

III Workshop Italiano sulle Costruzioni Composte

Ancona 29 – 30 Ottobre 1998

COMPORTAMENTO DELLA CONNESSIONE A PIOLO NELLE TRAVI MISTE IN LEGNO E CALCESTRUZZO: MODELLAZIONE TEORICA E CONFRONTI SPERIMENTALI

P. Gelfi¹, E. Giuriani¹ ed A. Marini¹

¹Dipartimento di Ingegneria Civile, Università degli Studi di Brescia.

ABSTRACT

The stiffening and strengthening of wooden floors with a thin collaborating concrete slab is a recent technique, which appears particularly suitable for restoration of ancient buildings. The research work deals with the theoretical evaluation of the stiffness and the strength of the connection between the wooden beam and the slab. The stud connection is studied in the general case when the slab and the wooden beam are separated by the wooden planks. A simplified formulation for the evaluation of the stiffness, suitable for practice, is also provided. The presented strength formulation is an extension of the “European Yield Model” to the case with interposed plank. The results of the theoretical formulation are in good agreement with some experimental data.

1 INTRODUZIONE

L'accresciuto interesse per il recupero conservativo degli edifici storici anche dell'edilizia minore ha posto il problema del consolidamento degli impalcati lignei ed è stato di stimolo per numerose ricerche tendenti ad eliminare i ben noti inconvenienti di questi elementi strutturali. Le soluzioni proposte e studiate hanno contribuito a far crescere la richiesta di solai lignei anche per le nuove costruzioni, sia per ragioni estetiche e culturali, sia in relazione ad una riacquistata competitività dal punto di vista economico.

Uno dei problemi più sentiti nel recupero e nell'impiego dei solai in legno riguarda l'eccessiva deformabilità in esercizio e la rumorosità al calpestio. La soluzione dell'irrigidimento con una lastra collaborante in calcestruzzo armato, oltre ad incrementare di un ordine di grandezza la rigidità e a migliorare il comportamento acustico, offre il vantaggio di una tecnologia più semplice e più adatta all'edilizia minore. Essa consente inoltre di livellare l'impalcato, di creare una barriera al fuoco tra i piani e di costituire i diaframmi che, opportunamente collegati alle murature, conferiscono all'edificio un migliore comportamento antisismico.

L'irrigidimento flessionale dei solai in legno è reso possibile dalla collaborazione tra lastra e travi di legno ottenuta mediante connessioni specifiche. Per la lastra in cemento armato sono stati proposti, accanto ai connettori a piolo solidarizzati al legno con resina epossidica (Piazza e Turrini 1983), altri tipi di connettori a secco utilizzando dispositivi di

collegamento usualmente impiegati nelle strutture in legno, quali piastre chiodate, caviglie, chiodi, viti (Binda et al.1987, Giuriani e Frangipane 1993), oppure tronchi tubolari alloggiati in cavità fresate (Gelfi e Ronca 1993). Alcuni costruttori hanno proposto e brevettato connessioni particolari quali tralicci di acciaio alloggiati in scanalature nel legno e solidarizzati con resina, elementi di profilati metallici collegati al legno con viti ed anche collegamenti realizzati con lo stesso calcestruzzo che penetra in sedi fresate nel legno.

La tecnica dei connettori a piolo inseriti a secco nel legno con preforo proposta nei lavori (Gelfi e Giuriani 1995 e da Gelfi et al.1995) si è dimostrata particolarmente adatta ai cantieri di recupero conservativo per la sua semplicità ed affidabilità. Tale soluzione consente anche di risolvere agevolmente il problema della protezione del legno durante il getto, con semplici guaine traspiranti facilmente trapassate dai pioli. Questa tecnica è stata messa a punto nel corso di numerosi interventi di recupero ed è stata ampiamente studiata sperimentalmente e teoricamente (Giuriani e Frangipane 1993, Gelfi et al.1995 e Gubana 1995). Un aspetto di particolare interesse riguarda la possibilità di non rimuovere l'assito adottando connettori sufficientemente rigidi.

Lo studio accurato del comportamento della connessione è giustificato dal fatto che la rigidità della trave composta potrebbe essere molto penalizzata da una eccessiva deformabilità della connessione. Dal corretto dimensionamento della connessione dipende inoltre l'aumento di capacità portante della trave mista rispetto al solo legno. Si fa osservare che tale aumento risulta meno significativo rispetto all'incremento di rigidità ed è usualmente limitato ad un valore intorno a due.

Il presente studio riguarda la modellazione teorica della connessione tra lastra e trave realizzata con pioli a secco con assito interposto. L'approccio trae origine da uno studio teorico e sperimentale per i connettori a piolo delle sezioni miste in acciaio e calcestruzzo (Gelfi e Giuriani 1987), nel quale viene modellato il comportamento inizialmente elastico del connettore e il comportamento a rottura con formazione di cerniere plastiche nel gambo del connettore. I risultati della modellazione teorica sono confrontati con i risultati sperimentali ottenuti in (Gelfi e Giuriani 1995 e Gelfi et al.1995).

2 VALUTAZIONE TEORICA DELLA RIGIDEZZA DELLA CONNESSIONE

La valutazione della rigidità della connessione risulta particolarmente importante perchè le deformazioni flessionali della trave composta, come già detto, sono fortemente influenzate dallo scorrimento tra lastra e trave consentito dalla connessione. L'approccio teorico è di particolare interesse anche applicativo in quanto un'indagine sperimentale esaustiva di tutta la casistica progettuale risulterebbe particolarmente onerosa per i numerosi parametri da cui dipende. Nel presente lavoro accanto alla formulazione teorica rigorosa si propone una formulazione semplificata di più agevole impiego.

Il comportamento del piolo (Fig. 1 a) è idealmente ricondotto a quello classico della trave su suolo elastico (Fig. 1 b) sia nel tratto immerso nel calcestruzzo sia in quello infisso nel legno. Il tratto corrispondente all'assito interposto tra lastra e trave è considerato libero, in quanto l'assito non è vincolato rigidamente al travetto ed il piolo agisce in questo tratto entro un mezzo molto cedevole trattandosi di sollecitazioni perpendicolari alle fibre.

Per la rigidità k_w del legno sono disponibili pochi risultati sperimentali. Secondo le prove riportate in Fig. 2 la rigidità in campo elastico nella direzione parallela alle fibre, definita come rapporto tra la forza di interfaccia piolo-legno per unità di lunghezza del piolo e lo spostamento relativo h , per la specie abete rosso, un valore di circa 1300 N/mm² e sembra non dipendere significativamente dal diametro del piolo.

La rigidezza del calcestruzzo k_c è stata studiata dettagliatamente in (Gelfi e Giuriani 1987) dove è stata proposta la relazione $k_c = E_c/b$ con $b = 2.5 \div 3.3$ in funzione del rapporto tra il diametro e l'interasse dei pioli.

Il piolo viene assunto di lunghezza illimitata sia nel calcestruzzo che nel legno (Fig. 1 c) in quanto la profondità delle zone perturbate, dove le deformazioni sono significative, è modesta e confrontabile con la lunghezza di progetto generalmente adottata per il piolo (vedi paragrafo 3).

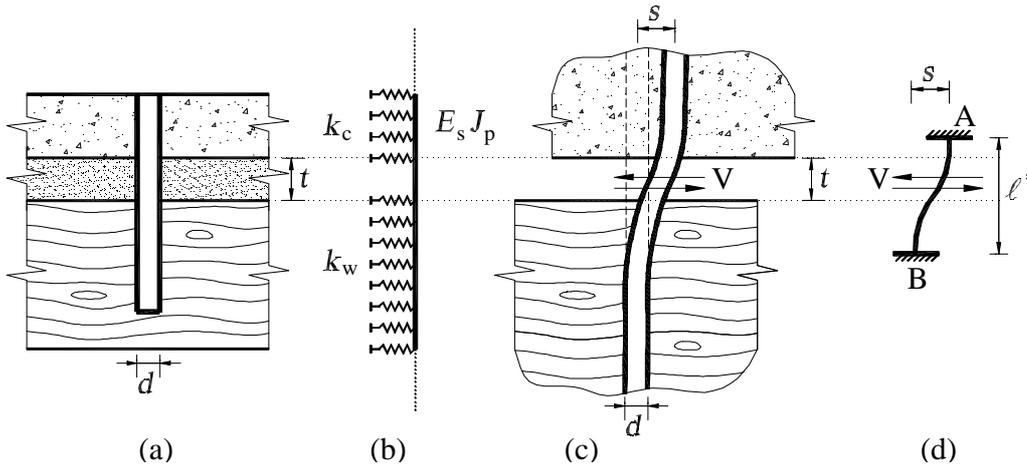


Fig. 1. Modello per il calcolo della rigidezza della connessione.

Ricorrendo alle soluzioni classiche della teoria della trave su suolo elastico, imponendo la continuità della deformata del piolo sotto l'effetto dello spostamento relativo s tra il calcestruzzo ed il legno (Fig. 1 c), è possibile ricavare la rigidezza K_P della connessione come rapporto tra l'azione tagliante V e lo spostamento s :

$$K_P = \frac{V}{s} = \frac{12 \cdot a_c^3 a_w^3 \cdot E_S J_P}{Z} \quad (1)$$

con:

$$\alpha_c = \sqrt[4]{\frac{k_c}{4E_S J_P}}; \quad \alpha_w = \sqrt[4]{\frac{k_w}{4E_S J_P}};$$

$$Z = 3 \cdot (a_c^2 + a_w^2) \cdot (a_c + a_w) + 3 \cdot t a_c a_w (a_c + a_w)^2 + 3 \cdot t^2 a_c^2 a_w^2 (a_c + a_w) + t^3 a_c^3 a_w^3$$

essendo t lo spessore dell'assito interposto ed $E_S J_P$ la rigidezza flessionale del piolo.

È possibile giungere ad una formulazione più semplice, che approssima bene la soluzione esatta, imponendo che la rigidezza della connessione sia uguale a quella del piolo doppiamente incastrato di lunghezza ideale ℓ^* (Fig. 1 d):

$$K_P = \frac{12 \cdot E_S J_P}{\ell^{*3}} \quad (2)$$

Tenendo conto della (1), la (2) fornisce:

$$\ell^* = \frac{\sqrt[3]{Z}}{\mathbf{a}_c \mathbf{a}_w} = f(k_c, k_w, t, d) \quad (2')$$

La funzione f può essere sviluppata in serie di Taylor nell'intorno dei valori di riferimento k_{co}, k_{wo}, t_o, d_o delle quattro variabili:

$$\ell^* = f(k_{co}, k_{wo}, t_o, d_o) + \left(\frac{\partial f}{\partial k_c} \right)_o (k_c - k_{co}) + \left(\frac{\partial f}{\partial k_w} \right)_o (k_w - k_{wo}) + \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right)_o (t - t_o) + \left(\frac{\partial f}{\partial d} \right)_o (d - d_o) + \dots$$

È possibile verificare che i termini dipendenti dalle derivate di ordine superiore al primo, dirette e miste, sono trascurabili e quindi arrestare la serie ai termini del primo ordine. Assumendo per i valori di riferimento delle rigidezze del calcestruzzo e del legno, dello spessore dell'assito interposto, e del diametro del piolo i valori più ricorrenti: $k_{co}=10000 \text{ N/mm}^2$; $k_{wo}=1300 \text{ N/mm}^2$; $t_o=25 \text{ mm}$; $d_o=16 \text{ mm}$ si ottiene:

$$\ell^* \cong 17.3 - 0.000572 \cdot k_c - 0.00894 \cdot k_w + 0.880 \cdot t + 4.34 \cdot d \quad (3)$$

con k_{co} e k_{wo} espressi in N/mm^2 , t e d in mm.

È possibile ottenere una ulteriore semplificazione considerando che sensibili variazioni di k_c comportano variazioni trascurabili di ℓ^* (Fig. 3 d). Pertanto, ponendo $k_{co}=10000 \text{ N/mm}^2$, la (3) può essere riscritta nel seguente modo:

$$\ell^* = 11.6 - 0.00894 \cdot k_w + 0.880 \cdot t + 4.34 \cdot d \quad (3')$$

L'errore commesso nella valutazione di ℓ^* con la (3) e la (3') è inferiore al 5% se i parametri variano entro gli intervalli di interesse pratico:

$$7000 < k_c < 14000 \text{ N/mm}^2; \quad 900 < k_w < 1300 \text{ N/mm}^2; \quad 12 < d < 20 \text{ mm}; \quad 0 < t < 50 \text{ mm}.$$

Tale imprecisione comporta un errore massimo del 14% nella valutazione della rigidezza K_P della connessione. I diagrammi di Fig.3, nei quali sono riportati i valori esatti di ℓ^* (eq. 2') e quelli approssimati (eq.3) al variare dei quattro parametri in gioco, mostrano la bontà dell'approssimazione.

Si noti che l'espressione di K_P non può essere ricondotta direttamente ad una relazione linearmente dipendente dalle variabili k_c, k_w, d, t in quanto risulta fortemente influenzata dai termini contenenti le derivate miste e le derivate di ordine superiore delle variabili d e t .

In Fig. 4 sono confrontati i valori teorici eq. (2') con i risultati sperimentali riportati in (Gelfi et al.1995). Nel caso dei connettori di diametro $d = 16 \text{ mm}$ con assito interposto la retta teorica è praticamente coincidente col primo tratto delle curve sperimentali. Nel caso di connettori di diametro $d = 12 \text{ mm}$, con calcestruzzo a diretto contatto con il travetto, il comportamento sperimentale, più rigido di quello teorico, è influenzato dalla presenza dell'aderenza tra legno e calcestruzzo. Questa aderenza, che si manifesta anche nei solai reali, non può essere presa in considerazione nella progettazione in quanto viene persa nel tempo a causa delle ripetute variazioni di volume del legno provocate dall'umidità. La rigidezza teorica, che trascura l'aderenza, fornisce anche in questo caso un valore cautelativo di riferimento per le verifiche in esercizio.

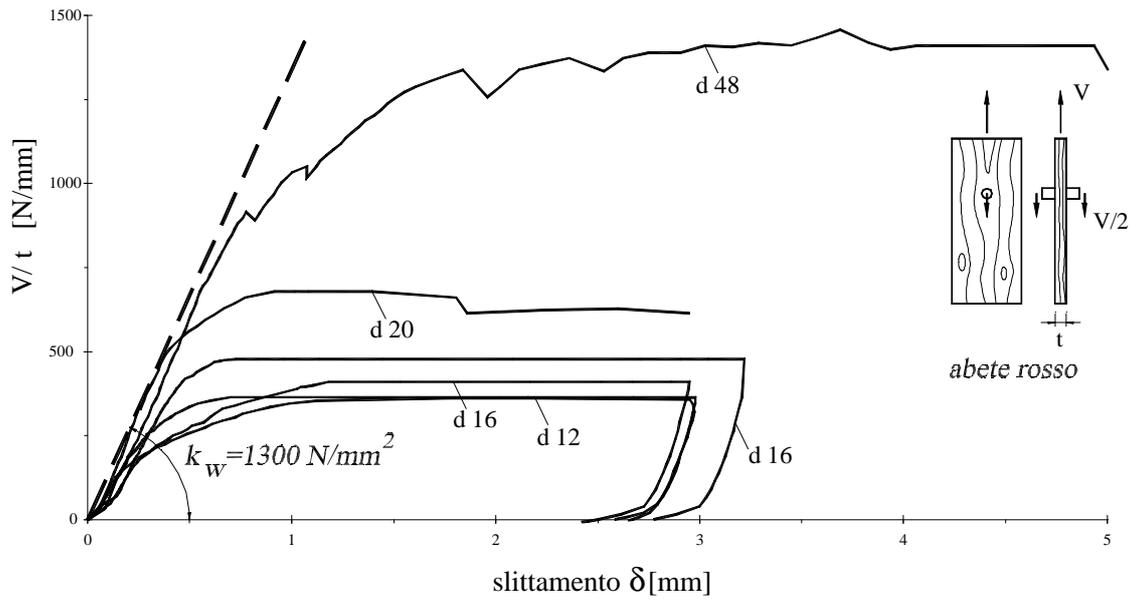


Fig. 2. Rigidezza k_w del legno (Gelfi et al. 1995).

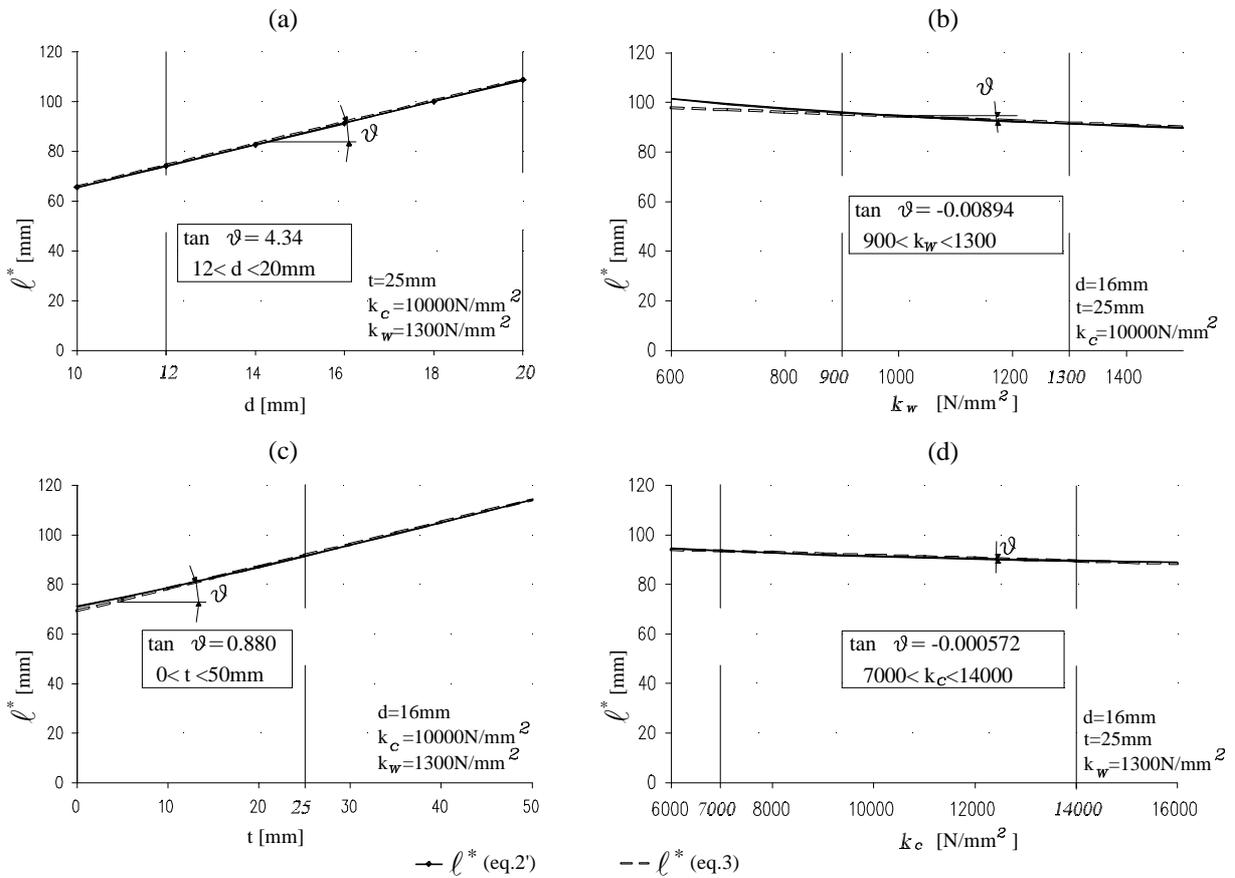


Fig. 3. Dipendenza di l^* dai parametri d , t , k_w , k_c .

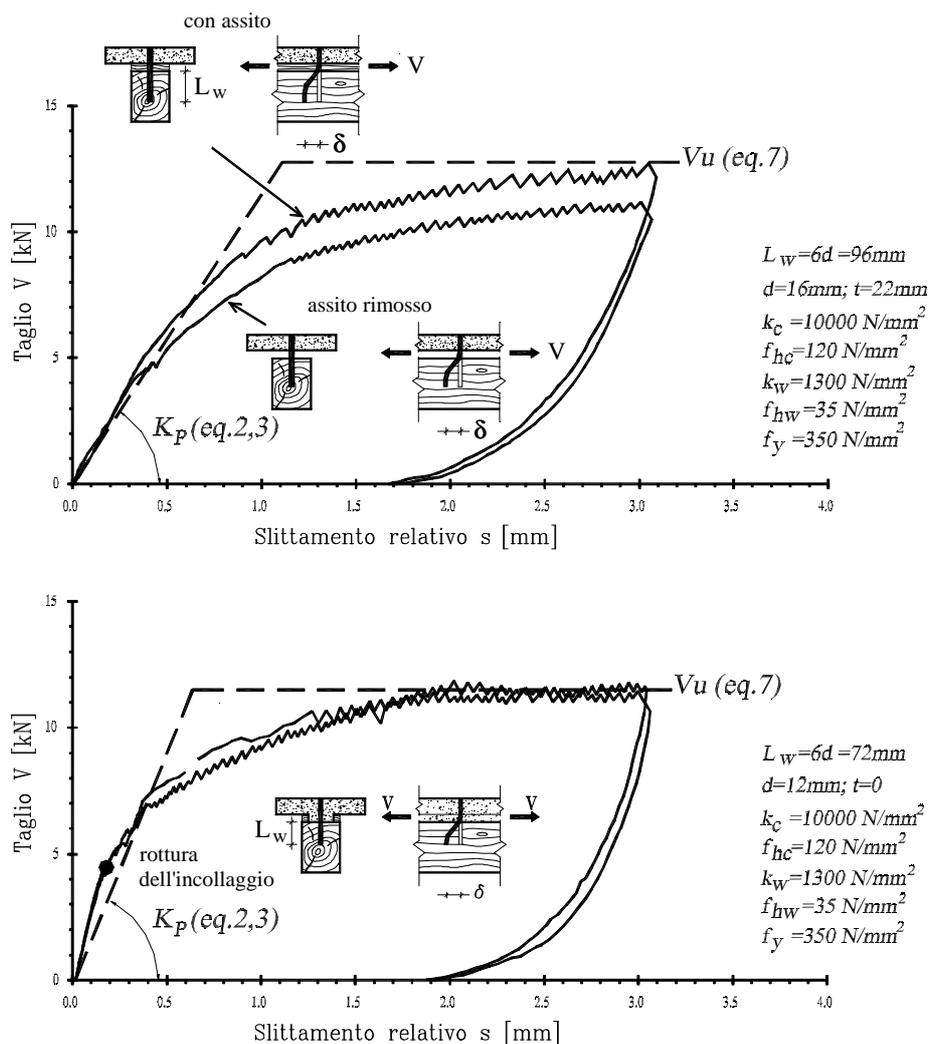


Fig. 4. Confronto tra risultati sperimentali (Gelfi et al. 1995) e teorici.

3 VALUTAZIONE TEORICA DELLA RESISTENZA ULTIMA DELLA CONNESSIONE

La lunghezza di infissione nel legno e nel calcestruzzo adottata nella pratica costruttiva è generalmente tale da consentire di raggiungere la massima resistenza del piolo che si manifesta quando si forma un meccanismo di collasso con due cerniere plastiche (Gelfi et al.1995 e Gelfi e Giuriani 1987). Nel presente lavoro, la valutazione teorica della resistenza della connessione si riferisce a questa situazione di piolo con lunghezza di infissione nel legno e nel calcestruzzo sufficiente per la formazione di un meccanismo di collasso con due cerniere plastiche, considerando anche la presenza dell'assito interposto di spessore t (Fig. 5).

La formulazione rappresenta un'estensione della teoria sviluppata per le connessioni acciaio-calcestruzzo (Gelfi e Giuriani 1987) e della teoria proposta da Johansen (1949), chiamata "European Yield Model", adottata dall'EC5, inerente le connessioni legno-legno e legno-piastre metalliche.

Si ritiene opportuno far riferimento al concetto di lunghezza efficace introdotto in (Gelfi e Giuriani 1995). La capacità portante del piolo è infatti pari alla risultante della pressione di rifollamento f_{hw} nel legno agente sulla lunghezza efficace ℓ_w o della pressione di rifollamento f_{hc} nel calcestruzzo agente sulla lunghezza efficace ℓ_c (Fig. 5). Il piolo deve poi avere una

lunghezza aggiuntiva minima di affondamento nel legno e nel calcestruzzo (rispettivamente l'_c e l'_w in Fig. 5) perché si possa instaurare il meccanismo di collasso con due cerniere plastiche (Fig. 5 a) che permette di raggiungere la massima capacità portante.

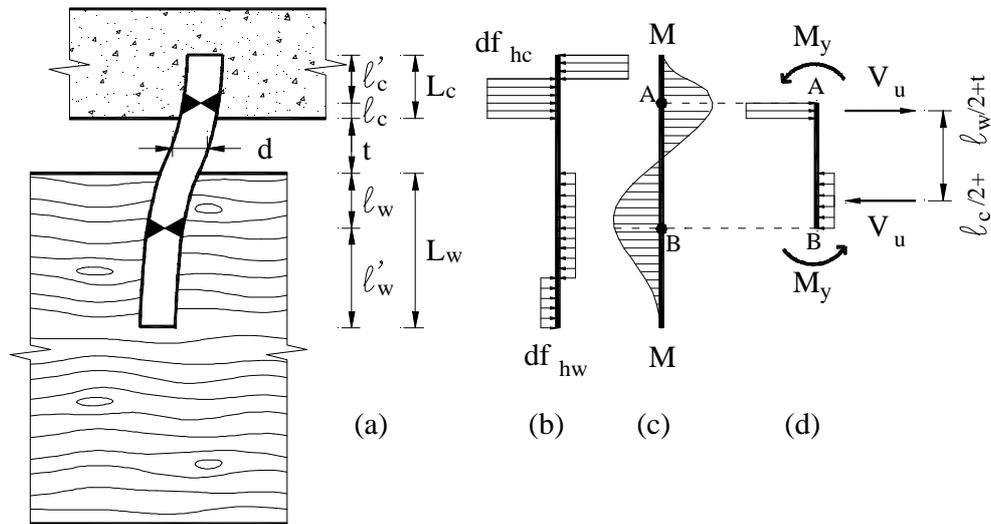


Fig. 5. Meccanismo di collasso e modello per il calcolo della resistenza del piolo

Essendo nullo il taglio in corrispondenza delle cerniere plastiche A e B dove il momento flettente del piolo è massimo (Fig. 5 c), l'equilibrio del tratto AB (Fig. 5 d) è espresso dall'equazione:

$$V_u (\ell_c / 2 + \ell_w / 2 + t) - 2M_y = 0 \quad (4)$$

con:

- ℓ_c, ℓ_w lunghezze efficaci lato calcestruzzo e lato legno;
- M_y momento resistente plastico del piolo;
- f_{hc}, f_{hw} resistenze a rifollamento del calcestruzzo e del legno;
- V_u resistenza ultima della connessione per singolo piolo;

Dalla (4), essendo la resistenza ultima V_u della connessione per il singolo piolo:

$$V_u = f_{hw} \cdot d \cdot \ell_w \quad (4')$$

ed essendo:

$$\ell_c = \ell_w f_{hw} / f_{hc} = \ell_w / \mathbf{b} \quad \mathbf{b} = f_{hc} / f_{hw}$$

si può ricavare la lunghezza efficace del tratto infisso nel legno:

$$\ell_w = \sqrt{\frac{2\mathbf{b}}{1+\mathbf{b}}} \sqrt{\frac{2M_y}{f_{hw}d} + \frac{\mathbf{b}}{1+\mathbf{b}} \frac{t^2}{2}} - \frac{\mathbf{b}}{1+\mathbf{b}} t \quad (5)$$

Poiché il momento resistente plastico delle piolo è dato dalla nota relazione:

$$M_y = f_y d^3 / 6$$

dove f_y è la tensione di snervamento del piolo, la (5) può essere scritta nella forma più espressiva:

$$\ell_w = \mathbf{c}_w \cdot d \quad (6)$$

con:

$$\mathbf{c}_w = \frac{1}{1 + f_{hw} / f_{hc}} \left(\sqrt{\frac{2}{3} \frac{f_y}{f_{hw}} \left(1 + \frac{f_{hw}}{f_{hc}} \right) + \left(\frac{t}{d} \right)^2} - \frac{t}{d} \right) \quad (6')$$

La resistenza ultima del piolo risulta allora per la (4') e la (6):

$$V_u = \mathbf{c}_w f_{hw} d^2 \quad (7)$$

Il confronto fra i valori teorici eq. (7) ed i risultati sperimentali di Fig. 4 mostra un buon accordo sia nel caso dei connettori di diametro $d = 16$ mm con assito interposto, che nel caso di connettori di diametro $d = 12$ mm con calcestruzzo a diretto contatto con il travetto. Si noti che in entrambi i casi le lunghezze di infissione nel legno, pari a sei diametri, sono sufficienti per l'instaurarsi del meccanismo di collasso con due cerniere plastiche.

La lunghezza aggiuntiva di infissione nel legno ℓ'_w è ricavabile dall'equazione di equilibrio:

$$f_{hw} \cdot d \cdot \ell_w'^2 / 4 - M_y = 0$$

da cui:

$$\ell_w' \geq \sqrt{\frac{4M_y}{f_{hw}d}} = d \sqrt{\frac{2}{3} \cdot \frac{f_y}{f_{hw}}} \quad (8)$$

Quindi la lunghezza totale di infissione nel legno dovrà essere maggiore di:

$$L_w \geq \ell_w + \ell_w' \quad (9)$$

La lunghezza totale del tratto di piolo immerso nel calcestruzzo può essere ricavata in modo analogo. In particolare, la lunghezza efficace ℓ_c e la lunghezza aggiuntiva ℓ'_c sono ottenute rispettivamente dalle eq.(6), (6') e (8) scambiando tra loro gli indici c e w o, più semplicemente dalle relazioni:

$$\ell_c = \ell_w / \mathbf{b} \quad \ell'_c = \ell'_w / \sqrt{\mathbf{b}}$$

Si ottiene pertanto:

$$L_c \geq \ell_c + \ell'_c \quad (9')$$

Per le applicazioni è importante sottolineare che lunghezze superiori a quelle fornite dalle (9) e (9') non comportano resistenze maggiori. Tuttavia, se si adottano questi valori minimi, sufficienti per raggiungere la resistenza massima, si ottiene una rigidità inferiore di circa il 30% rispetto a quella fornita dalle eq. (2) e (3), ricavata nell'ipotesi di lunghezze illimitate. Un modesto aumento delle lunghezze minime consente di ottenere praticamente il

valore teorico massimo della rigidezza: con l'aumento di un diametro sia nel legno che nel calcestruzzo si raggiunge il 90% della rigidezza massima. Pertanto ai fini progettuali si possono proporre le seguenti lunghezze del piolo:

$$L_{w,tot} \geq L_w + d \quad L_{c,tot} \geq L_c + d \quad (10)$$

Tali lunghezze, dovendo ovviamente essere compatibili con lo spessore del calcestruzzo e l'altezza della trave di legno, condizionano la scelta del diametro del piolo.

Nella tabella I sono riportati i valori teorici della rigidezza e della resistenza per due casi di interesse progettuale. Sono inoltre messe in evidenza le lunghezze efficaci, aggiuntive e totali.

Tipo di connessione	K_P [N/mm]	V_u [N]	$\chi_w =$ l_w / d	$c_c =$ l_c / d	l'_w / d	l'_c / d	l_{TOT} / d
$t=0mm$ $d=12mm$	18300 eq.2,3	11450	2.27	0.66	2.58	1.39	8.90
$t=22mm$ $d=16mm$	11500	12950	1.44	0.42	2.58	1.39	9.20

abete rosso: $k_w=1300 \text{ N/mm}^2$, $f_{hw}=35 \text{ N/mm}^2$
 calcestruzzo di caratteristiche medie: $f_{ck}=25$, $k_c=10000 \text{ N/mm}^2$, $f_{hc}=120 \text{ N/mm}^2$
 acciaio: $E_S=210000 \text{ N/mm}^2$, $f_y=350 \text{ N/mm}^2$
 $l_{TOT} = L_{w,tot} + t + L_{c,tot} = (d + l'_w + l_w) + t + (l_c + l'_c + d)$

Tab I. Rigidezza e resistenza di due connessioni tipiche

Si osserva infine che, nel caso particolare di assenza di assito ($t = 0$), la (7) fornisce un'espressione identica a quella dell'Eurocodice 5 [eq. 6.2.1 f], valida nel caso di collegamenti tra elementi di grosso spessore:

$$V_u = \sqrt{\frac{2b}{1+b}} \sqrt{2M_y f_{hw} d}$$

4 CONCLUSIONI

Gli interventi per il recupero dei solai in legno richiedono frequentemente opere di consolidamento per migliorarne il comportamento in esercizio. La tecnica largamente impiegata della lastra sottile in calcestruzzo armato solidarizzata alle travi in legno consente un aumento di rigidezza nominale di un ordine di grandezza rispetto a quella del solo legno ed un aumento di resistenza pari a circa due volte. L'entità degli incrementi di rigidezza e resistenza può tuttavia essere penalizzata da una eccessiva cedevolezza della connessione soprattutto in presenza di assito interposto tra lastra e travetto.

Lo studio approfondito del comportamento della connessione risulta quindi importante per una corretta progettazione dell'intervento di rinforzo; a tale riguardo il presente lavoro consente di trarre le seguenti osservazioni conclusive:

- la formulazione teorica semplificata (eq. 2 e 3) per la valutazione della rigidezza della connessione risulta di utilità per la progettazione della connessione a controllo di deformazione;
- la valutazione teorica della resistenza ultima (eq. 6' e 7), estesa al caso con assito interposto, fa riferimento al classico meccanismo di collasso con formazione di due

cerniere plastiche che consente il conseguimento della massima capacità portante. Tale formulazione è valida per le lunghezze minime di affondamento fornite dalle eq. (9) e (9’);

- la formulazione teorica della rigidezza della connessione fa riferimento alla teoria classica della trave su suolo elastico di lunghezza illimitata ma i risultati possono essere applicati con errori modesti (circa il 10%) al piolo di lunghezza finita se si adottano le lunghezze minime fornite dalle eq. (10);
- i valori teorici della rigidezza e della resistenza ultima della connessione sono in buon accordo con i risultati sperimentali (Fig. 4).

BIBLIOGRAFIA

Piazza, M., Turrini, G. (1983), *”Una tecnica di recupero statico dei solai in legno”*, *Recuperare*, 5,6,7.

Binda, L., Giuriani, E., Buratti, D., Curti, M., Valsecchi, M. (1987), *”Ripristino dei solai in legno: analisi della tecnica di rinforzo mediante soletta di calcestruzzo collaborante”*, Rapporto Interno, Politecnico di Milano.

Giuriani, E., Frangipane, A. (1993), *”Wood-to-Concrete composite section for stiffening of ancient wooden beam floors”*, Università degli studi di Trento, Atti del “1° Workshop Italiano sulle Strutture Composte” – Trento, 17-18 Giugno 1993.

Gelfi, P., Ronca, P. (1993), *”Il consolidamento dei solai in legno: studio sperimentale sui connettori tra trave in legno e cappa in calcestruzzo armato”*, *L’Edilizia*, n. 5, 41-50.

Gelfi, P., Giuriani, E. (1995), *”Travi miste in legno-calcestruzzo con connettori a piolo”*, Atti del “II Workshop Italiano sulle Costruzioni Composte”, Dip. Analisi e Progettazione Strutturale, Università di Napoli Federico II, Napoli, 22-23 Giugno 1995.

Gelfi, P., Giuriani, E., Cattaneo, E., Nichetti, E. (1995), *”Travi miste in legno-calcestruzzo con connettori a piolo”*, Technical Report n.2, Dipartimento Ingegneria Civile, Brescia.

Gubana, A. (1995), *”Un approccio analitico per il calcolo delle deformazioni di travi miste con connessioni a comportamento non lineare”*, Atti del “II Workshop Italiano sulle Costruzioni Composte”, Dip. An. Prog. Strutt., Univ. Napoli Federico II, 22-23 Giugno 1995.

Gelfi, P., Giuriani, E. (1987), *”Modello teorico del legame costitutivo per le connessioni a piolo”*, Studi e Ricerche, Vol. 9, Corso di Perfezionamento per le Costruzioni in Cemento Armato F.lli Pesenti, Politecnico di Milano.

Giuriani, E. (1997), *”Recupero e consolidamento delle strutture”*, “Percorsi del Restauro in S.Faustino a Brescia”, Mezzanotte,G., Ed. Polifilo.

Johansen, K. W. (1949), *”Theory of timber connections”*, Int. Assoc. for Bridge and Struct. Engineering, 9, 249-262.

Eurocodice 5, *”Progettazione di strutture in legno. Parte 1.1: regole generali e regole per gli edifici”*, UNI ENV 1995-1-1.