

Variazione della capacità residua per edifici danneggiati da sisma



Maria Polese, Marco Marcolini, Andrea Prota, Giulio Zuccaro

Dipartimento di Strutture per l'Ingegneria e l'Architettura, Università di Napoli Federico II, Via Claudio 21, 80125 Napoli

Keywords: capacità residua, pushover, analisi per meccanismi, valutazione post sisma, prestazioni sismiche

ABSTRACT

Il comportamento sismico di edifici danneggiati può essere espresso in funzione della Capacità Residua, *REC* ovvero la minore accelerazione di ancoraggio spettrale tale da indurre il collasso. *REC* diminuisce al progredire dello stato di danno degli edifici, quindi può risultare di notevole interesse la sua stima per valutare la sicurezza post-sisma degli edifici e la riparabilità degli stessi. In (Polese et al., 2012a) si è mostrato come ricavare *REC* tramite analisi di pushover previa opportuna modifica dei legami di cerniera plastica per gli elementi danneggiati. L'applicabilità di tale approccio è stata verificata in (Polese et al., 2013) confrontando i risultati delle Analisi di Pushover (PA) con dinamiche non lineari. Tuttavia, nel post-sisma, non è sempre possibile eseguire analisi PA. In questo lavoro si propone un approccio a MECcanismi (MEC) per valutare la *REC* di edifici intatti e danneggiati. Inoltre, si effettua il confronto fra i risultati ottenibili con PA e MEC considerando diverse tipologie di edifici in Cemento Armato. Il metodo semplificato può essere utilizzato per indagare la possibile variazione di *REC* in funzione della duttilità globale richiesta da un terremoto. La variazione di *REC* è il punto di partenza per valutare la variazione delle curve di fragilità al collasso.

1 INTRODUZIONE

Già da tempo si è evidenziato che il processo di valutazione nel post-sisma può essere facilitato avendo a disposizione un metodo per misurare la capacità strutturale di edifici danneggiati, da confrontare con quello relativo allo stato integro (W.T. Holmes, 1994). In (FEMA 306, 1998), sono stati analizzati gli strumenti e i metodi disponibili per analisi sismiche di edifici danneggiati: adottando analisi pushover come strumento di analisi non lineare, il comportamento di edifici danneggiati può essere simulato con opportuna modifica delle cerniere plastiche degli elementi coinvolti. Tenendo conto del metodo di valutazione proposto in (FEMA 306, 1998), e applicato in (Bazzurro et al., 2004)

e in (Maffei et al. 2006) per edifici in acciaio, è stata proposta una procedura di valutazione che permette di esprimere il comportamento sismico di edifici esistenti in C.A. danneggiati in funzione della loro capacità residua (*REC*) (Polese et al., 2012a). Come verrà spiegato nel paragrafo 2.1, la *REC* può essere valutata mediante analisi pushover a plasticità concentrata su un modello opportunamente modificato. D'altra parte, riconoscendo la necessità di strumenti di valutazione più semplici e veloci, in (Polese et al., 2012b) si è testato preliminarmente un metodo semplificato per la valutazione di *REC*. Questo articolo estende il lavoro iniziato in (Polese et al. 2012b), sistematizzando l'approccio di valutazione basato su analisi per meccanismi ed effettuando il confronto dei risultati ottenuti con PA con quelli ottenuti con MEC per un numero di telai in c.a. rappresentativi di edifici esistenti

nell'area mediterranea. In particolare il paragrafo 2.2 illustra l'approccio per meccanismi mentre nella sezione 3, dopo la presentazione degli edifici analizzati, sono confrontati i risultati delle due tipologie di analisi (PA-MEC). Successivamente nella sezione 4 è presentata una possibile applicazione dell'approccio per meccanismi per la valutazione della variazione di capacità residua all'aumentare della domanda sismica (in termini di richiesta di duttilità globale).

2 VALUTAZIONE DELLA CAPACITÀ RESIDUA DEGLI EDIFICI

La capacità residua (*REC*) è un parametro volto a rappresentare la capacità sismica dell'edificio (al collasso) in termini di quantità spettrale. In (Polese et al., 2012a) REC_{Sa} è definita come l'accelerazione spettrale (al periodo T_{eq} del sistema SDOF equivalente alla struttura reale) corrispondente al collasso dell'edificio; quest'ultimo è fatto corrispondere al primo attingimento della rotazione CP (Collapse Prevention) per un elemento (ACI, 2011). Inoltre, data la comodità di stima diretta dell'accelerazione di picco, a_g , come parametro di intensità di danno, la capacità residua viene valutata anche in termini di a_g : per una forma spettrale assegnata, REC_{ag} è la minima a_g di ancoraggio tale da determinare il collasso dell'edificio e corrisponde alla REC_{Sa} scalata per il fattore di amplificazione spettrale T_{eq} . A titolo di esempio, con riferimento ad una forma spettrale dell'EC8 e considerando un sistema con $T_C < T_{eq} < T_D$, si ha:

$$REC_{ag} = \frac{REC_{Sa}}{(S \cdot \eta \cdot 2.5)} \cdot \left(\frac{T_{eq}}{T_C} \right) \quad (1)$$

2.1 Approccio per Analisi di pushover

Il diagramma in Figura 1 illustra i passi necessari per determinare REC_{Sa} (o REC_{ag}) sia per la struttura intatta, sia considerando diversi possibili stati di danno eventualmente prodotti da un main-shock. Il metodo è brevemente descritto di seguito; per maggiori dettagli si veda (Polese et al., 2012a). Per determinare REC_{Sa} (o REC_{ag}) è necessario trovare la relazione tra la domanda sismica, espressa in termini di spostamento, e l'intensità sismica, che può essere rappresentata

dall'accelerazione spettrale $S_a(T_{eq})$ o dall'accelerazione di picco al suolo a_g .

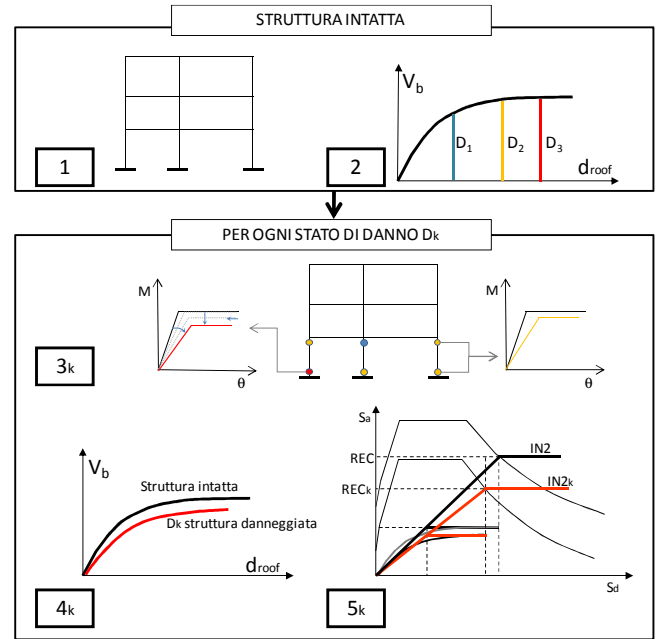


Figura 1: Diagramma illustrativo delle fasi fondamentali del metodo per strutture intelaiate

A tal fine, può essere applicato il metodo N2 Incrementale (IN2) (Dolšek & Fajfar, 2004), che consente la costruzione della curva approssimata mettendo in relazione la domanda sismica e l'intensità sismica, con riferimento ad un SDOF equivalente ottenuto sulla base dell'analisi pushover. Nel caso più semplice, ma molto comune, di applicabilità del principio di uguaglianza degli spostamenti ($T_{eq} \geq T_C$) la curva IN2 è una linea retta dall'origine fino al punto di collasso, che è l'unico che deve essere determinato e che corrisponde a REC_{Sa} . Si può facilmente verificare che, nell'ipotesi di uguaglianza degli spostamenti, la REC_{Sa} può essere calcolata semplicemente come il prodotto del coefficiente di taglio alla base C_b e la capacità di spostamento in termini di duttilità μ_{cap} :

$$REC_{Sa} = C_b \cdot \mu_{cap} \quad \text{per } T_{eq} \geq T_C \quad (2)$$

Analogamente, si può verificare che, per $T_{eq} < T_C$, la capacità residua può ancora essere associata a C_b e μ_{cap} . Infatti, adottando la relazione R- μ -T, introdotta in (Vidic et al., 1994) e dato che per una determinata intensità sismica portare la struttura al collasso R è uguale al rapporto REC_{Sa} / C_b si ha:

$$REC_{Sa} = C_b \cdot (\mu_{cap} - 1) \cdot \frac{T_{eq}}{T_C} + 1 \quad \text{per } T_{eq} < T_C \quad (3)$$

Quando si fa riferimento alla struttura nel suo stato non danneggiato è possibile ottenere la REC iniziale ($REC_{Sa,0}$ o $REC_{ag,0}$). D'altra parte, definito considerando un livello di danno globale D_i (es a seguito di un main-shock) gli elementi strutturali di un determinato telaio possono essere localmente soggetti a una determinata richiesta di duttilità (corrispondente a un certo danno locale).

In questo studio, il livello di danno prossimo al collasso D_3 e il livello di danno moderato D_2 sono definiti in base al presupposto che l'elemento più critico controlla lo stato della struttura; in particolare D_3 corrisponde al primo raggiungimento dello stato di Collapse Prevention CP per un dato elemento (ACI 369-R, 2011) e D_2 al primo raggiungimento di 0.5 CP. Per lo stato di danno limitato (D_1) si suppone che esso si verifichi al raggiungimento dello spostamento di snervamento equivalente valutato sulla bilineare.

Il metodo presentato è un approccio semplificato in quanto non si considerano le rotture fragili a taglio di travi e pilastri e nei nodi che si possono verificare negli edifici esistenti. Ulteriori studi dovranno affrontare l'influenza delle rotture fragili sulla perdita di sicurezza degli edifici esistenti.

Studiando il comportamento delle strutture attraverso le PA, si può determinare sia lo stato di danno globale che la richiesta di duttilità locale. Inoltre, il comportamento di edifici danneggiati può essere studiato con le PA eseguite su un modello strutturale opportunamente modificato.

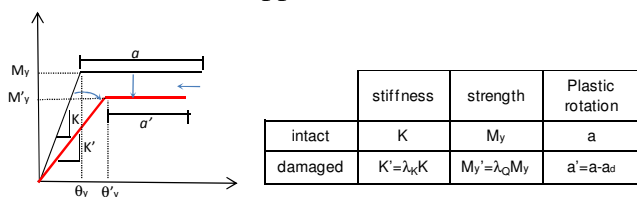


Figura 2. Criteri di modellazione per le cerniere plastiche danneggiate: la bilineare momento-rotazione della cerniera plastica è modificata con una variazione della rigidezza relativa ($K' = \lambda_k K$), resistenza ($M_y' = \lambda_Q M_y$) e capacità di rotazione plastica ($a' = a - a_d = a - (\theta_y' - \theta_y) - RD = a - (\theta_y' (\lambda_Q / \lambda_k - 1) - RD)$), con λ coefficienti moltiplicativi di rigidezza o forza e residual drift (RD) degli elementi (per ulteriori dettagli si veda (Di Ludovico et al., 2013)).

In particolare, considerando la richiesta di duttilità di ciascun elemento strutturale causata da un ipotetico main-shock, i relativi legami momento-rotazione che definiscono le cerniere plastiche possono essere modificati attraverso fattori di modifica dipendenti dalla duttilità (Di Ludovico et al., 2013), si veda figura 2.

In questo modo è possibile determinare le curve pushover per la struttura danneggiata (Polese et al., 2012a). Successivamente, applicando lo stesso metodo utilizzato per determinare $REC_{Sa,0}$ (e $REC_{ag,0}$) può essere calcolato anche il REC allo stato di danno D_i ($REC_{Sa,i}$ o $REC_{ag,i}$).

2.2 Approccio per Meccanismi

Qualora si intenda ricavare la capacità residua (REC) per intere classi di edifici, la PA può rivelarsi uno strumento troppo oneroso dal punto di vista computazionale. Pertanto, in questo lavoro si propone un metodo approssimato che consente di valutare REC sulla base dei parametri (C_b , μ_{cap} e T_{eq}) stimati attraverso analisi per meccanismi.

Dalle (1) e (2) si osserva che REC_{Sa} dipende da C_b e μ_{cap} del sistema equivalente, mentre REC_{ag} varia proporzionalmente al prodotto $C_b \mu_{cap} T_{eq}$. Nel caso $T_{eq} > T_C$ REC_{Sa} dipende anche da T_{eq} (eq.(3)). Quindi, la stima di questi fattori per diversi tipi di sistemi strutturali e tipologie di meccanismo per i diversi livelli di danno diventa cruciale nella stima dei livelli di sicurezza pre- e post-terremoto.

C_b , μ_{cap} e T_{eq} possono essere facilmente calcolati adottando l'approccio per meccanismi (MEC) attraverso le seguenti fasi:

1. Valutazione del probabile meccanismo per ogni telaio
2. Valutazione del taglio alla base V_b e del coefficiente di taglio alla base C_b attraverso la formulazione semplificata per meccanismi
3. Valutazione dello spostamento di snervamento d_y^* e dello spostamento ultimo d_u^* per il sistema equivalente SDOF e quindi della duttilità $\mu_{cap} = d_u^* / d_y^*$
4. Valutazione del periodo equivalente T_{eq}

Per valutare il probabile meccanismo che si può attivare (meccanismo di piano che coinvolge solamente i pilastri di un singolo piano o meccanismo globale che coinvolge anche le travi) si è applicato un metodo basato sulla valutazione dello Sway Potential Index S_i proposto in (Priestley & Calvi, 1991) e (Priestley et al. 2007) e dello Sway Demand Index SD_i (Sullivan & Calvi, 2011).

In particolare S_i è valutato in base ai momenti resistenti di travi e pilastri per ogni piano; nel caso di meccanismo di piano ($S_i \geq 0.85$) la sola

valutazione di S_i non dà nessuna indicazione sul piano ove si verifica il meccanismo. Per questa ragione in (Sullivan & Calvi, 2011) è stato introdotto il concetto di Sway Demand Index SD_i , in cui si confronta il taglio richiesto ad ogni piano con il relativo taglio resistente. Il piano i -esimo ove probabilmente si formerà il meccanismo locale è identificato dal valore più grande di SD_i .

Determinato il meccanismo, è possibile valutare il taglio alla base V_b attraverso equazioni di equilibrio come proposto in (Cosenza et al., 2005); per quanto riguarda le forze esterne, sono state considerate due distribuzioni, una proporzionale al primo modo (MO) e una proporzionale alle masse (MA).

Il taglio alla base corrispondente all'equilibrio delle forze interne ed esterne per un meccanismo di tipo locale può essere calcolato con le equazioni (4) e (5) per la distribuzione di forze MO e MA, rispettivamente, mentre per il meccanismo globale valgono le equazioni (6) e (7) per MO e MA.

$$V_b = \frac{2 \cdot \sum M_C^k}{\sum_{i=k}^n H_i \cdot (H_k - H_{k-1})} \sum_{i=1}^n H_i \quad (4)$$

$$V_b = \frac{2 \cdot \sum M_C^k}{(H_k - H_{k-1})} \cdot \frac{n}{n - k + 1} \quad (5)$$

$$V_b = \frac{\sum M_C^1 + \sum M_C^n + \sum_{i=2}^{n-1} \sum M_b}{\sum_{i=1}^n H_i^2} \cdot \sum_{i=1}^n H_i \quad (6)$$

$$V_b = \frac{\sum M_C^1 + \sum M_C^n + \sum_{i=2}^{n-1} \sum M_b}{\sum_{i=1}^n H_i} \cdot n \quad (7)$$

Nelle (4)-(7) M_{ck} ($=M_{c,y}^k$) rappresenta il generico momento di snervamento della sezione al piede o in testa alle colonne al piano k -esimo e H_i è l'altezza del piano i -esimo rispetto al livello di fondazione. Una volta calcolato il taglio alla base, si può facilmente valutare il corrispondente coefficiente di taglio alla base C_b .

Per quanto riguarda il calcolo dello spostamento di snervamento e dello spostamento ultimo si è seguito l'approccio utilizzato in (Borzi et al., 2008). In particolare lo spostamento allo snervamento d_y al tetto del sistema MDOF è stato calcolato assumendo una deformata lineare con nel ramo elastico (si veda figura 3 e Eq. (8)), mentre lo spostamento ultimo è dato dalla somma di d_y e del contributo plastico per il determinato meccanismo sviluppato (si veda figura 3 sx e Eq.(9) nel caso di piano soffice e figura 3 dx e Eq. (10) nel caso di meccanismo globale):

$$d_y = \vartheta_y \cdot H_n \quad (8)$$

$$d_u = d_y + \vartheta_{pl} \cdot (H_k - H_{k-1}) \quad (9)$$

$$d_u = d_y + \vartheta_{pl} \cdot H_n \quad (10)$$

Adottando l'approccio MEC non è semplice cogliere lo spostamento allo snervamento corrispondente al gomito della bilineare equivalente costruita sulla curva di pushover.

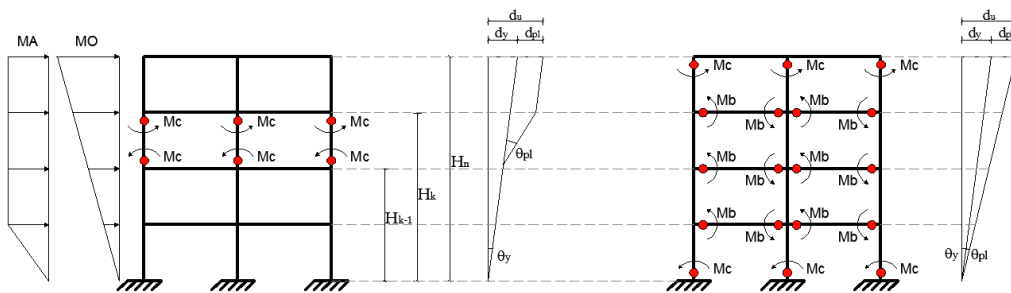


Figura 3: Esempi di meccanismi di collasso e distribuzioni di forze orizzontali. Meccanismo di piano a sinistra e meccanismo globale a destra.

Al fine di minimizzare lo scarto degli spostamenti d_y e d_u ottenuti con le Equazioni (8)-(10), rispetto ai risultati derivanti dalla PA, quali rotazioni θ_y e θ_{pl} si sono adottate, rispettivamente, la massima rotazione delle colonne alla base ed il

valore tale da minimizzare la $\theta_u - \theta_y$ tra le cerniere coinvolte nel meccanismo plastico. La θ_u è la rotazione corrispondente al limite CP in accordo con (ACI 369R, 2011) della generica cerniera considerata.

Una volta determinato lo spostamento al tetto d_y e d_u del sistema MDOF è possibile determinare d_y^* e d_u^* del sistema SDOF e la relativa duttilità μ_{cap} ($=d_u^*/d_y^*$) ed il periodo equivalente

$$T_{eq} = 2\pi \sqrt{\frac{m^* d_y^*}{F_y^*}} \quad (11)$$

con F_y^* forza allo snervamento del SDOF equivalente.

Per l'analisi della struttura "danneggiata" si ipotizza che il meccanismo plastico sia lo stesso di quello della struttura intatta; pertanto la valutazione del comportamento della struttura danneggiata comprende solamente gli step 2-4 di cui sopra. In particolare, dato il generico spostamento al tetto d_{roof} (causato da un ipotetico main-shock) la corrispondente rotazione plastica $\theta_{pl,d}$ e la rotazione massima richiesta θ sono facilmente determinabili invertendo la (9) o la (10) a seconda di meccanismo locale o globale:

$$\vartheta_{pl,d} = \vartheta - \vartheta_y = \frac{(d_{roof} - d_y)}{(H_k - H_{k-1})} \quad (12)$$

$$\vartheta_{pl,d} = \vartheta - \vartheta_y = \frac{(d_{roof} - d_y)}{H_n} \quad (13)$$

Quindi, è possibile determinare μ_j per il generico j-esimo elemento coinvolto in funzione di θ :

$$\mu_j = \frac{\theta}{\theta_{y,j}} \quad (14)$$

dove $\theta_{y,j}$ è la rotazione di snervamento per il j-esimo elemento. Nota μ_j , ed adottando la formulazione proposta in (Di Ludovico et al., 2013), è possibile determinare le cerniere plastiche modificate, previa opportuna riduzione del momento plastico, della rigidità e del ramo plastico (si veda Fig. 2).

Una volta modificate le cerniere plastiche, il C_b per la struttura danneggiata può essere calcolato con la stessa procedura adottata per struttura intatta.

Per quanto riguarda la valutazione di μ_{cap} e T_{eq} per la struttura danneggiata questi parametri sono influenzati, nell'approccio MEC, dalla valutazione di d_y^* che può essere determinato con l'Eq. (8) (ove θ_y è modificata a causa del danneggiamento). Tuttavia tale modifica determina un incremento dello spostamento di snervamento poco realistico e quindi un

conseguente eccessivo decremento di μ_{cap} e incremento di T_{eq} . Pertanto, nell'applicazione dell'approccio MEC per una struttura che abbia attinto un generico stato di danno, si propone di calcolare d_y^* moltiplicando il corrispondente valore calcolato per la struttura intatta per un fattore correttivo. Tale fattore è assunto proporzionale al valore medio del rapporto del d_y^* calcolato con PA per struttura danneggiata fratto il d_y^* calcolato con PA per struttura intatta. Utilizzando il d_y^* ottenuto con tale correzione, anche il μ_{cap} ed il T_{eq} per la struttura danneggiata sono ricavati coerentemente.

3 CONFRONTO TRA ANALISI PUSHOVER E ANALISI PER MECCANISMI

Al fine di valutare il grado di approssimazione dell'approccio MEC rispetto a quello PA si sono confrontati i risultati, in termini di C_b , μ_{cap} , T_{eq} , REC_{Sa} e REC_{ag} , che è possibile ottenere con i due metodi, per una serie di telai rappresentativi di edifici in C.A. esistenti. In figura 4 (a) è presentato uno dei casi studiati analizzati con analisi pushover sia nello stato intatto (D_0) che danneggiato (D_2); analogamente in figura 4 (b) sono mostrate le bilineari ottenute con l'approccio MEC negli stessi casi (D_0 e D_2).

3.1 Tipologie di edifici presi in esame

I telai studiati sono di 4, 6 e 8 piani, progettati sia per carichi verticali sia adottando una progettazione sismica in prima ($C=0.1$) o seconda categoria ($C=0.05$) secondo le norme sismiche di vecchia concezione, in vigore nei primi anni 60' (Regio Decreto 2105, 22/11/1937). I telai, progettati quali telai perimetrali di un edificio, sono a due campate di lunghezza 5 m ciascuna ed hanno altezza di interpiano costante pari a 3 m (si veda ad esempio Fig. 5 riferita al telaio di 4 piani progettato per carichi verticali). Per la progettazione simulata si è seguito l'approccio proposto in (Verderame et al., 2010), considerando tensioni ammissibili del calcestruzzo di $\sigma_c=6$ MPa per gli elementi soggetti a carico assiale e 7.5 MPa per elementi sotto combinazione di forze assiali e flessionali, mentre la tensione ammissibile per l'acciaio che, per il periodo di riferimento, è stato considerato a barre lisce del tipo Aq50 (Verderame et al., 2012) è pari a $\sigma_s=180$ MPa (Regio Decreto 2229, 16/11/1939).

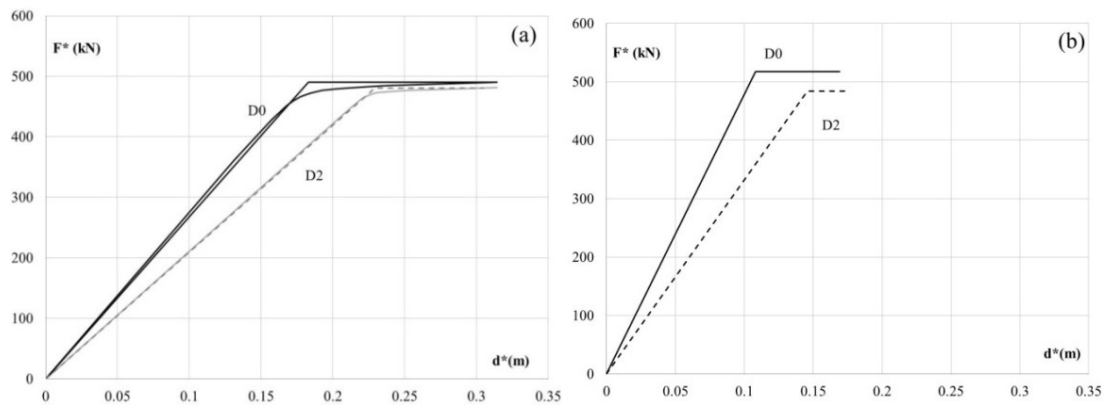


Figura 4. Caso 8_005_MA, struttura intatta D_0 , e danneggiata D_2 . Curve pushover e relative bi-linearizzazioni (a); Bilineari ottenute attraverso l'approccio per meccanismi (b)

Il modello a plasticità concentrata per la PA è stato costruito considerando cerniere flessionali bilineari, dove momento e rotazione di snervamento e ultime (stato limite CP) sono state determinate secondo le indicazioni di (ASCE-SEI/41-06), adottando una resistenza del calcestruzzo pari a $f_c=26.7$ MPa e un acciaio con snervamento pari a $f_y=370$ MPa. I 9 telai (tre classi di altezze per tre classi di progettazione) sono state analizzati con analisi pushover (PA) e con approccio per meccanismi (MEC) adottando due distribuzioni di forze orizzontali: forze proporzionali al primo modo di vibrare (MO) e forze proporzionali alle masse (MA).

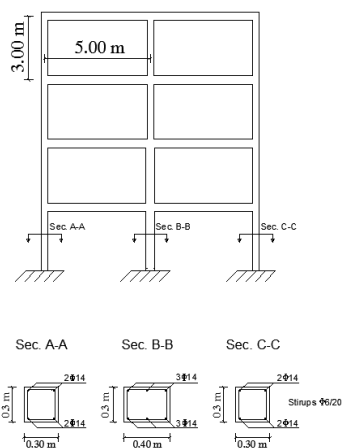


Figura 5: Telaio 4 piani progettato per carichi verticali

3.2 Confronto tra Analisi Pushover e approccio per Meccanismi

La metodologia descritta nei paragrafi § 2.1 e 2.2, permette di valutare i parametri rappresentativi C_b , μ_{cap} , T_{eq} , REC_{Sa} e REC_{ag} per i 18 casi di analisi effettuati sia con le PA che con l'approccio MEC e considerando sia il caso di struttura intatta (D_0) che danneggiata ad un livello di danno globale (D_2).

Una prima osservazione che può essere desunta dai confronti PA-MEC riguarda la possibilità di cogliere, con l'analisi MEC, il tipo di meccanismo identificato con la PA. Si è notato, infatti, che nel caso di meccanismo di piano, identificato con l'ausilio dello sway index S_i e lo sway demand index SD_i , si riesce in maniera soddisfacente ad individuare il tipo di meccanismo ed il piano a cui si forma, mentre quando il meccanismo coinvolge anche le travi ($S_i < 0.85$), è più difficile cogliere il numero di piani coinvolti. In tale ultimo caso, per non ledere la generalità dell'approccio MEC, si è stabilito di considerare che tutti i piani siano coinvolti nel meccanismo globale, anche se tale circostanza non sempre corrisponde a quanto osservato nella PA (in cui solo un certo numero di piani sono coinvolti). Quest'ultima situazione (meccanismo di tipo globale), per i telai analizzati, si verifica generalmente per la progettazione a carichi gravitazionali, dove le travi in un telaio perimetrale sono "deboli".

Le figure 6, 7 e 8 mostrano il confronto tra i risultati in termini di C_b , μ_{cap} , e REC_{Sa} per le analisi PA e l'approccio MEC. In particolare in figura 6a è presente il confronto in termini di C_b per la struttura intatta (D_0) ed in figura 6b per la struttura danneggiata (D_2). Come si può osservare, nonostante la difficoltà di cogliere talora il meccanismo, l'approccio MEC si avvicina molto bene ai risultati ottenuti con l'analisi PA in termini di C_b . Ciò non accade sempre se si effettuano i confronti in termini di duttilità μ_{cap} . Osservando la figura 7a per struttura intatta (D_0) e la figura 7b per la danneggiata (D_2), infatti, si vede che quando il meccanismo plastico non è ben colto dalla MEC la duttilità ottenuta con l'approccio per meccanismi è sovrastimata rispetto all'analisi pushover. Si noti che i simboli

campiti bianco nelle figure rappresentano i casi di edifici progettati per carichi gravitazionali dove, per quanto osservato prima, il tipo di meccanismo ipotizzato con MEC non corrisponde pienamente con quello determinato con PA.

Dal prodotto di C_b con la duttilità è possibile ottenere il REC_{Sa} , per la struttura intatta e per quella danneggiata come spiegato nel § 2.1. I confronti PA-MEC in termini di REC_{Sa} , per le strutture intatte (D_0) e danneggiate (D_2) sono mostrati in figura 8a e 8b.

Rapportando $d_{y,p}^*$ (D_2) con $d_{y,p}^*$ (D_0) per tutti i casi analizzati (il pedice p sta ad indicare valori calcolati con la PA, mentre il pedice m indica valori calcolati con MEC) si ottiene un valore medio del rapporto di 1.35. Quindi, dopo aver calcolato $d_{y,m}^*$ (D_2) (incrementando del 30% $d_{y,m}^*$ (D_0)), come spiegato nel paragrafo § 2.2, è possibile determinare $\mu_{cap,m}$ (D_2) e $T_{eq,m}$ (D_2).

4 VARIAZIONE DI REC IN FUNZIONE DELLA DOMANDA SISMICA

Il confronto delle analisi PA e MEC mostra che, quando è possibile cogliere la tipologia di meccanismo che si attiva nella struttura in esame, i parametri significativi possono essere ricavati con errori relativamente piccoli e ridotto sforzo computazionale. Per questo motivo l'approccio per meccanismi può essere convenientemente utilizzato per analizzare le possibili variazioni di REC in funzione della domanda sismica. Infatti, una volta che la bilineare equivalente della curva di capacità per il sistema SDOF intatto è disponibile, la richiesta di spostamento sismico e di duttilità può essere determinata mediante l'applicazione del Capacity Spectrum Method (Fajfar, 1999). Data la richiesta di duttilità globale μ per il sistema equivalente SDOF, è possibile trasformarla in duttilità locale per gli elementi coinvolti nel meccanismo plastico; ad esempio ipotizzando un meccanismo di primo piano con l'approccio MEC, la richiesta di rotazione corrispondente alla duttilità globale μ può essere determinata come:

$$\theta = \theta_y \cdot \left[1 + (\mu - 1) \frac{H_n}{H_1} \right] \quad (15)$$

Se invece il meccanismo è di tipo globale la rotazione attesa è semplicemente μ volte la rotazione allo snervamento:

$$\theta = \theta_y \cdot \mu \quad (16)$$

Nell'approccio per meccanismi tutti gli elementi coinvolti sono soggetti alla stessa rotazione; quindi, la richiesta di duttilità degli elementi, dipendente dalla duttilità globale μ , può essere calcolata con le equazioni (15) e (14) per il meccanismo di primo piano o (16) e (14) per quello globale. Dalla richiesta di duttilità locale μ_i per la generica cerniera plastica, è possibile modificare il comportamento degli elementi coinvolti tenendo conto del danneggiamento attraverso i parametri correttivi introdotti in (Di Ludovico et. al., 2013). In questo modo può essere determinata, oltre a REC_0 ($REC_{Sa,0}$ e/o $REC_{ag,0}$) per la struttura nel suo stato iniziale D_0 , anche la REC_μ ($REC_{Sa,\mu}$ e/o $REC_{ag,\mu}$) per la struttura che ha subito una richiesta di spostamento corrispondente alla duttilità globale μ , ed anche la variazione $REC_{ag,\mu}/REC_{ag,0}$.

Va osservato che il fattore di correzione da applicare a $d_{y,m}^*$ della struttura danneggiata, che in riferimento alle strutture studiate è stato calcolato in base al rapporto di $d_{y,p}^*$ (D_2) e $d_{y,p}^*$ (D_0) per tutti i casi considerati (vedi § 3.2), è significativo per le strutture che hanno ottenuto un livello di danno pari a D_2 . Considerando le strutture analizzate, quest'ultimo corrisponde ad una richiesta di duttilità media pari a 1.33. Tuttavia, può essere previsto che, per richiesta di duttilità crescente, il rapporto di $d_{y,p}^*(\mu)$ con $d_{y,p}^*$ (D_0) tenda ad aumentare.

Pertanto, per la generica duttilità richiesta μ , si considera:

$$\frac{d_{y,\mu}^*}{d_{y,0}^*} = \frac{1.35}{1.33} \cdot \mu \approx \mu \quad (17)$$

Quindi nell'ipotesi che la variazione di F^* con richiesta di duttilità possa essere trascurata rispetto alla variazione di d_y^* , il rapporto di $T_{eq,\mu}$ e $T_{eq,0}$ corrisponde a $\sqrt{\mu}$ e di conseguenza si può usare l'eq. (18) per valutare il rapporto $REC_{ag,\mu}/REC_{ag,0}$:

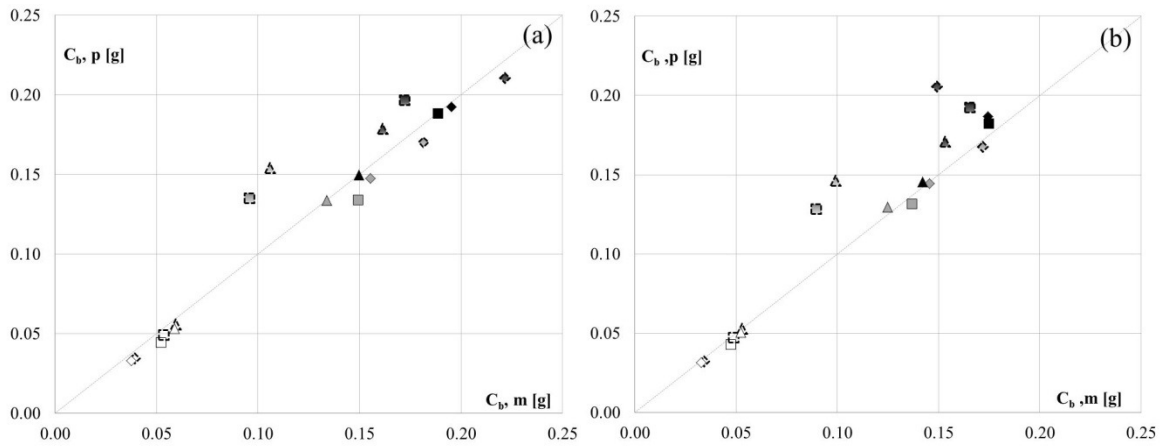


Figura 6. Confronto di C_b ottenuto con PA ($C_{b,p}$) con MEC ($C_{b,m}$) per la struttura intatta (a) e danneggiata a D_2 (b)

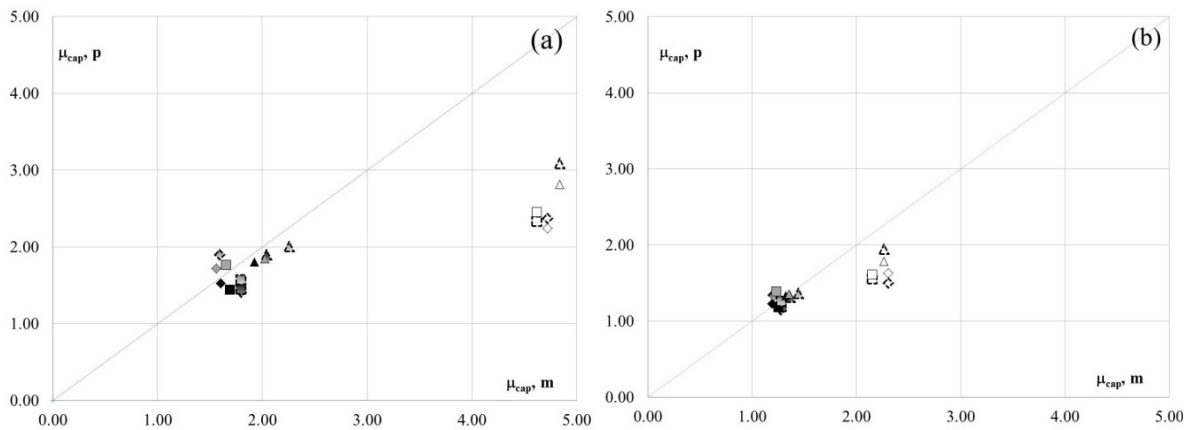


Figura 7. Confronto di μ_{cap} ottenuto con PA ($\mu_{cap,p}$) con MEC ($\mu_{cap,m}$) per la struttura intatta (a) e danneggiata (b)

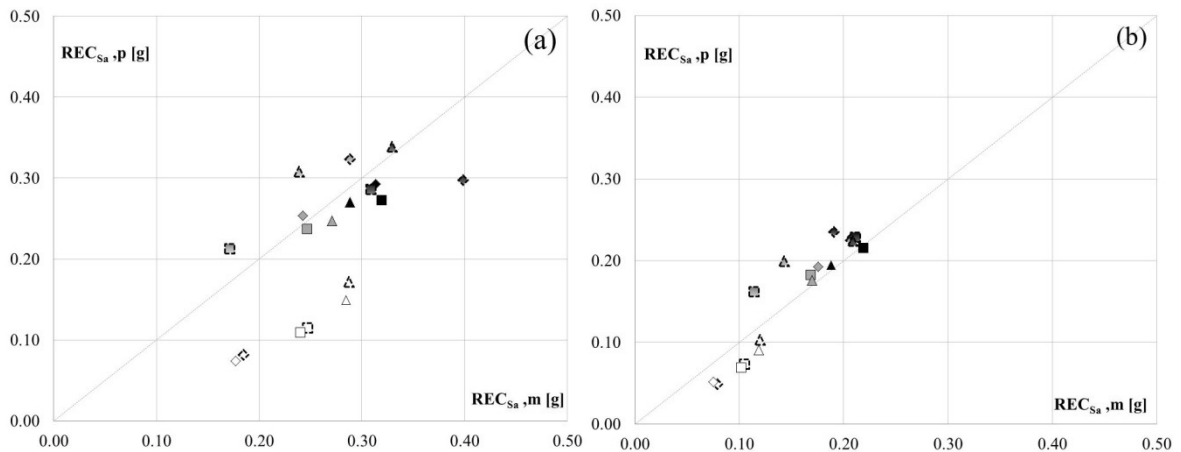


Figura 8. Confronto di REC_{Sa} ottenuto con PA ($REC_{Sa,p}$) con MEC ($REC_{Sa,m}$) per la struttura intatta (a) e danneggiata (b)

$$\frac{REC_{ag,\mu}}{REC_{ag,0}} \approx \frac{REC_{Sa,\mu}}{REC_{Sa,0}} \cdot \sqrt{\mu} \quad (18)$$

$$PL = 1 - \frac{REC_{ag,\mu}}{REC_{ag,0}} \quad (19)$$

Nota la variazione di REC , si può dedurre la perdita prestazionale PL (da Performance Loss):

con $REC_{ag,\mu}$ la capacità residua in termini di a_g per una data richiesta di duttilità μ e $REC_{ag,0}$ la capacità residua per la struttura intatta. In particolare, considerando i 9 telai progettati ed ipotizzando un meccanismo di primo piano

(1MEC) o globale (GMEC) è possibile determinare $REC_{ag,\mu}/REC_{ag,0}$ e la relativa PL per diversi valori della duttilità globale richiesta μ .

La figura 9 mostra la variazione di $REC_{ag,\mu}/REC_{ag,0}$ (sinistra) e di PL (destra) con μ . Come si nota, REC diminuisce più rapidamente per struttura che abbiano subito un meccanismo di tipo locale rispetto a quelle che esibiscono un meccanismo globale. Infatti, la duttilità locale richiesta per gli elementi coinvolti nel meccanismo è maggiore nel caso 1MEC che in quello GMEC, pertanto nel primo caso, a parità di μ globale, è lecito aspettarsi una riduzione maggiore di REC .

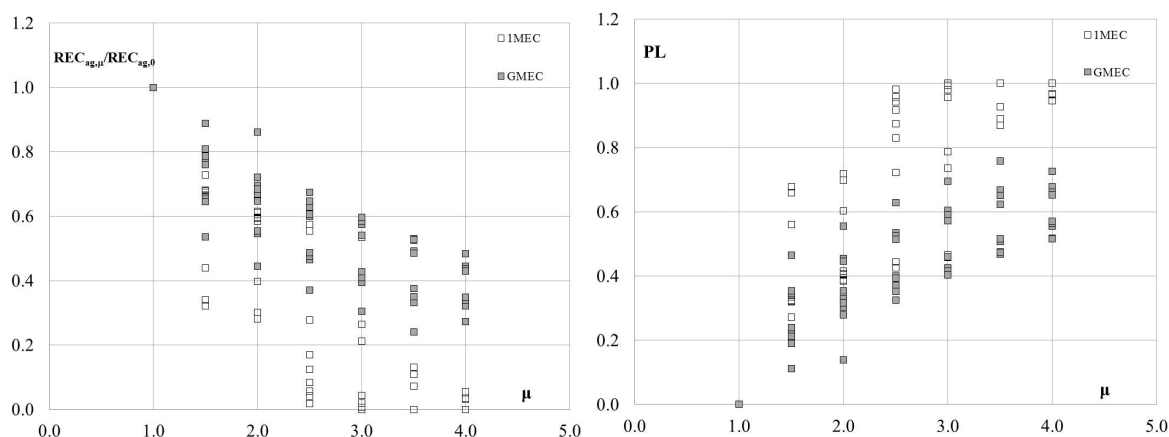


Figura 9. Variazione di $REC_{ag,\mu}/REC_{ag,0}$ (sinistra) e di PL (destra) in funzione della duttilità globale per meccanismi di primo piano (1MEC) e globale (GMEC)

Adottando lo Sway index Si e lo sway demand index SDi è stato generalmente possibile identificare, con MEC, la formazione di piano soffice ed il relativo piano, trovando un buon accordo con PA. Anche i risultati in termini di C_b , μ_{cap} , T_{eq} , oltre che la capacità residua REC_{Sa} e REC_{ag} concordano abbastanza adottando MEC e PA. D'altra parte, quando non si evidenzia un meccanismo di piano ($Si \leq 0.85$), si è ipotizzata la formazione di un meccanismo globale sviluppato su tutta l'altezza dell'edificio; questa assunzione, effettuata per mantenere la generalità, non è sempre in accordo con la PA. Di conseguenza, l'approccio MEC da risultati più aderenti alla PA quando si forma un meccanismo locale rispetto al caso di meccanismo globale.

Quando sia noto (o assegnato) il meccanismo plastico, l'approccio MEC si può convenientemente applicare per valutare in modo semplice e veloce la variazione di REC e la perdita prestazionale PL in funzione della duttilità globale richiesta dal terremoto. Come osservato in (Polese et al., 2012a), questa informazione (la variazione di REC) è il punto di partenza per

5 CONCLUSIONI

In questo lavoro si sono studiati con analisi di pushover (PA) ed approccio per meccanismi (MEC) 9 telai in c.a., di 4, 6 e 8 piani e progettati rispettivamente per carichi gravitazionali ed in prima e seconda categoria sismica secondo norme di vecchia concezione. Si sono adottate due distribuzioni di forze orizzontali (proporzionale al primo modo MO ed alle masse MA). I parametri corrispondenti alle 18 curve di capacità ottenute con PA sono stati confrontati con quelli ricavati con MEC.

costruire in maniera approssimata la variazione delle curve di fragilità al collasso in funzione del danno. Ulteriori studi sono necessari per considerare l'effetto di meccanismi di tipo fragile (ad esempio rottura nodi, rottura per taglio di travi e pilastri).

RINGRAZIAMENTI

Questo studio è stato condotto nell'ambito del progetto UE CRISMA. CRISMA è finanziato dal Settimo programma quadro della Comunità europea FP7/2007-2013 convenzione di sovvenzione n. 284552.

BIBLIOGRAFIA

- ACI 369R-11, Guide for Seismic Rehabilitation of Existing Concrete Frame Buildings and Commentary, reported by ACI committee 369, American Concrete Institute, 2011. ISBN 978-0-87031-419-3
- APPLIED TECHNOLOGY COUNCIL, FEMA P-58/ Pre-Release August 2012, Seismic Performance Assessment of Buildings Volume 1 – Methodology

- ASCE-SEI 41–06. 2007, Seismic Rehabilitation of Existing Buildings, *ASCE Standard*, American Society of Civil Engineers, Reston, Virginia
- Bazzurro, P., Cornell, C. A., Menun, C., Motahari, M., 2004, Guidelines for seismic assessment of damaged buildings, *13th World Conference on Earthquake Engineering*. Vancouver, B.C., Canada. Paper No. 1708.
- Borzi, B., Pinho, R., Crowley, H., 2008, Simplified pushover-based vulnerability analysis for large scale assessment of RC buildings. *Engineering Structures*, **30**(3), 804-820
- Cosenza, E., Manfredi, G., Polese, M., Verderame, G.M. 2005, A multilevel approach to the capacity assessment of RC buildings. *Journal of Earthquake Engineering*, Vol. **9**, No. 1, pp. 1-22
- Di Ludovico M., Polese M., Gaetani d’Aragona M., Prota A., Manfredi G., 2013, A proposal for plastic hinges modification factors for damaged RC columns, *Engineering Structures*, **51**, 99-112
- Dolšek M., Fajfar P., 2004, IN2- A simple alternative for IDA. *13th World Conference on Earthquake Engineering*. Vancouver, B.C., Canada; Paper No. 3353.
- Fajfar P. 1999, Capacity spectrum method based on inelastic demand spectra. *Earthquake Engng Struct. Dyn.*; **28**: 979–93
- FEMA. 1998, FEMA 306: Evaluation Of Earthquake Damaged Concrete And Masonry Wall Buildings – Basic procedures manual, *Federal Emergency Management Agency*. Washington D.C
- Goretti, A., Brammerini, F., Di Pasquale, G., Dolce, M., et al., 2008, The italian contribution to the USGS PAGER project, *14th World Conference on Earthquake Engineering*. Beijing, China.
- Holmes W. T., 1994, Policies and standards for reoccupancy repair of earthquake-damaged buildings. *Earthquake Spectra*, **10** (3), 197-208
- Lagomarsino, S., Giovinazzi, S., 2006, Macroseismic and mechanical models for the vulnerability and damage assessment of current buildings, *Bulletin of Earthquake Engineering*, **4**:415–443
- Liel, A. B. ., Lynch, K. P., 2012, Vulnerability of Reinforced-Concrete-Frame Buildings and Their Occupants in the 2009 L’Aquila, Italy, Earthquake, *Natural Hazards Review*, Feb 2012, 11-23
- Maffei, J., Telleen, K., Mohr, D., Holmes, W., 2006, Test Applications of Advanced Seismic Assessment Guidelines, *PEER Report 2005/09*, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley.
- Polese, M., Di Ludovico, M., Prota, A., Manfredi, G., 2012a, Damage-dependent vulnerability curves for existing buildings. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, (in press), DOI: 10.1002/eqe.2249.
- Polese, M., Di Ludovico, M., Prota, A., Manfredi, G., 2012b, Residual capacity of earthquake damaged buildings. *Proceedings of the 15th World conference on Earthquake Engineering*, paper # 1005, , Lisboa, Portugal, 24-28 september 2012.
- Polese, M., Gaetani D’Aragona, M., Prota, A., Manfredi, G., 2013, Seismic behavior of damaged buildings: a comparison of static and dynamic nonlinear approach, *COMPDYN 2013, 4th ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering*, paper #1134, Kos Island, Greece, June 12-14, 2013.
- Priestley, M.J.N. and Calvi, G.M. 1991, Towards a capacity – Design assessment procedure for reinforced concrete frames, *Earthquake Spectra* **7**(3), 413-437
- Priestley, M.J.N., Calvi, G.M., Kowalsky, M.J., 2007, *Displacement-Based Seismic Design of Structures*, IUSS Press, Pavia, Italy.
- Regio Decreto Legge n. 2105 del 22/11/1937. Norme tecniche di edilizia con speciali prescrizioni per le località colpite dai terremoti. G.U. n. 298 del 27/12/1937.
- Regio Decreto Legge n. 2229 del 16/11/1939. Norme per la esecuzione delle opere in conglomerate cementizio semplice od armato. G.U. n. 92 del 18/04/1940.
- Rossetto, T., Elnashai, A., 2003, Derivation of vulnerability functions for European-type RC structures based on observational data, *Engineering Structures*, (25) 1241–1263
- Sullivan, T., Calvi, G.M. 2001, Consideration for the Seismic Assessment of Building Using the Direct Displacement-Based Assessment Approach, *XIV Convegno Anidisi*, Bari 2011
- Verderame, G.M., Ricci, P., Esposito, M., Manfredi, G., 2012. STIL v1.0 – Software per la caratterizzazione delle proprietà meccaniche degli acciai da c.a. tra il 1950 e il 2000. *ReLUIS*. <http://www.reluis.it/>
- Verderame, G.M., Polese, M., Mariniello, C., Manfredi, G.M. A simulated design procedure for the assessment of seismic capacity of existing reinforced concrete buildings, *Advanced in engineering software* , 2010, (41) 323-335
- Vidic, T, Fajfar, P & Fischinger M., 1994, Consistent inelastic design spectra: strength and displacement. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*; **23**: 507-521.
- Zuccaro, G., Albanese, V., Cacace, F., Mercuri, C., Papa, F. et al., 2008, Seismic Vulnerability Evaluations Within The Structural And Functional Survey Activities Of The COM Bases In Italy, *AIP Conf. Proc.*, paper ID 1020, pp. 1665-1674; doi: <http://dx.doi.org/10.1063/1.2963797>