



UNIVERSITÀ
DEGLI STUDI
FIRENZE

FLORE

Repository istituzionale dell'Università degli Studi di Firenze

Caratterizzazione meccanica dei dispositivi fluido-viscosi pressurizzati ed applicazione ad un sistema d'isolamento e

Questa è la Versione finale referata (Post print/Accepted manuscript) della seguente pubblicazione:

Original Citation:

Caratterizzazione meccanica dei dispositivi fluido-viscosi pressurizzati ed applicazione ad un sistema d'isolamento e dissipazione alla base / S. Sorace; G. Terenzi. - STAMPA. - (2009), pp. 135-177.

Availability:

This version is available at: 2158/362793 since:

Publisher:

CISM

Terms of use:

Open Access

La pubblicazione è resa disponibile sotto le norme e i termini della licenza di deposito, secondo quanto stabilito dalla Policy per l'accesso aperto dell'Università degli Studi di Firenze (<https://www.sba.unifi.it/upload/policy-oa-2016-1.pdf>)

Publisher copyright claim:

(Article begins on next page)

Caratterizzazione meccanica dei dispositivi fluido-viscosi pressurizzati ed applicazione ad un sistema d'isolamento e dissipazione alla base

Stefano Sorace¹ e Gloria Terenzi²

¹ Dipartimento di Ingegneria Civile e Architettura, Università di Udine

² Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale, Università di Firenze

Abstract. I dispositivi fluido-viscosi costituiscono un'importante tipologia all'interno della classe dei dissipatori a comportamento viscoso utilizzati in sistemi avanzati di protezione sismica delle strutture. In questo capitolo sono inizialmente discusse le caratteristiche di risposta di tali smorzatori, unitamente alle relative leggi analitiche interpretative. L'attenzione è quindi accentrata sui dispositivi silicomici pressurizzati, che rappresentano gli elementi fluido-viscosi di massima capacità smorzante specifica ed, inoltre, in grado di conseguire un completo "ricentraggio" al termine dell'azione dinamica applicata, in virtù del pre-carico statico ad essi imposto in fase di produzione. Il comportamento isteretico dei dispositivi è esaminato con riferimento ai risultati di campagne sperimentali appositamente condotte, valutando in particolare la dipendenza della forza reattiva dalla velocità di deformazione. Per tale dipendenza è proposto un semplice metodo di compensazione, applicabile a qualsiasi tipo di prove di qualificazione o di collaudo sismico che siano condotte su scala temporale dilatata. Nella seconda parte del capitolo è presentata una sintesi degli studi sviluppati dagli autori, anche all'interno di programmi di ricerca internazionali e nazionali, su di un sistema d'isolamento e dissipazione alla base includente dispositivi del suddetto tipo. Di tali studi sono richiamati gli aspetti di sperimentazione, di modellazione numerica e di definizione di una procedura di progetto, dai quali è infine derivata una prima applicazione reale, concernente un edificio in cemento armato di nuova costruzione. Tale realizzazione è discussa nella sezione conclusiva, unitamente a due ulteriori casi di studio, simulanti l'applicazione del sistema ad edifici esistenti in muratura.

1 Introduzione

I dispositivi di dissipazione supplementare dell'energia più frequentemente utilizzati ai fini della protezione sismica passiva delle strutture possono essere classificati, come noto, nelle seguenti principali categorie: isteretici, ad attrito, visco-elastici, fluido-viscosi. Esistono, inoltre, tecnologie di protezione che non utilizzano specifici nuclei smorzanti, ottenendo una significativa riduzione della risposta sismica grazie ad una proficua interazione tra le caratteristiche dinamiche dell'organismo strutturale e quelle di elementi aggiuntivi ("assorbitori" di vibrazione), ad esso direttamente collegati. Si ricordano, fra tali tecnologie, quelle a massa accordata ed a fluido accordato.

Tra i tipi di dispositivi sopra elencati, i primi (tra cui si annoverano i sistemi “ADAS”, “T-ADAS”, “U-strip”, a barra flessionale, a barra torsionale, ad “albero”, a “falce di luna”, a “clessidra”, ad estrusione di piombo, ecc.) basano il proprio funzionamento sull’isteresi meccanica di componenti metallici impegnati oltre il proprio limite elastico. Tali elementi, e particolarmente i sistemi “ADAS” e “T-ADAS” impiegati in installazioni di controventi dissipativi, hanno svolto un ruolo di notevole rilevanza nell’affermazione delle strategie innovative di protezione sismica, all’inizio degli anni Ottanta, essendo caratterizzati da una sostanziale semplicità di montaggio e da costi relativamente contenuti. Tuttavia, il fatto di esplicitare la propria funzione smorzante attraverso l’impegno in campo plastico, che ne comporta inevitabilmente la sostituzione a seguito di un’azione sismica di una certa rilevanza, ha condotto ad una progressiva perdita di mercato di tali dissipatori per l’impiego negli edifici. Eccezioni a tale tendenza sono costituite dai dispositivi a memoria di forma, comunemente denominati “SMA”, ottenuti mediante particolari trattamenti termici che ne inducono transizioni di fase cristallina durante la produzione, e di quelli ad asta con instabilità impedita, più recentemente ideati. Al contempo, restano numerose le applicazioni ai ponti, soprattutto nelle configurazioni ad “albero” ed a “falce di luna”, tuttora in relazione alla convenienza economica, pur tenuto conto dei costi correlati alla sostituzione post-evento. I dispositivi ad attrito hanno conosciuto, a loro volta, una stagione “pionieristica” di affermazione negli stessi anni Ottanta, grazie al semplice meccanismo di funzionamento, per pura frizione tra parti metalliche a contatto, ed ancora ai bassi costi. Successivamente, si è assistito ad un notevole affinamento di tali componenti, che sono divenuti dei veri e propri “dispositivi” di più complessa produzione (a “freno”, a fori asolati, ecc.), ai fini dell’impiego in sistemi di controventi dissipativi, esplicitando in taluni casi anche una funzione reattiva di tipo elastico (molle-smorzatori), con eventuale pre-carico. Nelle applicazioni all’isolamento alla base si è, altresì, passati dai primi sistemi a pendolo semplice ad attrito alla più avanzata configurazione a pendolo doppio, mentre è in fase di conclusiva messa a punto un’ulteriore evoluzione ad articolazione tripla. Tali più elaborate versioni presentano minore sensibilità alla componente verticale dell’azione sismica e sono, inoltre, in grado di attingere più elevate percentuali di smorzamento. Queste ultime restano, comunque, mediamente inferiori ai livelli ottenibili, a parità di dimensioni e di costi, tramite dispositivi di tipo viscoso. Tra questi, la classe dei visco-elastici, basata sul semplice contatto per scorrimento, e sulla corrispondente deformazione a puro taglio, di materiale polimerico allo stato solido fissato a piastre di supporto in acciaio, risulta piuttosto sensibile agli effetti della temperatura, suggerendone l’impiego principalmente per collocazioni interne agli edifici. La più vasta classe degli smorzatori fluido-viscosi, che utilizza il principio generale del flusso di materiali ad alta viscosità di varie composizioni chimiche (oli, composti elastomerici o siliconici, ecc.) tra parti di un serbatoio, presenta una vasta gamma di meccanismi di funzionamento e, in relazione a questi, un considerevole spettro di applicazioni anche a carattere non strutturale (ad esempio, nei settori dell’ingegneria meccanica, ferroviaria ed aeronautica, nell’industria bellica, ecc.). Tra i dispositivi che hanno trovato rilevanti applicazioni nell’ambito della protezione sismica degli edifici, si ricordano quelli a vasca cilindrica, a parete viscosa, ad orifizi, ed i siliconici pressurizzati.

In questo capitolo, dopo un generale inquadramento delle problematiche di modellazione analitica della risposta delle varie tipologie di smorzatori fluido-viscosi, l’attenzione è appuntata sui dispositivi siliconici pressurizzati, oggetto di una prolungata attività di ricerca da parte degli autori. Sono, in particolare, richiamati gli aspetti di caratterizzazione meccanica su base sperimentale e

di modellazione analitica e numerica dei dispositivi, passando quindi ad esaminarne l'applicazione ad un sistema d'isolamento e dissipazione alla base (nel seguito denominato "BISD"), nel quale sono utilizzati in combinazione con appoggi scorrevoli in acciaio-PTFE. Anche di tale sistema sono richiamati alcuni risultati degli studi condotti, unitamente alla descrizione della prima applicazione concreta ad un edificio di nuova realizzazione in cemento armato, ed a due ipotesi d'impiego ai fini dell'adeguamento sismico di edifici storici in muratura.

Si rimanda al successivo capitolo degli autori in questo volume per un'analoga presentazione delle due principali tecnologie, rispettivamente a controventi dissipativi ed a cavi smorzanti, nelle quali i dispositivi siliconici pressurizzati sono installati all'interno della struttura in elevazione.

2 Modellazione analitica della risposta dei dispositivi fluido-viscosi

La forza smorzante prodotta dai dispositivi appartenenti a questa classe dipende, come noto, dalla velocità di deformazione, secondo leggi generalmente a carattere non lineare. Nel caso di compresenza di una componente di forza di reazione elastica, gli schemi reologici interpretativi possono essere individuati, a seconda dello specifico meccanismo di funzionamento, nel modello di Maxwell, definito da una combinazione in serie degli elementi "smorzatore" e "molla" rispondenti alle due suddette componenti (Makris 1992; Makris et al. 1995; Soong e Dargush 1997), oppure in quello di Kelvin, caratterizzato da una combinazione in parallelo degli stessi elementi (Soong e Constantinou 1994; Terenzi 1994; Pekcan et al. 1995; Soong e Dargush 1997). In entrambi i casi, l'azione dissipativa può essere rappresentata tramite formulazioni alle derivate frazionarie (Makris e Constantinou 1991; Makris 1992; Makris et al. 1995; Gusella e Terenzi 1997) oppure mediante funzioni di potenza della velocità (Soong e Constantinou 1994; Terenzi 1994; Pekcan et al. 1995; Constantinou et al. 1998, Sorace e Terenzi 2001a). Le prime risultano efficaci nella simulazione di un comportamento viscoso moderatamente non lineare, tipico dei dispositivi nei quali il flusso avviene attraverso orifizi praticati sulla testa del pistone, come nel caso degli smorzatori prodotti dall'industria statunitense Taylor (Makris e Constantinou 1991; Makris 1992; Makris et al. 1995; Taylor e Constantinou 2002). Per tali dispositivi, alla cui risposta ben aderisce, altresì, il modello reologico di Maxwell, si è pervenuti alla formulazione della seguente equazione costitutiva nel dominio delle frequenze (Makris 1992):

$$\tau(\omega) = [G_1(\omega) + iG_2(\omega)]\gamma(\omega) \quad (1)$$

in cui $\tau(\omega)$, $\gamma(\omega)$ rappresentano le ampiezze della tensione e della deformazione di taglio, funzioni della frequenza circolare di oscillazione ω , G_1 e G_2 il modulo d'immagazzinamento ("storage modulus") e di dissipazione ("loss modulus"), ed i l'unità immaginaria. Trasferita nel dominio del tempo, la relazione (1) diviene:

$$\tau + \lambda D^r(\tau) = \mu D^s(\gamma) \quad (2)$$

dove λ e μ sono coefficienti caratteristici del materiale, mentre i simboli D^r e D^s denotano operazioni di derivazione frazionaria di ordine r e s . Tali operazioni possono essere condotte

in riferimento alla seguente definizione di differintegrale proposta da Grünwald e Post (Oldham e Spanier 1974):

$${}_a D_t^q [f(t)] = \frac{d^q f(t)}{[d(t-a)]^q} = \lim_{N \rightarrow \infty} \left\{ \frac{\left[\frac{t-a}{N} \right]^n}{\Gamma(-q)} \sum_{j=0}^{N-1} \frac{\Gamma(j-q)}{\Gamma(j+1)} f \left(t - j \left[\frac{t-a}{N} \right] \right) \right\} \quad (3)$$

in cui: q = generico ordine di derivazione frazionario, positivo oppure negativo; $\Gamma(\cdot)$ = funzione gamma di Eulero; n = ordine di derivazione intero più prossimo a q ; a = istante iniziale di derivazione; $N = 1, 2, \dots$ (contatore intero). Al fine di ottenere una procedura algoritmica valida per $0 \leq q < 1$, la precedente relazione può essere utilizzata ponendo $a = 0$ ed $n = 1$ (Oldham e Spanier 1974; Gusella e Terenzi 1997):

$$\frac{d^q f}{dt^q} = \frac{t^{-q} f(0)}{\Gamma(1-q)} + \frac{1}{\Gamma(1-q)} \int_0^t \left[\frac{df(y)}{dy} \right] \frac{dy}{[t-y]^q} = \frac{1}{\Gamma(1-q)} \left\{ \frac{f(0)}{t^q} + \sum_{j=0}^{N-1} \int_{jt/N}^{(j+1)t/N} \left[\frac{df}{dy} (t-y) \frac{dy}{y^q} \right] \right\} \quad (4)$$

ed operando la seguente approssimazione:

$$\int_{jt/N}^{(j+1)t/N} \left[\frac{df}{dy} (t-y) \frac{dy}{y^q} \right] \approx \frac{f \left(t - \frac{jt}{N} \right) - f \left(t - \frac{t}{N} - \frac{jt}{N} \right)}{\frac{t}{N}} \int_{jt/N}^{(j+1)t/N} \frac{dy}{y^q} = \frac{t^{-q} N^q}{1-q} [f_j - f_{j+1}] [(j+1)^{1-q} - j^{1-q}] \quad (5)$$

Da ciò deriva la formulazione dell'algoritmo lineare "L1" (Oldham e Spanier 1974; Koh e Kelly 1990; Makris 1992; Gusella e Terenzi 1997) per il calcolo della derivata frazionaria di ordine q :

$$\frac{d^q f}{dt^q} = \frac{t^{-q} N^q}{\Gamma(2-q)} \left[\frac{(1-q)f_N}{N^q} + \sum_{j=0}^{N-1} [f_j - f_{j+1}] [(j+1)^{1-q} - j^{1-q}] \right] \quad (6)$$

in cui si suppone che la funzione f sia nota in ogni punto $(N+1)$ -esimo equidistante nell'intervallo temporale $[0, t]$ e risulti, inoltre: $f_N = f(0), f_0 = f(t)$.

Tale algoritmo è applicabile alla soluzione di problemi di derivazione frazionaria che coinvolgano un qualsiasi tipo di smorzatore fluido-viscoso il cui comportamento sia rappresentabile da una legge del tipo della (2), nonché dispositivi la cui forza reattiva di dissipazione F_d sia esprimibile come:

$$F_d(t) = c_{fr} D^q [x(t)] \quad (7)$$

in cui c_{fr} è il coefficiente di smorzamento riferito al modello alle derivate frazionarie, ed x è lo spostamento, funzione della variabile temporale t . In quest'ultimo caso, tuttavia, risulta di più semplice impiego, soprattutto per l'inserimento in codici di calcolo automatico, un'espressione di F_d direttamente dipendente dalla velocità (e quindi dalla derivata prima dello spostamento, anziché da una derivata frazionaria con ordine minore di 1), mediante una funzione di potenza:

$$F_d(t) = c \operatorname{sgn}[\dot{x}(t)] |\dot{x}(t)|^\alpha \quad (8)$$

essendo c il coefficiente di smorzamento per questa modellazione, $\dot{x}(t)$ la velocità, $\operatorname{sgn}(\cdot)$ la funzione segno e α un esponente generalmente variabile tra 0,1 (dispositivi fluido-viscosi altamente non lineari) e 1 (dispositivi a viscosità lineare). Particolari apparecchi, utilizzati quali "accoppiatori idraulici", in grado di esplicare forze molto piccole alle basse velocità (ossia, per fenomeni deformativi "lenti"), presentano valori di α pari sino a 2. Come sopra accennato, la relazione (8) è utilizzabile per la simulazione del comportamento di dispositivi fluido-viscosi caratterizzati da un qualsiasi esponente α . Gli effetti di tale parametro sulla capacità di risposta dissipativa sono mostrati nel grafico di Figura 1, in cui sono tracciati i cicli forza-spostamento F_d-x , a parità di energia dissipata e di spostamento massimo imposto, corrispondenti ad $\alpha=1$ (caso lineare, caratterizzato dalla classica forma ellittica) e $\alpha=0,1$. I valori di α interni a tale intervallo generano, ovviamente, cicli intermedi tra i due qui rappresentati. In Figura 1 è riportato, inoltre, il ciclo limite rettangolare tipico di un comportamento smorzante per attrito, al quale tende la risposta dei dispositivi fluido-viscosi, pur mantenendo le caratteristiche proprie di un comportamento viscoso, al tendere di α a zero (si noti come, per $\alpha=0,1$, il ciclo sia molto vicino al rettangolare, ad eccezione dell'arrotondamento degli spigoli che si registra in corrispondenza delle inversioni di segno della forza).

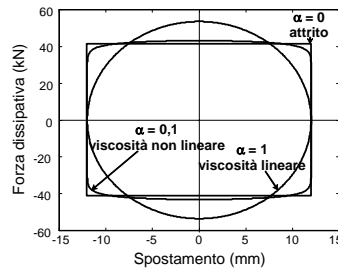


Figura 1. Risposta ciclica di sistemi a viscosità lineare ($\alpha=1$), altamente non lineare ($\alpha=0,1$) e ad attrito ($\alpha=0$), a parità di spostamento massimo imposto e di energia dissipata.

Se i cicli sono esaminati, altresì, a parità di forza e spostamento massimi imposti, è immediatamente rilevabile come la capacità smorzante "specificata" (ossia normalizzata all'area del rettangolo del ciclo limite per attrito) sia funzione decrescente di α , risultando minima per l'ellisse corrispondente ad $\alpha=1$ e massima per la condizione "pseudo-rettangolare" $\alpha=0,1$.

I valori di α sono determinati, per ciascun tipo di dispositivo, dalle caratteristiche di composizione chimica del fluido impiegato e, soprattutto, dal meccanismo mediante il quale

avviene il flusso. Tra i dissipatori pressoché lineari si annoverano gli oleodinamici (Soong e Dargush 1997), generalmente operanti come smorzatori puri, i quali hanno rappresentato la prima generazione di dispositivi installati in sistemi di controventi di supporto, a partire dalla fine degli anni Settanta, principalmente in Giappone (prodotti da industrie locali, tra cui la Sumitomo Construction Company, successivamente specializzatasi nella realizzazione del sistema visco-elastico denominato “a parete viscosa”). La bassa capacità dissipativa specifica che caratterizza gli apparecchi oleodinamici, comportando dimensioni fisiche del serbatoio generalmente rilevanti, ne ha successivamente provocato un progressivo abbandono, a favore di elementi di superiori prestazioni specifiche. Quali smorzatori a medio-bassa non linearità ($\alpha=0,5-0,9$), notevole diffusione hanno avuto, principalmente negli Stati Uniti, i già menzionati dissipatori Taylor ad orifizi.

Alla categoria degli altamente non lineari ($\alpha=0,1-0,2$) appartengono tradizionalmente i dispositivi prodotti dall'industria francese Jarret (Constantinou e Symans 1992; Terenzi 1994; Peckan et al. 1995; Reinhorn et al. 1995; Terenzi 1999; Sorace e Terenzi 2001a,b, 2008a,b; Jarret SL 2008, Sorace et al. 2008). Più recentemente, alla luce del crescente interesse mostrato verso quest'ultima classe di dissipatori, altre industrie, tra cui l'italiana FIP (Benzoni e Seible 2001; Infanti et al. 2002), hanno avviato una specifica produzione di smorzatori altamente non lineari a matrice siliconica. Riguardo ai dispositivi Jarret, i così bassi valori di α sono ottenuti grazie al fatto che il flusso del gel siliconico avviene attraverso uno spazio anulare estremamente ristretto realizzato fra la superficie interna del serbatoio e la testa del pistone (il quale può essere “passante”, per elementi tipo dissipatore puro, oppure agente contro il fondo del serbatoio, per elementi tipo molla-smorzatore, una cui tipica sezione è mostrata in Figura 2). La pressurizzazione del fluido, che garantisce il completo “ricentraggio” al termine dell'azione dinamica applicata, è ottenuta mediante l'introduzione di un opportuno pre-carico in fase di costruzione, il quale origina un'iniziale condizione di equilibrio statico del pistone che viene integralmente recuperata a conclusione del moto.

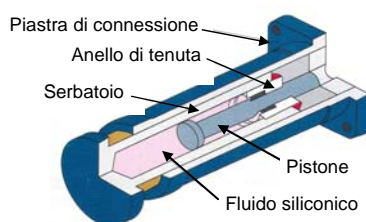


Figura 2. Sezione tipo di un dispositivo fluido-viscoso pressurizzato Jarret con comportamento elastico-dissipativo a singolo effetto.

3 Caratterizzazione meccanica e modellazione computazionale dei dispositivi fluido-viscosi pressurizzati

In Figura 3 sono mostrati i cicli di risposta relativi a ciascuna delle tre tipologie di dispositivi pressurizzati Jarret d'interesse per le tecnologie di protezione sismica, rispettivamente con

comportamento di dissipatore puro (appartenente, in particolare, alla serie ASR 100-250D – Terenzi 1994), elastico-dissipativo a singolo effetto (serie BC1BN – Sorace e Terenzi 2001a) ed elastico-dissipativo a doppio effetto (serie BC1GFa-MVV – Terenzi 1994).

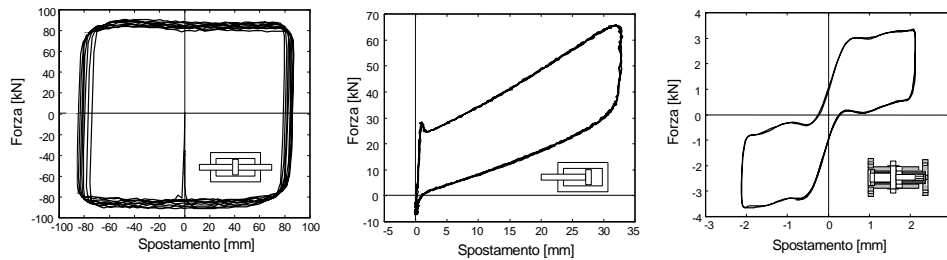


Figura 3. Risposta ciclica di dispositivi fluido-viscosi pressurizzati di tipo dissipatore puro (sinistra), ed elastico-dissipativo a singolo (centro) e doppio effetto.

A titolo d’esempio, in Tabella 1 sono riportati i valori dei coefficienti di smorzamento c_{fr} e c ottenuti calibrando le leggi (7) e (8) sui risultati sperimentali relativi al dispositivo ASR100-250D, avendo assunto un ordine di derivazione $q = 0,9$ per la prima relazione, ed un esponente $\alpha = 0,1$ per la seconda (Terenzi 1994), in base al processo identificativo condotto. Si osserva come, in virtù del basso valore di α , a parità di ampiezza della storia di spostamento imposta, si registrino riduzioni massime del 12% per c , al variare delle frequenze di prova ν da 0,1 a 0,5 Hz, e sino al 70% per c_{fr} .

Tabella 1. Valori dei coefficienti di dissipazione caratterizzanti le leggi di dissipazione (7) e (8), identificati sulla base delle prove cicliche condotte su un dispositivo Jarret ASR 100-250D.

Ampiezza (mm)	Prova	ν (Hz)	c_{fr} (kN/mm) s^q	c kN(s/mm) $^\alpha$
16	2DP	0,1	3,1	59,9
16	9DP	0,5	1,2	58,1
30	3DP	0,1	5,4	59,1
30	5DP	0,3	2,3	58,4
30	11DP	0,5	1,6	55,7
58	4DP	0,1	7,8	58,4
58	6DP	0,3	3,0	51,3

Lo studio degli effetti della velocità di deformazione sulla risposta dinamica dei dispositivi è stato particolarmente sviluppato nell’ambito del Progetto “DISPASS” (“Dissipation and Isolation PASSive Systems Study”), finanziato dalla Commissione Europea e coordinato dal primo autore di questo capitolo, che ha coinvolto le Università di Udine, di Firenze e di Kassel. Le attività sperimentali previste in tale programma di ricerca sono state svolte presso il Laboratorio ELSA del Joint Research Centre di Ispra, ed hanno riguardato tre tecnologie di

protezione sismica degli edifici: il sistema BISD d'isolamento e dissipazione alla base, citato nel paragrafo introduttivo, un sistema di controventi dissipativi, esaminato nel successivo capitolo di questo volume, entrambi includenti i dispositivi Jarret, d'interesse per le Unità di Udine e di Firenze, e lo "HYDE (HYsteretic DEvice) system", sviluppato dall'Unità di Kassel. La prima sezione del Progetto è stata, appunto, dedicata allo studio dell'influenza della velocità di deformazione sulla risposta dei dispositivi fluido-viscosi, in vista dello svolgimento di campagne sperimentali basate sull'impiego del metodo pseudodinamico, da eseguire sia sul sistema BISD sia su quello a controventi dissipativi. Per il primo, in aggiunta agli smorzatori fluido-viscosi, singoli e disposti a coppie, sono state condotte prove cicliche di caratterizzazione anche su appoggi in acciaio-PTFE e sul sistema assemblato nella configurazione finale da sottoporre a prova pseudodinamica con sottostrutturazione (Figura 4).

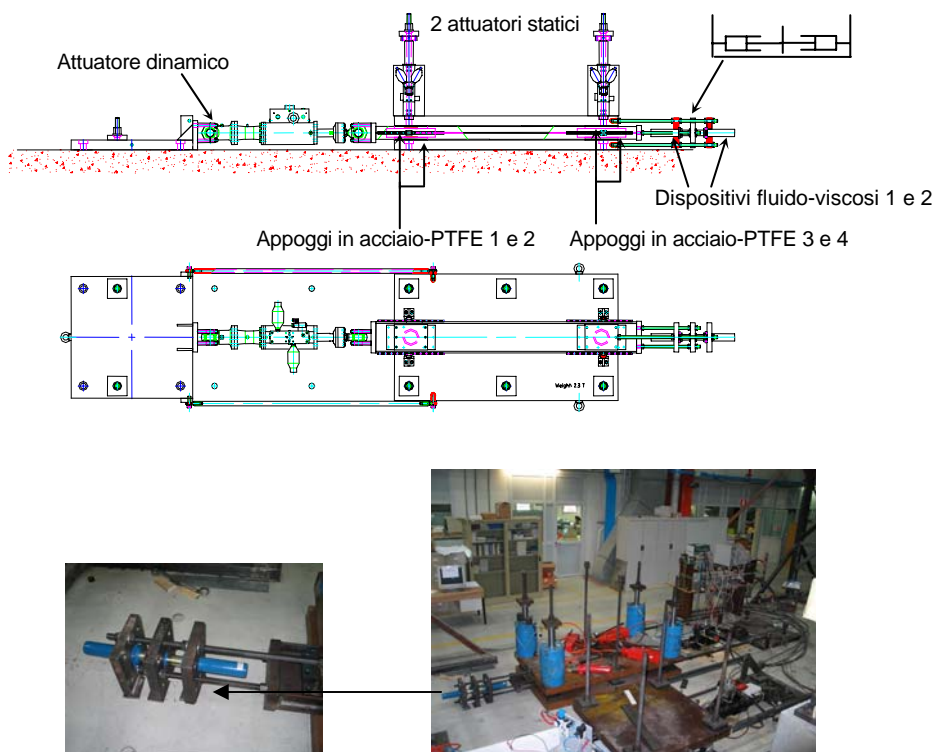


Figura 4. Schema generale e viste fotografiche dell'apparato sperimentale utilizzato nell'ambito del Progetto "DISPASS" per lo svolgimento delle campagne sperimentali sul sistema BISD.

Per i vari elementi sono state eseguite sei prove, modificandone la scala temporale tramite un fattore λ assunto pari a 1 (prova in tempo reale), 3, 5, 30, 100 e 300. Le velocità massime applicate, v_{max} , sono corrispondentemente variate tra 126 mm/s ($\lambda = 1$) e 0,42 mm/s ($\lambda = 300$).

In Figura 5 sono mostrati, in sovrapposizione, i cicli di risposta ottenuti dalle prove con λ uguale a 1, 30 e 300 su di un singolo dispositivo Jarret, di tipo XLR12-200 (Sorace et al. 2008, Sorace e Terenzi 2008b), dai quali emerge la sensibile riduzione della forza totale di reazione F (data dalla somma dei contributi di forza elastica F_e e dissipativa F_d), e dunque della capacità smorzante, al diminuire della velocità.

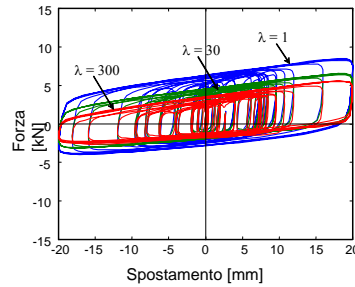


Figura 5. Risposta ciclica ottenuta dalle prove con $\lambda = 1, 30, 300$ su di un singolo dispositivo Jarret XLR12-200.

I risultati di questa sequenza sperimentale sono stati elaborati al fine di valutare l'energia dissipata E_d , il decremento della stessa, ΔE_d , conseguente al passaggio dalla prova con $\lambda = 1$ alle restanti ($\Delta E_d = [E_{d,\lambda=1} - E_{d,\lambda=\lambda_i}] / E_{d,\lambda=1}$, dove λ_i indica un generico valore di λ diverso da 1), ed il coefficiente di smorzamento c_1 (il pedice "1" si riferisce al caso di sperimentazione su di un singolo dispositivo). Tali dati sono riepilogati in Tabella 2, unitamente a v_{max} ed alla forza di reazione massima, F_{max} , misurata durante ciascuna prova (Sorace et al. 2008). La sensibilità nei confronti della velocità emerge particolarmente in termini di riduzioni di energia ΔE_d , crescenti da circa il 10% per $\lambda = 3$, sino a quasi il 50% per $\lambda = 300$. Al contempo, il coefficiente di smorzamento è più moderatamente influenzato dalla velocità, registrandosi un incremento massimo del 24% nel passare da $\lambda = 1$ a $\lambda = 300$, coerentemente alla struttura analitica della relazione (8).

Tabella 2. Risultati delle prove condotte su di un singolo dispositivo Jarret XLR12-200.

Prova	λ	v_{max} (mm/s)	F_{max} (kN)	E_d (kN·mm)	ΔE_d (%)	c_1 (kN(s/mm) ^{alpha})
LR1	1	126	9,01	$3,30 \cdot 10^3$	—	2,37
LR2	3	42	8,50	$2,96 \cdot 10^3$	10,3	2,53
LR3	5	25,2	8,24	$2,79 \cdot 10^3$	15,4	2,57
LR4	30	4,2	6,54	$2,22 \cdot 10^3$	32,7	2,72
LR5	100	1,26	5,97	$1,94 \cdot 10^3$	41,2	2,84
LR6	300	0,42	5,56	$1,73 \cdot 10^3$	47,6	2,94

Risultati analoghi sono stati ottenuti anche nella serie di prove cicliche condotta su una coppia di apparecchi XLR12-200, posizionati in configurazione contrapposta e con i pistoni

collocati a metà della corsa totale (Figura 4), in modo da simulare l'effettivo schema d'installazione in opera nel sistema BISD. Quale dato di maggior interesse derivante da questa seconda sequenza sperimentale, riepilogata in Tabella 3, è emerso che i dispositivi accoppiati possiedono la stessa capacità dissipativa del singolo elemento, se sottoposti, come in questo caso, a storie di spostamento e velocità con ampiezze dimezzate.

Tabella 3. Risultati delle prove condotte su una coppia di dispositivi Jarret di tipo XLR12-200.

Prova	λ	v_{\max} (mm/s)	F_{\max} (kN)	E_d (kN·mm)	ΔE_d (%)	c_2 (kN/(s/mm) $^\alpha$)
LR1a	1	63	13,21	$3,21 \cdot 10^3$	–	5,11
LR2a	3	21	12,06	$2,99 \cdot 10^3$	6,8	5,55
LR3a	5	12,6	11,53	$2,88 \cdot 10^3$	10,3	5,76
LR4a	30	2,1	10,02	$2,56 \cdot 10^3$	20,2	6,65
LR5a	100	0,63	9,04	$2,33 \cdot 10^3$	27,4	7,36
LR6a	300	0,21	8,17	$2,13 \cdot 10^3$	33,6	7,68

Infatti, detti c_1 , $x_{1,\max}$, $v_{1,\max}$ il coefficiente di smorzamento, lo spostamento e la velocità massimi imposti al singolo dispositivo, e c_2 , $x_{2,\max}$, $v_{2,\max}$ le stesse grandezze per la coppia di apparecchi, uguagliando le energie dissipate nelle due serie di prove (rispettivamente pari a $4c_1v_{1,\max}^\alpha x_{1,\max}$ e $4c_2v_{2,\max}^\alpha x_{2,\max}$), si ha:

$$4c_1v_{1,\max}^\alpha x_{1,\max} = 4c_2v_{2,\max}^\alpha x_{2,\max} \quad (9)$$

Sostituendo, per quanto sopra, nella (9): $x_{1,\max} = 2x_{2,\max}$ e $v_{1,\max} = 2v_{2,\max}$, si ricava la seguente relazione fra c_2 e c_1 :

$$c_2 = 2^\alpha \cdot 2 \cdot c_1 \quad (10)$$

Per i dispositivi considerati, l'esponente α è uguale a 0,15. Pertanto, sostituendo tale valore nella (10), si ottiene: $c_2 = 2,22 c_1$. Il risultato così ottenuto è esattamente confermato dai rapporti fra i dati relativi a c_2 in Tabella 3 e quelli di c_1 in Tabella 2, per le prove LR1a e LR1, LR2a e LR2, LR3a e LR3. Per le restanti, i rapporti diventano lievemente superiori (da 2,46 per LR4a e LR4, a 2,61 per LR6a e LR6), risentendo di piccoli effetti di disturbo per i valori di λ da 30 a 300, che identificano condizioni di risposta quasi statiche. La convalida sperimentale della relazione (10) per la prova con $\lambda = 1$ e per quelle in dinamica "ridotta" ($\lambda = 3, 5$), attesta l'additività lineare dei contributi di smorzamento forniti dai dispositivi fluido-viscosi quando installati in coppia. I valori di forza massima F_{\max} riportati nella stessa Tabella 3 mostrano, inoltre, riduzioni simili a quelle osservate per il singolo elemento, al crescere di λ . Partendo da tali dati e dai risultati di analoghe campagne di caratterizzazione meccanica, è stata definita la seguente funzione di correzione degli effetti di dipendenza dalla velocità della componente di forza dissipativa (Molina et al. 2004, Sorace e Terenzi 2008a, Sorace et al. 2008):

$$F_{\lambda=1} \cong F_{\lambda=\lambda_i}^c = B_{\lambda_i} \cdot F_{\lambda=\lambda_i} \quad (11)$$

in cui: $F_{\lambda=1}$ = forza misurata nella prova in tempo reale; $F_{\lambda=\lambda_i}^c, F_{\lambda=\lambda_i}$ = valori della forza corretta e della forza misurata nella corrispondente prova con velocità ridotta di un fattore $\lambda = \lambda_i$; B_{λ_i} = coefficiente di correzione della forza valutato per via sperimentale.

La relazione (11) è applicabile a qualsiasi tipo di sperimentazione condotto in dinamica “ridotta” (oltre a quelle pseudodinamiche, anche prove di qualificazione e di accettazione di dispositivi finalizzate ad installazioni reali degli stessi, nelle quali non sia possibile attingere le massime velocità valutate in sede di progetto, o normativamente imposte). A titolo d’esempio, in Figura 6 è mostrata la legge di dipendenza di B_{λ_i} da λ , per la coppia di dispositivi XLR12-200 in oggetto.

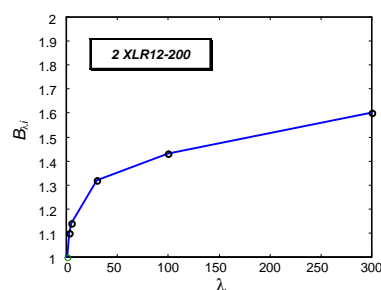


Figura 6. Valori del coefficiente di correzione della forza in funzione di λ , per la coppia di dispositivi Jarret XLR12-200.

Gli esiti della correzione operata mediante la (11) sono visibili in Figura 7, in cui i cicli di risposta ottenuti per $\lambda = \lambda_i = 100$ (prova LR5a), modificati mediante tale formula, sono rappresentati in sovrapposizione a quelli relativi al caso $\lambda = 1$ (LR1a). Il valore del coefficiente di correzione è, in questo caso, $B_{\lambda_i} = B_{100} = 1,43$, così come desunto dalla curva $B_{\lambda_i} - \lambda_i$ di Figura 6.

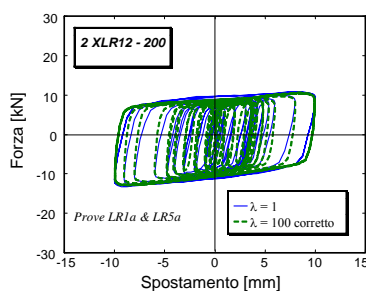


Figura 7. Cicli di risposta della coppia di dispositivi Jarret XLR12-200 ottenuti dalle prove con $\lambda = 1$ e $\lambda = 100$, con i valori di forza relativi a quest’ultima corretti mediante la (11).

Riguardo alla componente di risposta elastica, presente nei dispositivi di tipo molla-smorzatore, la più efficace legge analitica interpretativa è rispondente ad un modello bilineare tipo Menegotto-Pinto (Terenzi 1994, Pekcan et al. 1995, Sorace e Terenzi 2001a):

$$F_e(t) = k_2 \cdot x(t) + \frac{(k_1 - k_2) \cdot x(t)}{\left[1 + \left|\frac{k_1 x(t)}{F_0}\right|^5\right]^{1/5}} \quad (12)$$

in cui: F_e = forza di reazione elastica non lineare; F_0 = forza statica di pressurizzazione, attribuita in fase di fabbricazione; k_1, k_2 = rigidezze di primo e secondo ramo; $x(t)$ = funzione temporale di spostamento.

Ai fini della modellazione computazionale dei dispositivi fluido-viscosi pressurizzati, nel caso più completo di elementi elastico-dissipativi è utilizzabile l'assemblaggio rappresentato in Figura 8 (Sorace e Terenzi 2008a, Bandini 2008). In esso sono posti in parallelo quattro elementi finiti non lineari di connessione, disponibili nella libreria di base di programmi di calcolo commerciali, tra cui il codice SAP2000NL (CSI 2008). Gli elementi rappresentati nello schema di Figura 8 sono, seguendo la numerazione in esso riportata: 1) uno smorzatore non lineare caratterizzato dalla legge (8); 2), 3) un elemento "gap" ed un elemento "hook", capaci di risposta assiale, rispettivamente, a sola compressione ed a sola trazione, riproducenti gli effetti di fine corsa negativo e positivo del pistone; 4) una molla elastica non lineare, rispondente alla legge (12). Il carico di pressurizzazione F_0 è assegnato tramite un cedimento vincolare od una variazione termica imposti all'assemblaggio dei quattro elementi, come simboleggiato in Figura 8. Tale soluzione può essere adottata anche per attribuire l'aggiuntivo sforzo di precompressione necessario a posizionare il pistone a metà corsa, come richiesto nel sistema BISD, così come in quello a controventi dissipativi, trattato nel successivo capitolo degli autori in questo volume.

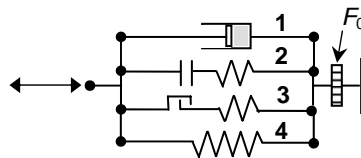


Figura 8. Assemblaggio di elementi non lineari di connessione per la riproduzione del comportamento dei dispositivi FV pressurizzati tramite programmi di calcolo a diffusione commerciale.

4 Sistema d'isolamento e dissipazione alla base includente i dispositivi fluido-viscosi pressurizzati (BISD)

4.1 Procedura di progetto

Nell'ambito degli studi condotti dagli autori sul sistema BISD, è stata definita una procedura di progetto, articolata in una fase di dimensionamento preliminare ed una di verifica finale, inte-

gralmente basata sullo svolgimento di analisi dinamiche non lineari. La prima fase s'incentra sull'impiego di un'equazione esplicita di progetto mediante la quale, una volta stabilito il periodo fondamentale dell'edificio in condizioni isolate, è possibile determinare il valore di tentativo del coefficiente di smorzamento c da assegnare ai dispositivi fluido-viscosi, al fine di ottenere le ricercate capacità di prestazione. Tale equazione, riferita ad un modello di oscillatore semplice dell'edificio isolato, consente di valutare la massima richiesta di c per un dato rapporto di frequenza φ (definito quale rapporto tra la frequenza di riferimento assunta per la forzante dinamica, di tipo deterministico o casuale, e quella propria di vibrazione dell'oscillatore), per l'ampiezza massima dell'azione A_i , e per il desiderato livello di smorzamento. Quest'ultimo è quantificato, in particolare, mediante il "loss factor" η :

$$\eta = \frac{E_d}{2\pi E_e} \quad (13)$$

che rappresenta il più efficace parametro di dissipazione da utilizzare per sistemi non lineari, in quanto basato sulla stima di quantità fisiche misurabili. Si osserva come il "rapporto di smorzamento viscoso lineare equivalente" ζ , tradizionalmente utilizzato in sede normativa, risulti legato a η dalla semplice relazione: $\zeta = \eta/2$. Con riferimento ai suddetti parametri, l'equazione di progetto è così definita (Sorace e Terenzi 2001a):

$$c(\eta, \varphi, A_i) = c_{0,1}(\eta, A_i) \frac{(1+\theta)^\mu}{\left[(1-\varphi^2)^2 + \eta^2 \right]^\mu} \quad (14)$$

dove $c_{0,1}$ rappresenta il valore di c tale da ottenere il ricercato rapporto η per una forzante sinusoidale di ampiezza A_i pari a quella massima dell'azione di progetto (nella fattispecie, di tipo sismico) e frequenza pari ad 1/10 di quella fondamentale di vibrazione, f_{is} , della struttura isolata, mentre θ e μ sono coefficienti di calibrazione i cui valori, per α pari a 0,1 e 0,2, sono riportati in Tabella 4 (Sorace e Terenzi 2001a). In Figura 9 sono mostrate, a titolo d'esempio, le curve $(c/c_{0,1} - \varphi)$ valutate per $\eta = 0,2, 0,5$, in sovrapposizione ai punti rappresentativi della risposta dell'oscillatore semplice ottenuta mediante integrazione numerica, per gli stessi valori di η e α . In sede di applicazione al sistema BISD, una volta fissato il desiderato livello di smorzamento, espresso in termini di η , e nota l'ampiezza dell'azione sismica A_i per il più elevato stato limite di riferimento assunto nel progetto, resta da stabilire il valore di φ con cui entrare nella (14). La condizione di pseudo-risonanza individuata da $\varphi = 1$ può essere cautelativamente assunta per il predimensionamento nei confronti di eventi "near-fault", caratterizzati da una composizione principale in frequenza vicina a quella degli edifici isolati alla base. Per segnali "far-fault", con riferimento alle caratteristiche degli spettri di risposta delle normative italiane ed alle tipiche composizioni spettrali delle registrazioni reali relative al nostro territorio nazionale, si suggerisce di prescegliere valori di φ dell'ordine di 1,2÷1,3 per $\eta \leq 0,2$, e non minori di 1,5 per $0,2 \leq \eta \leq 0,4$. Per più alti livelli di smorzamento, ossia per $\eta \geq 0,5$, φ può invece essere direttamente assunto come rapporto tra la più piccola frequenza significativa nella composizione spettrale delle famiglie di accelerogrammi artificiali o reali assunti ai fini progettuali, f_{min} , e la frequenza fondamentale f_{is} della struttura isolata. A titolo d'esempio, se

f_{\min} è circa pari a 0,8 Hz (come approssimativamente valutabile per molte registrazioni di eventi “far fault” italiani) e f_{is} è uguale a 0,4 Hz, deve essere assunto $\varphi = 2$.

Tabella 4. Valori dei coefficienti di calibrazione θ e μ dell’equazione di progetto (14).

α	η	θ	μ
0,1	0,1	0	0,45
0,2	0,1	0	0,38
0,1	0,2	$-\varphi/8$	0,44
0,2	0,2	$-\varphi/8$	0,35
0,1	0,3	$+\varphi/8$	0,44
0,2	0,3	$-\varphi/8$	0,30
0,1	0,4	$+\varphi/8$	0,44
0,2	0,4	$-\varphi/8$	0,30
0,1	0,5	$+\varphi/4$	0,44
0,2	0,5	$-\varphi/4$	0,35
0,1	$\geq 0,6$	$-\varphi/4$	0,44
0,2	$\geq 0,6$	$-\varphi/4$	0,35

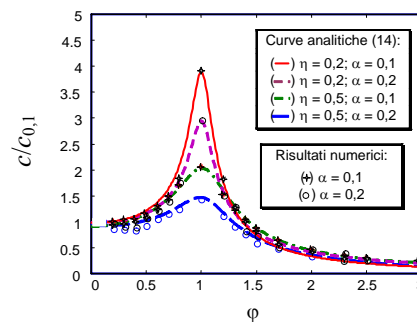


Figura 9. Rappresentazione delle curve $(c/c_{0,1}-\varphi)$ derivate dall’equazione (14), per $\eta = 0,2, 0,5$ e $\alpha = 0,1, 0,2$, e dei corrispondenti punti ottenuti per integrazione numerica.

Come sopra accennato, la fase preliminare della procedura di progetto si basa su di un’idealizzazione dell’edificio isolato quale oscillatore semplice, con massa pari a quella della sovrastruttura. Utilizzando tale modello, facilmente generabile tramite i più diffusi codici di calcolo includenti elementi del tipo mostrato in Figura 8, il predimensionamento si articola nei cinque passi di seguito riepilogati, per ciascuna delle due direzioni principali in pianta dell’edificio (Sorace e Terenzi 2001a).

1. Valutazione dei parametri della componente di risposta elastica (equazione 12).

Si parte assumendo il valore di tentativo del periodo proprio di vibrazione in condizioni isolate, T_{is} (o, equivalentemente, della frequenza propria f_{is}). Da tale dato è immediatamente

desumibile la rigidità totale di secondo ramo, k_2^t , dell'insieme dei dispositivi elastico-dissipativi che è stato stabilito di utilizzare in base allo studio di posizionamento in pianta degli apparecchi, condotto con riferimento alle caratteristiche geometriche e di organizzazione generale della struttura:

$$k_2^t = 4\pi^2 \frac{m}{T_{is}^2} \quad (15)$$

dove m è la massa "sismica" della sovrastruttura. La rigidità di ciascun dispositivo si ottiene, quindi, dividendo k_2^t per il numero complessivo di apparecchi, n , disposti secondo la direzione considerata. Come verificato per via sperimentale, il valore della rigidità di primo ramo, k_1 , può essere fissato pari a 15 volte k_2 . Per avere una prima indicazione circa la forza statica di pressurizzazione F_0 , necessaria al completamento della (12) in vista dell'analisi richiesta al passo 4, è possibile utilizzare la seguente relazione empirica:

$$F_0 = \frac{k_2 \cdot d_{pr}^t}{n} \quad (16)$$

in cui d_{pr}^t è il valore di tentativo dello spostamento massimo di progetto ed n è un coefficiente che, per i dispositivi delle serie d'interesse per il sistema BISD, può essere fissato pari a 4 (Sorace e Terenzi 2001a). Una stima di d_{pr}^t può essere semplicemente ottenuta, in questo primo passo, come ordinata dello spettro di spostamento di normativa, scalato mediante il rapporto di smorzamento assunto al successivo punto 2, corrispondente al valore di T_{is} fissato.

2. Assunzione del valore di tentativo del rapporto di smorzamento (espresso in termini di "loss factor"). È preferibile che tale valore, detto η_0 , sia assunto non inferiore a 0,5 (ossia non inferiore a 0,25, se espresso come rapporto di smorzamento viscoso lineare equivalente), soprattutto per edifici con sovrastruttura abbastanza deformabile (Sorace e Terenzi 2001b).

3. Assunzione del rapporto φ di riferimento per il calcolo di c , coerentemente alle considerazioni sopra riportate.

4. Calcolo del coefficiente $c_{0,1}$, al fine di determinare il punto di ancoraggio delle curve derivanti dall'equazione (14).

5. Calcolo del valore preliminare di progetto di c , c_{pr} , tramite la (14).

Conclusa, in tal modo, l'analisi preliminare di progetto, la prestazione del sistema è complessivamente valutata nella fase di verifica finale condotta, ancora in campo dinamico non lineare, mediante un dettagliato modello agli elementi finiti della struttura isolata. In tale sede viene, in particolare, esaminato il soddisfacimento degli obiettivi progettuali assunti, per la risposta sia dei dispositivi sia della struttura in elevazione, con riferimento ai diversi stati limite definiti dalle normative (eventualmente integrati da ulteriori, specifiche richieste per il caso progettuale in esame) ed ai relativi livelli dell'azione sismica in ingresso. Un diagramma di flusso riepilogativo dell'intera procedura è riportato in Figura 10.

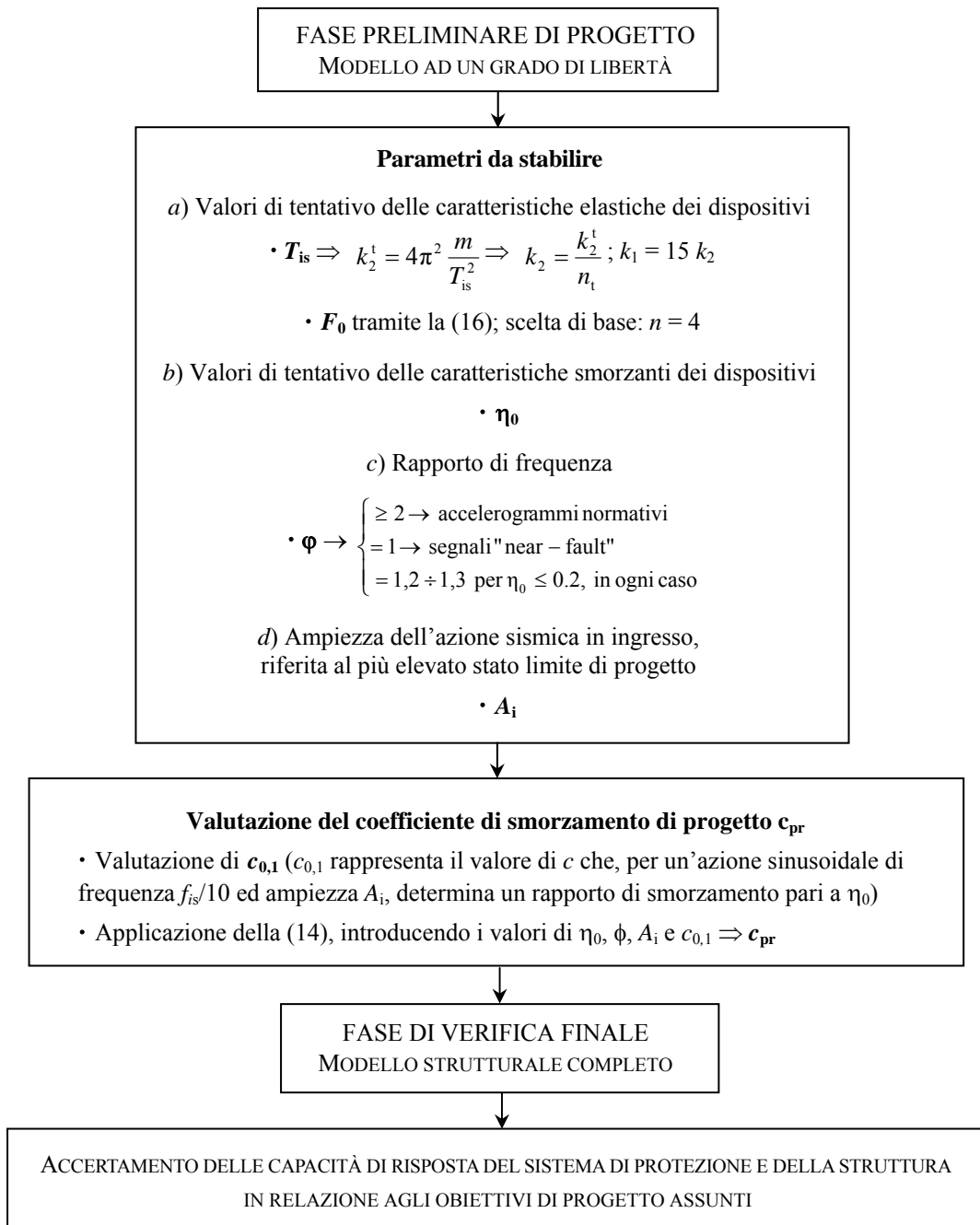


Figura 10. Diagramma di flusso della procedura di progetto.

4.2 Analisi sperimentali

Il sistema BISD è stato sottoposto a due principali campagne di sperimentazione, la prima delle quali condotta nell'ambito di un Progetto co-finanziato dal MIUR per il 2000-2002 su di un telaio in acciaio a tre piani in scala 1:2, del quale in Figura 11 sono mostrati una vista fotografica d'insieme ed una di dettaglio di un pilastro isolato alla base (Sorace e Terenzi 2001a), e la seconda sviluppata all'interno del Progetto DISPASS citato al paragrafo 3 (Sorace et al. 2008, Sorace e Terenzi 2008b). Per quest'ultima, in Figura 12 è riportata un'immagine del telaio in acciaio in scala 2:3 assunto a riferimento per l'installazione simulata del sistema, allo scopo di compierne una completa caratterizzazione in campo quasi-statico e dinamico e di svolgere la già menzionata prova pseudodinamica con sottostrutturazione, mediante l'apparato di Figura 4.



Figura 11. Vista d'insieme e di dettaglio del telaio in acciaio in scala 1:2 dotato del sistema BISD, sottoposto a prove dinamiche nell'ambito del Progetto MIUR 2000-2002.



Figura 12. Vista del telaio in acciaio in scala 2:3 assunto a riferimento per la prova pseudodinamica con sottostrutturazione condotta nell'ambito del Progetto DISPASS.

La campagna condotta sul telaio di Figura 11, consistente in prove di eccitazione forzata realizzate tramite una vibrodina installata sull'impalcato di base, ha consentito di ottenere una convalida sperimentale dell'equazione di progetto (14). In Figura 13 è mostrata, al proposito, la curva corrispondente ai dispositivi fluido-viscosi installati ($\alpha = 0,18$, $\eta = 0,5$), normalizzata a $c_{0,1}(\eta, \varphi)$, unitamente ai punti ricavati dalla risposta sperimentale del telaio, al variare della frequenza dell'eccitazione e, dunque, del rapporto φ (Sorace e Terenzi 2001a). Come rilevabile

da tale grafico, il livello di sovrapposizione è pressoché totale, a conferma della capacità di predizione del coefficiente di smorzamento offerta dalla (14).

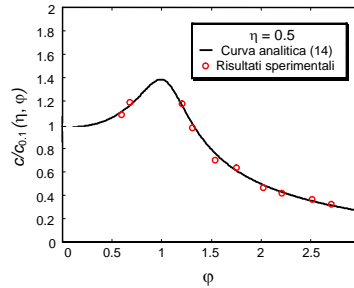


Figura 13. Confronto tra la curva analitica (14) per $\eta = 0,5$, normalizzata a $c_{0,1}(\eta, \phi)$, ed i corrispondenti punti rappresentativi della risposta sperimentale del telaio di Figura 11, al variare del rapporto ϕ .

La sperimentazione compiuta nel Progetto DISPASS ha riguardato, innanzitutto, lo svolgimento di prove di caratterizzazione degli appoggi scorrevoli in acciaio-PTFE e del sistema BISD assemblato, in aggiunta a quelle dei dispositivi fluido-viscosi, già commentate nel precedente paragrafo. Riguardo agli apparecchi di appoggio, una cui sezione è mostrata in Figura 14 unitamente ad un'immagine delle fasi di lubrificazione dei dischi in PTFE, il programma di prove è stato volto ad accertarne la dipendenza della risposta attritiva dalla velocità di deformazione e dalla pressione normale, nonché a valutarne la combinazione degli effetti dissipativi con quelli dei dispositivi fluido-viscosi. Le prove sono state condotte mediante l'apparato di Figura 4, preventivamente al collegamento dei dissipatori, secondo lo schema semplificato riprodotto in Figura 15.

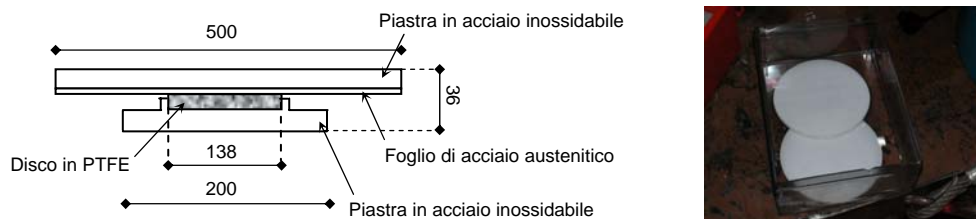


Figura 14. Sezione di un appoggio scorrevole in acciaio-PTFE sperimentato nell'ambito del Progetto DISPASS (dimensioni in millimetri), ed immagine di due dischi di PTFE durante le fasi di lubrificazione.

In Tabella 5 sono riepilogati i risultati delle prove realizzate con la minima e la massima tensione di compressione σ_1 applicata agli isolatori, su un totale di quattro valori considerati. La prima tensione corrisponde al puro peso proprio della trave soprastante, con carico nullo trasmesso dagli attuatori statici disposti verticalmente (Figura 15), mentre il secondo riproduce il valore medio trasferito ai dispositivi da ciascuno dei due telai costituenti la struttura di riferimento di Figura 12. Si osserva come, al variare delle velocità di deformazione nello stesso

intervallo assunto per le prove sugli smorzatori fluido-viscosi, il coefficiente di attrito μ si mantenga pressoché inalterato. Tale indipendenza di μ dalla velocità è conseguenza dell'accurato processo di lubrificazione dei dischi di PTFE, eseguito nel rispetto delle prescrizioni fornite dalle istruzioni CNR-10018 (1999) e dal documento pre-normativo europeo prEN-1337 (2003) per questa tipologia di apparecchi d'appoggio. L'influenza della pressione normale è, viceversa, elevata, con μ inversamente proporzionale alla stessa. Grazie all'efficace lubrificazione, i valori del coefficiente di attrito risultano, comunque, notevolmente bassi, ed in particolare inferiori all'1,5% per la pressione massima applicata in queste prove. Peraltro, come verrà sottolineato nuovamente nel successivo paragrafo, i valori di pressione tipici delle applicazioni reali sono decisamente maggiori (almeno pari a 2MPa per effetto dei soli carichi verticali), essendo assai superiori le aree d'influenza relative a ciascun appoggio, nonché i carichi permanenti ed accidentali trasmessi dalla sovrastruttura, rispetto a quelli del telaio in scala qui considerato. Ciò determina valori di μ generalmente contenuti al disotto dell'1%.

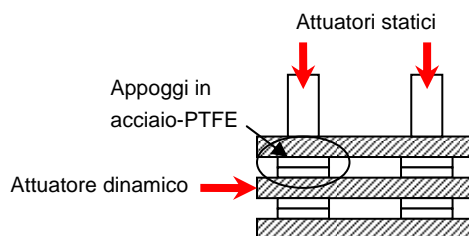


Figura 15. Schema semplificato dell'apparato sperimentale utilizzato per le prove sugli appoggi scorrevoli in acciaio-PTFE nell'ambito del Progetto DISPASS.

Tabella 5. Risultati delle prove condotte sugli appoggi scorrevoli in acciaio-PTFE.

Prova	λ	v_{\max} (mm/s)	σ_i (MPa)	μ (%)	c_{eq} (kN/(s/mm) ^{0.5})
d141	1	63	1,07	2,50	1,04
d142	3	21	1,07	2,50	1,20
d143	5	12,6	1,07	2,51	1,33
d144	30	2,1	1,07	2,54	1,79
d145	100	0,63	1,07	2,51	2,10
d146	300	0,21	1,07	2,48	2,41
d159	1	63	9,17	1,48	5,91
d160	3	21	9,17	1,46	6,76
d161	5	12,6	9,17	1,46	7,10
d162	30	2,1	9,17	1,48	9,39
d163	100	0,63	9,17	1,49	11,44
d164	300	0,21	9,17	1,45	12,98

Preventivamente allo svolgimento della prova pseudodinamica con sottostrutturazione, è stata operata una modifica ai dispositivi fluido-viscosi XLR12-200, al fine di ottenere più

elevati livelli di smorzamento rispetto a quelli identificati tramite la campagna di caratterizzazione descritta al paragrafo 3. La modifica, consistita in un semplice accrescimento dello spazio intercluso tra testa del pistone e serbatoio interno, ha portato alle nuove proprietà di risposta della coppia di dissipatori sintetizzate in Tabella 6 (in questo caso, così come per il sistema completo, le prove sono state realizzate per i valori di λ da 1 a 100).

Tabella 6. Risultati delle prove condotte sui dispositivi Jarret XLR12-200 modificati, installati nel sistema BISD ai fini dello svolgimento della prova pseudodinamica con sottostrutturazione.

Prova	λ	v_{\max} (mm/s)	F_{\max} (kN)	E_d (kN·mm)	ΔE_d (%)	$c_{2,\text{mod}}$ (kN/(s·mm) ^{α})
LR1b	1	63	23.09	$6.06 \cdot 10^3$	–	9.46
LR2b	3	21	20.71	$5.72 \cdot 10^3$	5.6	10.67
LR3b	5	12.6	19.93	$5.54 \cdot 10^3$	8.6	10.98
LR4b	30	2.1	17.62	$4.94 \cdot 10^3$	18.5	12.95
LR5b	100	0.63	16.14	$4.46 \cdot 10^3$	26.4	13.96

Le prove di caratterizzazione compiute sul sistema assemblato hanno fornito, per il massimo valore di pressione sugli appoggi $\sigma_i = 9,17$ MPa, gli esiti riepilogati in Tabella 7. Nell'ultima colonna di quest'ultima sono riportati, in particolare, i valori del coefficiente di smorzamento viscoso non lineare equivalente, $c_{\text{eq,tot}}$, calcolati applicando la legge (8) alla risposta complessiva del sistema.

Tabella 7. Risultati delle prove condotte sul sistema BISD assemblato, per la massima pressione applicata agli appoggi scorrevoli in acciaio-PTFE.

Prova	λ	v_{\max} (mm/s)	F_{\max} (kN)	E_d (kN·mm)	σ_i (MPa)	$c_{\text{eq,tot}}$ (kN/(s·mm) ^{α})
d185	1	63	31,51	$9,01 \cdot 10^3$	275	14,03
d186	3	21	28,78	$8,62 \cdot 10^3$	275	16,09
d187	5	12,6	28,13	$8,40 \cdot 10^3$	275	16,72
d188	30	2,1	26,09	$7,88 \cdot 10^3$	275	20,48
d189	100	0,63	24,22	$7,51 \cdot 10^3$	275	23,43

Al fine di valutare la combinazione degli effetti dissipativi dei due componenti, i valori $c_{\text{eq,tot}}$ derivanti dalle prove da d185 a d189 in Tabella 7 possono essere confrontati con la somma dei contributi smorzanti forniti nelle corrispondenti prove sugli apparecchi fluido-viscosi modificati (da LR1b a LR5b, Tabella 6) e sugli isolatori (da d159 a d163, Tabella 5). Da tale somma vanno detratti i contributi ottenuti dalle prove sugli isolatori sottoposti al solo peso proprio dell'apparato (da d141 a d145, Tabella 5), per eliminare il relativo effetto di attrito, non presente nelle prove condotte sui dissipatori a sé stanti. Vengono in tal modo calcolati i seguenti coefficienti somma, $c_{\text{eq,som}}$:

$$c_{\text{eq,som}}(\text{LR1b, d159, d141}) = c_{2,\text{mod}}(\text{LR1b}) + c_{\text{eq}}(\text{d159}) - c_{\text{eq}}(\text{d141}) = 14.30 \text{ kN/(s·mm)}^\alpha$$

$$c_{\text{eq,som}}(\text{LR2b, d160, d142}) = c_{2,\text{mod}}(\text{LR2b}) + c_{\text{eq}}(\text{d160}) - c_{\text{eq}}(\text{d142}) = 16.23 \text{ kN/(s·mm)}^\alpha$$

$$c_{eq,som}(LR3b, d161, d143) = c_{2,mod}(LR3b) + c_{eq}(d161) - c_{eq}(d143) = 16.75 \text{ kN(s/mm)}^\alpha$$

$$c_{eq,som}(LR4b, d162, d144) = c_{2,mod}(LR4b) + c_{eq}(d162) - c_{eq}(d144) = 20.55 \text{ kN(s/mm)}^\alpha$$

$$c_{eq,som}(LR5b, d163, d145) = c_{2,mod}(LR5b) + c_{eq}(d163) - c_{eq}(d145) = 23.30 \text{ kN(s/mm)}^\alpha$$

Ponendo a confronto i valori $c_{eq,som}$ con i coefficienti $c_{eq,tot}$ di Tabella 7, per le prove condotte alle stesse velocità, si osserva una pressoché totale coincidenza tra le due stime di smorzamento. La somma dei contributi dissipativi di appoggi scorrevoli e dispositivi fluido-viscosi sottoposti separatamente a prova risulta, pertanto, pari alla misura globale rilevata per il sistema assemblato. Alla luce di tale verifica, è sperimentalmente confermata la combinazione additiva lineare dei due contributi, implicitamente ipotizzata, in sede di modellazione, sin dall'inizio degli studi condotti sul sistema BISD.

In Figura 16 sono riprodotte le storie temporali degli spostamenti relativi di piano, I_{d1} , I_{d2} , I_{d3} , derivanti dalla prova pseudodinamica con sottostrutturazione, in sovrapposizione alle corrispondenti storie ottenute dalla prova pseudodinamica completa condotta sul telaio di Figura 12, nella condizione di base fissa.

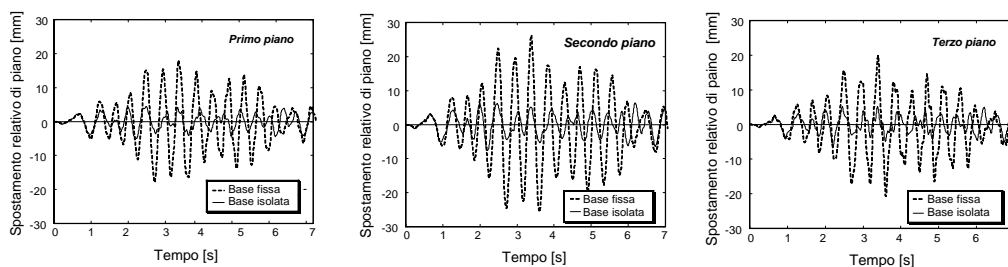


Figura 16. Confronto fra le storie di spostamento relativo di piano ottenute dalla prova pseudodinamica con sottostrutturazione, in presenza del sistema BISD, e dalla corrispondente prova pseudodinamica completa sul telaio di Figura 12, in condizioni di base fissa.

I valori massimi di risposta, $I_{d1,max}$, $I_{d2,max}$, $I_{d3,max}$, sono riepilogati in Tabella 8, ponendo in evidenza riduzioni pari a 3,63, 3,42 e 3,23, per i piani dal primo al terzo, in condizioni isolate. Inoltre, i suddetti massimi di spostamento, pari al 2,5‰, 3,4‰, e 3,2‰ delle rispettive altezze di piano, risultano decisamente inferiori alla soglia del 5‰ assunta in sede di progetto del sistema, per il livello dell'azione sismica corrispondente alle verifiche allo stato limite ultimo, come definito dall'O.P.C.M. 3431 (2005). All'elevato livello di prestazione ottenuto per la sovrastruttura si aggiunge, inoltre, il contenimento entro soli 21 mm del massimo spostamento alla base.

Tabella 8. Confronto tra i valori massimi degli spostamenti relativi di piano corrispondenti alle storie temporali di Figura 16.

Configurazione	$I_{d1,max}$	$I_{d2,max}$	$I_{d3,max}$
Base fissa	17.8	26.3	20.7
Base isolata	4.9	7.7	6.4

4.3 Applicazione del sistema BISD all'edificio adibito a nuova sede della ONLUS "Fratellanza Popolare" di Grassina – Firenze

L'edificio in questione (Figura 17), sede di un'associazione di Pubblica Assistenza denominata "Fratellanza Popolare", in località Grassina, nel comune di Bagno a Ripoli, e della Protezione Civile di tale zona situata nella cintura urbana di Firenze, presenta rilevanti irregolarità planivolumetriche. Ciò lo ha reso un ideale candidato alla prima installazione reale del sistema BISD (Sorace e Terenzi 2008b), tenuto conto del medio-alto livello dell'azione di progetto, quantificato da un valore di picco dell'accelerazione al suolo a_b pari a 0,375 g per l'evento base di progetto, riferito alle verifiche allo stato limite ultimo secondo l'O.P.C.M. 3431 del 2005 (0,25 g per zona 2, moltiplicato per un fattore di suolo $S = 1,25$ e per un fattore d'importanza $I = 1,2$).



Figura 17. "Rendering" prospettico dell'edificio.

Il primo obiettivo progettuale è consistito nella minimizzazione della distanza tra baricentro della sovrastruttura e centro delle rigidezze del sistema, in modo che la risposta dinamica fosse caratterizzata da due primi modi di vibrazione puramente traslazionali, secondo le due direzioni principali in pianta, e con massa associata il più possibile vicina al 100%. A tal fine, tenuto conto delle posizioni dei pilastri e dell'orditura dei telai costituenti l'organismo strutturale in cemento armato, è stata determinata la distribuzione di dispositivi fluido-viscosi Jarret mostrata in Figura 18, in cui i simboli J_{x1} - J_{x8} e J_{y1} - J_{y8} individuano gli apparecchi, tutti tra loro uguali, posizionati parallelamente agli assi x ed y . Tale collocazione, che presenta una coppia di dispositivi non allineati secondo sia x (J_{x4} - J_{x5}) sia y (J_{y2} - J_{y7}), ha consentito di ottenere una distanza pressoché nulla rispetto al primo asse, e contenuta entro 90 cm rispetto al secondo. Gli appoggi in acciaio-PTFE, appositamente prodotti da ALGA, sono stati realizzati con caratteristiche simili a quelle degli isolatori sottoposti a sperimentazione nell'ambito del Progetto DISPASS, tranne che per la forma in pianta, in questo caso di tipo quadrato. In particolare, sono state utilizzate tre diverse dimensioni dei dischi in PTFE, corrispondenti a portate di 600 kN, 1000 kN e 1400 kN sotto carichi verticali. Tali valori sono incrementati di un fattore 1,5 in presenza dell'azione sismica. Gli appoggi sono stati posizionati alla base di ciascuno dei 31 pilastri della struttura principale, più un ulteriore apparecchio al disotto della soletta in cemento armato di alloggiamento dell'impianto ascensore (attorno al cui vano non è stato realizzato alcun setto o nucleo strutturale, grazie ai benefici del sistema di protezione adottato).

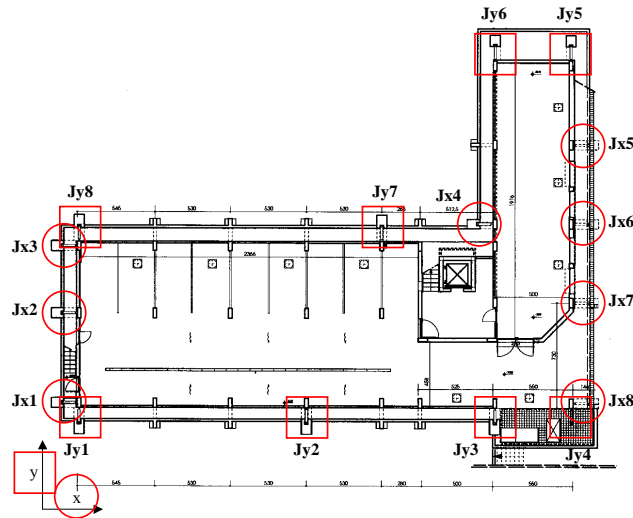


Figura 18. Pianta dell'impalcato mobile includente la collocazione dei dispositivi fluido-viscosi.

La fase preliminare di progetto dei dispositivi Jarret è stata condotta assumendo un periodo fondamentale di vibrazione T_{is} di 2 s secondo la direzione y di maggior rigidità della sovrastruttura. In base alla massa "sismica" complessiva dell'edificio, pari a circa 2240 kg-massa, sono derivate le seguenti caratteristiche della componente elastica di ciascun apparecchio: $k_2 = 2,77$ kN/mm, $k_1 = 41,55$ kN/mm, $F_0 = 80$ kN. Essendo: $A_i = a_b = 0,375$ g, per quanto sopra osservato, e $\alpha = 0,15$, per la serie di dispositivi d'interesse per questa applicazione, ed avendo inoltre posto $\eta = 0,6$, quale livello "target" di dissipazione, e $\varphi = 1,6$, relativamente ad una frequenza di riferimento per l'azione sismica in ingresso pari a 0,8 Hz, utilizzando l'equazione (14) è stato determinato il seguente valore di progetto del coefficiente di smorzamento: $c_{pr} = 287$ kN·(s/m)^α, così come mostrato nel diagramma di calcolo in Figura 19. Tale richiesta di dissipazione è soddisfatta da apparecchi della serie BC10S-100BF, con una capacità energetica massima E_n pari a 100 kJ ed una corsa d_{max} di 200 mm (± 100 mm per l'installazione a metà corsa propria del sistema BISD).

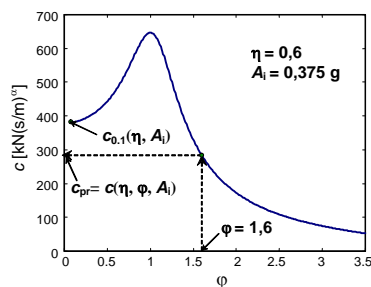


Figura 19. Diagramma di calcolo del coefficiente c , ottenuto applicando l'equazione (14).

La fase di verifica finale è stata sviluppata impiegando il modello agli elementi finiti rappresentato in Figura 20, generato mediante il programma SAP2000NL (CSI 2008). I dispositivi fluido-viscosi sono stati riprodotti tramite l'assemblaggio di Figura 8, mentre per gli appoggi scorrevoli è stato utilizzato l'apposito elemento "isolatore ad attrito" presente nella libreria del programma, caratterizzato da una legge di risposta alla Coulomb. Quali azioni in ingresso, è stata assunta la stessa famiglia di accelerogrammi spettro-compatibili generata in accordo alle prescrizioni dell'O.P.C.M. 3431 (2005), già impiegata nelle analisi dinamiche svolte in sede di progetto preliminare. Il primo controllo eseguito mediante il modello strutturale di Figura 20 ha riguardato la risposta modale, rilevando l'esatto ottenimento del periodo fondamentale di 2 s in direzione y, ed un valore del 10% superiore (2,2 s), in direzione x. Le relative masse associate sono risultate pari ad oltre il 99%, ed il 96%, rispettivamente.

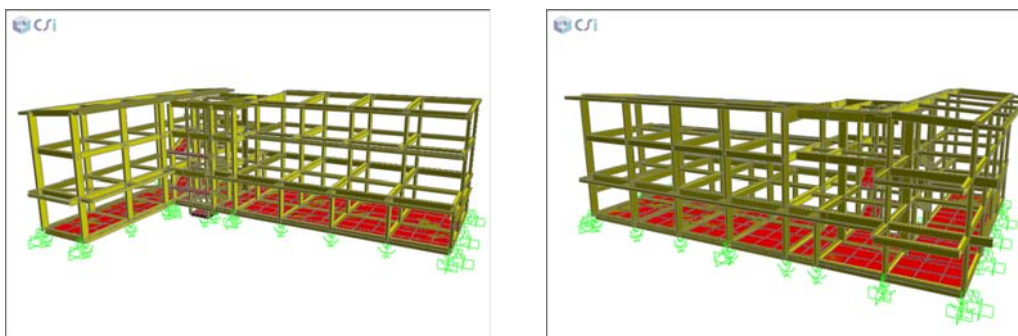


Figura 20. Modello agli elementi finiti dell'edificio.

A titolo d'esempio dei risultati ottenuti in fase di verifica, in Figura 21 sono riportate le storie di spostamento dei dispositivi massimamente distanti in pianta, Jy1 e Jy5 (posti a circa 35 m l'uno dall'altro), ottenute dall'accelerogramma più impegnativo scalato all'evento base di progetto. Si osservano valori massimi contenuti entro i 40 mm, a conferma dell'eccellente prestazione del sistema in termini di spostamenti alla base, e con differenze tra le due risposte non superiori a 10 mm, indice del soddisfacente contenimento dei complessivi effetti torcenti di risposta anche rispetto alla maggiore dimensione in pianta. Tale dato è confermato dalle storie del taglio alla base derivanti dalla stessa analisi, mostrate in Figura 22, in cui il primo pedice è riferito alla direzione d'ingresso del sisma, ed il secondo alla componente di risposta del taglio stesso. Da tali grafici si rileva, infatti, come l'entità della componente ortogonale alla direzione d'ingresso sia del tutto trascurabile rispetto a quella parallela, per entrambi gli assi. In termini di massimi di risposta si osserva, inoltre, come i picchi delle componenti parallele, T_{xx} e T_{yy} , corrispondano a valori di accelerazione di 0,151 g e 0,177 g, rispettivamente, nelle due direzioni, ossia a riduzioni nei confronti dell'accelerazione di picco al suolo pari a 2,48 e 2,12. Riguardo allo stato limite di danno, le cui verifiche sono riferite ad un evento caratterizzato da una probabilità di superamento del 50% in 50 anni, con accelerazione di picco a_s pari al 40% di quella dell'evento base di progetto ($a_s = 0,15$ g), in Figura 23 sono mostrate le storie

degli spostamenti relativi dei piani normalizzati all'altezza degli stessi, r_{1d} , per la direzione x di minor rigidezza, sempre derivate dal più impegnativo accelerogramma in ingresso. I massimi di risposta, registrati per il secondo impalcato, sono inferiori al limite del 7,5‰ imposto dall'O.P.C.M. 3431 (2005) per il caso di tamponature non collaboranti con la struttura, così come realizzate in questo progetto. Valori decisamente inferiori sono ottenuti per il primo ed il terzo impalcato, nonché per tutti e tre i piani nella direzione di maggior rigidezza.

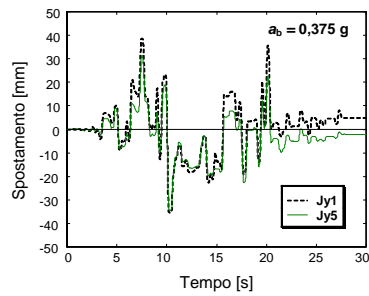


Figura 21. Storie di spostamento dei dispositivi Jy1 e Jy5 per il più impegnativo accelerogramma scalato all'ampiezza corrispondente alle verifiche allo stato limite ultimo.

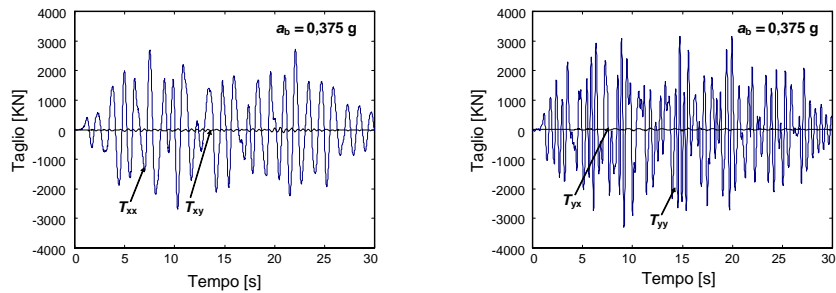


Figura 22. Storie del taglio alla base per lo stesso accelerogramma di Figura 21.

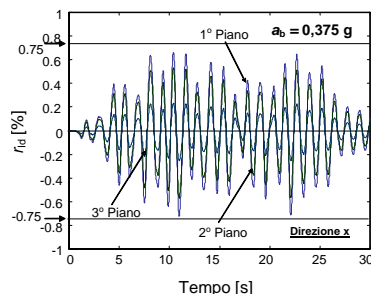


Figura 23. Storie di spostamento di piano normalizzate rispetto all'altezza in direzione x per il più impegnativo accelerogramma scalato all'ampiezza corrispondente alle verifiche allo stato limite di danno.

Ulteriori verifiche sono state condotte, a conclusione delle analisi di progetto, in aggiunta a quelle richieste dall'O.P.C.M. 3431 (2005). La prima ha riguardato un superiore livello dell'azione sismica, rappresentato dall'evento "massimo considerato", introdotto in conformità alle indicazioni di documenti di riferimento internazionali, tra cui le linee-guida FEMA 356 (2000). Per tale evento estremo, caratterizzato da una probabilità di superamento del 2% in 50 anni e da un'ampiezza a_m pari a 1,5 volte quella dell'evento base di progetto ($a_m = 0,563$ g), l'obiettivo ricercato è stato rappresentato dal mantenimento dello spostamento alla base entro il limite di fine corsa degli smorzatori fluido-viscosi. Il soddisfacimento di tale richiesta è posto in evidenza in Figura 24, in cui sono riprodotti i cicli di risposta del dispositivo massimamente sollecitato (Jx1), sempre per effetto dell'accelerogramma più impegnativo, che mostrano massimi di spostamento pari a 78 mm, rispetto alla corsa disponibile di ± 100 mm.

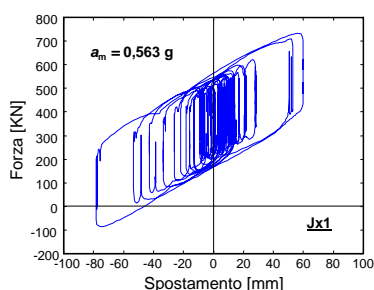


Figura 24. Cicli di risposta del dispositivo Jx1 per il più impegnativo accelerogramma scalato all'ampiezza dell'evento massimo considerato.

Il secondo controllo è consistito nella stima a posteriori del valore di η derivante dalla risposta del modello strutturale agli accelerogrammi scalati all'evento base di progetto. I valori medi, sui cinque accelerogrammi in ingresso, delle energie dissipata e di deformazione elastica, calcolati per la direzione x in corrispondenza dei massimi picchi consecutivi di spostamento, positivo e negativo, sono: $E_d = 38,3$ kNm, $E_e = 10,1$ kNm, da cui, applicando la (13), si ottiene: $\eta = 0,58$. Operando analogamente per la direzione y, si ricava: $\eta = 0,62$. Tali valori, assai prossimi alla scelta di progetto $\eta = 0,6$, confermano le capacità di predizione della richiesta di smorzamento offerte dalla formula (14). Una terza indagine di verifica è stata condotta per valutare parametricamente la prestazione in termini di taglio e spostamento alla base, al variare della scelta del coefficiente c . I risultati ottenuti per l'evento base di progetto e per la direzione x sono graficizzati in Figura 25, in cui sono riportati i punti rappresentativi dei massimi di risposta mediati sui cinque accelerogrammi. Si rileva come il valore c_{pr} individuato mediante la procedura di dimensionamento preliminare dia luogo al minimo taglio, assicurando al contempo spostamenti estremamente contenuti, come sopra osservato. Tali dati, del tutto analoghi per la direzione y, confermano anche per questo caso reale le indicazioni derivanti da numerosi progetti di applicazione simulata del sistema BISD. Un ultimo controllo ha riguardato l'analisi della risposta ad eventi "near-fault" italiani di magnitudo comparabile a quella dell'evento base di progetto. Il più impegnativo segnale con tali caratteristiche è risultata esse-

re la componente N-S normale alla sorgente registrata alla stazione di Calitri in occasione del terremoto del 23 novembre 1980, caratterizzata da una distanza di 8,8 km dalla proiezione superficiale della sorgente e da una magnitudo pari a 6,3. La storia di accelerazione ed il relativo spettro per un rapporto di smorzamento del 5% sono mostrati in Figura 26.

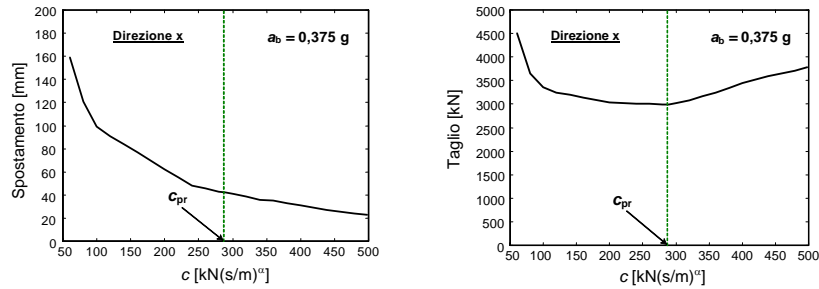


Figura 25. Valori medi dei massimi spostamenti e tagli alla base in direzione x ottenuti per i cinque accelerogrammi artificiali al variare di c .

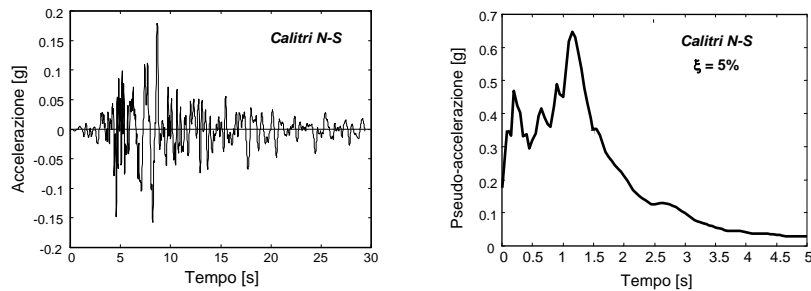


Figura 26. Storia di accelerazione e spettro di pseudo-accellerazione della componente N-S di Calitri del 23 novembre 1980.

Le storie di spostamento del dispositivo Jx1 e del taglio alla base in direzione x derivanti dall'applicazione di tale componente sono graficizzate in Figura 27. Si rilevano picchi superiori di non oltre il 10% (spostamento) e del 20% (taglio) rispetto a quelli indotti, in questa direzione, dagli accelerogrammi normativi scalati all'ampiezza dell'evento base di progetto, pur a fronte di risposte d'insieme notevolmente diverse (dovute alla presenza di un picco positivo ed uno negativo più pronunciati, nel caso della registrazione di Calitri, in luogo dei molteplici picchi di comparabile ampiezza propri dei segnali artificiali). Il sistema fornisce, quindi, un'adeguata prestazione anche sotto registrazioni storiche italiane ottenute in condizioni di vicinanza alla sorgente. Alla luce degli esiti delle analisi di progetto, le dimensioni dei pilastri sono risultate di (70×25) cm \times cm o (65×25) cm \times cm, per i vari telai, e (25×25) cm \times cm per il vano scale, quelle delle travi principali, parallele all'asse x, e delle travi perimetrali di (25×65) cm \times cm, e quelle delle travi secondarie di (70×25) cm \times cm o (55×25) cm \times cm.

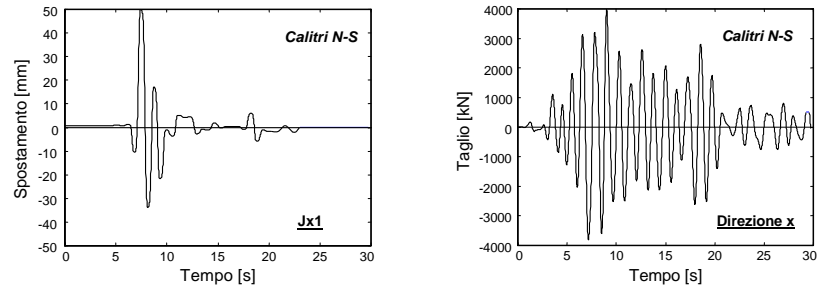


Figura 27. Storie di spostamento del dispositivo Jx1 e del taglio alla base in direzione x per la componente N-S di Calitri del 23 novembre 1980.

Nelle Figure 28-31 sono mostrate alcune immagini delle fasi cantieristiche di realizzazione dell'edificio. In particolare, in Figura 28 è illustrata la posa in opera di un appoggio in acciaio-PTFE sul relativo allettamento in malta ad alta resistenza, confinato da un collare in acciaio. In Figura 29 sono mostrati una delle sedici dime distanziatrici del piano mobile, collocate prima del montaggio delle casseformi e dell'esecuzione del getto di questo, ed il corrispondente dispositivo fluido-viscoso, posizionato dopo il completamento dell'impalcato. In Figura 30 sono riportate alcune viste dei dettagli d'installazione dell'impiantistica attraversante il piano d'isolamento, tutti realizzati mediante connessioni e snodi di corrente produzione, grazie ai valori assai limitati degli spostamenti alla base. In Figura 31 sono riprodotte, infine, due immagini complessive dell'edificio durante le fasi di finitura delle facciate.



Figura 28. Posa in opera di un appoggio in acciaio-PTFE.



Figura 29. Alloggiamento di una dima distanziatrice e del corrispondente dispositivo fluido-viscoso.



Figura 30. Dettagli impiantistici in corrispondenza dell'attraversamento dell'impalcato mobile.



Figura 31. Viste d'insieme dell'edificio durante le fasi di finitura delle facciate.

5 Ipotesi di applicazione del sistema BISD ad edifici d'interesse storico ed artistico

L'analisi delle possibili applicazioni del sistema BISD ad edifici di rilevanza storica ed artistica ha riguardato numerosi casi di studio, differenziati per caratteristiche tipologiche, architettoniche, di destinazione d'uso e di epoca di costruzione, dimostrando in generale l'efficacia di questa tecnologia anche nell'adeguamento sismico delle costruzioni di pregio. Nel seguito sono proposti alcuni cenni a due dei casi più approfonditamente esaminati, la cui trattazione è stata condotta con due diversi tipi di modellazione computazionale, sulla base di una comune procedura di accertamento della prestazione sismica delle costruzioni esaminate.

Tale procedura, formulata in (Sorace e Terenzi 2002) con particolare riguardo agli edifici ecclesiastici, ma utilizzabile per qualsiasi altro tipo di fabbrica storica, considera tre livelli di prestazione, due dei quali a valenza generale per le costruzioni in muratura, costituiti dalla "assenza di danno" (livello ND) e dalla "prevenzione dal collasso" (CP), così come definiti in linee-guida di riferimento a livello internazionale, quali FEMA 273 (1997), FEMA 310 (1998) e FEMA 356 (2000). A questi viene affiancato un livello intermedio a carattere specifico, rappresentato dalla "salvaguardia del valore culturale" (CVS), preliminarmente introdotto nella parte 1-4 della bozza del 1996 dell'Eurocodice 8 (Eurocode 8, 1996), e successivamente fatto proprio da istruzioni e raccomandazioni normative nazionali, tra cui le Linee-guida per la valutazione e la riduzione del rischio sismico del patrimonio culturale (D.P.C. – D.B.C.P. 2006)

recentemente prodotte nel nostro Paese. Nella metodologia proposta, gli stati limite corrispondenti ai primi due livelli di prestazione sono individuati dal manifestarsi di fessurazioni di ampiezza non superiore a 0,5 mm o ad 1 mm, rispettivamente, per lesioni isolate o diffuse, e dalla riattivazione di preesistenti lesioni riparate, per il livello ND; e da fessurazioni di ampiezza non superiore a 2 mm, per lesioni sia diffuse che isolate, per il livello CVS. Ai fini dello svolgimento delle analisi di valutazione, benché numerosi codici di calcolo contengano elementi in grado di modellare la frattura al discreto ed al continuo, risulta comunque difficile quantificare per via computazionale l'ampiezza delle fessure. In ragione di ciò, in (Sorace e Terenzi 2002) è stato proposto un procedimento semplificato che passa attraverso il controllo di parametri globali, anziché locali, di risposta. In particolare, vengono assunte a riferimento le seguenti due grandezze: il rapporto δ_t tra lo spostamento orizzontale d_t di sommità di una parete e l'altezza H della stessa, ed il rapporto δ_r tra lo spostamento relativo d_r fra due punti appartenenti ad una membratura orizzontale (arco o volta) e la distanza L fra i medesimi. Sulla base di indicazioni sperimentali (Hendry 1973), di rilevazioni "in situ" su costruzioni antiche (Borri et al. 1999) e di indagini su affreschi, pitturazioni ed intonaci di pregio artistico (AA.VV. 2000) sono stati stabiliti, quali valori limiti dei rapporti δ_t e δ_r ($\delta_{t,lim}$ e $\delta_{r,lim}$), lo 0,5% per lo stato ND, e l'1%, per CVS. Tali valori presentano, in media, una ragionevole corrispondenza con le ampiezze delle fessure sopra definite per i due livelli di prestazione. Lo stato limite CP viene invece valutato tramite un criterio per resistenza, volto alla stima del grado di sicurezza delle membrature più vulnerabili nei confronti del sisma. Il controllo è operato per azioni sia ortogonali alle pareti, assumendo quale parametro di confronto il momento di collasso in direzione trasversale M_u , sia complanari, con riferimento alla tensione di prima fessurazione σ_f ed all'estensione delle zone in cui questa viene conseguita. Le ampiezze $a_{h,1}$, $a_{h,2}$, $a_{h,3}$ da considerare nelle verifiche relative ai tre livelli di prestazione corrispondono a probabilità di superamento in 50 anni pari al 50% (livello dell'azione L1), 10% (L2), e 2% (L3), rispettivamente. Tenendo conto dei diversi parametri di valutazione, la procedura di accertamento proposta in (Sorace e Terenzi 2002), sintetizzata nel diagramma di flusso in Figura 32, è pertanto basata sul controllo diretto degli stati deformativi, per i livelli ND e CVS, e degli stati tensionali, per il livello CP.

5.1 Primo caso di studio: la chiesa "S. Maria del Ponte" di Passaggio di Bettona - Assisi

Quale primo caso di studio di edifici di valore storico, è stata analizzata la chiesa "S. Maria del Ponte" di Passaggio di Bettona (Figura 33), vicino ad Assisi, il cui corpo di fabbrica originario risale al quattordicesimo secolo, con sensibili rimaneggiamenti in epoche successive. La struttura è composta da pareti murarie in pietra squadrata e da volte a botte ed a crociera a copertura della navata centrale e delle cappelle laterali. L'edificio ha subito solo lievi danni in occasione del terremoto che ha colpito l'Italia centrale nel settembre 1997. In particolare, sono state osservate nuove lievi lesioni in prossimità degli angoli delle pareti perimetrali ed al disopra dei due archi di separazione delle cappelle con la navata centrale, nonché la riattivazione di preesistenti lesioni fra il rosone ed il portale. L'analisi strutturale è stata condotta con un modello agli elementi finiti realizzato mediante il codice SAP2000NL (CSI 2008), in cui le lesioni esistenti sono state simulate mediante l'inserimento di elementi "gap" in grado di riprodurre condizioni locali di fratturazione concentrata. In Figura 34 è mostrata una vista del modello, recante i nodi assunti a riferimento per l'analisi deformativa condotta per gli stati ND e CVS.

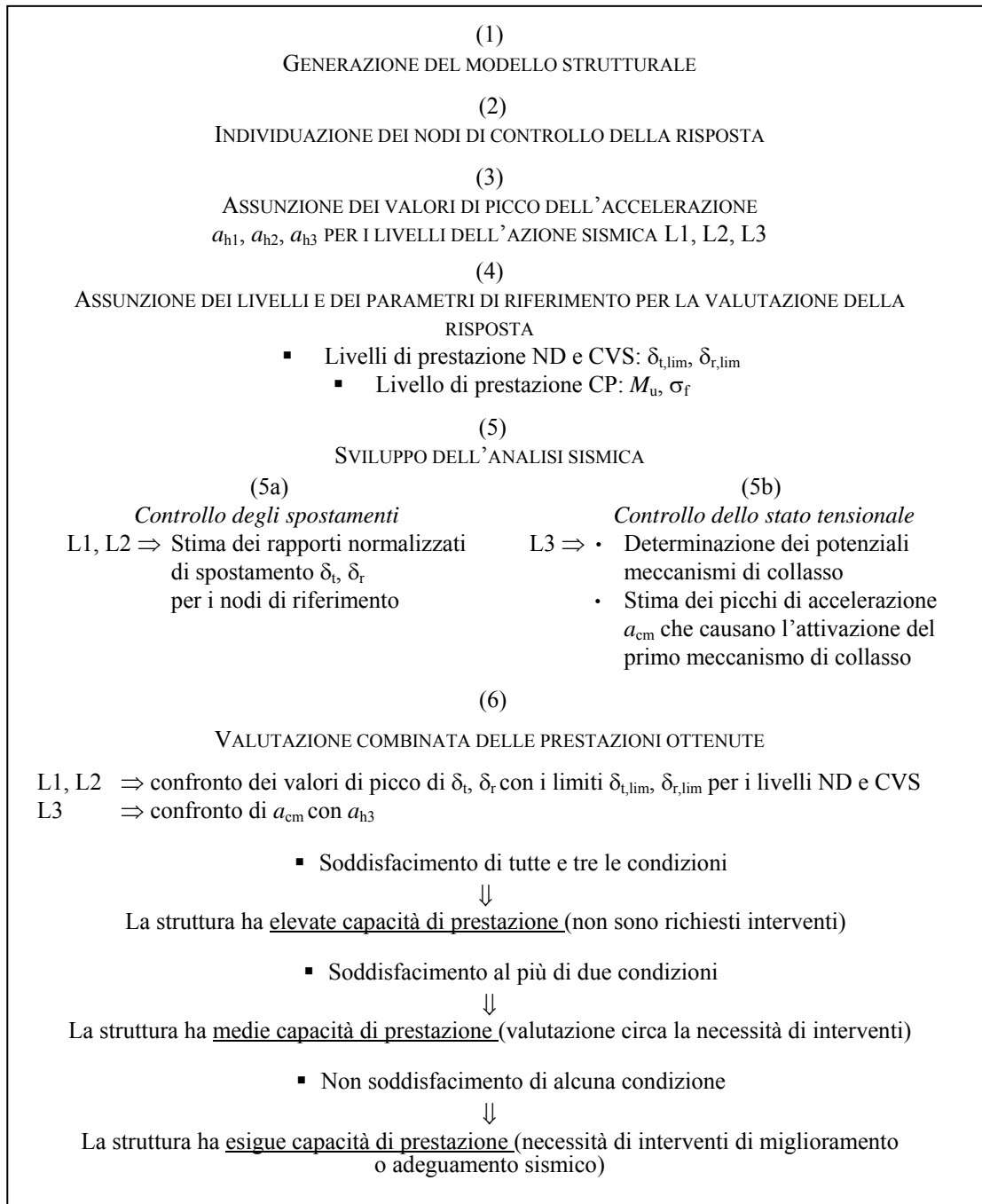


Figura 32. Diagramma di flusso della procedura di accertamento sismico.



Figura 33. Viste fotografiche della chiesa “S. Maria del Ponte”.

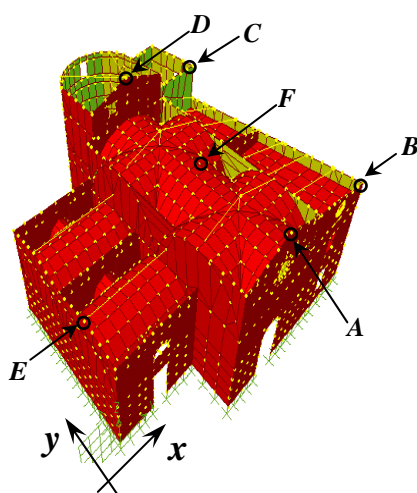


Figura 34. Rappresentazione del modello agli elementi finiti con indicazione dei nodi di riferimento per l’analisi di accertamento sismico.

Le ampiezze dell’azione sismica per i livelli di riferimento L1, L2, L3 sono state assunte pari a $0,125\text{ g}$ (a_{h1}), $0,25\text{ g}$ (a_{h2}), $0,375\text{ g}$ (a_{h3}), rispettivamente. I segnali utilizzati nell’indagine sono stati complessivamente dieci, di cui cinque artificiali e cinque reali, laddove questi ultimi sono stati scelti tra le registrazioni del terremoto del 1997 relative al territorio di Assisi. Le risposte in termini deformativi sono riepilogate in Tabella 9, mediante i valori medi dei massimi rapporti di spostamento δ_t secondo le direzioni trasversale (x) e longitudinale (y), calcolati sulla risposta ai cinque accelerogrammi artificiali, risultati più onerosi rispetto alle registrazioni reali. Tali dati pongono in luce il metodico superamento in direzione x e, per il nodo A, anche in direzione y , dei limiti prefissati dello 0,5%, per il livello dell’azione L1, e dell’1%, per L2. Le prime condizioni di potenziale collasso per formazione di cinematismi sono state individuate, mediante analisi dinamica incrementale, in corrispondenza di accelerazioni di picco al suolo pari a $0,29\text{ g}$ e $0,31\text{ g}$, comprese tra i livelli L2 e L3.

Tabella 9. Valori medi dei massimi di δ_i calcolati per i nodi di riferimento allo stato attuale.

L1 - $a_{h1} = 0,125$ g			L2 - $a_{h2} = 0,25$ g		
Nodo	δ_{tx} (‰)	δ_{ty} (‰)	Nodo	δ_{tx} (‰)	δ_{ty} (‰)
A	0,56	0,61	A	1,18	1,29
B	0,60	0,24	B	1,27	0,54
C	1,01	0,38	C	2,18	0,84
D	0,79	0,4	D	1,75	0,86
E	0,65	0,18	E	1,37	0,40
F	0,82	0,32	F	1,75	0,70

In Figura 35 sono mostrate le distribuzioni di forze, F_{11} , e momenti, M_{11} , per unità di lunghezza (dove l'indice 1 è riferito al primo dei due assi di riferimento locali), nelle pareti di facciata ed in quella di separazione fra la navata centrale e le cappelle, in cui si attivano i due suddetti cinematicismi. Questi si manifestano per superamento della tensione di prima fessurazione σ_f in ampie zone delle membrature considerate, determinando modalità di crisi, rispettivamente, sul piano (parete di facciata) e fuori dal piano (parete di navata). I valori di F_{11} e M_{11} corrispondenti a σ_f sono posti in evidenza nelle barre cromatiche di Figura 35, unitamente agli andamenti delle principali lesioni sintetizzanti i risultati dell'analisi computazionale.

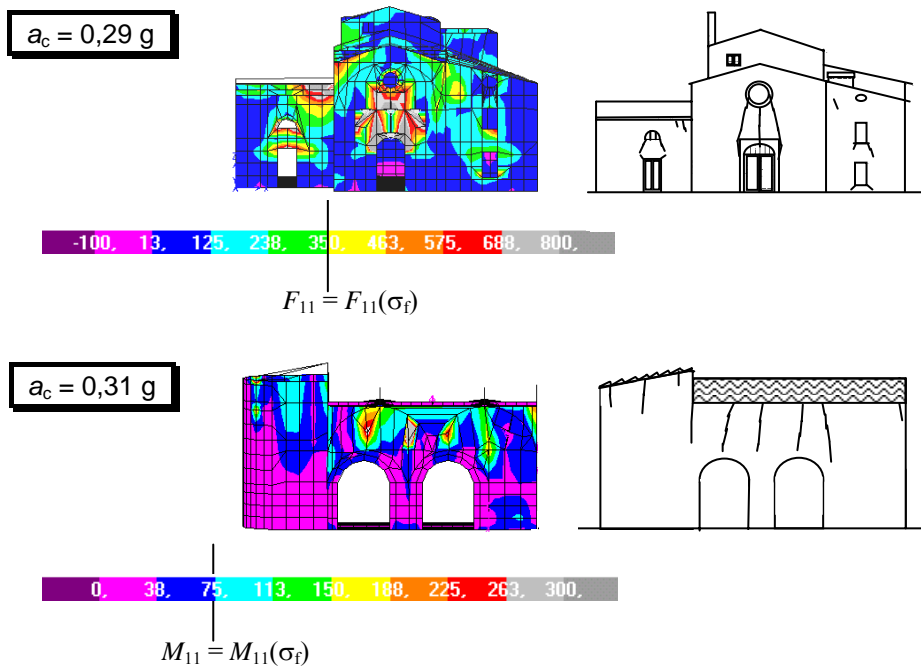


Figura 35. Distribuzioni delle componenti unitarie di forza F_{11} e di momento M_{11} relative ai primi due meccanismi individuati per l'edificio allo stato attuale.

L'analisi di accertamento dell'edificio allo stato attuale è conclusivamente formalizzata tramite la matrice di prestazione riportata in Tabella 10, che mostra una capacità di risposta limitata al soddisfacimento dello stato limite CVS per il livello L1 dell'azione sismica (condizione sostanzialmente confermata dalla risposta osservata in occasione del terremoto del 1997, di ampiezza massima al sito circa pari ad a_{h1}) e dello stato limite CP per il livello L2.

Tabella 10. Matrice di sintesi dell'analisi di accertamento allo stato attuale.

Livello di prestazione	Stato attuale		
	Livello azione sismica		
	L1	L2	L3
ND	NO		
CVS	SÌ	NO	
CP		SÌ	NO

Partendo da tali condizioni iniziali, è stato ipotizzato di adeguare sismicamente l'edificio mediante il sistema BISD, assumendo un periodo fondamentale di vibrazione pari a 2 s in configurazione isolata, per entrambe le direzioni principali in pianta. I dispositivi fluido-viscosi, del tipo a doppio effetto, sono stati collocati anche in questo caso in modo tale da far coincidere il centro delle proprie rigidezze con quello delle masse dell'edificio, C_m (Figura 36). Gli isolatori in acciaio-PTFE sono stati posizionati, con passi variabili tra 2 e 3 metri, al disotto dell'abside e delle pareti portanti longitudinali e trasversali.

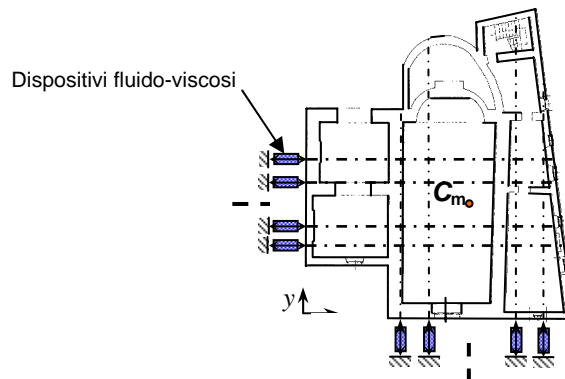


Figura 36. Schema di posizionamento in pianta dei dispositivi fluido-viscosi nell'ipotesi di adeguamento sismico mediante il sistema BISD.

Assumendo, quale ulteriore dato di progetto, un valore di η pari a 0,3, sono state determinate le seguenti caratteristiche per gli apparecchi fluido-viscosi: $c = 55 \text{ kN} \cdot (\text{s}/\text{mm})^\alpha$, con $\alpha = 0,2$; $k_2 = 3,93 \text{ kN}/\text{mm}$; $k_1 = 58,92 \text{ kN}/\text{mm}$; $F_0 = 147 \text{ kN}$. In Tabella 11 sono riportati i valori medi degli spostamenti normalizzati dei nodi di riferimento in condizioni isolate, che risultano ridotti di fattori variabili tra 10 e 50 rispetto ai corrispondenti valori allo stato attuale.

Tabella 11. Valori medi dei massimi di δ_i calcolati per i nodi di riferimento in presenza del sistema BISD.

L1 - $a_{h1} = 0,125$ g			L2 - $a_{h2} = 0,25$ g		
Nodo	δ_{tx} (‰)	δ_{ty} (‰)	Nodo	δ_{tx} (‰)	δ_{ty} (‰)
A	0,02	0,03	A	0,04	0,06
B	0,02	0,01	B	0,04	0,02
C	0,02	0,01	C	0,05	0,02
D	0,03	0,01	D	0,07	0,02
E	0,02	0,02	E	0,04	0,04
F	0,02	0,02	F	0,05	0,04

In Figura 37 sono mostrate, per il livello massimo dell'azione sismica L3, le distribuzioni di F_{11} e M_{11} sulle stesse pareti sedi dei potenziali meccanismi posti in evidenza in Figura 35, rilevando come, in configurazione protetta, la sovrastruttura risenta pressochè solamente dell'effetto dei carichi verticali anche per tale evento estremo ipotizzato al sito.

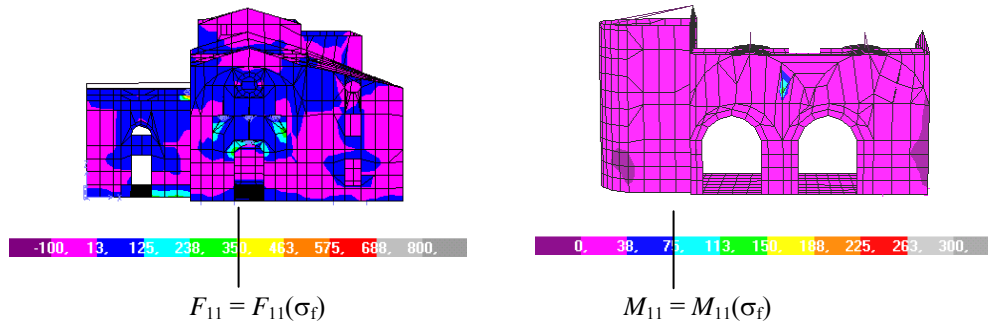


Figura 37. Distribuzioni delle componenti unitarie di forza F_{11} e di momento M_{11} relative ai primi due meccanismi individuati per l'edificio in condizioni protette, per il livello L3 dell'azione sismica.

La matrice di prestazione riportata in Tabella 12 mostra, infine, il conseguimento degli obiettivi di progetto, costituito dal soddisfacimento dei requisiti relativi agli stati limite ND, CVS e CP, rispettivamente, per i livelli L1, L2 e L3 dell'azione sismica.

Tabella 12. Matrice di sintesi dell'analisi di accertamento in presenza del sistema BISD.

Livello di prestazione	Condizioni protette		
	Livello azione sismica		
	L1	L2	L3
ND	SÌ		
CVS		SÌ	
CP			SÌ

5.2 Secondo caso di studio: Villa Sansedoni di Basciano

La Villa Sansedoni di Basciano, in provincia di Siena, fu costruita attorno al 1750. Nel 1959 l'amministrazione provinciale ne decise l'acquisto, destinandone i locali all'assistenza per l'infanzia. Le eleganti proporzioni, pur con rifacimenti ed aggiunte operate nei vari passaggi di proprietà, ricordano schemi cinquecenteschi a portico e loggia, spesso adottati nella ristrutturazione di fattorie e ville padronali suburbane. Vedute fotografiche della facciata anteriore e di alcuni ambienti interni della Villa sono mostrate in Figura 38.

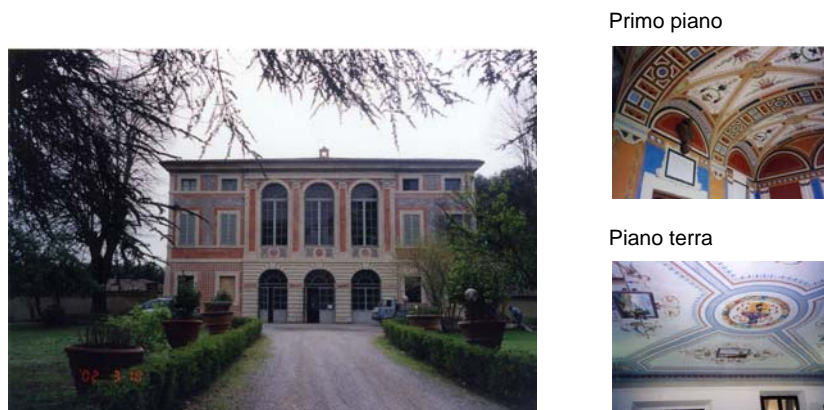


Figura 38. Viste fotografiche della facciata anteriore e di alcuni interni di Villa Sansedoni.

La verifica allo stato attuale dell'edificio (Lampariello et al. 2004) è stata condotta mediante la procedura richiamata all'inizio del paragrafo. I livelli dell'azione sismica risultano incrementati di un fattore d'importanza pari a 1,2, rispetto al caso della Chiesa di S. Maria del Ponte, stante la destinazione parzialmente ad uso scolastico dell'edificio. L'analisi strutturale è stata sviluppata, in questo caso, utilizzando un modello totalmente non lineare a fratturazione diffusa, generato mediante il codice ANSYS (2003), anziché essenzialmente lineare, con limitato numero di elementi a fratturazione discreta, come per il precedente edificio. In Figura 39 è mostrata una vista del modello, composto da oltre 33.000 elementi, la gran parte dei quali di tipo isoparametrico a otto nodi, impiegati per pareti e volte. A tali elementi sono state assegnate le caratteristiche costitutive del materiale "Concrete", principalmente definite dalle condizioni di fessurazione e di rottura per schiacciamento a compressione proprie del dominio di Willam-Warnke (1974). Il modello è a fessure fisse, con tre direzioni di apertura mutuamente ortogonali nei punti d'integrazione, e possibilità di richiusura. La risposta fuori dal campo elastico è governata dall'assunzione di una superficie limite alla Drucker-Prager e di una legge di flusso non associato, tale da simulare il comportamento attritivo tipico delle murature. In aggiunta ai suddetti, sono stati inoltre adottati elementi lineari a quattro nodi a comportamento membranale, per la modellazione degli impalcati del secondo piano, oggetto di un recente rifacimento con struttura in cemento armato, ed elementi lineari monodimensionali, per la

riproduzione dell'orditura lignea di copertura e di altri componenti strutturali, quali architravi, pilastri dei loggiati di facciata, ecc.

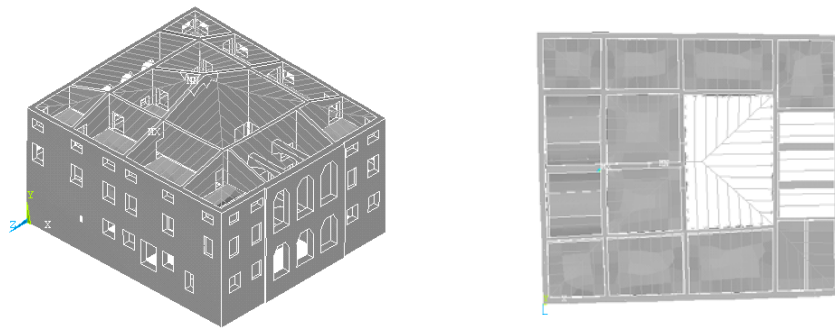


Figura 39. Vista assonometrica ed in pianta del modello non lineare realizzato tramite il codice ANSYS.

Anche in questo caso, ai fini dell'analisi di accertamento sono stati assunti a riferimento alcuni nodi significativi delle pareti murarie alle diverse quote di piano, dalla conoscenza dei cui spostamenti relativi risulta valutabile lo stato deformativo dell'edificio rispetto ai livelli di prestazione ND e CVS. All'interno di tale insieme, quelli interessati dai massimi spostamenti orizzontali sono i nodi A, B, C e D, localizzati nelle immagini del modello riprodotte in Figura 40, appartenenti alle due facciate più vulnerabili del fabbricato (prospetti Nord e Sud).

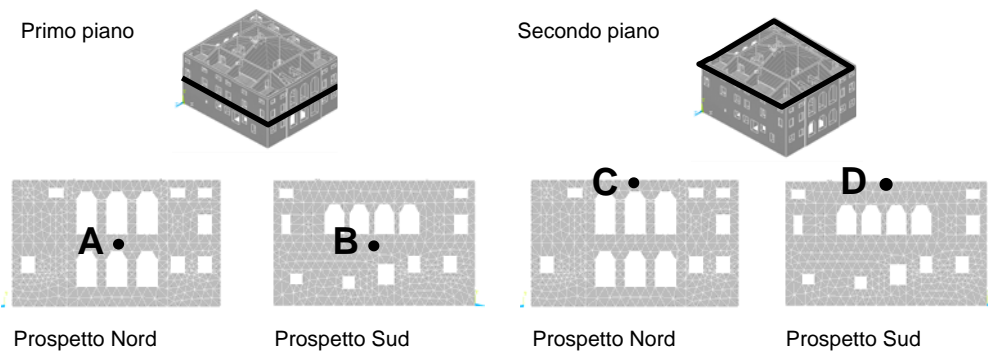


Figura 40. Nodi appartenenti ai prospetti Nord e Sud dell'edificio assunti a riferimento per l'analisi di accertamento.

In Tabella 13 sono riassunti i valori di picco di δ_t mediati, per tali nodi, sulla risposta ai diversi segnali sismici scalati al livello L1. Assumendo inizialmente di verificare la struttura rispetto ad un obiettivo multiplo avanzato di prestazione, costituito dall'accoppiamento degli stati ND, CVS e CP, rispettivamente, ai livelli dell'azione L1, L2, e L3, dai dati riportati in

tabella emerge il non soddisfacimento già della prima condizione. Al fine di visualizzare l'andamento temporale tipico delle risposte offerte al livello L1, in Figura 41 sono mostrate le storie di δ_t ottenute dall'applicazione del più oneroso tra i cinque accelerogrammi artificiali utilizzati nell'indagine. Dall'esame di tali grafici è rilevabile come la soglia $\delta_{t,lim}$ relativa a ND sia oltrepassata di un fattore superiore a 2 nel nodo C, interessato dai massimi valori di spostamento (1,11‰ per l'accelerogramma in oggetto, e 1,08‰ come media sui cinque, contro 0,5‰). Ciò, in aggiunta al non rispetto dello stato ND, comporta la non conformità della risposta correlata al livello L1 anche nei confronti della prestazione corrispondente alla condizione CVS.

Tabella 13. Valori medi dei massimi di δ_t calcolati per i nodi di riferimento allo stato attuale, per il livello L1.

L1 – $a_{h1} = 0,15$ g	
Nodo	δ_t (‰)
A	0,84
B	0,60
C	0,97
D	1,11

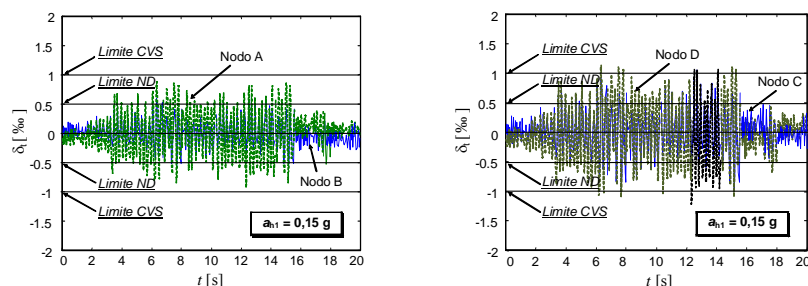


Figura 41. Storie temporali di δ_t per i nodi di riferimento derivanti dall'applicazione del più oneroso accelerogramma utilizzato nell'indagine, scalato al livello L1, per l'edificio allo stato attuale.

L'accertamento così operato, in base ai limiti di spostamento postulati dalla metodologia applicata, trova riscontro nel modello strutturale attraverso l'apertura di una serie di fessure nelle zone più vulnerabili delle facciate principali (essendo, quest'ultimo, il dato aggiuntivo disponibile nel caso di analisi con modelli a fratturazione diffusa). Pertanto, il superamento della soglia $\delta_{t,lim}$ assunta per lo stato ND è confermato dal manifestarsi di quadri lesionativi che, a partire da tale limite convenzionale, denunciano l'effettivo non soddisfacimento della richiesta di danno pressoché nullo alle pareti murarie, oltre che ad eventuali paramenti non strutturali. Portando l'azione all'ampiezza a_{h2} , si perviene numericamente al collasso del modello. Ne consegue che al livello L2, oltre a CVS, anche la condizione CP risulta non

soddisfatta (non essendolo dunque, automaticamente, pure per il successivo livello L3). Relativamente allo stesso segnale in ingresso cui corrispondono i diagrammi di Figura 41, in Figura 42 sono graficizzate le storie temporali di δ_i , relative ai nodi di riferimento per l'ampiezza a_{h2} , sino alla divergenza della soluzione, registrata a 4,3 s. Nel complesso, le capacità accertate per l'edificio allo stato attuale individuano una prestazione minima, costituita dal semplice soddisfacimento del requisito CP per il livello L1 dell'azione, come riepilogato nella matrice di prestazione riportata in Tabella 14.

Tabella 14. Matrice di sintesi dell'analisi di accertamento allo stato attuale.

Livello di prestazione	Stato attuale		
	Livello azione sismica		
	L1	L2	L3
ND	NO		
CVS	NO	NO	
CP	SÌ	NO	NO

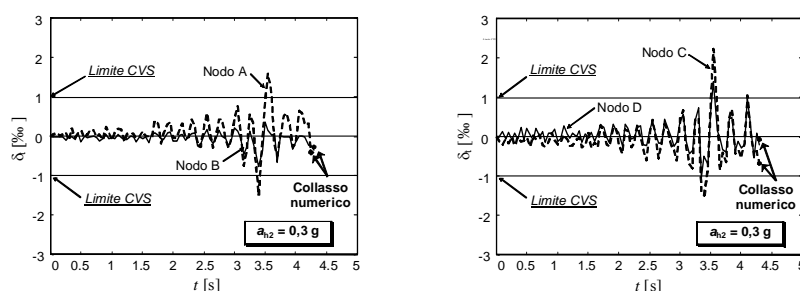


Figura 42. Storie temporali di δ_i per i nodi di riferimento derivanti dall'applicazione del più oneroso accelerogramma utilizzato nell'indagine, scalato al livello L2, per l'edificio allo stato attuale.

L'ipotesi di adeguamento mediante il sistema BISDA ha previsto, anche in questo caso, il posizionamento di quattro coppie di dispositivi fluido-viscosi a doppio effetto, per ciascuna delle due direzioni principali in pianta, conseguendo una completa coincidenza nominale tra centro delle rigidzze del sistema e baricentro della sovrastruttura (come simboleggiato in Figura 43). Gli appoggi scorrevoli in acciaio-PTFE sono situati al disotto degli incroci murari e lungo lo sviluppo delle pareti portanti dell'edificio, con interassi medi di 2,5 m. Per questo edificio è stato ipotizzato un più elevato periodo di vibrazione in condizioni isolate, pari a 3 s per entrambe le direzioni in pianta, stanti le più ridotte prestazioni individuate rispetto alla chiesa di S. Maria del Ponte. Ne sono risultati i seguenti valori delle grandezze caratteristiche degli apparecchi fluido-viscosi: $c = 208,5 \text{ kN(s/m)}^\alpha$, con $\alpha = 0,15$; $k_2 = 5,05 \text{ kN/mm}$; $k_1 = 75,75 \text{ kN/mm}$; $F_0 = 379 \text{ kN}$.

Nella fase di verifica finale è stato possibile condurre l'analisi anche al livello L3 ($a_{h3} = 0,45 \text{ g}$) dell'azione sismica, non esaminato allo stato attuale a causa del precoce collasso numerico del modello a fratturazione diffusa. Riguardo ai livelli L1 e L2, in Tabella 15 sono indicati i valori

medi dei massimi di δ_t , che pongono in evidenza, per L1, riduzioni superiori all'80% rispetto alla risposta ottenuta per l'edificio originario. Inoltre, in condizioni isolate si assiste ad un incremento pressoché lineare degli spostamenti nel passare da L1 a L2, a testimonianza di un comportamento ancora quasi completamente elastico della sovrastruttura al secondo livello di severità dell'azione (tale, viceversa, da indurre il collasso allo stato attuale).

Tale osservazione è confermata dall'andamento del quadro lesionativo che, anche nel caso dell'azione scalata all'intensità $a_{h2} = 0,3$ g, sottolinea la presenza di un numero molto limitato di fessure, prevalentemente situate in prossimità dei loggiati di facciata. La risposta al livello L3 assicura, a sua volta, ampi margini nei confronti della condizione richiesta progettualmente, ossia la prevenzione dal collasso, così come posto in evidenza dalle storie temporali di δ_t ottenute per il livello L3, riprodotte in Figura 44. Tali grafici mostrano, inoltre, come la risposta strutturale per il massimo livello dell'azione non soltanto assicuri il rispetto del requisito CP, ma si mantenga anche decisamente al disotto del limite imposto per CVS, superando di poco la soglia ND.

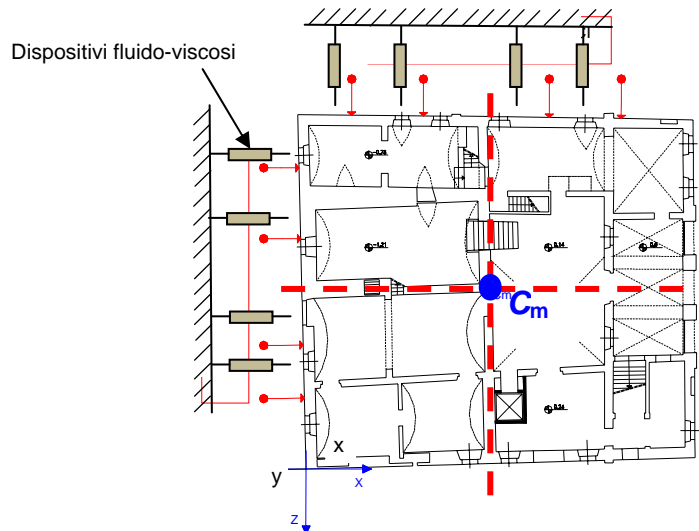


Figura 43. Schema di posizionamento in pianta dei dispositivi fluido-viscosi nell'ipotesi di adeguamento sismico mediante il sistema BISD.

Tabella 15. Valori medi dei massimi di δ_i calcolati per i nodi di riferimento in presenza del sistema BISD, per i livelli L1 e L2.

Nodo	L1 - $a_{h1} = 0,15$ g	L2 - $a_{h2} = 0,3$ g
	δ_i (‰)	δ_i (‰)
A	0,12	0,24
B	0,11	0,24
C	0,12	0,25
D	0,20	0,41

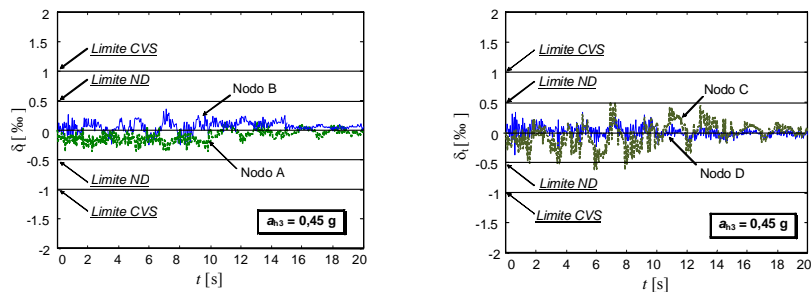


Figura 44. Storie temporali di δ_i per i nodi di riferimento derivanti dall'applicazione del più oneroso accelerogramma utilizzato nell'indagine, scalato al livello L3, per l'edificio in condizioni protette.

L'introduzione del sistema BISD conduce dunque, anche in questo caso, al raggiungimento dell'obiettivo multiplo di prestazione formulato in sede progettuale (ND \leftrightarrow L1, CVS \leftrightarrow L2, CP \leftrightarrow L3), come conclusivamente sintetizzato in Tabella 16.

Tabella 16. Matrice di sintesi dell'analisi di accertamento in presenza del sistema BISD.

Condizioni protette			
Livello di prestazione	Livello azione sismica		
	L1	L2	L3
ND	SÌ		
CVS		SÌ	
CP			SÌ

Riferimenti bibliografici

- AA. VV. (2000). *Grandi restauri a Firenze. Le attività dell'Opificio delle Pietre Dure 1975-2000*. C. Acidini Luchinat (Ed.), Edifir, Firenze.
- ANSYS (2003). *User's Manual and Theoretical Manual*. Release 6.2, Swanson Analysis System Inc., Houston, PA.
- Bandini (2008). Metodi di modellazione agli elementi finiti di sistemi di protezione sismica. In questo volume.
- Benzoni, G., Seible, F. (2001). *FIP TESIT Dampers*. Caltrans SRMD Test Facility Report No. 2001/01, San Diego, CA.
- Borri, A., Sorace, S., Vagniluca, M. (1999). Il consolidamento di volte a crociera: modellazione degli interventi. *L'Edilizia*, De Lettera, Vol. XIII, 44-49.
- CNR 10018 (1999). Apparecchi di appoggio per le costruzioni. Istruzioni per l'impiego. Consiglio Nazionale delle Ricerche, Roma.
- Constantinou, M. C., Symans M. D. (1992). *Experimental and analytical investigation of seismic response of structures with supplemental fluid viscous dampers*. Technical Report No. NCEER-92-0032, National Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, NY.

- Constantinou, M. C., Soong, T. T., Dargush, G. F. (1998). *Passive energy dissipation systems for structural design and retrofit*. Monograph series No. 1, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, NY.
- CSI (2008). *SAP2000NL. Structural Analysis Programs – Theoretical and Users Manual*. Version No. 11.1, Computers & Structures Inc., Berkeley, CA.
- D.P.C. – D.B.C.P. (2006). Linee-guida per la valutazione e riduzione del rischio sismico del patrimonio culturale con riferimento alle norme tecniche per le costruzioni. Dipartimento della Protezione Civile, Roma.
- Eurocode 8 (1996). *Design provisions for earthquake resistant structures – Part 1-4: General rules – Strengthening and repair of buildings*, ENV 1998-1-1, ECS – European Committee for Standardization, Bruxelles.
- FEMA 273 (1997). *NEHRP guidelines for the seismic rehabilitation of buildings*. Federal Emergency Management Agency – FEMA, Washington, DC.
- FEMA 310 (1998). *Handbook for the seismic evaluation of buildings – A prestandard*. Federal Emergency Management Agency – FEMA, Washington, DC.
- FEMA 356 (2000). *Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings*. Federal Emergency Management Agency – FEMA, Washington, DC.
- Gusella, V., Terenzi, G. (1997). Fluid viscous device modelling by fractional derivatives. *Structural Engineering and Mechanics*, Techno Press, Daejeon, Vol. 5, 177-191.
- Hendry, A. W. (1973). The lateral strength of unreinforced brickwork. *The Structural Engineer*, The Institution of Structural Engineers, London, Vol. 51, 43-50.
- Infanti, S., Castellano, M. G., Benzoni, G. (2002). *Non-linear viscous dampers: Testing and recent applications*. ATC17-2 on Response modification technologies for performance-based seismic design, Washington, DC.
- Jarret SL (2008). *Shock control technologies*. URL <http://www.introini.info>.
- Koh, C.G., Kelly, J.M. (1990). Application of fractional derivatives to seismic analysis of base-isolated models. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Wiley, New York, Vol. 19, 229-241.
- Lampariello, A., Sorace, S., Spinelli, P., Terenzi, G. (2004). Analisi della prestazione sismica di edifici storici allo stato attuale ed in presenza di isolamento alla base. *Atti dell'11° Convegno Nazionale "L'Ingegneria Sismica in Italia"*, Genova, Servizi Grafici Editoriali, Padova, CD-ROM, Articolo J1-01.
- Makris, N. (1992). *Theoretical and experimental investigation of viscous dampers in applications of seismic and vibration isolation*. PhD Thesis, State University of New York, Buffalo, NY.
- Makris, N., Constantinou, M. C. (1991). Fractional derivative Maxwell model for viscous dampers. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, New York, Vol. 117, 2708-2726.
- Makris, N., Dargush, G. F., Constantinou, M. C. (1995). Dynamic analysis of viscoelastic fluid dampers. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, New York, Vol. 121, 1114-1121.
- Molina, F.J., Sorace, S., Terenzi, G., Magonette, G., Viacoz, B. (2004). Seismic tests on reinforced concrete and steel frames retrofitted with dissipative braces. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Wiley, New York, Vol. 33, 1373-1394.
- Oldham, K.B., Spanier, J. (1974). *The fractional calculus*, Academic Press, New York–London.
- O.P.C.M. 3431 (2005). Ulteriori modifiche ed integrazioni all'Ordinanza del Presidente del Consiglio dei Ministri n. 3274 del 20/3/2003, recante "Primi elementi in materia di criteri generali per la classificazione sismica del territorio nazionale e normative tecniche per le costruzioni in zona sismica". Ministero dei Lavori Pubblici, Roma.
- Pekcan, G., Mander, J. B., Chen, S. S. (1995). The seismic response of a 1:3 scale model R.C. structure with elastomeric spring dampers. *Earthquake Spectra*, EERI, Oakland, Vol. 11, 249-267.
- prEN 1337 (2003). *Structural bearings. Final draft*. ECS – European Committee for Standardization, Bruxelles.

- Reinhorn, A. M., Li, C., Constantinou, M. C. (1995). *Experimental and analytical investigation of seismic retrofit of structures with supplemental damping: Part 1—Fluid viscous damping devices*. Report No. NCEER-95-0001, National Center for Earthquake Engineering Research, Buffalo, NY.
- Soong, T. T., Constantinou, M. C. (1994). *Passive and active vibration control in civil engineering*. Springer-Verlag, Wien–New York.
- Soong, T. T., Dargush, G. F. (1997). *Passive energy dissipation systems in structural engineering*. Wiley, New York.
- Sorace, S., Terenzi, G. (2001a). Non-linear dynamic modelling and design procedure of FV spring-dampers for base isolation. *Engineering Structures*, Elsevier, Oxford, Vol. 23, 1556-1567.
- Sorace, S., Terenzi, G. (2001b). Non-linear dynamic design procedure of FV spring-dampers for base isolation – Frame building applications. *Engineering Structures*, Elsevier, Oxford, Vol. 23, 1568-1576.
- Sorace, S., Terenzi, G. (2002). Seismic evaluation and retrofit of historical churches. *Structural Engineering International*, IABSE, Zurich, Vol. 12, 283-288.
- Sorace, S., Terenzi, G. (2008a). Seismic protection of frame structures by fluid viscous damped braces. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, New York, Vol. 134, 45-55.
- Sorace, S., Terenzi, G. (2008b). Analysis and demonstrative application of a base isolation/supplemental damping technology. *Earthquake Spectra*, EERI, Oakland, Vol. 24, 775-793.
- Sorace, S., Terenzi, G., Magonette, G., Molina, F. J. (2008). Experimental investigation on a base isolation system incorporating steel-Teflon sliders and pressurized fluid viscous spring dampers. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Wiley, New York, Vol. 37, 225-242.
- Taylor, D. P., Constantinou, M. C. (2002). *Fluid Dampers for Applications of Seismic Energy Dissipation and Seismic Isolation*. Technical Report, Taylor Devices Inc., <http://www.taylordevices.com>.
- Terenzi, G. (1994). *Effetti dissipativi nell'isolamento sismico*. Tesi di Dottorato in Ingegneria delle Strutture, Università di Firenze.
- Terenzi, G. (1999). Dynamics of SDOF systems with nonlinear viscous damping. *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, New York, Vol. 125, 956–963.
- Willam, K. J., Warnke, E. D. (1974). Constitutive model for the triaxial behavior of concrete. *IABSE Report No. 19*, Zurich, III-I, 1-30.