

Il martellamento tra edifici adiacenti: comportamento di strutture spaziali dissimmetriche

A. D'Aveni, A. Ghersi, S. Pantano

Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale, Università degli studi di Catania, Italia

SOMMARIO: Il martellamento tra edifici adiacenti è causa di rilevante danneggiamento agli elementi strutturali e non strutturali ogni qualvolta manufatti con differenti caratteristiche dinamiche sono separati da giunti di insufficiente ampiezza. La maggior parte degli studi sull'argomento si basa su approcci teorici per schemi a un grado di libertà o su analisi di tipo parametrico per schemi piani a più gradi di libertà, ma solo pochi affrontano il problema della modellazione tridimensionale di edifici reali, dissimmetrici. Questo lavoro riferisce sulla fase preliminare di uno studio sul comportamento sismico dell'edificio sede della Facoltà di Ingegneria dell'Università di Catania, costituito da tre blocchi contigui separati da giunti di modesta ampiezza e quindi a rischio di martellamento. Sono stati esaminati sistemi tridimensionali costituiti da coppie di strutture dissimmetriche (o strutture simmetriche che collidono in maniera asimmetrica). L'impatto è stato modellato mediante speciali elementi di contatto (dissipatore e smorzatore in parallelo, alla Kelvin), i cui parametri sono stati ottimizzati mediante analisi parametriche sulla risposta di masse che collidono tra loro o con barriere rigide. I risultati evidenziano l'influenza del martellamento non simmetrico sull'amplificazione della risposta dinamica, particolarmente rilevante nel caso di strutture rigide che collidono con strutture più deformabili.

ABSTRACT: In all the seismic events significant structural and non structural damages have been caused by pounding, i.e. by collisions between adjacent buildings with different dynamic characteristics separated by an insufficient gap size. A large number of papers on this topic analyse *SDOF* models from a theoretical point of view, or two-dimensional *MDOF* models from a numerical point of view; three-dimensional analyses of actual, non symmetrical buildings are proposed only in few cases. This paper refers on the preliminary part of a study which aims at evaluating the seismic performance of the main building of the Engineering Faculty of the University of Catania, which is made by three independent units separated by insufficient gaps. A three-dimensional analysis of systems constituted by two asymmetric structures (or by symmetric structures, which collide in asymmetric way) is carried on. Impact is modelled by means of special contact elements, the parameters of which are determined by parametric analyses on colliding masses. The results point out the influence of pounding and non-symmetry on the amplification the structural response, particularly for a stiff structure colliding with a more flexible one.

1 INTRODUZIONE

Edifici adiacenti, ubicati in aree sismiche, devono avere un giunto di separazione (*gap*) di ampiezza tale da permetterne la libera oscillazione; l'inadeguatezza o la totale mancanza del giunto può comportare, in occasione di eventi sismici, il fenomeno del martellamento (*pounding*) tra edifici adiacenti, che per differenti caratteristiche dinamiche oscillano non in fase. I resoconti sui danni a manufatti, a seguito di terremoti distruttivi, hanno evidenziato che il danneggiamento da martellamento è stato sempre rilevante sugli elementi sia strutturali che non strutturali di

rettamente coinvolti nell'impatto (*effetto locale*); sovente, tale fenomeno ha interessato, in via diretta o per effetto indotto, l'intera struttura portante (*effetto globale*). La pericolosità del fenomeno è ormai un dato certo. L'analisi dei danni riscontrati in occasione dei terremoti di forte intensità dell'ultimo trentennio evidenzia con chiarezza che il martellamento tra edifici adiacenti è stato causa primaria o concausa importante di numerosi crolli o severi danneggiamenti documentati in letteratura. Esso è stato riscontrato in occasione di tutti i principali terremoti distruttivi, quali quello del Great Alaska (1964), del Friuli (Italia, 1978), di Loma Prieta (1989), di Northridge (Los Angeles, 1994), di Kobe (Giappone, 1995). In particolare è menzionato, come esempio di non previdenza, per il rilevante numero di casi di danneggiamento e crolli (circa il 40%) di cui è stato protagonista durante il terremoto di Città del Messico (Messico, 1985).

Il rischio di danneggiamento per martellamento ha assunto rilevanza sociale per il gran numero di manufatti potenzialmente vulnerabili ed è conseguente alla: a) vastità del costruito come sistema continuo di manufatti adiacenti ancor prima dell'inserimento nelle normative di prescrizioni su tale fenomeno (*centri storici*); b) recente classificazione come aree a rischio sismico di territori precedentemente dichiarati non sismici; c) inadeguatezza delle normative succedutesi nel tempo, per insufficienza di dati conoscitivi e studi sul fenomeno; d) insufficiente ampiezza del giunto, sebbene realizzato secondo le norme vigenti, che si riscontra quando, per sopraggiunta necessità di ristrutturazione o per cambiamento di destinazione d'uso, si procede a nuova verifica sismica di edifici adiacenti con modelli di calcolo che tengono conto, ove necessario, del comportamento non-lineare della struttura e/o dell'interazione suolo-struttura.

L'osservazione sul campo degli effetti dell'urto reciproco tra manufatti adiacenti ha permesso di individuare le tipologie costruttive a rischio (edifici con differente altezza, differente sistema strutturale, differente configurazione planimetrica), ha spronato il legislatore ad emanare normative sull'ampiezza s_{min} del giunto, ha stimolato i professionisti a mettere in atto accorgimenti per evitare i danneggiamenti sul costruito conseguenti alla sua assenza o inadeguatezza e ha suggerito indicazioni preziose per una migliore modellazione del fenomeno (speciali elementi di contatto).

L'importanza del fenomeno è testimoniata dalle numerose ricerche a carattere teorico, numerico e sperimentale che sono state fatte sull'argomento, con maggior intensità, dopo il terremoto di Città del Messico; alcune dedicate alla comprensione del fenomeno negli aspetti essenziali, altre a modellare in modo soddisfacente il comportamento reale dei manufatti in regime di urto reciproco, altre ancora di tipo sperimentale per tarare i modelli, la maggior parte aventi come oggetto di studio sistemi bidimensionali. In particolare, le ricerche sono state finalizzate principalmente ad individuare:

- il comportamento dinamico, in termini di spostamenti od altre grandezze, di sistemi che collidono in funzione delle loro caratteristiche dinamiche (periodi T_i e rapporti di smorzamento ξ_i) e di quelle della forzante (T_f), delle caratteristiche di rigidezza e di smorzamento dell'elemento di contatto (k_e e c_e), dell'ampiezza iniziale del giunto (s) e della configurazione in pianta ed in altezza dei manufatti;
- l'ampiezza minima del giunto s_{min} da prescrivere per le zone a rischio sismico, quale requisito fondamentale per la realizzazione di nuovi manufatti o per interventi di adeguamento sul costruito;
- i materiali da utilizzare e gli accorgimenti da intraprendere per limitare i danneggiamenti in presenza di un giunto di insufficiente ampiezza.

Poco spazio è dedicato alla ricerca volta a prevenire il rischio da martellamento su manufatti esistenti (Skrikerud e Wolf, 1980); maggior impegno è invece stato dedicato all'esame in dettaglio di casi di danneggiamento riconducibile a tale effetto, tra i quali i più famosi sono l'Anchorage Westward Hotel, durante il sisma Great Alaska del 1964, il Noheji Middle School durante il sisma Tokachi-Oki del 1968 (Takayama, 1973), il Gran Hotel Managua, durante il sisma del Nicaragua del 1972, l'Olive View Hospital, durante il sisma di San Fernando del 1971 (Mahin e altri, 1976).

1.1 Ricerche basate su sistemi ad un solo grado di libertà

La maggior parte delle ricerche analitiche e molte di quelle di tipo numerico sono basate su sistemi ad un solo grado di libertà (*SDOF*) che, per forzante armonica, collidono da uno o da entrambi i lati contro barriere rigide (Skrikerud e Wolf, 1980; Davis, 1992); alcune ricerche hanno indagato in campo non lineare (Pantelides e Ma, 1996) ed altre in casi d'impatto multiplo (Ana-

gnostopoulos, 1988) per simulare il comportamento dinamico di un continuo costruito.

La collisione tra manufatti adiacenti è studiata applicando le leggi d'impatto della meccanica dei corpi rigidi (Miller, 1980; Conoscente, 1992; Valles-Mattox e Reinhorn, 1996) oppure è simulata mediante elementi di contatto costituiti da molla (con costante di rigidezza k_e) e smorzatore (con costante di smorzamento c_e) in parallelo alla Kelvin. Nel secondo caso l'efficacia della modellazione dipende dal valore della rigidezza k_e , degli elementi strutturali posizionati nell'intorno dell'area di collisione, e dal valore di c_e rappresentativo dell'energia dissipata durante l'impatto.

Nelle trattazioni basate sulle leggi della meccanica dei corpi rigidi, l'energia dissipata (dipendente dalle velocità relative delle masse prima e dopo l'impatto) è direttamente relazionata al coefficiente di restituzione cinematico ε (Azevedo e Bento, 1996). Nelle simulazioni mediante elementi alla Kelvin essa dipende, indirettamente, dal valore di c_e (ovvero dal rapporto di smorzamento ξ_e). Sebbene la determinazione dei valori di k_e e c_e che portino alla coincidenza dei due approcci non sia facile, occorre notare che la risposta del sistema non è particolarmente sensibile a forti variazioni dei loro valori.

Tutte le ricerche concordano sullo slittamento verso frequenze più alte del sistema impattante e sul rischio di un forte danneggiamento locale, spesso responsabile di effetti indotti pericolosi per la stabilità del manufatto, ma evidenziano anche che la risposta globale in regime d'urto reciproco può essere minore di quella in oscillazione libera, poiché la collisione è comunque da considerare come un meccanismo di dissipazione d'energia. I risultati, sebbene significativi dal punto di vista teorico, non possono essere estrapolati a casi reali per le forti semplificazioni insite in tale modellazione, quale la semplicità della forzante armonica, l'elasticità del sistema, il tipo di collisione contro una barriera rigida, difficilmente riscontrabile nella realtà.

1.2 Ricerche basate su sistemi a più gradi di libertà

Dopo il terremoto di Città del Messico, sono stati analizzati, con le due diverse metodologie di indagine sopraccitate, modelli a più gradi di libertà (*MDOF*) in regime di collisione. Nella quasi totalità dei casi in studio, i manufatti sono stati modellati come sistemi bidimensionali a masse concentrate e con impalcati allo stesso livello (Anagnostopoulos e Spiliopoulos, 1992), sicché i risultati ottenuti, sebbene estesi ed apprezzabili perché conseguenti ad indagini di tipo parametrico e per accelerogrammi reali, sono da considerare solamente indicativi del reale comportamento dei manufatti. L'indicazione emersa da questi studi è che solo per rilevanti differenze nelle proprietà dinamiche e nella configurazione in pianta ed in altezza dei manufatti (per esempio impalcati non allo stesso livello) è probabile un'amplificazione dinamica della risposta con conseguenti gravi danneggiamenti, in particolare per le unità del costruito poste esternamente. Studi analitici (Leibovich ed altri, 1996; Papadrakakis ed altri, 1996) e indagini sperimentali (Papadrakakis ed altri, 1995) con modelli tridimensionali simmetrici e non simmetrici indicano che gli effetti torsionali sono sempre presenti nelle strutture reali e non possono essere trascurati in una modellazione, senza falsare il risultato numerico dell'analisi condotta.

1.3 Ricerche miranti a valutare l'ampiezza ottimale del giunto

La determinazione dell'ampiezza s_{min} del giunto, necessaria a prevenire il martellamento tra manufatti, è il risultato cui molte ricerche tentano di arrivare, alcune delle quali con indagini di tipo statistico (Kasai ed altri, 1992; Lin, 1997); una tale conoscenza permetterebbe, come risultato principale, la valutazione del rischio sismico da martellamento sul costruito e, come fatto secondario, l'emanazione di appropriate norme di sicurezza sul costruibile. Allo stato dell'arte, è possibile solamente una stima dell'ampiezza minima del giunto tra manufatti, a causa della sua dipendenza da numerosi parametri, alcuni dei quali di facile determinazione (geotecnici, meccanici, geometrici), altri di incerta quantificazione (tipologia costruttiva, configurazione dei manufatti, caratteristiche della forzante). Per il costruito, la stima dell'ampiezza minima del giunto, in fase elastica e non elastica, è fornita dal metodo delle differenze spettrali (Kasai ed altri, 1996; Penzien, 1997), basato su un'analisi spettrale che tiene conto della differenza di fase dell'oscillazione dei manufatti. Ampiezza del giunto minore di quella proposta con tale metodo dà luogo ad urti reciproci tra manufatti adiacenti, con effetti sullo spostamento e sulle forze scambiate che generalmente incrementano man mano che l'ampiezza diminuisce.

2 OBIETTIVO DELLA RICERCA

Il presente lavoro intende dare un contributo conoscitivo nel campo della prevenzione da rischio di martellamento su edifici esistenti, proponendo un modello tridimensionale affidabile, in sicurezza e facile da implementare in programmi di calcolo. Lo studio svolto costituisce la fase preliminare di una ricerca, più impegnativa, mirante ad accertare il comportamento sismico dell'edificio sede della Facoltà d'ingegneria dell'Università degli studi di Catania. Tale edificio è costituito da tre unità, separate da giunti di ampiezza pari a 5 cm (dettata dalla necessità di mitigare gli effetti delle dilatazioni termiche e quindi insufficiente dal punto di vista sismico). I tre corpi di fabbrica hanno volumetria ed altezza confrontabili ma sono molto irregolari dal punto di vista planimetrico. La struttura, costituita da pilastri in calcestruzzo e travi in acciaio, è stata realizzata quando il territorio della città di Catania non era ancora classificato come zona sismica; pertanto una valutazione della sua vulnerabilità per azioni sismiche è quanto mai opportuna dato che, nel periodo di attività didattica, ospita quotidianamente più di settecento persone.

L'uso di elementi di contatto può permettere una più semplice modellazione del fenomeno fisico del martellamento, rispetto all'approccio più teorico della meccanica dei corpi in regime d'urto, specie nel caso di strutture reali dotate di elevata complessità. Le caratteristiche di tali elementi devono però essere opportunamente tarate. Lo studio svolto confronta preliminarmente le risposte, in termini di spostamento, di masse che collidono contro barriere rigide e tra loro, ottenute sia con le leggi d'impatto della meccanica dei corpi rigidi sia con la simulazione mediante gli elementi di contatto alla Kelvin, e perviene alla quantificazione dei valori delle costanti di rigidezza k_e della molla e di smorzamento c_e del dissipatore che garantiscono l'equivalenza dei due approcci. Prosegue poi con l'analisi della risposta dinamica di semplici schemi spaziali non simmetrici, al fine di evidenziarne l'amplificazione o riduzione a causa degli effetti torsionali.

3 I PARAMETRI DELLA MODELLAZIONE

L'utilizzo dell'elemento di contatto alla Kelvin per la modellazione dell'impatto tra due strutture adiacenti presuppone uno studio preventivo per individuare i valori delle costanti di smorzamento c_e del dissipatore e di rigidezza k_e della molla; queste devono assicurare la simulazione al meglio del comportamento dinamico delle strutture reali in regime d'urto per qualsiasi tipo di forzante.

3.1 Il valore di c_e

La perdita d'energia ΔE nell'urto di una massa m contro una parete rigida può essere calcolata tramite le leggi di impatto della meccanica dei corpi rigidi (Figura 1a) o con la modellazione ad elementi di contatto alla Kelvin (Figura 1b). Uguagliando i valori di ΔE , ricavati dalle equazioni mostrate in figura, si ottiene la relazione tra il rapporto di smorzamento ξ_e ed il coefficiente di restituzione cinematico ε

$$\xi_e = \frac{-\ln \varepsilon}{\sqrt{\pi^2 + (\ln \varepsilon)^2}} \quad (1)$$

e quindi il valore della costante di smorzamento c_e

$$c_e = 2 \xi_e \sqrt{k_e m^*} \quad (2)$$

Nella (2) m^* è la massa m dell'oscillatore; la relazione vale anche nel caso di due masse m_1 e m_2 che collidono, purché si assuma (Anagnostopoulos, 1988)

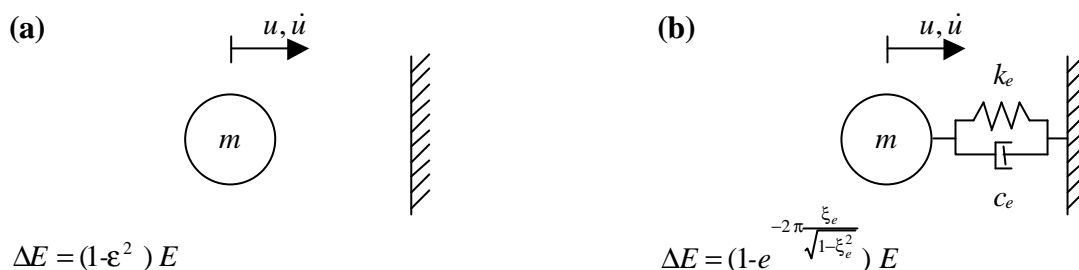


Figura 1. Urto di massa contro barriera rigida: a) impatto diretto; b) impatto tramite elemento di contatto

$$m^* = \frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} \quad (3)$$

Nel caso di strutture che collidono, si ritiene rappresentativa una perdita d'energia corrispondente ad un coefficiente di restituzione $\varepsilon = 0.65$.

3.2 Il valore di k_e

Il valore della costante di rigidezza k_e può essere determinato confrontando, mediante i due diversi approcci, il comportamento dinamico di un sistema strutturale. Si consideri, ad esempio, lo schema costituito da due oscillatori semplici di massa m_1 ed m_2 , posti ad una distanza s (Figura 2). Si procede integrando numericamente al passo le equazioni del moto del sistema, confrontando, in termini di spostamento, le risposte delle due modellazioni al variare di k_e e determinando infine il valore della costante che rende comparabili le due risposte.

Nel caso a) l'equazione del moto è

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C} \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K} \mathbf{u}(t) = \mathbf{f}(t) \quad (4)$$

con

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix}; \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} c_1 & 0 \\ 0 & c_2 \end{bmatrix}; \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix}$$

e la distanza $\delta(t)$ tra le due masse al generico istante t è data da

$$\delta(t) = u_1(t) - u_2(t) - s \quad (5)$$

La perdita d'energia causata dalla collisione è messa in conto tramite il coefficiente di restituzione cinematico ε , che consente di determinare la velocità delle masse immediatamente dopo l'urto

$$\begin{aligned} \dot{u}_{1f} &= \dot{u}_{1i} - (1 + \varepsilon) (\dot{u}_{1i} - \dot{u}_{2i}) \frac{m_2}{m_1 + m_2} \\ \dot{u}_{2f} &= \dot{u}_{2i} + (1 + \varepsilon) (\dot{u}_{1i} - \dot{u}_{2i}) \frac{m_1}{m_1 + m_2} \end{aligned} \quad (6)$$

Tali valori costituiscono la condizione iniziale per il successivo passo temporale d'integrazione.

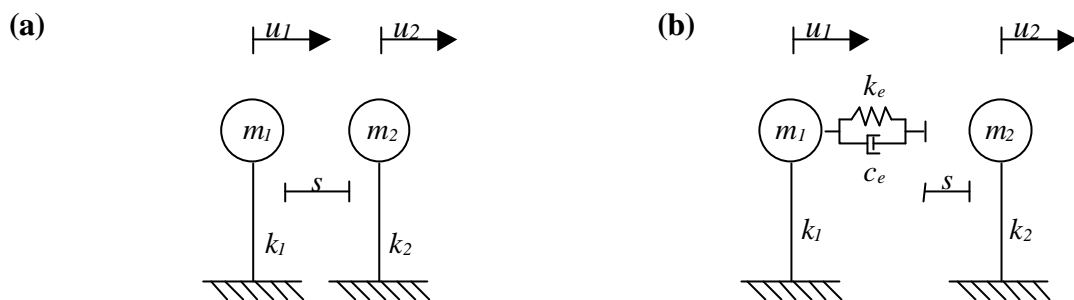


Figura 2. Oscillatori semplici che collidono: a) impatto diretto; b) impatto mediante elemento di contatto

È evidente che, per quanto piccolo possa essere il passo, difficilmente si ottiene la coincidenza dell'istante di contatto (in cui si ha $\mathbf{d}(t) = 0$) con l'estremo del passo. Sono quindi necessarie tecniche di correzione degli spostamenti (Athanasiadou ed altri, 1994) per evitare condizioni di compenetrazione delle masse ($\mathbf{d}(t) > 0$).

Nel caso b) l'equazione del moto è

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C} \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K} \mathbf{u}(t) + \mathbf{R}_e(t) = \mathbf{f}(t) \quad (7)$$

nella quale, in aggiunta ai termini già definiti, è presente il contributo dell'elemento alla Kelvin

$$\mathbf{R}_e = \begin{bmatrix} c_e \dot{\delta}(t) + k_e \delta(t) \\ -c_e \dot{\delta}(t) - k_e \delta(t) \end{bmatrix} \quad \text{per} \quad \delta(t) > 0$$

La perdita d'energia, in questo caso, è messa in conto tramite il valore della costante di smorzamento c_e , correlato al coefficiente di restituzione cinematico ε mediante le equazioni 1 e 2.

Analogo procedimento può essere seguito nel caso di un sistema costituito da una massa m che collide con una barriera rigida (Figura 3).

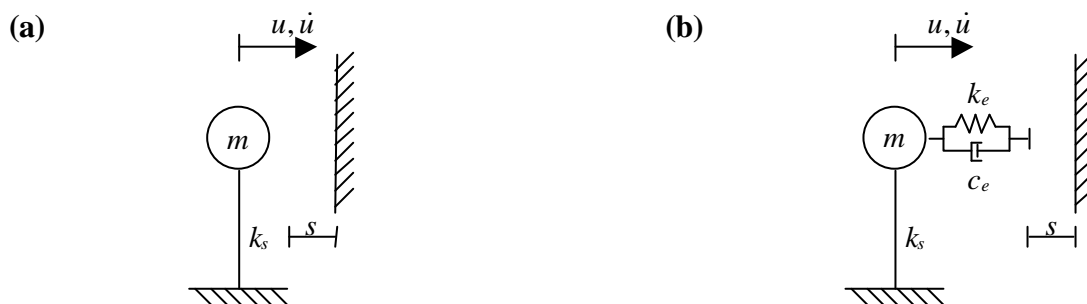


Figura 3. Oscillatore contro barriera rigida: a) impatto diretto; b) impatto tramite elemento di contatto

3.3 Risultati ottenuti

La valutazione della risposta con i due approcci sopra citati è stata ottenuta mediante un programma di calcolo al passo, implementato per il caso in esame; l'influenza della costante di rigidità k_e è stata valutata per i casi di seguito elencati.

a) Urto di un oscillatore di massa m contro una barriera rigida

Dai risultati ottenuti è possibile dedurre che: a) la risposta, calcolata con i due approcci, è notevolmente differente per bassi valori del rapporto k_e/k_s (rigidezza elemento di contatto/rigidezza strutturale) a causa dell'evidente compenetrazione massa-barriera per una durata del contatto significativa; essa tende ad essere uguale ma non in fase all'aumentare di tale rapporto (Figura 4); b) la differenza più significativa, in regime di oscillazione libera, consiste nel ritardo di fase della risposta ottenuta con il metodo dell'elemento di contatto rispetto a quella ottenuta con l'approccio meccanico; c) la dissipazione d'energia durante l'urto, valutata tramite il coefficiente

te di restituzione cinematico ε , diminuisce l'ampiezza della risposta in maniera analoga per entrambi gli approcci (Figura 5a,b); *d*) la risposta nel caso $\varepsilon=0.65$, valore applicabile nel caso di urto di strutture reali, è intermedia a quella dei casi limite di urto elastico ed anelastico ma con spostamenti massimi più vicini al caso $\varepsilon=1$ (Figura 5a,b).

b) Oscillazione libera di due oscillatori che collidono

Anche in questo caso si può osservare che l'amplificazione della risposta, calcolata con i due approcci, è notevolmente differente per bassi valori del rapporto k_e/k_s (Figura 6a) e tende ad essere uguale ed in fase all'aumentare di tale rapporto, tanto da non poter evidenziare graficamente le differenze (Figura 6b).

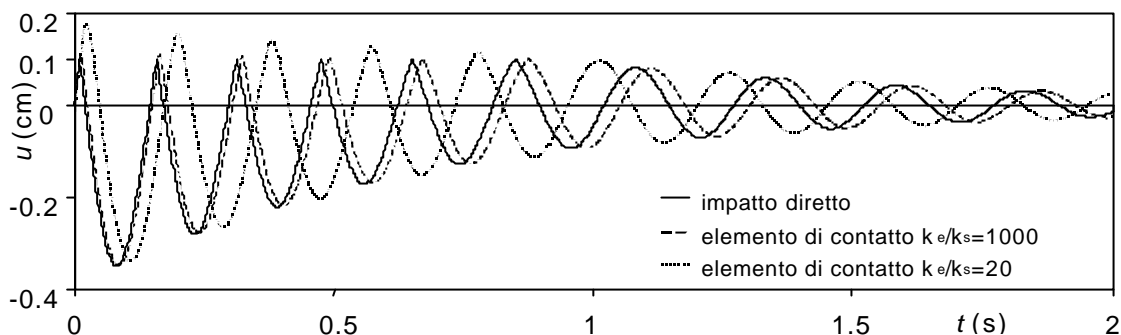


Figura 4. Oscillatore contro barriera rigida ($T=0.25s$, $\xi=5\%$, $s=0.1cm$, $\varepsilon=1$); condizione iniziale $\dot{u}=10cm/s$;

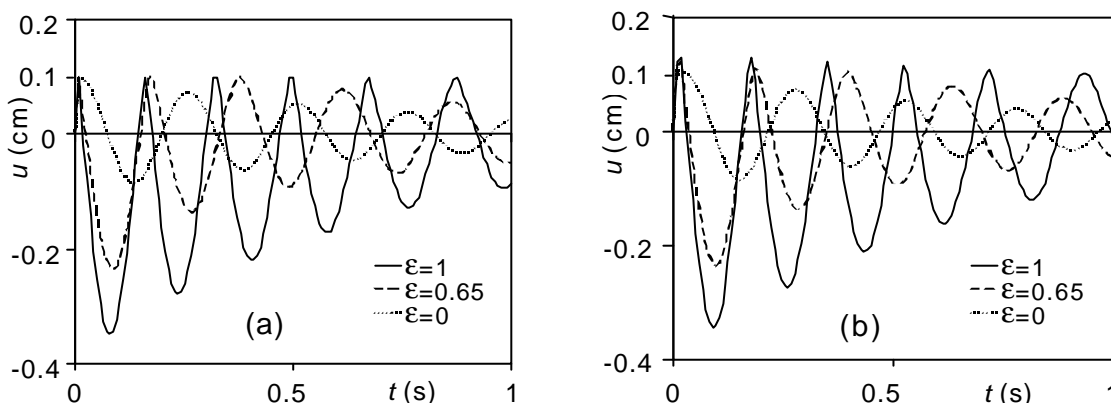


Figura 5. Oscillatore contro barriera rigida: a) impatto diretto; b) elemento di contatto ($k_e/k_s=100$)

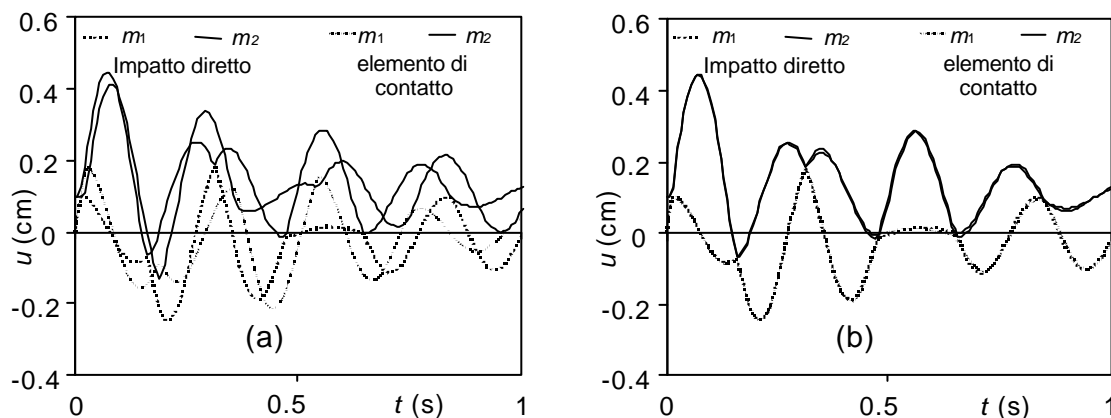


Figura 6. Oscillatori in regime d'urto ($T_1=T_2=0.25s$, $\xi=5\%$, $s=0.1cm$, $\varepsilon=1$); condizione iniziale $\dot{u}_1=10cm/s$: a) rapporto di rigidità $k_e/k_s=20$; b) rapporto di rigidità $k_e/k_s=1000$

c) Oscillazione forzata di due oscillatori che collidono (El Centro 1940, componente N-S)

Il confronto dei risultati indica che l'oscillatore più rigido tende ad essere spinto da quello più deformabile verso spostamenti maggiori di quelli che avrebbe in oscillazione libera; il contrario avviene per l'oscillatore più deformabile. Uno studio parametrico aggiunge le seguenti ulteriori informazioni: *a)* una maggior rigidità dell'elemento di contatto amplifica i massimi della risposta dell'oscillatore più rigido per tutti i periodi considerati (Figura 7a) e produce invece modeste variazioni (amplificazioni e riduzioni) per l'oscillatore più deformabile (Figura 7b); *b)* la dissipazione d'energia durante l'urto induce amplificazioni della risposta nell'oscillatore più rigido, più o meno significative in funzione del periodo considerato (Figura 8a) mentre non influenza significativamente i massimi dell'oscillatore più deformabile (Figura 8b). Questi risultati possono essere estesi, in via qualitativa, anche a sistemi strutturali molto più complessi, quali due edifici in regime d'urto.

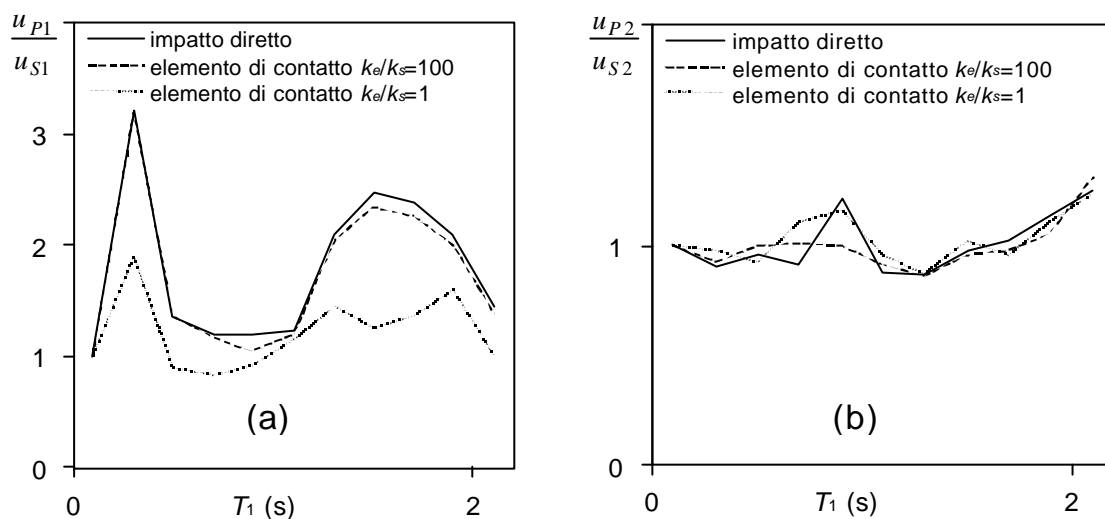


Figura 7. Amplificazione della risposta di oscillatori in regime d'urto ($T_1/T_2=0.50$, $\xi=10\%$, $s=1$ cm, $\varepsilon=1$); componente N-S del terremoto di El Centro: a) oscillatore n°1 b) oscillatore n°2

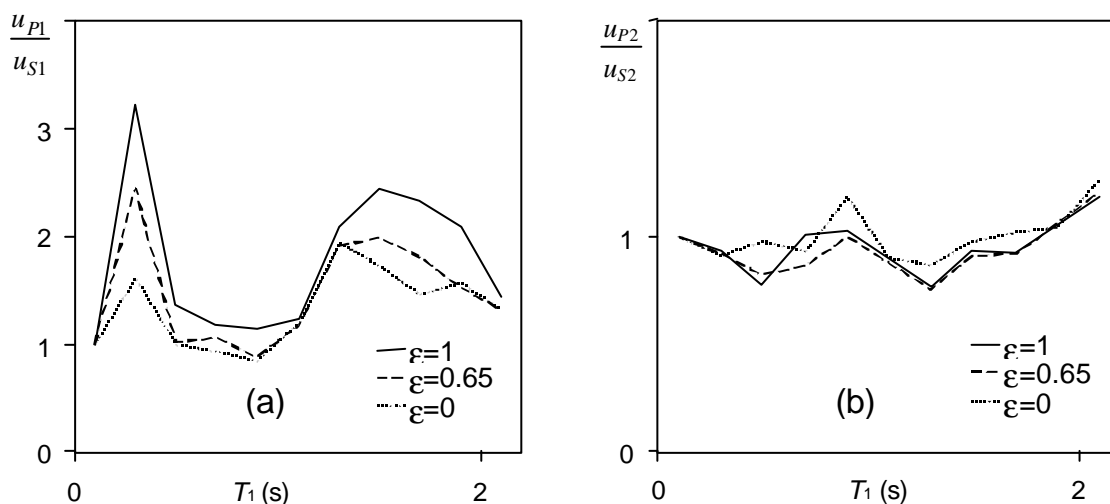


Figura 8. Amplificazione della risposta di oscillatori in regime d'urto ($T_1/T_2=0.50$, $\xi=10\%$, $s=1$ cm, $k_e/k_s=1000$); componente N-S del terremoto di El Centro: a) oscillatore n°1 b) oscillatore n°2

4 IL MODELLO STRUTTURALE TRIDIMENSIONALE

Per comprendere l'effetto del martellamento tra edifici dissimmetrici è stato esaminato un modello composto da due strutture tridimensionali ad un solo piano (Figura 9), caratterizzate da differenti periodi propri di oscillazione ($T_1=0.8$ s, $T_2=1.6$ s) e separate da un gap di ampiezza s . L'orientamento dei pilastri della struttura 1 e la posizione dei possibili punti di contatto sono stati variati in modo da esaminare sia schemi simmetrici che diverse situazioni di dissimmetria. L'analisi è stata condotta in regime elastico lineare e l'urto è stato modellato mediante elementi di contatto (molla-smorzatore in parallelo alla Kelvin), attivi solo nella direzione x . Le caratteristiche di tali elementi sono state definite sulla base delle analisi precedentemente svolte: costante di rigidità k_e sufficientemente grande, costante di smorzamento $c_e=0$ (cioè urto perfettamente elastico, $\varepsilon=1$).

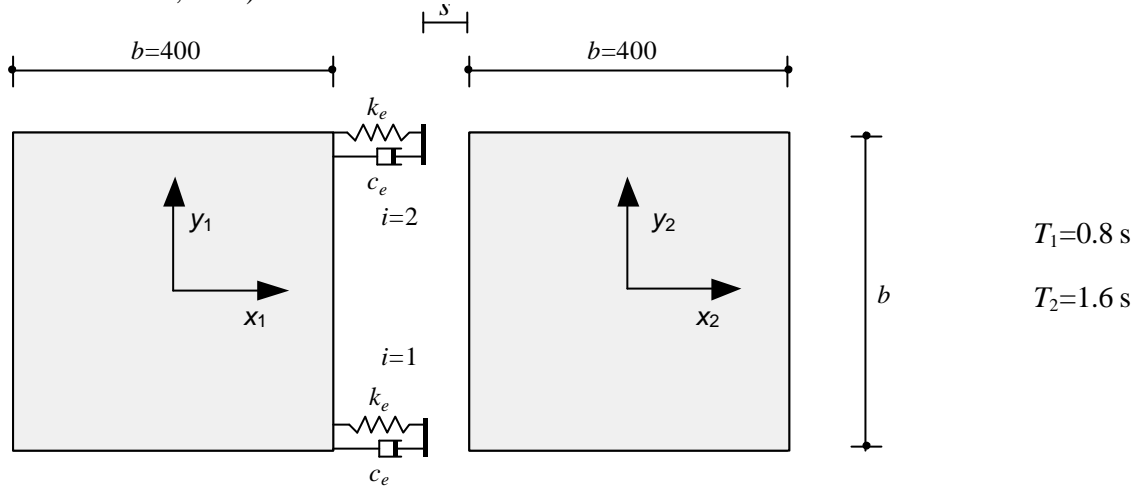


Figura 9. Modello strutturale tridimensionale

Ciascun impalcato (considerato rigido nel proprio piano) ha tre gradi di libertà: gli spostamenti del baricentro nella direzione x e y e la rotazione attorno all'asse verticale z . Le equazioni del moto del sistema, per forzante armonica con periodo T_f ed inclinazione Φ sull'asse x , sono

$$\mathbf{M} \ddot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{C} \dot{\mathbf{u}}(t) + \mathbf{K} \mathbf{u}(t) + \mathbf{R}_e(t) = \mathbf{f}(t) \quad (12)$$

dove \mathbf{M} , \mathbf{C} e \mathbf{K} sono rispettivamente le matrici di massa, di smorzamento (supposta proporzionale a \mathbf{M} e \mathbf{K}) e di rigidità del sistema strutturale, costanti nel tempo

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} \mathbf{M}_1 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{M}_2 \end{bmatrix}; \quad \mathbf{C} = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_1 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{C}_2 \end{bmatrix}; \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_1 & \mathbf{0} \\ \mathbf{0} & \mathbf{K}_2 \end{bmatrix}$$

$\mathbf{u}(t)$ ed $\mathbf{f}(t)$ sono il vettore spostamenti ed il vettore forzante di ampiezza a_g , uguale per entrambe le strutture

$$\mathbf{u}(t) = \begin{bmatrix} \mathbf{u}_1(t) \\ \mathbf{u}_2(t) \end{bmatrix} \quad \mathbf{f}(t) = \begin{bmatrix} \mathbf{f}_1(t) \\ \mathbf{f}_2(t) \end{bmatrix} \quad \mathbf{f}_1(t) = \mathbf{f}_2(t) = \begin{bmatrix} a_g \cos \Phi \\ a_g \sin \Phi \\ 0 \end{bmatrix} \sin \left(\frac{2\pi}{T_f} t \right)$$

$\mathbf{R}_e(t)$ è un vettore le cui componenti dipendono dagli elementi di contatto attivi. Il sistema di equazione 12 è non lineare perché il vettore $\mathbf{R}_e(t)$, quando non nullo, è funzione del numero e della posizione degli elementi di contatto attivi.

In corrispondenza del generico punto di contatto i , due impalcati interagiscono con una forza F_{ei} che vale

$$F_{ei}(t) = -c_e \dot{\delta}_i(t) - k_e \delta_i(t) \quad (13)$$

quando lo spostamento relativo tra il nodo i ed il suo contrapposto è maggiore dell'ampiezza s del gap, cioè per $\delta_i(t) > 0$, essendo

$$\ddot{a}_i(t) = \{u_1(t) - \vartheta_1(t) y_i\} - \{u_2(t) - \vartheta_2(t) y_i\} - s, \quad i=1, 2 \quad (14)$$

con $y_1 = -\frac{b}{2} \quad y_2 = +\frac{b}{2}$

mentre per $\delta_i(t) < 0$ la forza F_{ei} è nulla. Il vettore $\mathbf{R}_e(t)$ vale quindi

$$\mathbf{R}_e(t) = \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{e1}(t) \\ \mathbf{R}_{e2}(t) \end{bmatrix} \quad (15)$$

con

$$\mathbf{R}_{e1}(t) = \begin{bmatrix} F_{e1} + F_{e2} \\ 0 \\ \frac{(F_{e1} - F_{e2}) b}{2} \end{bmatrix} \quad \mathbf{R}_{e2}(t) = -\mathbf{R}_{e1}(t)$$

Una qualsiasi procedura numerica, convergente ed incondizionatamente stabile come quella di Newmark con $\gamma=1/2$ e $\beta=1/4$, permette di ottenere la soluzione dell'equazione 12. Molta attenzione deve essere posta nella valutazione degli istanti di contatto e di separazione, durante i quali il vettore $\mathbf{R}_e(t)$ assume valori differenti; in particolare è necessario adottare un passo di integrazione meno ampio per la fase di contatto e particolari accorgimenti numerici per individuare gli istanti di contatto e di rilascio dell'impatto.

Per evidenziare l'influenza della mancanza di simmetria si è fatto variare l'orientamento dei pilastri della struttura 1 e la posizione dei possibili punti di contatto, in modo da esaminare varie situazioni, tra le quali in particolare: *a*) uno schema simmetrico con elementi di contatto posizionati simmetricamente (Figura 10a), per simulare il comportamento *ideale* dei sistemi simmetrici che in letteratura sono schematizzati come sistemi piani; *b*) uno schema simmetrico con un solo elemento di contatto in posizione eccentrica (Figura 10b), per simulare invece il comportamento *reale* di strutture simmetriche che, per varie condizioni, possono essere soggette ad un urto localizzato eccentrico; *c*) uno schema in cui la struttura 1 non è simmetrica e l'elemento di contatto è in posizione eccentrica (Figura 10c), per simulare la quasi totalità dei casi reali, caratterizzati dalla non coincidenza tra centro di massa e centro di rigidità.

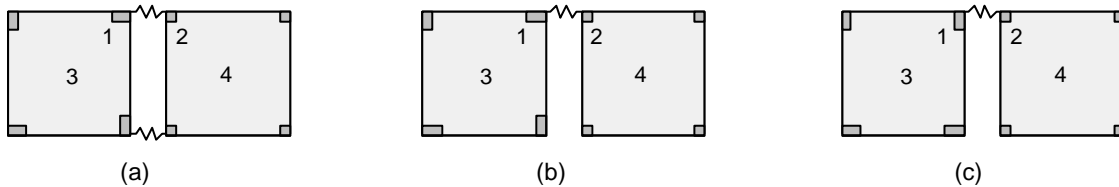


Figura 10. Schemi esaminati: a) strutture simmetriche con punti di contatto simmetrici; b) strutture simmetriche con unico punto di contatto dissimmetrico; c) dissimmetria nella struttura 1

Ciascuno schema è stato sottoposto ad una forzante sinusoidale, il cui periodo T_f è stato variato in modo da effettuare uno studio parametrico dell'andamento dell'amplificazione della risposta delle due strutture in regime d'urto. Nei grafici, di seguito riportati, sono mostrate le amplificazioni degli spostamenti di punti particolari degli impalcati (evidenziati in Figura 10), in funzione del rapporto tra T_f e T_1 . La sigla (*a*, *b* o *c*) indica lo schema, mentre il pedice individua il punto in considerazione e l'ampiezza del gap; ad esempio, $c_{4s=0}$ indica, nel caso di schema dissimmetrico, lo spostamento del baricentro della struttura 2 con ampiezza s del gap nulla.

La Figura 11 ribadisce innanzitutto i risultati già trovati per schemi piani: mentre nel moto libero la risposta è massima quando il periodo della forzante coincide con quello proprio di ciascun sistema ($T_f/T_1=1$, $a_{3s=\infty}$ e $T_f/T_1=2$, $a_{4s=\infty}$), il comportamento in regime di urto è in parte analogo a quello di un sistema con periodo proprio di vibrazione intermedio a quelli delle due strutture (picchi di risposta per $T_f/T_1 \cong 1.35$ e $T_f/T_1 \cong 1.6$, $a_{3s=0}$ e $a_{4s=0}$), con amplificazione nella struttura più rigida e riduzione in quella più deformabile.

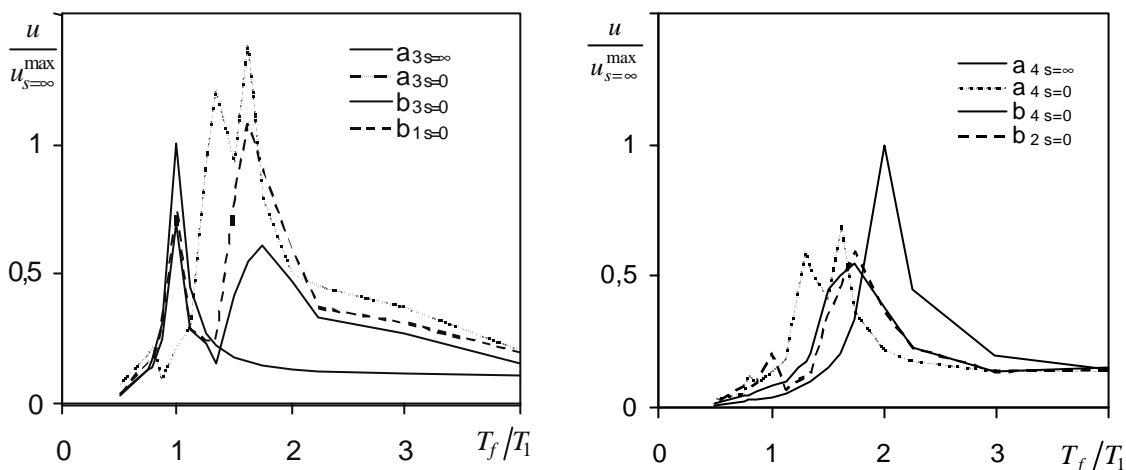


Figura 11. Amplificazione della risposta di un sistema simmetrico con impatto simmetrico (a) e dissimetrico (b)

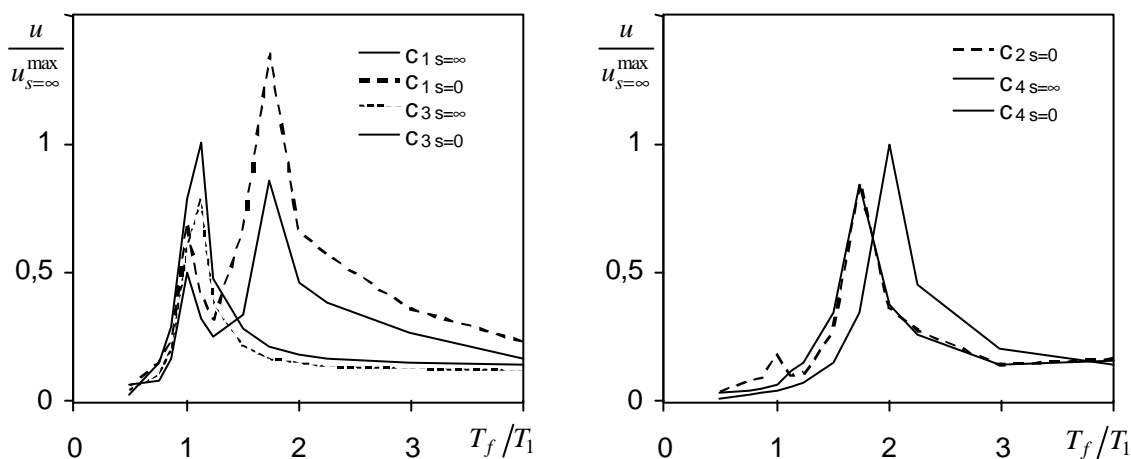


Figura 12. Amplificazione della risposta di sistema non simmetrico (c)

La stessa figura mostra l'effetto della non simmetria dell'urto: il comportamento della struttura più rigida è radicalmente modificato e presenta due distinti picchi di risposta (per $T_f/T_1 \approx 1$ e $T_f/T_1 \approx 1.75$); la differenza tra $b_{3 s=0}$ e $b_{1 s=0}$ evidenzia la rotazione dell'impalcato, particolarmente rilevante in prossimità del secondo picco. Il comportamento della struttura più deformabile è invece influenzato in misura minore (spostamento del picco a $T_f/T_1 \approx 1.75$, rotazioni modeste).

La Figura 12 mostra il comportamento di una struttura non simmetrica, come evidenziata nello schema (c), la quale presenta rotazioni anche nel moto libero ($c_{1 s=\infty}$ e $c_{3 s=\infty}$). In questo caso l'urto induce cospicui effetti sulla struttura più rigida per periodo della forzante prossimo a quello proprio della seconda struttura: picco di risposta sensibilmente maggiore di quello corrispondente al moto libero in corrispondenza di $T_f/T_1 \approx 1.75$ ed incremento non trascurabile degli effetti torsionali ($c_{1 s=0}$ e $c_{3 s=0}$). La struttura più deformabile risente, sempre in misura minore, degli effetti del martellamento anche se in essa nascono rotazioni che in oscillazione libera sono assenti per la simmetria.

Effetti analoghi si sono riscontrati anche facendo variare l'ampiezza del giunto, in tutti i casi in cui essa era insufficiente ad impedire significativi contatti tra le due strutture.

5 CONCLUSIONI

Lo studio ha preso spunto dalla necessità di accertare il comportamento sismico dell'edificio sede della Facoltà d'ingegneria dell'Università degli studi di Catania, costituito da più corpi separati da giunti di ampiezza limitata. Il confronto tra la risposta dinamica di oscillatori semplici (che collidono tra loro o con barriere rigide) valutata applicando le leggi d'impatto della meccanica dei corpi rigidi o simulata mediante elementi di contatto costituiti da molla e smorzatore in parallelo alla Kelvin, ha fornito chiare indicazioni sui valori ottimali da assegnare ai parametri di tali elementi. Lo studio di impatti eccentrici di strutture simmetriche e di impatti di strutture dissimmetriche ha evidenziato che l'amplificazione della risposta è fortemente legata agli aspetti torsionali. In particolare, il martellamento può modificare radicalmente la risposta di strutture rigide che collidono con strutture più flessibili. Tale circostanza non è per niente secondaria in quanto può incidere profondamente sulla correttezza del dimensionamento strutturale e sui coefficienti di sicurezza. I risultati ottenuti costituiscono quindi un buon punto di partenza per la valutazione del comportamento sismico dell'edificio in questione.

Si ringrazia Giovanni Carlo Rabuazzo che ha svolto sull'argomento la sua tesi di laurea presso la facoltà di ingegneria di Catania

BIBLIOGRAFIA

- Azevedo, J. and Bento, R. 1996. Design criteria for buildings subjected to pounding. *Proc. 11th world conf. on earthquake eng.* Paper n° 1063, Elsevier Science Ltd.
- Anagnostopoulos, S. A. 1988. Pounding of buildings in series during earthquakes. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 16, 443-556.
- Anagnostopoulos, S. A. and Spiliopoulos, K. V. 1992. An investigations of earthquake induced pounding between adjacent buildings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 21, 289-302
- Athanassiadou, C. J., Penelis, G. G. and Kappos, A. J. 1994. Seismic response of adjacent buildings with similar or different dynamic characteristics. *Earthquake spectra*, 10, 293-317.
- Conoscente, J. P., Hamburger R. O. and Johnson, J. J. 1992. Dynamic analysis of impacting structural systems. *Proc. 10th world conf. on earthquake eng.* Madrid, 3899-3903, Rotterdam: Balkema.
- Davis, R. D., 1992. Pounding of buildings modelled by an impact oscillator. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 21, 253-274
- Kasai, K., Jeng, V. and Jagiasi, A. R. 1992. The separation to avoid seismic pounding. *Proc. 10th world conf. on earthquake eng.* Madrid, 5903-5908, Rotterdam: Balkema.
- Kasai, K., Jeng, V. and Jagiasi, A. R. 1996. Inelastic vibration phase for seismic pounding mitigation. *Journal of structural eng. ASCE*, 10, 1136-1146.
- Leibovich, E., Rutenberg, A. and Yankelevsky, D. Z. 1996. On eccentric seismic pounding of symmetric buildings. *Earthquake engineering and structural dynamics*, 25, 219-233.
- Miller, R. K. 1989. Steady vibroimpact at a seismic joint between adjacent structures. *Proc. 7th world conf. on earthquake eng.* Istanbul, Turkey, 6, 57-64.
- Mahin, S. A., Bertero, V. V., Chopra, A. K. And Collins, R. G. 1976. *Response of the Olive View Hospital main building during the San Francisco earthquake*. Report n° EERC 76-22, Earthquake engineering. research. center. Berkeley, California.
- Pantelides, C. P. and Ma, X. 1996. Nonlinear seismic pounding of inelastic structures. *Proc 11th world conf. on earthquake eng.* Paper n° 74, Elsevier Science Ltd.
- Papadrakakis, M., and Mouzakis, A. P. 1995. Earthquake simulator testing of pounding between adjacent buildings. *Earthquake engineering and structural dynamics*, 24, 811-834.
- Papadrakakis, M., Apostolopoulou, C., Zacharopoulos, a. and Bitzarakis, S. 1996. Three-dimensional simulation of structural pounding during earthquakes. *Journal of engineering mechanics*, 5, 423-431.
- Penzien, J. 1997. Evaluation on building separation distance required to prevent pounding during strong earthquakes. *Earthquake engineering and structural dynamics*, 26, 849-858.
- Skrikerud, P. E. and Wolf, J. P. 1980. Mutual pounding of adjacent structures during earthquakes. *Nucl. eng. des.* 57, 253-275. *Proc. 5th world conf. on earthquake eng.* Rome, 2, 2211-2214.
- Takayama, K. 1973. Earthquake response of a building collided with a neighboring building.
- Valles-Mattox, R. E. and Reinhorn, A. M. 1996. An energy approach to pounding of structures. *Proc. 11th world conf. on earthquake eng.* Paper n° 2106, Elsevier Science Ltd.