



# Gli elementi di bordo nei solai lignei rinforzati sismicamente con la tecnica del doppio assito

Giovanni Metelli<sup>a</sup>, Ezio Giuriani<sup>a</sup>, Stefania Cominelli<sup>a</sup>, Francesca Feroldi<sup>a</sup>, Alessandra Marini<sup>b</sup>, e Egidio Marchina<sup>a</sup>

<sup>a</sup> Dipartimento di Ingegneria Civile, Architettura, Territorio, Ambiente e di Matematica, Via Branze 43, 25123 Brescia.

<sup>b</sup> Dipartimento di Ingegneria e Scienze Applicate. Università degli Studi di Bergamo, Viale Marconi 5, 24044 Dalmine.

*Keywords: Impalcati in legno; Assito incrociato; Diaframmi di piano; Connessioni.*

## ABSTRACT

Nel recupero del costruito storico in muratura si pone spesso il problema di migliorare la risposta sismica dell'edificio, organizzando gli impalcati come diaframmi adeguatamente connessi alle murature per favorire il comportamento scatolare dell'edificio. Nell'ambito dei principi del restauro conservativo, l'obiettivo del lavoro è evidenziare il ruolo della tipologia e della disposizione delle connessioni tra assito e correnti sul comportamento a taglio nel piano di un diaframma realizzato con l'impiego di uno strato di assito diagonale vincolato sul contorno all'assito originale e ai correnti metallici. L'assito superiore diagonale ha un'inclinazione a 45° rispetto all'assito originale, disposto ortogonalmente ai travetti lignei. La prova ciclica sul campione in scala reale ha mostrato un comportamento stabile a taglio del diaframma fino al carico di progetto. Grazie a un diffuso monitoraggio degli spostamenti relativi tra correnti e pannello d'anima, i risultati della prova hanno messo in evidenza un andamento lineare del flusso degli sforzi di taglio lungo i correnti, contrariamente alla pratica progettuale che ipotizza usualmente un flusso uniforme. Il lavoro illustra anche una discussione in merito alla valutazione della rigidità e della resistenza delle connessioni tra anima in legno del diaframma e correnti perimetrali metallici. Un modello numerico agli elementi finiti, caratterizzato da un comportamento elastico-lineare delle tavole del doppio assito e da un legame non lineare delle molle che simulano le connessioni chiodate tra correnti e diaframma, permette di cogliere con apprezzabile accuratezza la rigidità secante al carico di progetto, il carico ultimo e l'andamento lineare del flusso degli sforzi di taglio lungo i correnti del campione testato.

## 1 INTRODUZIONE

L'elevata vulnerabilità sismica degli edifici storici in muratura è principalmente attribuita ai meccanismi locali che riguardano il distacco delle pareti investite dalle azioni sismiche ad esse perpendicolari; nei casi più gravi il distacco è seguito dal ribaltamento di porzioni di muratura oppure dell'intera muratura con conseguenti crolli degli impalcati. Molti dei cinematismi classificati in letteratura sono generati e sono accomunati da questo fenomeno.

Gli interventi proposti da decenni e previsti anche dalle norme per inibire questi meccanismi sono riconducibili alla formazione di diaframmi di piano in grado di trasformare l'edificio in una struttura scatolare. Se collegato in modo efficace alle pareti perimetrali, il diaframma è in grado di raccogliere le forze inerziali per trasferirle alle pareti resistenti al taglio, garantendo così un comportamento scatolare dell'intero edificio, che inibisce i meccanismi locali

(Benedetti et al.1988, Tomažević 1989, D'Ayala and Speranza 2002, Giuriani e Marini 2008).

Le tecniche tradizionali per la formazione dei diaframmi prevedevano il ricorso alle solette in c.a., come anche raccomandato o imposto dalle normative relativamente recenti. La normativa italiana del 1996 (D.M. 1996) valida fino all'entrata in vigore delle Norme Tecniche delle Costruzioni (D.M. 2008) imponeva la sostituzione dei solai lignei con solette in c.a. Era tollerata una deroga per i soli edifici monumentali di particolare pregio per i quali la conservazione di materia poteva costituire una esigenza della tutela.

I recenti terremoti del centro Italia (2016-2017) hanno mostrato la totale inadeguatezza del ricorso alle solette in calcestruzzo che, a causa dell'elevata massa, hanno prodotto sollecitazioni non sopportate dalle murature in pietrame. Una seconda causa dei crolli può essere l'inadeguato collegamento tra solette e murature: quando i solai lignei vengono sostituiti dalle solette in c.a., la scarsa ammorsatura tra soletta e muratura portante è sufficiente per sostenere i carichi

gravitazionali, ma del tutto insufficiente per trattenere le murature sollecitate fuori piano dal terremoto.

Per gli edifici storici, e in particolare per quelli tutelati, in alternativa alle solette in c.a., sono state studiate e proposte soluzioni compatibili con le esigenze della conservazione materica basate sul rinforzo dei solai lignei esistenti. Tra esse molto diffusa è la tecnica del rinforzo che prevede la sostituzione del sottofondo compreso tra assito e pavimento esistente con un sottofondo strutturale, creando delle sezioni composte. Questa tecnica proposta è originata dall'esigenza di adeguamento per i carichi gravitazionali (Piazza e Turrini 1983, Giuriani e Frangipane 1993, Gelfi et al. 2002, Marini et al. 2018), è stata estesa al problema sismico per la formazione dei diaframmi (Giuriani et al. 1998).

Lo strato collaborante consiste nell'applicazione di una lastra in calcestruzzo normale (Ceccotti 2002, Piazza e Turrini 1983, Gelfi et al. 2002,) o ad alta resistenza (Meda and Riva, 2001), in malta idraulica naturale (Marini et al., 2018), o di una lastra in acciaio molto sottile (Gelfi e Giuriani 2000) o di fogli in FRP (Nowak et al. 2013, Li 2014). Recentemente sono state proposte anche soluzioni a secco che prevedono l'uso di tavole di legno incrociate singole o doppie (Giuriani et al. 2005, Piazza et al. 2008, Piazza e Parisi 2015) o pannelli in CLT (Valluzzi 2007; Riggio 2013; Gubana and Melotto 2018) collegati ai travetti esistenti mediante tasselli o viti in acciaio. Queste tecniche possono essere utilizzate anche per la formazione di diaframmi in legno flessibili. Diversi studi hanno valutato sperimentalmente e numericamente il comportamento a puro taglio nel piano di diaframmi lignei rinforzati con materiali compositi (Corradi, 2006, Valluzzi 2007, Valluzzi 2013, Gattesco and Macorini 2014), con pannelli in CLT (Gubana and Melotto 2018, Branco et al. 2014) oppure con una semplice o doppia orditura di tavole in legno aventi differenti spessori, inclinazione e tipologia delle connessioni tra le tavole adiacenti (Corradi et al., 2006, Valluzzi 2007; Valluzzi 2013, Gattesco e Macorini 2014).

In altri studi sperimentali il diaframma in legno è stato studiato con differenti set up di prova, permettendo sia la deformazione flessionale sia deformazione a taglio del diaframma. In questo caso specifico, diverse sono le configurazioni dei diaframmi indagati: diaframmi con i) un singolo strato di pannelli plywood o assi in legno collegati mediante graffe metalliche (Brignola et al., 2014); ii) un singolo strato di pannelli plywood chiodati (Peralta et al., 2004, Wilson et al. 2014); iii) un secondo strato di tavole in legno collegate all'assito originale mediante chiodatura; iv) piatti diagonali in acciaio o in FRP, rispettivamente chiodati o incollati con resine al solaio esistente; v) reticolari in acciaio collegate all'intradosso del solaio (Peralta et al., 2004). I risultati sperimentali mostrano che le diverse tecniche proposte

possono efficacemente migliorare la rigidità e la resistenza nel piano dei solai lignei. I risultati possono essere considerati come un valido strumento di validazione di modelli analitici e numerici che mettono in luce la capacità dei diaframmi di piano di migliorare la risposta sismica globale degli edifici, sia controllando il distacco e il ribaltamento fuori piano delle pareti murarie, sia dissipando energia nei collegamenti tra gli elementi del diaframma (Gubana and Melotto, 2017; Preti et al. 2017, Magenes et al., 2018).

Tra tutte le tecniche citate per il rinforzo sismico degli impalcati lignei esistenti, la tecnica a secco del doppio assito o dei pannelli lignei ha trovato un riscontro favorevole nell'ambito del restauro architettonico in quanto meno invasiva, dotata di elevato grado di reversibilità e priva dei rischi di umidità e di percolazione d'acqua. Queste tecniche a secco sono inoltre molto leggere e il comportamento sismico dell'edificio può beneficiare dalla riduzione sensibile delle azioni sismiche rispetto alle soluzioni con l'impiego di sottofondi strutturali in calcestruzzo. La tecnica del doppio assito, inoltre, comunemente adottata nel recupero di edifici storici, è preferita nell'ambito del recupero conservativo in quanto utilizza il medesimo materiale delle strutture esistenti. Inoltre il doppio assito risulta traspirante, mentre i pannelli multistrato fenolico possono creare barriera al vapore e produrre condensa dal vapore acqueo.

La tecnica dei pannelli lignei leggeri è stata studiata e applicata anche per le coperture scolorarie antisismiche che forniscono l'unica possibilità di un effettivo miglioramento sismico delle chiese per inibire il distacco e il ribaltamento fuori piano delle pareti (Giuriani e Marini 2008, Preti et al. 2017). Le coperture scolorarie hanno registrato una certa diffusione per gli interventi di miglioramento sismico delle chiese danneggiate dal terremoto di Salò (2004) e dell'Emilia (2012).

L'efficacia degli interventi di miglioramento sismico attraverso la realizzazione di strutture scolorarie è governata dalla corretta progettazione della connessione tra il diaframma e le pareti murarie sia per inibire il ribaltamento fuori piano sia per trasferire le azioni sismiche di piano alle pareti sismo-resistenti. A tal fine, nella letteratura si possono trovare specifici studi tecnologici, sperimentali e analitici incentrati sul comportamento locale degli spinotti in acciaio che collegano il diaframma con le pareti in muratura (Giuriani et al. 1993, Felicetti et al. 1997, Marini et al. 2018).

La capacità portante degli spinotti, che possono essere inseriti sia a secco in fori calibrati sia in fori iniettati con resine o malte, dipende dalla qualità dell'acciaio e dalle proprietà meccaniche del materiale a stretto contatto con lo spinotto, che può essere sia malta, pietra o mattone. La tecnica degli spinotti infissi nella muratura, proposta inizialmente per gli edifici

monumentali, ha trovato riscontro favorevole in quanto minimamente invasiva e con elevato grado di reversibilità.

Nel caso specifico dei diaframmi e coperture scatolari realizzate col doppio assito incrociato, oltre ai collegamenti tra diaframma e murature risulta di fondamentale importanza anche il collegamento tra tavole di legno e gli elementi di contorno del diaframma (ripartitori e correnti), realizzato usualmente con un profilato metallico (con sezione a L o rettangolare in Figura 1). Tale aspetto risulta poco approfondito in letteratura.

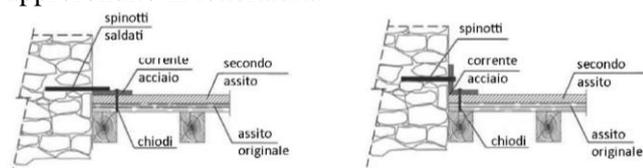


Figura 1. Ancoraggio del diaframma alla muratura (Giuriani, 2012).

Il presente lavoro si propone di mettere a fuoco le problematiche e di fornire indicazioni per una corretta ed esaustiva progettazione degli elementi di contorno, in funzione della distribuzione del flusso di taglio lungo il perimetro del diaframma che dipende dal comportamento locale delle connessioni tra tavole lignee ed elementi metallici.

### 1.1 Problematiche del diaframma realizzato con doppio assito e obiettivi del lavoro

Quando si rinforza un solaio ligneo con la tecnica del doppio assito, generalmente all'assito esistente sopra i travetti viene sovrapposto un secondo assito costituito da tavole nuove, perpendicolari a quelle esistenti oppure inclinate a  $45^\circ$ . La capacità di trasferire le azioni taglianti complanari risulta diversa nel caso di assito perpendicolare o inclinato. Nel primo caso il flusso resistente degli sforzi tangenziali dipende dalla larghezza delle tavole dello strato inferiore e di quello superiore e dal numero di chiodi presenti in ciascun nodo all'intersezione tra le due tavole sovrapposte. Nel caso dell'assito inclinato a  $45^\circ$ , invece, la resistenza al flusso degli sforzi tangenziali dipende dalla sola chiodatura lungo il contorno. In un recente rapporto tecnico Reluis (Giuriani et al., 2017) è stato mostrato con un esempio progettuale che nel primo caso il numero complessivo dei chiodi risulta di un ordine di grandezza superiore rispetto a quello con assito inclinato.

Per queste ragioni nel seguito lo studio viene limitato al caso dell'assito inclinato, per il quale la chiodatura può essere limitata, in via di principio, lungo il contorno. L'elemento di bordo realizzato viene collegato al doppio tavolato mediante chiodatura e alla parete sismo-resistente mediante spinotti e alle pareti perpendicolari alla direzione del sisma mediante ritegni.

Il presente lavoro si propone di esaminare in dettaglio il problema del trasferimento delle azioni di taglio complanari al diaframma tra doppio assito e profilato metallico. In particolare, vengono studiate le sollecitazioni locali nel tratto tra i travetti indotte dal flusso degli sforzi tangenziali paralleli al profilato metallico (e alla parete sismo-resistente). Nella prima parte del lavoro viene esaminato analiticamente il comportamento delle connessioni che trasmettono il flusso di taglio tra elemento metallico di contorno e l'anima del diaframma (doppio assito). Nella seconda parte della memoria vengono illustrati i risultati di una prova sperimentale in scala reale su un diaframma ligneo con assito inclinato. I risultati della prova, che hanno permesso di validare anche un modello numerico, mettono in luce il ruolo delle connessioni perimetrali sulla effettiva distribuzione del flusso di taglio lungo il perimetro del diaframma.

## 2 COMPORTAMENTO DELLE CONNESSIONI LUNGO IL BORDO DEL DIAFRAMMA

### 2.1 Sollecitazioni lungo i bordi

Il presente lavoro fa riferimento al diaframma di piano di un edificio a pianta rettangolare oppure alla porzione rettangolare di un impalcato irregolare organizzato per svolgere la funzione di diaframma sismico (Figura 2). Il collegamento tra l'anima del diaframma e le murature perimetrali è garantito da correnti metalliche di bordo, nell'ipotesi di solai di dimensioni modeste per i quali non si prevede giunzione tra le tavole.

Le azioni sismiche  $f$  di competenza del piano in esame e trasversali all'edificio generano nel diaframma di piano un flusso di sforzi tangenziali  $q=T/L_y$ , essendo  $T$  l'azione sismica di piano trasmessa alle pareti sismo-resistenti. Nella porzione di diaframma maggiormente sollecitata (Figura 2) il profilato metallico di bordo trasmette all'anima del diaframma il flusso  $q$  con modalità diverse nel caso di bordo perpendicolare ai travetti (caso 1 in Figura 3) oppure parallelo ai travetti (caso 2). Nella prima configurazione, l'equilibrio della porzione di impalcato ( $\Delta x$ ) pari all'interasse di travetti del solaio, permette la valutazione dell'azione assiale nei travetti ( $F_y$ ) e della sollecitazione per unità di larghezza nell'assito nuovo diagonale ( $f_d$ ), come espresso dalle seguenti relazioni:

$$q \Delta x = f_d \Delta x \sin \alpha \cos \alpha \quad (1)$$

$$F_y = f_d \Delta x \sin^2 \alpha \quad (2)$$

avendo indicato con  $\alpha$  l'inclinazione dell'asse diagonale rispetto al bordo ortogonale ai travetti (generalmente pari a  $45^\circ$ ).

Nell'ipotesi che il corrente metallico sia disposto sopra il doppio assito, il flusso di taglio  $q$  lungo il perimetro del diaframma è trasferito dal corrente metallico all'anima del diaframma dalle azioni locali

nelle connessioni chiodate agenti perpendicolarmente o parallelamente al bordo ( $F_{\perp}$  e  $F_{//}$  in Fig. 4):

$$q\Delta x = F_{//} \Delta x/i; \quad F_{\perp} = F_{//} \tan \alpha \quad (3)$$

$$F_d = q \Delta x / \cos \alpha \quad (4)$$

avendo indicato con  $i$  l'interasse della chiodatura e  $F_d$  l'azione assiale nell'elemento diagonale.

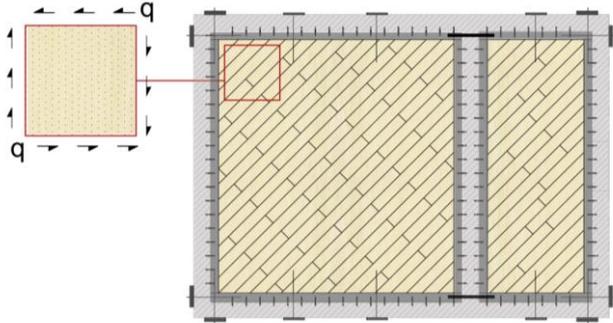


Figura 2. Diaframma di piano e flusso di taglio.

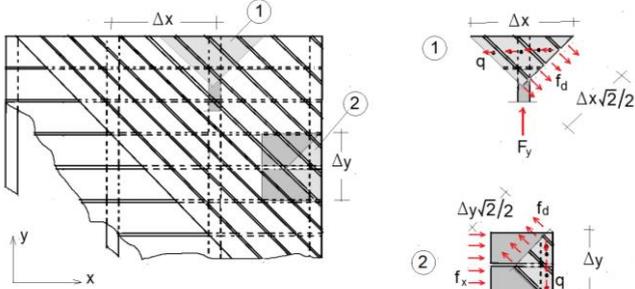


Figura 3: Trasferimento delle azioni tra elementi di bordo metallici e anima del diaframma con doppio assito.

Si noti inoltre che la connessione è caratterizzata da due superfici di taglio: in quella corrente metallico superiore-assito diagonale l'azione di taglio sollecita l'assito diagonale (concio 1 in Figura 3) con un angolo di inclinazione  $\alpha=45^\circ$  rispetto alla direzione fibre; nella superficie di taglio inferiore legno-legno, invece, il chiodo sollecita le fibre della tavola inclinata (1 in Figura 4a) con un angolo di inclinazione  $\alpha=45^\circ$ , mentre nelle tavole originali (2 in Figura 4a) il chiodo genera delle sollecitazioni in direzione ortogonale alle fibre. La tavola originale parallela e adiacente al bordo (2 in Fig. 4) risulta sollecitata dalle azioni  $F_{\perp}$  che producono una sollecitazione flettente  $M_2$  pari a:

$$M_2 = \beta(F_{\perp}/i)\Delta x^2 \quad (5)$$

essendo  $\beta = \frac{1}{10} \div \frac{1}{12}$ , considerando la tavola 2 originale come trave continua appoggiata in corrispondenza di ciascun travetto del solaio. Per simmetria dell'impalcato, i travetti risultano quindi degli elementi auto-equilibrati soggetti ad una azione assiale trasmessa dalle assi lignee originali parallele al corrente metallico. Per le campate intermedie l'azione nei travetti può essere assunta pari a:

$$F_y = \frac{F_{\perp}}{i} \Delta x \quad (6)$$

Si osserva che ciascun travetto deve essere connesso alla tavola (2) mediante lo stesso numero di chiodi  $n_{nails} = \Delta x/i$  disposti nel tratto  $\Delta x$ .

Questo numero di chiodi potrebbe non essere contenuto nella larghezza  $b_2$  della tavola (2) e pertanto occorre coinvolgere la seconda tavola (2') e, se non sufficiente, altre tavole interne. Per ripartire il carico sulla tavola (2') risultano, inoltre, necessari i distanziatori ( $s$  in Figura 4b) realizzati con tasselli lignei o flange metalliche qualora non sia assicurato il perfetto accostamento tra le tavole (2 e 2' in Figura 4b).

Il numero di chiodi che connettono il profilato metallico al doppio assito nel tratto  $\Delta x$  risulta:

$$n_{nails} = q\Delta x/V_{Rn,d} \quad (7)$$

essendo  $V_{Rn,d}$  la resistenza di progetto di ciascun chiodo che verrà esposta in seguito. Lo stesso numero di chiodi deve connettere le tavole (2) e (2') ai travetti (eq. 6).

Lungo i bordi paralleli ai travetti (bordo 2 in Figura 3) la chiodatura non produce flessione nel travetto adiacente alla parete data la presenza delle tavole sottostanti orizzontali che contrastano con continuità la componente orizzontale della sollecitazione assiale delle tavole inclinate ( $f_d$ ) mediante un'azione ( $f_x$ ) distribuita con continuità lungo la dimensione parallela ai travetti dell'impalcato. L'equilibrio della porzione 2 del doppio assito e del profilato metallico permette di ricavare le relazioni tra le sollecitazioni negli elementi:

$$q \Delta y = f_d \Delta y \sin \alpha \cos \alpha \quad (8)$$

$$f_x \Delta y = f_d \Delta y \cos^2 \alpha \quad (9)$$

Assumendo un'inclinazione  $\alpha=45^\circ$  delle tavole diagonali, l'azione nelle tavole inclinate e nell'assito originale risultano:

$$f_{wd} = 2q; \quad f_x = q \quad (10)$$

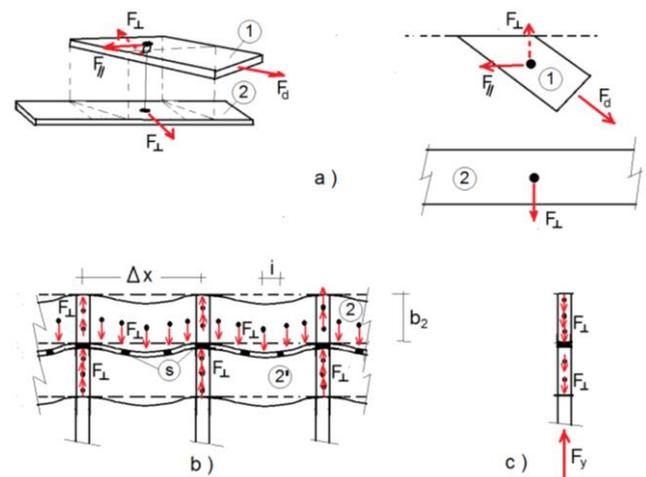


Figura 4: Configurazione con travetti perpendicolari alla parete: azioni nella connessione chiodata (a) nell'assito originale (b) e nel travetto (c).

Si noti infine che nella porzione tipo 2 dell'impalcato (Figura 3) in cui il corrente è parallelo ai travetti, la superficie di taglio della connessione tra corrente metallico e tavola inclinata è caratterizzata da

una sollecitazione avente un'inclinazione  $\alpha=45^\circ$  rispetto alla direzione delle fibre della tavola inclinata, mentre nella superficie di taglio inferiore tra assito e assito, la tavola inclinata è sollecitata in direzione  $\alpha=45^\circ$  rispetto alla direzione delle fibre mentre l'assito originale è sollecitato in direzione parallela.

Risulta quindi evidente che sia la resistenza sia la rigidezza delle connessioni perimetrali dipendono significativamente dalla rigidezza e resistenza a rifollamento del legno che varia in funzione della direzione di sollecitazione rispetto all'asse delle fibre. I risultati di una campagna sperimentale sulle proprietà del legno a rifollamento sollecitato da un chiodo di 4 mm di diametro (Giuriani et al., 2017) ha permesso di calibrare un modello analitico per la valutazione delle proprietà delle connessioni lungo i bordi del diaframma.

## 2.2 Rigidezza e resistenza delle connessioni chiodate

La connessione che impedisce lo scorrimento tra l'assito originale e quello inclinato oppure tra il profilato metallico e l'assito inclinato può essere studiata in campo elastico facendo riferimento alla formulazione analitica delle travi su letto elastico (Gelfi et al., 2002). Questo modello assume che (i) la risposta del legno nel campo delle piccole deformazioni sia perfettamente elastica, che (ii) il punto di flesso della deformata del chiodo sia esattamente nell'interfaccia degli elementi connessi e che (iii) la lunghezza efficace del chiodo sia contenuta nello spessore dell'elemento ligneo. Indicando con  $E_s$  il modulo elastico dell'acciaio,  $\phi$  il diametro dei chiodi,  $J$  il momento d'inerzia della sezione del chiodo,  $k_{w0}$ ,  $k_{w45}$ ,  $k_{w90}$  la rigidezza a rifollamento locale del legno rispettivamente per una sollecitazione parallela, a  $45^\circ$  e ortogonale alla direzione delle fibre, la rigidezza delle connessioni può essere espressa dalle seguenti relazioni, come riportato in dettaglio nel prodotto Reluis (Metelli et al., 2018). Nel caso di connessione tra corrente metallico e assito inclinato, la rigidezza della connessione risulta:

$$K_{ca} = 2E_s J \left( \frac{k_{w45} \phi}{4E_s J} \right)^{3/4} \quad (11)$$

Nel concio di tipo 2 del diaframma la rigidezza della connessione chiodata tra l'assito inclinato e quello originale sottostante risulta:

$$K_{aa,2} = 2E_s J \left[ \frac{1}{\left( \frac{k_{w45} \phi}{4E_s J} \right)^3} + \frac{1}{\left( \frac{k_{w0} \phi}{4E_s J} \right)^3} \right]^{-1} \quad (12)$$

mentre nel concio di tipo 1 del diaframma la rigidezza della connessione risulta:

$$K_{aa,1} = 2E_s J \left[ \frac{1}{\left( \frac{k_{w45} \phi}{4E_s J} \right)^3} + \frac{1}{\left( \frac{k_{w90} \phi}{4E_s J} \right)^3} \right]^{-1} \quad (13)$$

In Tabella 1 sono riportati i valori medi della rigidezza e della resistenza a rifollamento del legno delle tavole in abete (Giuriani et al., 2017) mentre in Tabella 2 sono riportati i valori della rigidezza e della resistenza della connessione con un chiodo di 4 mm di diametro per la superficie di taglio corrente-assito e assito-assito, rispettivamente, ottenuti con il modello analitico presentato.

La resistenza della connessione dipende dal comportamento a rifollamento del legno nella direzione dell'azione di taglio e dalla resistenza a snervamento del chiodo. Nel caso della superficie di taglio corrente-assito diagonale, assumendo un modello di pioli di lunghezza media la resistenza della connessione può essere espressa dalla seguente relazione (Gelfi et al. 2002):

$$V_{Rn} = f_h \phi L_w = 1930 \text{ N} \quad (14)$$

$$L_w = L'_w - t/2 = 12.1 \text{ mm} \quad (15)$$

$$L'_w = L \left\{ -1 + \sqrt{2 + \frac{2}{3} \frac{f_y}{f_h} \left( \frac{\phi}{L} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{t}{L} \right)^2} \right\} = 13.6 \text{ mm} \quad (16)$$

avendo indicato con  $t=3 \text{ mm}$  lo spessore del corrente, con  $L_w$  la lunghezza efficace del piolo e con  $L = t_a + t$ . Si assume uno snervamento del chiodo  $f_y = 1000 \text{ MPa}$  e una resistenza a rifollamento  $f_{h,45} = 40 \text{ MPa}$  del legno per un'inclinazione della sollecitazione di  $45^\circ$  rispetto alla direzione delle fibre.

Nel caso della seconda superficie di scorrimento, ovvero nel caso di collegamento tra soli elementi lignei (assito diagonale e assito originale), la resistenza della connessione dipende dalla resistenza a rifollamento di entrambi gli elementi lignei che risultano sollecitati con un'inclinazione differente rispetto alla direzione delle fibre.

Nel caso quindi del concio 1 (con corrente perpendicolare alla direzione dei travetti, Figura 3) la resistenza della connessione risulta (Metelli et. al, 2018):

$$V_{R,u} = f_{h,90} \Phi^2 \sqrt{\frac{2}{3} \frac{f_y}{f_{h,90}} \left( 1 + \frac{f_{h,90}}{f_{h,45}} \right) \frac{1}{1 + \frac{f_{h,90}}{f_{h,45}}}} = 1810 \text{ N} \quad (17)$$

Nel caso quindi del concio 2 (con corrente parallelo alla direzione dei travetti, Fig. 3) la resistenza della connessione risulta:

$$V_{Rn} = f_{h,0} \Phi^2 \sqrt{\frac{2}{3} \frac{f_y}{f_{h,0}} \left( 1 + \frac{f_{h,0}}{f_{h,45}} \right) \frac{1}{1 + \frac{f_{h,0}}{f_{h,45}}}} = 1950 \text{ N} \quad (18)$$

Si noti la modesta differenza della resistenza delle connessioni legno-legno o legno-acciaio nei due piani di taglio.

Tabella 1. Resistenza  $f_h$  e rigidezza  $k_w$  a rifollamento del legno delle tavole al variare della direzione della sollecitazione rispetto a quella delle fibre

Direzione parallela alle fibre		Direzione di 45° rispetto alle fibre		Direzione di 90° rispetto alle fibre	
$f_{h,0}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$k_{w,0}$ [N/mm <sup>3</sup> ]	$f_{h,45}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$k_{w,45}$ [N/mm <sup>3</sup> ]	$f_{h,90}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$k_{w,90}$ [N/mm <sup>3</sup> ]
50	80	40	50	37	30

Tabella 2. Rigidezza  $K$  e resistenza  $V_{Rn}$  della connessione con un chiodo di 4 mm di diametro, un piatto  $t=3$  mm e due strati di assito di spessore  $t_a=22$  mm

Tipologia di unione	$K$ [N/mm]	$V_{Rn}$ [N]
corrente – assito diagonale	1516	1930
assito originale – assito diagonale (Caso 1)	614	1810
assito originale – assito diagonale (Caso 2)	890	1950

### 3 PROVA SPERIMENTALE

#### 3.1 Descrizione del campione di prova

Il campione di solaio testato ha dimensioni in pianta di 2.00x2.00m. Il dimensionamento del diaframma e delle relative connessioni è stato eseguito sulla base di un edificio di riferimento (Giuriani et al. 2018). Si è assunta un'azione di taglio di progetto pari a 30 kN e un'azione resistente di ciascun chiodo  $V_{m,d}=1.5$  kN, per le quali sono necessari 13 chiodi/m lungo il bordo del diaframma.

Il provino è composto da travetti in legno d'abete caratterizzato da un'umidità relativa del 12% con sezione 130x110 mm<sup>2</sup>, disposti con interasse pari a circa 50 cm, al di sopra dei quali è stato chiodato uno strato di assito ortogonale costituito da tavole di sezione 190x22 mm<sup>2</sup>. La connessione tra i due elementi lignei è realizzata mediante due chiodi in acciaio armonico di diametro  $\phi=4$  mm per ogni nodo tavola/travetto. Le tavole di assito superiori hanno un'inclinazione di 45° rispetto alle tavole di assito sottostante (Figura 5)

Lungo il perimetro sono stati posizionati 4 piatti metallici (uno per ogni lato) di sezione 100x3 mm<sup>2</sup> al fine di permettere la trasmissione dello sforzo di taglio durante la prova e simulare le condizioni al contorno di un solaio reale. La connessione tra i piatti ed il solaio è realizzata tramite chiodatura metallica con chiodi  $\phi 4 \times 70$  mm di lunghezza. I chiodi sono disposti lungo una sola fila distante 25 mm dal bordo interno con interasse pari a 50 mm in ogni gruppo di 4 chiodi, distanti dai successivi 4 di 150 mm. Risultano così disposti 13 chiodi/m su ogni profilo metallico perimetrale al pannello in legno, coerentemente con quanto calcolato precedentemente (Figura 5). Per evitare eventuali problemi d'instabilità, dato che le tavole di assito diagonale sono state chiodate alla travatura sottostante solo alle estremità, è risultato necessario prevedere delle connessioni distribuite all'interno dell'impalcato. Sono state quindi inserite

delle viti  $\phi 4 \times 70$  mm disposte secondo un interasse di 40 cm e solo in corrispondenza dei travetti (Figura 5).

Lo strato d'assito originale risulta chiodato per tutta la lunghezza del solaio in corrispondenza dei travetti e non presenta problemi d'instabilità, ma risulta comunque interessato dall'inflexione delle tavole perimetrali caricate ortogonalmente al loro asse. Per evitare questa flessione, è stata predisposta una chiodatura aggiuntiva nelle prime due tavole perimetrali in corrispondenza dei travetti. A tali connettori è stato affidato il compito di assorbire l'azione trasversale e di sostenere, mediante le tavole d'assito sottostanti, l'eventuale inflessione della prima tavola perimetrale, non concedendole possibilità di deformazione (Figura 5V).

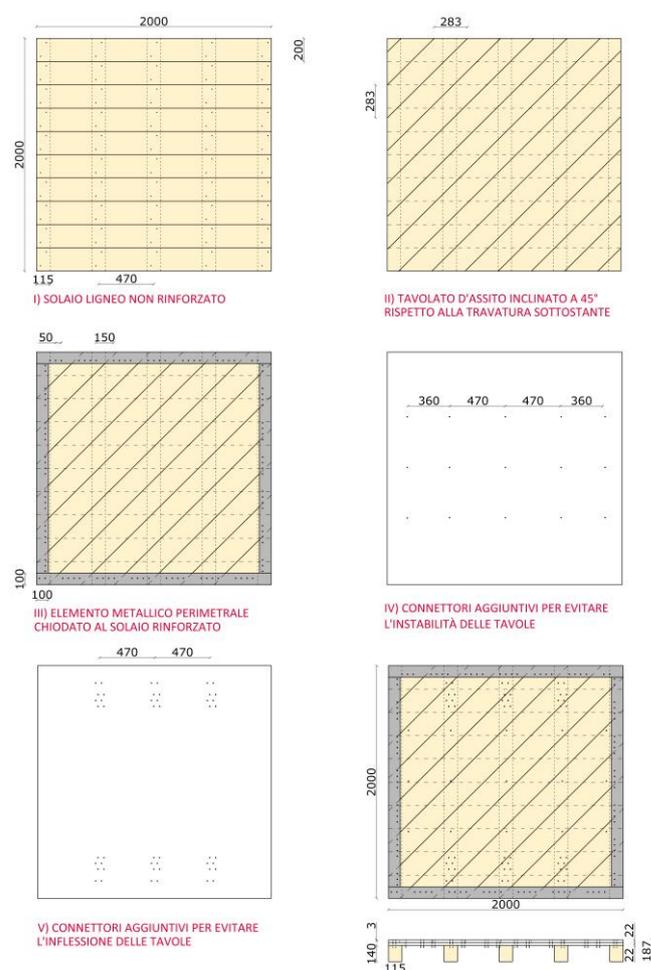


Figura 5: Schema delle fasi costruttive del campione.

#### 3.2 Descrizione del banco di prova

Il banco di prova è costituito da una cornice rigida auto-equilibrata all'interno della quale è posizionato il campione. La struttura esterna è composta da una trave HEB500 di lunghezza pari a 6 m, con funzione di base, da due montanti laterali HEB200 di altezza pari a 3 m e da una trave HEB200 di lunghezza pari a 4 m, con funzione di elemento di chiusura superiore. Il ribaltamento fuori piano del banco è inibito grazie all'ancoraggio ad una trave posteriore. Il campione è posizionato all'interno del banco di prova in modo che

i travetti risultino ortogonali ai montanti verticali (Figura 6).

Lo spostamento orizzontale del banco è misurato tramite un trasduttore induttivo posto in sommità; la forza agente sul campione viene letta da una cella di carico posta tra il martinetto e il banco (Figura 6). Le deformazioni delle tavole d'assito inclinate vengono impiegati trasduttori potenziometrici disposti sulle diagonali principali del campione, una parallela all'asse delle tavole (diagonale "a") e l'altra ortogonale all'orditura delle tavole (diagonale "b"). Gli strumenti, dotati di prolunghe, sono stati fissati all'assito diagonale. Infine, vengono predisposti trasduttori potenziometrici lungo due lati ortogonali del pannello, per un'acquisizione in continuo degli scorrimenti relativi tra il profilo metallico perimetrale e l'assito diagonale. In particolare, su ogni lato sono previsti tre coppie di trasduttori per monitorare rispettivamente gli scorrimenti paralleli e perpendicolari al corrente (dettaglio 1 di Figura 6).

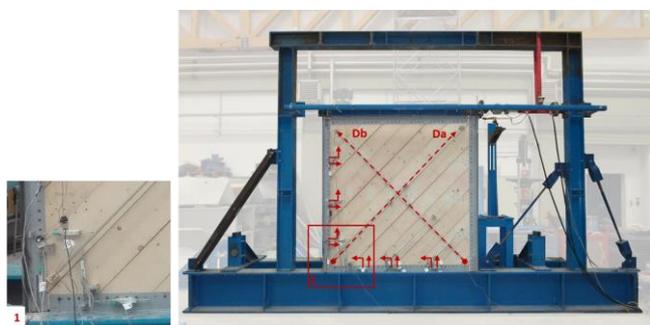


Figura 6: Vista del banco di prova strumentato con dettaglio dei trasduttori impiegati sul perimetro per la misura degli scorrimenti tra corrente e assito (dettaglio 1).

Il campione è stato sollecitato da cicli spostamento di ampiezza crescente. I primi cicli sono stati condotti in campo elastico; la prova è proseguita fino al raggiungimento dell'azione di progetto (30 kN) ed è stata poi spinta fino ad un carico pari a 1.5 volte quello di progetto (45 kN).

### 3.3 Risultati della prova sperimentale

Inizialmente sono stati condotti sei cicli simmetrici, per valori di spostamento in sommità pari a 0.25 mm, 0.5 mm, 1.0 mm, 1.5 mm, 2.5 mm e 2.5 mm; per ciascun ciclo sono state ricavate le relative curve carico spostamento, l'allungamento delle diagonali nonché gli scorrimenti relativi tra pannello e correnti in acciaio. Il campione è stato successivamente sollecitato a carichi crescenti, fino al raggiungimento dello 0,5% di *drift* (Figura 7). I cicli simmetrici di carico e scarico sono stati condotti per spostamenti orizzontali in sommità di 4, 6, 8 e 10 mm.

Dalla curva carico-spostamento si nota un comportamento del provino simmetrico ma non elastico, già dai primissimi cicli: infatti, per spostamenti maggiori di 0.5 mm (0.025% di drift, corrispondente ad un'azione di taglio massima di circa 5 kN, pari a 1/6 del taglio di progetto), la rigidità del

provino si discosta dalla rigidità iniziale stimata a partire dall'inclinazione della retta tangente le curve del grafico e pari a  $k_f=12$  kN/mm.

Per un carico applicato pari alla sollecitazione di taglio di progetto ( $F_d=30$  kN) si misura uno spostamento in sommità pari a 4.55 mm, corrispondente a un *drift* di 0.23%. La rigidità secante a taglio del pannello risulta quindi pari a  $K_d=6.6$  kN/mm (Figura 7).

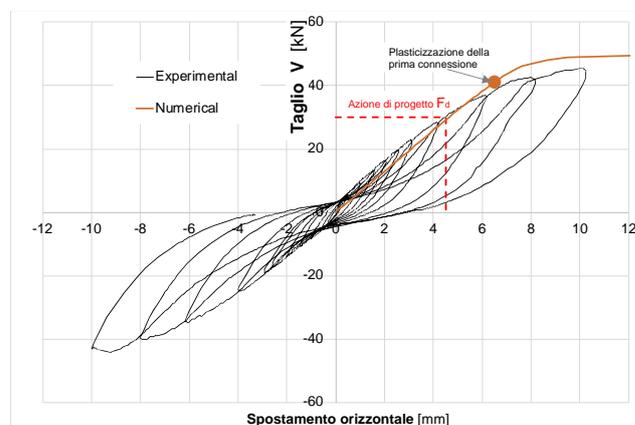


Figura 7: Curva carico-spostamento.

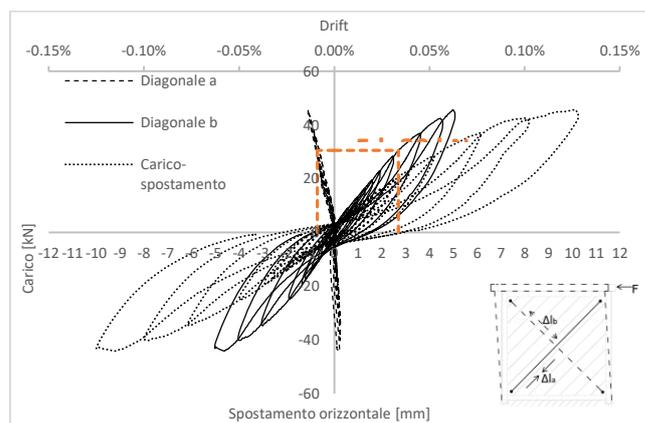


Figura 8: Curva carico-spostamento delle diagonali.

I valori degli allungamenti in corrispondenza delle diagonali principali mostrano che in corrispondenza della "diagonale a", parallela all'assito, si registrano allungamenti modesti rispetto a quelli misurati lungo la "diagonale b", perpendicolare all'assito, Figura 8). Lungo la "diagonale a" viene quindi rilevata solo la deformazione assiale della tavola che risulta modesta rispetto a quella della connessione, che invece è tenuta in considerazione nella misurazione lungo la "diagonale b". È quindi ragionevole ritenere che le deformazioni si concentrano in corrispondenza dei chiodi e sono principalmente determinate dalla deformazione elastica della connessione e dal successivo rifollamento del legno.

Durante la prova sono stati monitorati gli scorrimenti relativi tra anima del diaframma e piatto metallico perimetrale, sia in direzione parallela sia in direzione perpendicolare al corrente (Figura 9): i risultati relativi agli scorrimenti orizzontali e verticali misurati tra corrente metallico e assito diagonale alla base del pannello mostrano che gli scorrimenti

orizzontali crescono al crescere del carico applicato e diminuiscono progressivamente lungo il corrente, da sinistra (in corrispondenza dell'asse inclinata posta sulla diagonale) verso destra (dove le assi inclinate hanno lunghezze via via minori).

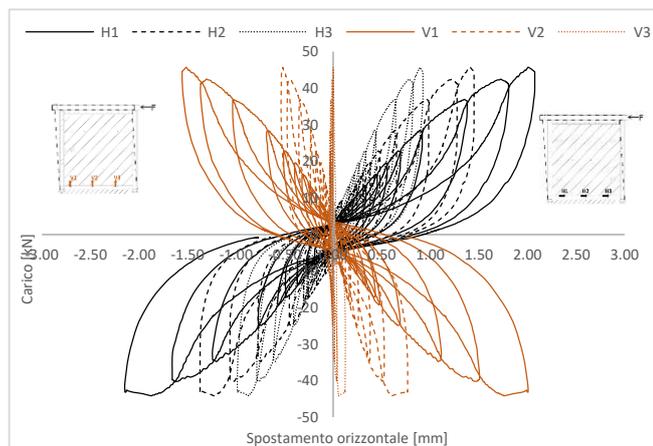


Figura 9: Curve carico-scorrimento parallelo e perpendicolare tra piatto metallico orizzontale e assito.

Per gli spostamenti verticali relativi tra corrente metallico e diaframma ligneo, si nota che i valori massimi in prossimità della diagonale decrescono velocemente spostandosi verso destra, fino a valori prossimi allo zero in corrispondenza dello strumento posto sull'asse diagonale di lunghezza minore. Gli scorrimenti verticali hanno inoltre valore assoluto minore di quelli orizzontali (Figura 9). Analoghe considerazioni sono da applicarsi alle curve carico-spostamento relative agli scorrimenti tra assito e piatto metallico verticale sinistro (Metelli et al. 2018). Dall'analisi dell'andamento degli scorrimenti relativi si può quindi dedurre che le forze e il flusso di taglio tra corrente e assito non hanno un andamento uniforme, bensì lineare, con valori massimi in corrispondenza della diagonale maggiore fino ad annullarsi al vertice opposto del corrente metallico (Figura 10).

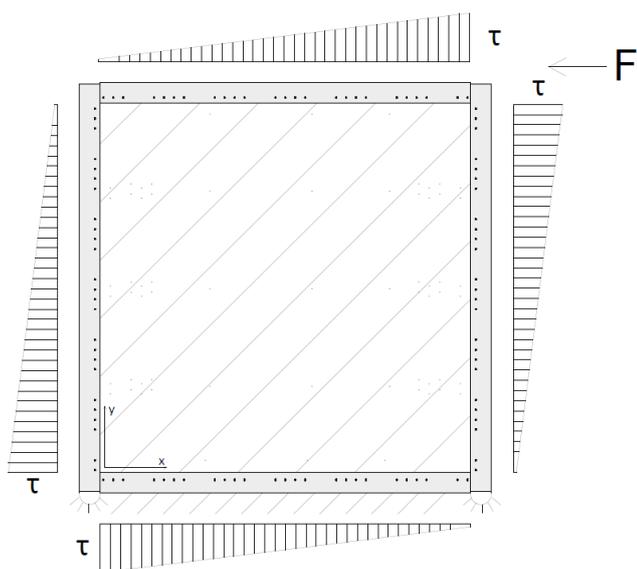


Figura 10: Andamento qualitative del flusso di taglio lungo i lati dell'anima del diaframma.

## 4 MODELLO NUMERICO

L'attività di ricerca è completata dallo sviluppo di un modello agli elementi finiti implementabile anche in programmi di calcolo commerciali al fine di poter successivamente valutare il comportamento di diaframmi di dimensioni e geometrie reali, indagando l'effettiva distribuzione delle azioni tra pannello d'anima e i correnti metallici perimetrali collegati. Per la modellazione si è utilizzato il programma commerciale MidasGen 2019 ver.2.1.

La particolarità del modello consiste nel concentrare le non linearità del sistema nelle connessioni chiodate tra assito e correnti metallici, mantenendo in campo elastico sia i correnti che gli elementi in legno, valutandone a posteriori lo stato di sforzo.

### 4.1 Descrizione del modello

Come rappresentato in Figura 11 e in Figura 12, i correnti metallici di contorno sono modellati con elementi tipo "beam". Il vincolo tra i correnti è una cerniera. Le assi diagonali sono modellate con elementi tipo "truss" in grado di assorbire solo un'azione assiale, mentre per l'assito originale sono stati impiegati elementi di tipo "beam", in quanto devono essere in grado di equilibrare l'azione trasversale alle fibre in corrispondenza del collegamento con i correnti (concio 1 in Figura 11). Le assi originali sono a loro volta vincolate ai travetti, modellati con elementi tipo "truss" che risultano quindi elementi auto-equilibrati caricati solo assialmente, come discusso nei capitoli precedenti. Si è assunto un comportamento isotropo del legno con un modulo elastico  $E_w = 10$  GPa, mentre per i correnti si è adottato un modulo elastico dell'acciaio pari a  $E_s = 210$  GPa.

Come nella prova sperimentale, i vincoli del diaframma sono stati applicati al corrente inferiore. I nodi dove convergono i diagonali sono stati vincolati alla traslazione nelle due direzioni X, Y del piano del pannello. L'analisi è condotta in controllo dello spostamento imposto nel nodo superiore.

Il collegamento tra assito originale e assito inclinato è differente lungo i bordi orizzontali rispetto ai bordi verticali del diaframma provato (vd. descrizione del concio 1 e del concio 2 in Fig. 3). Il collegamento tra il corrente metallico e l'assito è stato modellato con un elemento tipo "spring-general link" con comportamento elasto-plastico a taglio (in direzione parallela al corrente) e assiale (in direzione ortogonale al corrente) (Figura 12). Si noti che le proprietà dei due collegamenti, lungo i correnti orizzontali o i correnti verticali, sono differenti perché governate da direzioni delle azioni differenti rispetto alla direzione delle fibre dell'assito diagonale e originale (Tabella 3 e Figura 11). Infine, lungo i bordi verticali del diaframma, i nodi degli elementi diagonali sono stati collegati con elementi tipo "rigid link" all'asse dell'assito originale

(disposto verticalmente) al fine di attivare a flessione l'assito originale, garantendo così l'equilibrio del nodo (Figura 12).

Come già anticipato, le non linearità del diaframma sono state concentrate nelle connessioni chiodate tra correnti e anima del diaframma stesso, ovvero nelle molle a taglio e assiali tra correnti e diagonali dell'assito. Le rigidezze e la resistenza di tali elementi sono stati calibrati in modo da simulare il comportamento di 13 chiodi/m, come nella disposizione adottata nel diaframma provato. Si assume un comportamento dei collegamenti di tipo elasto-plastico.

I valori della resistenza e della rigidezza di ogni singola molla sono ottenuti dai valori di resistenza e rigidezza del singolo chiodo, considerando che sono stati disposti  $n=13$  chiodi/metro e che l'interasse del gruppo di chiodi nel modello numerico nodi è pari a  $\Delta=200$  mm, come espresso dalla seguente relazione:

$$V_R = n \Delta V_{Rn} \quad (19)$$

$$K_x = n \Delta k_{xi} \quad K_y = n \Delta k_{yi} \quad (20)$$

Nella Tabella 3 i riportano le proprietà meccaniche dei collegamenti (per singolo chiodo e per singolo elemento del modello), calcolate in accordo al modello analitico presentato nel capitolo 2.

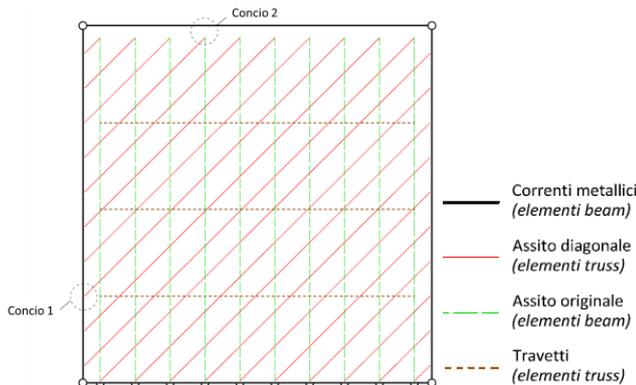


Figura 11: Schema del modello numerico.

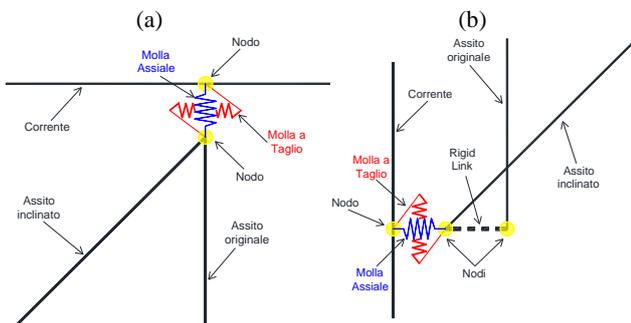


Figura 12. Collegamento tra corrente e assito ungo i bordi orizzontali del diaframma con comportamento assimilabile al concio tipo 2 (a), lungo i bordi verticali del diaframma con comportamento assimilabile al concio tipo 1 (b).

#### 4.2 Risultati delle analisi numeriche

I principali risultati sono sintetizzati in Figura 8 in cui si confrontano i risultati delle analisi numeriche con quelli sperimentali, in termini di taglio sollecitante  $V$  in

funzione dello spostamento laterale applicato in sommità. Si può apprezzare come il modello numerico, sebbene molto semplice, sia in grado di cogliere con buona precisione sia il carico massimo sia la rigidezza secante (per un carico di progetto di taglio pari a 30 kN). In particolare si ottiene una differenza del 5% in termini di resistenza e di solo il 3% in termini di rigidezza secante in corrispondenza carico di progetto di 30 kN.

Tabella 3. Proprietà meccaniche (rigidezza e resistenza) degli elementi tipo "spring-general link" che collegano i correnti (con X e Y si indicano gli assi locali degli elementi).

	Rigidezza		Resistenza	
	Axial spring $k_x$ [kN/mm]	Shear spring $k_y$ [kN/mm]	Axial spring $V_{Rn,x}$ [kN]	Shear spring $V_{Rn,y}$ [kN]
Singolo chiodo	0.614	1.516	1.81	1.93
Concio 1	1.594	3.941	4.71	5.03
Singolo chiodo	0.890	1.516	1.95	1.93
Concio 2	2.314	3.941	5.06	5.03

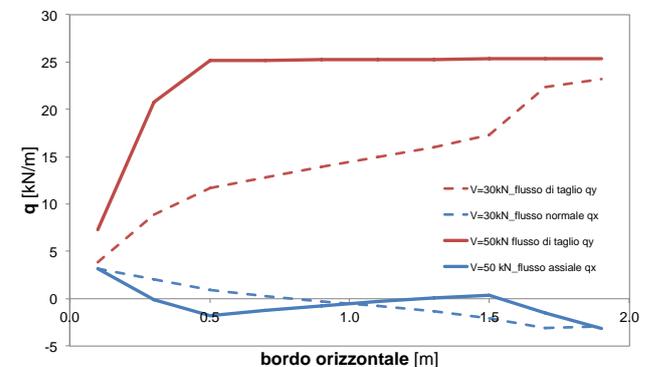


Figura 13. Andamento del flusso delle azioni parallele e normali al corrente orizzontale.

Per ottenere una risposta migliore del diaframma anche per ridotti livelli di spostamento imposti sarebbe necessario introdurre legami più accurati per rappresentare il comportamento non lineare delle connessioni, con valori della rigidezza a rifollamento del legno variabile al crescere dello spostamento imposto. In Figura 13 sono diagrammati il flusso di taglio  $q_y$  e assiale  $q_x$  (ortogonale al corrente) per un carico di progetto  $V=30$  kN e per un carico ultimo  $V=50$  kN lungo il corrente orizzontale. Si noti che in corrispondenza del carico di progetto tutte le connessioni rimangono in campo elastico con una concentrazione del flusso di taglio in corrispondenza della diagonale maggiore dell'assito, come osservato anche nella prova sperimentale. In campo elastico, l'andamento del flusso di taglio dipende solo dalla rigidezza delle connessioni e si concentra dove il pannello subisce una maggiore deformazione ovvero lungo la diagonale maggiore dell'anima del diaframma. La plasticizzazione della prima connessione avviene per un'azione di taglio  $V=38$  kN, come evidenziato dal simbolo in Figura 8. In corrispondenza del carico massimo di 50 kN gran parte delle connessioni risulta plasticizzata a taglio e quindi l'andamento del flusso di

taglio lungo i correnti risulta uniforme lungo gran parte della dimensione del corrente. Le azioni  $q_x$  ortogonali al pannello risultano invece modeste (Figura 13).

## 5 CONSIDERAZIONI FINALI

L'obiettivo della ricerca esposta nella memoria è lo studio del comportamento a taglio nel piano di diaframmi in legno realizzati con la tecnica a secco del doppio assito. La particolarità della soluzione proposta riguarda l'impiego di tavole inclinate a  $45^\circ$  rispetto all'assito originale, ordito in direzione perpendicolare ai travetti. Il collegamento tra l'anima del diaframma e le murature perimetrali è garantito da correnti metallici di bordo. Tale soluzione risulta essere molto vantaggiosa dal punto di vista economico perché consente di disporre le connessioni chiodate unicamente lungo i correnti perimetrali, nell'ipotesi di solai di dimensioni modeste per i quali non si prevede giunzione tra le tavole.

Nel lavoro si modella in dettaglio il problema del trasferimento delle azioni di taglio complanari al diaframma tra doppio assito e profilato metallico, proponendo anche un modello analitico per la valutazione della rigidezza e resistenza delle connessioni tra assito e corrente metallico. I risultati sperimentali ottenuti da prove condotte su un concio di diaframma in scala reale soggetto a taglio puro mostrano un comportamento stabile fino a un carico quasi doppio rispetto al carico di progetto. Lo studio sperimentale ha inoltre messo in evidenza una distribuzione lineare dei flussi di taglio lungo i correnti, contrariamente alla pratica progettuale che prevede l'ipotesi di distribuzione uniforme del flusso. L'andamento del flusso di taglio è governato unicamente dalla rigidezza delle connessioni perimetrali che risulta molto inferiore alla rigidezza assiale delle tavole dell'anima del diaframma. Il flusso di taglio tende quindi a concentrarsi dove il pannello subisce una maggiore deformazione, ovvero lungo la diagonale maggiore dell'anima del diaframma. Il risultato è confermato anche da analisi numeriche in campo non lineare.

## RINGRAZIAMENTI

Il presente studio è stato sviluppato grazie al programma di ricerca "DPC – ReLUIIS 2018 – PR4-Strutture in Legno – WP3", finanziato dalla "Presidenza del Consiglio dei Ministri, Dipartimento della Protezione Civile". La presente pubblicazione, tuttavia, non necessariamente rispecchia la posizione del Dipartimento della Protezione Civile. Un ringraziamento particolare è rivolto all'ing. A. Molinari e all'ing. M. Rizzi per l'aiuto nello svolgimento delle prove sperimentali.

## BIBLIOGRAFIA

- Benedetti, D., Benzoni, G., & Parisi, M. A. (1988). Seismic vulnerability and risk evaluation for old urban nuclei. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 16(2), 183-201. doi:10.1002/eqe.4290160203
- Branco, J. M., Kekeliak, M., and Lourenço, P. B., 2014. In-Plane Stiffness of Traditional Timber Floors Strengthened with CLT. *Materials and Joints in Timber Structures*. Ed. by S. Aicher, H. W. Reinhardt, and H. Garrecht, 725–737.
- Brignola, A., Pampanin, S., and Podestà, S., 2012. Experimental Evaluation of the In-Plane Stiffness of Timber Diaphragms. *Earthquake Spectra*, 28(4), 1687–1709.
- Ceccotti A., 2002. Composite concrete-timber structures, *J. Structural Engineering*. Mater. 4 264–275.
- Corradi, M., Speranzini, E., Borri, A., and Vignoli, A., 2006. In-plane shear reinforcement of wood beam floors with FRP. *Composites Part B: Engineering* 37, 310–319.
- Felicetti R., Gattesco N., Giuriani E., 1997. Local phenomena around a steel dowel embedded in a stone masonry wall. *Mater Struct* 30:238.
- Gattesco, N. and Macorini, L., 2014. In-plane stiffening techniques with nail plates or CFRP strips for timber floors in historical masonry buildings. *Construction and Building Materials*, 58, 64–76.
- Gelfi, P., and E. Giuriani. 2000. Studio sperimentale del comportamento di travi miste legno-acciaio con connettori a piolo. *V Workshop italiano sulle costruzioni composte*-Palermo. In Italian.
- Gelfi, P., Giuriani, E., Marini, A. 2002. Stud shear connection design for composite concrete slab and wood beams. *Journal of Structural Engineering*, 128(12), 1544-1550.
- Giuriani E, Marchina E. e Veroli M., 1998. Comportamento sotto carico ciclico di solai in legno rinforzati con soletta in c.a. per l'adeguamento sismico. Technical Report, Dipartimento di Ingegneria Civile, Università di Brescia.
- Giuriani E, Gattesco N., Del Piccolo M., 1993. Experimental tests on the shear behavior of dowels connecting concrete slabs to stone masonry walls. *Mater Struct* 26:293. <https://doi.org/10.1007/BF02472951>
- Giuriani E. e Frangipane A. Wood-to-concrete composite section for stiffening of ancient wooden beam floors. In: Proc., 1st Italian Workshop on Composite Structures. 1993. p. 307-317.
- Giuriani E., Marini A, Plizzari G. Experimental behaviour of stud connected wooden floors undergoing seismic action. *Restoration of Building and Monuments* 2005;11(1):3–24.
- Giuriani E., 2012. Consolidamento degli edifici storici. UTET Scienze Tecniche.
- Giuriani E., Metelli G., Cominelli S., Marchina E., 2017. Diaframmi di piano antisismici di impalcati lignei realizzati con doppio assito. *ReLUIIS-2017-PR4\_Allegato\_05-UR\_UNI-BS*.
- Giuriani E., Marini A., 2008. Wooden roof box structure for the anti – seismic strengthening of historic buildings, *International Journal of Architectural Heritage – Conservation, Analysis and Restoration*, vol. 2.
- Gubana, A., 2015. State-of-the-Art Report on high reversible timber to timber strengthening interventions on wooden floors. *Construction and Building Materials*, 97, 25–33.
- Gubana, A., & Melotto, M. (2018). Experimental tests on wood-based in-plane strengthening solutions for the

- seismic retrofit of traditional timber floors. *Construction and Building Materials*, 191, 290-299.
- Kallioras, S., Guerrini, G., Tomassetti, U., Marchesi, B., Penna, A., Graziotti, F., & Magenes, G. 201). Experimental seismic performance of a full-scale unreinforced clay-masonry building with flexible timber diaphragms. *Engineering Structures*, 161, 231-249.
- Li, Z., He, M., Ma, Z., Wang, K., Ma, R. 2016 In-Plane Behavior of Timber-Steel Hybrid Floor Diaphragms: Experimental Testing and Numerical Simulation, *Journal of Structural Engineering* (United States), 142 (12).
- Marini, A., Cominelli, S., Zanotti, C., & Giuriani, E. 2018. Improved natural hydraulic lime mortar slab for compatible retrofit of wooden floors in historical buildings. *Construction and Building Materials*, 158, 801-813.
- Marini, A., Giuriani, E., Belleri, A., Cominelli, S. 2018. Dowel connections securing roof-diaphragms to perimeter walls in historic masonry buildings and in-field testing for capacity assessment. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 16(9), 4001-4025.
- Meda A. and Riva P., 2001. Strengthening of wooden floors with high performance concrete slabs. *International Journal for Restoration of Buildings and Monuments* 7:6, 621-639 (2001).
- Metelli G., Giuriani E., Cominelli S., Marini A., Feroldi F., Marchina E. e Rizzi M., 2018. Diaframmi di piano antisismici di impalcati lignei realizzati con doppio assito: risultati sperimentali e ruolo delle connessioni tra assito e correnti di bordo sul comportamento a taglio del diaframma. *ReLUIS-2018-PR4\_Allegato UR\_UNI-BS*.
- Nowak T.P., Jasiénko J.J., Czepiz D., 2013, Experimental tests and numerical analysis of historic bent timber elements reinforced with CFRP strips, *Constr. Build. Mater.* 40 197–206.
- Peralta, D. F., Bracci, J. M., and Hueste, M. B. D., 2004. Seismic behavior of wood diaphragms in pre-1950s unreinforced masonry buildings. *Journal of Structural Engineering* 130(12), 2040–2050.
- Piazza M., Turrini G. 1983. Una tecnica di recupero statico dei solai in legno, *Recuperare*, 5, 6, 7, Milano.
- Piazza M, Baldessari C, Tomasi R., 2008. The role of in-plane floor stiffness in the seismic behaviour of traditional buildings. In: *Proceedings of the 14th world conference on earthquake engineering*, Beijing,
- Parisi, M. A., & Piazza, M. (2015). Seismic strengthening and seismic improvement of timber structures. *Construction and Building Materials*, 97, 55-66.
- Preti M, Loda S, Bolis V, Cominelli S, Marini A, Giuriani E., 2017. Dissipative roof diaphragm for the seismic retrofit of listed masonry churches. *J Earthq Eng.*
- Valluzzi M.R., Garbin E., Modena C., 2007, Flexural strengthening of timber beams by traditional and innovative techniques, *J. Build. Appraisal* 3 (2) (2007) 125–143.
- Valluzzi, M. R., Garbin, E., dalla Benetta, M., & Modena, C. (2013). Experimental characterization of timber floors strengthened by in-plane improvement techniques. In *Advanced Materials Research* (Vol. 778, pp. 682-689). Trans Tech Publications.
- Wilson, A., Quenneville, P., and Ingham, J. M., 2014. In-plane orthotropic behavior of timber floor diaphragms in unreinforced masonry buildings. *Journal of Structural Engineering*, 140(1).
- D.M. 9 gennaio 1996, Norme tecniche per il calcolo, l'esecuzione ed il collaudo delle strutture in cemento armato, normale e precompresso e per le strutture metalliche.
- D.M. 14 gennaio 2008, Nuove norme tecniche per le costruzioni.
- Tomažević M., 1989. Some aspects of structural strengthening of historic buildings in urban and rural nuclei against earthquakes. *Eur Earthq Eng* 1(1989):19–40