

Connettore a piolo “Tecnaria” per travi composte di legno e calcestruzzo: prove sperimentali a breve e a lungo termine

M. Fragiaco¹, C. Amadio², L. Macorini³

ABSTRACT

The paper presents the results of some experimental tests performed on the stud connector manufactured by the Tecnaria Ltd. for timber-concrete composite beams. Some push-out specimens constructed using both normal weight (NW) and light weight (LW) concrete were subjected to short- (collapse) and long-term (creep) tests. The creep tests were performed in constant and variable environmental conditions under cycles of relative humidity with different amplitude. It was found that the connector exhibits good strength and stiffness in the collapse test. Delayed (creep) deformations took place mainly during the first days after loading in the case of constant environmental conditions. The cycles of relative humidity caused additional delayed deformations (the so-called mechano-sorptive effect). The type of concrete (LW or NW) was found not to affect significantly the connection behaviour.

1 INTRODUZIONE

La tecnica di connettere una trave in legno, massiccio o lamellare, con una soletta in calcestruzzo, normale o alleggerito, è ormai divenuta di uso comune in molti paesi del mondo. I vantaggi più evidenti sono (Ceccotti 1995):

- la possibilità di conservare la struttura originaria in legno, ottenendo per contro un notevole incremento della rigidezza e del carico ultimo del solaio;
- la creazione di un diaframma rigido di piano, essenziale per garantire un idoneo comportamento sismico dell'edificio;
- un generale miglioramento delle prestazioni acustiche, termiche ed antincendio del solaio.

Da un punto di vista statico, nelle travi composte legno-calcestruzzo è ottimizzato il comportamento dei materiali impiegati, con il legno disposto nella parte inferiore della sezione prevalentemente teso ed inflesso, il calcestruzzo disposto nella parte superiore prevalentemente compresso, ed il sistema di connessione soggetto a taglio. Ovviamente, al fine di migliorare il comportamento flessionale della trave composta, è necessario utilizzare un sistema di connessione opportunamente rigido e resistente, tale cioè da limitare lo

¹ Department of Civil Engineering, University of Canterbury, Private Bag 4800, Christchurch 8020, New Zealand, E-mail: massimo.fragiacomo@canterbury.ac.nz

² Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale, Università di Trieste, piazzale Europa 1, 34121 Trieste, E-mail: amadio@univ.trieste.it

³ Dipartimento di Progettazione Architettonica e Urbana, Università di Trieste, piazzale Europa 1, 34121 Trieste, E-mail: macorini@dic.units.it

scorrimento relativo tra la trave in legno e la soletta in calcestruzzo, e da resistere agli sforzi di taglio che si producono in condizioni ultime. Sono stati prodotti e commercializzati svariati sistemi di connessione (Ceccotti 1995, Piazza & Ballerini 1998). Molto usati sono i sistemi cosiddetti “a secco”, generalmente costituiti da viti, perni, barre o spinotti avvitati o infissi nel legno tramite un preforo, il cui vantaggio economico è legato alla possibilità di non utilizzare alcuna colla per il collegamento con il legno (Kenel & Meierhofer 1998, Piazza & Ballerini 1998). Tra questi vi è il sistema di connessione sviluppato dall’Impresa Tecnaria Spa (<http://www.tecnaria.com>), costituito da un piolo di diametro 12 mm saldato su una piastra di acciaio quadrata 50x50 mm e spessore 4 mm con angoli ripiegati a formare dei “ramponi” che affondano nel legno per circa 7 mm (Fig. 1). Il fissaggio alla trave in legno avviene mediante due viti di diametro 8 mm e lunghezza 110 mm.

Secondo quanto prescritto dalle moderne normative (Ceccotti 1995, CEN 1996, Ceccotti et al. 2002), la verifica delle strutture composte legno-calcestruzzo deve essere effettuata nei riguardi degli stati limite ultimi (SLU) e di esercizio (SLE), che nel caso di solai inflessi consistono, rispettivamente, nella verifica a collasso dei materiali componenti (soletta in calcestruzzo, trave in legno, e sistema di connessione) e nel controllo della freccia, a breve (sotto la combinazione rara) ed a lungo termine (sotto la combinazione quasi permanente dei carichi). Ne discende perciò che l’efficacia di un sistema di connessione deve essere valutata con riguardo sia alla resistenza, che interviene nelle verifiche agli SLU, che alla rigidezza agli sforzi di taglio, che interviene sia nelle verifiche agli SLU che agli SLE. In particolare, poiché il controllo della freccia deve essere effettuato anche a lungo termine, cioè considerando anche gli scorrimenti viscosi ed i fenomeni di ritiro e rigonfiamento (Fragiacomo 2001) che avvengono nei materiali componenti la trave composta, è opportuno investigare anche il comportamento viscoso della connessione. A fronte di svariate indagini sperimentali, mirate alla caratterizzazione del comportamento a collasso a breve termine (Piazza & Ballerini 1998, Steinberg et al. 2003), pochi studi sono stati finora effettuati per valutare il comportamento viscoso dei sistemi di connessione (Kenel & Meierhofer 1998, Bonamini et al. 1990, Piazza 1990, Kuhlmann & Michelfelder 2004). In tutti i lavori, gli autori riconoscono un comportamento viscoso da parte della connessione, peraltro influenzato dall’umidità relativa ambientale.

Il presente articolo riporta i risultati finali dell’indagine sperimentale effettuata sul sistema di connessione Tecnaria presso il Laboratorio Prove sui Materiali del Dipartimento di Ingegneria Civile dell’Università degli Studi di Trieste. Il comportamento del connettore è stato completamente caratterizzato con riguardo sia alla resistenza/rigidezza a taglio in prove di collasso, che al comportamento viscoso in condizioni climatiche costanti e variabili, sotto cicli di umidità relativa ambientale di diverso periodo. I risultati sono stati rielaborati statisticamente in modo da fornire i valori medi e caratteristici delle principali quantità che influenzano la progettazione delle strutture composte, inclusi i coefficienti di viscosità. Vengono anche proposti alcuni modelli reologici semplificati per rappresentare il comportamento nel tempo della connessione.

2 DESCRIZIONE DELLA CAMPAGNA SPERIMENTALE

La campagna di prove sperimentali sulla connessione Tecnaria ha interessato 18 provini di push-out, dei quali metà realizzati con soletta in calcestruzzo normale (NC) di classe C20/25 in accordo all’Eurocodice 2, Parte 1-1 (CEN 1991a), e l’altra metà con soletta in calcestruzzo alleggerito (LC) di classe LC9/11 in accordo all’Eurocodice 2, Parte 1-4 (CEN 1991a). Tale calcestruzzo è stato ottenuto miscelando argilla espansa, sabbia naturale, cemento di classe 42.5, acqua ed additivo superfluidificante. La ridotta resistenza del LC non inficia la validità delle prove, dal momento che rottura si è sempre manifestata sul lato della

trave in legno. Due connettori Tecnaria per lato collegano la trave in legno lamellare incollato, di classe GL28h in accordo alla norma prEN 1194 (CEN 1998), alle due solette in calcestruzzo, gettate sopra un tavolato interrotto in prossimità della trave in legno. All'interno delle solette è sistemata una rete elettrosaldata ϕ 6 mm con maglia 10x10 cm. In Fig. 2 è rappresentato il provino inserito nella pressa durante l'esecuzione delle prove di collasso, mentre in Fig. 3 sono indicate le dimensioni del provino assieme all'apparato di prova messo a punto per lo svolgimento delle prove di viscosità a carico costante.



Fig. 1: Connettore Tecnaria.



Fig. 2: Prova di Push-out.

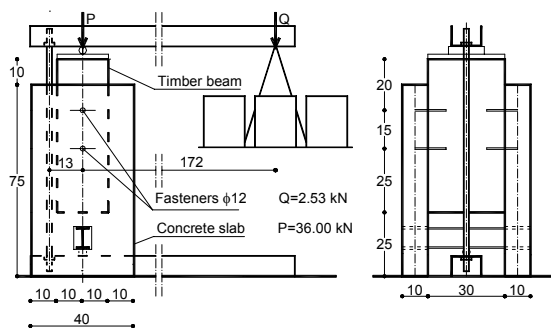


Fig. 3: Apparato a leva utilizzato nella prova a lungo termine (quote in cm).

Le prove sul connettore si sono svolte secondo il seguente ordine temporale:

- prova di rottura preliminare su sei provini (tre con soletta in NC e tre con soletta in LC), al fine di valutare resistenza e rigidezza;
- prova a lungo termine (a carico costante) in condizioni ambientali costanti su dodici provini diversi dai precedenti (sei con soletta in NC e sei con soletta in LC), al fine di valutare il coefficiente di viscosità;
- prova a lungo termine (a carico costante) sugli stessi provini in condizioni ambientali variabili, considerando cicli di umidità relativa ambientale di periodo diverso, al fine di valutare l'incremento di deformazione differita dovuto alla variazione di umidità;
- scarico dei provini in condizioni ambientali costanti, al fine di misurare il recupero viscoso;
- prova di rottura finale su tutti e dodici i provini precedentemente soggetti alle prove a lungo termine, al fine di valutare resistenza e rigidezza, e l'eventuale influenza della storia precedente di carico su tali quantità.

3 PROVE DI ROTTURA

Le prove di rottura sono state eseguite in due fasi:

- prima delle prove a lungo termine, su tre provini con soletta in NC e tre provini con soletta in LC;
- dopo le prove a lungo termine, della durata complessiva di 720 giorni, su sei provini con soletta in NC e sei provini con soletta in LC.

Le prove sono state condotte applicando il carico mediante un martinetto da 600 kN collegato ad un misuratore idraulico a pendolo. Gli scorrimenti relativi tra trave in legno e soletta in calcestruzzo sono stati misurati mediante quattro trasduttori rettilinei di spostamento di escursione 50 mm posizionati ai quattro angoli del provino (Fig. 2), dei quali è stato poi calcolato il valore medio al variare del carico. Durante la seconda fase, le prove sono state

condotte su tutti i provini in conformità alla procedura prevista dalla norma UNI EN 26891 (CEN 1991b), che prevede un ciclo di carico e scarico prima di pervenire al collasso. Tutti i risultati delle prove sono stati elaborati in accordo alla predetta norma. L'umidità media del legno, nelle prove di collasso, è risultata pari allo 10.5 %.

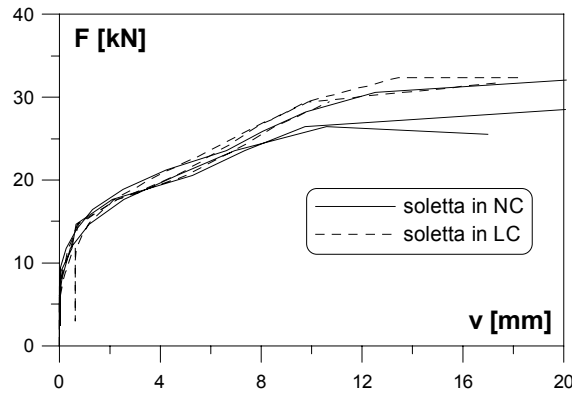


Fig. 4: Legame forza di taglio-scorrimento relativo registrato nelle prove di rottura preliminari.

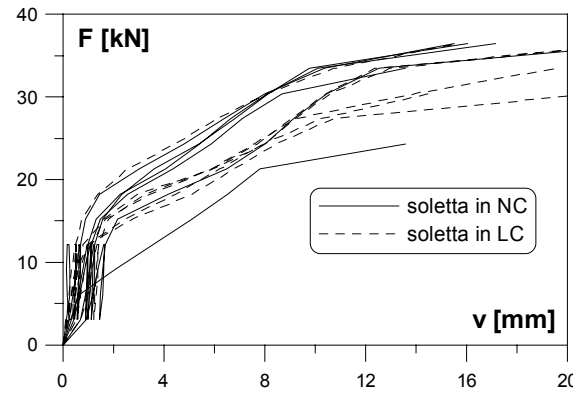


Fig. 5: Legame forza di taglio-scorrimento relativo registrato nelle prove di rottura finali.

Tabella 1: Risultati statistici delle prove di collasso preliminari e finali valutati sui provini con soletta in NC, in LC, e su tutti i provini (NC+LC)

Prove	di rottura preliminari					di rottura finali				
	F_{max} kN	k_i N/mm	k_s N/mm	$k_{0,6}$ N/mm	$k_{0,8}$ N/mm	F_{max} kN	k_i N/mm	k_s N/mm	$k_{0,6}$ N/mm	$k_{0,8}$ N/mm
MIN (NC)	26.5	28793	21595	7726	3349	33.5	7570	13309	3556	2905
MAX (NC)	31.1	33049	25013	10720	4131	36.2	18053	21533	5808	3684
AVE (NC)	28.4	31268	23526	9187	3659	35.1	11880	16208	5018	3295
STDV (NC)	2.4	2211	1752	1498	416	1.2	3920	3328	923	340
MIN (LC)	29.4	20171	15172	5206	3393	28.6	8940	14092	3886	2785
MAX (LC)	32.4	30646	23191	7657	3944	36.1	25118	27668	6652	3455
AVE (LC)	30.9	24451	18455	6460	3587	32.4	18302	22138	4875	3170
STDV (LC)	1.5	5494	4202	1226	310	2.8	6668	5332	1045	280
MIN (NC+LC)	26.5	20171	15172	5206	3349	28.6	7570	13309	3556	2785
MAX (NC+LC)	32.4	33049	25013	10720	4131	36.2	25118	27668	6652	3684
AVE (NC+LC)	29.7	27859	20991	7823	3623	33.6	15383	19442	4940	3227
STDV (NC+LC)	2.3	5289	4001	1931	330	2.6	6295	5314	945	299

3.1 Prove di rottura preliminari

In Fig. 4 sono riportate le curve forza di taglio-scorrimento relativo tra trave in legno e soletta in calcestruzzo registrate durante le prove di rottura preliminari, effettuate prima delle prove di viscosità. La forza di taglio riportata nella Fig. 4 si riferisce ad un unico connettore. I

risultati delle prove, elaborati in accordo alla norma UNI EN 26891 (CEN 1991b), sono riportati in Tab. 1 in termini statistici (MIN-valore minimo, MAX-valore massimo, AVE-valore medio, STDV-deviazione standard) per i provini con soletta in calcestruzzo normale (NC), per quelli con soletta in calcestruzzo alleggerito (LC), e complessivamente per tutti i provini (NC+LC). Le quantità F_{\max} , k_i , k_s , $k_{0,6}$ e $k_{0,8}$ rappresentano, rispettivamente, il carico di rottura del connettore, la rigidezza secante iniziale, al 40%, al 60% e all'80% del carico di rottura. I risultati di ciascun provino sono riportati, separatamente, in Fragiacomio et al. (2004).

3.2 Prove di rottura finali

In Fig. 5 sono riportate le curve forza di taglio-scorrimento relativo tra trave in legno e soletta in calcestruzzo registrate durante le prove di rottura finali, effettuate al termine delle prove di viscosità. La forza di taglio riportata nella Fig. 5 si riferisce ad un unico connettore. I risultati delle prove, elaborati in accordo alla norma UNI EN 26891 (CEN 1991b), sono riportati in Tab. 1 in termini statistici. Nella valutazione statistica è stato escluso un provino, caratterizzato da un comportamento atipico (è la curva più bassa di Fig. 5) e quindi non rappresentativo. I risultati di ciascun provino sono riportati, separatamente, in Fragiacomio et al. (2004).

3.3 Analisi dei risultati

Dall'esame dei risultati ottenuti, si può osservare quanto segue.

La connessione Tecnaria esibisce un comportamento molto rigido, con scorrimenti molto limitati, per bassi valori della forza di taglio ($F < 0.2F_{\max}$), grazie al contributo offerto dai ramponi della piastra di fissaggio (Fig. 1). Ciò è particolarmente evidente nelle prove preliminari di collasso (Fig. 4). All'aumentare del carico, si verificano degli scorrimenti maggiori con una riduzione della rigidezza, fino al collasso che avviene sul lato del legno per estrazione delle viti.

Il tipo di calcestruzzo della soletta non influenza sensibilmente il comportamento della connessione, né con riferimento al carico di collasso, né con riferimento alla rigidezza, che in entrambe le prove di rottura (Tab. 1) non differiscono in maniera rilevante. Ciò è in accordo col fatto che sia la resistenza che la deformabilità del sistema dipendono prevalentemente dalle caratteristiche della trave in legno.

Tabella 2: Risultati statistici finali delle prove di collasso eseguiti sulla connessione Tecnaria

	F_{\max} [kN]	k_i [N/mm]	k_s [N/mm]	$k_{0,6}$ [N/mm]	$k_{0,8}$ [N/mm]
Minimo	26.49	7570	13309	3556	2785
Massimo	36.20	25118	27668	10720	4131
Media	32.2	15383	19989	5957	3367
Deviaz. stand.	3.1	6295	4820	1934	358
Frattile 5%-Norm	27.2	5059	12065	2777	2778
Frattile 5%-Log	28.4	5352	11576	2710	2878

Non si riscontra una sensibile dipendenza del carico di collasso dalla storia di carico precedente. La rigidezza risulta invece inferiore (soprattutto nei valori di rigidezza iniziale k_i) per i provini precedentemente sottoposti alla prova di viscosità.

Alla luce delle considerazioni di cui sopra, i valori medio e caratteristico del carico di collasso e delle rigidezze sono stati determinati con riferimento alla popolazione dei risultati ottenuti da entrambe le prove di collasso (preliminari e finali), al solito scartando il provino anomalo, senza distinzione tra NC e LC. Solo per la rigidezza iniziale k_i si è fatto riferimento, in favore di sicurezza, ai risultati delle prove di collasso finali. In Tab. 2 sono riportati i valori così calcolati, inclusi i valori caratteristici (frattili 5%) determinati secondo una distribuzione normale e lognormale, come previsto dall'Eurocodice 5 (CEN 1996). In grassetto sono rappresentati il valore caratteristico del carico di collasso del connettore ed i valori medi delle rigidezze secanti k_s e $k_{0,6}$. Tali quantità sono utilizzate, rispettivamente, per la verifica allo stato limite ultimo della connessione, e per il calcolo della ripartizione degli sforzi tra soletta e trave in legno nelle verifiche allo stato limite di esercizio ed ultimo, in accordo alla procedura di progetto suggerita da Ceccotti (1995).

Il legame costitutivo della connessione può essere rappresentato mediante la legge di Ollgard et al. (1971):

$$F = F_{\max} (1 - e^{-\beta v})^\alpha \quad (1)$$

valida per $v < 15$ mm, assumendo $F_{\max} = 77.3$ kN, $\alpha = 0.3408$, e $\beta = 0.00558 \text{ mm}^{-1}$. Tali valori sono stati ottenuti interpolando i risultati delle prove sperimentali depurati dei cicli di carico e scarico preliminari. Il confronto tra i valori sperimentali e quelli ottenuti applicando l'eq. (1) è riportato in Fig. 7.

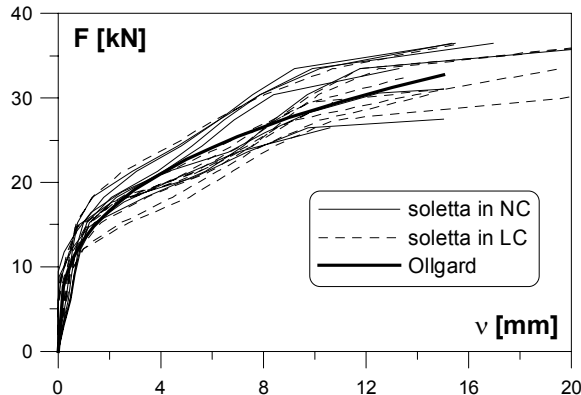


Fig. 7: Confronto tra i valori sperimentali e la formulazione analitica basata sulla legge di Ollgard.



Fig. 8: Fotografia dei provini disposti nella camera climatica durante la prova a lungo termine.

4 PROVE A LUNGO TERMINE

Le prove a lungo termine si sono svolte dal giorno 13 giugno 2000 al giorno 3 giugno 2002 in tre fasi:

- prova di viscosità (a carico costante) in condizioni ambientali costanti;
- prova di viscosità (a carico costante) in condizioni ambientali variabili;
- scarico dei provini in condizioni ambientali costanti.

Le prove sono state condotte su dodici provini di push-out (sei con soletta in NC e sei con soletta in LC) applicando il carico mediante il meccanismo a leva di Fig. 3. Mediante tale meccanismo, sul provino è stato applicato un carico Q costante nel tempo pari al 30% del

carico di rottura ottenuto dalle prove preliminari di collasso. Tale aliquota corrisponde al livello di carico che può essere presente nella connessione per una combinazione di carico intermedia tra quella frequente e quella quasi-permanente.

I provini sono stati sistemati in una camera climatica (Fig. 8) nella quale la temperatura è stata mantenuta al valore costante di 24°C durante tutta la durata della prova. Gli scorrimenti relativi tra legno e soletta sono stati rilevati automaticamente, per ciascun provino, mediante quattro trasduttori lineari di spostamento di tipo resistivo con precisione 0.01 mm, calcolando poi il valor medio. Il contenuto di umidità della trave in legno è stato rilevato manualmente mediante un igrometro elettrico a conducibilità su quattro provini alle profondità di 5, 45 e 60 mm.

4.1 Prova di viscosità in condizioni ambientali costanti

La prova è stata condotta per 103 giorni in camera climatica in condizioni di umidità relativa ambientale costante pari a RH=70%. Tre provini (due con soletta in NC ed uno con soletta in LC) hanno subito un ciclo di carico e scarico al 30% del carico medio di collasso prima dell'inizio della prova di viscosità, al fine di stabilire l'effetto di tale ciclo sulla funzione di viscosità della connessione. Le curve sperimentali ottenute sono riportate in Fig. 8 in termini di coefficiente di viscosità ϕ dato da:

$$\phi(t, t_0) = [v(t) - v(t_0)] / v(t_0) \quad (2)$$

dove v è lo scorrimento relativo tra soletta e trave in legno, t e t_0 sono gli istanti corrente e di applicazione del carico. Nonostante la dispersione piuttosto marcata dei risultati appare chiaro come la connessione dimostri un comportamento viscoso. Due provini, quelli individuati dalle curve più bassa e più alta, sono caratterizzati da comportamenti anomali (scorrimenti elastici molto bassi). I provini caricati prima dimostrano un'evoluzione del coefficiente di viscosità leggermente diversa dagli altri, più graduale, anche se tutte le curve tendono a stabilizzarsi su un asintoto quasi orizzontale a partire dal 40° giorno. Non si è riscontrata alcuna differenza sostanziale tra i provini con soletta in NC e quelli con soletta in LC.

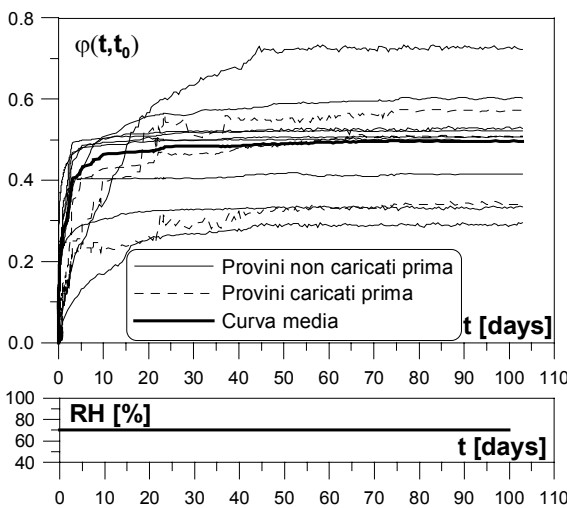


Fig. 8: Andamento nel tempo del coefficiente di viscosità di tutti i provini durante la prova in condizioni ambientali costanti.

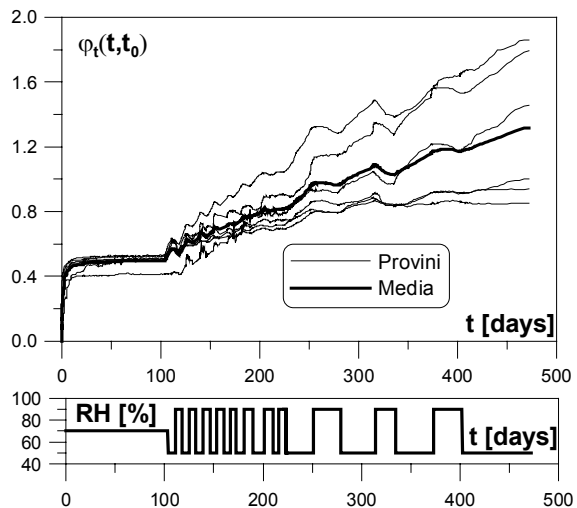


Fig. 9: Andamento nel tempo del coefficiente di viscosità dei provini più rappresentativi durante la prova in condizioni ambientali costanti e la prima fase della prova in condizioni variabili.

Il coefficiente di viscosità medio, ottenuto sui sei provini che hanno dimostrato il comportamento più omogeneo, può essere approssimato mediante il modello reologico generalizzato di Kelvin:

$$\varphi(t, t_0) = \varphi(t - t_0) = \sum_i J_i \{1 - \exp[-(t - t_0) / \tau_i]\} \quad (3)$$

con i coefficienti τ_i e J_i pari, nel caso di due catene di Kelvin, a: $\tau_1=0.0677$ giorni, $J_1=0.1631$, $\tau_2=2.9004$ giorni, $J_2=0.3245$. Nonostante il livello di carico piuttosto elevato al quale sono stati sottoposti i provini, il coefficiente di viscosità medio per tempi elevati è comunque piuttosto contenuto (in media vale 0.5), se confrontato ad esempio con i valori del calcestruzzo.

4.2 Prova di viscosità in condizioni ambientali variabili

La prova è stata condotta in camera climatica sottoponendo i provini a cicli caratterizzati da intervalli di tempo T ad umidità relativa ambientale $RH=50\%$ alternati ad intervalli T a $RH=90\%$. Si possono considerare due fasi di prova:

- una prima fase, di durata 470 giorni, durante la quale sono stati applicati 8 cicli di periodo $2T$ pari a 14 giorni seguiti da 3 cicli di periodo $2T$ di 56 giorni, con alla fine un periodo di tempo di 70 giorni ad RH costante pari a 50% (Fig. 9);
- una seconda fase, di durata 37 giorni, durante la quale sono stati applicati 5 cicli di periodo $2T$ pari a 7 giorni seguiti da 3 cicli di periodo $2T$ pari ad 1 giorno (Fig. 13).

Tra le due fasi di prova è intercorso un periodo di tempo di durata 169 giorni durante il quale sono state sospese le misurazioni degli scorrimenti e l'ambiente non è stato condizionato ad un valore prefissato di umidità relativa.

I risultati delle misurazioni effettuate durante la prima fase in condizioni ambientali variabili hanno evidenziato una notevole dispersione dei risultati. Alcuni provini hanno mostrato degli incrementi molto alti di scorrimento, mentre altri si sono dimostrati quasi insensibili ai cicli di umidità. Tra questi, due provini sono stati scaricati dopo 313 giorni. In tal modo si è voluto ottenere qualche informazione sul recupero elastico in condizioni ambientali variabili, e nel contempo avere a disposizione due provini scarichi ("dummy specimens") da usare come riferimento rispetto a cui valutare gli scorrimenti dei provini sotto carico nella fase successiva. In Fig. 9 sono riportate le curve dei sei provini caricati caratterizzati dal comportamento più uniforme assieme al valore medio. Gli scorrimenti differiti, dopo essersi stabilizzati durante la prova ad umidità costante, riprendono in maniera decisa per effetto dei cicli di umidità. Una riduzione di umidità comporta un incremento di scorrimento, che è maggiore per cicli di umidità relativa di periodo più grande, mentre il viceversa accade nel caso di un aumento di umidità. Dei due effetti prevale comunque il primo, a parità di variazioni di umidità, nei provini sotto carico, che pertanto dimostrano un incremento dello scorrimento relativo nel tempo. Il contrario accade, invece, nei provini scaricati. La velocità con cui evolvono gli scorrimenti tende comunque a ridursi leggermente nel tempo.

Tutte queste caratteristiche sono tipiche del fenomeno "meccanico-assorbitivo" che si manifesta nel legno (Toratti 1992, Hanhijärvi 1995). Si può pertanto concludere che anche nei sistemi di connessione si verifica tale effetto, che è dovuto al comportamento del legno in prossimità delle zone di contatto tra viti e trave in legno. E' possibile interpolare il valore medio del coefficiente di viscosità totale φ_t ottenuto nella prova in condizioni ambientali variabili (curva in grassetto in Fig. 9) mediante il modello di Toratti (1992), che si basa sulla seguente equazione:

$$v(t, t_0) = \int_{t_0}^t J(t - t_0) dF(\tau) + J^\infty \int_{t_0}^t \left\{ 1 - \exp\left[-c \int_{t_0}^t |du(\tau)|\right] \right\} dF(\tau) - \int_{t_0}^t bv(\tau) du(\tau) \quad (4)$$

dove v , F , u , t , t_0 , τ , J rappresentano, rispettivamente, lo scorrimento tra soletta e trave, lo sforzo di taglio del connettore, il contenuto di umidità del legno all'interfaccia con il connettore, l'istante finale dell'analisi, l'istante iniziale dell'analisi, l'istante corrente, e la funzione di viscosità della connessione. J^∞ , b , c rappresentano tre parametri materiali assunti (Toratti 1992), per il comportamento reologico del legno di abete, pari a $0.7/E_w$, 1.3, 2.5, dove E_w è il modulo elastico del legno. Nel caso di una prova a lungo termine dove il carico applicato è costante, l'eq. (4) si semplifica nella:

$$v(t, t_0) = \frac{F}{k} [1 + \varphi_t(t, t_0)] = \frac{F}{k} [1 + \varphi(t, t_0) + \varphi_{ms}(t, t_0)] - \int_{t_0}^t bv(\tau) du(\tau) \quad (5)$$

dove k è la rigidezza a taglio del connettore, φ_t , φ , φ_{ms} sono, rispettivamente, il valore totale del coefficiente di viscosità misurato durante le prove, le componenti viscosa (primo termine a secondo membro dell'eq. (4)) e meccanico-assorbitiva (secondo termine in eq. (4)) del coefficiente di viscosità totale, dati dall'eq. (3) e dalla successiva eq. (6):

$$\varphi_{ms}(t, t_0) = K^\infty \left[1 - \exp\left(-c \int_{t_0}^t |du(\tau)|\right) \right] \quad (6)$$

dove K^∞ rappresenta il limite della componente meccanico-assorbitiva per un numero di cicli di umidità tendente a infinito. L'ultimo termine a secondo membro dell'eq. (5) rappresenta la componente oscillante dello scorrimento relativo v durante i cicli di umidità. Il valore totale del coefficiente di viscosità può quindi essere espresso mediante la seguente equazione:

$$\varphi_t(t, t_0) = \varphi(t, t_0) + \varphi_{ms}(t, t_0) - b \int_{t_0}^t \varphi_t(\tau, t_0) du(\tau) - b[u(t) - u(t_0)] \quad (7)$$

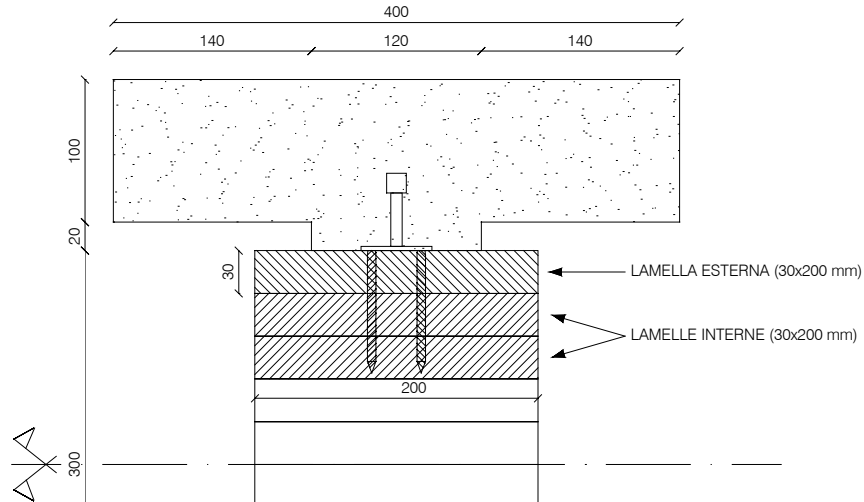


Fig. 10: Metà sezione trasversale dei provini sperimentali di push-out (quote in mm).

L'andamento sperimentale nel tempo della funzione φ_t (curva in grassetto in Fig. 9), ottenuta come valore medio sui sei provini più rappresentativi, è stato interpolato allo scopo

di trovare i valori delle costanti K^∞ , b e c . La storia del contenuto di umidità $u(t)$ assunta nel calcolo è il valore medio dell'umidità valutato sulle tre lamelle della trave interessate dal connettore (Fig. 10). Tale andamento nel tempo (linea continua in grassetto in Fig. 11) è stato calcolato mediante un programma che risolve il problema della diffusione dell'umidità sulla sezione, in base alla storia di umidità relativa ambientale rilevata nella camera climatica (Toratti 1992, Fragiaco 2001). Il valore sperimentale misurato durante la prova a 5 mm di profondità nel legno è confrontato in Fig. 11 con il corrispondente valore numerico calcolato in base al programma di cui sopra. Si può osservare una buona corrispondenza in termini di ampiezza di oscillazione (dell'ordine dello 0.05) durante i cicli di umidità, mentre in termini di valore assoluto si registra una differenza di circa lo 0.03. Tale differenza, dovuta agli inevitabili errori nelle misurazioni sperimentali e nella modellazione del fenomeno della diffusione, non inficia comunque i risultati ottenuti nella valutazione delle costanti K^∞ , b e c dal momento che il fenomeno meccanico assorbitivo è influenzato dalle differenze di umidità Δu e non dal valore assoluto dell'umidità u , come può essere osservato in base alle eq. (4) e (6). La migliore approssimazione della funzione ϕ_{tot} è stata ottenuta assumendo $K^\infty=1.5$, $b=0.9$ e $c=0.7$. Il confronto tra la corrispondente curva numerica (curva continua in grassetto) e la curva sperimentale (curva continua sottile) è riportato in Fig. 12 e dimostra globalmente una buona corrispondenza.

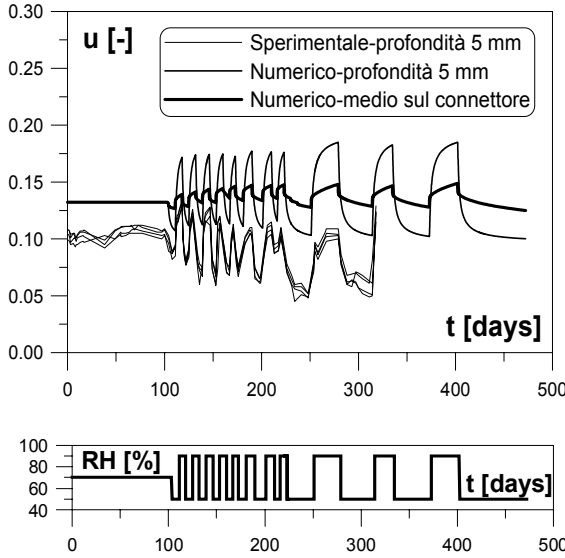


Fig. 11: Andamento nel tempo del contenuto di umidità sperimentale e numerico del legno a 5 mm di profondità, e valore medio nella zona del connettore durante la prova di viscosità e la prima parte della prova in condizioni ambientali variabili.

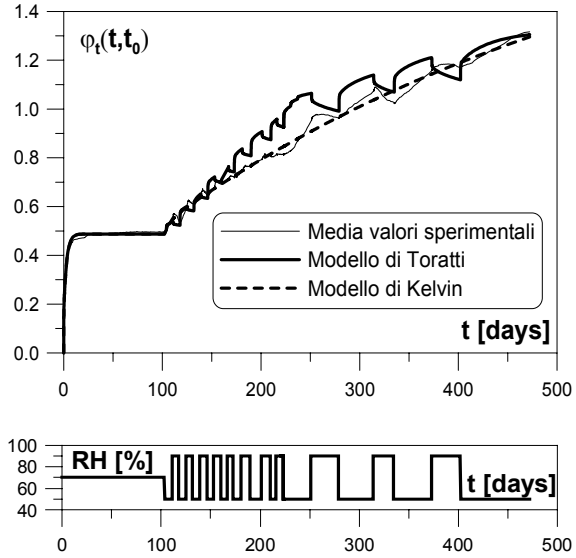


Fig. 12: Andamento nel tempo del valore medio del coefficiente di viscosità dei provini più rappresentativi durante la prova di viscosità e la prima parte della prova in condizioni ambientali variabili, e previsione numerica utilizzando i modelli di Toratti e di Kelvin.

Nella stessa figura è anche riportata la curva numerica basata sulla formulazione semplificata:

$$\phi_t(t, t_0) = \phi(t, t_0) + \phi_{ms}(t, t_0) \quad (8)$$

basata sull'uso del modello di Kelvin (eq. (3)) per le componenti ϕ (vedi valori riportati nel par. 4.1) e ϕ_{ms} ($\tau_1=5.46$ giorni, $J_1=0.04$, $\tau_2=497.28$ giorni, $J_2=1.45$). Tale modello, non considerando esplicitamente l'influenza del contenuto di umidità nel legno, si presta meglio

ad una rappresentazione semplificata del comportamento reologico della connessione in condizioni ambientali variabili. L'approssimazione ottenuta risulta, comunque, altrettanto buona. Sulla base di tale equazione è possibile formulare una previsione numerica a tempo infinito del coefficiente φ_{ms} pari a 1.49.

Il risultato delle misurazioni durante la seconda fase della prova è riportato in Fig. 13 in termini di incremento $\Delta\varphi_{ms}$ della componente meccanico-assorbitiva del coefficiente di viscosità. Sono riportate anche le curve relative ai provini scarichi ("dummy specimens"), che rappresentano le oscillazioni di scorrimento relativo dovute esclusivamente agli accorciamenti/dilatazioni anelastici del legno al variare dell'umidità. Al fine di valutare il puro effetto meccanico-assorbitivo, gli scorrimenti dei provini sotto carico sono stati depurati della media degli scorrimenti monitorati nei provini scarichi. L'andamento medio dei provini sotto carico dimostra delle oscillazioni del coefficiente di viscosità dovute al fenomeno meccanico-assorbitivo. I cicli di periodo $2T=7$ giorni presentano delle oscillazioni di ampiezza inferiore a quelle registrate precedentemente durante la prima fase della prova in condizioni variabili, che divengono trascurabili in presenza di cicli di umidità di periodo $2T=1$ giorno. Si è registrato un complessivo incremento del coefficiente di viscosità di circa 0.10 durante l'applicazione dei cicli settimanali, mentre i cicli giornalieri non hanno prodotto alcun sensibile incremento.

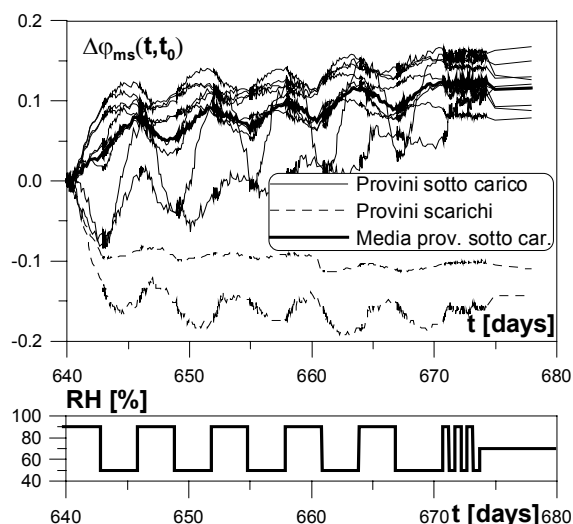


Fig. 13: Andamento nel tempo dell'incremento del coefficiente di viscosità durante la seconda fase della prova in condizioni ambientali variabili.

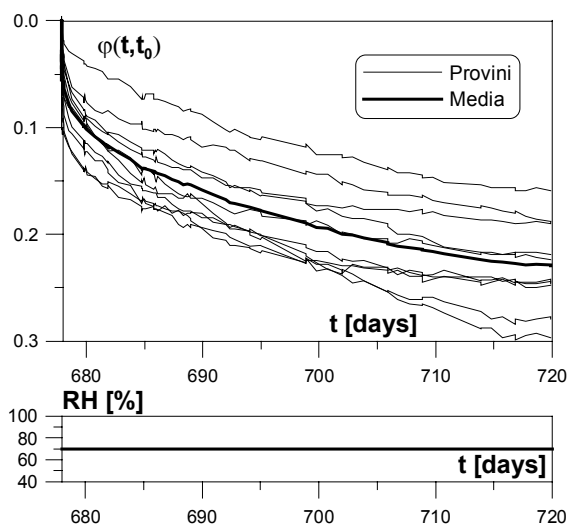


Fig. 14: Andamento nel tempo del coefficiente di viscosità durante lo scarico dei provini in condizioni ambientali costanti.

4.3 Scarico dei provini

Al termine della seconda fase della prova in condizioni ambientali variabili, i provini sono stati scaricati e si è rilevato il recupero viscoso in condizioni ambientali costanti ($RH=70\%$) per un periodo di 80 giorni. Il coefficiente di viscosità $\varphi(t, t_0)$ dato dall'eq. (2), dove t_0 rappresenta l'istante di scarico e $v(t_0)$ è lo scorrimento elastico misurato all'atto dello scarico, è rappresentato in Fig. 14 assieme al valore medio.

Si può osservare come lo scarico viscoso avvenga più lentamente del corrispondente carico viscoso e continui oltre il periodo di monitoraggio di 80 giorni. Ne consegue pertanto che la connessione è caratterizzata, a differenza del legno come materiale, da un comportamento viscoso non lineare, nel quale lo scorrimento viscoso prodotto dall'applicazione di un certo carico viene restituito nel tempo solo parzialmente e più

lentamente di quanto avviene in fase di carico. Ciò può essere giustificato sulla base del comportamento non lineare del sistema di connessione, già riscontrato nelle prove di collasso, dovuto alla plasticizzazione del legno delle zone di contatto con il connettore. Il coefficiente di viscosità medio in fase di scarico può essere approssimato mediante il modello reologico generalizzato di Kelvin (eq. (3)) con i coefficienti τ_i e J_i pari, nel caso di due catene di Kelvin, a: $\tau_1=0.0598$ giorni, $J_1=0.0783$, $\tau_2=16.8156$ giorni, $J_2=0.1621$. Tale modello conduce per tempi elevati ad un valore finale $\varphi(t, t_\infty)=0.24$, all'incirca pari a metà del valore asintotico del coefficiente di viscosità in fase di carico. E' bene comunque rilevare come questa rappresenti una pura previsione numerica, dal momento che al termine del monitoraggio dello scarico gli scorrimenti viscosi non si erano ancora esauriti.

4.4 Analisi dei risultati

I risultati ottenuti nelle prove di viscosità sono riassunti in Tab. 3, dove sono riportati i vari contributi al coefficiente di viscosità totale registrati durante le diverse fasi della prova al variare delle condizioni ambientali e del tipo di ciclo di umidità ambientale. I valori medi, su cui sono stati calibrati i coefficienti delle funzioni approssimanti (Eq. 3), sono stati valutati sui sei provini che hanno fornito i risultati più uniformi (provini 6N, 7N, 4L, 5L, 6L e 7L). Sulla base dei valori ottenuti, si può affermare quanto segue.

Non si è osservata alcuna dipendenza del coefficiente di viscosità dal tipo di calcestruzzo con cui è realizzata la soletta.

La connessione Tecnaria esibisce un comportamento viscoso, in condizioni ambientali costanti, caratterizzato da un valore finale del coefficiente di viscosità $\varphi=0.5$ sotto carico, mentre in fase di scarico il coefficiente di viscosità si riduce, con un valore finale previsto pari a circa la metà ($\varphi=0.24$).

In presenza di cicli di umidità relativa ambientale, si produce un incremento del coefficiente di viscosità, associato al fenomeno meccanico-assorbitivo, tanto più importante quanto più lunghi, più numerosi e più ampi sono tali cicli. Le variazioni giornaliere sono praticamente prive di effetto, mentre quelle di periodo maggiore o uguale a sette giorni incrementano gli scorrimenti.

Sulla base dei numerosi studi effettuati sul fenomeno meccanico-assorbitivo del legno (Toratti 1992, Hanhijärvi 1995), è ragionevole ritenere che l'incremento di viscosità associato ai cicli di umidità tenda ad un valore limite all'aumentare del numero ed ampiezza dei cicli. Tale valore limite, sulla base dell'estrapolazione numerica dei risultati delle prove sperimentali, può essere stimato in $\varphi_{ms}=1.5$.

Per quanto riguarda le verifiche a lungo termine delle strutture composte, il valore del coefficiente finale di viscosità della connessione φ_{tot} dovrebbe essere correlato al numero di oscillazioni di umidità (di ampiezza 40% e periodo di almeno 7 giorni) prevedibili in funzione della zona climatica e dell'esposizione della struttura. L'uso del modello di Toratti, calibrato sui risultati sperimentali, costituisce un possibile metodo. Un criterio semplificato è quello di assumere $\varphi_{tot}=\varphi=0.5$ per strutture all'interno (classe di esposizione 1 in accordo all'Eurocodice 5 (CEN 1996)) e $\varphi_{tot}=\varphi+\varphi_{ms}=2$ per strutture all'esterno (classe di esposizione 3 in accordo all'Eurocodice 5), considerando un valore intermedio nel caso della classe 2 di esposizione.

Tale criterio approssimato porta per strutture di classe 3 di esposizione, nell'ambito del metodo del modulo efficace per la valutazione degli effetti della viscosità, a dei valori di rigidezza ridotti nelle verifiche a lungo termine, pari a circa un terzo del valore della rigidezza della connessione a breve termine. Trattasi, pertanto, di un effetto non trascurabile.

Tabella 3: Risultati finali delle prove a lungo termine eseguite sulla connessione Tecnaria.

Fase della prova		Carico viscoso	8 cicli da 14 giorni	3 cicli da 56 giorni	5 cicli da 7 giorni	3 cicli da 1 giorno	Scarico viscoso
Inizio		13/6/00	25/9/00	22/1/01	15/3/02	15/4/02	18/4/02
Fine		24/9/00	22/1/01	20/7/01	15/4/02	18/4/02	3/6/02
Durata [giorni]		103.0	119.1	179.1	31.4	3.4	80.0
Coeff. viscosità		$\Delta\phi$	$\Delta\phi_{ms}$	$\Delta\phi_{ms}$	$\Delta\phi_{ms}$	$\Delta\phi_{ms}$	$\Delta\phi$
Numero Provino	4N	0.57	2.62	2.32	0.08	0.03	0.19
	5N	0.34	1.26	1.71	0.15	-0.02	0.22
	6N	0.51	0.54	0.49	0.08	0.00	0.25
	7N	0.53	0.22	0.12	0.10	-0.02	0.19
	8N	0.60	0.11	0.07	0.11	-0.02	0.28
	9N	0.72	0.80	-	-	-	-
	4L	0.51	0.39	0.74	0.15	0.00	0.25
	5L	0.50	0.19	0.22	0.12	0.00	0.25
	6L	0.52	0.19	0.20	0.14	-0.01	0.22
	7L	0.41	0.37	0.39	0.14	0.01	0.30
	8L	0.30	1.54	1.65	0.09	0.00	0.16
	9L	0.33	0.53	-	-	-	-
Media		0.49	0.32	0.29	0.12	0.00	0.24

5 CONSIDERAZIONI CONCLUSIVE

La campagna di prove sperimentali effettuata sulla connessione “Tecnaria” ha interessato 18 provini, sui quali sono state effettuate sia prove di collasso che prove di viscosità, in condizioni di umidità relativa ambientale costante e variabile. I risultati più importanti si possono così riassumere:

- l'utilizzo di solette in calcestruzzo alleggerito non influenza sensibilmente né i risultati delle prove di collasso né quelli delle prove di viscosità;
- l'applicazione di un carico sostenuto (cioè applicato per lungo tempo) sulla connessione non influenza il carico di collasso mentre riduce la rigidità iniziale;
- il sistema di connessione dimostra un comportamento viscoso relativamente poco pronunciato in condizioni ambientali costanti, con un coefficiente finale di viscosità $\phi=0.5$ in fase di carico e $\phi=0.24$ in fase di scarico;
- il sistema di connessione dimostra un comportamento di tipo meccanico-assorbitivo, cioè caratterizzato da una ripresa degli scorrimenti viscosi in presenza di cicli di umidità relativa ambientale di periodo maggiore o uguale a sette giorni ed ampiezza del 40%;

- sulla base delle misurazioni effettuate, peraltro caratterizzate da un'ampia dispersione dei risultati, è comunque possibile stimare in $\phi_{ms}=1.5$ il valore finale dell'incremento del coefficiente di viscosità dovuto all'effetto meccanico-assorbitivo;
- sono stati determinati i valori caratteristici del carico di collasso e medi delle rigidità secanti e dei coefficienti di viscosità sulla base dei risultati delle prove sperimentali, che possono essere utilizzati nelle verifiche di collasso ed in esercizio di travi composte legno-calcestruzzo con connettori "Tecnaria";
- sono state ricavate delle espressioni analitiche approssimate del legame costitutivo e dei coefficienti di viscosità, che possono essere utilizzate per verifiche più dettagliate.

6 RINGRAZIAMENTI

Si ringrazia l'impresa "Tecnaria Spa", viale Pecori Giraldi 55, Bassano del Grappa (VI), <http://www.tecnaria.it>, per la fornitura dei provini ed il finanziamento delle prove.

BIBLIOGRAFIA

- Bonamini G., Ceccotti A., Uzielli L. (1990):** *Prove sperimentali a breve e lungo termine su elementi composti calcestruzzo - legno antico di quercia e di larice*, 8° Congresso C.T.E., Bologna, pp.241-251.
- Ceccotti A. (1995):** *Timber-concrete composite structures*, Timber Engineering, Step 2, First Edition, Centrum Hout, The Netherlands, pp.E13/1-E13/12;
- Ceccotti A., Fragiocomo M., Gutkowski R. (2002):** *Design of timber-concrete composite structures according to EC5-2002 version*, Meeting thirty-five of the Working Commission W18-Timber Structures, CIB, International Council for Research and Innovation, Kyoto, Japan.
- Comité Européen de Normalisation (1991a):** *Eurocode 2 – Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings*, ENV 1992-1-1; *Part 1-4: General rules – Lightweight aggregate concrete with closed structure*, ENV 1992-1-4, Bruxelles, Belgio.
- Comité Européen De Normalisation (1991b):** *Timber structures – Joints made with mechanical fasteners – General principles for the determination of strength and deformation characteristics*, EN 26891, Bruxelles, Belgio.
- Comité Européen de Normalisation (1996):** *Eurocode 5 – Design of timber structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings*, ENV 1995-1-1; *Part 2: Bridges*, ENV 1995-2, Bruxelles, Belgio.
- Comité Européen de Normalisation (1998):** *Timber structures – Glued laminated timber – Strength classes and determination of characteristic values*, prEN 1194, Bruxelles, Belgio.
- Frangiocomo M. (2001):** *Comportamento a lungo termine di travi composte legno-calcestruzzo*, Tesi di Dottorato, Università di Trieste, Italia.
- Frangiocomo M., Amadio C., Macorini L. (2004):** *Comportamento a collasso ed in esercizio di una connessione a piolo per strutture composte legno-calcestruzzo*, 15th Conferenza CTE, Bari, vol.1, pp. 313-322.
- Hanhijärvi A. (1995):** *Deformation kinetics based rheological model for the time-dependent and moisture induced deformation of wood*, Wood Science and Technology, vol.29, pp.191-199.
- Kenel A., Meierhofer U. (1998):** *Holz/Beton-Verbund unter langfristiger Beanspruchung*, Forschungs-und Arbeitsbericht 115/39 EMPA, Abteilung Holz, Dübendorf (in Tedesco).
- Kuhlmann U., Michelfelder B. (2004):** *Grooves as shear-connectors in timber-concrete composite structures*, 8th World Conference on Timber Engineering WCTE 2004, Lahti, Finlandia, vol.1, pp.301-306.
- Ollgard J. G., Slutter R. G., Fischer J. W. (1971):** *Shear strength of stud connectors in lightweight and normal concrete*, AISC Eng. J., vol.8, pp.55–64.
- Piazza M. (1990):** *Some notes about time-dependent deformations of connections carried out by means of glued steel bars in wooden structures*, Comunicazione al RILEM T.C. 112 Meeting, Londra, Inghilterra.
- Piazza M., Ballerini M. (1998):** *Solai lignei composti: confronto sperimentale tra diverse tipologie di connessione*, 3° Workshop Italiano sulle Strutture Composite, Ancona, pp.349-368;
- Steinberg E., Selle R., Faust T. (2003):** *Connectors for timber-lightweight concrete composite structures*, Journal of Structural Engineering, vol.129(11), pp.1538-1545.
- Toratti T. (1992):** *Creep of timber beams in a variable environment*, Report 31, Laboratory of Structural Engineering and Building Physics, Helsinki University of Technology, Finlandia.