

Controllo della risposta dinamica di strutture dotate di TMD ad elevato rapporto di massa: analisi numeriche e sperimentali

Anna Reggio¹, Maurizio De Angelis¹, Salvatore Perno¹

¹*Department of Structural and Geotechnical Engineering, "Sapienza" University of Rome, Italy*
E-mail: anna.reggio@uniroma1.it, maurizio.deangelis@uniroma1.it, salvatore.perno@uniroma1.it

Keywords: Protezione sismica, Tuned Mass Damper (TMD), elevato rapporto di massa, sperimentazione dinamica su tavola vibrante.

SOMMARIO. La memoria presenta uno studio preliminare sull'efficacia antisismica di uno smorzatore a massa accordata ad elevato rapporto di massa. Nella progettazione ottimale del dispositivo, si adotta quale criterio di ottimo la minimizzazione della risposta in spostamento della struttura da proteggere. Lo studio, dapprima svolto con modelli numerici a due gradi di libertà, è successivamente validato mediante prove dinamiche su tavola vibrante condotte su un modello in acciaio in scala 1:5.

SUMMARY. Presented herein is an exploratory study on the seismic effectiveness of a Tuned Mass Damper (TMD) with high mass ratio. Optimal design of the device is developed by minimizing the displacement response of the structure to be protected. The study involves both numerical simulations on a two-degree-of-freedom model and shaking table tests on a 1:5 scale two-story steel frame.

1 INTRODUZIONE

Lo smorzatore a massa accordata o *Tuned Mass Damper* (TMD) è tra le tecniche di controllo delle vibrazioni maggiormente utilizzate nell'Ingegneria delle Strutture ([1], [2]). L'interesse è dovuto non solo all'efficacia di tale sistema nella riduzione della risposta strutturale ad eccitazioni dinamiche di varia natura ed origine (terremoti, vento, macchine vibranti, traffico), ma anche agli ulteriori vantaggi che esso presenta in confronto alle tecniche concorrenti: semplicità di progetto e di realizzazione, impatto minimo sulla struttura da proteggere, costi iniziali e di manutenzione ridotti. Il TMD è stato ampiamente utilizzato, a partire dagli anni '70, in edifici alti, torri e ponti con la finalità di controllare le vibrazioni indotte dall'azione del vento, dimostrandosi efficace nel migliorare le prestazioni strutturali in termini di funzionalità e di comfort degli occupanti (Citicorp Center, New York; John Hancock Tower, Boston; Chiba Port Tower, Tokyo Bay; Funade Bridge Tower, Osaka). Al contrario, il suo impiego quale dispositivo antisismico è raro e la sua efficacia in tal senso è tuttora controversa a causa delle complesse caratteristiche dell'eccitazione sismica ([2], [3]).

La configurazione convenzionale del TMD è di tipo passivo e consiste in una massa ausiliaria, generalmente piccola rispetto alla massa della struttura principale da proteggere, installata *ex novo* su di essa mediante elementi a comportamento elastico, visco-elastico, elasto-plastico o attritivo. Le caratteristiche del collegamento vengono progettate in accordo ad un criterio di ottimo di cui sono state date numerose definizioni in Letteratura [2]. Il principio di funzionamento del dispositivo consiste nell'indurre il massimo trasferimento di energia di vibrazione dalla struttura alla massa ausiliaria, chiamata a dissiparla. La ricerca di una interazione vibrazionale tra struttura e dispositivo spiega la denominazione di *massa accordata*.

Nelle Letteratura più recente, è stata prospettata una nuova configurazione di TMD, di tipo non convenzionale, nella quale masse già presenti sulla struttura sono utilizzate quali masse ausiliarie accordate, conservando funzioni strutturali o architettoniche al di là della mera funzione di controllo.

I sistemi proposti, tra i quali si annoverano piani di edifici segmentati ([4], [5]), *sliding roof systems* ([6], [7]) e *roof-gardens* [8], sono disposti sulla sommità di un edificio ed isolati da esso in modo tale da agire da TMD per la protezione dei piani sottostanti. In casi come questi, l'entità della massa dello smorzatore è notevole e può arrivare ad essere confrontabile con quella della struttura da proteggere [9]. Il campo di applicazione prevedibile per la nuova tecnologia è ampio: il TMD non convenzionale è adatto ad essere impiegato sia su strutture di nuova realizzazione sia in interventi di adeguamento di costruzioni esistenti; in entrambi i casi, l'impatto sulla struttura da proteggere è minimo, non richiedendosi l'utilizzo di massa addizionale oltre alla massa propria della struttura.

La presente memoria propone uno studio a carattere preliminare sul comportamento dinamico e le potenzialità applicative di un TMD non convenzionale ad elevato rapporto di massa. Il problema della progettazione ottimale del dispositivo è formulato mediante modelli numerici a due gradi di libertà, adottando come criterio di ottimo la minimizzazione della risposta in spostamento della struttura da proteggere. Lo studio numerico è successivamente validato mediante sperimentazione dinamica su tavola vibrante.

Il modello sperimentale, in scala 1:5, è composto da un telaio in acciaio a due piani e da una massa rigida installata sul secondo livello (Figura 1). Il telaio è realizzato con colonne e travi aventi sezione a L a lati uguali e con due piastre quadrangolari, una per ciascun piano, costituenti gli orizzontamenti. La struttura presenta dimensioni in pianta 0.60m x 0.60m ed altezza totale di 2.40m. Le masse di piano, comprese le masse proprie del telaio ad esse riconducibili, sono $m_I = 90\text{kg}$ e $m_{II} = 97\text{kg}$, indicando con I e II il primo ed il secondo piano, rispettivamente. Due controventature a croce sono disposte in modo da vincolare il moto del telaio alla sola direzione di applicazione dell'eccitazione alla base, riconducendo lo studio ad un problema piano.

La massa del dispositivo m_{III} , pari a 134kg, è composta da una piastra quadrangolare in acciaio. Nella configurazione non controllata, la massa è rigidamente collegata al telaio. Nella configurazione controllata, il dispositivo TMD viene realizzato svincolando la massa dal telaio e collegandola ad esso per mezzo di 3 isolatori elastomerici ad elevato smorzamento. Sebbene il legame costitutivo degli isolatori presenti caratteristiche di non linearità, il comportamento dinamico del TMD può essere colto con buona approssimazione modellando il collegamento tra massa e telaio con un modello reologico visco-elastico lineare.

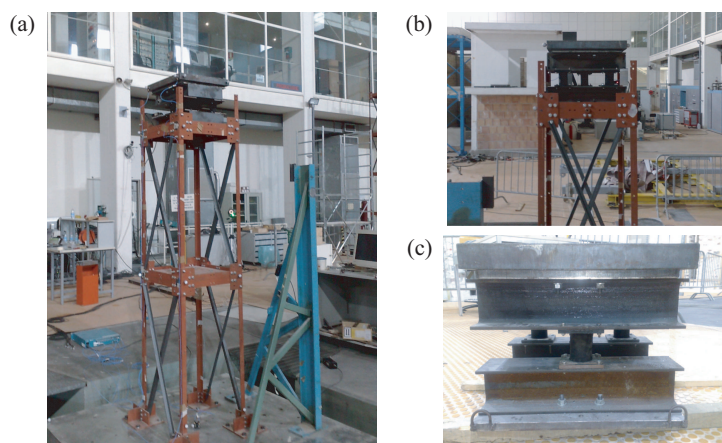


Figura 1: Modello sperimentale. (a) Vista generale. (b) e (c) Dettagli del dispositivo TMD.

2 PROGETTAZIONE OTTIMALE DEL TMD AD ELEVATO RAPPORTO DI MASSA

Il criterio di ottimo adottato in questa sede nella progettazione di un TMD ad elevato rapporto di massa consiste nel minimizzare la risposta in spostamento della struttura da proteggere sotto l'effetto dell'azione sismica. Accanto all'obiettivo così individuato, la progettazione di un dispositivo non convenzionale si caratterizza per la specificità di impiegare masse preesistenti sulla struttura. Si richiede, quindi, la compatibilità tra la nuova funzione di controllo che tali masse vanno ad assumere e le funzioni strutturali/architettoniche che già svolgevano in precedenza. La compatibilità può venire compromessa nei casi in cui l'accelerazione del TMD o il suo spostamento relativo rispetto alla struttura risultino eccessivi. In altri termini, nel perseguire la finalità del controllo strutturale, occorre al contempo verificare, quale vincolo progettuale, che la risposta dinamica del TMD sia contenuta entro valori di soglia.

In fase progettuale, il sistema proposto viene descritto dal modello strutturale a 1+1 gradi di libertà (1+1DOF) illustrato in Figura 2(a): l'oscillatore vincolato al suolo rappresenta la struttura principale da proteggere, l'oscillatore collegato in serie al primo rappresenta il dispositivo TMD. Con m_i , k_i e c_i ($i = 1, 2$) si denotano la massa, la rigidezza e la costante di dissipazione viscosa dei due oscillatori, mentre x_i ($i = 1, 2$) rappresenta lo spostamento relativo di ciascun oscillatore rispetto al suolo. La risposta dinamica del sistema eccitato alla base dalla accelerazione del vincolo \ddot{x}_g è governata dalle seguenti equazioni

$$\begin{aligned} \ddot{x}_1 + 2\zeta_1\omega_1\dot{x}_1 + \omega_1^2x_1 &= -\ddot{x}_g + \mu\frac{u}{m_2} \\ \ddot{x}_2 &= -\ddot{x}_g - \frac{u}{m_2} \\ \frac{u}{m_2} &= \gamma^2\omega_1^2(x_2 - x_1) + 2\zeta_2\gamma\omega_1(\dot{x}_2 - \dot{x}_1) \end{aligned} \quad (1)$$

Nelle (1) intervengono la forza u esercitata dal TMD sulla struttura da proteggere ed i parametri caratteristici del modello

$$\begin{aligned} \omega_1 &= (k_1/m_1)^{1/2} & \zeta_1 &= c_1/(2m_1\omega_1) & \zeta_2 &= c_2/(2m_2\omega_2) \\ \mu &= m_2/m_1 & \gamma &= \omega_2/\omega_1 \end{aligned} \quad (2)$$

con $\omega_2 = (k_2/m_2)^{1/2}$. Nel caso in esame, i parametri che si assumono noti quali dati di progetto sono il rapporto delle masse $\mu = 1.049$, legato alla configurazione costruttiva prescelta per il dispositivo, e le proprietà dinamiche della struttura principale $\omega_1 = 33.61$ rad/s ($f_1 = 5.35$ Hz) e $\zeta_1 = 2\%$. Il parametro di smorzamento ζ_2 risulta, invece, vincolato in quanto il collegamento tra TMD e struttura è realizzato mediante isolatori elastomerici. In presenza di questo tipo di isolatori, gli smorzamenti modali del sistema a 1+1DOF sono costanti al variare delle frequenze proprie (*rate-independent linear damping*). Nello specifico, si assume che lo smorzamento del primo modo di vibrare sia $\eta_1 = 12\%$.

La metodologia di progetto seguita consiste, in definitiva, nel determinare il valore ottimale del parametro di accordatura γ tale da minimizzare la risposta in spostamento della struttura soggetta ad azione sismica. L'eccitazione sismica \ddot{x}_g viene modellata come un rumore bianco gaussiano a media nulla e densità spettrale di potenza S_0 . Le grandezze di risposta del sistema sono espresse in termini di media quadratica (*root mean square*, RMS) e vengono normalizzate rispetto alla configurazione non controllata, ovvero con massa ausiliaria rigidamente collegata alla struttura (pedice RC):

$$\begin{aligned} y_1 &= x_1/x_{1RC} & y_{21} &= (x_2 - x_1)/x_{1RC} \\ a_1 &= (\ddot{x}_1 + \ddot{x}_g)/(\ddot{x}_{1RC} + \ddot{x}_g) & a_2 &= (\ddot{x}_2 + \ddot{x}_g)/(\ddot{x}_{1RC} + \ddot{x}_g) \end{aligned} \quad (3)$$

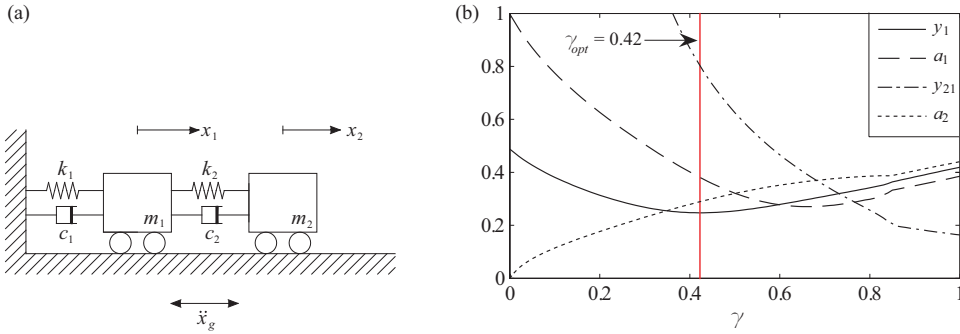


Figura 2: Progettazione ottimale del TMD ad elevato rapporto di massa. (a) Modello strutturale a 1+1DOF. (b) Grandezze di risposta normalizzate in funzione del parametro di progetto γ . Dati di progetto: $\mu = 1.049$, $\omega_1 = 33.61$ rad/s, $\zeta_1 = 2\%$, $\eta_1 = 12\%$. Valore ottimale $\gamma_{opt} = 0.42$.

In Figura 2(b), si descrivono le grandezze di risposta normalizzate in funzione del parametro di progetto γ : valori inferiori all'unità indicano una riduzione della risposta strutturale dovuta alla presenza del dispositivo TMD. In accordo con [3], il valore ottimale del parametro di progetto γ_{opt} è determinato mediante un algoritmo numerico di ottimizzazione basato sulla minimizzazione della RMS dello spostamento della struttura principale. Il valore $\gamma_{opt} = 0.42$ così individuato viene adottato nella progettazione del collegamento tra TMD e struttura, realizzato mediante tre isolatori elastomerici ad elevato smorzamento.

Come evidenzia l'esame delle curve in Figura 2(b), il valore γ_{opt} corrisponde a riduzioni significative della risposta dinamica della struttura principale, sia in termini di spostamento y_1 sia in termini di accelerazione assoluta a_1 . Al contempo, è di interesse osservare che l'efficacia del dispositivo si accompagna a valori contenuti della risposta del TMD: lo spostamento relativo y_{21} della massa rispetto alla struttura risulta inferiore ad un valore di soglia che, sulla base di vincoli progettuali, è posto pari a 1; l'accelerazione assoluta a_2 della massa risulta inoltre ridotta rispetto alla configurazione non controllata.

3 CONSIDERAZIONI SUL TMD AD ELEVATO RAPPORTO DI MASSA

Oltre ad essere un efficace strumento progettuale, il modello a 1+1DOF rappresenta un caso di studio paradigmatico perchè consente di cogliere le proprietà essenziali del dispositivo TMD con la chiarezza di lettura insita in un sistema dotato di un numero limitato di parametri. Tra questi, il parametro μ riveste un ruolo centrale poichè, in funzione di esso, il dispositivo di controllo manifesta comportamenti sensibilmente diversi, sia in termini di efficacia sia in termini di robustezza. Al fine di apprezzare le differenze che intercorrono tra un TMD convenzionale e un TMD non convenzionale ad elevato rapporto di massa, si procede ad uno studio parametrico della risposta dinamica del modello a 1+1DOF.

In Figura 3, si illustra l'andamento delle grandezze di risposta normalizzate y_1 e y_{21} in funzione dei parametri γ e ζ_2 per due diversi valori del rapporto di massa: il valore $\mu = 0.01$ è caratteristico di un TMD convenzionale nel campo dell'Ingegneria Civile; il valore $\mu = 1.00$ è proprio, invece, di un TMD non convenzionale. Al valore più alto del rapporto di massa corrisponde, in primo luogo, una

maggiore efficacia del dispositivo di controllo, in quanto lo spostamento y_1 della struttura da proteggere presenta riduzioni maggiori. In secondo luogo, alla maggiore riduzione dello spostamento y_1 si accompagna vantaggiosamente un minore spostamento relativo y_{21} del TMD rispetto alla struttura. In ultimo, ma non di secondaria importanza, l'intervallo dei parametri nel quale si rende minima la risposta strutturale si amplia notevolmente, consentendo una più ampia libertà nella progettazione del dispositivo.

Le curve di livello in Figura 4 descrivono le variazioni della risposta y_1 rispetto al valore minimo y_{1opt} dovute allo scostamento dei parametri di progetto dai valori ottimali. La risposta strutturale risulta meno sensibile a variazioni del parametro ζ_2 che a variazioni del parametro γ , quindi eventuali

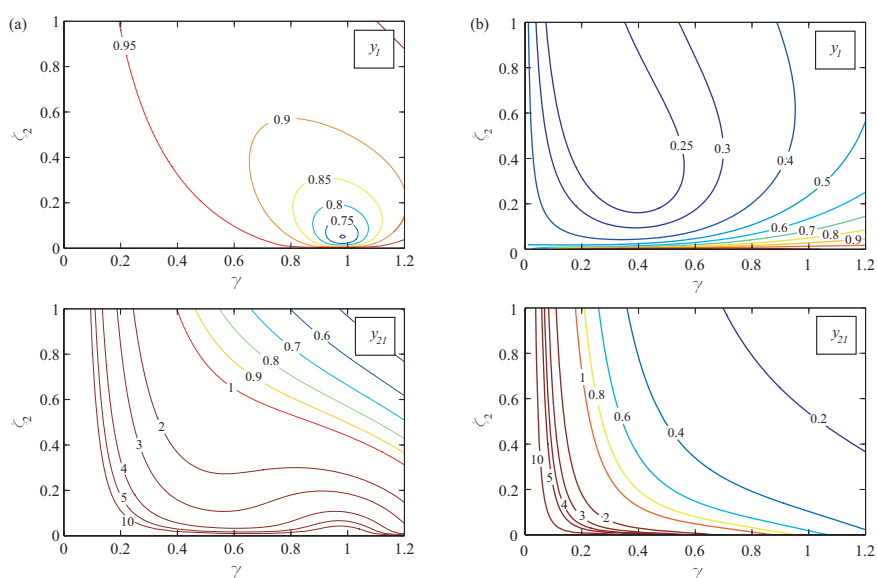


Figura 3: Spostamento y_1 della struttura e spostamento relativo y_{21} tra TMD e struttura in funzione dei parametri γ e ζ_2 : (a) $\mu = 0.01$; (b) $\mu = 1.00$. I dati di progetto sono $\omega_1 = 1$ rad/s e $\zeta_1 = 0.02$.

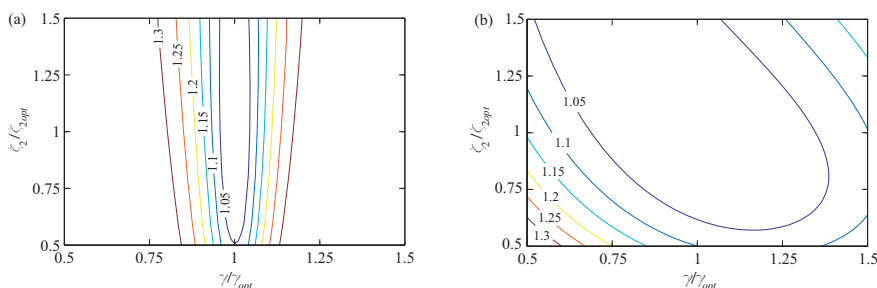


Figura 4: Sensibilità della risposta in spostamento della struttura y_1/y_{1opt} alle variazioni dei parametri γ/γ_{opt} e ζ_2/ζ_{2opt} : (a) $\mu = 0.01$; (b) $\mu = 1.00$.

vincoli che sottraggono il parametro di smorzamento alla progettazione ottimale del TMD si ripercuotono solo marginalmente sulle prestazioni del dispositivo. Sulla base di questa prerogativa, è validata la scelta tecnica di realizzare il collegamento tra TMD e struttura mediante isolatori elastomerici con smorzamento di tipo *rate-independent*. Se si vincola il primo smorzamento modale al valore $\eta_1 = 12\%$ adottato nella progettazione del dispositivo TMD, la risposta y_1 aumenta rispetto al valore ottimale y_{1opt} e tale variazione è pari al 10% per $\mu = 0.01$ e al 25% per $\mu = 1.00$. In entrambi i casi, tuttavia, il decadimento delle prestazioni in termini di controllo dello stato di sollecitazione della struttura non risulta essere significativo.

Tra i limiti dell'efficacia antisismica del TMD indicati in Letteratura [2], si annovera la perdita di accordatura (*detuning*) dovuta a non linearità nel comportamento della struttura da proteggere. Se la struttura subisce deformazioni in campo plastico e modifica le proprie frequenze, come avviene in presenza di sismi violenti, le conseguenti variazioni nel parametro di accordatura γ possono rendere inefficace il TMD. Al crescere del rapporto di massa, tuttavia, la maggiore robustezza del dispositivo contrasta tali effetti. La Figura 5 illustra l'incidenza del *detuning* sulle prestazioni del TMD al variare del rapporto di massa μ . La linea continua indica le prestazioni del TMD ottimo in termini di riduzioni dello spostamento y_1 della struttura. Le linee tratteggiate corrispondono a condizioni di perdita di accordatura: il medesimo dispositivo è applicato a strutture la cui pulsazione differisce di $\pm 20\%$ dal valore di progetto ω_1 . Al crescere del rapporto di massa, le prestazioni del TMD divengono progressivamente meno sensibili agli effetti del *detuning*.

L'efficacia del dispositivo TMD dipende dal contenuto in frequenza dell'eccitazione sismica [3]. La riduzione della risposta strutturale è rilevante solo se le frequenze dominanti dell'eccitazione sono comprese all'interno della banda di frequenze controllata dal TMD (*operating range*). Se, al contrario, il contenuto in frequenza dell'eccitazione è molto ampio, il dispositivo può non essere efficace a causa di modi superiori il cui contributo viene ridotto solo marginalmente o, in taluni casi, amplificato dalla presenza del dispositivo. Al crescere del rapporto di massa, tuttavia, l'efficacia del TMD diviene meno sensibile al contenuto in frequenza dell'eccitazione. In Figura 6, sono rappresentate le funzioni di trasferimento dello spostamento y_1 della struttura nella configurazione non controllata e nella configurazione controllata con TMD ottimo. Nel confronto tra i casi $\mu = 0.01$ e $\mu = 1.00$, si evidenzia come un più elevato rapporto di massa corrisponda non solo a maggiori riduzioni della risposta strutturale, ma anche ad una banda di frequenze controllata dal TMD significativamente più ampia. Si noti, infine, che l'assenza delle due amplificazioni della funzione di trasferimento nel caso $\mu = 0.01$ è dovuta al vincolo imposto al primo smorzamento modale $\eta_1 = 12\%$.

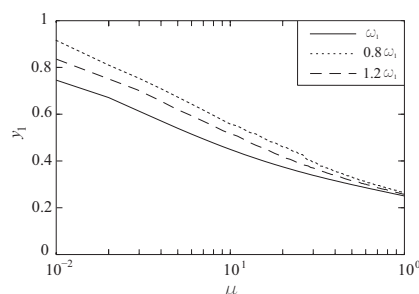


Figura 5: Spostamento y_1 della struttura: incidenza del *detuning* sulle prestazioni del TMD ottimo in funzione del rapporto di massa μ . I dati di progetto sono $\omega_1 = 1$ rad/s, $\zeta_1 = 2\%$ e $\eta_1 = 12\%$.

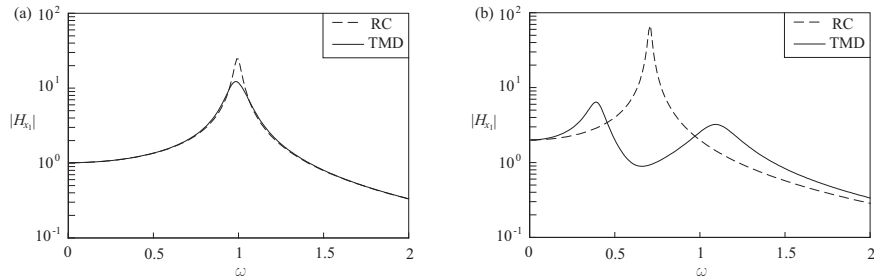


Figura 6: Funzioni di trasferimento dello spostamento y_1 della struttura nella configurazione non controllata (RC) e nella configurazione controllata con TMD ottimo: (a) $\mu = 0.01$; (b) $\mu = 1.00$. I dati di progetto sono $\omega_1 = 1$ rad/s, $\zeta_1 = 2\%$ e $\eta_1 = 12\%$.

4 SPERIMENTAZIONE DINAMICA SU TAVOLA VIBRANTE

Le prove dinamiche sono state condotte utilizzando la tavola vibrante a sei gradi di libertà installata nei Laboratori MAT-QUAL del Centro di Ricerca ENEA Casaccia in Roma. La tavola, di produzione MTS Corporation (USA), possiede le seguenti caratteristiche: dimensioni in pianta 2.00m x 2.00m; campo di frequenze $0 \div 100$ Hz; accelerazione massima 5g; velocità massima 1m/s; spostamento massimo 0.30m. Il modello sperimentale (Figura 1) è stato equipaggiato con i seguenti strumenti di misura: 9 accelerometri piezoelettrici, di cui 3 installati al primo piano, 3 al secondo piano e 3 sulla massa del TMD; 3 trasduttori laser per la misura dello spostamento relativo alla tavola nella direzione del moto dei piani e della massa; 4 estensimetri resistivi per la misura delle deformazioni al piede di due delle quattro colonne del modello. I segnali provenienti dai sensori sono stati acquisiti con frequenza di campionamento di 200Hz mediante il sistema MTS469D.

Le frequenze proprie e gli smorzamenti modali del modello sperimentale sono stati identificati, mediante prove di caratterizzazione dinamica, in tre differenti configurazioni: telaio Senza Massa (SM); telaio con massa Rigidamente Collegata (RC); telaio con massa accordata (TMD). Tali prove hanno fatto uso di accelerogrammi *random* di tipo rumore bianco (densità spettrale di potenza costante tra 1 Hz e 20 Hz) e di tipo *sine sweep* (ampiezza costante 0.1g - 0.3g, frequenza variabile linearmente nel tempo in ragione di 1 Hz/s tra 1 Hz e 20 Hz). Una prima analisi dei dati sperimentali ha fornito i valori presentati in Tabella 1. Come previsto, le frequenze proprie del modello si modificano nelle diverse configurazioni esaminate e la presenza degli isolatori elastomerici fa sì che gli smorzamenti modali aumentino considerevolmente nella configurazione TMD. Al crescere del picco di accelerazione alla base (*peak ground acceleration*, PGA), gli isolatori mostrano un comportamento non lineare di tipo *softening* che induce una riduzione progressiva delle frequenze proprie, mentre gli smorzamenti modali si mantengono pressochè costanti. Questo risultato conferma l'ipotesi di smorzamento *rate-independent* avanzata in sede progettuale.

Al fine di valutare l'efficacia antisismica del dispositivo progettato, il modello sperimentale è stato testato mediante prove sismiche sia nella configurazione non controllata (RC) sia nella configurazione controllata (TMD). Le prove sono state condotte adottando un'ampia selezione di accelerogrammi, allo scopo di valutare se eccitazioni differenti per durata e contenuto in frequenza possano indurre una variabilità nella risposta strutturale e nell'efficacia del TMD. Tra gli input selezionati, sono presenti: un accelerogramma artificiale, compatibile con lo spettro di risposta elastico prescritto dall'Eurocodice 8 (EC8) per un suolo di categoria C e per un fattore di smorzamento vi-

		I modo		II modo		III modo	
		f [Hz]	ζ [%]	f [Hz]	ζ [%]	f [Hz]	ζ [%]
SM		5.06	0.02	16.72	0.61	-	-
RC		3.51	0.02	15.61	0.45	-	-
TMD	0.3g	2.70	10.70	9.10	15.00	16.65	1.96
	0.5g	2.52	11.38	8.64	14.80	16.41	1.67
	0.7g	2.43	11.29	8.26	14.68	16.31	1.64
	0.9g	2.35	11.39	7.96	13.25	15.97	1.97

Tabella 1: Frequenze e fattori di smorzamento dei modi di vibrare nelle configurazioni SM, RC e nella configurazione TMD al variare della PGA.

scoso equivalente del 5%; quattro accelerogrammi naturali, di cui due in campo vicino alla faglia (*near-fault*), Northridge 17/01/1994 N-S e Kobe 17/01/1995 N-S, e due in campo lontano (*far-field*), Hachinoe 16/05/1968 N-S ed El Centro 18/05/1940 N-S. In considerazione della riduzione di scala del modello (1:5), gli accelerogrammi utilizzati sono stati scalati nei tempi per mezzo del fattore 0.447. Per ciascun input sismico, le prove sono state ripetute a differenti livelli di PGA, evitando, in ogni caso, il superamento della soglia elastica negli elementi del telaio e della deformazione massima negli isolatori.

L'efficacia del TMD viene valutata mediante sei indici numerici che rappresentano in modo sintetico le prestazioni del dispositivo: scelta una grandezza di risposta di interesse, l'indice prestazionale viene definito come rapporto tra i valori RMS della grandezza nella configurazione controllata e nella configurazione non controllata. L'efficacia del TMD è dimostrata se l'indice assume valori inferiori a 1. Per quanto attiene alla struttura da proteggere, le grandezze di interesse sono le sollecitazioni alla base (taglio T_b e momento M_b) e le accelerazioni di piano A_j ($j = \text{I, II}$):

$$I_1 = \frac{\text{RMS}(T_{b \text{ TMD}})}{\text{RMS}(T_{b \text{ RC}})} \quad I_2 = \frac{\text{RMS}(M_{b \text{ TMD}})}{\text{RMS}(M_{b \text{ RC}})} \quad I_{3,4} = \frac{\text{RMS}(A_{j \text{ TMD}})}{\text{RMS}(A_{j \text{ RC}})} \quad j = \text{I, II} \quad (4)$$

mentre per quanto attiene alla massa del TMD, le grandezze di interesse sono lo spostamento relativo ΔS della massa rispetto alla struttura da proteggere e l'accelerazione A_{III} della massa:

$$I_5 = \frac{\text{RMS}(\Delta S_{\text{TMD}})}{\text{RMS}(S_{\text{III RC}})} \quad I_6 = \frac{\text{RMS}(A_{\text{III TMD}})}{\text{RMS}(A_{\text{III RC}})} \quad (5)$$

In Figura 7, si illustrano i valori degli indici prestazionali ottenuti nelle prove sismiche al variare della PGA. I risultati dimostrano l'efficacia del TMD ad elevato rapporto di massa nel ridurre la risposta dinamica strutturale rispetto alla configurazione non controllata. Sia le accelerazioni di piano sia lo stato complessivo di sollecitazione della struttura, rappresentato dal taglio T_b e dal momento alla base M_b , presentano riduzioni sensibili, con valori compresi tra il 50% e l'80%. Tali riduzioni si mantengono generalmente costanti all'aumentare dell'intensità dell'eccitazione e ciò testimonia la robustezza del TMD ad elevato rapporto di massa nei confronti degli effetti di *detuning* derivanti da non linearità della risposta. Il fatto che le prestazioni del dispositivo siano sostanzialmente omogenee al variare del tipo di accelerogramma, inoltre, conferma che l'efficacia del TMD ad elevato rapporto di massa risulta meno sensibile al contenuto in frequenza dell'eccitazione. Le prove relative all'accelerogramma Hachinoe costituiscono l'unica eccezione poichè le riduzioni della risposta strutturale, benchè significative, diminuiscono all'aumentare della PGA.

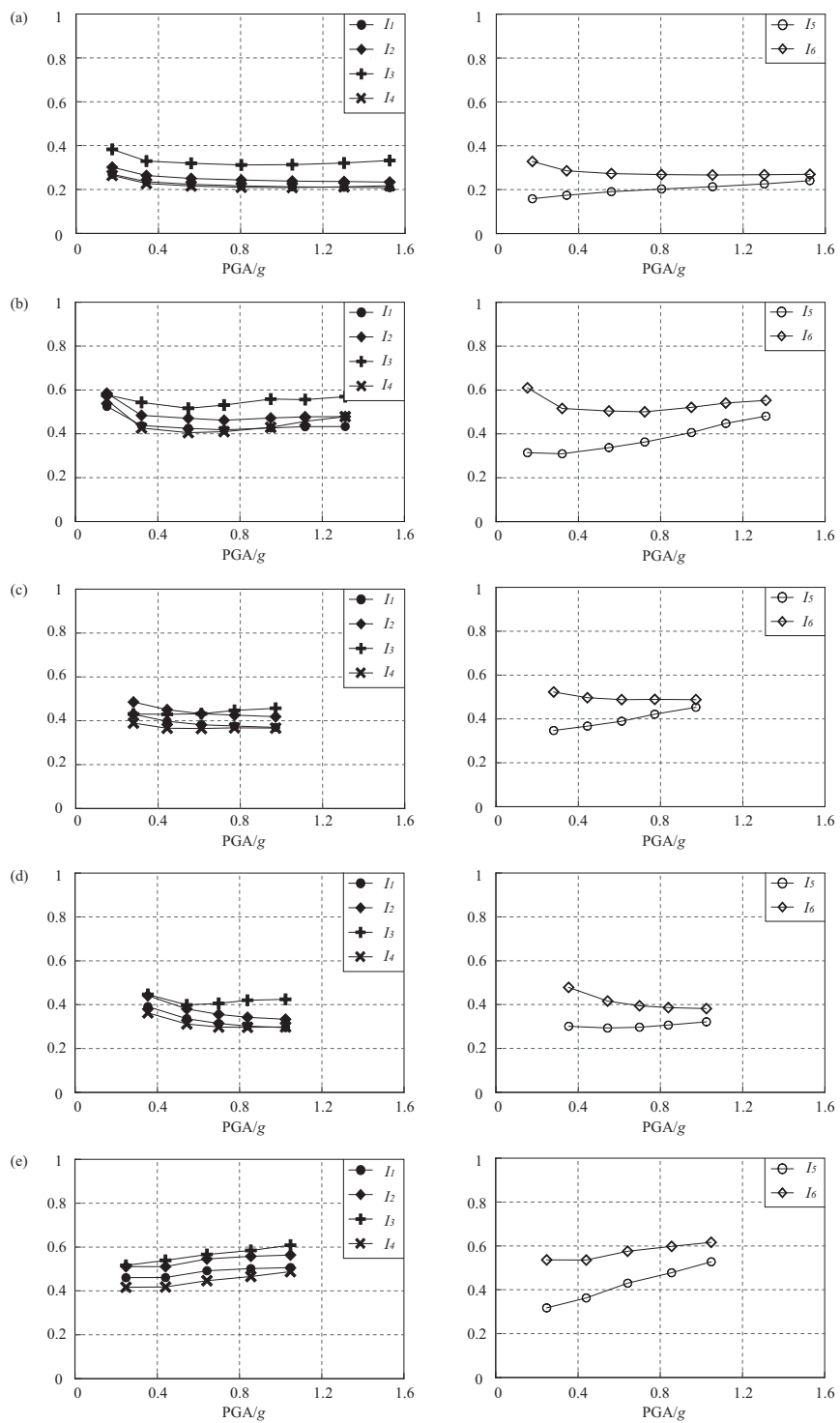


Figura 7: Indici prestazionali in funzione della PGA. (a) Accelerogramma spettro-compatibile EC8. Accelerogrammi naturali: (b) Northridge; (c) Kobe; (d) El Centro; (e) Hachinoe.

I risultati sperimentali riportati fanno riferimento ai valori RMS della risposta strutturale e ciò allo scopo di un confronto diretto con i risultati numerici ottenuti in sede di progettazione. Le prestazioni del TMD sono state valutate anche in termini di valori massimi della risposta strutturale, ottenendo riduzioni comprese tra il 40% e l'60% in presenza di terremoti *far field* e tra il 30% e l'40% in presenza di terremoti *near-fault*. Il tempo di attivazione necessario al TMD per raggiungere la piena efficacia comporta peggiori prestazioni in presenza di eccitazioni impulsive.

Si osservi, infine, come la risposta dinamica del massa del dispositivo sia contenuta, a garanzia della sua compatibilità con eventuali funzioni strutturali/architettoniche e, quindi, della fattibilità di un TMD non convenzionale. La massa del dispositivo viene isolata dal telaio e conseguentemente l'accelerazione A_{III} si riduce rispetto alla configurazione non controllata con massa rigidamente collegata. Lo spostamento relativo ΔS tra massa e telaio tende ad aumentare al crescere della PGA, ma si mantiene in ogni caso al di sotto della soglia prevista in sede progettuale ($I_5 = 1$).

5 CONCLUSIONI

In questa memoria, è stato presentato uno studio a carattere numerico e sperimentale relativo ad un TMD non convenzionale ad elevato rapporto di massa. I risultati preliminari hanno evidenziato le rilevanti prestazioni del dispositivo e hanno dimostrato che un elevato rapporto tra la massa dello smorzatore e la massa della struttura da proteggere conferisce al TMD maggiore efficacia antisismica e maggiore robustezza. Sviluppi futuri del lavoro saranno indirizzati all'implementazione del TMD ad elevato rapporto di massa in sistemi a molti gradi di libertà.

Riferimenti bibliografici

- [1] Housner G.W., Bergman L.A., Caughey T.K., Claus R.O., Masri S.F., Skelton R.E., Soong T.T., Spencer B.F., Jao J.T.P., "Structural Control: Past, Present and Future," *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, **123**, 897-971 (1997).
- [2] Soong, T.T., Dargush, G.F. *Passive Energy Dissipation Systems in Structural Engineering*, Wiley, New York (1997).
- [3] Lin C.C., Wang J.F., Ueng J.M., "Vibration control identification of seismically excited MDOF structure-PTMD systems," *Journal of Sound and Vibration*, **240**, 87-115 (2001).
- [4] Feng M.Q., Mita A., "Vibration control using mega subconfiguration," *Journal of Engineering Mechanics*, ASCE, **121**, 1082-1088 (1995).
- [5] Chey M., Chase J.G., Mander J.B., Anthol J.C. "Semi-active tuned mass damper building systems: Application," *Earth. Eng. and Struct. Dyn.*, DOI: 10.1002/eqe.933 (2009).
- [6] Villaverde R., Aguirre M., Hamilton C., "Aseismic roof isolation system built with steel oval elements," *Earthquake Spectra*, **21**, 225-241 (2005).
- [7] Tian Z., Quian J., Zhang L., "Slide roof system for dynamic response reduction," *Earth. Eng. and Struct. Dyn.*, **37**, 647-658 (2008).
- [8] Matta E., De Stefano A., "Robust design of mass-uncertain rolling-pendulum TMDs for seismic protection of buildings," *Mechanical Systems and Signal Processing*, **23**, 127-147 (2009).
- [9] Chey M., Chase J.G., Mander J.B., Anthol J.C. "Semi-active tuned mass damper building systems: Design," *Earth. Eng. and Struct. Dyn.*, DOI: 10.1002/eqe.934 (2009).