

Isolatori sismici a scorrimento con materiali a diverso coefficiente di attrito*

Seismic isolation devices based on variable friction sliding materials

Paolo Martino Calvi¹, Matteo Moratti², Gian Michele Calvi³ ■

Sommario

Negli ultimi trent'anni, sistemi di isolamento basati sullo scorrimento tra superfici curve a basso attrito sono diventati assai popolari. Questo tipo di isolatore è perfettamente rigido sino al raggiungimento del taglio che induce moto relativo, ossia maggiore del peso della sovrastruttura (**W**) moltiplicato per il coefficiente di attrito. La rigidità (**K**) nella fase di moto può essere espressa in funzione del raggio di curvatura (**r**) come: $K = W/r$. Questa rigidità è considerata fondamentale al fine di contenere lo spostamento residuo, ma implica due aspetti negativi: la riduzione dell'energia dissipata per ciclo (che implica uno smorzamento equivalente più basso e quindi una domanda di spostamento più alta) e l'incremento della capacità di trasmettere taglio (che implica il progetto di una struttura più resistente e un incremento del danno non strutturale).

Conseguentemente, si pongono due interrogativi:

- È veramente fondamentale limitare lo spostamento residuo?
- Esistono modi alternativi concretamente applicabili per contenere tale spostamento?

Queste ed altre domande sono connesse all'avanzamento tecnologico ed alla sua affidabilità:

- Quanto è affidabile la stima di un valore nominale del coefficiente di attrito?
- Quanto è rilevante l'effetto dell'attrito di primo distacco? Può essere eliminato?
- Quanto è influenzato il coefficiente di attrito da variazioni di velocità e di azione verticale?
- Con quale accuratezza è possibile variare coefficiente di attrito e raggio di curvatura?

Questi quesiti costituiscono il fondamento del presente articolo e sulla base delle considerazioni da esse derivate vengono qui proposte soluzioni tecnologiche alternative, mostrando che è teoricamente e praticamente possibile ottenere cicli di isteresi con forme diverse, che possono implicare notevoli variazioni nella domanda di spostamento, nello spostamento residuo e nel taglio di progetto.

Gli isolatori con cicli di forma diversa sono essenzialmente basati su combinazioni di curvature e di materiali di scorrimento con coefficienti d'attrito variabili ed affidabili.

Le conclusioni che si traggono, sulla base di estese simulazioni numeriche, affrontano il problema di sviluppare ed applicare soluzioni economicamente convenienti, in funzione delle caratteristiche del moto di progetto, dell'uso dell'edificio e delle prestazioni di obiettivo.

Parole chiave: Progettazione sismica, isolamento alla base, spostamento di progetto, spostamenti residui, protezione basata sulla gerarchia delle resistenze.

Abstract

*In the last thirty years, devices based on sliding on curved surfaces, characterized by low friction coefficients, have become quite popular. It is well known that such devices are essentially blocked until the acting shear is larger than the vertical force multiplied by the friction coefficient and are then characterized by a stiffness value (**K**) that depends on borne weight (**W**) and radius of curvature (**r**), as: $K = W/r$. This second stiffness is considered fundamental to contain the residual displacement, but it implies two negative aspects, i.e.: the reduction of the energy dissipated per cycle (which implies a lower equivalent damping and a larger displacement demand) and the increased shear capacity (which implies designing the isolated structure for larger shear demand and more extensive nonstructural damage).*

Consequently, two main questions arise:

- *Is it really fundamental to limit the residual displacement?*
- *Are alternative ways of limiting this displacement conceivable and applicable?*

* Gli isolatori Bow Tie e Bow-C descritti in questo articolo sono oggetto di pre-brevetto depositato, numero PV2014000003, Agosto 2014: "Seismic isolation device based on sliding between surfaces with variable friction coefficient".

¹ Department of Civil Engineering, University of Toronto, ON, Canada

² Studio Calvi, Ingegneria e Architettura, Pavia - ✉ matteo.moratti@studioscalvi.eu

³ Istituto Universitario di Studi Superiori (IUSS), Pavia. www.iusspavia.it

These and other relevant questions are related to technology advancement and reliability:

- How reliable is the definition of a nominal value for the friction coefficient?
- How relevant is the effect of stick slip? Can it be eliminated?
- How dependable is the friction coefficient at variable velocities and vertical forces?
- How accurately can friction coefficient and radius of curvature of the surfaces be varied?

These subjects are examined and, based on some evidence, alternative technological solutions are proposed, showing that it is theoretically and practically possible to obtain cycles of various kinds, which may imply noticeable variation in displacement demand, residual displacement and design shear.

The production of devices with different hysteresis-equivalent loops is essentially based on a combination of curvatures and sliding materials with dependable different friction coefficients.

The driven conclusions, based on extensive numerical investigation, address the problem of developing and applying cost-effective solutions, depending on seismicity, use of the building and target performances.

Keywords: Seismic design, base isolation, friction coefficient, design displacement, residual displacement, capacity protection.

1. L'isolamento sismico: ragioni di un successo

1.1 Un po' di storia

Si dice che l'idea di isolare le costruzioni, in modo da ridurre gli effetti degli eventi sismici, affondi le radici nella storia antica. Si cita a tal proposito Plinio il Vecchio, laddove nella sua monumentale *Naturalis Historia* parla del tempio di Diana ad Efeso (Plinius, 79 d.C.): *Graece magnificentiae vera admiratio exstat templum Ephesiae Dianae CXX annis factum a tota Asia. In solo id palustri fecere, ne terrae motus sentiret aut hiatus timeret rursus ne in lubrico atque instabili fundamenta tantae molis locarentur, calcatis ea substravere carbonibus, dein velleribus lanae. Pare ovvio a qualcuno che l'inserimento di pelli e carbone sotto alle fondazioni, affinché la costruzione non sentisse il terremoto né temesse le faglie (oso tradurre hiatus con faglia senza che vi sia alcun fondamento per farlo, ma mi pare che una spaccatura (del terreno) possa in questo contesto di induzione scientifica consentire l'accostamento, diventando in qualche modo *sismogenetica*).*

Che si tratti o meno di isolamento, che ci fosse o meno coscienza della meccanica del fenomeno, resta l'impressionante somiglianza con la tecnica sviluppata ed impiegata per ridurre il taglio massimo alla base della fondazione delle pile del ponte Rion – Antirion, completato nel 2004 (Pecker, 2005). Senza volere qui entrare nei dettagli, si immagina la posa di una fondazione diretta di grande diametro (nel caso specifico 90 m) su un terreno bonificato attraverso l'inclusione di circa 170 tubi in acciaio di 2 m di diametro e circa 30 m di profondità. Il peso da trasmettere era dell'ordine di $W = 750$ MN, ed il ponte era progettato per assorbire spostamenti relativi tra le pile di circa 2 m, considerati possibili a seguito di stime sismotettoniche. Al contrario, l'altezza delle pile (230 m) avrebbe indotto spostamenti intollerabili in caso di significative rotazioni alla base. Da queste apparentemente banali consi-

derazioni i progettisti decisero di introdurre uno strato di ghiaia di alcuni metri di spessore, in modo che al raggiungimento di un determinato valore del taglio tra fondazione e terreno si verificassero spostamenti anziché aumenti del taglio. È immediato stimare il massimo valore del taglio (V) trasmissibile, per il quale si innesca un movimento relativo, se si conosce l'angolo di attrito interno (ϕ) della ghiaia utilizzata, applicando la ben nota formula (N è la forza verticale):

$$V = N \tan \phi \quad (1)$$

Ipotizzando un angolo di attrito interno pari a $\phi = 35^\circ$, si ottiene $\tan \phi = 0.7$, ovvero assumendo un'azione verticale pari al peso $N = W = 750$ MN, si ottiene $V_{sl} = 525$ MN, ovvero, assumendo un'altezza equivalente pari a circa 36 m (l'80% circa del peso si trovava nella parte sottostante l'impalcato), si ottiene un massimo momento totale pari a $M_{ov} = 18.900$ MNm, che corrispondeva a valori di rotazione del suolo ritenuti accettabili.

È evidente che i conti qui esposti in modo sommario ed approssimato non hanno significativa rilevanza nel contesto del presente articolo, mentre lo ha, e molta, il fatto che nel caso citato (e forse nel tempio di Diana) si contasse essenzialmente su un fenomeno di tipo attritivo per controllare la risposta sismica, in modo più o meno cosciente. Come si discuterà più avanti, il "tan ϕ " utilizzato nella formula è del tutto equivalente ad un coefficiente di attrito tra superfici μ , talché la (1) potrebbe anche essere scritta come:

$$V = W \mu \quad (2)$$

Gli sviluppi tecnici (Ceradini et al., 1913) e normativi (Regio Decreto, 1909) che hanno seguito il terremoto di Messina del 28 dicembre 1908, sono universalmente riconosciuti come la base dell'ingegneria sismica moderna. Tra i molti ri-

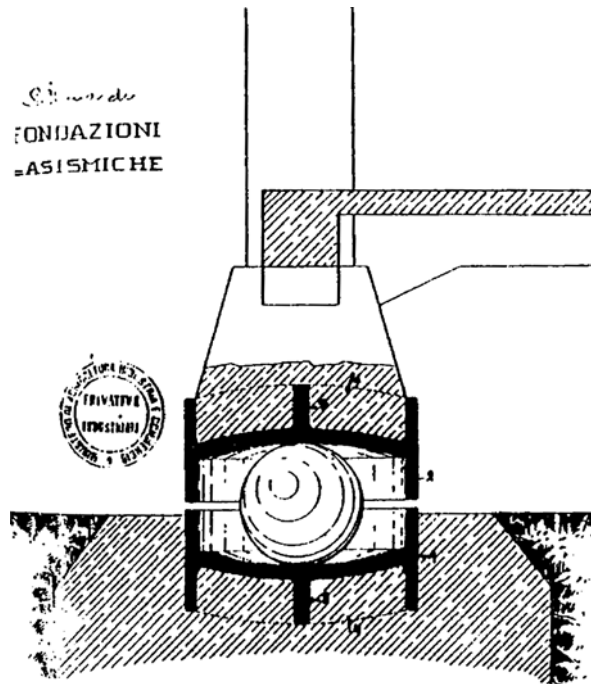


Figura 1
Schizzo originale
dell'isolatore brevettato
nel 1909 dall'ingegner
Viscardini.

sultati di straordinario applicativo (Calvi, 2010), se ne vuole qui ricordare uno che non ha avuto alcun uso pratico, ma è stato oggetto di un brevetto depositato. Si tratta di un isolatore a doppio scorrimento su superfici curve, brevettato da M. Viscardini nel 1909, descritto da Barucci (1990) ed illustrato in Figura 1.

Si noterà la somiglianza dell'idea applicativa con il *friction pendulum system* (Zayas and Low, 1990), sviluppato e brevettato alla fine degli anni '80 ed oggi utilizzato, con vari diversi nomi, in tutto il mondo.

Il comportamento, oggi ben noto, degli isolatori a scorrimento su una superficie a calotta sferica, si basa sul comportamento di un pendolo, con raggio di oscillazione determinato, nel caso specifico, dalla curvatura della superficie di scorrimento. Una volta superato il valore del taglio che induce scorrimento ($V = W\mu$), risulta quindi un periodo di vibrazione (T) funzione del solo raggio di curvatura (r) e dell'accelerazione di gravità (g) e pertanto una rigidezza (K) funzione unicamente del peso applicato ($W = Mg$) e del raggio:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{r}{g}} \quad (3)$$

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{M}{K}} \quad (4)$$

$$K = W/r \quad (5)$$

Sul comportamento di isolatori ad attrito su superfici curve si tornerà ampiamente nel seguito.

Si ricorderà qui solamente che ogni possibile uso dell'isolatore Viscardini fu scongiurato e seppellito da Arturo Danusso (1909), che scrisse in merito: *noi avvertiamo subito che se potessimo praticamente posare una casa sulle molle come si posa un elegante vettura da passeggio, il terremoto passerebbe come una tranquilla ondulazione per i felici abitanti di quella casa, ma concludo: mi sembra che un certo senso pratico della costruzione basti da solo a sconsigliare la scelta di congegni meccanici per sostegno di case stabili.*

Crediamo che Danusso avesse ragione, non tanto per quel certo senso pratico della costruzione, quanto piuttosto perché la tecnologia non era matura per lo sviluppo di quel tipo di isolatori e, come si discuterà nel seguito, lo sviluppo di tecnologie raffinate ed affidabili costituisce l'elemento essenziale per un utilizzo pratico dell'isolamento sismico.

Il sistema di *fondazioni asismiche* di Viscardini risulta tra gli attestati per i quali nel 1913 non è stata pagata la tassa annuale (Min. Agricoltura, Commercio, Industria, 1914).

1.2 Obiettivi di un sistema di isolamento

Vengono oggi riconosciuti quattro obiettivi da perseguire con un sistema di isolamento (Priestley et al., 2007):

- Proteggere tutta o parte della costruzione, mantenendo la risposta strutturale in campo elastico;
- Spostare il periodo principale di vibrazione a valori convenienti in termini di domanda di accelerazione e di spostamento;

- c) Incrementare la capacità dissipativa, riducendo conseguentemente la domanda di spostamento;
- d) Regularizzare la risposta, correggendo la rigidità e la resistenza di parti della struttura.

Pare evidente che l'obiettivo (a) avesse carattere prevalente nel caso del ponte Rion - Antirion, mentre l'obiettivo (b) è stato molto enfatizzato negli anni settanta, sottolineando la riduzione dell'accelerazione spettrale, e conseguentemente della forza d'inerzia equivalente, per valori crescenti del periodo di vibrazione. L'obiettivo (c) è diventato rilevante quando è stato notato che con l'allungarsi del periodo si riduce l'accelerazione ma in generale cresce la domanda di spostamento, almeno sino al raggiungimento di un valore limite che dipende dalle caratteristiche dell'input e principalmente da magnitudo e distanza epicentrale.

I risultati che si ottengono dalle formule suggerite in Priestley et al. (2007) per stimare il massimo spostamento in funzione di magnitudo (M), tipo di terreno (sono considerati gli estremi: roccia e terreno soffice) sono riportati in Figura 2, in funzione di distanza dalla faglia e smorzamento equivalente (ξ). In legenda è indicato il periodo di vibrazione (T_c) al quale si stima di raggiungere il massimo spostamento, con crescita lineare da zero per periodo nullo.

È immediato osservare come per magnitudo elevate e piccole distanze dalla sorgente la domanda di spostamento per lunghi periodi di vibrazione diventi tale da rendere molto difficile la progettazione, ed è altresì immediato rilevare come, soprattutto in tali casi, diventi fondamentale poter contare su uno smorzamento equivalente elevato.

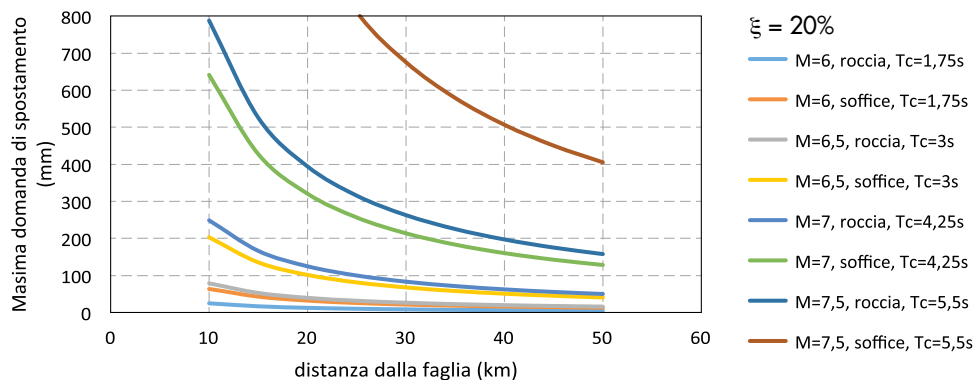
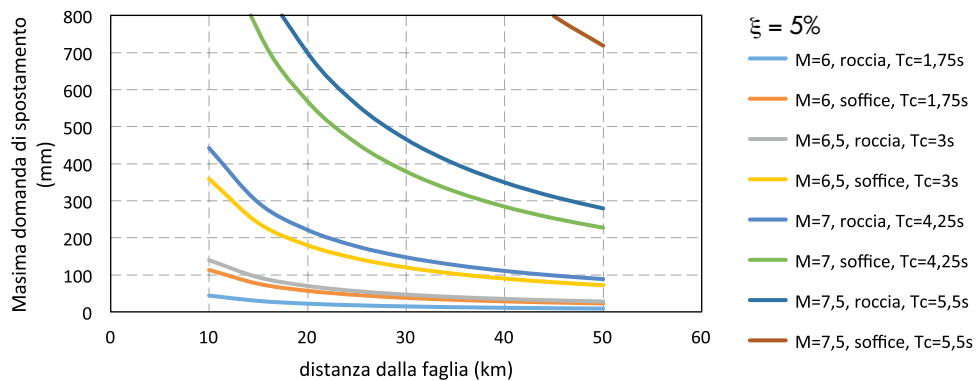
1.3 Caratteristiche degli isolatori e loro effetti

Agli obiettivi brevemente discussi nel paragrafo precedente, vengono normalmente associati alcuni parametri che caratterizzano l'effettiva utilizzabilità e le prestazioni di ciascun apparecchio di isolamento, quali ad esempio:

a) Capacità di sostenere carichi verticali. In alcuni casi il carico verticale applicabile dipende dalle caratteristiche meccaniche del materiale utilizzato e determina le dimensioni planimetriche necessarie. Ad esempio, nel caso di un isolatore in gomma la sollecitazione applicabile è dell'ordine dei 10 MPa e da ciò si deriva una sezione minima. Spesso peraltro la dimensione minima è condizionata dalla necessità di scongiurare il ribaltamento dell'apparecchio: in tal caso il carico verticale risultante può essere molto inferiore alla capacità dell'apparecchio in posizione indeformata.

Nel caso degli isolatori a scorrimento, le dimensioni delle superfici a contatto possono

Figura 2
Massima domanda di spostamento stimata in funzione di magnitudo (M), distanza dalla faglia, tipo di terreno e smorzamento equivalente (ξ); in legenda è indicato il periodo di vibrazione (T_c) per cui si stima di raggiungere la massima domanda di spostamento.



invece influenzare il valore dell'attrito, che tende a diminuire al crescere della pressione e quindi per superfici di contatto inferiori. Talvolta questa proprietà è stata utilizzata per correggere il valore del coefficiente di attrito.

b) Capacità di spostamento (Δ_m). Nel caso di isolatori in gomma condiziona sia l'altezza minima ($h \geq \Delta_m$), sia la minima dimensione in pianta ($d \geq 2\Delta_m$), limitando la possibile variazione della rigidezza e conseguentemente del periodo di vibrazione.

Nel caso degli isolatori a scorrimento la capacità di spostamento condiziona fortemente le capacità dissipative (lo smorzamento equivalente diminuisce all'aumentare della forza corrispondente allo spostamento massimo rispetto a quella che innesca il movimento: $V_i = W \times \mu$) e la tendenza al ri-centramento (che varia in modo opposto).

c) Taglio (V_m) corrispondente al massimo spostamento (Δ_m). È il parametro fondamentale al fine di applicare principi di gerarchia delle resistenze e proteggere gli elementi della struttura isolata.

Nel caso degli isolatori a scorrimento può essere appropriato considerare un valore più alto, influenzato dall'attrito di primo distacco nel momento in cui riparte il movimento dopo una serie di cicli con accelerazione inferiore a quella necessaria a superare la forza di attrito, ovvero al momento del cambio di segno della velocità (Figura 3).

d) Rigidezza secante (K_e). Si tratta del parametro che influenza direttamente il periodo di vibrazione equivalente e conseguentemente la corrispondenza tra spostamento e taglio per diversi livelli di prestazione. Vanno quindi considerati più valori di rigidezza secante, il più basso dei quali, corrispondente al più alto valore di periodo di vibrazione equivalente, coincide

con la capacità di spostamento del sistema. In un contesto di progetto agli spostamenti, la rigidezza di progetto risulta dal periodo corrispondente allo spostamento di progetto nello spettro in spostamento del moto al terreno per la prestazione considerata (Figura 3).

In realtà, la definizione di un periodo di vibrazione di un isolatore a scorrimento appare piuttosto stravagante. Infatti in tutti i cicli con ampiezza insufficiente per indurre il moto relativo il periodo dell'isolatore è teoricamente infinito, mentre quando il moto si innesca il periodo corrispondente alla rigidezza tangente è molto basso e corrisponde a quello di un pendolo con pari raggio di curvatura. L'unica ragione per definire una rigidezza ed un periodo secante corrispondenti ad una certa prestazione dipende dall'efficacia di un approccio agli spostamenti per la progettazione del sistema di isolamento.

e) Smorzamento equivalente. Si tratta del parametro più conciso per esprimere la capacità di dissipazione energetica del dispositivo, che si traduce in una riduzione della domanda di spostamento. In un contesto di progettazione agli spostamenti si fa riferimento ad una formulazione derivata dalla proposta in (Jacobsen, 1960), basata sull'equivalenza dell'energia dissipata nei cicli forza - spostamento con quella di una ipotetica risposta lineare con smorzamento viscoso proporzionale alla velocità. La formulazione risultante è del tipo seguente (dove ξ_h è lo smorzamento viscoso equivalente al ciclo isteretico, A_h l'area contenuta nel ciclo tipico, V_m e Δ_m i valori massimi di forza e spostamento all'estremità del ciclo, Figura 3):

$$\xi_h = \frac{A_h}{2\pi V_m \Delta_m} \quad (6)$$

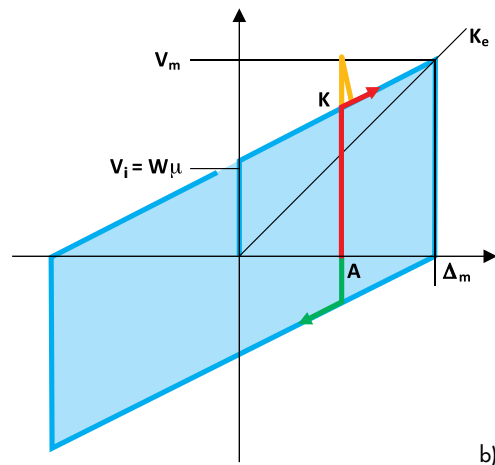
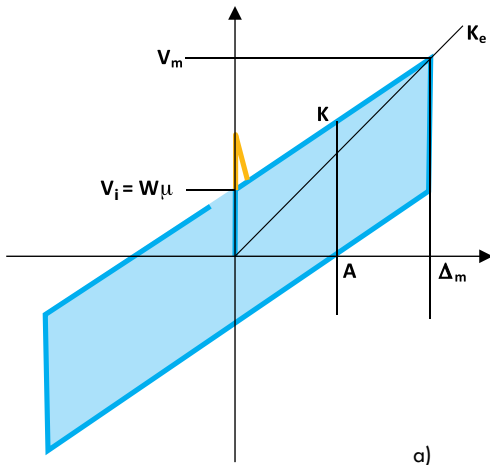


Figura 3
Esempi di cicli forza - spostamento per isolatori a scorrimento su superficie curva. A sinistra (a) l'attrito è minore ed il raggio di curvatura maggiore (quindi la rigidezza K è più bassa, Eq. (4) e (5)). A destra (b) il coefficiente di attrito più alto incrementa la dissipazione energetica e lo smorzamento equivalente (Eq. (6)). Nel caso (a) lo spostamento residuo non può essere maggiore di quello corrispondente al punto A, ma nel caso (b) quando l'isolatore è spostato in A l'accelerazione necessaria ad incrementare lo spostamento (freccia rossa) è molto più alta di quella che induce un ritorno verso l'origine (freccia verde). In arancione esempi di effetto dell'attrito di primo distacco (all'inizio del moto (a sinistra) o alla ripresa da posizione deformata (a destra)).

f) **Capacità di ricentrimento.** Nella progettazione e valutazione di strutture non isolate, lo spostamento residuo è giustamente considerato un parametro fondamentale per la stima del danno e degli eventuali provvedimenti da adottare per interventi di riparazione e di adeguamento. Il concetto è stato ovviamente esteso, forse in modo meno motivato, al caso dell'isolamento, privilegiando sistemi che fossero in grado di ridurre lo spostamento residuo. In realtà, il concetto appare meno fondato, poiché si suppone che successivamente ad un evento sismico rilevante si proceda comunque al riposizionamento della struttura per mezzo un appropriato sistema di martinetti, da prevedere in sede di progettazione.

In generale, escludendo forme particolari dei cicli di isteresi, di cui si discuterà più avanti, si ha una maggiore tendenza al ricentrimento per cicli di isteresi meno ampi, che comportano minore dissipazione energetica e conseguentemente spostamenti massimi maggiori (Figura 3).

In altre parole, si scambia una possibile riduzione dello spostamento residuo con un incremento della capacità di spostamento richiesta all'isolatore.

Occorre peraltro notare che una forte tendenza al ricentrimento può essere ottenuta dalla casualità del segno dei cicli del moto: se ad un certo valore di spostamento occorre una maggiore accelerazione per aumentare lo spostamento ed una minore accelerazione per indurre un moto verso l'origine, la sequenza dei cicli di carico tenderà sempre a ridurre lo spostamento (Figura 3).

g) **Comportamento ad alti valori di domanda di spostamento.** Una domanda ricorrente in merito al comportamento di strutture isolate è: cosa succede se viene raggiunta la capacità di spostamento del sistema di isolamento? Ovviamente, se il sistema è provvisto di un fermo, il taglio alla base cresce improvvisamente e la struttura superiore, non più protetta può danneggiarsi e crollare. Possono in realtà verificarsi altri casi:

- la struttura ha riserve di capacità di spostamento e si danneggia in modo limitato;
- gli isolatori non hanno fermo e sono in grado di assorbire ulteriori spostamenti senza danni immediati (è il caso ad esempio di un isolatore in gomma che eccede il limite imposto di deformazione a taglio, o di un isolatore a scorrimento la cui pastiglia scorrevole esce in modo limitato dalla sede);
- la forma del ciclo dell'isolatore presen-

ta un incrudimento in prossimità del massimo spostamento, per cui si ha una progressiva crescita del taglio, ma una riduzione della possibilità di movimento relativo all'isolatore.

Tutto queste ipotesi vanno benissimo, ma cosa impedisce di prevedere comunque una capacità di spostamento superiore a quella per cui si prevede il completo collasso di una struttura non isolata?

h) **Effetti di variazioni del carico verticale, della temperatura, invecchiamento.** È evidente che una ulteriore lunga serie di parametri devono essere presi in considerazione, alcuni dei quali molto importanti ai fini della risposta reale. Nel caso di isolatori a scorrimento appare particolarmente importante considerare:

- l'influenza della variazione del carico verticale sul coefficiente di attrito (talvolta la superficie di contatto viene aumentata non per problemi di azioni verticali, ma per ridurre la sollecitazione e conseguentemente ottenere un incremento del coefficiente di attrito – si noti comunque che la variazione dell'azione assiale ha effetti sulla risposta anche quando il coefficiente di attrito non varia (Calvi, 2004));
- l'effetto dell'incremento della temperatura del materiale di scorrimento, risultante dalla necessità di disperdere l'energia prodotta dal taglio di scorrimento moltiplicato per la distanza che viene percorsa. Nel passato, l'uso di materiali particolarmente sensibili alla temperatura ha indotto ad aumentare la superficie di contatto, peraltro in tal modo inducendo anche un incremento del coefficiente di attrito.

Alcuni dei parametri discussi e dei loro effetti sui cicli forza – spostamento, sono illustrati in Figura 3, dove sono riportate le tipiche curve di due isolatori ad attrito su superfici curve.

Nel caso a sinistra (a), il coefficiente di attrito è più basso ed il raggio di curvatura della superficie di scorrimento più alto. Ciò corrisponde a cicli in cui il valore del taglio che induce scorrimento (V_i) è pari ad un terzo del valore del taglio corrispondente allo spostamento massimo (V_m). Nel caso a destra (b), V_i è pari ad un mezzo di V_m e conseguentemente l'area del ciclo è più grande (applicando l'equazione (6), è immediato verificare che nel primo caso lo smorzamento equivalente ξ_h è pari a circa 0.21, mentre nel secondo ξ_h vale circa 0.32).

Nel caso (a) spostamenti residui più grandi di quello corrispondente al punto A non sono possibili, poiché l'isolatore tornerebbe al punto A per

il solo effetto del carico verticale applicato.

Si noti peraltro che nel caso (b) quando l'isolatore si trovasse nel punto A, per incrementare lo spostamento è necessaria una forza tre volte più grande di quella che, cambiata di segno, indurrebbe uno spostamento verso l'origine. Ciò comporta un effetto di ricentrimento connesso alla casualità del segno dei cicli successivi.

1.4 Problemi di tecnologia

Si è fatto precedentemente cenno alla maturità della tecnologia (con riferimento alla scelta di non usare l'isolatore Viscardini all'inizio del secolo scorso). Nell'ambito specifico degli isolatori a scorrimento con attrito su superficie curva, si intende con ciò specificamente e principalmente domandarsi:

- quale sia la dispersione dei dati relativi al coefficiente d'attrito;
- se vi sia attrito di primo distacco e quale sia la sua influenza sulla forza di taglio;
- se e quanto sia rilevante la dipendenza del coefficiente d'attrito dalla velocità;
- se e quanto sia rilevante la dipendenza del coefficiente d'attrito dalla forza verticale;
- quale sia l'affidabilità con cui può essere definito il raggio di curvatura della superficie di scorrimento, e quali siano gli effetti di eventuali inaccurattezze.

Si è usato l'aggettivo *principalmente*, perché appare ovvio come vi siano numerosi altri parametri che dovrebbero essere esaminati, ma che vengono qui tralasciati in quanto non fondamentali nel contesto concettuale di questo articolo.

Tornando indietro di una ventina di anni (Constantinou, 1990), solo a carattere esemplificativo, si trovano rapporti su risultati sperimentali e numerici riferiti ad isolatori con teflon come materiale di scorrimento, che indicano perfetta stabilità dei valori di attrito per valori di velocità e di carico superiori a circa il 40% dei valori di progetto, e su tali basi sono state progettate e realizzate molte opere in tutto il mondo (ad esempio: Priestley and Calvi (2002)). Non si trovano cenni al problema del primo distacco, le prove sono quasi sempre in piccola scala, il controllo del carico verticale è spesso approssimativo: ci sarebbero stati motivi di preoccupazione. Al contrario, in vent'anni di applicazioni in tutto il mondo, non è stato riportato un solo caso di collasso di una struttura isolata durante un evento sismico ed in generale la robustezza intrinseca del sistema ha assicurato buone prestazioni (si veda, ad esempio, Kani (2006)).

Solo molto recentemente sono stati pubblicati dati su campagne di prove estese, in scala al vero, con velocità reali e con controllo affidabile del carico verticale applicato (Casarotti and Pavese, 2014).

Dalle prove (su circa trecentottanta apparecchi) e dalle elaborazioni riportate emergono dati significativi circa l'affidabilità dei parametri di targa di un isolatore.

I risultati pubblicati riguardano due tipi di isolatori, uno a singola superficie di scorrimento su un materiale a base di poliammide (250 isolatori, caso (A)), l'altro a doppia superficie di scorrimento su materiale a base di polietilene (130 isolatori, caso (B)).

Tutti gli isolatori avevano i medesimo valori di progetto per spostamento, coefficiente di attrito e smorzamento equivalente.

Ciascuno dei due tipi è stato soggetto a prove con tre valori di forza assiale applicata (P) e tre valori di velocità di prova (v). Con riferimento ai valori di progetto (P_d e v_d), le prove si riferiscono al 17, 35 e 100% del carico e al 70, 100 e 130% della velocità.

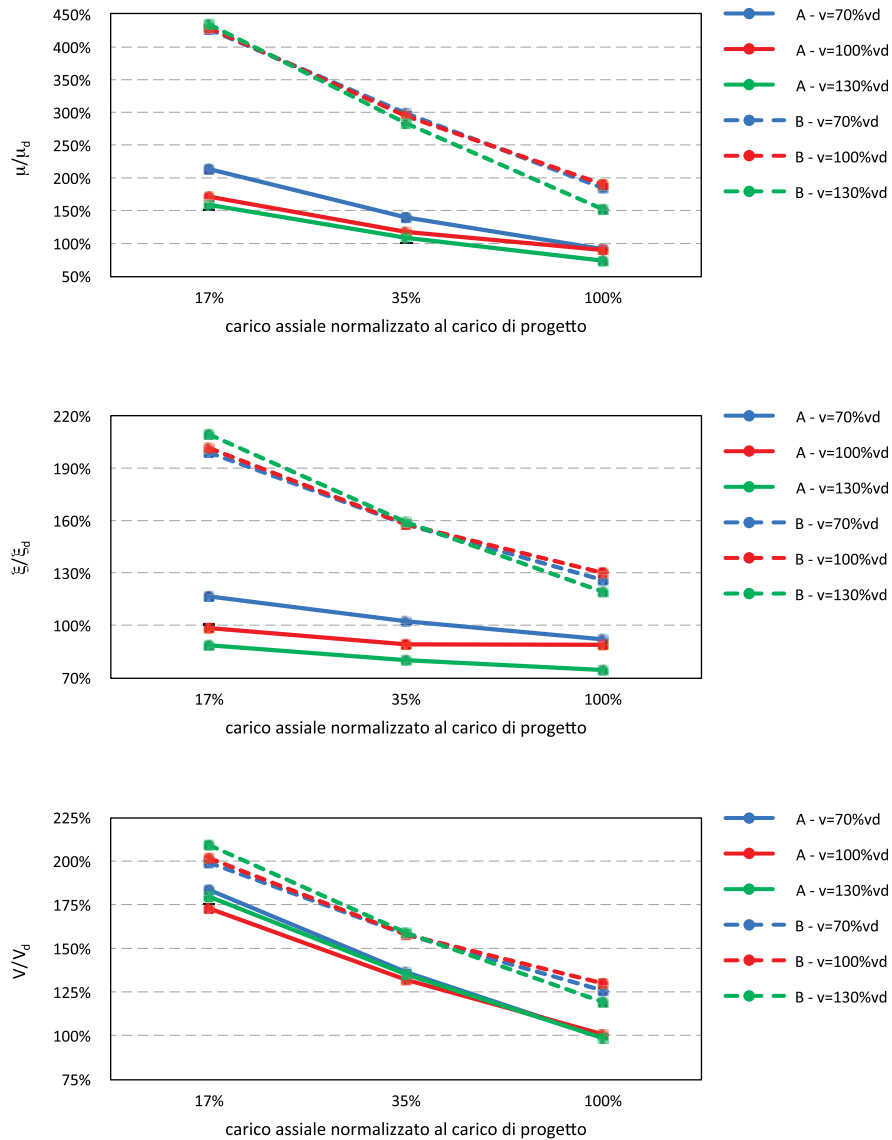
Occorre peraltro sottolineare che i valori di progetto nei due casi hanno rapporti diversi con i valori di capacità, essendo ad essi più prossimi nel caso di singola superficie di scorrimento. In effetti, nel caso della doppia superficie, il fatto di avere lo stesso spostamento totale di progetto suddiviso su due facce induce velocità dell'ordine della metà, e poiché i materiali utilizzati, sia pure diversi, hanno prestazioni dello stesso ordine di grandezza, è immediato concludere che le velocità di progetto nel caso (B) erano più basse rispetto al caso (A).

Un sommario di alcuni dei risultati ottenuti è presentato in Figura 4, dove sono riportati i valori medi del coefficiente di attrito, dello smorzamento viscoso equivalente e del massimo della forza di taglio, in funzione di velocità di prova normalizzata alla velocità di progetto e di azione assiale normalizzata all'azione assiale di progetto. Si noti che la normalizzazione del taglio al valore di progetto è stato effettuato considerando i dati di attrito di progetto, ma i dati di forza assiale caratterizzanti ciascun set di prove, applicando la formula (in cui il peso W è di volta in volta assunto pari alla forza verticale applicata):

$$V_d = (\mu_d + \Delta_d/r) W \quad (7)$$

È immediato notare come i due set di isolatori seguano filosofie differenti rispetto ai dati di progetto: gli isolatori A approssimano bene il dato di attrito, e conseguentemente il valore dello smorzamento equivalente. Gli isolatori di tipo B hanno attrito e dissipazione più alti. Le conseguenze progettuali comportano forze di taglio più alte per gli isolatori di tipo B, per cui gli edifici isolati dovranno essere progettati più cautelativamente, mentre la domanda di spostamento al sistema di isolamento sarà ovviamente più bas-

Figura 4
 Sommario di alcuni risultati di estese campagne sperimentali. In ordinata nei tre grafici sono riportati i valori medi del coefficiente di attrito (μ), dello smorzamento viscoso equivalente (ξ) e del massimo della forza di taglio (V), tutti normalizzati ai valori di progetto, in funzione di velocità di prova (v) normalizzata alla velocità di progetto (v_d) e di azione assiale normalizzata all'azione assiale di progetto. A: prove su circa 250 isolatori a singola superficie di scorrimento, B: prove su circa 130 isolatori a doppia superficie di scorrimento.



sa, per i sistemi B, e quindi gli edifici risulteranno più protetti in caso di evento molto raro. Nel medesimo contesto, è utile notare la variazione relativamente modesta delle proprietà al variare della velocità di prova, mentre è ovviamente forte la correlazione con il valore dell'azione assiale (teoricamente ben nota, si veda ad esempio l'equazione (5), ma si consideri anche l'equazione (7)). È infine fondamentale osservare che i coefficienti di variazione di tutti i dati riportati nelle figure, statisticamente significativi in considerazione di numero elevato di prove, sono generalmente compresi tra 0.05 e 0.15, e indicano quindi una ottima correlazione dei dati. Ciò può risultare particolarmente rilevante quando si analizzino i coefficienti da applicare per assicurare una risposta corretta in termini di gerarchia delle resistenze, ovvero, in particolare, il taglio di progetto per l'edificio isolato.

2. Gli isolatori a scorrimento con attrito su superfici curve

2.1 Comportamento

La letteratura tecnico – scientifica relativa ad isolatori a scorrimento con attrito su superfici curve è molto estesa, per quanto attiene agli aspetti connessi ai sistemi di isolamento, assai più limitata relativamente alla progettazione di strutture isolate ed alla tecnologia di produzione e controllo di qualità degli apparecchi.

Un articolo focalizzato agli aspetti progettuali (Calvi et al., 2010) è stato pubblicato su questa rivista. In esso venivano tra altro sottolineati i requisiti richiesti dalle norme italiane a questo tipo di sistemi di isolamento per potere ricorrere ad una analisi basata su modelli lineari, requisiti che sono qui riassunti e brevemente commentati. Va inteso che i limiti si riferiscono all'applicazione di un'analisi lineare, e possono quindi essere superati analizzando la risposta in campo non lineare.

1. La rigidezza secante allo spostamento di progetto non deve essere inferiore al 50% del valore secante al 20% dello spostamento di riferimento. Il requisito si esplica in una limitazione del raggio di curvatura in funzione di spostamento di progetto e coefficiente di attrito:

$$r \leq \frac{\Delta_d}{3} \quad (8)$$

Esprime quindi la necessità di un significativo valore di rigidezza del secondo ramo della curva forza – spostamento, ovvero un limite per l'energia dissipata e conseguentemente per lo smorzamento equivalente, che non può superare il valore $\xi_h = 0.16$.

Sembra quindi che il requisito sia orientato a limitare lo spostamento residuo.

2. Lo smorzamento equivalente deve essere inferiore al 30%. Per gli isolatori in esame questa condizione è evidentemente superata dalla precedente.
3. Le caratteristiche forza-spostamento del sistema di isolamento non devono essere soggette a scostamenti superiori al 10% per effetto di variazioni:
 - della velocità di deformazione, in un campo del $\pm 30\%$ intorno al valore di progetto.
 - dell'azione verticale sui dispositivi, nel campo di variabilità di progetto.

Questo requisito è evidentemente orientato alla stabilità ed affidabilità della risposta.

4. L'incremento della forza per spostamenti tra $0.5 \Delta_d$ e Δ_d deve essere almeno pari al 2.5% del peso W della sovrastruttura. È facile verificare come ciò comporti:

$$r \leq 20 \Delta_d \quad (9)$$

Pertanto questo requisito è in generale meno stringente del primo.

I parametri teorici di progetto di un isolatore sono evidentemente il coefficiente d'attrito ed il raggio di curvatura. È evidente come il primo dei due sia il parametro soggetto a maggiore variabilità ed incertezza.

Nel seguito si esamineranno isolatori a singola e doppia superficie di scorrimento sferica, gli unici di fatto sinora usati nella pratica, va però osservato come siano stati proposti nel passato recente isolatori con superfici di scorrimento a curvatura variabile (ad esempio (Murnal e Sinha, 2002)) o con un numero maggiore di superfici di scorrimento, con raggio di curvatura diverso (ad esempio Fenz and Constantinou (2008)). L'intento in generale era di ottenere forme di cicli dissipativi più convenienti, in relazione a moti particolari (ad esempio "near fault"), ovvero ad una coniugazione migliore di capacità dissipative e di ricentramento. Tutte proposte molto teoriche ed essenzialmente prive di successo da un punto di vista applicativo.

In Panchal and Jangid (2009) gli autori provano ad ottenere risultati della medesima natura proponendo una funzione matematica per un ipotetica variazione del coefficiente di attrito. Si tratta anche in questo caso di pura teoria, senza riscontri tecnologici, ma interessante da un punto di vista concettuale.

2.2 Tecnologia ed aspetti economici

Un isolatore a singola superficie di scorrimento è generalmente costituito da una piastra esterna più grande (quella di scorrimento) rivestita internamente da una lastra in inox, una piastra esterna con raggio di curvatura interno più piccolo rivestita in materiale a basso coefficiente di attrito e da un elemento rivestito in materiale a basso attrito sul lato di scorrimento e con superficie cromata sul lato che può ruotare rispetto all'altra piastra esterna (Figura 5a).

Un isolatore a doppia superficie di scorrimento è generalmente costituito da due piastre esterne rivestite internamente da una lastra in inox e da

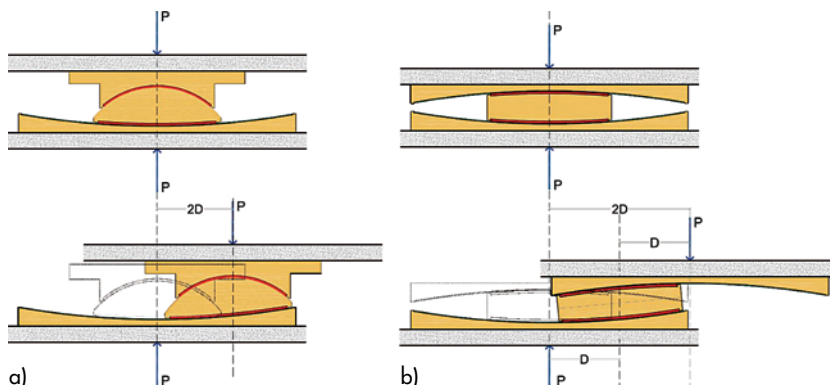


Figura 5
Schemi costruttivi e funzionali di un isolatore a singola superficie di scorrimento (a) e di uno a doppia superficie di scorrimento (b).

una pastiglia rivestita su entrambi i lati con materiale a basso coefficiente d'attrito (Figura 5b). Considerando gli elementi che compongono un isolatore, è possibile tentare un esercizio approssimato di valutazione del costo in funzione dello spostamento di progetto, nei due casi di singola e doppia superficie di scorrimento.

I calcoli, ovviamente approssimati, sono stati fatti assumendo le seguenti ipotesi:

- Superficie di contatto con diametro $d_s = 300$ mm (adatta quindi ad un carico assiale dell'ordine dei 7000 kN) e $d_s = 200$ mm (adatta quindi ad un carico assiale dell'ordine dei 3000 kN);
- Piastre esterne con spessore medio di 40 mm;
- Lastre curvate in inox con spessore 2 mm;
- Lastre in materiale a basso attrito con spessore 8 mm, peso specifico 3000 kg/m³;
- Elemento di scorrimento (doppia superficie) con spessore medio 50 mm;
- Elemento di scorrimento (singola superficie, con cromatura) con spessore medio 100 mm.

Sono stati utilizzati costi dei materiali desunti dai prezzi di mercato correnti, ma poiché ciò che qui importa sono le stime dei costi relativi, i valori assoluti di costo sono stati adimensionalizzati, ottenendo i valori relativi illustrati in Figura 6.

Da un esame dei risultati appaiono in modo evidente due aspetti di grande rilevanza:

- a) Il costo degli isolatori aumenta in modo più che lineare al crescere dello spostamento. Le curve, espresse esattamente da polinomi di secondo grado, sono tuttavia bene approssimate da un valore costante sommato al quadrato della variazione della domanda di spostamento moltiplicato per un'altra costante. In altre parole la variazione del costo è relativamente prossima al quadrato della variazione della domanda di spostamento.
- b) Gli isolatori a doppia superficie di scorrimento sono sempre molto più convenienti di quelli a singola superficie di scorrimento, nel

campo di variabili preso in considerazione. L'osservazione a) induce a ritenere molto conveniente aumentare la dissipazione per diminuire la domanda di spostamento. L'osservazione b) induce a pensare che gli isolatori a singola superficie di scorrimento potrebbero essere una razza in estinzione.

2.3 Considerazioni su attrito, smorzamento e ricentrimento

L'affidabilità del valore del coefficiente di attrito, in funzione di velocità, pressione, condizioni ambientali, deterioramento, è stato uno degli elementi più critici nella produzione di isolatori a scorrimento.

I dati riportati nelle Tabelle 1 ed 2 (alle pagine 16 e 17), insieme ad altre evidenze sperimentali non riportate in questo articolo, consentono di ritenere che la tecnologia attuale consenta un controllo adeguato di questa variabile.

In particolare, appaiono alla portata di sviluppi tecnologici non lontani una sensibile riduzione o addirittura l'eliminazione dell'attrito di primo distacco (*stick slip*) e la produzione di materiali con coefficiente di attrito diverso.

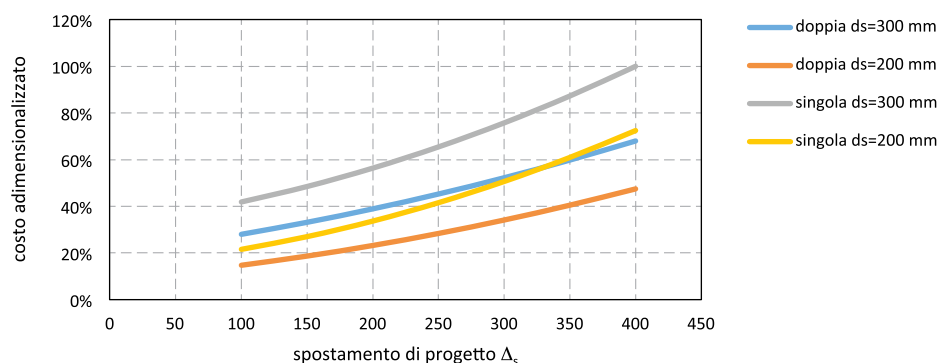
La riduzione dell'attrito di primo distacco ha un immediato beneficio sulla progettazione della costruzione isolata, a seguito della riduzione del taglio massimo applicato.

L'utilizzo di materiali con diverso coefficiente di attrito in un singolo apparecchio di isolamento, ovvero di trattamenti della superficie in acciaio che conseguano il medesimo effetto, apre la strada allo sviluppo di forme di cicli forza - spostamento che potrebbero consentire la riduzione della domanda di spostamento senza significativi incrementi dello spostamento residuo.

La variabilità del coefficiente di attrito del materiale di scorrimento al fine di migliorare le prestazioni dell'isolatore costituisce in particolare l'oggetto del brevetto citato nella nota a pagina 1.

Come si è discusso, il valore dello smorzamento equivalente dipende dalla dissipazione energetica del ciclo forza - spostamento.

Figura 6
Variazione del costo di un isolatore in funzione della domanda di spostamento, del numero di superfici di scorrimento e del diametro della superficie di contatto (d_s).



In funzione del valore dello smorzamento equivalente, sono disponibili diverse formulazioni approssimate. Una di esse è graficamente rappresentata in Figura 7.

È immediato osservare come la riduzione dello spostamento massimo rispetto alla domanda in assenza di dissipazione aggiuntiva sia dell'ordine del 35% nel caso di smorzamento equivalente dell'ordine del 16%, e possa arrivare a valori teorici dell'ordine del 65% in caso di cicli rettangolari ($\xi_h = 64\%$).

In altre parole, incrementando la dissipazione c'è la possibilità di ridurre a circa la metà la domanda di spostamento (in realtà questo è vero solo in caso di struttura soprastante infinitamente rigida, in caso contrario lo smorzamento teorico globale è influenzato da entrambi gli spostamenti relativi e tende a diminuire (Priestley et al., 2007)).

Come si è visto in relazione alla Figura 5, ridurre la domanda di spostamento significa ridurre in modo più che lineare i costi.

È peraltro del tutto evidente che aumentando la dissipazione si aumenta la propensione del sistema a rimanere in posizione dislocata al termine del moto relativo. È quindi interessante discutere se la necessità di utilizzare sistemi fortemente ricentranti sia da considerare una priorità nella concezione di sistemi di isolamento.

Dunque la domanda è: perché porre la capacità di ricentrare come un requisito fondamentale di un sistema di isolamento.

Si prendano in considerazione i seguenti aspetti:

- dopo un evento sismico significativo si avrà comunque uno spostamento relativo e si dovrà comunque procedere ad operazioni di ricentramento, da prevedere in sede di progettazione;
- tutti gli impianti, i giunti, i collegamenti, dovranno comunque essere progettati per lo spostamento relativo massimo, quindi uno spostamento permanente non indurrà danni agli elementi non strutturali, né situazioni sconvenienti;
- l'elemento forse più rilevante, a sfavore

dell'accettazione di uno spostamento residuo elevato consiste nella possibilità di avere una inferiore capacità di sostenere eventuali scosse successive importanti, prima dell'operazione di ricentramento;

- questo problema potrebbe però essere compensato da una maggiore capacità di spostamento rispetto alla domanda.

Semberebbe di potere concludere che un eventuale spostamento residuo significativo non sia così rilevante in relazione alle prestazioni del sistema.

Questa osservazione riveste grande importanza se si considera che l'utilizzo di isolatori ad attrito su superfici di scorrimento piane porterebbe ad riduzioni dei costi del sistema di isolamento dell'ordine di tre volte. Si potrebbe quindi ipotizzare di utilizzare sistemi di questo tipo, a bassissimo costo, almeno in interventi di importanza minore. Non va infine dimenticato che lo spostamento residuo atteso non coincide con quello massimo possibile (l'intersezione della curva di ritorno con l'asse delle ascisse in un diagramma forza – spostamento), ma dipende dalla forma del ciclo, in relazione alla tendenza all'autocentramento discussa in relazione alla Figura 3.

3. Il "bow tie isolation device"

3.1 Cicli forza spostamento ottenibili con attrito variabile

Si è fatto cenno, in quanto precede, alla possibilità di produrre isolatori con attrito variabile.

Si noti, preliminarmente, che la dimensione finita della superficie di contatto non rende necessaria una variazione continua per ottenere una curva di risposta senza gradini. Si ipotizzi, per fissare le idee, di avere una superficie di contatto con 200 mm di diametro che si muova su una superficie piana con tre cerchi concentrici con attrito rispettivamente pari al 3%, 6% e 9% con raggio di 200 mm (il campo centrale), e spessore delle corone circolari pari a 100 mm (quella intermedia) e 200

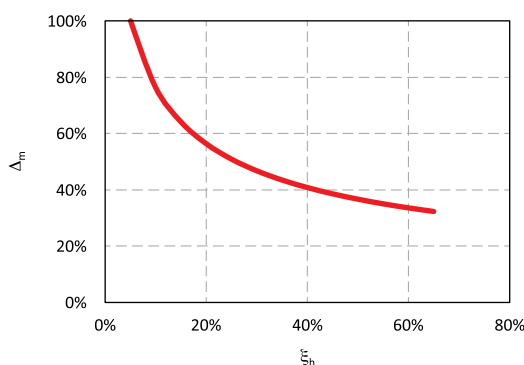


Figura 7
Riduzione della domanda di spostamento in funzione dello smorzamento equivalente.

mm (quella esterna), come illustrato in Figura 8a. Si otterrebbe in tal caso una curva limite forza – spostamento del tipo mostrato in rosso in Figura 8b, bene approssimabile da una retta.

Il diagramma tracciato in via esemplificativa in Figura 8 illustra come la crescita del coefficiente d'attrito induca un incremento del taglio necessario ad indurre spostamento (con una rigidezza apparentemente analoga a quella prodotta dalla curvatura della superficie). A qualsiasi livello di spostamento, peraltro, cicli di carico che non raggiungono il taglio di scorrimento si riducono a variazioni della forza lungo linee verticali. In corrispondenza ad un determinato valori di spostamento, è sempre più alta la forza necessaria per indurre nuovi spostamenti.

Lo smorzamento equivalente del sistema può essere calcolato applicando l'equazione 6.

In questo caso l'area del ciclo può essere espressa come:

$$\xi_{sh} = \frac{\mu_H + \mu_L}{\pi\mu_H} \quad (10)$$

In essa, con μ_L si è indicato il coefficiente d'attrito della parte centrale (più basso) e con μ_H quello dell'anello più esterno, più alto. Esprimendo μ_H come α volte multiplo di μ_L , si può scrivere:

$$\xi_{sh} = \frac{1 + \alpha}{\alpha\pi} \quad (11)$$

In essa, lo smorzamento equivalente dipende solo da rapporto tra coefficiente d'attrito maggiore e coefficiente d'attrito minore. Se si assume che in generale α vari tra 2 e 4, lo smorzamento equivalente varierà tra il 39% ed il 48% circa, con valori dell'ordine del doppio di quelli ottenibili da un isolatore su superficie curva ad attrito costante (Figura 9). È quindi logico attendersi una riduzione della domanda di spostamento, a parità di altre condizioni, dell'ordine del 40%, con ovvie conseguenze in termini di possibili riduzione del costo dei dispositivi.

Sotto il profilo della tendenza al ricentramento, è evidente che non si verifica il vantaggioso fenomeno illustrato con riferimento alla Figura 3b, poiché l'ampiezza del ciclo necessaria ad indurre moto è la medesima in direzione positiva e negativa. Tuttavia, a parità di ampiezza di ciclo che induce moto, lo spostamento in direzione crescente (freccia gialla) sarà in generale minore dello spostamento in direzione decrescente (freccia verde), a causa della progressiva riduzione del taglio resistente. È quindi logico aspettarsi qualche tendenza al ricentramento, la cui signi-

Figura 8
Esempio di diagramma forza – spostamento ottenibile da un isolatore piano con superficie ad attrito variabile (b). La rigidezza K è prodotta dalla variazione dell'attrito, che cresce quando il disco in blu si sposta verso il margine della piastra con attrito crescente (a).

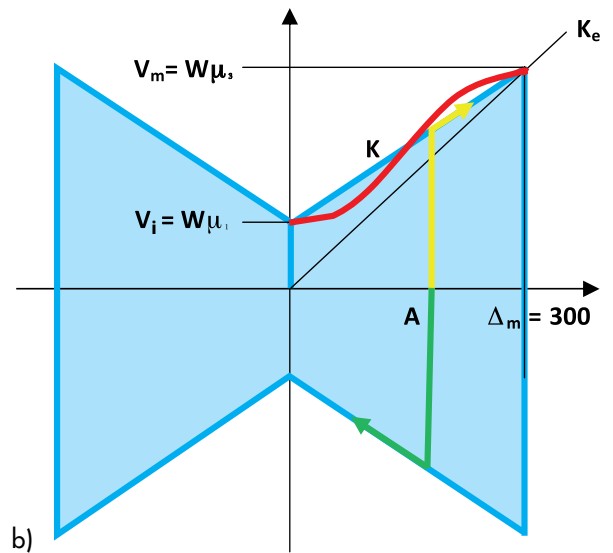
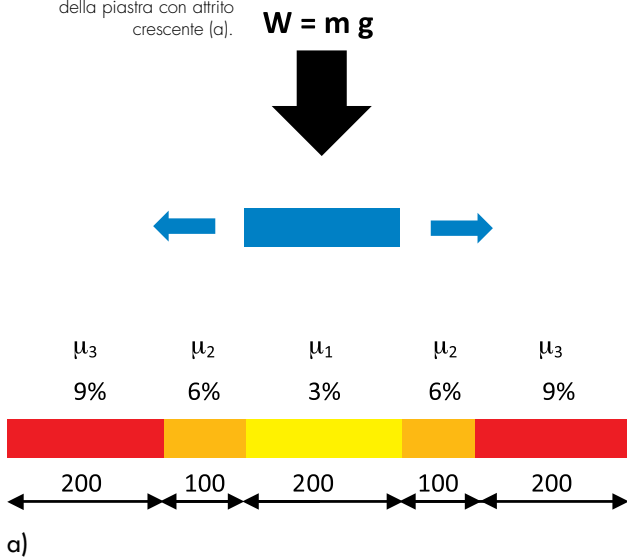
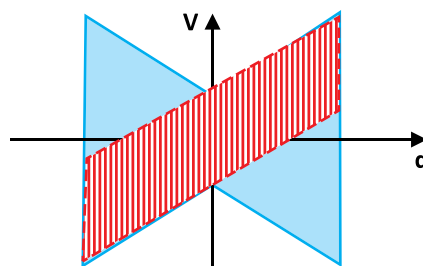


Figura 9
Confronto qualitativo tra un ciclo dissipativo di un apparecchio a scorrimento su superficie curva (rosso) e di un apparecchio piano con attrito variabile (blu).



ficatività sarà oggetto di simulazione numerica. Tuttavia, una conferma di questa tendenza può essere evidenziata considerando la soluzione dell'equazione del moto; per semplicità si considera qui il metodo *central difference* con smorzamento nullo, scrivendo quindi (d indica la variabile spostamento, t il tempo, k e m massa e rigidità, Δt l'intervallo di integrazione):

$$d(t + \Delta t) = \frac{\Delta t^2}{m}(-ma_g(t)) - \frac{k}{m} \Delta t^2 d(t) + 2d(t) - d(t - \Delta t) \quad (12)$$

Nell'istante in cui si innesca il moto, vale ovviamente:

$$d(t - \Delta t) = d(t) \quad (13)$$

Pertanto:

$$d(t + \Delta t) = \frac{\Delta t^2}{m}(-ma_g(t)) - \frac{k}{m} \Delta t^2 d(t) + d(t) \quad (14)$$

La variazione di spostamento $\Delta d = d(t + \Delta t) - d(t)$, vale quindi:

$$\Delta d = (-a_g(t) - \frac{k}{m} d(t)) \Delta t^2 \quad (15)$$

Ove è evidente che nel caso in cui a_g e $k(t)$ hanno lo stesso segno i due termini si sommano, mentre in caso contrario si sottraggono. Inserendo numeri sensati nella formula è facile verificare che un ciclo che tende a riportare lo l'apparecchio verso l'origine può indurre spostamenti significativamente maggiori (dell'ordine del 50% in più) di quelli che verrebbero indotti dal medesimo ciclo quando avesse segno opposto e quindi tendesse ad allontanare l'apparecchio dall'origine. È interessante notare come la formula (14) esprima – come sempre – un equilibrio dinamico, in cui i due termini sono accelerazioni moltiplicate per l'intervallo di integrazione al quadrato. Il primo termine rappresenta la forzante; il secondo termine esprime il fatto che più il sistema è deformato ($d(t)$ maggiore) più occorre una forzante elevata

per fare progredire lo spostamento, perché la forza elastica si oppone maggiormente al moto.

In un caso elastico, il sistema può quindi tendere a tornare verso l'origine anche con $a_g(t)$ positivo, qualora il termine $-(k/m) d(t)$ diventasse più grande. Nel caso in esame viceversa non esiste forza di richiamo e se i due termini sono di segno discorde e $a_g(t)$ è minore di $(k/m) d(t)$ non vi è alcuno spostamento, ma solo variazione di forza, come indicato in Figura 10 con le frecce verdi.

3.2 Cicli forza spostamento ottenibili combinando attrito variabile e curvatura

Da quanto illustrato al punto precedente, sembrerebbe logico attendersi dal *bow tie device* domande di spostamenti considerevolmente inferiori rispetto al caso di un isolatore a scorrimento su superficie curva, ma d'altra parte potrebbero risultare spostamenti residui più rilevanti.

È interessante esplorare la possibilità di combinare curvatura della superficie di scorrimento e variabilità del coefficiente d'attrito, in modo da ottenere comportamenti misti che offrano elevata dissipazione e forte ricentramento.

La forma di un tipico ciclo di un isolatore di questo tipo è qualitativamente illustrata nelle Figure 11 e 12: la pendenza del ramo di carico e la notevole dissipazione di energia sembrano assicurare una buona riduzione della domanda di spostamento, mentre la crescente differenza del taglio necessario per incrementare lo spostamento o per indurre un ritorno verso l'origine sembra promettente al fine di un contenimento dello spostamento residuo.

Con riferimento alla Figura 11:

- il primo tratto (1), verticale verso l'alto, termina al valore corrispondente al coefficiente di attrito con spostamento relativo nullo;
- la pendenza del secondo tratto (2) dipende dalla combinazione della variazione del coefficiente di attrito e della rigidità corrispondente al raggio di curvatura delle superfici di scorrimento;
- il terzo tratto (3), verticale, ha lunghezza corrispondente al doppio del valore della forza prodotta dal coefficiente di attrito al valore di

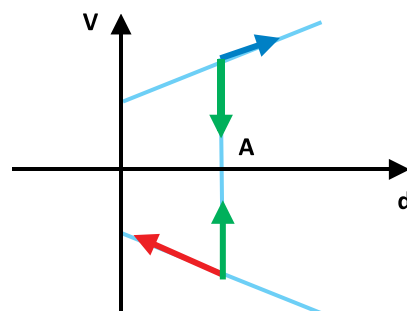


Figura 10
Lo spostamento può variare rispetto alla posizione in A solo se i due termini dell'equazione (14) hanno segno concorde (freccia rossa) oppure se i due termini hanno segno discorde e $a_g(t)$ è maggiore di $(k/m) d(t)$ in valore assoluto (freccia blu).

Figura 11
Costruzione del ciclo forza spostamento di un isolatore con superficie curva ad attrito variabile. In rosso il percorso che verrebbe seguito dal medesimo isolatore con superfici piane.

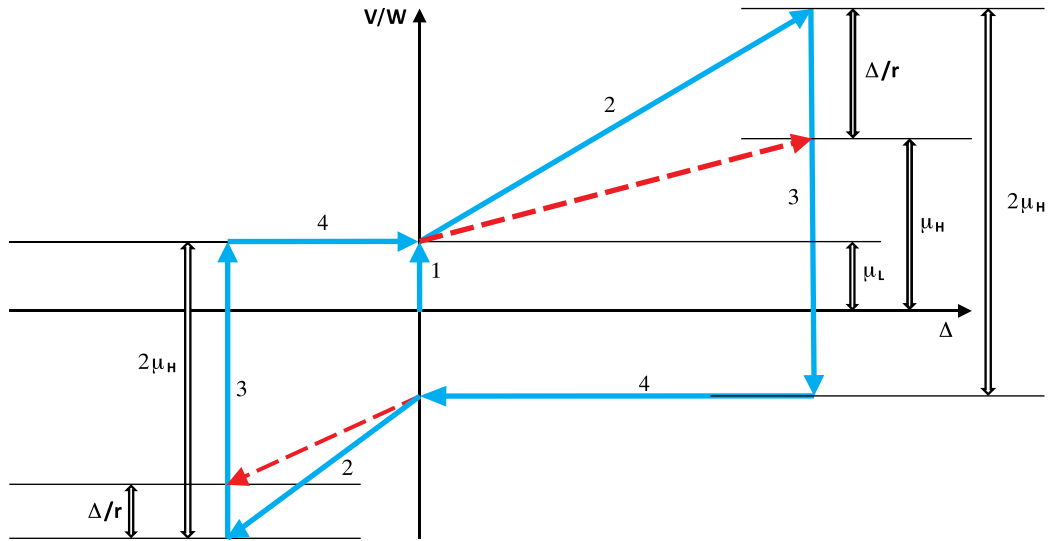
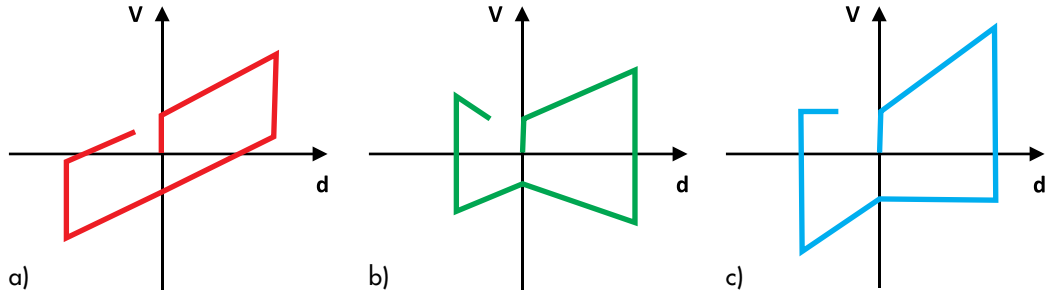


Figura 12
Esempio qualitativo di diagramma forza – spostamento ottenibile da un isolatore con superficie curva ad attrito variabile (c, in azzurro), come combinazione della risposta di un isolatore curvo ad attrito costante (a, in rosso) ed uno piano ad attrito variabile (b, in verde).



- spostamento relativo raggiunto moltiplicato per il carico verticale (è quindi più grande quando l'incremento di forza è maggiormente dovuto alla variazione di attrito e più piccolo quando una significativa della variazione di forza è dovuta alla curvatura);
- la pendenza del tratto di ritorno verso l'origine (4) può avere rigidezza con segno positivo, negativo o nullo (in particolare è nullo quando i contributi della variazione di attrito e della curvatura alla variazione della forza sono uguali);
- con ciclo di segno opposto il comportamento è identico.

Per cicli della forzante con valore di accelerazione tale da non raggiungere la forza corrispondente alla forza verticale moltiplicata per il coefficiente d'attrito corrispondente allo spostamento raggiunto non si ha variazione di spostamento relativo, ma solo di forza, come nel caso precedente. Anche in questo caso lo smorzamento equivalente del sistema può essere calcolato applicando l'equazione 6, ottenendo:

$$\xi_h = \frac{\mu_H + 3\mu_L}{2\pi\mu_H} \quad (16)$$

Ovvero, esprimendo anche in questo caso μ_H come α volte multiplo di μ_L :

$$\xi_h = \frac{3 + \alpha}{2\alpha\pi} \quad (17)$$

Assumendo in questo caso valori di α variabili tra 2 e 3, lo smorzamento equivalente risulta dell'ordine del 30%.

3.3 Problemi di tecnologia, produzione e costi

È naturale a questo punto domandarsi se sia tecnologicamente possibile ed economicamente ragionevole produrre isolatori con superfici ad attrito variabile, e conseguentemente domandarsi come sia possibile raggiungere questo obiettivo. Il primo modo cui si può pensare è quello di ricorrere a trattamenti diversi della superfici in acciaio, con levigature, verniciature o rivestimenti a diverso livello di asperità.

Un altro modo possibile di ottenere attrito variabile consiste nell'utilizzare una superficie in acciaio sulla parte mobile e un rivestimento con diversi materiali a basso attrito, organizzati in corone circolari, sulle superfici fisse (l'oggetto del già citato brevetto).

Questa possibilità è già alla portata delle tecnologie in uso e richiede esclusivamente lo studio e

la sperimentazione dei dettagli di contatto tra le corone circolari.

In caso di isolatori a doppia superficie di scorrimento la pastiglia potrebbe essere massiccia e priva di rivestimenti.

Il costo dei rivestimenti in materiale a basso attrito delle superfici fisse è dello stesso ordine di grandezza del costo delle lastre lavorate in acciaio, oggi di uso comune.

Si noti peraltro che:

- L'eventuale uso di superfici piane anziché curve potrebbe consentire risparmi di costo dell'ordine del 20/30% sul materiale (che costituisce la frazione del costo complessivo di gran lunga maggiore).
- Come si è discusso a proposito della Figura 5, una riduzione della domanda di spostamento, a parità di altri parametri, induce risparmi più che lineari sul costo complessivo dell'isolatore.
- Un'eventuale riduzione del taglio massimo, a parità di altri parametri, induce potenziali risparmi significativi sulla sovrastruttura, con riduzioni degli spostamenti interpiano e delle accelerazioni di piano; ciò comporta non solo risparmi di costruzione, ma anche una riduzione del danno atteso sugli elementi non strutturali.

4. Alcuni esempi e confronti di progetto

4.1 Casi studio e azione di progetto

Una valutazione preliminare delle prestazioni dei diversi tipi di isolatore discussi in quanto precede è stata effettuata considerando il caso di un isolatore estratto da un sistema di isolamento, ipotizzando quanto segue:

- il carico verticale sull'isolatore sia costante e pari a 3000 kN (una pressione di contatto di circa 50 MPa richiederebbe un diametro di circa 300 mm);
- lo spostamento di progetto dell'isolatore sia fissato in 300 mm;

- si considerino quattro tipi di isolatore:
 - con superfici di scorrimento piane ed attrito costante;
 - con superfici curve ed attrito costante;
 - con superfici piane ed attrito variabile;
 - con superfici curve ed attrito variabile.
- il moto di progetto sia determinato da uno spettro in spostamento con spostamento massimo di 900 mm ad un periodo di vibrazione di 4 s (ciò potrebbe approssimativamente corrispondere ad un evento ad una distanza di circa 10 km, con magnitudo pari a $M=7$ e terreno locale di medie proprietà (Figura 13; amplificazione dello spettro su terreno rigido: $C_s = 1.4$);
- si considerino quattro diversi casi di costruzioni isolate, una infinitamente rigida, le altre definite da spostamenti di snervamento alla massa equivalente pari rispettivamente a 50, 100 e 200 mm.

Si noti che la scelta dei valori degli spostamenti di snervamento può essere interpretata in vari modi con riferimento a possibili altezze, numero di piani o periodi di vibrazione secanti a snervamento. A seconda delle ipotesi di correlazione tra le variabili citate, le strutture possono essere interpretate ad esempio come edifici con telaio in calcestruzzo di circa 2, 4 e 8 piani rispettivamente, ovvero con periodi di vibrazione corrispondenti alla rigidezza secante a snervamento dell'ordine di 0.7, 1.5, 2 e 2.5 s. I periodi di vibrazione delle strutture progettate dipendono ovviamente dal valore del taglio di progetto risultante e possono essere desunti dalla Tabella 2 (a pagina 17). Si noti altresì che la decisione di assumere lo stesso spostamento di progetto per tutti i casi implica di "misurare" i benefici eventuali in termini di tagli trasmesso alla sovrastruttura e di spostamento residuo. È evidente che la progettazione potrebbe partire da una scelta di taglio da trasmettere e risultare in isolatori con spostamenti diversi.

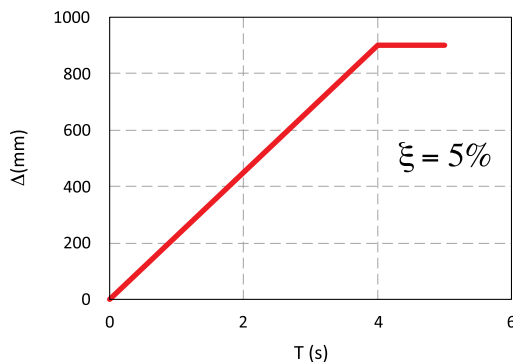


Figura 13
Spettro in spostamento del moto di progetto.

4.2 Progettazione dei sistemi di isolamento con sovrastruttura infinitamente rigida

La progettazione di sistemi di isolamento viene effettuata applicando i criteri del *Direct Displacement Based Design* (Priestley et al., 2007), utilizzando le assunzioni discusse al paragrafo precedente, pertanto:

1. Viene assunto per ciascuno dei sistemi di isolamento uno smorzamento equivalente (ξ_h), applicando l'equazione (6) e quelle da essa derivate.
2. Per ciascuno valore di ξ_h viene calcolato un fattore di riduzione dello spostamento (η), applicando l'equazione:

$$\eta = \sqrt{\frac{7}{2 + \xi_h}} \quad (18)$$

3. Dallo spettro di Figura 13 vengono derivati gli spettri per i diversi valori di ξ_h (Figura 14).
4. Entrando negli spettri con lo spostamento di progetto vengono calcolati i periodi di vibrazione per ciascun sistema di isolamento (Figura 14).
5. Dai periodi di vibrazione si ricavano le rigidezze equivalenti (secanti) ed i corrispondenti valori di taglio di progetto.

I risultati numerici ottenuti dall'applicazione dei passi da 1) a 5) illustrati in quanto precede, sono riportati in Tabella 1, insieme ai valori di taglio di inizio del movimento $V_{(\Delta=0)}$ e di taglio al massimo spostamento $V_{(\Delta=300)}$. Sono indicati inoltre

i valori della rigidezza del secondo tratto della curva (K) ed il raggio di curvatura della superfici curva (r).

Si noti come il taglio massimo risultante sia molto diverso nei diversi casi, talché la struttura soprastante dovrà essere progettata per un valore di taglio a snervamento dell'ordine del 9% del peso nel caso dell'isolatore piano ad attrito costante (*flat sl*) e per un valore dell'ordine del 33% del peso nel caso dell'isolatore su superfici curve ad attrito costante (*FPS* – i valori di progetto del sistema di isolamento sono 7% e 26%, vanno fattorizzati per rendere meno probabile lo snervamento).

Le forme dei cicli risultanti per i diversi casi sono riportati in Figura 15, mantenendo la medesima scala per un più facile confronto.

È del tutto ovvio che solo attraverso l'analisi non lineare potrà essere verificata l'affidabilità delle assunzione e del metodo di progetto applicati.

4.3 Progettazione dei sistemi di isolamento con sovrastruttura flessibile

I casi con sovrastruttura flessibile sono stati progettati in modo analogo al caso con struttura rigida, continuando ad assumere uno spostamento di progetto di 300 mm per il sistema di isolamento e pertanto incrementando lo spostamento totale equivalente.

Poiché si ipotizza che la sovrastruttura non superi lo snervamento, lo smorzamento equivalente globale del sistema viene calcolato in propor-

Figura 14
Spettri in spostamento per i diversi valori di smorzamento equivalente e periodi di vibrazione corrispondenti allo spostamento di progetto di 300 mm (colonna $T_{(\Delta=300)}$ della Tabella 1).

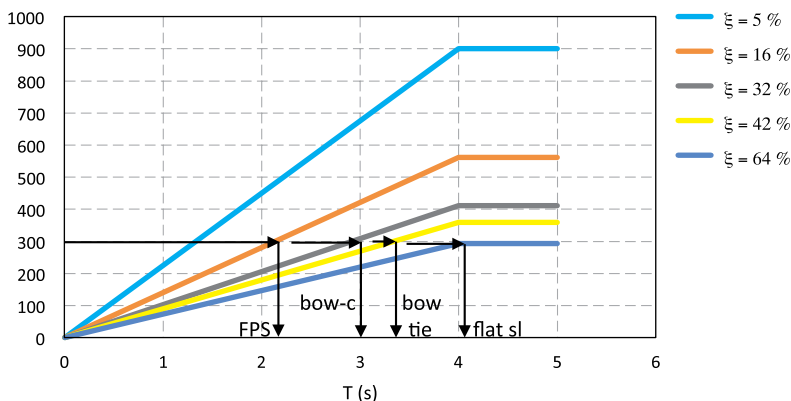


Tabella 1 - Dati di progetto dei sistemi di isolamento nel caso di struttura sovrastante infinitamente rigida

	ξ_h	η	Δ_c (mm)	$T_{(\Delta=300)}$ (s)	K_e (kN/m)	V_m (kN)	$V_{(\Delta=0)}$ (%g)	$V_{(\Delta=300)}$ (%g)	K (kN/m)	R (m)
Flat sl	64%	0.326	293	4.09	720	216	7.2%	7.2%	0	-
FPS	16%	0.624	561	2.14	2641	792	6.6%	26.4%	1977	1.52
Bow-tie	42%	0.399	359	3.34	1080	324	3.6%	10.7%	713	-
Bow-c	32%	0.457	411	2.92	1419	426	4.7%	14.0%	936	6.41

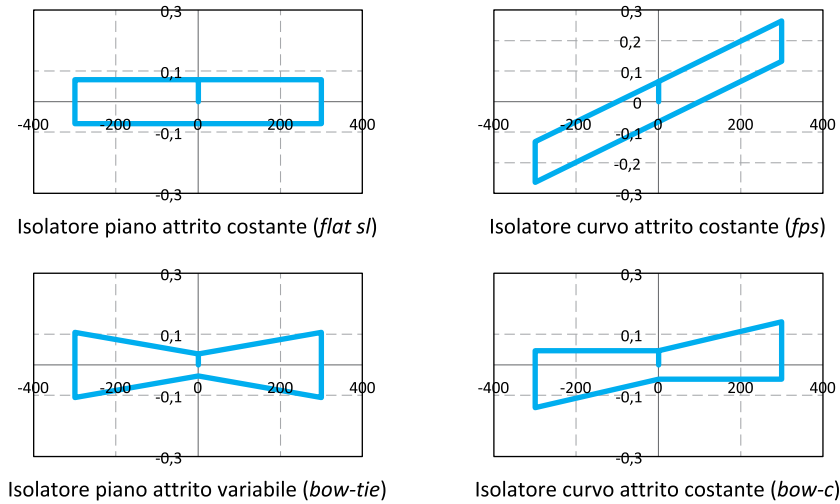


Figura 15
Forme dei cicli risultanti per i diversi tipi di sistemi di isolamento.

zione allo spostamento relativo, applicando la formula (19), dove $\xi_s = 0.05$ è lo smorzamento della struttura e Δ_{ds} il suo spostamento di progetto (assunto pari all'80% dello spostamento di snervamento), ξ_h è lo smorzamento del sistema di isolamento e Δ_i il suo spostamento di progetto (300 mm)(Priestley et al., 2007).

$$\xi_e = \frac{\xi_h \Delta_i + \xi_s \Delta_{ds}}{\Delta_i + \Delta_{ds}} \quad (19)$$

I risultati del processo di progettazione sono riportati in Tabella 2, per i tre casi di edifici con diverso spostamento di snervamento e per i quattro sistemi di isolamento.

In alcuni casi, evidenziati in giallo, il periodo di vibrazione di progetto supera il valore del periodo corrispondente al raggiungimento dello spostamento massimo, è stato tuttavia mantenuto il periodo calcolato.

Analizzando i risultati in termini di attrito di inizio scorrimento e di taglio massimo (le ultime

colonne) si nota come gli effetti della flessibilità della costruzione sulla progettazione del sistema di spostamento siano relativamente modesti. Si è pertanto deciso di non modificare il sistema di isolamento rispetto al caso rigido.

4.4 Analisi non lineare: modellazione

Coerentemente con quanto discusso in relazione alla progettazione dei sistemi di isolamento, è stato sviluppato un programma per condurre analisi dinamiche non lineari di sistemi strutturali a molti gradi di libertà, isolati alla base.

Il programma consente di effettuare analisi di sistemi a masse concentrate (*lumped mass*) a ciascun piano dell'edificio. La risposta a ciascun piano è modellata con una risposta a solo taglio (*shear-type*), è quindi caratterizzata da un singolo grado di libertà.

Nel contesto attuale, il modello utilizzato corrisponde ad un sistema non lineare a due gradi di libertà, in cui una sovrastruttura di massa m_s

Tabella 2 - Progetto dei sistemi di isolamento con edifici flessibili

	Δ_y (mm)	Δ_y (mm)	ξ_i	ξ_e	η	Δ_c (mm)	$T(\Delta=\Delta_d)$ (s)	K_e (kN/m)	V_m (kN)	$V_{(D=0)}$ (%g)	$V_{(D=300)}$ (%g)
Flat sl	50	340	64%	57%	0.344	310	4.39	627	213	7.1%	7.1%
FPS	50	340	16%	15%	0.647	583	2.33	2215	753	5.8%	25.1%
Bow-tie	50	340	42%	38%	0.420	378	3.60	933	317	3.1%	10.6%
Bow-c	50	340	32%	28%	0.480	432	3.15	1218	414	4.1%	13.8%
Flat sl	100	380	64%	52%	0.361	325	4.67	553	210	7.0%	7.0%
FPS	100	380	16%	14%	0.668	601	2.53	1889	718	5.1%	23.9%
Bow-tie	100	380	42%	34%	0.440	396	3.84	818	311	2.8%	10.4%
Bow-c	100	380	32%	26%	0.501	451	3.37	1061	403	3.6%	13.4%
Flat sl	200	460	64%	43%	0.392	353	5.21	445	205	6.8%	6.8%
FPS	200	460	16%	12%	0.703	632	2.91	1426	656	4.2%	21.9%
Bow-tie	200	460	42%	29%	0.474	427	4.31	649	299	2.3%	10.0%
Bow-c	200	460	32%	22%	0.537	483	3.81	833	383	3.0%	12.8%

risiede su una piastra di massa m_p isolata alla base come mostrato in Figura 16. La sovrastruttura è modellata come un sistema bilineare, elastico con incrudimento (con rigidezza pari 15% di quella del primo ramo). L'elemento che rappresenta il sistema di isolamento è modellato secondo le curve forza spostamento illustrate in Figura 15.

La matrice di rigidezza del sistema è dunque assemblata come:

$$K = \begin{bmatrix} k_1 + k_2 & -k_2 \\ -k_2 & k_2 \end{bmatrix} \quad (20)$$

In cui k_1 e k_2 sono le rigidezza traslazionali del sistema di isolamento e della sovrastruttura, rispettivamente, che variano in modo lineare in funzione dello spostamento laterale dei rispettivi sistemi.

La matrice di massa M è ovviamente assemblata come:

$$M = \begin{bmatrix} m_p & 0 \\ 0 & m_e \end{bmatrix} \quad (21)$$

La matrice di smorzamento è stata assemblata utilizzando un modello di *Raleigh* classico, quindi con termini ottenuti da una combinazione delle matrici di massa e di smorzamento. Per semplicità di calcolo, si è utilizzata la matrice di rigidezza iniziale, pur essendo ben noti i pro-

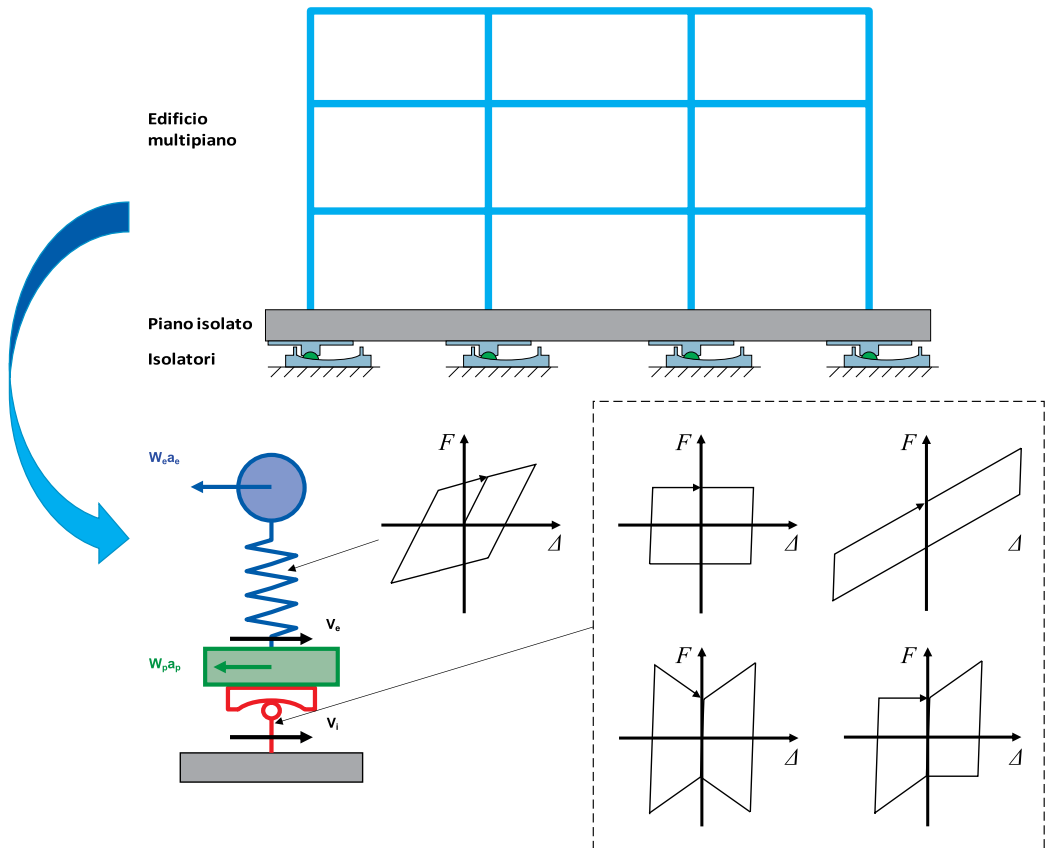
blemi connessi ad una semplificazione di questo tipo (Petrini et al., 2008). Si ritiene tuttavia che i risultati delle analisi siano da considerarsi accettabili, soprattutto in termini relativi, in relazione al modesto valore di smorzamento adottato ($\xi = 1\%$, come suggerito in Pant et al. (2013)).

Il programma, sviluppato *ad hoc* in ambiente *MatLab* (2012a), utilizza uno schema di integrazione *Newmark-Beta* ad accelerazione costante per risolvere l'equazione incrementale del moto. Come è noto, si ipotizza quindi che, nell'arco di ciascun intervallo di tempo di integrazione Δt , la risposta sia lineare. Di conseguenza, la risposta ad un istante di tempo è calcolata in base alla risposta calcolata all'istante di tempo precedente, assumendo che il vettore delle accelerazioni relative all'istante di tempo t_{i+1} sia bene approssimato dalle seguente equazione (le parentesi graffe indicano un vettore, le parentesi quadre una matrice, m è la massa, c lo smorzamento, il punto soprassegnato indica una derivata, i due punti una doppia derivata, x è lo spostamento):

$$\{\ddot{x}_{i+1}\} = \frac{+[m]\{r\}\ddot{x}_{g,i+1}+[c]\{\dot{x}_{i+1}\}+\{f_{i+1}\}}{[m]} \quad (22)$$

Ad ogni istante di tempo, lo spostamento laterale di ciascuna massa è utilizzato per ottenere il valore di rigidezza tangente istantanea che

Figura 16
Esempio di schema di edificio e del modello a due gradi di libertà utilizzato per le analisi.



caratterizza ciascuno elemento. Il vettore degli spostamenti incrementali $\{\Delta x_i\}$ all'istante di tempo t_i , ovvero il cambiamento di posizione della struttura che avviene nell'intervallo di tempo Δt , è calcolato come:

$$\{\Delta x_i\} = \frac{\{p_{eff}\}}{[k_{eff}]} \quad (23)$$

Dove $\{p_{eff}\}$ e $[k_{eff}]$ sono rispettivamente il vettore delle forze incrementali e la matrice di rigidezza incrementale durante l' i_{esimo} intervallo di tempo. Dal momento che la rigidezza incrementale k_{eff} è proporzionale alla rigidezza istantanea tangente, calcolata all'istante di tempo t_i , è normale incorrere in problemi di *overshooting*, soprattutto in corrispondenza di intervalli di tempo che coinvolgono un cambiamento significativo della rigidezza. Anziché ricorrere all'utilizzo di intervalli di integrazione molto piccoli, con la conseguenza di incrementare molto i tempi computazionali, è stato introdotto un algoritmo iterativo di variazione dell'intervallo di integrazione (Calvi e Ruggiero, in preparazione).

4.5 Analisi non lineari: azione sismica

L'azione di progetto definita in 4.1 e illustrata in Figura 13, è rappresentata in fase di analisi da sette moti al terreno, ottenuti correggendo e sca-

lando accelerogrammi reali. In considerazione del carattere di prima valutazione qualitativa e relativa della risposta, non vengono qui discusse le ragioni della scelta degli accelerogrammi, né la loro fondatezza.

Gli spettri di ciascun moto, in accelerazione ed in spostamento, e gli spettri medi da essi derivati sono rappresentati nelle Figure 17 e 18.

Come si vede, lo spettro medio in spostamento si avvicina ragionevolmente allo spettro di progetto (riportato con linea nera in figura), mentre i singoli spettri possono deviare anche in modo molto significativo. Le variazioni sono anche più significative in termini di accelerazione, come è logico aspettarsi visto che lo spettro in spostamento è stato utilizzato come guida per la scelta e la correzioni della scala (come si nota dalla figura, gli spettri in spostamento coincidono esattamente con lo spettro di progetto al periodo di 4 s).

Anche in relazione alle caratteristiche degli spettri ed alla loro eterogeneità, valgono le considerazioni circa il carattere qualitativo di questo studio.

Al fine di verificare la risposta per eventi più o meno frequenti, le analisi sono state ripetute per moti al terreno ottenuti dimezzando e moltiplicando per 1.5 gli accelerogrammi di progetto.

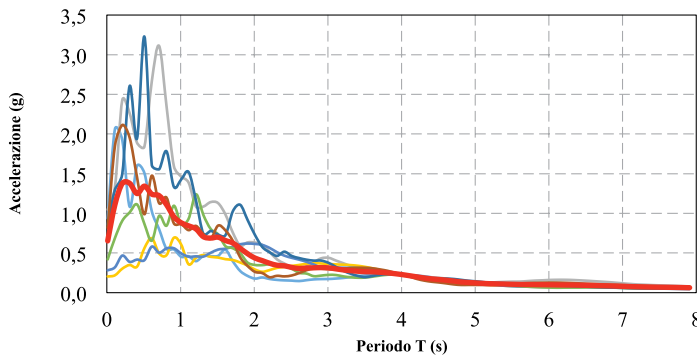


Figura 17
Azione di progetto per le analisi non lineari, spettri in accelerazione; in linea rossa lo spettro medio. Si nota la variabilità tra 0.2 e 1 g della massima accelerazione al terreno, con un valore medio di circa 0.65 g (gli accelerogrammi sono stati scalati per rispettare lo spettro in spostamento, non quello in accelerazione). La zona di massima amplificazione dell'accelerazione è compresa tra periodi di circa 0.1 e 0.7 secondi e varia attorno a circa 1.3 g.

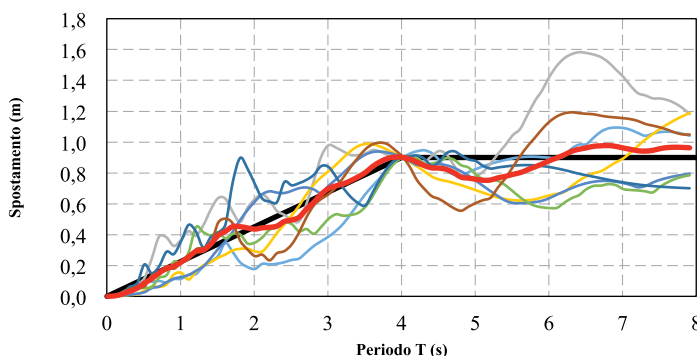


Figura 18
Azione di progetto per le analisi non lineari, spettri in spostamento. In linea rossa lo spettro medio, in nero lo spettro di progetto (si noterà che per tutti gli spettri lo spostamento ad un periodo di 4 s è pari a 900 mm, questo valore è infatti stato usato per scalare gli accelerogrammi).

5. Analisi non lineari: risultati e confronti

5.1 Analisi con strutture infinitamente rigide

I risultati ottenuti dalle analisi non lineari dei sistemi progettati e descritti nella sezione precedente sono sintetizzati nelle Figure 19, 20 e 21. In Figura 19 è riportato il valore medio dello spostamento massimo normalizzato allo spostamento di progetto (calcolato su 14 valori, i massimi in entrambe le direzioni per ciascuno dei sette accelerogrammi). È immediato osservare come la risposta media dei sistemi di isolamento che presentano un secondo ramo incrudente (dovuto alla curvatura della superficie, come nel caso del *FPS*, ad una variazione dell'attrito, come nel caso del *Bow Tie*, o ad una combinazione dei due, come nel caso del *Bow-C*) presenti una domanda di spostamento perfettamente coerente con quella di progetto (circa 100% per il terremoto di progetto) ed una variazione quasi proporzionale alla variazione dell'azione dei due diversi casi di intensità del moto presi in considerazione (il *Bow-C* sembra tendere a ridurre la proporzionalità al crescere dell'azione, ma tale favorevole tendenza è da confermare).

Nel caso del *Flat Slide* i valori di spostamento per le azioni di progetto e rara sembrano eccedere in modo significativo i valori attesi. Ciò potrebbe essere dovuto ad un eccesso nella stima dello smorzamento equivalente (assunto pari al 64%, come di è discusso) e potrebbe essere risolto con un aumento del valore del coefficiente di attrito di progetto. È uno degli aspetti da studiare e discutere.

In Figura 20 è riportato il valore medio dello spostamento residuo, normalizzato allo spostamento di progetto.

È immediato osservare l'ottimo comportamento di *FPS* e *Bow-C*, che presentano in tutti i casi valori di spostamento residuo trascurabili, a fronte della risposta di *Flat Slide* e *Bow Tie*, che presentano spostamenti residui prossimi agli spostamenti massimi.

Le ragioni di questo tipo di risposta sono state anticipate nelle discussioni di cui al punto 3.1 e

vengono qui confermate, in modo forse addirittura superiore alle attese.

Se sia accettabile, ed eventualmente in quali casi, adottare sistemi di isolamento che presentino forti valori di spostamento residuo può essere oggetto di qualche spunto di riflessione, qui solo accennato:

- nel caso in cui la procedura di ricentramento fosse semplice e poco costosa, a fronte di forti risparmi in sede di costruzione, allora si potrebbe forse considerare accettabile avere spostamenti residui dopo eventi forti;
- d'altra parte, la possibilità di rilevanti azioni indotte da after shocks richiederebbe di procedere con le operazioni di ricentramento con grande celerità, secondo tempi da stimare in modo da limitare la probabilità di raggiungere la capacità di spostamento entro limiti accettabili;
- ciò potrebbe comportare la necessità di progettare il sistema per domande di spostamento più grandi, con le ovvie conseguenze connesse agli elementi architettonici ed impiantistici di connessione tra parti isolate e non isolate;
- è evidente che a parità di costo sia comunque da preferirsi una soluzione che limiti lo spostamento residuo atteso.

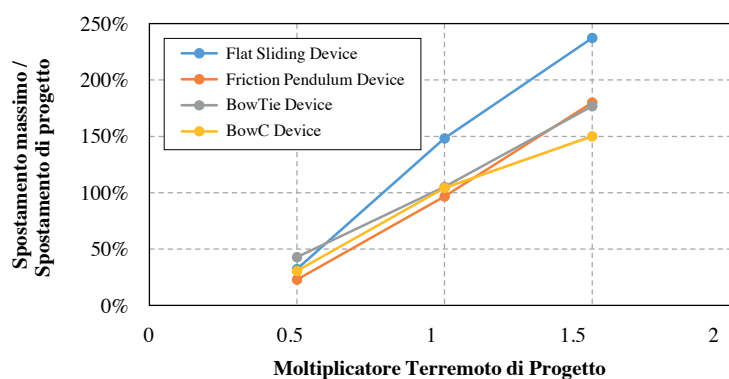
In Figura 21 è riportato il valore medio del massimo taglio alla base.

In questo caso appare immediatamente evidente come le buone prestazioni del *FPS* in termini di spostamento trovino riscontro nella necessità di progettare la struttura isolata per valori di taglio più che doppi rispetto agli altri casi, con ovvie conseguenze, almeno qualitative, in termini di maggiori costi iniziali e soprattutto in termini di perdite attese per danni non strutturali.

Il *Flat Slide* ovviamente limita al massimo le forze di progetto, ma come si è visto ciò si paga con grandi domande di spostamento e alti valori di spostamento residuo.

Il *Bow-C* sembra combinare al meglio i migliori

Figura 19
Rapporto tra la media degli spostamenti massimi ottenuti dalle analisi non lineari e lo spostamento di progetto.



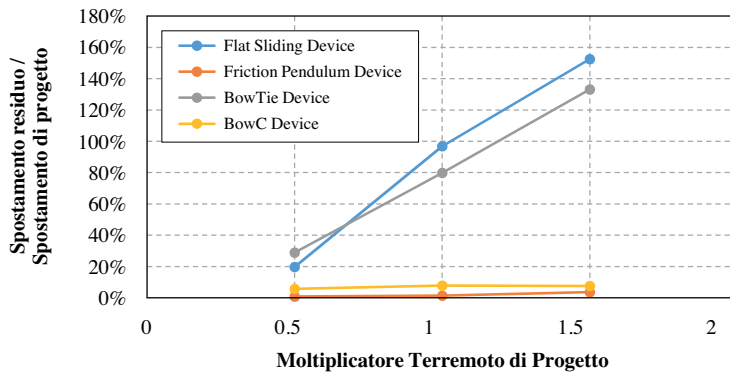


Figura 20
Rapporto tra la media dei massimi spostamenti residui ottenuti dalle analisi non lineari e lo spostamento di progetto.

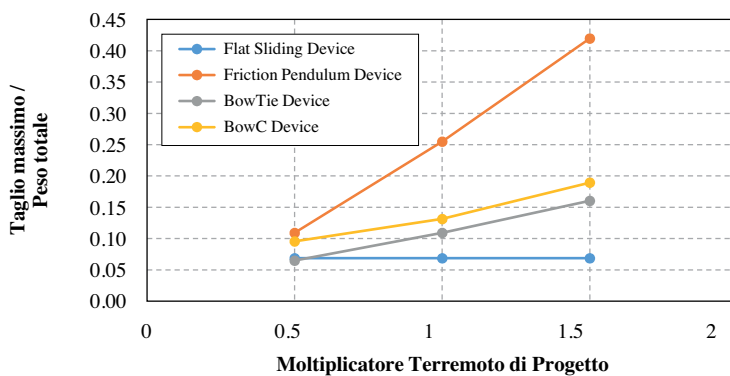


Figura 21
Valori medi del taglio massimo alla base ottenuto dalle analisi non lineari, espresso in g.

requisiti degli altri tipi di isolatori, limitando sia i valori di spostamento, indotto e residuo, sia il taglio di progetto per la struttura isolata.

5.2 Analisi con strutture deformabili

Le strutture progettate e descritte ai punti 4.3, 4.4 e 4.5 sono state oggetto di analisi non lineari ottenendo i risultati sintetizzati nelle Figure 22, 23 e 24.

I risultati ottenuti confermano essenzialmente gli orientamenti e le conclusioni anticipate al punto precedente con riferimento alle analisi di strutture rigide, con le seguenti puntualizzazioni.

- a) Lo spostamento massimo all'isolatore è in tutti i casi abbastanza prossimo a quanto assunto in fase di progetto, con risultati in generale migliori nei casi *FPS* e *Bow-C*.
- b) Quando l'azione di progetto è incrementata del 50% la domanda di spostamento cresce in modo sostanzialmente lineare, con l'eccezione del caso *Flat Slide*, in cui appare che per taluni accelerogrammi la risposta sia imprevedibile e completamente fuori controllo.
- c) Lo spostamento residuo all'isolatore è sempre molto basso nei casi *FPS* e *Bow-C*, contenuto in circa il 50% dello spostamento di progetto nel caso *Bow Tie*, dello stesso ordine di grandezza dello spostamento massimo (e quindi anch'essa talora fuori controllo in

caso di incremento dell'azione) nel caso del *Flat Slide*.

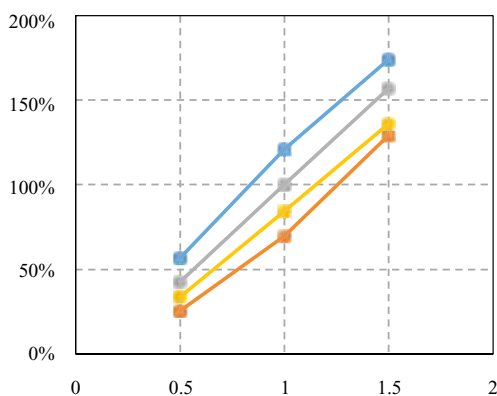
- d) Il taglio massimo all'isolatore presenta buona corrispondenza con quanto assunto in fase di progetto (e non potrebbe essere altrimenti, in considerazione del modello numerico utilizzato).
- e) Conseguentemente, il *FPS* richiede in generale forze dell'ordine del doppio rispetto agli altri casi.
- f) Il taglio massimo alla struttura, espresso in funzione del suo peso, è in generale significativamente più alto rispetto al taglio all'isolatore (espresso in funzione del peso totale di piastra e struttura); di ciò ovviamente occorre tenere conto in sede di progetto.
- g) Considerando la domanda di duttilità risultante sulla struttura, appare quanto segue:
 - nel caso del *Flat Slide* si hanno valori dell'ordine di 2 per l'azione di progetto e di 2,5 quando si incrementa l'azione del 50%; conseguentemente la struttura andrebbe calcolata per valori di taglio maggiori di quello assunto in fase di progetto;
 - nel caso del *Bow Tie* si hanno valori accettabili, compresi tra 1 e 1.5 per l'azione di progetto e dell'ordine di 2 in caso di incremento dell'azione; la struttura dovrebbe comunque essere progettata

tenendo conto di una sia pure modesta domanda di duttilità;

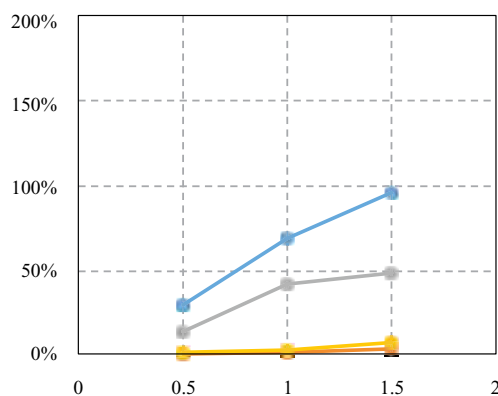
- nei casi di *FPS* e *Bow-C* la struttura non supera mai lo spostamento di snervamento, risulta conseguentemente totalmente protetta, in questi casi risulta pertanto perfettamente adeguata la misura assunta in fase di progettazione di ridurre lo spostamento di progetto della struttura all'80% dello spostamento di snervamento.

h) Nell'ultimo riquadro di tutte le figure è riportato il coefficiente di variazione (COV) dello spostamento dell'isolatore, al fine di effettuare una stima dei coefficienti di sicurezza da adottare in sede di progettazione. Si può osservare come i COV all'azione di progetto siano compresi tra il 20 ed il 40%, con una costante tendenza al comportamento più disperso per il *Flat Slide*, e meno disperso per il *Bow-C*.

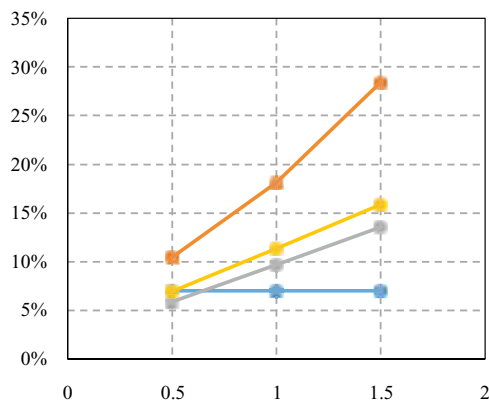
Figura 22
Risultati medi ottenuti con una struttura con spostamento di snervamento di 50 mm. In ascissa sempre il moltiplicatore dell'azione di progetto. In ordinata quanto indicato alla base di ciascun grafico. Sempre Flat Slide in azzurro, FPS in arancione, Bow Tie in grigio, Bow-C in giallo.



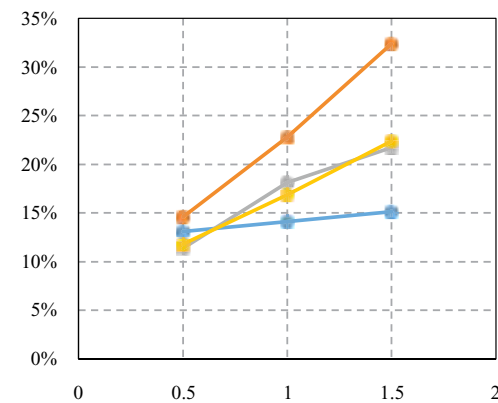
Spostamento massimo isolatore/
Spostamento di progetto isolatore



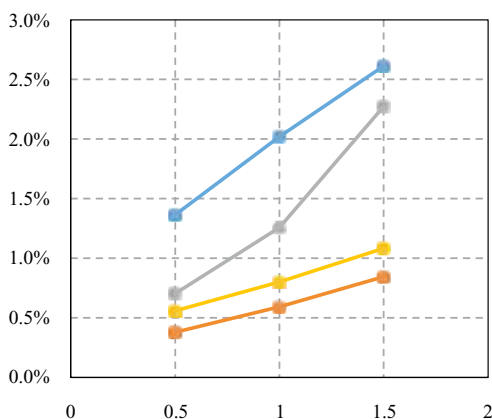
Spostamento residuo isolatore/
Spostamento di progetto isolatore



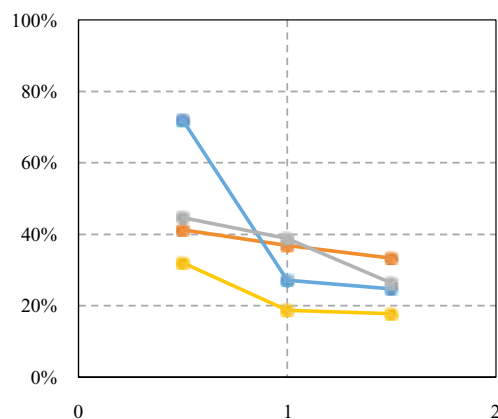
Taglio massimo isolatore/
Peso totale sistema



Taglio massimo struttura/
Peso struttura



Duttilità massima struttura



Spostamento massimo isolatore COV (%)

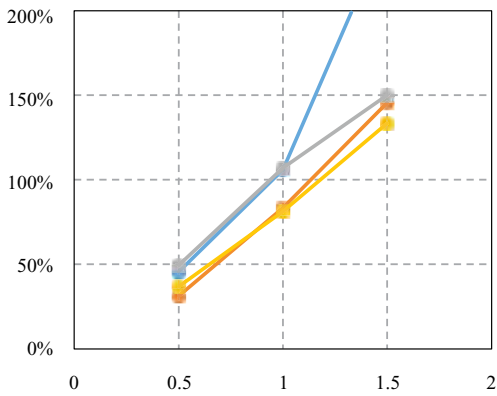
Nelle Figure 25 e 26 sono riportati, a titolo di esempio, due spezzoni di risposta nel tempo, su un campione di 10 secondi di uno degli accelerogrammi utilizzati.

Nella prima figura l'accelerazione al terreno è confrontata con lo spostamento relativo dell'isolatore, nella seconda con la forza di taglio alla base della struttura isolata.

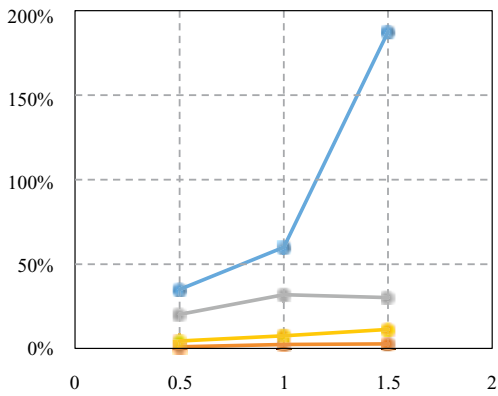
Un attento esame della Figura 25 consente di capire le ragioni fondamentali del diverso ricentra-

mento dei diversi sistemi di isolamento: si osservi ad esempio l'effetto enormemente diverso del medesimo ciclo di accelerazione positiva attorno a circa 6 secondi dall'inizio del campione.

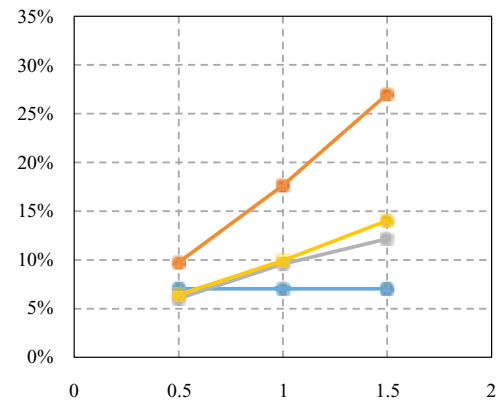
Alcune perplessità che potrebbero peraltro nascere dal confronto tra accelerazione alla base e risposta in spostamento, trovano spiegazione concettuale nella Figura 26, in cui si evidenzia la rilevanza del modo di vibrare della struttura: cicli con periodo dell'ordine dei decimi di secondo



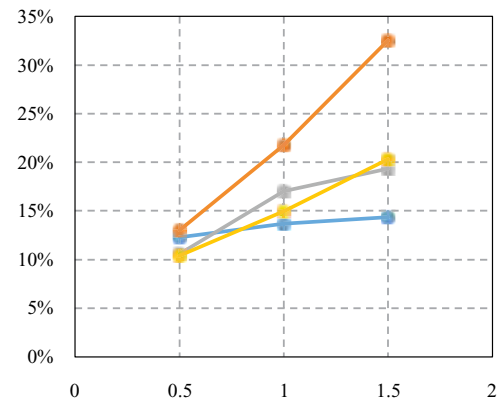
Spostamento residuo isolatore/ Spostamento di progetto isolatore



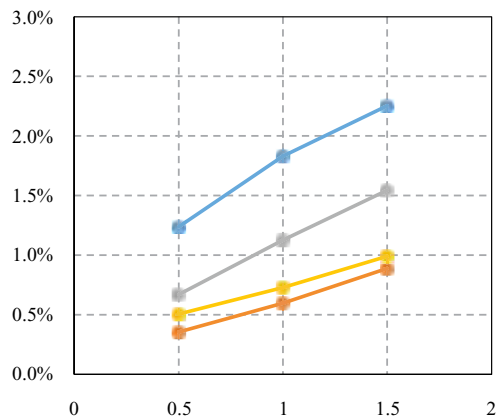
Spostamento residuo isolatore/ Spostamento di progetto isolatore



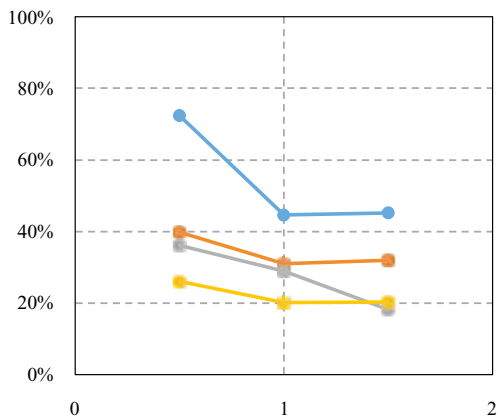
Taglio massimo isolatore/ Peso totale sistema



Taglio massimo isolatore/ Peso totale sistema



Duttilità massima struttura



Spostamento massimo isolatore COV (%)

Figura 23
Risultati medi ottenuti con una struttura con spostamento di snervamento di 100 mm. In ascissa sempre il moltiplicatore dell'azione di progetto. In ordinata quanto indicato alla base di ciascun grafico. Sempre Flat Slide in azzurro, FPS in arancione, Bow Tie in grigio, Bow-C in giallo.

si sovrappongono ad una portante con periodo equivalente dell'ordine di un paio di secondi. La risposta della struttura, ancorché elastica, condiziona in modo significativo il valore del taglio alla base.

Si osservi come, anche nel solo campione in osservazione, il *Flat Slide* sia caratterizzato da maggiore domanda di spostamento e il *FPS* da valori di taglio più elevati (nel caso specifico

del medesimo ordine di grandezza del valore dell'accelerazione al terreno).

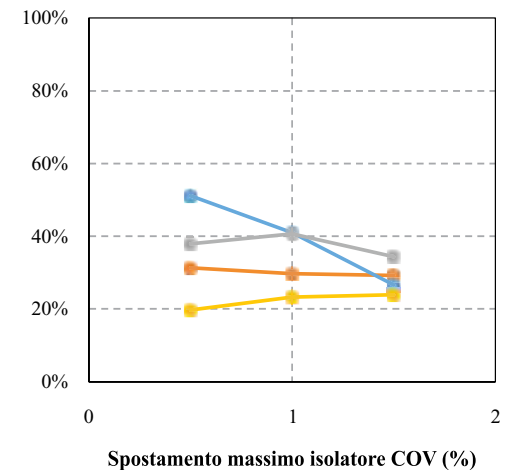
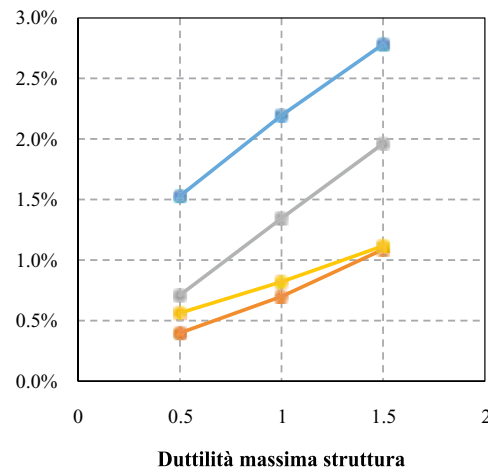
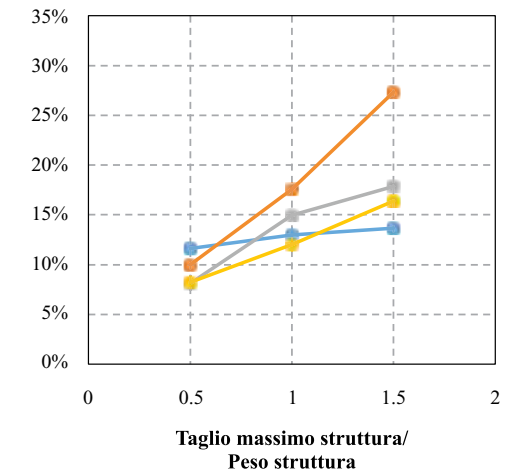
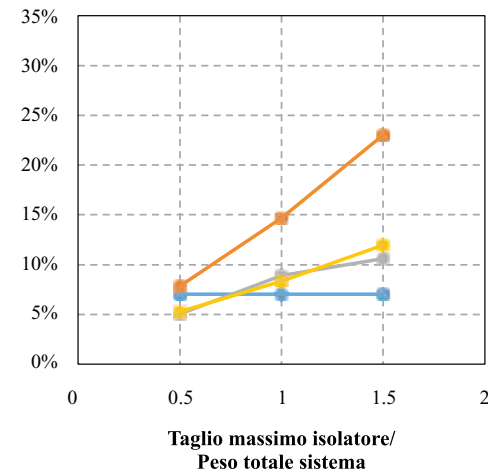
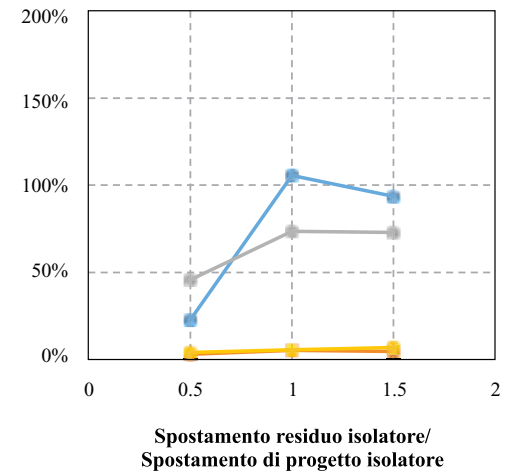
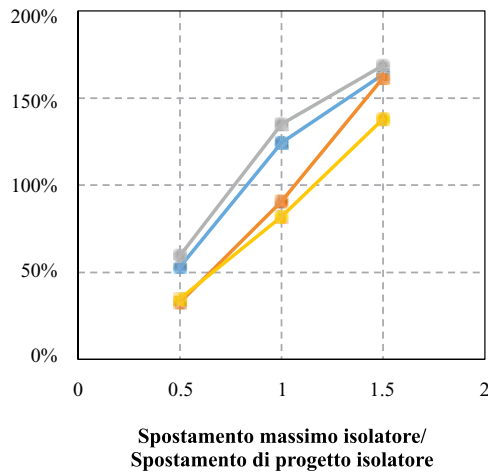
6. Conclusioni

6.1 Aspetti generali

Questo articolo tenta di affrontare due temi assai diversi:

- la riepilogazione degli aspetti fondamentali

Figura 24
Risultati medi ottenuti con una struttura con spostamento di snervamento di 150 mm. In ascissa sempre il moltiplicatore dell'azione di progetto. In ordinata quanto indicato alla base di ciascun grafico. Sempre Flat Slide in azzurro, FPS in arancione, Bow Tie in grigio, Bow-C in giallo.



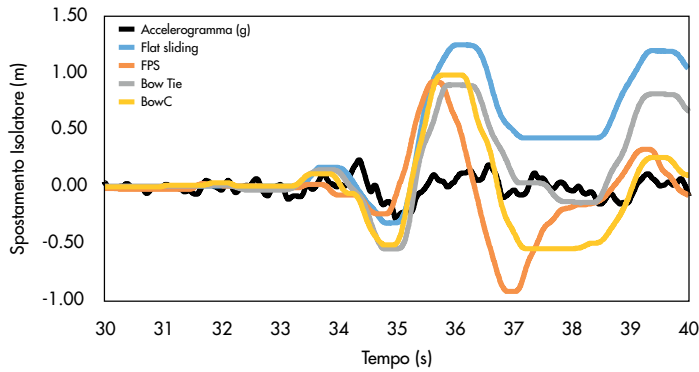


Figura 25
Esempio di risposta nel tempo (su un campione di 10 s): accelerazione al terreno (linea nera, espressa in g) e spostamento relativo dell'isolatore (espresso in metri). I colori sono i medesimi delle figure precedenti.

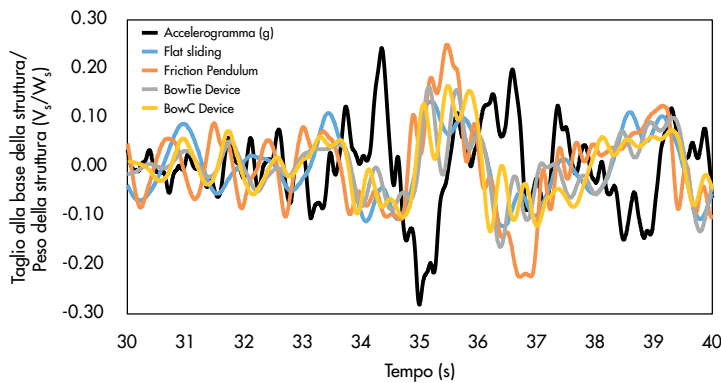


Figura 26
Esempio di risposta nel tempo (su un campione di 10 s): accelerazione al terreno (linea nera, espressa in g) e forza di taglio alla base della struttura isolata (espressa anch'essa in g). I colori sono i medesimi delle figure precedenti.

dell'applicazione di tecniche di isolamento per il miglioramento della risposta sismica degli edifici;

- la proposta e l'analisi della risposta di isolatori a scorrimento con caratteristiche diverse da quelli normalmente in uso.

Le conclusioni riportate nel seguito vertono principalmente sul secondo aspetto, ma il primo è continuamente presente, in quanto è sulle basi poste in esso che vengono valutate e commentate le prestazioni e le necessità di studio.

Non sfugga il carattere preliminare dell'intero lavoro, che dovrà essere seguito da numerose verifiche sperimentali e da estese analisi parametriche.

6.2 Sulla domanda di spostamento del sistema di isolamento

L'affidabilità dell'approccio agli spostamenti secondo la teoria nota come DDBD (Priestley et al., 2007), appare confermata dal confronto tra i dati di progetto ed i risultati delle analisi non lineari, si ritiene pertanto che la semplificazione di strutture complesse mediante valori di rigidità secante ai diversi spostamenti che caratterizzano le prestazioni e dei corrispondenti valori di smorzamento equivalente all'energia dissipata costituisca il modo migliore e più affidabile per semplificare i modelli da impiegare in sede di progetto.

Si osservano tuttavia sia tendenze alla sovrastima degli effetti dello smorzamento (soprattutto per *flat sliding*) sia tendenze alla sottostima (soprattutto nel caso di *FPS* e *Bow-C*).

Ciò non sorprende affatto, se si considera che le numerose analisi e confronti effettuati per stimare appropriati fattori per la stima del parametro di correzione dello spettro in spostamento sono state essenzialmente riferite a casi di strutture ordinarie, caratterizzate da cicli di isteresi, non da risposte di tipo attrittivo, in cui non si verifica alcuno spostamento relativo nella maggior parte dei cicli del moto.

Appare del tutto evidente come siano necessarie estese campagne di simulazione per una taratura specifica dei coefficienti di correzione.

Si noti altresì che la dispersione dei risultati (da prendere con cautela, in relazione alla scelta arbitraria dei moti utilizzati) è assai diversa per i diversi dispositivi, con valori del coefficiente di variazione dell'ordine del 20% per il *Bow-C* e del 40% negli altri casi. Ciò induce a ipotizzare la possibile applicazione di fattori di protezione diversi per diversi tipi di isolatore.

Anche in questo caso è evidente la necessità studi estesi per una taratura specifica.

I risultati delle analisi sembrano confermare una sostanziale proporzionalità tra spostamento ed intensità del moto, ma va certamente discusso

quale sia il parametro più appropriato per definire l'intensità del moto: in questo studio si è adottata, senza alcun fondamento, la semplice scalatura dell'intero accelerogramma).

I risultati delle analisi indicano senza dubbio una superiorità dell'isolatore definito *Bow-C*, con riferimento al controllo dello spostamento di progetto.

6.3 Sulla capacità di ricentrimento e sulla sua rilevanza

Appare chiaramente come la capacità di ricentrimento sia fortemente favorita dalla successione dei cicli, per cui il parametro più importante per il contenimento dello spostamento residuo sembra essere la asimmetria dei cicli nelle fasi di movimento verso l'esterno e di ritorno verso la posizione originale, ovvero che in una qualsiasi posizione deformata venga innescato il moto di ritorno da accelerazioni più basse di quella necessaria per il ri-innesco del moto verso l'esterno.

Conseguentemente, nei casi *FPS* e *Bow-C* lo spostamento residuo è trascurabile, mentre nel caso *flat sliding* lo spostamento residuo può risultare molto prossimo o identico allo spostamento massimo.

È lecito e ragionevole domandarsi quanto sia importante avere una forte capacità di ricentrimento. Ai fini della protezione della struttura sembra importante solo nei confronti di eventuali nuove scosse che innescassero il moto prima di un eventuale ricentrimento forzato.

Occorre anche notare che nel caso del *flat sliding*, in cui si hanno maggiori spostamenti residui il ricentraggio è però più facile perché richiede forze più basse.

Riconoscendo la superiorità della risposta di *FPS* e *Bow-C* nei confronti di questo parametro, sembra però interessante verificare la possibilità e l'opportunità di applicazioni di *flat sliding* e *Bow Tie* in particolari casi di applicazione, in cui considerazioni sul basso costo e semplicità di montaggio potrebbero prevalere (ad esempio per edifici semplici o costruzioni a carattere temporaneo).

6.4 Sulla protezione dell'edificio

Confrontando il massimo valore del taglio alla base dell'edificio (normalizzato al suo peso) con la massima forza trasmessa dall'isolatore (normalizzata al peso totale di edificio e piastra di fondazione), si osserva che il primo valore è sempre superiore al secondo, con rapporti compresi approssimativamente tra 1.5 e 2. Si ritiene quindi che si manifesti un significativo effetto dei modi superiori di vibrare dell'edificio (ovvero nel caso specifico del secondo modo, visto che i sistemi usati nelle analisi hanno due gradi di libertà).

I rapporti tra i due valori di taglio sono ordinatamente rappresentati in Figura 27, dove si nota il rapporto più basso nel caso del *Bow-C* e soprattutto nel caso del *FPS*.

Tale evidenza non sorprende, quando si consideri che è del tutto coerente con quanto notato al punto 6.2 in relazione alla necessità di correggere l'effetto dello smorzamento equivalente troppo cautelativo nel caso del *FPS* e troppo elevato nel caso del *flat sliding*.

Tra l'altro si noti come la duttilità richiesta alla struttura dipenda proprio dalla combinazione di due effetti: la sovra o sotto valutazione degli effetti dello smorzamento equivalente (cui si è appunto fatto cenno al punto 6.2) e la rilevanza degli effetti del secondo modo di vibrare.

Dai risultati presentati sembra necessario utilizzare fattori di protezione più elevati in caso di uso del *flat sliding*, ma il medesimo effetto potrebbe essere ottenuto, almeno in parte, dalla correzione del fattore di riduzione dello spostamento derivato dallo smorzamento equivalente. È comunque evidente come anche su questo aspetto siano necessarie estese analisi parametriche.

6.5 Sulla scelta degli accelerogrammi per le analisi non lineari

Se si osserva la dispersione dei valori di PGA nel set di accelerogrammi utilizzati, sembra evidente la sua scarsa correlazione con i risultati delle analisi non lineari, in particolare sui parametri di risposta qui considerati.

Appare certamente più significativo il valore dello spostamento al *corner period*, particolarmente per quanto riguarda la massima domanda di spostamento, di cui al punto 6.2. Si noti peraltro che nel caso specifico il valore del *corner period* è prossimo a valori di periodi caratterizzanti la risposta, ciò potrebbe quindi contribuire alla significatività del parametro.

Lo spostamento al *corner period* sembra invece avere scarsa correlazione con lo spostamento residuo, che peraltro è certamente più correlato con la risposta che con l'azione, come discusso al punto 6.3.

È comunque evidente come occorra definire altri parametri dell'azione per una scelta razionalmente fondata dei set di accelerogrammi da utilizzare per la verifica della risposta, quantomeno in relazione allo spostamento residuo atteso.

Un parametro di questo tipo potrebbe forse essere correlato alla sola energia contenuta nei cicli che innescano il moto (ed in questo caso potrebbe avere significato nella definizione del parametro di correzione dello spettro in spostamento) e potrebbe estendersi al raffronto dell'energia contenuta nei cicli significativi di segno positivo e di segno negativo in relazione allo spostamento residuo.

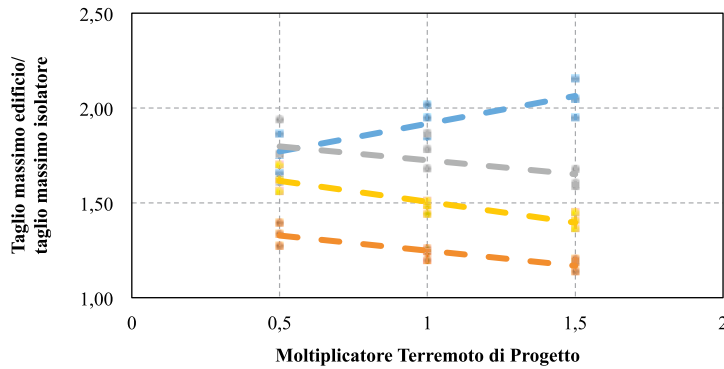


Figura 27
Rapporti tra taglio massimo all'edificio (normalizzato al suo peso) ed il taglio massimo all'isolatore (normalizzato al peso totale), per tutte le strutture (spostamento di snervamento di 50, 100 e 150 mm). In tratteggio le linee di tendenza medie. In ascissa sempre il moltiplicatore dell'azione di progetto. Sempre Flat Slide in azzurro, FPS in arancione, Bow Tie in grigio, Bow-C in giallo.

Si tratta con tutta evidenza di un tema che necessita di attività di ricerca.

6.6 Sulla convenienza economica delle scelte alternative del sistema di isolamento

I sistemi considerati in questo lavoro sono stati progettati partendo dall'assegnazione del medesimo spostamento di progetto, coerentemente con i principi di DBD, conseguentemente la valutazione della convenienza non può che effettuarsi sul taglio di progetto dell'edificio, che governa non solo la resistenza da assegnare agli elementi strutturali, ma anche gli eventuali danni attesi agli elementi non strutturali per effetto di accelerazioni di piano e spostamenti relativi.

È immediato sotto questo profilo rilevare come il FPS sia caratterizzato da richieste di valori di taglio molto alte rispetto a tutti gli altri sistemi, soprattutto, ovviamente, rispetto al flat sliding, che taglia in modo più forte il valore dell'azione, ma, come si è visto, paga questa riduzione con maggiori domande di spostamento e forti spostamenti residui.

Se si limita il confronto ai casi del Bow-C e del FPS, si evidenziano incrementi del taglio alla base dell'edificio dal primo al secondo caso dell'ordine del 40% (come si è visto, con simile domanda di spostamento relativo agli isolatori). È evidente come ciò possa essere tradotto in maggiori costi e maggiori perdite attese.

Appare sensato attendersi simili incrementi (dell'ordine del 40%, si vedano le Tabelle 1 e 2) nella domanda di spostamento se si ragionasse a parità di taglio di progetto, come avverrebbe ad esempio nel caso di inserimento di un sistema di isolamento alla base di un edificio esistente, che dovrebbe così essere protetto dal collasso.

In questo caso, il Bow-C consentirebbe risparmi importanti sul costo degli isolatori, dell'ordine del 30-40% come si evince dai dati, sia pure approssimati e sommari, illustrati in Figura 6.

Con tutte le precauzioni già ampiamente sottolineate e le ripetute necessità di analisi più estese, la superiorità del Bow-C appare con evidenza.

6.7 Sulla realizzazione di isolatori con comportamento tipo Bow-C

La realizzazione di isolatori di tipo Bow-C appare immediatamente alla portata della tecnologia. Sotto il profilo delle parti metalliche, la riduzione del raggio di curvatura (la curvatura dovrebbe contribuire solo parzialmente alla rigidità del secondo ramo del ciclo) non appare problematica ed anzi potrebbe portare ad un più facile inserimento dei materiali di scorrimento a basso attrito. La realizzazione di materiali di scorrimento con coefficiente di attrito diverso e la loro collocazione in pochi anelli concentrici appare fattibile senza gravi criticità.

L'uso di maggiori superfici di materiale di scorrimento appare economicamente compensata dall'eliminazione della lastra in acciaio inox, che ovviamente non si renderebbe più necessaria.

Il fissaggio degli anelli alla parte superiore con viti di nylon è una tecnica già sperimentata.

La pastiglia centrale potrebbe essere realizzata in acciaio inox, ma materiali alternativi di eguale efficacia e minor costo (alluminio?) potrebbero essere sperimentati.

Come si è sottolineato, questo tipo di isolatore è oggetto di pre-brevetto depositato, le prove sperimentali necessarie alla sua effettiva produzione saranno effettuate nel prossimo futuro.

6.8 Sulla stabilità delle proprietà degli isolatori

La tecnologia dei materiali utilizzati in isolatori a scorrimento e della loro lavorazione ha fatto progressi enormi negli ultimi anni, consentendo livelli di controllo ed affidabilità delle caratteristiche meccaniche impensabili solo dieci anni fa.

I valori dei coefficienti di attrito di progetto possono essere ottenuti nella pratica con valori del coefficiente di variazione del tutto confrontabili con i fattori di protezione utilizzati nella progettazione. Nei materiali più avanzati la dipendenza del coefficiente di attrito dalla velocità appare in generale trascurabile nei campi di variazione di interesse applicativo.

La dipendenza del coefficiente di attrito dal ca-

rico assiale sembra rimanere significativa e va quindi certamente presa in considerazione nelle fasi di progetto ed analisi.

L'effetto noto come *stick slip*, ovvero il problema di un attrito di primo distacco molto più elevato del coefficiente di attrito dinamico, sembra potere essere fortemente ridotto da prossimi sviluppi della tecnologia.

Tutte queste considerazioni si basano tuttavia su un insieme di dati non ancora adeguatamente sistematico, nonostante il numero di prove effettuate negli ultimi cinque/sei anni sia ragguardevole.

6.9 Sulla necessità di prove sperimentali di studio e di controllo e della loro modellazione

Come si è testé accennato, le prove da effettuarsi, in numero, tipo, caratteristiche devono essere oggetto di attenta riconsiderazione. In particolare si ritiene fondamentale per una più matura utilizzazione di tecniche di isolamento:

- definire le eventuali necessità e limiti di even-

tuali prove pluriassiali;

- definire motivatamente il possibile ricorso a variazioni di scala e velocità;
- caratterizzare i legami fra prove su materiali e prove su isolatori;
- a tal fine, predisporre modelli raffinati atti a simulare le variazioni di pressione e velocità in parti diverse del medesimo apparecchio;
- sviluppare modelli semplificati in grado di riprodurre in modo adeguato gli aspetti fondamentali della risposta.

Ringraziamenti

Gli autori desiderano ringraziare il Prof. Virginio Quaglini per le fondamentali discussioni sul comportamento dei materiali di scorrimento, il Prof. Alberto Pavese per le informazioni e le discussioni circa il comportamento sperimentale degli isolatori e per avere messo a disposizione numerosi dati di prove effettuate presso il TREES Lab della Fondazione Eucentre.

Bibliografia

- Barucci C. (1990) - La casa antisismica: prototipi e brevetti. Gangemi.
- Calvi G.M. (2010) - A lezione dai terremoti. *Progettazione Sismica*, 01, 2010, 3-18.
- Calvi G.M., Ceresa P., Bolognini D., Casarotti C., Auricchio F. (2004) - Effects of Axial Force Variation in the Seismic Response of Bridges Isolated with Friction Pendulum Systems, *Journal of Earthquake Engineering*, 8:SP1.
- Calvi G.M., Pietra D., Moratti M. (2010) - Criteri per la progettazione di dispositivi di isolamento a pendolo scorrevole, *Progettazione Sismica*, 03, 7-30.
- Calvi P.M., Ruggiero D. (in preparation) - Numerical Modeling of Variable Friction Sliding Base Isolators.
- Casarotti C., Pavese A. (2014) - Statistical results of a wide experimental campaign on full scale curved surface sliders, 2nd ECEE&S, Istanbul, DOI: 10.13140/2.1.1394.6248.
- Ceradini, Canevazzi, Panetti, Reycond, Salemi Pace, Camerana (1913) - Istruzioni ed esempi di calcolo delle costruzioni stabili alle azioni sismiche. *Giornale del Genio Civile*, anno II, 545-697.
- Constantinou M.C., Mokha A., Reinhorn A.M. (1990) - Teflon bearings in base isolation I: Testing, *Jour. Struct. Eng.*, ASCE, 116:2, 438-454.
- Constantinou M.C., Mokha A., Reinhorn A.M. (1990) - Teflon bearings in base isolation II: Modeling, *Jour. Struct. Eng.*, ASCE, 116:2, 455-474.
- Danusso A. (1909) - Le costruzioni antisismiche, *Il monitore Tecnico*, 10 agosto, 423-428.
- Fenz D.M., Costantinou M.C. (2008) - Development, implementation and verification of dynamic analysis models for multi-spherical sliding bearings, Technical Report MCEER-08-0018, SUNY, Buffalo, NY.
- Jacobsen L.S. (1960) - Damping in composite structures, Proc., 2nd WCEE, Tokyo, 1029-1044
- Kani K., Takayama M., Wadi A. (2006) - Performance of seismically isolated buildings in Japan, 8th U.S. N.C.E.E., San Francisco, Paper 2181.
- MATLAB and Statistics Toolbox Release 2012a, The MathWorks, Inc., Natick, MA.
- Ministero di Agricoltura, Commercio, Industria (1914). Elenco N. 228, G.U. 12 gennaio 1914, n. 8.
- Murnal P., Sinha R. (2002) - Earthquake resistant design of structures using the variable frequency pendulum isolator. *J. Struct. Eng.*, 128 (7), 870-880.
- Panchal V., Jangid R. (2009) - Seismic Response of Structures with Variable Friction Pendulum System. *Journal of Earthquake Engineering*, 13, 193-216.
- Pant D.R., Wijeyewickrema A.C., ElGawady M.A. (2013) - Appropriate viscous damping for nonlinear time-history analysis of base-isolated reinforced concrete buildings, *Earthquake Engng Struct. Dyn.*, 42: 2321-2339.
- Pecker A. (2005) - Design and Construction of the Rion Antirion Bridge Foundations. Proc., 1st Greece-Japan Conf. on Seismic Design, Observation, Retrofit of Foundations, Athens, 119-130.
- Petrini L., Maggi C., Priestley M.J.N., Calvi G.M. (2008) - Experimental verification of viscous damping modeling for inelastic time history analyses, *Journal of Earthquake Engineering*, 12:1, 125-145.
- Plinius G.S. (circa 79) - *Naturalis Historia*. Liber XXXVI, xxi, 95.
- Priestley M.J.N., Calvi G.M. (2002) - Strategies for Repair and Seismic Upgrading of Bolu Viaduct 1, Turkey, *Journal of Earthquake Engineering*, 6:SP1, 157-184.
- Priestley M.J.N., Calvi G.M., Kowalsky M.J. (2007). *Displacement Based Seismic Design of Structures*, IUSS Press, Pavia.
- Regio Decreto 18 aprile 1909, n. 193. G.U. del 22 aprile 1909, n. 95.
- Zayas V., Low S. (1990) - A Simple Pendulum Technique for Achieving Seismic Isolation, *Earthquake Spectra*, 6:2, 317-333.

Gli Autori

Paolo Martino Calvi

Laureatosi presso il Dipartimento di Meccanica Strutturale dell'Università di Pavia nel 2010, ha ottenuto un Dottorato di Ricerca al Department of Civil Engineering dell'Università di Toronto (Canada) discutendo una tesi su "A Theory for the Shear Behaviour of Cracks Providing a Basis for the Assessment of Cracked Reinforced Concrete Structures" (Relatori: Prof. Michael P. Collins and Evan C. Bentz).

Attualmente è Visiting Research Scholar presso il Department of Civil, Structural and Environmental Engineering dell'Università di Buffalo (NY, Stati Uniti), dove lavora con il Prof. Andre Filiatrault.

Matteo Moratti

Ingegnere strutturista, Direttore Tecnico della Società di Ingegneria Studio Calvi S.r.l. Svolge la propria attività occupandosi di progettazione, direzione lavori e collaudo di strutture in cemento armato normale e precompresso, strutture in acciaio e strutture in legno seguendo commesse nazionali ed internazionali nell'ambito della progettazione ex-novo e dell'adeguamento di edifici ed infrastrutture esistenti.

Dal 2012 è inoltre Professore a contratto per il corso

"Teoria e progetto di ponti" all'Università di Pavia. Ha partecipato, in qualità di relatore, a diversi corsi di aggiornamento per professionisti, principalmente sul tema dell'isolamento di strutture e sistemi dissipativi aggiuntivi.

Gian Michele Calvi

Coordinatore delle attività post laurea dell'Istituto Universitario di Studi Superiori (IUSS) di Pavia, è Professore Ordinario di Tecnica delle Costruzioni e Direttore del Centro di Formazione Post-Laurea e Ricerca in Ingegneria Sismica e Sismologia.

È Direttore della School in Understanding and Managing Extremes (oggi UME, iniziata come ROSE School), membro del Consiglio di Amministrazione della Fondazione GEM (Global Earthquake Model) e, dal 2012, uno dei direttori della International Association of Earthquake Engineering, cui sono associati 52 paesi.

È autore di oltre 300 pubblicazioni su temi di progettazione e valutazione di diversi tipi strutturali, tra le quali i volumi: *Seismic design and retrofit of bridges* (con M.J.N. Priestley e F. Seible, Wiley, 1996, tradotto anche in Cinese ed in Giapponese) e *Displacement-based seismic design of structures* (con M.J.N. Priestley e M.J. Kowalsky, 2007).

Convegno Nazionale organizzato da CSPFea

ANALISI DI FRAGILITÀ DELLE INFRASTRUTTURE

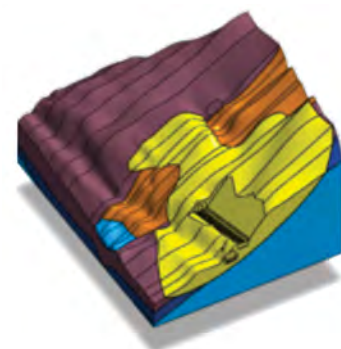
La simulazione numerica 3D di fenomeni complessi nelle grandi opere

ROMA 21 maggio 2015 - dalle ore 8.45 alle 18.00
Hotel Dei Congressi Roma - Viale Shakespeare, 29 - Roma

Professionisti, docenti universitari ed enti pubblici si alterneranno come relatori per quella che sarà una giornata all'insegna di presentazioni di progetti di modellazione numerica 3D applicata a grandi opere: strutture geotecniche, ponti e infrastrutture. Il convegno è ad iscrizione gratuita fino ad esaurimento posti.

Di seguito il programma, in fase di aggiornamento:

- 8.45** Saluti e presentazione della giornata CSPFea
- 9.00** Saluti da parte del Presidente OICE, Ing. Patrizia Lotti
- 9.15** Saluti da parte del Presidente Ordine Ingegneri di Roma, Ing. Carla Capiello (*in attesa di conferma)
- 9.30** I passi della modellazione geotecnica: esempi applicativi 3D
Prof. Riccardo Castellanza – Università Bicocca, Milano
- 10.10** Reattore nucleare di Latina: Modellazione avanzata FEM e verifica sismica delle strutture
Ing. Giuseppe Moretti - S.R.S Servizi di Ricerche e Sviluppo Srl, Sogin S.p.a Roma
- 10.45** Calcolo di dighe a gravità in RCC
Ing. Alessandro Masciotta - Studio Masciotta, Roma
- 11.15** Pausa
- 11.35** Rivalutazione sismica di dighe a gravità esistenti ai sensi della nuova norma italiana, DM 26/6/2014
Ing. Massimo Griffini e Ing. Stefano Griffini – Studio Griffini S.r.l. Milano
- 12.00** Analisi SLE con modello 3D di fondazione speciale del nuovo ponte a grandi campate sul fiume Piave. Lavori di ampliamento A4 VE-TS.
Prof. Francesco Colleselli, Ing. Giuseppe Colleselli - Studio Colleselli & P., Padova
- 12.25** Cityringen Copenhagen Metro: effetti indotti sul Magasin di Nord durante lo scavo dei tunnel con TBM
Ing. Alessandro Damiani - Lombardi Ingegneria S.r.l., Milano
- 12.50** Domande e fine sessione - Pausa pranzo
- 14.00** Introduzione parte pomeridiana
- 14.30** L'analisi affidabilistica del patrimonio esistente di ponti ferroviari (*titolo da definire)
Prof. Claudio Modena – Università di Padova
- 15.10** Il programma delle verifiche sismiche delle opere ferroviarie, le attività in corso e i primi risultati (*titolo da definire)
Ing. Paola Firmi, Responsabile di Standard Infrastruttura Civile e Sperimentale RFI, Ing. Marco Tisalvi - Direzione Tecnica Responsabile Ponti RFI, Roma
- 15.35** Terzo ponte sul Bosforo. Le fondazioni, dal dimensionamento alla costruzione
Ing. Cecile Cremer - Lombardi Ingegneria S.r.l., Milano
- 16.00** Pausa
- 16.15** Impiego della modellazione numerica per l'analisi dell'accoppiamento tra strutture massive esistenti e nuovi getti
Ing. Giuseppe Sembenelli, Ing. Andrea Dal Fabbro – Sembenelli Consulting, Milano
- 16.40** Il viadotto Caffaro sull'autostrada A3 a Lauria: un'opera speciale per risolvere un problema ambientale irrisolvibile
Prof. Giuseppe Matildi, Ing. Carlo Vittorio Matildi, Ing. Stefano Isani - MATILDI & Partners, Bologna
- 17.05** Progetto del ponte sul fiume Nyanga in Gabon (* titolo da definire)
Ing. Luciano Gioacchini – SBG & Partners, Roma (* in attesa di conferma)
- 17.30** Domande & Chiusura Lavori



Il programma è in fase di definizione.

Per aggiornamenti e iscrizioni, visitare www.progettazioneisimica.it o la sezione EVENTI del sito www.cspfea.net

PROGETTAZIONE SISMICA

Progettazione Sismica è media partner di due importanti eventi che si terranno nel mese di giugno e ai quali presenzieranno studiosi di fama internazionale che terranno relazioni a invito sui progressi più recenti dell'ingegneria civile.

OpenSees Days Italy 2a Conferenza Italiana

> Salerno
10-11 giugno 2015

OpenSees, sviluppato a Berkeley negli anni '90, è un programma open source per l'analisi strutturale e la simulazione della risposta di sistemi strutturali e geotecnici soggetti ad azioni di varia natura, tra cui quelle sismiche.

Argomenti

OpenSees come strumento di ricerca e progettazione in Italia, Modellazione di sistemi strutturali e geotecnici, Analisi non lineare, Calcolo parallelo e cloud computing, Interfacce grafiche, Casi di studio.

**Per maggiori informazioni
e il programma completo:**
www.openseesdays.org
info@openseesdays.org

ACE 2015 The 2nd International Symposium on Advances in Civil and Infrastructure Engineering

> Vietri sul Mare
12-13 giugno 2015

ACE 2015, conferenza ufficiale della International Association for Innovation in Structural Engineering (i-Struct), si propone come forum internazionale nel quale ricercatori e professionisti possano discutere sui progressi più recenti nel campo dell'ingegneria civile.

Argomenti

Sistemi ibridi e innovazione nei metodi di progettazione; Costruzione, monitoraggio e controllo per strutture di grandi dimensioni; Tecniche avanzate di sperimentazione; Tecniche avanzate di rilevamento e reti di sensori; Materiali ad alte prestazioni; Materiali e strutture intelligenti; Identificazione strutturale e individuazione del danno; Affidabilità e durabilità strutturale; Ingegneria antisismica; Ingegneria del vento; Prevenzione dei disastri e mitigazione della pericolosità per infrastrutture civili; Riabilitazione, rinforzo e adeguamento strutturali; Azioni estreme.

**Per maggiori informazioni
e il programma completo:**
www.ace2015.org
info@ace2015.org

PRO_SAP

PROfessional **Str**uctural **A**nalysis **PR**ogram

20 anni di successi!

