 ha preso parte attiva ad un programma di ricerca numerico-sperimentale, svolto presso il Laboratorio dell'Università di Buffalo (SEESL), nello stato di New York, avente per oggetto la caratterizzazione meccanica di dispositivi del tipo "triple friction pendulum" e la verifica, su tavola vibrante, di un edificio di sei piani isolato alla base mediante gli stessi sistemi.

Gloria TRENZI, nata a Fossombrone (PU) nel 1965, si è laureata nel 1991 in Ingegneria Civile – Sezione Edile, presso la Facoltà di Ingegneria dell'Università di Roma "La Sapienza". Nel 1995 ha ricevuto il titolo di Dottore di Ricerca in Ingegneria delle strutture. È ricercatrice universitaria e professore aggregato per il settore ICAR/09 – Tecnica delle costruzioni presso l'Università di Firenze. È autrice di oltre 80 pubblicazioni, di cui numerose su riviste internazionali, dedicate a varie tematiche di ricerca nei settori dell'ingegneria sismica, con particolare riguardo alle tecnologie avanzate di protezione sismica delle strutture, e della riabilitazione strutturale. Congiuntamente al coautore Stefano Sorace, nel 2001 ha ricevuto il premio "Munro Prize" per il miglior articolo pubblicato nell'anno sulla rivista *Engineering Structures* – Elsevier, e nel 2002 il premio "Outstanding Paper Award" per il miglior articolo pubblicato nell'anno sulla rivista *Structural Engineering International* – IABSE.

Paolo SPINELLI, nato a Firenze nel 1950, si è laureato in Ingegneria presso la facoltà dell'Università fiorentina dove attualmente è Professore Ordinario in Tecnica delle Costruzioni; è presidente dell'Ordine Ingegneri di Prato e Direttore del "bollettino ingegneri"; si occupa di strutture in c.a., in acciaio e degli effetti del vento nelle costruzioni.