

Prove sperimentali in situ per la caratterizzazione dinamica di una struttura e relativa sottostruttura con controllo sismico passivo

Donato Cancellara¹, Antonia de Majo¹, Mariano Modano¹ & Mario Pasquino¹

¹Dipartimento di Ingegneria Strutturale, Università degli Studi di Napoli "Federico II"

E-mail: donato.cancellara@unina.it, a.demajo@unina.it, modano@unina.it, pasquino@unina.it

Parole chiave: identificazione strutturale, controllo passivo, sottostruttura

Lo studio presentato è il risultato di un'attività sperimentale eseguita su strutture in scala 1:1, e si propone di risolvere il classico problema inverso di identificazione strutturale su particolari strutture. Sono state analizzate due strutture in c.a.p. identiche per dimensioni e caratteristiche meccaniche che si differenziano in quanto il primo modello è base fissa (BF), mentre il secondo modello si presenta a base isolata (BI). L'esigenza di dotare una struttura, sia pur monopiano, di isolamento sismico alla base, è legata al voler garantire un comportamento elastico anche in presenza di un evento sismico con probabilità di superamento del 10% in 50 anni ($T_R = 475$ anni) previsto dalle attuali normative per la verifica allo SLU. Evento sismico per il quale l'analoga struttura a base fissa condurrebbe la stessa in condizioni al limite del collasso.

Lo studio è rivolto ad un ulteriore modello strutturale che prevede il posizionamento, in corrispondenza del secondo impalcato della struttura in c.a.p. a base fissa, di una sottostruttura metallica dotata di isolamento alla base.

L'isolamento della sottostruttura riveste una particolare importanza quando, senza ingenti investimenti per isolare l'intera struttura principale, si voglia salvaguardare il più possibile un suo contenuto (strumentazione di precisione, apparecchiature, etc.). Pur ammettendo che la struttura si danneggi anche irreparabilmente come avviene per una struttura a base fissa in condizioni di SLU, si vuole non far subire danneggiamenti ad una parte del suo contenuto. Il sistema di isolamento è realizzato mediante opportuni e innovativi dispositivi meccanici costituiti da molle a funi d'acciaio ed unità di trasferimento a sfera. La sottostruttura ha caratteristiche geometriche ed inerziali simili a quelle dei gruppi di continuità che generalmente vengono adottati negli ospedali per garantire l'alimentazione elettrica alle apparecchiature di importanza strategica, anche in caso di eventi sismici. I modelli di calcolo adottati hanno richiesto una attenta calibrazione delle caratteristiche meccaniche del sistema di isolamento della sottostruttura, in termini di rigidità e in particolar modo in termini di smorzamento e quindi di riproduzione del ciclo isteretico del dispositivo. La sperimentazione svolta è stata di fondamentale importanza per tarare il corretto valore dello smorzamento viscoso equivalente ed inoltre ha permesso di intervenire iterativamente sui modelli di calcolo, in modo tale da renderli il più possibile rispondenti al reale comportamento della struttura nel suo complesso.

La sperimentazione è stata eseguita utilizzando una tecnica di eccitazione armonica tramite vibrodina posizionata in corrispondenza del baricentro dell'impalcato superiore delle strutture prefabbricate. Sono stati utilizzati come sensori degli accelerometri triassiali, posizionati secondo la direzione di indagine; un sistema di acquisizione dati; un PC con relativo software per il salvataggio del segnale nonché per la sua elaborazione.

Tale sperimentazione tramite un procedimento di analisi modale sperimentale, ha permesso di validare i modelli di calcolo in assenza della sottostruttura, nonché il modello di calcolo costituito dalla struttura principale prefabbricata con la sottostruttura metallica a Base Isolata.

1 INTRODUZIONE

La significativa pericolosità sismica di gran parte del territorio italiano richiede l'adozione di tecniche adeguate ed efficaci per la mitigazione degli effetti dei terremoti sulle strutture. L'adeguata protezione sismica di una struttura e/o del suo contenuto richiede una approfondita conoscenza del comportamento dinamico della costruzione. E' ben noto che due sono i possibili approcci che ne permettono lo conoscenza: approccio analitico ed approccio sperimentale. In tale ottica riveste un ruolo rilevante l'analisi modale sperimentale per l'esecuzione di analisi strutturali accurate e la valutazione del comportamento effettivo della struttura in opera. Spesso la struttura che si vuole monitorare o anche progettare risulta affetta da diverse variabili non facilmente determinabili apriori e quindi non facilmente inseribili con un valore corretto nelle analisi strutturali. Solo un'analisi che prevede la risoluzione di un "problema inverso" quale l'analisi modale sperimentale, permette di conoscere approfonditamente la struttura nota la sua risposta e la causa eccitante.

Nel caso oggetto di studio, tale procedura ha permesso di valutare in modo accurato lo smorzamento strutturale delle strutture in c.a.p. che sappiamo svolgere un ruolo fondamentale per la corretta stima delle frequenze e dei modi di vibrare di una struttura. Inoltre l'analisi sperimentale ha permesso di validare una particolare modellazione riguardante la struttura in c.a.p. con una sottostruttura metallica protetta sismicamente tramite isolamento alla base.

2 DESCRIZIONE DELLE STRUTTURE PRINCIPALI IN C.A.P.

La struttura progettata presenta quattro pilastri poggiati su un dado di fondazione realizzato in calcestruzzo armato gettato in opera. La quota di imposta del dado di fondazione è pari a -1,60 m dall'estradosso del primo impalcato che rappresenta la quota di riferimento (0,00 m).

I pilastri hanno forma quadrata con sezione 50x50cm e il singolo elemento pilastro ha una luce complessiva di circa 3,90 m. La struttura presenta a quota (0,00 m) e a quota (+3,55 m) dal piano di posa della fondazione, rispettivamente il primo e il secondo solaio. Entrambi sono realizzati con elementi prefabbricati tipo alveolare e sono orditi secondo la direzione trasversale, poggiando su due travi in calcestruzzo armato precompresso. Si evidenzia che, parallelamente all'orditura dei solai non vi sono travi di collegamento tra i pilastri. Il solaio ha uno spessore di 20+5cm e le travi portanti del solaio hanno sezione resistente rettangolare con base di 50cm ed altezza di 45cm, inoltre presentano lateralmente una sella avente lunghezza di 20cm ed altezza iniziale di 25cm con sezione variabile. Per il modello a base isolata, gli isolatori elastomerici ad alto smorzamento (HDRB) adottati, sono ancorati ai dadi di fondazione mediante quattro tirafondi.



Struttura a Base Fissa (BI)



Fig. 1 - Telai studiati: a sinistra telaio a Base Fissa; a destra telaio a Base Isolata



Struttura a Base Isolata (BF)

2 METODO DI ANALISI E MODELLAZIONE DEGLI ISOLATORI

La risposta strutturale è stata valutata mediante analisi dinamiche lineari e non lineari. Queste ultime sono state eseguite utilizzando un rapido algoritmo di calcolo, rappresentato dalla Fast Non Linear analysis (FNA). Nell'ottica di eseguire un'analisi modale sperimentale che sappiamo basarsi sulle ipotesi fondamentali di linearità, stazionarietà e osservabilità, si focalizza l'attenzione sulle sole analisi in regime lineare.

Merita un approfondimento la modellazione del sistema di isolamento, costituito da dispositivi elastomerici ad alto smorzamento che sappiamo essere fortemente caratterizzati da un comportamento non lineare per la variabilità della rigidità orizzontale e dello smorzamento al variare della deformazione tagliate. I modelli non lineari più sofisticati per una modellazione non lineare sono i modelli Bouc.Wen. E' da osservare che la sperimentazione svolta ha permesso di valutare le differenze esistenti tra il valore dello smorzamento viscoso adottato nelle analisi dinamiche, e il valore effettivo che tiene conto di ulteriori fonti di dissipazione non facilmente valutabili a priori, ma solo tramite un'analisi modale sperimentale. Lo stesso dicasi per il valore di deformazione orizzontale degli isolatori, in quanto la modellazione non lineare adottata, per quanto sofisticata, non permette di aggiornare il valore di rigidità al variare della deformazione tagliante. Questo aspetto rappresenta una limitazione di tali modelli, per altro gli unici possibili da poter implementare con i più avanzati programmi di calcolo FEM. Si auspica l'introduzione, in tali programmi di calcolo, di opportuni elementi finiti non lineari le cui caratteristiche di rigidità possano aggiornarsi in tempo reale con il variare del livello di deformazione raggiunto. Pertanto, nel modello analitico, non conoscendo a priori il livello di deformazione subito dal sistema di isolamento non si riesce a settare in maniera corretta il ciclo isteretico degli isolatori, tale da preferire una modellazione lineare equivalente che basandosi su un minor numero di parametri da calibrare (rigidità secante equivalente e smorzamento viscoso equivalente) la rende più robusta e affidabile.

Per la struttura prefabbricata a Base Fissa e a Base Isolata, sono state condotte prove con diverse frequenze della forzante esterna, con l'obiettivo di determinare sperimentalmente la prima frequenza di risonanza della struttura e quindi la frequenza propria di vibrazione.

Si ricorda che il valore così ottenuto, è stato adottato per la struttura a Base Isolata al fine di calibrare il valore di rigidità secante equivalente del sistema di isolamento; mentre gli spostamenti misurati sono stati utilizzati per individuare lo smorzamento viscoso equivalente da assegnare ad entrambi i modelli di calcolo.

Si illustrano nei paragrafi successivi l'attrezzatura utilizzata nella sperimentazione nonché i risultati ottenuti.

3 DESCRIZIONE DELLA SPERIMENTAZIONE

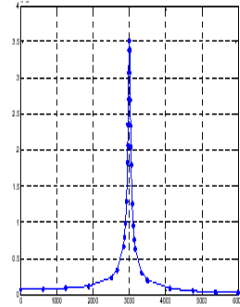
Le strutture esaminate sono ubicate presso lo stabilimento "PREFAB.I." sito nel comune di Montefredane in provincia di Avellino. Su tali strutture sono state condotte delle prove dinamiche, al fine di calibrare e validare i modelli analitici attraverso un confronto numerico tra i risultati sperimentali e i risultati restituiti dai modelli di calcolo.

Si descrive nel dettaglio la *tecnica di eccitazione* necessaria per far vibrare la struttura al fine di misurarne la risposta tramite un adeguato *sistema di acquisizione*.

3.1 TECNICA DI ECCITAZIONE E STRUMENTAZIONE ADOTTATA

E' stata adottata la tecnica Stepped-Sine Testing che sappiamo essere il classico metodo di misura della funzione di risposta in frequenza in cui il segnale di comando inviato dall'eccitatore è

una sinusoidale discreta con ampiezza e frequenza fissa. Pertanto, si fornisce un ingresso sinusoidale di ampiezza e frequenza note e si valuta la risposta. La funzione di trasferimento armonica, viene costruita per punti facendo variare la frequenza. Per ottimizzare l'elaborazione dei dati si è adottato la seguente procedura: aumentare la densità dei punti nelle zone di risonanza, mentre diminuirla nelle zone dove la funzione di risposta in frequenza non presenta variazioni importanti, come evidenziato in figura.



La vibrodina utilizzata per la generazione delle sollecitazioni dinamiche ha un funzionamento basato sulla rotazione di due piatti in contrapposizione, su cui sono calettate delle masse cilindriche che generano una forza orizzontale variabile nel tempo.

La forzante è direttamente proporzionale al raggio del disco, ovvero alla distanza (e) tra l'asse di rotazione dei piatti e le masse concentrate; al quadrato della velocità angolare (ω^2) ed alle masse (m). L'andamento della forzante in funzione del tempo, si presenta pertanto di tipo sinusoidale e può essere espressa attraverso una relazione del tipo:

$$F(t) = \omega^2 \cdot r \cdot m \cdot \text{sen}(\omega t)$$

La vibrodina è stata posizionata centrandola in corrispondenza del baricentro dell'impalcato superiore.

I sensori utilizzati sono degli accelerometri triassiali e sono stati posizionati secondo la direzione di indagine. In particolare, 4 accelerometri sono stati posizionati in corrispondenza dei pilastri della struttura prefabbricata (Fig. 2; Fig. 3; Fig. 4); 1 accelerometro in corrispondenza della vibrodina; 1 accelerometro in sommità alla sottostruttura metallica; 1 accelerometro in corrispondenza del secondo impalcato della struttura prefabbricata .

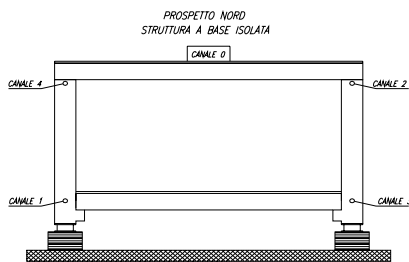


Fig. 2 - Disposizione accelerometri sulla struttura BI

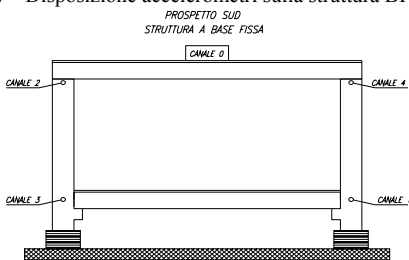


Fig. 3 - Disposizione accelerometri sulla struttura BF

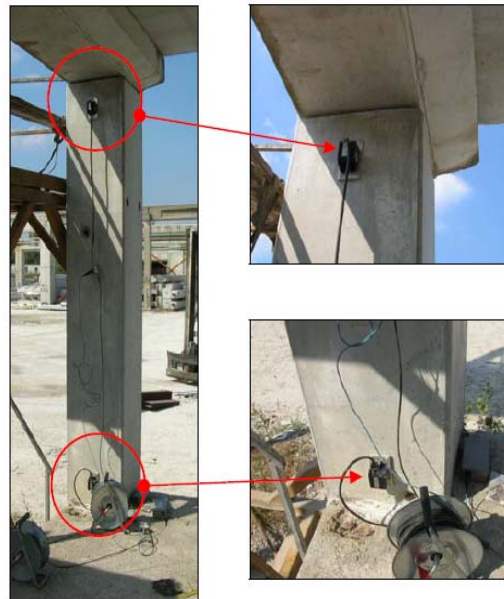


Fig. 4 - Pilastro strumentato

La sperimentazione è stata svolta facendo variare la frequenza dell'inverter in modo che la velocità di rotazione delle masse della vibrodina venisse gradualmente aumentata e il controllo della frequenza effettiva, venisse ottenuto mediante analisi in tempo reale del segnale proveniente da uno dei diversi accelerometri installati. In particolare, nell'istante in cui la frequenza desiderata veniva raggiunta ed il segnale rilevato si stabilizzava, si procedeva all'acquisizione e memorizzazione dei segnali provenienti dagli accelerometri, mediante PC. Il problema è stato studiato adottando diversi valori per la frequenza della forzante esterna.

Più precisamente, quando la frequenza del carico si avvicinava al valore di una delle frequenze naturali del sistema sollecitato, si determinava un fenomeno di amplificazione degli effetti (spostamenti, deformazioni e sollecitazioni) che raggiungeva il suo massimo nel momento in cui la frequenza della forzante coincide con il valore della frequenza propria della struttura.

I dati acquisiti, opportunamente memorizzati, sono stati successivamente elaborati così da ottenere in corrispondenza di ogni frequenza di eccitazione e per ciascun canale, l'andamento dell'accelerazione e degli spostamenti.



Fig. 5 - Posizione della vibrodina

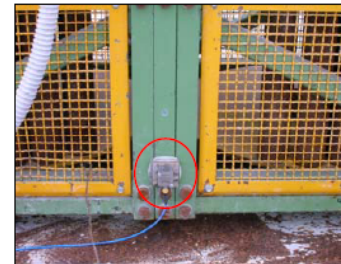


Fig. 6 - Posizione accelerometro sulla vibrodina

4 RISULTATI DELLA SPERIMENTAZIONE PER LE STRUTTURE IN CAP

Per la struttura prefabbricata a Base fissa e a Base Isolata, sono state condotte prove con diverse frequenze della forzante esterna, con l'obiettivo di determinare sperimentalmente la prima frequenza di risonanza della struttura e quindi la frequenza propria di vibrazione.

Si ricorda che il valore così ottenuto, è stato adottato per la struttura a Base Isolata al fine di calibrare la rigidità dei dispositivi del sistema di isolamento; mentre gli spostamenti misurati sono stati utilizzati per individuare lo smorzamento viscoso equivalente da assegnare ai modelli di calcolo.

La non possibilità di determinare apriori il valore dello smorzamento, è legato all'incertezza del comportamento delle connessioni che vincolano le travi ai pilastri. Infatti, i nodi di connessione non possono essere considerati rigidi in quanto realizzati mediante degli spinotti in acciaio che fuoriuscendo dal pilastro si innestano nelle travi. Ciò comportava che durante le oscillazioni della struttura si verificavano scorrimenti dovuti al rifollamento del calcestruzzo in corrispondenza degli alloggi degli spinotti metallici che contribuiscono a disperdere energia.

Inoltre, come tutti i sistemi reali, esistono fonti di dissipazione la cui natura è da attribuire all'attrito interno associato alla struttura molecolare del materiale.

Rinunciando ad una determinazione dettagliata delle varie aliquote di smorzamento si è pensato di condensare in un unico parametro "v" che consideri i fenomeni appena illustrati.

Per determinare "v" si è intervenuti sul modello analitico corretto con la rigidità determinata a valle della sperimentazione, facendo in modo che lo spostamento del modello analitico coincidesse con quello misurato in sommità della struttura in fase sperimentale.

Questo modo di procedere ha condotto per la struttura BI ad un valore dello smorzamento viscoso equivalente dell'8 % a fronte del valore iniziale imposto del 10%.

Per la struttura BF lo smorzamento viscoso equivalente ha raggiunto valori dell'11%, di gran lunga superiore allo smorzamento strutturale del 5% fissato nel modello analitico iniziale.

Si è osservato inoltre che sul modello a Base Fissa lo smorzamento è risultato addirittura maggiore di quello a base isolata. Tale aspetto è sicuramente connesso all'incremento dell'effetto "rifollamento" delle giunzioni non chiamata in causa nella struttura BI che presenta un comportamento rigido al di sopra del sistema di isolamento in cui è concentrata l'intera dissipazione.

Si procede ad affrontare un problema di analisi modale sperimentale, per validare in modo definitivo il modelli di calcolo relativi alla struttura principale prefabbricata a Base Fissa e a Base Isolata.

La validazione dei modelli di calcolo avviene avvalendosi delle *transfer function*, ottenute dall'elaborazione dei dati sperimentali. Tali funzioni permettono in modo semplice e rapido di valutare le frequenze proprie della struttura.

La prima transfer function è riferita all'impalcato superiore della struttura prefabbricata a Base Fissa, mentre la seconda transfer function fa riferimento all'impalcato superiore della struttura prefabbricata a Base Isolata.

E' stato possibile tracciare le transfer function, grazie alle registrazioni in termini di accelerazione e spostamento in corrispondenza di diverse frequenze della vibrodina. Si riportano nel seguito le time-history più significative, nonché la funzione di trasferimento come funzione riassuntiva di tutte le registrazioni.

Per la struttura BF, si riportano le time-history in termini di spostamento e accelerazione registrate dal canale 4 e dal canale 1 in fase di risonanza cioè quando la vibrodina è impostata su 256 giri/min (lettura inverter = 25.6).

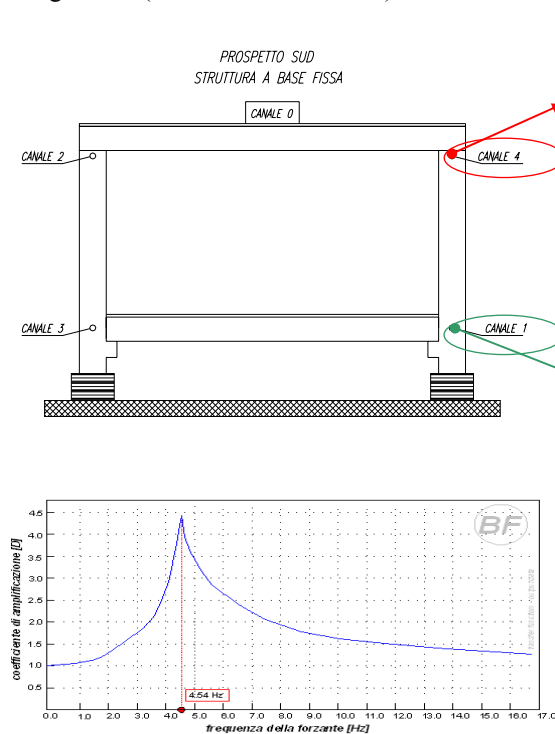
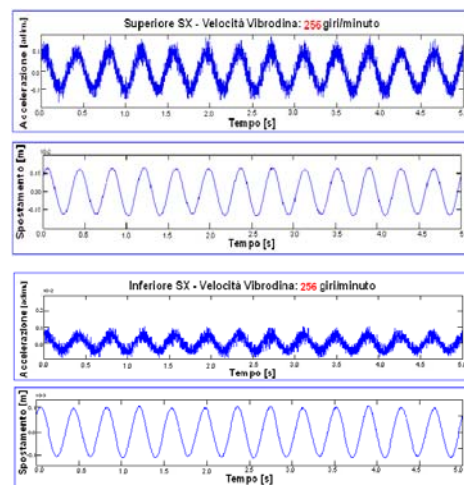


Fig. 7 - Transfer Function struttura BF



$$f_1 = 4.54 \text{ Hz} \rightarrow T_1 = \frac{1}{f_1} = 0.22 \text{ sec}$$

n.° modal	Period	CircFreq
	Sec	rad/sec
1	0.210626	29.831
2	0.210613	29.833
3	0.085106	73.828

Fig. 8 - Output modello di calcolo

Per la struttura BI, si riportano le time-history in termini di spostamento e accelerazione registrate dal canale 4 e dal canale 1 in fase di risonanza cioè quando la vibrodina è impostata su 65 giri/min (lettura inverter = 6.5).

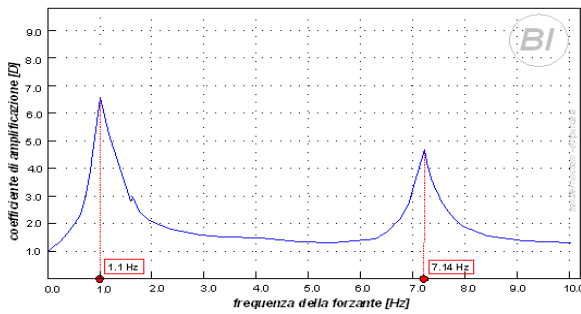
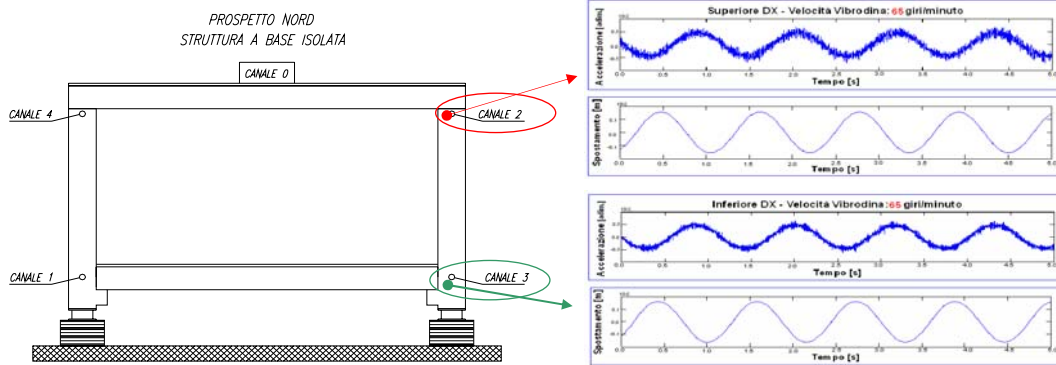


Fig. 9 - Transfer Function struttura BI

$$f_1 = 1.1 \text{ Hz} \quad f_2 = 7.14 \text{ Hz}$$

$$T_1 = \frac{1}{f_1} = 0.90 \text{ sec} \quad T_2 = \frac{1}{f_2} = 0.14 \text{ sec}$$

n.° modal	Period Sec	CircFreq rad/sec
1	0.889869	7.0608
2	0.889867	7.0608
3	0.508881	12.347
4	0.139022	45.196
5	0.139015	45.198
6	0.059741	105.17

Fig. 10 - Output modello di calcolo

5 DESCRIZIONE DELLA SOTTOSTRUTTURA IN ACCIAIO

Analizzate le strutture principali prefabbricate, si è passati alla identificazione strutturale e alla calibrazione del modello di calcolo di strutture con isolamento parziale. In tale categoria rientrano parti di strutture la cui dimensione è particolarmente ridotta rispetto alle dimensioni totali dell'edificio in cui sono alloggiate. L'applicazione è particolarmente utile al fine di proteggere ambienti con apparecchiature particolarmente sensibili ad accelerazioni indotte dal sisma.

Nello specifico è stato analizzato un cabinet realizzato con profili metallici scatolari da installare su telai prefabbricati oggetto della sperimentazione.

La sottostruttura è costituita da elementi scatolari (60x60x5mm) i cui collegamenti sono realizzati mediante saldature, tali da costituire dei nodi rigidi.

La sottostruttura metallica, viene analizzata prima a base fissa e successivamente a base isolata, considerando un sistema di



Fig. 11 - Caratteristiche geometriche della sottostruttura metallica

isolamento caratterizzato da originali dispositivi costituiti da *molle a funi d'acciaio ed unità di trasferimento a sfera*. La rigidezza da assumere per il sistema di isolamento è derivata da una adeguata progettazione che verrà brevemente illustrata nel seguito. Nello specifico, il singolo dispositivo presenta medesima rigidezza nelle due direzioni X e Y e tale rigidezza è pari a 4.9 N/mm (=5 Kg/cm). Ciò equivale ad idealizzare la sottostruttura con un sistema di isolamento a scorrimento e una molla in direzione X e Y di rigidezza pari a: $4 \cdot 4.9 \text{ N/mm} = 19.6 \text{ N/mm}$. Si ritiene opportuno osservare che l'idealizzazione rigorosa del sistema di isolamento deve avvenire oltre che con una molla di rigidezza estensionale (k), anche con un dissipatore con costante di dissipazione (b).



Fig. 12 – Calibrazione del sistema di isolamento

Nel caso in esame il dispositivo di isolamento permette di sconnettere il moto della sottostruttura metallica da quello della struttura principale prefabbricata, ma non presenta dissipazioni ingegneristicamente significative tanto che si è scelto di non farle rientrare nel modello di calcolo e quindi si è assunto $b=0$.

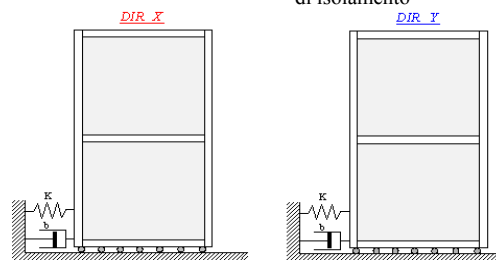


Fig. 13 – Semplificazione del sistema di isolamento

Si ricorda che l'isolamento di una struttura riveste una particolare importanza quando, senza ingenti investimenti per isolare l'intera struttura principale, si voglia salvaguardare il più possibile un oggetto quale strumentazione di precisione, opera di interesse artistico, contenuto al suo interno.

E' importante precisare che la rigidezza del sistema di isolamento deve derivare da un predimensionamento rivolto a ridurre le sollecitazioni sulla sottostruttura legate ai fenomeni da "corpo deformabile" e ad evitare i problemi legati ad atti di moto rigido cioè fenomeni di ribaltamento e di oscillazione (fenomeni di rocking).

Il primo problema viene fronteggiato assegnando un valore alla rigidezza del sistema di isolamento tale da spostare il periodo proprio del sistema verso valori a cui corrisponde un valore decisamente più modesto dell'azione sismica sollecitante derivante da un abbattimento dell'ordinata dello spettro di risposta del sisma di progetto. I restanti due problemi vengono fronteggiati ritornando sul valore di rigidezza della molla (in genere riducendolo) in modo da evitare tali fenomeni. Solo evitando anche i problemi di ribaltamento nonché i fenomeni di rocking che sappiamo produrre incrementi di sollecitazione nelle zone d'urto per effetto del moto relativo tra sottostruttura e basamento, si arriva ad un valore della rigidezza compatibile con gli obiettivi del sistema di isolamento.

Nel presente studio, gli ultimi due problemi non rivestono alcun interesse poiché il sistema di isolamento è ancorato rigidamente alla struttura principale e alla sottostruttura e quindi il predimensionamento è decisamente più semplice poiché rivolto esclusivamente a ridurre le azioni sollecitanti tramite l'elongazione del periodo proprio di vibrazione.

6 VALUTAZIONI SUL SISTEMA DI ISOLAMENTO DELLA SOTTOSTRUTTURA

L'isolamento della sottostruttura rientra tra le tecniche di isolamento passivo in cui cioè si mira a ridurre gli effetti delle azioni dinamiche (accelerazioni e spostamenti) su una struttura o apparecchiatura per effetto del moto del suo "supporto". Nel caso in esame la struttura è un telaio metallico e il suo supporto è rappresentato dalla struttura principale prefabbricata che eccitata dalla vibrodina oscilla e, a seguito del suo moto genera azioni dinamiche sulla sottostruttura.

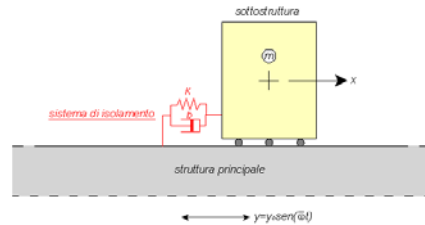


Fig. 14 - Isolamento della sottostruttura

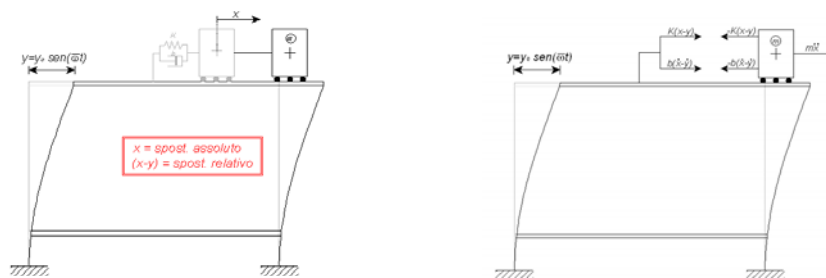


Fig. 15 - Equilibrio delle forze agenti

Il dimensionamento del sistema di isolamento della sottostruttura deve mirare a raggiungere valori del coefficiente di trasmissione (T) minori dell'unità, ricordando che tale coefficiente rappresenta il rapporto tra l'effetto trasmesso (x_T) e quello eccitante (y). In particolare, se si indica con $y = y_0 \cdot \sin \bar{\omega}t$ lo spostamento che la struttura prefabbricata imprime alla sottostruttura e con x lo spostamento assoluto della sottostruttura stessa, l'equazione del moto è la seguente:

$$m\ddot{x} + b(\dot{x} - \dot{y}) + k(x - y) = 0 \quad (1)$$

esplicitando si ottiene:

$$m\ddot{x} + b\dot{x} + kx = b\bar{\omega}y_0 \cos \bar{\omega}t + ky_0 \sin \bar{\omega}t \quad (2)$$

Ponendoci in condizione di regime e quindi trascurando l'integrale dell'omogenea associata, possiamo riportare la risposta governata dal solo integrale particolare:

$$x(t) = y_0 b \cdot \frac{\bar{\omega}}{k} \cdot N \cos(\bar{\omega}t - \varphi) + y_0 N \sin(\bar{\omega}t - \varphi) \quad (3)$$

dove:

$$N = \left[(1 - \beta^2)^2 + (2\nu\beta)^2 \right]^{-1/2} \quad \text{e} \quad \tan \varphi = \frac{2\nu\beta}{1 - \beta^2}$$

Osservando l'ultima l'equazione (3), si nota che i due termini armonici risultano in quadratura cioè istante per istante tra loro ortogonali e quindi l'ampiezza massima del moto della sottostruttura si ottiene componendo vettorialmente le ampiezze delle due armoniche (R) ed (S):

$$x(t) = \underbrace{y_0 \cdot \frac{\bar{\omega}}{k}}_R \cdot N \cos(\bar{\omega}t - \varphi) + \underbrace{y_0 N}_{S} \sin(\bar{\omega}t - \varphi)$$

$$x(t) = R \cdot \cos(\bar{\omega}t - \varphi) + S \cdot \sin(\bar{\omega}t - \varphi) \quad (4)$$

$$x_T = y \cdot \sqrt{\frac{1 + (2\nu\beta)^2}{(1 - \beta^2)^2 + (2\nu\beta)^2}} \rightarrow T = \frac{\sqrt{1 + \left(2 \cdot \frac{b}{\sqrt{k \cdot m}} \cdot \frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2}}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2\right)^2 + \left(2 \cdot \frac{b}{\sqrt{k \cdot m}} \cdot \frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2}} \rightarrow T = \frac{x_t}{y} = \sqrt{\frac{1 + (2\nu\beta)^2}{(1 - \beta^2)^2 + (2\nu\beta)^2}}$$

In Fig. 16 è possibile osservare il coefficiente di trasmissione (T) in funzione di β e dello smorzamento relativo ν . Si osserva che quando $\beta=0$ tutte le curve di risonanza passano per $T=1$ e ciò accade quando l'azione non è dinamica bensì è applicata staticamente (caso sicuramente diverso da quello in esame) oppure se la rigidità del sistema di isolamento è infinita e in questo caso l'azione dinamica viene trasmessa dalla struttura principale alla

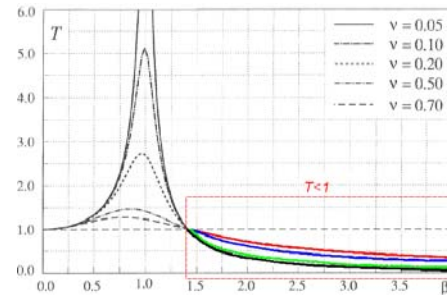


Fig. 16- Possibili ipotesi progettuali con coefficiente di trasmissione < 1

sottostruttura senza essere minimamente “filtrata”. Dalle curve si osserva che qualora l’isolamento per la sottostruttura fosse necessario, occorre progettarlo imponendo la condizione $\beta > \sqrt{2}$ cioè $\bar{\omega} > \omega\sqrt{2}$. In caso contrario, qualunque sia il valore dello smorzamento relativo “ ν ”, si avrebbe un’amplificazione e non una riduzione della trasmissione della forza.

Il sistema di isolamento adottato nel caso in esame, è un sistema a molle a funi d'acciaio, il cui coefficiente di smorzamento (b) può essere assunto realisticamente pari a zero o comunque è possibile ritenere che $b \ll k$.

In questo caso l’espressione del coefficiente di trasmissione presenta una notevole semplificazione:

$$T = \sqrt{\frac{1 + (2\nu\beta)^2}{(1 - \beta^2)^2 + (2\nu\beta)^2}} = \frac{\sqrt{1 + \left(2 \cdot \frac{b}{\sqrt{k \cdot m}} \cdot \frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2}}{\sqrt{\left(1 - \left(\frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2\right)^2 + \left(2 \cdot \frac{b}{\sqrt{k \cdot m}} \cdot \frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2}} = \frac{1}{|1 - \beta^2|} = \frac{1}{\left|1 - \left(\frac{\bar{\omega}}{\omega}\right)^2\right|}$$

Poiché il valore di β dovrà necessariamente essere maggiore di 1.41 poiché stiamo ricercando una soluzione in cui $T < 1$, possiamo ulteriormente semplificare l’espressione presedente:

$$T = \frac{1}{\beta^2 - 1} \quad (5)$$

Si precisa che la frequenza della sottostruttura con sistema di isolamento, dipende esclusivamente dalla massa e dalla rigidità (k) dell’isolamento e inoltre si può osservare che quanto più è contenuta la rigidità (k), tanto più si riduce la frequenza propria che a sua volta, a parità di ($\bar{\omega}$), consente un abbattimento della trasmissibilità T .

6.1 SISTEMA DI ISOLAMENTO OGGETTO SI STUDIO

Nel caso in esame (struttura principale prefabbricata a base fissa e sottostruttura metallica isolata alla base), il singolo dispositivo di isolamento presenta una rigidezza che viene assunta costante è pari a 4.9 N/mm (=5 Kgf/cm). I dispositivi posizionati sono 4 e quindi abbiamo la seguente rigidezza globale in direzione x e y:

$$k_x = k_y = 4 \cdot 4.9 = 19.6 \text{ N/mm} (= 19.6 \text{ KN/m})$$

Dai calcoli effettuati, si giunge ad un valore di β pari a 2.9 e si nota che il valore rientra nell'intervallo consigliato $2.5 < \beta < 10$ per un progetto ottimale. Affinché si possa parlare di buon isolamento, la letteratura consiglia di raggiungere un valore percentuale di isolamento $I \geq 80\%$.

$$T = \frac{1}{\beta^2 - 1} = \frac{1}{2.9^2 - 1} = 0.135 ; \quad I(\%) = (1 - T) \cdot 100\% = (1 - 0.135) \cdot 100\% = 86.5\% > 80\%$$

Si riporta nel seguito un utile nomogramma in cui è possibile individuare il valore che deve avere la frequenza naturale del sistema isolato (f_n) per una desiderata percentuale di isolamento $I(\%)$, semplicemente intersecando i valori di frequenza della forzante (f) con il valore dell'isolamento percentuale $I(\%)$ richiesto. Tale procedura è una alternativa progettuale, altrettanto valida rispetto al metodo illustrato in precedenza. E' immediato osservare che il decremento della frequenza propria (f_n) corrisponde, a parità di frequenza della forzante (f), ad un incremento dell'isolamento percentuale $I(\%)$ della struttura isolata. Nel caso in esame il valore dell'isolamento percentuale 86.5% viene confermato dal nomogramma.

$$f_n = \frac{1}{0.61 \text{ sec}} = 1.64 \text{ Hz} ; \quad f = \frac{1}{0.21 \text{ sec}} = 4.76 \text{ Hz}$$

Nel caso analizzato, per abbattere ulteriormente il coefficiente di trasmissione T, occorre avere un valore di β maggiore. Ciò si traduce in una diminuzione della frequenza ω della sottostruttura metallica che può avvenire tramite un incremento del periodo proprio di oscillazione cioè tramite un sistema di isolamento con rigidezza orizzontale k più bassa. Nel caso in esame, la rigidezza è stata tarata con il duplice obiettivo di avere un $I > 80\%$ e con l'esigenza pratica di contenere gli spostamenti della sottostruttura entro limiti accettabili. Per quanto detto si è preferito non adottare un valore di k , del singolo dispositivo, al di sotto di 4.9 N/mm.

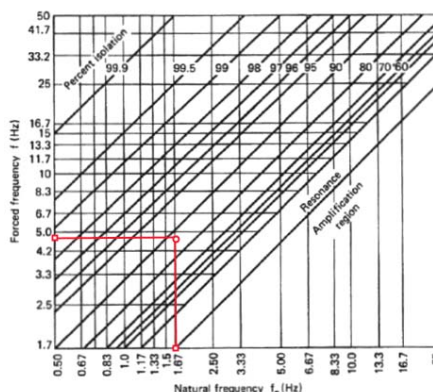


Fig. 17 - Nomogramma di progetto

7 ANALISI STUTTURA IN CAP E SOTTOSTRUTTURA A BASE ISOLATA

Per il sistema *struttura prefabbricata a Base Fissa con sottostruttura metallica in sommità a Base Isolata*, sono state condotte prove con diverse frequenze della forzante esterna, con l'obiettivo di validare il modello di calcolo, determinando sperimentalmente la funzione di trasferimento del sistema in presenza della sottostruttura.

I sensori utilizzati, sono sempre quelli riportati in Fig. 2; Fig. 3; Fig. 4; Fig. 6, oltre ad altri due accelerometri posizionati come illustrato in Fig. 18; Fig. 19. In Fig. 18 si nota l'accelerometro posizionato sul telaio metallico per registrare gli spostamenti e le accelerazioni che subisce la

sottostruttura, mentre in Fig. 19 si nota l'accelerometro posizionato sul secondo impalcato per valutarne la frequenza dello stesso.

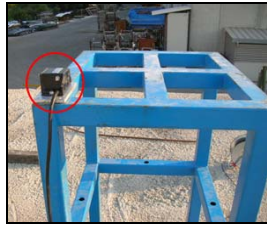


Fig. 18 - Accelerometro sulla sottostruttura



Fig. 19 - Accelerometro sul 2° impalcato

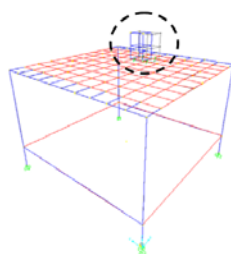
Si riportano i risultati del modello analitico adeguatamente calibrato sulla base dei dati sperimentali. E' importante osservare che sistema analizzato presenta i primi modi di vibrazione che interessano, in modo significativo, la sola sottostruttura e ciò è particolarmente importante poiché consente di focalizzare l'attenzione su quest'ultima e quindi confrontare le frequenze sperimentali con quelle forniteci dal modello di calcolo.

Si riporta, per un più rapido confronto, quanto ottenuto dal modello di calcolo per la *struttura prefabbricata a base fissa e sottostruttura isolata*, in termini di periodi propri di vibrazione.

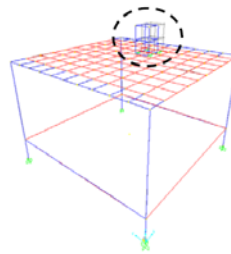
Si può osservare che i primi tre modi di vibrazione interessano, in modo significativo, la sola sottostruttura metallica. I primi due modi sono traslazionali e il terzo torsionale in linea con quanto ci si aspetta per la prima famiglia dei modi di vibrazione.

al Periods And Frequencies			
StepType	StepNum	Period	CircFreq
Text	Unitless	Sec	rad/sec
Mode	1	0.612032	10.266
Mode	2	0.612024	10.266
Mode	3	0.611667	10.272
Mode	4	0.210548	29.842
Mode	5	0.210535	29.844
Mode	6	0.085104	73.829

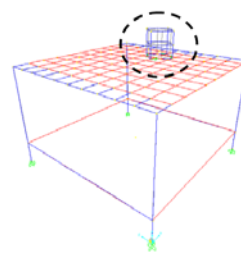
Quanto detto è possibile evidenziarlo dalle seguenti figure in cui viene riportata anche la configurazione iniziale del sistema. Si può notare che la configurazione iniziale è visibile per la sola sottostruttura poiché per la struttura prefabbricata i primi 3 modi di vibrazione non sono per nulla significativi, tanto che configurazione deformata e indeformata sono praticamente coincidenti.



1° modo di vibrazione, traslazionale in direzione Y



2° modo di vibrazione, traslazionale in direzione X



3° modo di vibrazione, torsionale

Il confronto dei risultati ottenuti per via analitica con quelli registrati sperimentalmente, permette di stabilire quanto il modello di calcolo adottato è adeguato a descrivere il reale comportamento della struttura. Si riportano in Fig. 20, le time - history in termini di spostamento e accelerazione del nodo strumentato della sottostruttura metallica. Le registrazioni riportate, iniziano dall'istante $t=0.2 \text{ sec}$ per focalizzare l'attenzione sulla sola condizione di regime (escludendo il transitorio iniziale) e si può notare una buona corrispondenza tra i risultati sperimentali e quelli restituiti dal modello di calcolo.

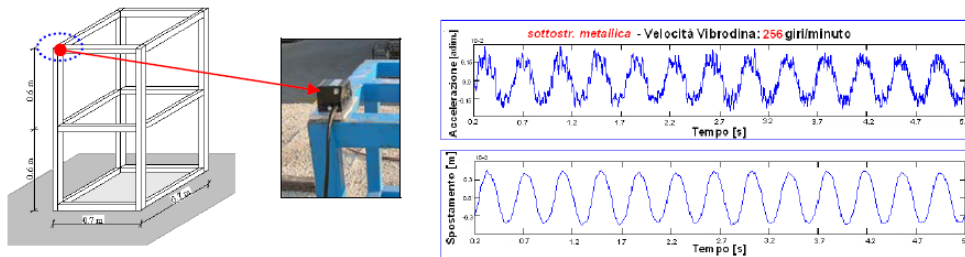


Fig. 20 - Nodo strumentato della sottostruttura e relative time-history

Si procede ad affrontare un problema di identificazione strutturale, per validare il modello di calcolo del sistema costituito dalla struttura prefabbricata con la sottostruttura metallica posizionata in sommità del secondo impalcato. Di seguito viene analizzata la transfer function relativa alla sottostruttura metallica.

La funzione di trasferimento relativa alla sottostruttura metallica, merita delle precisazioni poiché rappresenta una funzione insolita da determinare in quanto trattasi di una funzione relativa ad una struttura la cui eccitazione dinamica è causata dall'oscillazione della struttura principale prefabbricata che la contiene e che a sua volta viene eccitata dinamicamente da una vibrodina. Si riportano nel seguito la procedura che si è adottata per tracciare questa particolare transfer function. In particolare è necessario focalizzare l'attenzione su due quantità: la frequenza della forzante e il fattore di amplificazione.

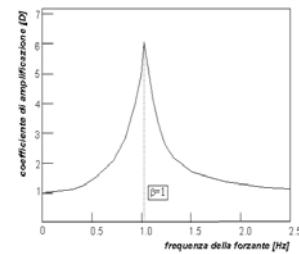


Fig. 21 - Andamento qualitativo della transfer function

Si indica con $\bar{\omega}$ la frequenza della forza pulsante generata dalla vibrodina ($F = F_0 \cdot \text{sen} \bar{\omega} t$) e con $\bar{\omega}^*$ la frequenza della struttura prefabbricata che oscilla in seguito all'applicazione della forzante armonica ($F = F_0 \cdot \text{sen} \bar{\omega} t$) e in particolare la frequenza del secondo impalcato della struttura prefabbricata.

Nel caso in esame, la frequenza della forzante da considerare è proprio la frequenza della struttura prefabbricata $\bar{\omega}^*$ che oscillando si comporta da forzante per la sottostruttura metallica. In definitiva, nel diagrammare la funzione di trasferimento, in ascissa bisogna riportare le $\bar{\omega}^*$.

Passiamo ad analizzare il coefficiente di amplificazione D che rappresenta il rapporto tra lo spostamento massimo e lo spostamento statico relativo al nodo strumentato della sottostruttura metallica: $D = u_{\max} / u_{st}$.

La grandezza u_{\max} rappresenta lo spostamento massimo relativo al nodo strumentato della sottostruttura, mentre u_{st} rappresenta lo spostamento che nasce nel nodo strumentato della sottostruttura per l'applicazione statica della forza F_0 nella medesima posizione in cui è stata installata la vibrodina.

A valle di queste considerazioni, è stato possibile elaborare i dati sperimentali e fornire la transfer function relativa alla sottostruttura metallica come riportato in Fig. 22.

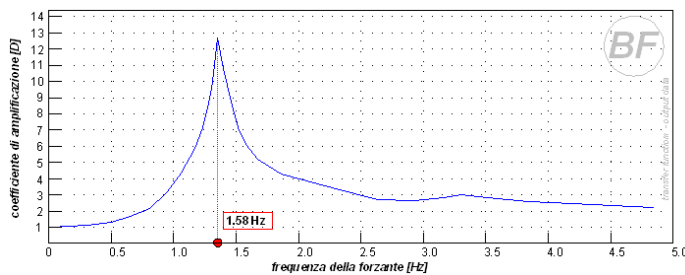


Fig. 22 - Transfer Function sottostruttura a BI con struttura prefabbricata a BF

$$f_1 = 1.58 \text{ Hz} \rightarrow T_1 = \frac{1}{f_1} = 0.63 \text{ sec}$$

il Periods And Frequencies			
StepType	StepNum	Period	CircFreq
Text	Unitless	Sec	rad/sec
Mode	1	0.612032	10.266

Fig. 23 - Output modello di calcolo

Viene confermata la prima frequenza propria di vibrazione della sottostruttura metallica a base isolata, infatti dall'analisi modale sperimentale si ricava un periodo di 0.63 sec, a fronte di 0.61 sec restituitoci dall'analisi modale con approccio analitico.

8 CONCLUSIONI

L'isolamento di una sottostruttura riveste una particolare importanza quando, senza ingenti investimenti per isolare l'intera struttura principale, si voglia salvaguardare il più possibile un suo contenuto (strumentazione di precisione, apparecchiature, etc.). Pur ammettendo che la struttura si danneggi anche irreparabilmente come avviene per una struttura a base fissa in condizioni di SLU, si vuole non far subire danneggiamenti ad una parte del suo contenuto.

Al fine di assicurare una valida protezione sismica, si intuisce che in presenza di alcuni parametri modali non facilmente definibili apriori, l'analisi modale sperimentale è di grande utilità per validare o migliorare i risultati di sofisticate analisi agli elementi finiti consentendo la validazione dei modelli analitici e conseguentemente un loro più efficace impiego nella mitigazione del rischio sismico.

Bibliografia

- [1] R. Clough, J. Penzien – Dynamics of Structures – McGraw-Hill, 2004.
- [2] J. M. Kelly, F. Naeim – Design of Seismic Isolated Structures: from theory to practice – John Wiley & Sons, Inc., 1999.
- [3] The Theory of Seismic Isolation and its Implementation in the United States - International Seminar on the Design of Structures, K.E.E.R.C. - Seoul, Korea - 1999.
- [4] "Basic Concepts and Potential Applications for Base Isolation" - ASCE Structures Congress '86 – 1986.
- [5] CSI, SAP2000 Advanced – Structural Analysis Programs, Theoretical and Users Manual, Version 10.1 - Computers and Structures Inc., Berkeley, CA, 2005.
- [6] UNI EN 1998-1, Eurocode, “Design of structures for earthquake resistance, Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings”, UNI (2003).