



L'influenza del grado di connessione tra le pareti ortogonali sul comportamento sismico degli edifici in muratura

Bruno Calderoni^a, Emilia Angela Cordasco^a, Gaetana Pacella^a, Antonio Sandoli^a, Christian Musella^a, Antonio Festosi^a

^aDipartimento di Strutture per l'Ingegneria e l'Architettura, Piazzale Tecchio 80, 80125 Napoli, Italy

Keywords: Edifici in muratura, connessione pareti ortogonali, modello telaio equivalente, comportamento sismico

ABSTRACT

In questo articolo viene valutata l'influenza del grado di connessione tra le pareti ortogonali sul comportamento sismico degli edifici in muratura. A tale scopo sono stati presi in esame sia un edificio semplice (monocellula) e sia un caso reale più complesso (edificio scolastico) e per entrambi sono stati considerati diversi livelli di ammorsamento tra le pareti ortogonali. Le analisi condotte sono state di tipo (statiche) non lineare su modelli a telaio equivalente nei quali si è fatta variare anche la configurazione delle fasce di piano (fascia debole e fascia resistente). I risultati ottenuti mostrano che il grado di connessione considerato per le pareti ortogonali influenza notevolmente il comportamento sismico dei due edifici e che essi variano in funzione del livello di ammorsamento ipotizzato.

1 INTRODUZIONE

Il tema della modellazione strutturale degli edifici in muratura soggetti ad azioni sismiche è di grande attualità e di significativa complessità, soprattutto nel caso di edifici esistenti (Berti et al., 2017; Calderoni et al., 2015 e 2017; Quagliarini et al., 2017). Tali complessità derivano non solo da irregolarità dovute alla configurazione geometrica in pianta e in elevazione, ma anche dalla stratificazione di diverse regole e tecniche costruttive che si sono susseguite nel tempo. Ciò rende tali edifici non facilmente schematizzabili, soprattutto quando si utilizzano approcci di modellazione sviluppati per analizzare il comportamento di costruzioni più moderne (e.g. l'edificio "semplice" previsto dalle attuali normative Italiane).

Allo stato attuale differenti sono i metodi ed i criteri di modellazione delle strutture murarie (Lagomarsino et al., 2013; Parisi e Augenti, 2013; Magenes et al., 2015; Berti et al., 2017). Sicuramente l'approccio più utilizzato, e di più facile applicabilità anche nella pratica progettuale, sia per lo svolgimento delle analisi lineari che non-lineari, è quello a telaio equivalente. Molteplici, però, sono anche le complessità che riguardano la modellazione a telaio - quali la modellazione

geometrica delle aste nel caso di pareti con vani non allineati, estensione dei tratti rigidi, il ruolo della fascia di piano etc. - molte delle quali ancora irrisolte, o per lo meno interpretate in maniera differente dai ricercatori del settore (Calderoni et al., 2017; Cattari et al., 2018).

In questo articolo è stata focalizzata l'attenzione su uno dei "dettagli" di modellazione dei maschi murari: l'influenza del grado di connessione delle pareti ortogonali (ai maschi murari) sul comportamento sismico globale dell'edificio. Infatti, nei casi di accertata efficacia delle connessioni tra le pareti ortogonali appare opportuno non trascurare la loro influenza. Nel dettaglio, ciò si sostanzia nel considerare un ingrandimento della sezione dei maschi murari di ciascuna parete, che da rettangolare assume la forma a L o a T. Questo si ottiene aggiungendo alla sezione rettangolare originaria (anima) una porzione di ala (maschio ortogonale) avente dimensione più o meno estesa, in relazione al livello di ammorsamento ipotizzato.

L'introduzione di porzioni di ala comporta, da un lato, un incremento di carico assiale sui maschi murari (il cui effetto è certamente positivo) e dall'altro un incremento della rigidità laterale globale della struttura, a causa della variazione di geometria delle sezioni degli elementi strutturali. Ovviamente, l'incremento di carico assiale

influisce anche sulla definizione delle resistenze ultime a taglio e presso-flessione dei maschi murari.

Generalmente nei programmi di calcolo commerciali viene considerata una dimensione dell'ala pari all'intera lunghezza del maschio ortogonale. E' ovvio che tale scelta risulta arbitraria, in quanto dovrebbe essere correlata alla resistenza a taglio (in direzione verticale) della muratura in corrispondenza della connessione, ovvero alla capacità di sopportare lo scorrimento tra ala ed anima.

Al fine di valutare tale influenza sono stati analizzati due casi studio: (i) edificio semplice (monocellula), denominato *CS*; (ii) edificio reale, denominato *CR*. Per entrambi, una volta considerati impediti i meccanismi fuori dal piano, sono stati ipotizzati diversi livelli di ammassamento tra le pareti ortogonali. Entrambi i casi studio rientrano tra le strutture *benchmark* scelte nell'ambito del progetto ReLUIIS (*Linea Strutture in Muratura*) per la valutazione dell'affidabilità dei codici di calcolo (Cattari et al. 2017, Cattari et al. 2018).

2 DESCRIZIONE DEI CASI STUDIO

L'edificio semplice (monocellula - *CS*) esaminato è realizzato in muratura ordinaria, si sviluppa su due livelli, e presenta due differenti configurazioni geometriche della disposizione delle aperture (Fig. 1). In particolare, il caso *CS1* presenta due pareti regolari (tipo A) in direzione X costituite da quattro vani allineati in altezza ed in lunghezza (due al piano terra e due al piano primo) e due pareti cieche in direzione Y (Fig. 1). Il caso *CS2*, invece, in direzione X presenta sia una parete di tipo A sia una parete di tipo B, quest'ultima costituita da due vani allineati in altezza (uno al piano terra ed uno al piano primo) e due pareti cieche in direzione Y (Fig. 1).

Il solaio è stato considerato come infinitamente rigido nel piano orizzontale. Lo spessore delle pareti è stato assunto pari a 0,25 m.

In Tab. 1 sono riportate le caratteristiche della muratura adottata.

Il secondo edificio (reale) esaminato è una scuola esistente realizzata con struttura in muratura e danneggiato a seguito degli eventi sismici del Centro Italia 2016-17 (Fig. 2).

Tabella 1. Caratteristiche della muratura

E	G	f_m	τ_o	W
[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[kN/m ³]
900	300	6.2	0.163	17.50

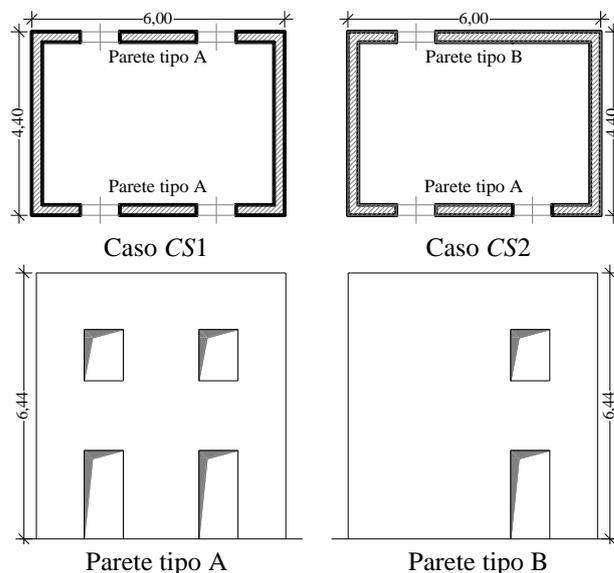


Figura 1. Configurazioni geometriche edificio semplice

Inoltre, tale costruzione è stata oggetto di monitoraggio strutturale nell'ambito dell'Osservatorio Sismico delle Strutture (OSS).

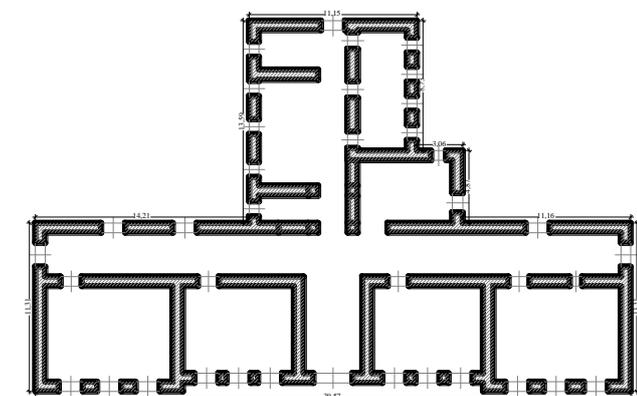
Esso si sviluppa su quattro livelli di cui tre fuori terra (piano rialzato a quota +70 cm rispetto a terra, piano primo e sottotetto) per un volume costruito complessivo di circa 4800 m³ su un'area in pianta di 600 m² circa. Presenta una pianta di forma irregolare assimilabile ad una "T" capovolta costituita da un corpo di forma rettangolare e allungato in direzione NO-SE e da un secondo corpo di dimensioni inferiori ortogonale al primo e ad esso continuo ed ammassato (Fig. 3).

Il manufatto, costruito negli anni '30, è stato oggetto di alcuni interventi di miglioramento sismico negli anni '90. Esso è costituito prevalentemente da muratura portante in blocchi di pietra a spacco (indicato con "Mur.1" in Tab. 2), in alcuni casi consolidata con iniezioni di malta (indicato con "Mur.1 cons." in Tab. 2), e in minor parte da una muratura in mattoni pieni (indicato con "Mur. 2" in Tab. 2).

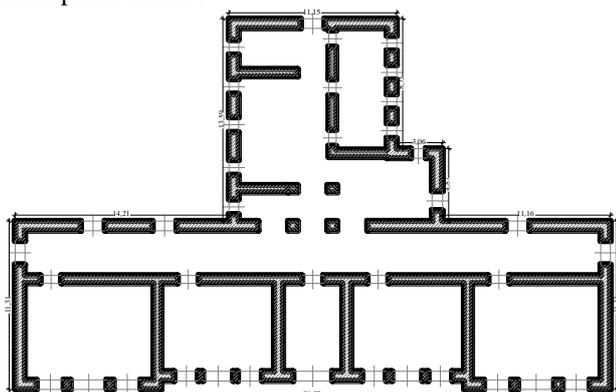
I solai del piano rialzato e del piano primo sono in latero-cemento, in alcuni casi a doppia orditura,



Figura 2. Caso studio edificio reale



Pianta piano rialzato



Piano piano primo

Figura 3. Piante dell'edificio reale

Tabella 2. Caratteristiche della muratura

	E	G	f_m	τ_o	W
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[kN/m ³]
Mur.1	870	290	3.2	0.065	21.00
Mur.1 cons.	1305	435	4.8	0.0975	21.00
Mur.2	1125	375	4.8	0.114	18.00

annegati in cordoli perimetrali in c.a. a tutto spessore. Invece al piano di sottotetto i solai sono realizzati con profilati NP140. Inoltre, in corrispondenza dell'imposta della copertura lignea è presente un cordolo in c.a..

3 DEFINIZIONE DEL MODELLO STRUTTURALE

3.1 Modello a telaio equivalente

Sia per l'edificio semplice (monocellula) che per l'edificio reale è stata effettuata la valutazione della capacità sismica dell'edificio considerando differenti gradi di ammorsamento tra le pareti ortogonali. A tal fine sono state svolte analisi statiche non-lineari (push-over) separatamente per la direzione X e Y, adottando sia distribuzioni di forze orizzontali proporzionali alle masse sia distribuzioni di forze orizzontali proporzionali al primo modo. Ciascuna parete è stata schematizzata

adottando un modello a telaio equivalente e cioè considerando un comportamento nel piano delle pareti.

Preliminarmente ogni parete muraria è stata suddivisa in maschi murari, pannelli di nodo e di fascia.

Lo schema a telaio equivalente (Figg. 4 e 5) è stato ottenuto modellando ciascun pannello come un elemento monodimensionale disposto nell'asse baricentrico dello stesso, inserendo tratti infinitamente rigidi in corrispondenza dei pannelli di nodo (Dolce, 1991). Più in dettaglio, nel caso di nodi centrali i tratti rigidi sono stati considerati per tutta l'altezza del nodo, mentre per quelli di estremità sono stati assunti pari alla metà dell'altezza effettiva.

Per il caso della monocellula sono state esaminate diverse configurazioni di fasce di piano (Calderoni et al. 2007) (Fig. 4), ovvero: fascia non resistente (senza elementi resistenti a trazione accoppiati - CS-A), fascia con catena (di diametro $\phi 10$ e con pre-tiro di 10 N - CS-B) e fascia con cordolo (CS-C). In particolare, per il caso CS1 sono stati considerati (Fig.1) le ipotesi A e B (in seguito denominati come CS1-A e CS2-A) e per il caso CS2 (Fig.1) tutte e tre le ipotesi di fasce (in seguito denominati CS2-A, CS2-B e CS2-C).

Per l'edificio reale, invece, sono stati considerati due diversi comportamenti della fascia: fascia debole e fascia resistente. Nel caso della fascia debole (Fig. 5) la struttura è stata modellata a mensola (caso CR-A), mentre nel caso di fascia resistente, la fascia di piano è stata schematizzata con un elemento trave. In quest'ultimo caso la capacità resistente della fascia di piano è stata modellata in due modi diversi (Fig. 5): (i) il contributo del cordolo è stato valutato adottando sia le formulazioni fornite dalle NTC18, nel caso in cui si possa instaurare un meccanismo a puntone all'interno della fascia di piano grazie alla presenza di un elemento tenso-resistente (caso CR-B); (ii) il cordolo è stato esplicitamente modellato come elemento asta (caso CR-C).

Per entrambi i casi studio è stato sviluppato un modello di telaio spaziale adottando l'ipotesi di solaio infinitamente rigido nel proprio piano ed applicando le forze sismiche nel baricentro delle masse (trascurando l'eccentricità accidentale delle masse).

Lo schema spaziale è stato modificato in relazione all'analisi svolta nelle due diverse direzioni principali X e Y, in quanto la rigidità delle pareti nella direzione ortogonale a quella

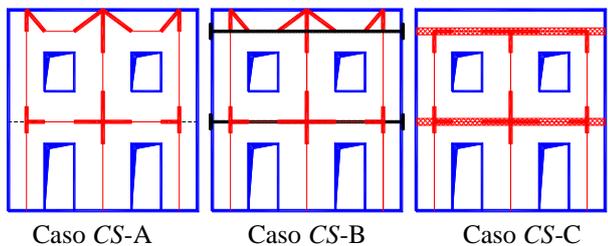


Figura 4. Configurazione delle fasce di piano - monocellula

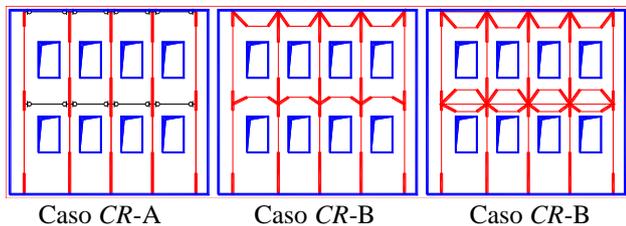


Figura 5. Configurazione delle fasce di piano – edificio reale

dell'analisi è stata annullata assegnando opportuni "releases" all'estremità delle aste.

3.1.1 Modellazione del grado di connessione pareti

Di seguito vengono riportate le differenti ipotesi di ammassamento tra le pareti utilizzate per lo svolgimento delle analisi. In particolare per la monocellula sono stati considerati i seguenti casi (Fig. 6): (i) ammassamento "scarso" (ottenuto modellando i maschi con sezioni rettangolari); (ii) ammassamento "basso" (sono stati considerati i maschi con sezione ad "L" adottando una lunghezza dell'ala pari a tre volte lo spessore della parete); (iii) ammassamento "alto" (si considera una lunghezza dell'ala pari a metà della lunghezza della parete ortogonale).

Solo nel caso dell'edificio reale (Fig. 7), invece, oltre ai casi di "scarso" e "alto" ammassamento, è stato considerato anche un ammassamento "medio" per il quale si considera una sezione ad "L" o a "T" (negli incroci murari) adottando una lunghezza dell'ala pari a quattro volte lo spessore per la sezione ad "L" e cinque volte lo spessore per la sezione a "T".

Inoltre, per il caso delle monocellule è stato tenuto conto dell'incremento dello sforzo normale

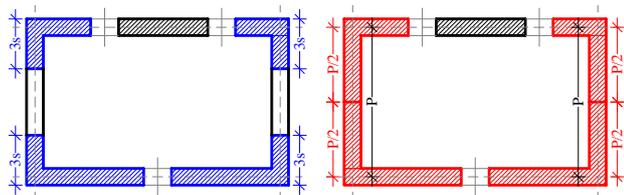


Figura 6. Schema esemplificativo per la definizione del grado di ammassamento per l'edificio semplice

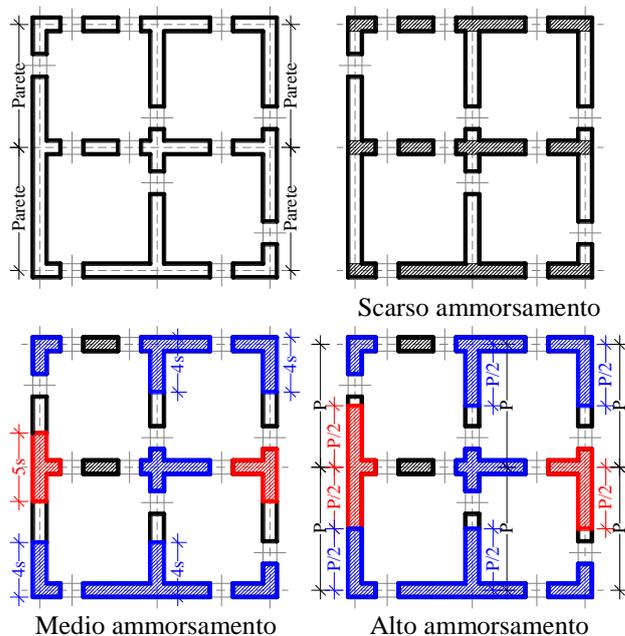


Figura 7. Schema esemplificativo per la definizione del grado di ammassamento per l'edificio reale

agente sul maschio, aggiungendo una aliquota di sforzo valutata per un'ala di lunghezza pari a $3s$ (essendo s lo spessore della parete). Tale lunghezza è stata considerata sia per l'ipotesi di basso ammassamento che per alto ammassamento. Nel caso dell'edificio reale, invece, è stato considerato uno sforzo normale proporzionale alla lunghezza dell'ala.

4 RISULTATI DELLE ANALISI NON LINEARI

Per tutti i modelli sopra descritti è stato analizzato il corrispondente comportamento sismico mediante analisi statiche non-lineari. Sono state considerate due diverse distribuzioni di forze orizzontali: (i) distribuzione di forze proporzionale alle masse (UP); (ii) distribuzione di forze proporzionale agli spostamenti del primo modo (MP).

A tal fine, le aste dei telai sono state modellate a plasticità concentrata, inserendo cerniere plastiche a flessione alle estremità di tutti gli elementi e a taglio in mezzera degli stessi. Più in dettaglio, negli schemi privi di fasce di piano resistenti le cerniere sono puramente flessionali di tipo M, mentre nei modelli con fasce efficaci sono state considerate cerniere di tipo P-M, per tener conto delle variazioni di sforzo assiale scaturito dal loro grado di accoppiamento. La capacità resistente dei maschi e delle fasce di piano è stata valutata adottando le caratteristiche dei materiali riportate nelle Tab. 1 e 2.

I calcoli sono stati effettuati con il software SAP2000.

4.1 Risultati delle analisi

In questo paragrafo vengono riportate per l'edificio semplice (monocellula) solo le curve push-over ottenute applicando una distribuzione di forze lungo la direzione X proporzionale alle masse (UP). Sono state omesse, per brevità, le curve relative alla distribuzione di forze MP e alla direzione Y, che peraltro non mostrano un comportamento diverso da quello di seguito descritto.

Nelle Figg. 8a e 8b sono mostrate le curve ottenute per l'edificio semplice (monocellula), relativamente a i casi illustrati nel paragrafo precedente (casi CS1-A, CS1-B, CS2-A, CS2-B e CS2-C) al variare del grado di connessione delle pareti (scarso, basso e alto ammortamento).

Si osserva come nei casi CS1-A e CS2-A (con ipotesi di fascia debole - schemi a mensola) i risultati in termini di capacità sismica differiscono poco al variare del grado di ammortamento. Nei casi CS1-B, CS2-B e CS2-C, invece, tali differenze sono più significative.

Per l'edificio reale, invece, sono stati rappresentati i risultati relativi alla distribuzione UP sia per la direzione X che per la direzione Y.

Nelle Figg. 9 e 10 sono riportati i risultati relativi all'edificio reale (rispettivamente per la distribuzione di forza proporzionale alle masse – UP – applicata sia in direzione X sia in

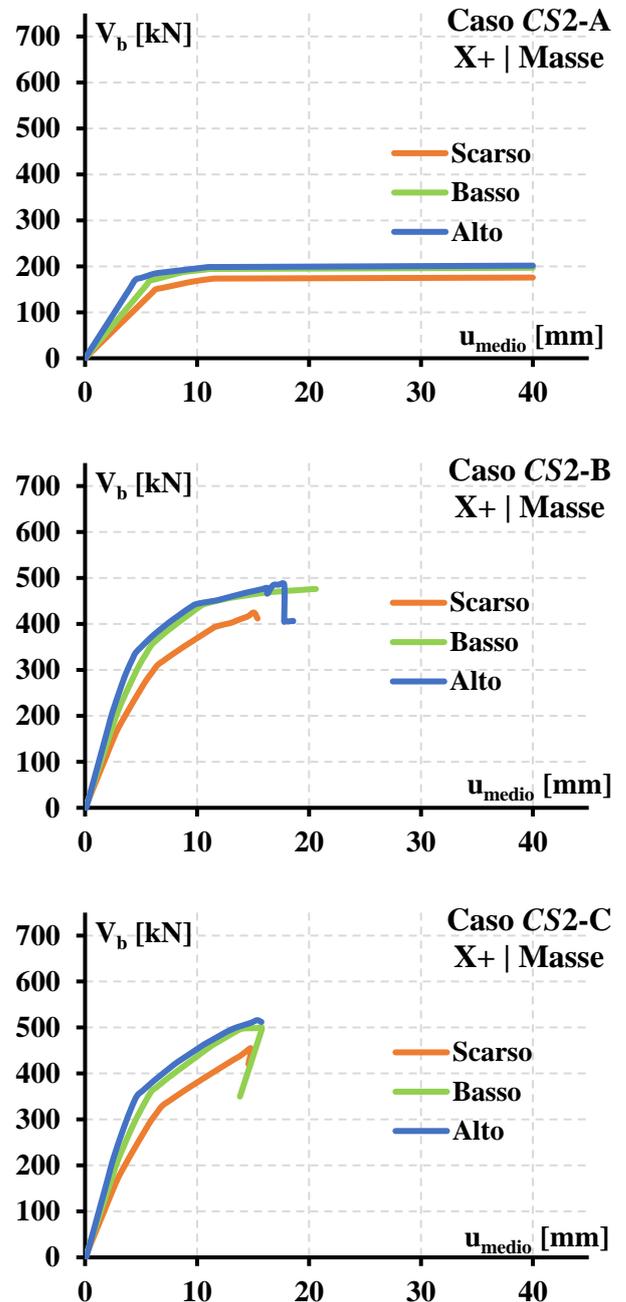


Figura 8b. Curve pushover edificio semplice – caso CS2

direzione Y): per tutte le ipotesi di fascia considerate si riscontra sempre un'influenza significativa del grado di connessione sulla risposta sismica dell'edificio ed in modo particolare per la distribuzione di forze UP in direzione Y.

Il differenze comportamento tra le direzioni X e Y sembra dovuto alla configurazione geometrica dell'edificio, che presenta pareti molto lunghe in direzione X e pareti corte e con poche aperture in direzione Y. Le analisi svolte dimostrano che il grado di connessione tra le pareti ortogonali non può essere trascurato nella fase di modellazione e analisi ai fini di una corretta valutazione della capacità sismica dell'edificio.

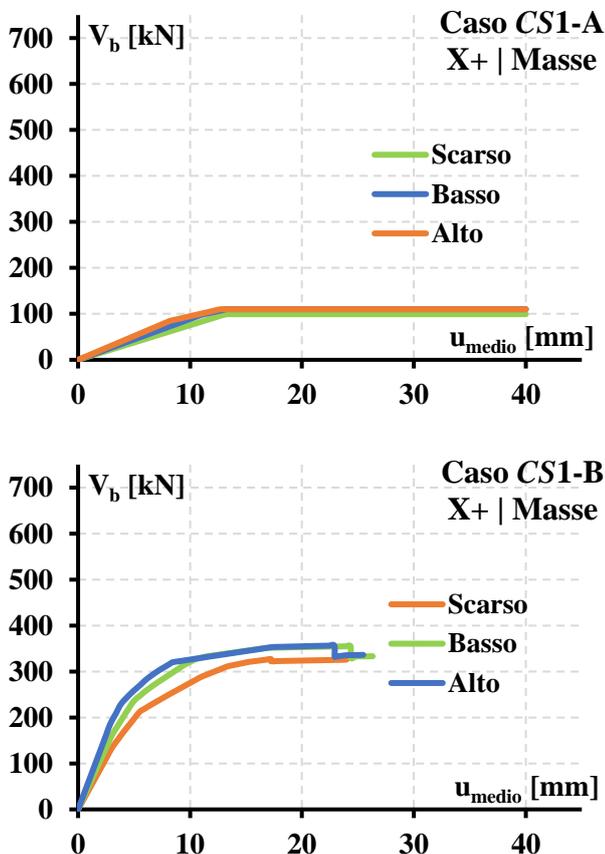


Figura 8a. Curve pushover edificio semplice – caso CS1

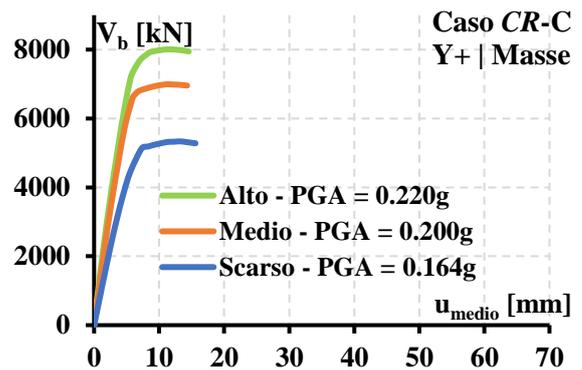
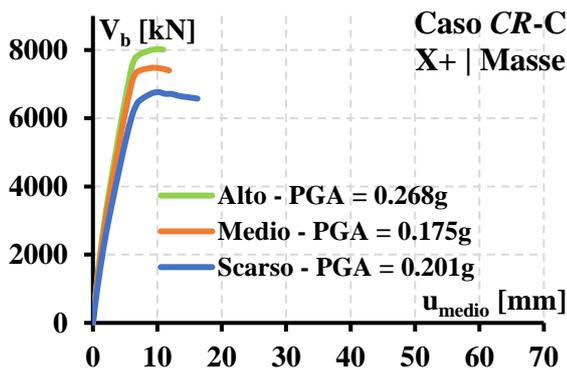
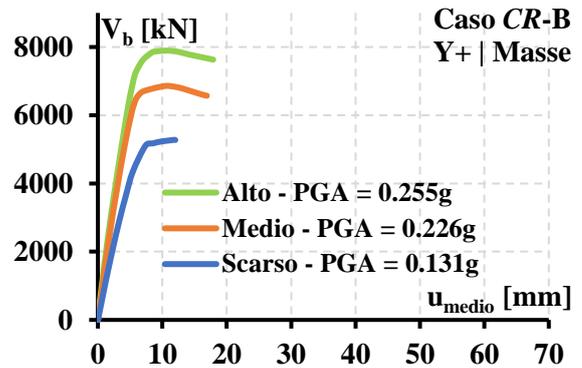
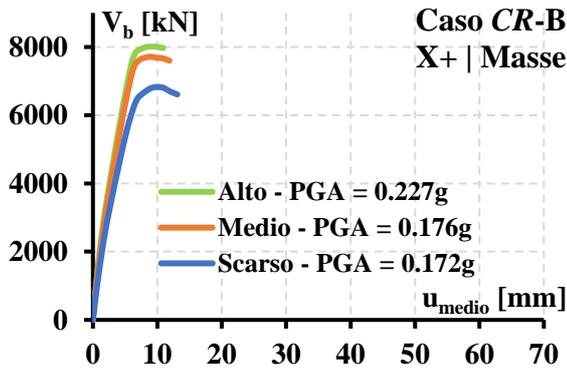
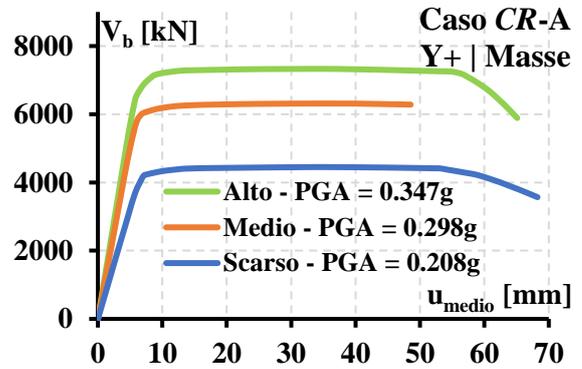
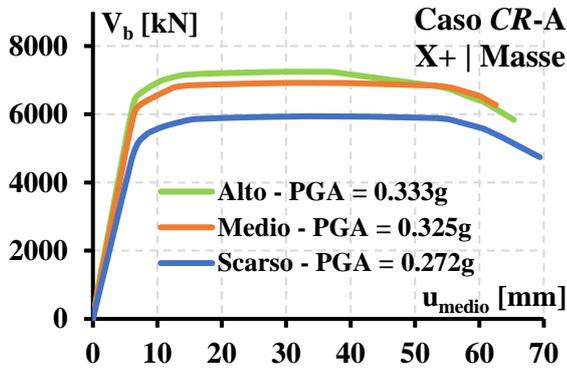


Figura 9. Curve pushover – edificio reale (X+ UP)

Figura 10. Curve di pushover – edificio reale (Y+ UP)

5 CONCLUSIONI

In questo articolo è stata valutata l'influenza del grado di connessione tra le pareti ortogonali sul comportamento sismico degli edifici in muratura, facendo riferimento a due casi studio.

I risultati ottenuti mostrano che il grado di connessione tra le pareti ortogonali influenza in modo non trascurabile il comportamento sismico e, quindi, se ne dovrebbe tener conto per valutare la capacità sismica degli edifici in muratura.

Tuttavia, va evidenziato, che la valutazione dell'effettivo grado di ammassamento è un problema al momento non ancora sufficientemente approfondito, correlato anche alla capacità di trasferimento degli sforzi tangenziali lungo le superfici di collegamento tra ala e anima.

Il prosieguo della ricerca prevede quindi la definizione di criteri per la valutazione del grado

di connessione, mediante sia analisi teoriche che confronti con risultati di sperimentazioni svolte su edifici reali.

BIBLIOGRAFIA

- Berti, M., Salvatori, L., Olando, M., Spinelli, P. 2017. Unreinforced masonry walls with irregular opening layout: reliability of equivalent-frame modelling for seismic vulnerability assessment. *Bull of Earth Eng.*, 15; 1213-1239.
- Calderoni, B., Cordasco, E.A. & Lenza, P. 2007. Il ruolo della fascia di piano nel comportamento sismico degli edifici in muratura. In *Ingegneria Sismica*, Anno XXIV n.1/2007, pag.26-40, PATRON editore, Bologna.
- Calderoni, B., Cordasco, E.A., Sandoli, A., Onotri, V., Tortoriello, G., 2015. Problematiche di modellazione strutturale di edifici in muratura esistenti soggetti ad azioni sismiche in relazione all'utilizzo di software commerciali. *Convegno ANIDIS "L'Ingegneria Sismica in Italia"*. 13-17 Settembre, L'Aquila, Italia.

- Calderoni, B., Cordasco, E., A., Musella, C., Sandoli, A. 2017. La modellazione delle pareti murarie in relazione alle irregolarità: problemi aperti. *Convegno ANIDIS "L'Ingegneria Sismica in Italia"*. Pistoia, Italia.
- Calderoni, B., Sandoli, A., Cordasco, E.A., Prota A., 2017b. The effectiveness of different retrofit solutions on the seismic performance of 'ancient' URM buildings. *Proceedings of 3rd Prohitec conference*. Lisbon, Portugal
- Cattari, S., Camilletti, D., Magenes, G., Manzini, C.F., Morandi, P., Spacone, E., Camata, G., Marano, C., Calì, I., Pantò, B., Cannizzaro, F., Occhipinti, G., Calderoni, B., Cordasco, E.A., Sandoli, 2017. A comparative study on a 2-storey benchmark case study through nonlinear seismic analysis. 16th Conf. on Earthquake Engineering. 18-21 June. Thessaloniki. Grecia.
- Cattari, S., Degli Abbati, S., Ottonelli, D., Magenes, G., Manzini, C.F., Morandi, P., Spacone, E., Marano, C., Camata, G., Calì, I., Pantò, B., Cannizzaro, F., Occhipinti, G., Calderoni, B., Cordasco, A.E., de Miranda, S., Castellazzi, G., D'Altri, A.M., Sietta, A., Berto, L., Doria, A., Talledo, D. 2018. Report di sintesi e confronto delle simulazioni numeriche sui casi studio benchmark rappresentativi di edifici reali danneggiati, *Prodotto nell'ambito del della Linea Strutture in Muratura del progetto DPC-ReLUIS 2018*, Report scientifico.
- Dolce, M. 1991. *Schematizzazione e modellazione degli edifici in muratura soggetti ad azioni sismiche*. L'Industria Delle Costruzioni 25:44-57
- Lagomarsino S., Penna A., Galasco A., Cattari S., 2013. TreMuri program: an equivalent frame model for the nonlinear seismic analysis of masonry buildings. *Engineering Structures*, Elsevier, 1787-1789.
- Magenes G., Penna A., Rota M., 2015. Consideration of modelling uncertainties in the seismic assessment of masonry buildings by equivalent-frame approach. *Bulletin of Earthquake Engineering*.
- Parisi, F., Augenti, N. 2013. Seismic capacity of irregular unreinforced masonry walls with openings. *Earth. Eng. And Struct. Dyn.*, 42; 101-121.
- Quagliarini E., Maracchini G., Clementi F., 2017. Uses and limits of the equivalent frame model on existing unreinforced masonry buildings for assessing their seismic risk: a review, *Journal of Building Engineering*, Elsevier.