



**Università
degli Studi
di Ferrara**

**DOTTORATO DI RICERCA IN
SCIENZE DELL'INGEGNERIA**

CICLO XXXV

COORDINATORE Prof. Stefano Trillo

**VERIFICA SPERIMENTALE DEI COLLEGAMENTI DI COPERTURE
RETICOLARI SPAZIALI IN LEGNO MICROLAMELLARE E DI SISTEMI
STRUTTURALI A CAPPOTTO IN CEMENTO ARMATO**

Settore Scientifico Disciplinare ICAR/09

Dottorando

Dott. Andrea Fabbri

Tutori

Prof. Fabio Minghini

Prof. Nerio Tullini

Anni 2019/2022

Verifica sperimentale dei collegamenti di coperture reticolari spaziali in legno microlamellare e di sistemi strutturali a cappotto in cemento armato.

Tesi di dottorato di Andrea Fabbri

Tutori:

Prof. Fabio Minghini

Prof. Nerio Tullini

Febbraio 2023

Università degli Studi di Ferrara

Dottorato di Ricerca in Scienze dell'Ingegneria

Ingegneria Civile – Tecnica delle Costruzioni

XXXV ciclo

Esaminatori:

Prof. Luca Pozza

Prof. Roberto Scotta

SOMMARIO

L'Italia è uno dei paesi del Mediterraneo a maggiore rischio sismico. Pertanto, il tema del miglioramento strutturale del patrimonio costruito riveste una rilevanza strategica nazionale, come periodicamente emerge in occasione degli eventi sismici che colpiscono la penisola. La maggior parte degli interventi effettuati per la riduzione della vulnerabilità sismica risulta molto invasiva, imponendo l'interruzione d'uso dei fabbricati per un periodo di tempo significativo. Allo stesso tempo, gli obiettivi ambientali fissati dai governi, impongono l'impiego sempre maggiore di materiali e soluzioni eco-compatibili e sostenibili. Per andare incontro a queste esigenze, nella presente tesi di dottorato vengono presentate due soluzioni tecnologiche innovative.

La prima soluzione è caratterizzata dalla conversione di una struttura reticolare metallica in una struttura lignea. Il sistema costruttivo prevede la possibilità di sostituire le singole aste danneggiate senza dover demolire e ricostruire l'intera struttura. Per garantire prestazioni analoghe ad una struttura metallica, si sceglie di utilizzare il microlamellare (LVL), ovvero un prodotto ligneo ingegnerizzato caratterizzato da elevate prestazioni meccaniche. A parità di domanda quindi, un elemento in LVL presenta dimensioni minori rispetto ad un classico elemento ligneo. Questo aspetto comporta numerosi vantaggi applicativi, ma introduce problemi dimensionali nelle connessioni con elementi metallici, dove sezioni ridotte sono fortemente penalizzate dai limiti normativi che impongono distanze minime dai bordi dell'elemento. La sostituzione dell'asta in acciaio con l'asta di LVL, oltre ad incrementare l'eco-sostenibilità, comporta una riduzione del peso strutturale e può migliorare la sicurezza in caso di incendio. Risulta quindi necessario valutare l'efficienza di un sistema costruttivo costituito da aste in legno con giunti in acciaio, anche con riferimento alla facilità di montaggio. A tale scopo sono stati effettuati oltre 400 test sperimentali per l'individuazione della tipologia di connessione più idonea. Infine, per dimostrare l'effettiva applicabilità della soluzione proposta, sono stati realizzati e testati 3 prototipi di struttura reticolare lignea, confrontandone la risposta con quella della struttura metallica originale.

La seconda soluzione deriva da una proposta per il miglioramento delle prestazioni termo-energetiche e strutturali-sismiche degli edifici con limitata interruzione d'uso. La tecnologia si basa sulla realizzazione di un involucro che integra proprietà isolanti con un rinforzo strutturale progettato per migliorare le prestazioni in caso di evento sismico. L'involucro, costituito da una struttura intelaiata

in calcestruzzo armato, risulta collegato esternamente alla costruzione esistente in corrispondenza dei solai, attraverso tasselli post-installati nel cordolo perimetrale o nella trave di bordo ed annegati nel getto di calcestruzzo della struttura di rinforzo. Questa soluzione limita fortemente l'invasività degli interventi e può consentire di mantenere l'edificio in uso.

La fattibilità del progetto passa tuttavia per la valutazione sperimentale del comportamento meccanico degli elementi di connessione tra la struttura esistente ed il telaio di rinforzo. Queste connessioni, in presenza di azioni sismiche, risultano soggette a stati di sollecitazione pluriassiali. In particolare, nei collegamenti si possono manifestare sforzi di trazione combinata con taglio in direzione sia longitudinale che trasversale (ossia parallelo e ortogonale all'asse dell'elemento).

Questo studio presenta gli esiti di 40 prove su tasselli post-inseriti in elementi di calcestruzzo a bassa resistenza e debolmente armati, che simulano le tipiche strutture esistenti, e gettati in opera in elementi densamente armati che rappresentano le travi del telaio di rinforzo.

Parole chiave:

Abete; Calcestruzzo a bassa resistenza; Cappotto strutturale; Connessione spinottata; Dado Larsen; Faggio; Microlamellare; Precarico; Prova ciclica; Prova monotona; Reticolare spaziale; Tassello incollato; Tassello post-inserito.

ABSTRACT

Italy is one of the Mediterranean countries with the greatest seismic risk. Therefore, the issue of structural improvement of the built heritage has a national strategic importance, as it periodically emerges during the seismic events that hit the peninsula. Most of the interventions carried out to reduce seismic vulnerability are invasive and require the interruption of use of the buildings for a long-time frame. At the same time, the environmental goals set by governments require the increasing use of eco-compatible and sustainable materials and solutions. To meet these needs, two innovative technological solutions are documented and experimentally investigated in this PhD thesis.

The first solution consists in converting a steel truss structure into a timber structure. The construction system allows to replace individual damaged truss without disassembling and reassembling the entire structure. To ensure performance similar to that of a metal structure, the Laminated Veneer Lumber (LVL), i.e. an engineered wooden product characterized by high mechanical performance, is used. Therefore, at equal external loads, a LVL element has smaller dimensions than a classical wooden element. This feature has numerous advantages, but introduces dimensional problems in connections with metallic elements, where small sections are strongly penalized by the regulatory limits which impose minimum distances from ends and edges of the element. The replacement of the steel truss with the LVL truss increases eco-sustainability, leads to a reduction in the structural weight and can improve safety against fire. Therefore, it is necessary to evaluate, for the proposed solution, both structural efficiency and ease of assembly. For this purpose, over 400 experimental tests were carried out to identify the most suitable type of steel joint. Finally, to demonstrate the feasibility 3 prototypes of a timber truss structures were assembled and tested, comparing their response with that of the original steel structure.

The second solution derives from a proposal for the improvement of the thermo-energetic and structural-seismic performances of existing buildings with limited interruption of use. The technology is based on the creation of a skin that integrates insulating properties with a structural strengthening designed to enhance global seismic capacity. The skin, made up of a reinforced concrete frame structure, is externally connected to the existing structure at the floor levels, through anchors post-installed into its perimeter beams. Compared with traditional retrofitting techniques, this solution strongly reduces the impact of interventions and may preserve the building use.

However, the feasibility of the solution depends on the experimental evaluation of the mechanical behaviour of the connection elements between the existing structure and the strengthening frame. These connections, in the presence of seismic actions, are subjected to a multiaxial stress state. In particular, tensile stresses combined with shear in both longitudinal and transverse directions (i.e., parallel and orthogonal to the axis of the perimeter beam) can occur in the connections.

This study presents the results from 40 load tests on bonded anchors post-installed in low-strength, lightly-reinforced concrete elements, simulating typical existing structures, and embedded in heavily reinforced elements representing the strengthening frame beams.

Keyword:

Beech; Bonded anchor; Cyclic test; Dowel action; Dowel-nut; External retrofitting; Larsen bolt; Low-strength concrete; LVL; Monotonic test; Post-installed; Preload; Pull-pull test; Spatial truss; Spruce.

PARTE 1

VERIFICA SPERIMENTALE DEI COLLEGAMENTI DI COPERTURE
RETICOLARI SPAZIALI IN LEGNO MICROLAMELLARE

INTRODUZIONE	1
1 TIPOLOGIE DI UNIONI ACCIAIO-LEGNO	5
1.1 Descrizione della campagna sperimentale preliminare	7
1.1.1 Tipologia A: unione “DOWEL-NUT”	8
1.1.2 Tipologia B: unione con piastra esterna	10
1.1.3 Tipologia C: unione con piastra interna	11
1.1.4 Tipologia D: unione incollata.....	13
1.1.5 Tipologia E: unione con inserto filettato	15
1.2 Materiali.....	16
1.2.1 Acciaio.....	16
1.2.2 LVL di faggio europeo	17
1.3 Setup di prova e protocollo di carico	18
1.4 Risultati sperimentali	21
1.4.1 Tipologia A: unione “DOWEL-NUT”	22
1.4.2 Tipologia B: unione con piastra esterna	23
1.4.3 Tipologia C: unione con piastra interna	24
1.4.4 Tipologia D: unione incollata.....	25
1.4.5 Tipologia E: unione con inserto filettato	26
1.5 Conclusioni	28
BIBLIOGRAFIA	31
2 TIPOLOGIA DI CONNESSIONE A: DOWEL-NUT.....	33
2.1 Stato dell’arte.....	35
2.2 Materiali e metodologia di prova.....	37
2.2.1 Barra filettata con connettore cilindrico	37
2.2.2 LVL di faggio europeo	37
2.2.3 LVL di abete rosso	38

2.2.4	Setup di prova e protocollo di carico.....	39
2.3	Influenza del protocollo di carico e della pretensione.....	40
2.3.1	Caratteristiche e denominazione dei provini.....	40
2.3.2	Influenza della forza di precarico sulle prove di compressione.....	42
2.3.3	Prove monotone.....	43
2.3.4	Prove cicliche.....	49
2.3.5	Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 5.....	54
2.3.6	Rigidezza della connessione.....	56
2.3.7	Conclusioni sulle prove eseguite sui provini di faggio con lato 50 mm.....	57
2.4	Influenza dell'essenza lignea e della sezione trasversale.....	59
2.4.1	Caratteristiche e denominazione dei provini.....	59
2.4.2	Prove sperimentali.....	60
2.4.3	Capacità portante dell'unione.....	80
2.4.4	Spostamenti.....	83
2.4.5	Rigidezza della connessione e valutazione degli spostamenti.....	85
2.4.6	Conclusioni.....	90
	BIBLIOGRAFIA.....	93
3	TIPOLOGIA DI CONNESSIONE E: INSERTO AVVITATO.....	97
3.1	Stato dell'arte.....	99
3.2	Materiali e metodologia di prova.....	101
3.2.1	Inserto metallico.....	101
3.2.2	LVL di faggio e abete.....	102
3.2.3	Setup di prova e protocollo di carico.....	102
3.3	Caratteristiche e denominazione dei provini.....	103
3.4	Prove sperimentali.....	104
3.4.1	Diametro esterno 25 mm e preforo da 22 mm.....	105
3.4.2	Diametro esterno 25 mm e preforo da 20.5 mm.....	118
3.4.3	Diametro esterno 22 mm.....	132
3.4.4	Diametro esterno 16 mm.....	135
3.5	Capacità portante dell'unione.....	138
3.6	Spostamenti.....	145
3.7	Rigidezza della connessione.....	146
3.7.1	K: Rigidezza tangente al 10-40% di F_{peak}	149
3.7.2	K_{ser} : Rigidezza secante allo SLE.....	150
3.7.3	K_u : Rigidezza secante allo SLU.....	152
3.7.4	K_{peak} : Rigidezza secante in corrispondenza di F_{peak}	154

3.8	Conclusioni	155
	BIBLIOGRAFIA.....	158
4	RETICOLARE LIGNEA	161
4.1	Caratteristiche e denominazione delle unioni svasate	163
4.1.1	Tipologia A.....	163
4.1.2	Tipologia E.....	165
4.2	Prove monotone su aste svasate.....	165
4.2.1	Tipologia A.....	166
4.2.2	Tipologia E.....	171
4.3	Prove cicliche su aste svasate	177
4.4	Setup di prova e protocollo di carico.....	179
4.5	Prove su reticolare metallica.....	182
4.5.1	Prova ciclica in campo elastico	183
4.6	Prove su reticolare lignea: sistema Tetrasteel®	185
4.6.1	Prova ciclica in campo elastico	187
4.6.2	Prova di deformazione e delle 24 ore	189
4.6.3	Prova di resistenza.....	190
4.7	Prove su reticolare lignea: pretensione e rondella circolare.....	192
4.7.1	Prova ciclica in campo elastico	194
4.7.2	Prova di deformazione e delle 24 ore	195
4.7.3	Prova di resistenza.....	196
4.8	Prove su reticolare lignea: connessione precaricata con piastra.....	199
4.8.1	Prova ciclica in campo elastico	201
4.8.2	Prova di deformazione e delle 24 ore	202
4.8.3	Prova di resistenza.....	203
4.9	Confronto	205
4.10	Conclusioni.....	207
	BIBLIOGRAFIA.....	209

PARTE 2
VERIFICA SPERIMENTALE DEI COLLEGAMENTI DI SISTEMI
STRUTTURALI A CAPPOTTO IN CEMENTO ARMATO

INTRODUZIONE	213
5 PROVE DI TRAZIONE	217
5.1 Descrizione del problema	217
5.2 Stato dell'arte	218
5.3 Materiali	219
5.3.1 Acciaio	219
5.3.2 Calcestruzzo	220
5.3.3 Ancorante chimico	222
5.4 Setup di prova e protocollo di carico	222
5.5 Caratteristiche e denominazione dei provini	225
5.6 Prove monotone	227
5.6.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm	228
5.6.2 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm	230
5.6.3 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm	231
5.6.4 Comportamento post-picco	232
5.7 Prove cicliche	234
5.7.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm	234
5.7.2 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm	235
5.7.3 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm	238
5.8 Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 2-4	239
5.8.1 Rottura a trazione del tassello	240
5.8.2 Rottura combinata di pull-out e cono di cls	240
5.8.3 Rottura del cono di calcestruzzo	241
5.8.4 Rottura per splitting	242
5.8.5 Confronto	243
5.9 Conclusioni	244
BIBLIOGRAFIA	246
6 PROVE DI TAGLIO PARALLELO	249
6.1 Stato dell'arte	249
6.2 Materiali	253

6.3	Setup di prova e protocollo di carico	254
6.4	Caratteristiche e denominazione dei provini	257
6.5	Prove monotone	260
6.5.1	Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm	263
6.5.2	Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm	265
6.5.3	Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 250$ mm	267
6.6	Prove cicliche.....	269
6.6.1	Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm	269
6.6.2	Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm	271
6.6.3	Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 250$ mm	273
6.7	Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 2.....	275
6.7.1	Rottura a taglio del tassello	276
6.7.2	Rottura per pry-out	276
6.7.3	Rottura del bordo.....	276
6.7.4	Considerazioni.....	277
6.8	Conclusioni	280
	BIBLIOGRAFIA	282
7	PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE	285
7.1	Materiali.....	285
7.2	Setup di prova e protocollo di carico.....	285
7.3	Caratteristiche e denominazione dei provini	288
7.4	Prove monotone	291
7.4.1	Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm	293
7.4.2	Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm	294
7.5	Prove cicliche.....	296
7.5.1	Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm	296
7.5.2	Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm	297
7.6	Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 2.....	300
7.7	Conclusioni	301
	BIBLIOGRAFIA.....	303
	INDICE DELLE FIGURE	305
	INDICE DELLE TABELLE	317

PARTE 1

VERIFICA SPERIMENTALE DEI COLLEGAMENTI

DI COPERTURE RETICOLARI SPAZIALI IN

LEGNO MICROLAMELLARE

INTRODUZIONE

Nei paesi industrialmente più avanzati si sta registrando un'importante crescita dell'edilizia sostenibile, grazie ad una sempre più diffusa attenzione all'ambiente. In pochi anni il mondo delle costruzioni ha fatto enormi passi in avanti in questo settore arrivando a realizzare grattacieli interamente in legno ed edifici eco-sostenibili. Le costruzioni in legno, infatti, tengono conto sia della sostenibilità ambientale, sempre più ricercata, sia degli standard prestazionali richiesti dalle normative vigenti. Che si tratti di un edificio adibito a uso privato o di una struttura pubblica, il legno riesce a garantire tempistiche e risultati eccellenti che lo pongono in forte concorrenza con tutti gli altri materiali da costruzione. Non più quindi il legno solo come elemento di arredo o come componente della struttura, ma un vero materiale da costruzione. In Svezia, ad esempio, il 20% delle nuove costruzioni a più piani è realizzata interamente in legno. In vista dei sempre più stringenti accordi climatici, questo è un valido esempio da perseguire. Il legno, infatti, oltre a essere riutilizzabile e rispettoso dell'ambiente è caratterizzato da bassi costi di produzione in termini di energia e smaltimento. Non va sottovalutata neanche la possibilità di prefabbricare e assemblare in sito, abbattendo i tempi di costruzione, mantenendo i cantieri snelli con emissioni ridotte rispetto a costruzioni in cemento. Il tutto nell'ottica di utilizzare risorse in grado di rigenerarsi in tempi brevi. Sulla base di quanto detto nasce l'idea di innovare alcune tecnologie costruttive consolidate, al fine di introdurre nuove soluzioni sul mercato delle costruzioni in legno.

Un esempio può essere fornito dalla conversione delle strutture reticolari spaziali in acciaio in strutture miste acciaio-legno dove nodi in acciaio fungono da collegamento per aste lignee.

TECNOLOGIA CONSOLIDATA

La tecnologia costruttiva consolidata scelta per la conversione in struttura lignea si riferisce al prodotto commerciale Tetrasteel^{® 1)}, che consente la produzione chiavi in mano di strutture reticolari

tridimensionali in acciaio, di piccole e grandi luci. Il sistema costruttivo, grazie alla sua estrema versatilità e facilità di montaggio, permette la realizzazione di:

- Coperture di grandi aree: coperture di stadi, palasport, aeroporti, centri commerciali;
- Coperture per strutture medio-piccole: coperture di hall, pensiline;
- Superfici vetrate: serre, strutture per pannelli fotovoltaici.

I vantaggi che questo sistema offre sono l'estrema versatilità nella realizzazione, facilità e rapidità di montaggio, anche con personale non specializzato, e minimo impiego di supporti perimetrali. Tutto ciò garantisce elevati standard di sicurezza nonché facilità ed economicità di trasporto.

Tetrasteel® si avvale per la realizzazione e la distribuzione di società concessionarie e in particolare, per l'Italia, la carpenteria metallica Pradelli S.r.l.²⁾ ne è concessionaria. Il kit da costruzione Tetrasteel® della Pradelli S.R.L. per strutture reticolari è costituito da due tipi di componenti:

- sfere (nodi) di varie dimensioni in acciaio opportunamente sagomate e filettate per permettere l'avvitamento e il collegamento delle aste tramite viti.
- aste tubulari a sezione circolare cava preassemblate in acciaio, di varie dimensioni e spessore.



Esempi²⁾ di sistemi reticolari spaziali realizzati con tecnologia Tetrasteel®

Le sfere sono realizzate in acciaio al carbonio e sono piene. Vengono opportunamente sagomate e tagliate mediante una macchina a controllo numerico per ottenere delle superfici piane su cui serrare le aste. Al centro di ogni taglio viene effettuata una filettatura con lo scopo di accogliere una vite e garantire quindi la solidarietà tra sfera e asta. Le aste sono costituite da profili circolari cavi sulle cui estremità vengono saldati a completo ripristino coni che hanno la funzione di accogliere la vite. Un bullone con asola permette il serraggio corretto della vite nella sfera. L'intero sistema di collegamento è progettato per consentire il movimento assiale della vite longitudinale in fase di montaggio, indispensabile per l'assemblaggio della struttura completa.

INNOVAZIONE

La sostituzione di elementi in acciaio con elementi in legno richiede l'individuazione di un prodotto ligneo altamente performante a livello meccanico, che possa garantire alti standard di sicurezza strutturale. Una soluzione innovativa è offerta dal legno microlamellare (o Laminated Veneer Lumber, LVL), ovvero un prodotto ligneo ricomposto, costituito da più sfogliati sovrapposti e incollati l'uno sull'altro. Con questa tecnica di produzione è possibile distribuire uniformemente, su tutto l'elemento, eventuali difetti del materiale come i nodi, garantendo così sezioni trasversali sufficientemente omogenee. A differenza del legno lamellare tradizionale, nel legno microlamellare sono impiegate lamelle più sottili che permettono un'ottimizzazione del materiale e una riduzione sensibile della materia prima. Grazie alla sua affidabilità, questo prodotto può contribuire a rinnovare l'interesse verso l'uso del legno in molte applicazioni della moderna ingegneria civile, superando lo stereotipo di materiale idoneo a situazioni in cui predomina la funzione estetico-decorativa, ruolo a cui questo materiale e i suoi derivati sono spesso relegati.

A parità di domanda strutturale un elemento in LVL presenta dimensioni minori rispetto ad un classico elemento ligneo. Questo aspetto comporta numerosi vantaggi applicativi, ma introduce problemi dimensionali nelle connessioni con elementi metallici, dove sezioni ridotte sono fortemente penalizzate dai limiti normativi che impongono distanze minime dai bordi dell'elemento.

Risulta quindi interessante capire se il sistema costruttivo in acciaio Tetrasteel® può essere esteso ad uno caratterizzato da aste in legno con giunti in acciaio, il tutto preservando la rapidità e la facilità di montaggio. Affinché ciò accada è necessario realizzare un giunto in grado di poter scorrere liberamente all'interno dell'asta al fine di consentire l'inserimento dell'elemento ligneo tra due sfere già posizionate, per poi procedere al successivo fissaggio attraverso l'avvitamento delle due viti nelle sfere. La realizzazione del nuovo sistema costruttivo ha richiesto l'individuazione di una tipologia di collegamento simile a quella prevista per le reticolari in acciaio, e che possa garantire un buon

comportamento strutturale. A tal fine è stata sviluppata una estesa campagna sperimentale, volta alla caratterizzazione meccanica delle unioni acciaio-legno e alla valutazione strutturale di alcuni prototipi di strutture reticolari 3D in legno. I dati raccolti sono riassunti e riportati nei seguenti capitoli:

Nel **Capitolo 1** si considerano diverse tipologie di collegamento al fine di individuare quella più idonea alla realizzazione di una struttura reticolare caratterizzata da nodi in acciaio e aste lignee con sezioni modeste. Sono state considerate cinque tipologie di unione, per le quali è stata effettuata una campagna sperimentale che ha previsto l'esecuzione di 23 test con protocollo di carico monotono. Particolare attenzione è stata rivolta alla capacità portante e rigidità dei collegamenti. Tali valutazioni hanno consentito di concentrare lo studio su due tipologie di unione.

Nel **Capitolo 2** viene considerata in dettaglio la tipologia denominata "Dowel-Nut". Il collegamento prevede l'utilizzo di una barra filettata longitudinale e di un connettore cilindrico trasversale, forato perpendicolarmente al proprio asse; tale foro permette l'avvitamento sulla barra. Vengono studiate diverse geometrie, l'influenza dell'applicazione di una coppia di serraggio, nonché l'incidenza dell'essenza lignea. In particolare, si riportano 40 test su campioni di LVL di abete rosso e 82 prove su elementi di LVL di faggio, di cui 20 con protocollo di carico ciclico.

Nel **Capitolo 3** viene riportata la valutazione sperimentale di un inserto avvitato parallelamente alla direzione longitudinale del campione ligneo. Anche per questa tipologia vengono analizzate diverse geometrie, l'influenza del preforo, nonché l'incidenza dell'essenza lignea. Nello specifico vengono realizzate 49 prove su elementi di LVL di abete e 112 prove su elementi di LVL di faggio.

Nel **Capitolo 4** si valuta l'incidenza di uno svaso piramidale sul comportamento strutturale delle unioni riportate nei Capitoli 2 e 3. In particolare, vengono presentati i risultati di 48 test effettuati su campioni di LVL di faggio e 50 prove su aste di LVL di abete. Sulla base dei dati ottenuti si sceglie di realizzare tre prototipi di reticolare lignea spaziale, costituiti da aste in LVL di abete, con svassi piramidali alle estremità, e connessioni tipo "Dowel-Nut". Le risposte strutturali dei tre prototipi saranno confrontate con quella ottenuta da una reticolare metallica realizzata col sistema Tetrasteel®.

1) <https://www.tetrasteel.com/>

2) <http://www.pradelli.biz/>

1 TIPOLOGIE DI UNIONI ACCIAIO-LEGNO

Per le strutture lignee è necessario realizzare giunzioni e collegamenti fra le parti del medesimo elemento o tra componenti diversi. Tali unioni si possono differenziare in collegamenti di carpenteria e in collegamenti meccanici di tipo moderno; nel primo caso si sfrutta il contatto diretto e l'attrito all'interfaccia degli elementi tra loro collegati, mentre nel secondo caso, la trasmissione degli sforzi non avviene in modo diretto ma attraverso appositi connettori metallici o strati di colla. Per ciascuna tipologia di unione si possono individuare vantaggi e svantaggi. In generale, i criteri che orientano la scelta progettuale possono essere di natura statica (efficienza del comportamento meccanico), costruttiva (velocità e semplicità nella messa in opera) ma anche estetica ed economica.

I collegamenti maggiormente impiegati, secondo lo stato dell'arte su strutture lignee descritto da Bukauskas et al. (2019), sono le unioni a gambo cilindrico. Molto spesso queste connessioni sono preferite ad altri elementi meccanici grazie alla semplicità e velocità produttiva. Il comportamento meccanico di queste unioni è stato descritto scientificamente da Johansen (1949), Questa teoria prende in considerazione varie modalità di rottura, assumendo un comportamento rigido plastico dell'unione, ma non prevede modalità di tipo fragile (vedi Fig. 1-1). Questo lavoro ha gettato le basi per lo European Yield Model che viene adottato negli attuali Eurocodici (CEN, 2010). In questo approccio, il progetto delle unioni multiple è generalmente basato sul comportamento del singolo mezzo di unione. L'aliquota della forza di competenza di un singolo connettore dipende dalla posizione dello stesso all'interno del collegamento e dai rapporti di rigidezza tra i diversi elementi presenti nel collegamento. La relazione suggerita negli Eurocodici deriva da una ricerca condotta da Jorisen (2000), la quale introduce un valore efficace che dipende dal numero, dal diametro e dall'interasse tra i connettori nella direzione parallela alla laminazione. Altre normative, come le Canadian Standards Association adottano formulazioni empiriche ricavate da ricerche effettuate da Smith (1994). L'espressione è funzione sempre del numero e dell'interasse tra i connettori nella direzione della laminazione, ma anche dal rapporto tra lo spessore del legno e il diametro dei bulloni.

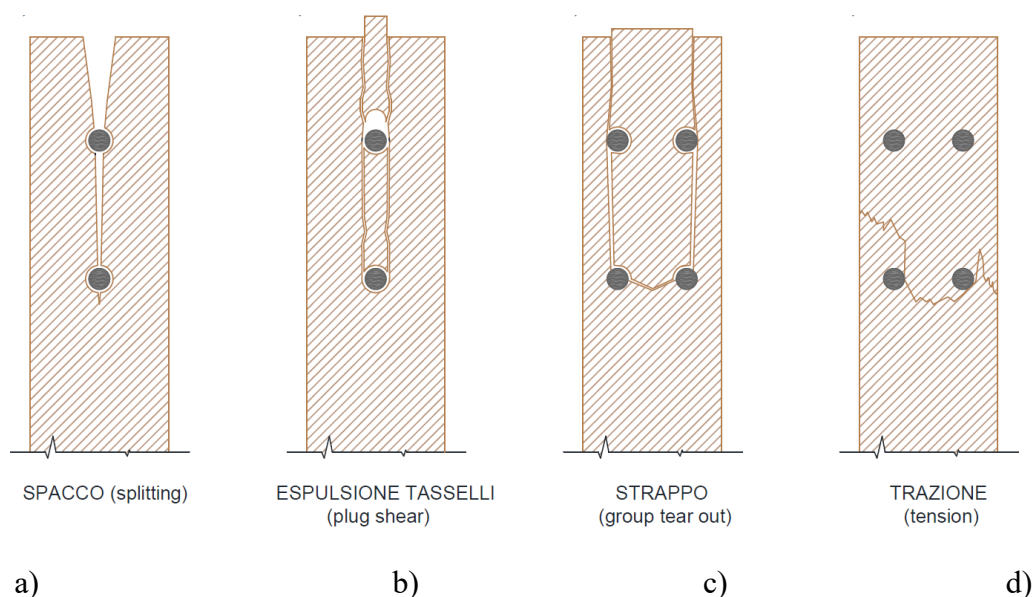


Fig. 1-1 Tipologie di rotture fragili in unioni a gambo cilindrico

Viene inoltre introdotto un coefficiente riduttivo per tenere in conto del numero di righe di connettori. Nonostante la semplicità realizzativa, le connessioni bullonate sono caratterizzate da un comportamento sotto carico piuttosto complesso. In particolare, il problema è caratterizzato da molte variabili, tra cui la distanza del connettore dal brodo, l'interasse e il numero di elementi di fissaggio, nonché dalla specie lignea. Distanze da estremità e bordo vengono introdotte negli Eurocodici sotto forma di limiti inferiori oltre i quali le regole di progettazione non sono applicabili. Tali limiti risultano estremamente vincolanti per la progettazione di strutture con elementi lignei altamente preformanti.

Nell'assemblaggio delle unioni acciaio legno sono generalmente impiegate piastre di acciaio più o meno spesse. Lo spessore della piastra determina il grado di vincolo che essa fornisce al connettore metallico; ad esempio, le piastre "spesse" (spessore maggiore del diametro del connettore) garantiscono un vincolo di incastro mentre le piastre "sottili" (spessore minore di $0.5d$) non sono sufficienti per garantire un vincolo di rotazione al connettore. Le piastre permettono l'utilizzo di più mezzi di unione e il loro montaggio risulta particolarmente semplice. Possono essere poste esternamente all'elemento ligneo oppure internamente e tale scelta generalmente è fortemente condizionata dall'impatto estetico ricercato. La rugosità superficiale del mezzo di unione metallico è stata valutata da Sjödin et al. (2008), dove è stato osservato un aumento della resistenza a rifollamento contestualmente all'incremento della scabrezza superficiale. Pertanto, particolare attenzione va posta sulla lunghezza della filettatura dei bulloni impiegati nelle connessioni con piastra.

Una variante, dal comportamento strutturale simile, è fornita dalla connessione “Dowel-nut”, ovvero da uno spinotto, con foro filettato ortogonale al proprio asse, che viene collegato alla struttura mediante una barra filettata.

In alternativa ai bulloni e agli spinotti possono essere impiegate le viti. Normalizzate vengono impiegate per collegare l'elemento ligneo a piastre in acciaio. Risultano vantaggiose quando si deve garantire sia una resistenza a taglio sia una resistenza ad estrazione dell'elemento metallico. A fronte di questo vantaggio si contrappone tuttavia il maggior costo di produzione. In ogni caso le viti sono generalmente impiegate per ricevere sforzi ortogonali al proprio asse e la loro capacità all'estrazione è sconsigliata per angoli, tra l'asse della vite e la direzione della fibratura dell'elemento ligneo, inferiori ai 30°.

Infine, il trasferimento degli sforzi può essere realizzato attraverso delle giunzioni incollate. Di recente, sono stati introdotti degli adesivi ad alte prestazioni meccaniche con buona affidabilità nel tempo e in diverse condizioni di servizio. Nella pratica costruttiva, generalmente, vengono impiegate delle barre di acciaio inserite a scomparsa nel legno e ad esso collegate mediante incollaggio. Rispetto ai collegamenti con elementi metallici, questi giunti sono generalmente più costosi, ma possono offrire alcuni vantaggi che ne possono giustificare l'impiego. Ad esempio, sono generalmente più rigidi, sono caratterizzati da una maggiore protezione dal fuoco e possono essere completamente a scomparsa all'interno dell'elemento. Il comportamento dell'incollaggio legno-acciaio è generalmente fragile, ma si può sfruttare la componente metallica per la progettazione di un'unione dal comportamento duttile.

Nasce quindi l'esigenza di valutare configurazioni e geometrie non previste nelle attuali normative nazionali ed interazioni. Lo studio è stato realizzato attraverso una campagna sperimentale.

1.1 Descrizione della campagna sperimentale preliminare

Con riferimento alle considerazioni sin qui esposte, si è scelto di testare alcune tipologie di connessione su un prodotto ligneo altamente preformante come LVL di faggio. La campagna sperimentale è volta all'individuazione della tipologia di unione più indicata per l'applicazione oggetto di studio. Risulta infatti necessario studiare il comportamento meccanico, in termini di rigidità e capacità portante, per distanze ridotte dei connettori da bordi ed estremità o per installazioni con angoli di inclinazioni in condizioni non previste dalle attuali formulazioni.

Questa fase della ricerca sperimentale, eseguita nel laboratorio di Ingegneria Civile dell'Università degli Studi di Ferrara, conta 23 test monotoni su giunti acciaio-legno in scala reale, suddivisi in 5 tipologie di unione. Per identificare ogni test, viene utilizzata la seguente etichetta:

Specie lignea - Sezione LVL – Tipologie di connessione- a_1 / l - Numero della prova, dove:

- Specie lignea = B (indica il Faggio, Beech);
- Sezione LVL = 50 mm (si noti che la specie e la sezione di LVL non variano in questo paragrafo; tuttavia, sono riportate in etichetta per coerenza con i successivi paragrafi);
- Tipologia di connessione (A,B,C,D,E) ed eventuale orientazione del connettore metallico. Ad esempio, AO indica una connessione di tipo A con connettore orientato col proprio asse ortogonale alla direzione della fibratura. Per alcune prove della tipologia D è stato effettuato un confinamento trasversale; in questo caso si adotta la sigla DC.
- La distanza del connettore dal bordo (a_1) per le tipologie A, B e C, mentre è la lunghezza del connettore (l) per le tipologie D ed E.
- Numero della prova

Tutti i giunti sono stati progettati per essere impiegati all'interno di strutture tipo Tetrasteel[®]. In particolare, dovranno garantire una mobilità sufficiente al montaggio della struttura. Infatti, per poter montare un'asta di legno, all'interno di una struttura a nodi fissi, è necessario realizzare dei giunti che consentano prima l'inserimento dell'asta tra due nodi e poi la realizzazione del collegamento con il nodo. In generale, verrà utilizzato un elemento filettato, libero di scorrere all'interno del giunto, e sufficientemente esteso per potersi avvitare all'interno dei nodi della struttura.

1.1.1 Tipologia A: unione “DOWEL-NUT”

Questa tipologia di unione è costituita da un connettore metallico cilindrico posto trasversalmente all'asse dell'elemento ligneo. Il connettore presenta un foro filettato, ortogonale al proprio asse, progettato per poter accogliere la barra filettata che si dovrà avvitare all'interno della sfera nodale. Il carico di trazione presente nell'asta di legno viene trasferito alla sfera tramite la barra filettata, come nel sistema originale Tetrasteel[®].

La mobilità del giunto è garantita dalla possibilità di inserire completamente la barra all'interno dell'elemento ligneo, attraverso l'avvitamento orario sul connettore cilindrico. Successivamente, è possibile svitare la barra per consentirne il serraggio all'interno della sfera.

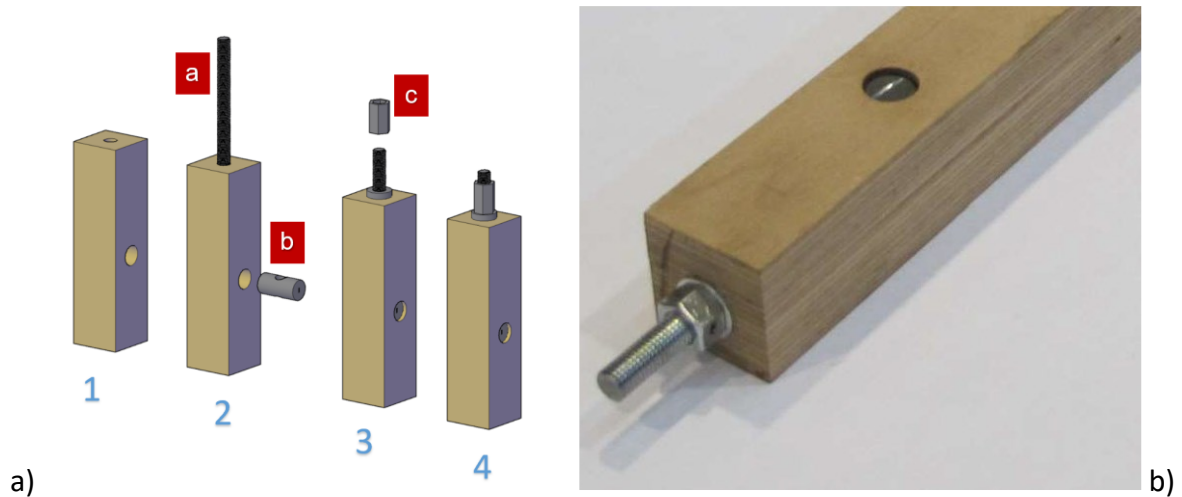


Fig. 1-2 Tipologia A: Fasi di montaggio (a) ed esempio di campione soggetto a prova (b)

Le fasi di montaggio, riportate in Fig. 1-2 a, sono le seguenti:

- Fase 1: foro per la barra filettata (a) e connettore cilindrico “Dowel-Nut” (b)
- Fase 2: Avvitare la barra (a) nel connettore cilindrico (b)
- Fase 3: Inserimento della bussola (c)
- Fase 4: Regolazione e avvitarlo nella sfera

Il connettore cilindrico “Dowel-Nut” può essere posizionato col proprio asse parallelo alla fibratura ovvero ortogonale. In Fig. 1-2b e Fig. 1-3 si riportano i campioni con connettore in posizione ortogonale. In questo caso, il foro che accoglie il connettore, attraversa tutti gli strati dell’elemento ligneo. Per questa tipologia verranno testati 4 provini: 2 con connettore posto parallelamente alla direzione della fibratura e 2 con connettore ortogonale ad essa.

In Fig. 1-2b si può inoltre osservare l’utilizzo di un dado M12 con foro filettato M5, che permette il fissaggio dei traduttori di spostamento necessari per la lettura degli scorrimenti all’interno del giunto.



Fig. 1-3 Test preliminari: campioni di Tipologia A con connettore ortogonale alla fibratura

1.1.2 Tipologia B: unione con piastra esterna

Questa tipologia emula un collegamento acciaio-legno tradizionale, costituito da due bulloni posti trasversalmente all'asse del provino e da una piastra esterna. Un cono metallico, estremamente rigido, è saldato sulla piastra ed al suo interno viene inserita una vite che dovrà poi essere avvitata nella sfera. Il montaggio dell'asta all'interno della struttura è garantito dalla mobilità della vite all'interno del cono metallico, con un principio di funzionamento simile a quello del sistema Tetrasteel®. La testa della vite longitudinale, andando in battuta nella parte interna del cono, trasferisce gli sforzi dalla sfera alla piastra esterna. Attraverso quattro piani di taglio, i due bulloni trasferiscono a loro volta il carico dalla piastra esterna all'elemento ligneo. Le fasi di montaggio, riportate in Fig. 1-4a, sono le seguenti:

- Fase 1: 2 fori nell'asta per l'alloggiamento dei bulloni (a)
- Fase 2: inserimento della vite (b) nel cono (c) e della piastra esterna (d) sul provino di legno
- Fase 3: Serraggio dei bulloni (a) sulle piastre (d) e inserimento della bussola (e)
- Fase 4: Regolazione e avvitamento nella sfera.

Per questa tipologia verranno testati 4 provini: 2 con i bulloni posti parallelamente alla direzione della fibratura e 2 ortogonali ad essa. I campioni appena descritti sono riportati in Fig. 1-5.

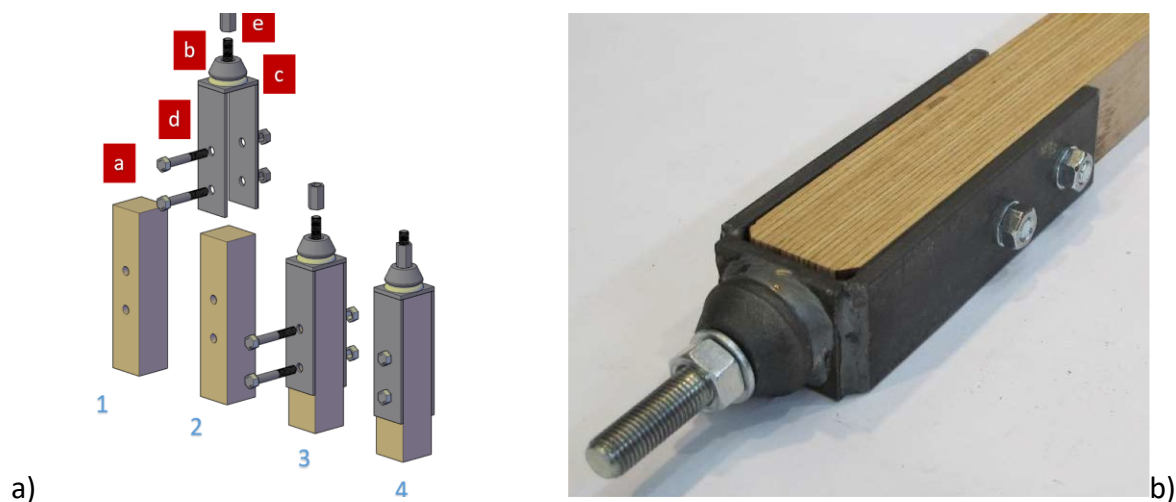


Fig. 1-4 Tipologia B: Fasi di montaggio (a) ed esempio di campione soggetto a prova con connettori ortogonali alla laminazione (b)



Fig. 1-5 Test preliminari: campioni di Tipologia B

1.1.3 Tipologia C: unione con piastra interna

Anche questa tipologia emula un collegamento acciaio-legno tradizionale, costituito da due bulloni posti trasversalmente all'asse del provino e da una piastra in acciaio posta in posizione centrale. Quest'ultima è saldata a sua volta ad una piastra forata ortogonale; il foro serve ad accogliere la barra filettata longitudinale che ha il compito di avvitarci nella sfera garantendo la mobilità del collegamento. La barra, una volta avvitata completamente all'interno della sfera, va in battuta sulla piastra trasversale grazie ad un dado autobloccante. Se si vuole trasferire il carico attraverso i due bulloni, sia con carichi di trazione che di compressione, la piastra non deve andare in battuta sulla testa del provino. Viceversa, se la piastra risulta a contatto con la testa del provino, il carico in compressione è trasferito direttamente all'intera sezione lignea. In questa fase preliminare il problema non si pone dato che viene studiato il solo comportamento a trazione dell'unione. Tuttavia, il trasferimento degli sforzi di compressione attraverso i connettori cilindrici, risulta il metodo meno efficiente.

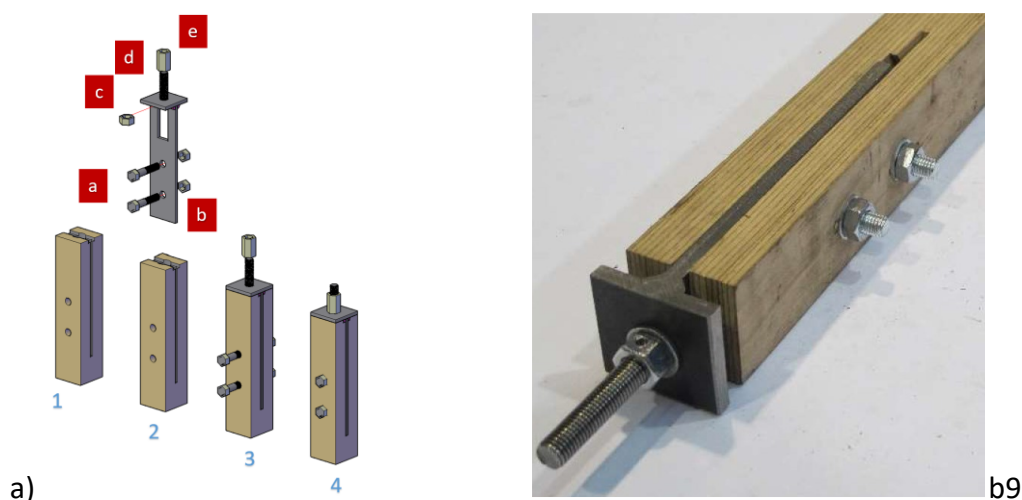


Fig. 1-6 Tipologia C: Fasi di montaggio (a) ed esempio di campione soggetto a prova on connettori ortogonali alla laminazione (b)

Le fasi di montaggio riportate in Fig. 1-6a, sono le seguenti:

- Fase 1: 2 fori nell'asta per l'alloggiamento dei bulloni (a) ed 1 foro per la piastra interna (b) e per accogliere il dado autobloccante (c)
- Fase 2: Inserimento del dado autobloccante (c) e avvitamento della barra filettata (d) nel dado
- Fase 3: Serraggio dei bulloni (a) e inserimento della bussola (e)
- Fase 4: Regolazione e avvitamento nella sfera

Anche per questa tipologia verranno testati 4 provini: 2 con i bulloni posti parallelamente alla direzione della fibratura e 2 ortogonali ad essa. I campioni appena descritti sono riportati in Fig. 1-7.



Fig. 1-7 Test preliminari: campioni di Tipologia C

1.1.4 Tipologia D: unione incollata

Precedenti esperienze su collegamenti incollati sono risultate estremamente deludenti (*Porcelli G. e Bianchi C. 2015*). Per tale motivo si propone una tipologia di connessione, estremamente elaborata, che utilizza barre incollate il cui esploso del giunto è riportato in Fig. 1-8d. Per poter garantire la mobilità, necessaria per il montaggio dell'asta, all'interno del sistema Tetrasteel[®], si è scelto di inserire una vite all'interno di una barra filettata M16 cava. La vite potendo scorrere, permette il collegamento con le sfere nodali. In caso di carichi di trazione, la vite trasferisce il carico alla barra M16 andando in battuta con la propria testa sull'estremità della barra. Per carichi di compressione invece, il carico viene trasferito attraverso un dado che va in battuta sulla testa della barra M16. A sua volta la barra M16 è avvitata su rondelle filettate di diametro 30 mm, incollate a cilindri di faggio precedentemente estratti dal provino. Una volta realizzato l'elemento (indicato con la lettera a in Fig. 1-8), ne viene effettuato l'incollaggio all'interno del foro assiale, precedentemente realizzato sull'asta. Il trasferimento del carico, all'interno dell'unione avviene quindi seguendo diversi percorsi di carico, ma il più debole è quello costituito dallo strato di colla tra l'elemento e l'asta di legno. Per tale motivo, tale tipologia verrà nel seguito richiamata come "unione incollata". L'incollaggio viene garantito per mezzo di una colla epossidica, che garantisce le prestazioni più elevate su strati di legno e acciaio. Lo strato di colla, posto sul contorno della carota ed in asse al provino di legno, lavora prevalentemente per tensioni tangenziali ottimizzando il trasferimento degli sforzi. Inoltre, l'inserimento di rondelle in acciaio, dovrebbero limitare la concentrazione degli sforzi che risultano estremamente dannosi per questa tipologia di unione.

Pertanto, le fasi di montaggio sono le seguenti:

- Fase 1: Foratura provino ed estrazione carota ($\varnothing=30$ mm)
- Fase 2: Foratura $\varnothing=16$ mm coassiale alla carota, suddivisione della carota in legno in conci ed inserimento barra filettata cava M16 all'interno dei conci della carota intercalati a rondelle filettate in acciaio; inserimento di vite a brugola M10 nella barra filettata cava
- Fase 3: Incollaggio all'interno del foro nel provino
- Fase 4: Regolazione e avvitamento nella sfera

Tale unione risulta estremamente laboriosa e necessita di un'elevata precisione rendendola di fatto poco economica e praticabile. Pertanto, il suo studio risulta puramente accademico e difficilmente percorribile. Si anticipa, che data la complessità del giunto, e visti i risultati modesti in termini di capacità portante, si è scelto di confinare l'unione con 4 viti trasversali. Quindi, verranno testati 4 provini senza confinamento e 3 provini confinati (vedi Fig. 1-9).

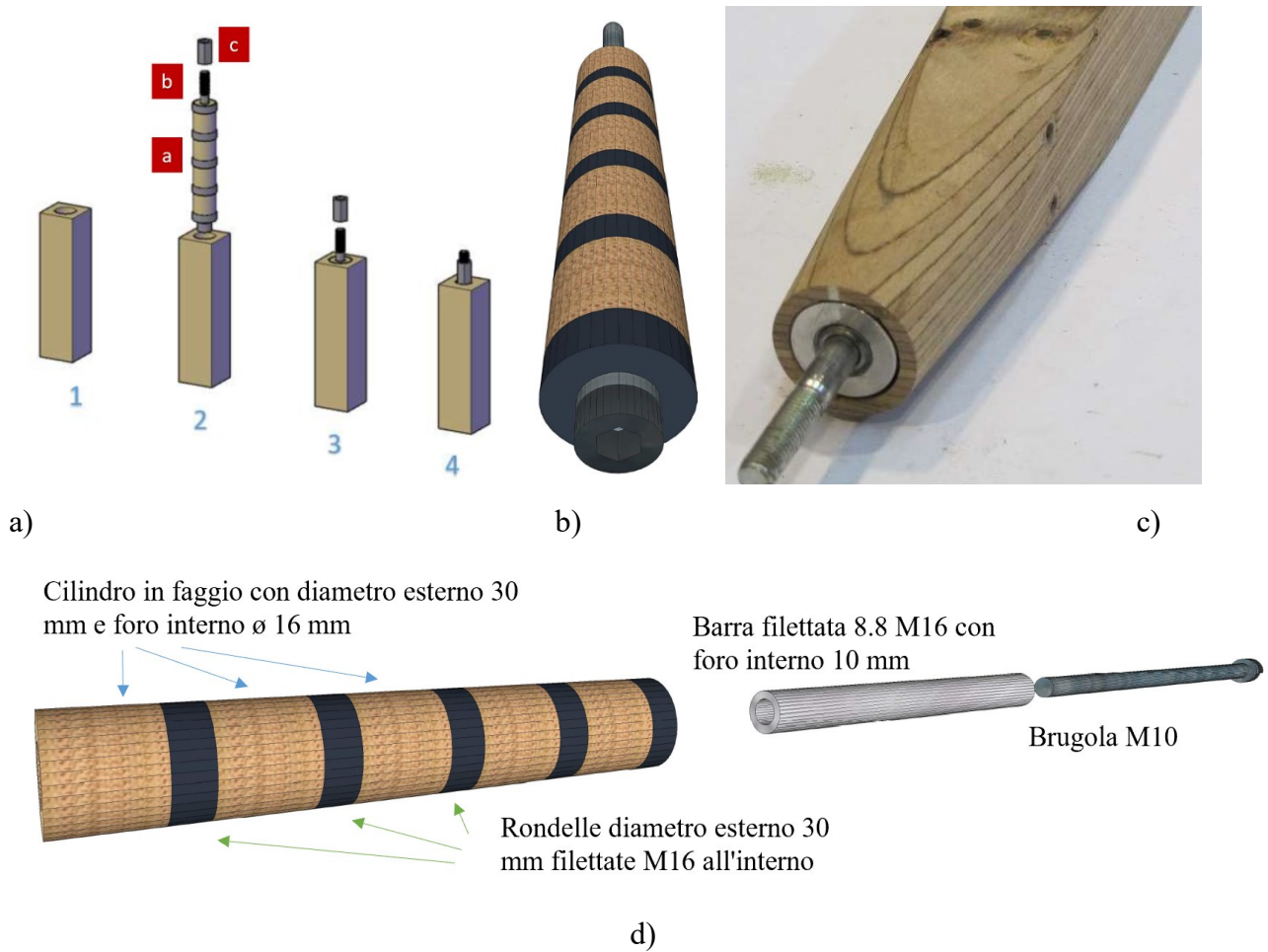


Fig. 1-8 Tipologia D: Fasi di montaggio (a), assonometria elemento "a" (b), esempio di campione soggetto a prova (c) ed esploso dell'elemento "a" (d).

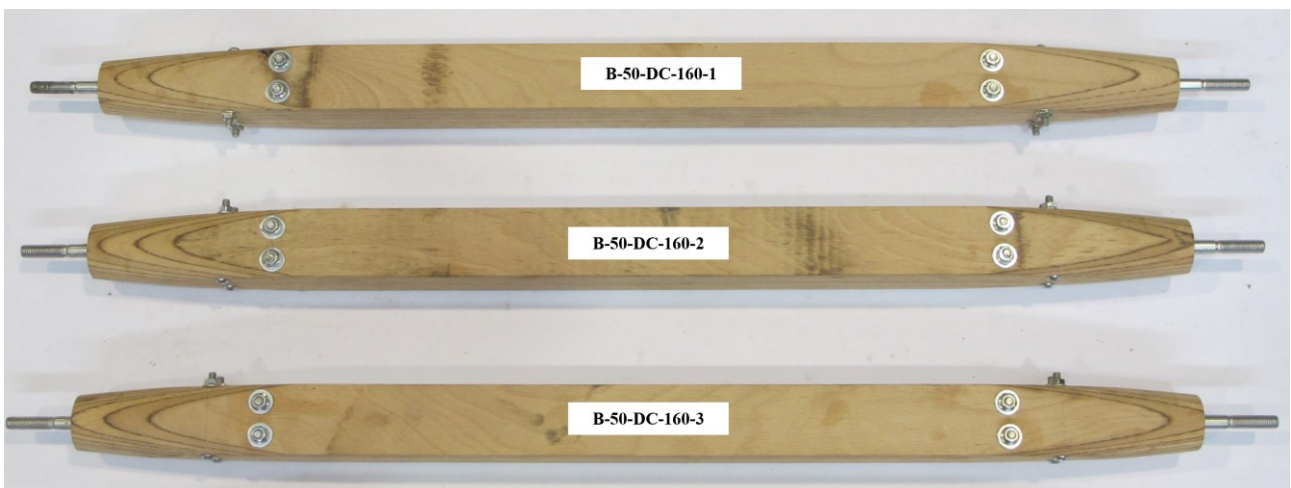


Fig. 1-9 Test preliminari: campioni di Tipologia D con confinamento trasversale.

1.1.5 Tipologia E: unione con inserto filettato

L'ultima tipologia di collegamento analizzato si compone esclusivamente di un inserto a vite (prodotto da Rampa) senza intaglio e con filettatura metrica interna. Quest'ultima risulta fondamentale per poter accogliere la barra filettata necessaria per il collegamento alla sfera nodale della struttura reticolare. Se paragonato a quello precedente, questo collegamento risulta estremamente veloce e pratico e necessita esclusivamente di un preforo iniziale e del successivo avvvitamento dell'inserto all'interno dell'asta lignea. L'asse dell'inserto metallico viene avvvitato parallelamente all'asse longitudinale del provino, ovvero parallelamente alla fibratura. Tale modalità esula dalle indicazioni riportate in EC5. La mobilità del giunto è garantita dalla lunghezza del foro filettato all'interno dell'inserto. Una lunghezza adeguata infatti, garantisce l'iniziale avvvitamento della barra e del successivo svitamento per potersi inserire all'interno della sfera.

Le fasi di montaggio riportate in Fig. 1-10a, sono le seguenti:

- Fase 1: preforo in asse al provino per accogliere l'inserto (a)
- Fase 2: Avvitamento dell'inserto (a) all'interno dell'asta lignea.
- Fase 3: Avvitamento della barra filettata (b) e inserimento della bussola (c)
- Fase 4: Regolazione e avvvitamento nella sfera

Anche per questa tipologia verranno testati 4 provini ed i campioni appena descritti sono riportati in Fig. 1-11.

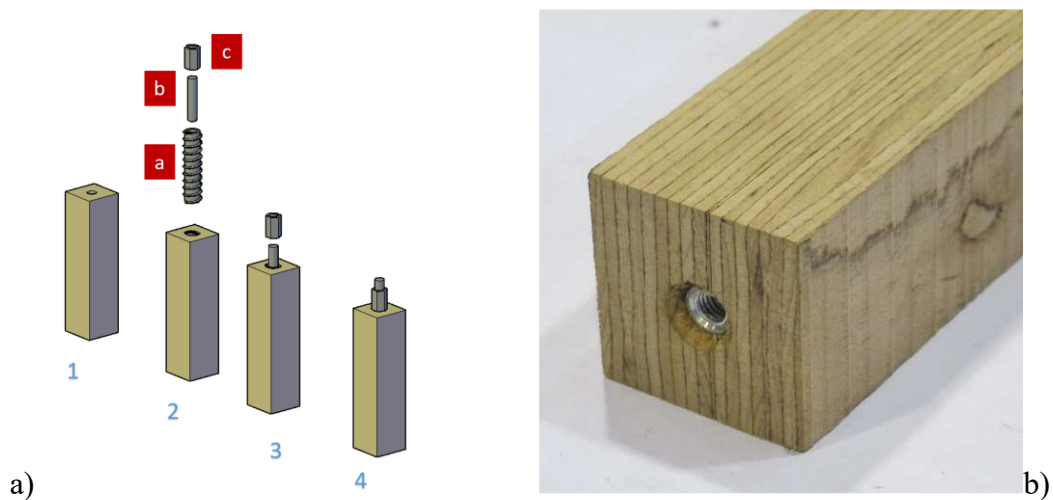


Fig. 1-10 Tipologia F: Fasi di montaggio (a) ed esempio di campione soggetto a prova (b)

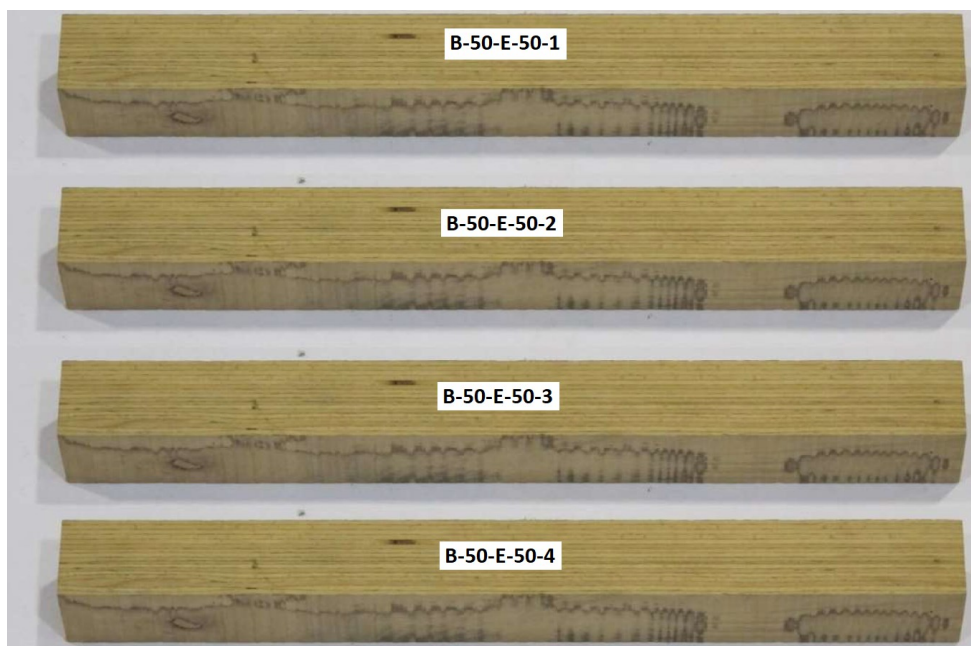


Fig. 1-11 Test preliminari: campioni di Tipologia E

1.2 Materiali

In questa sezione sono riportati i materiali impiegati in questa fase della campagna sperimentale.

1.2.1 Acciaio

Al fine di indagare la rottura lato legno e scongiurare la rottura degli elementi in acciaio, di cui si conosce il comportamento, si è scelto di utilizzare delle barre filettate M12 e delle viti M16 di classe 12.9. Tali elementi, nei giunti appena descritti, fungono da collegamento con i nodi sferici della struttura reticolare.

La classe dell'acciaio e quindi la sua tensione di snervamento, gioca un ruolo rilevante nel comportamento meccanico dell'unione. Dopo alcuni studi preliminari, si è scelto di utilizzare, per la Tipologia A, connettori di classe S355 ricavati da tondi pieni. Per le tipologie B e C sono stati invece utilizzati bulloni di classe 8.8 e, per quanto riguarda le piastre interne ed esterne, acciaio di classe S355. Per le piastre si è scelto di adottare uno spessore generoso, pari a 8 mm, per scongiurare il rifollamento dell'acciaio, potendo così leggere tutte le deformazioni lato legno. Le saldature, ove presenti, sono a completa penetrazione.

Tab. 1.1 Classe di resistenza dell'acciaio impiegato nei collegamenti

Tipologia	Descrizione	Classe piastre	Classe connettori
A	Collegamento meccanico con connettore "dowel-nut"		S355
B	Collegamento meccanico con piastre esterne	S355	8.8
C	Collegamento meccanico con piastra interna	S355	8.8
D	Collegamento incollato		8.8
E	Collegamento con inserto avvitato		ETA-12/0481

Per quanto riguarda la tipologia di collegamento D, i componenti di acciaio sono di classe 8.8, mentre per la tipologia F, l'inserto è realizzato in accordo al Technical Assessment no. ETA-12/0481, rilasciato il 04/02/2019. In Tab. 1.1 viene riassunto quanto suddetto.

1.2.2 LVL di faggio europeo

Il prodotto BauBuche, Laminated Veneer Lumber (LVL), è un lamellare realizzato a partire da legno di faggio regionale, prodotto da Pollmeier. Per la sua realizzazione, sfogliati dello spessore di 3 mm vengono incollati a fibre parallele e ulteriormente lavorati per ottenere pannelli. La sovrapposizione e l'incollaggio degli sfogliati permette di distribuire in maniera uniforme eventuali difetti lungo l'elemento, garantendo sezioni trasversali sufficientemente omogenee. Ciò si traduce in migliori caratteristiche meccaniche per i prodotti. Gli sfogliati sono tutti orientati con la direzione della fibratura parallela all'asse longitudinale del provino. Pertanto, il prodotto utilizzato non presenta alcuno strato incrociato. L'alta qualità della superficie assicura inoltre risultati pregiati per costruzioni realizzate a vista. In questa fase della campagna sperimentale sono state impiegate aste di LVL con sezione quadrata di dimensione di 50 mm e composte da 18 lamelle.

Particolare attenzione deve essere posta al contenuto di umidità. Tale contributo è stato analizzato da Sjödin et al (2007) per unioni metalliche cilindriche con piastra interna, al variare dell'interasse. Dallo studio emerge una riduzione della capacità portante al diminuire dell'umidità relativa all'interno del legno, dovuta alla nascita di lesioni da ritiro. Tale effetto risulta maggiore con l'aumento dell'interasse tra i connettori. Inoltre, è stato evidenziato il contributo negativo fornito dalla piastra interna che, se presente durante la variazione di umidità, contrasta il ritiro del legno. Per tali ragioni è stato monitorato il contenuto di umidità, che è risultato dell' $8 \pm 2\%$, in linea con le indicazioni climatiche previste per l'uso interno del prodotto. I valori caratteristici di resistenza, i moduli elastici nonché la densità del materiale forniti dal produttore, sono riportati in Tab. 1.2. La massa volumica media ottenuta dalle misurazioni su 8 provini è risultata essere di 843 kg/m^3 , con coefficiente di variazione $\text{CoV} = 2,5\%$.

Tab. 1.2 Proprietà fisiche e meccaniche fornite da Pollmeier per l'LVL di faggio.

Resistenza caratteristica a flessione	$f_{m,k}$	70	[N/mm ²]
Resistenza caratteristica a trazione parallela alla fibra	$f_{t,0,k}$	55	[N/mm ²]
Resistenza caratteristica a trazione perpendicolare alla fibra	$f_{t,90,k}$	1.20	[N/mm ²]
Resistenza caratteristica a compressione parallela alla fibra	$f_{c,0,k}$	49.50	[N/mm ²]
Resistenza caratteristica a compressione perpendicolare alla fibra	$f_{c,90,k}$	8.30	[N/mm ²]
Resistenza caratteristica a taglio	$f_{v,k}$	4	[N/mm ²]
Massa volumica caratteristica	ρ_k	740	[kg/m ³]
Modulo Elastico Medio parallelo alla fibra	$E_{0,mean}$	16700	[N/mm ²]
Modulo Elastico Caratteristico parallelo alla fibra	$E_{0,05}$	15300	[N/mm ²]
Modulo Elastico Medio perpendicolare alla fibra	$E_{90,mean}$	470	[N/mm ²]
Modulo Elastico Medio Tangenziale	G_{mean}	760	[N/mm ²]

1.3 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara.

Il banco prova è composto da due travi in acciaio HEB 1000 (le cui ali superiori sono visibili in Fig. 1-12 a) collocate sotto il livello della pavimentazione industriale e da un telaio di contrasto piano alto 3.5 m imbullonato alle ali superiori delle travi. Questo telaio, costituito da due travi HEB 400 e due colonne IPE 500, è irrigidito da due controventi inclinati IPE 500 che ne limitano le deformazioni fuori dal piano. Il carico è stato applicato per mezzo di un martinetto a vite senza fine con corsa nominale di 500 mm, capacità di carico di 500 kN e velocità massima pari a 0.7 mm/s. Il martinetto, orientato col proprio asse parallelo al pavimento, è alloggiato all'interno di un elemento in acciaio appositamente sagomato ed imbullonato a travi nervate HEB 700. Quest'ultime sono a loro volta imbullonate alle ali superiori delle HEB 1000.

La lettura del carico è stata effettuata con una cella di carico con fondo scala di 500 kN e sensibilità nominale di 2 mV/V. La cella, imbullonata ad un elemento metallico, è collegata alla testa del martinetto per mezzo di uno snodo sferico realizzato con un perno di diametro 70 mm. La forza è trasferita attraverso un elemento in acciaio che consente l'afferraggio dell'estremità del provino. Il collegamento è realizzato avvitando la barra, all'estremità del provino, in un manicotto ricavato da una barra filettata M47 su cui è stato realizzato un foro filettato coassiale. Il manicotto è intercambiabile e permette l'afferraggio di vari diametri. L'estremità opposta del provino viene fissata ad un profilo metallico collegato per mezzo di un altro snodo sferico al telaio di contrasto. Il provino, la cella di carico e l'elemento di afferraggio sono sostenuti da tre rulli che ne assicurano la planarità in fase di test.

Trasduttori lineari di spostamento, con corsa compresa tra 50 e 550 mm, sono stati impiegati per acquisire deformazioni e spostamenti. I trasduttori sono stati alimentati con un alimentatore da banco capace di generare un voltaggio fino a 60 V su più canali. Ad ogni trasduttore è stata fornita la tensione raccomandata dal produttore. L'acquisizione dei segnali è stata effettuata con schede National Instruments provviste di filtri per minimizzare il rumore di fondo introdotto dall'inverter del martinetto e insito nella catena di misura. L'ampio range di voltaggio in ingresso, fornito dalla scheda permette di sfruttare completamente la risoluzione dei trasduttori. È stato sviluppato un codice LabVIEW per il controllo in tempo reale di carico e spostamento.

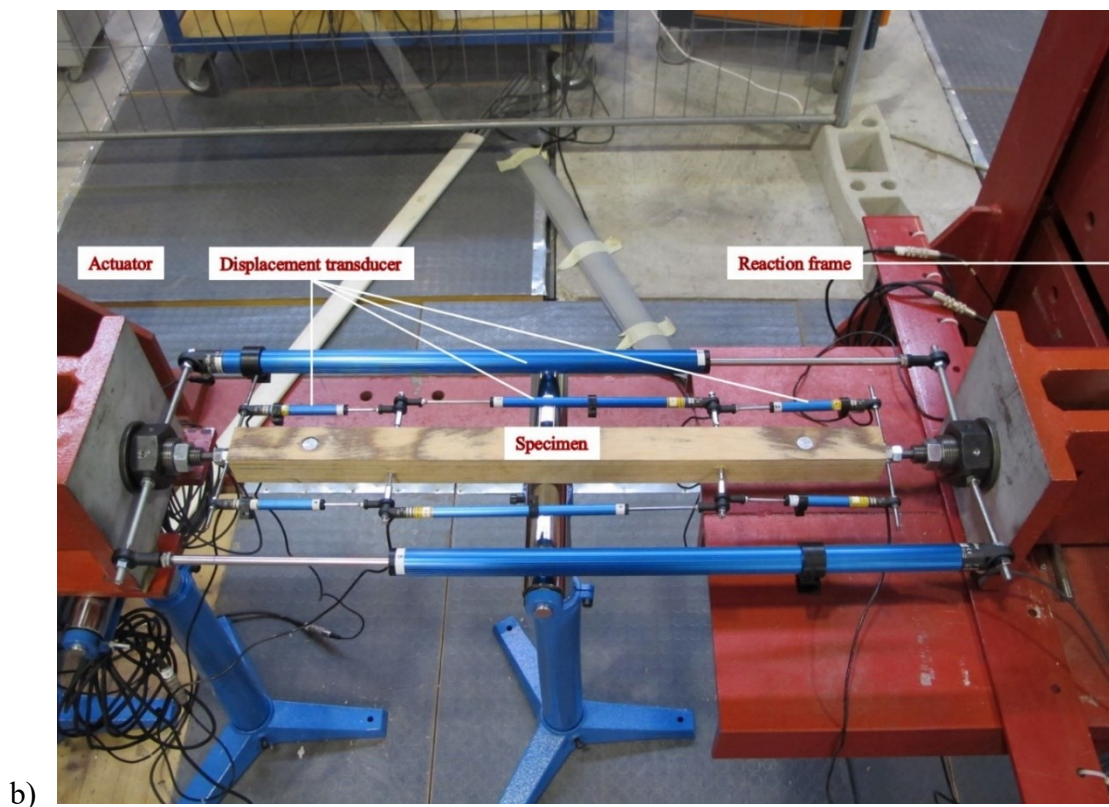
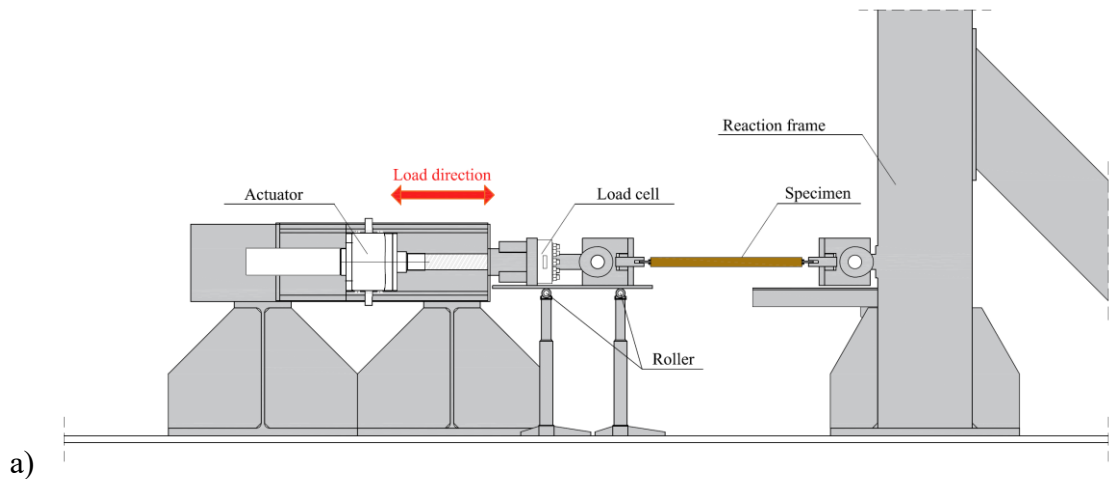


Fig. 1-12. Setup di prova per test di trazione monotona.

Sono stati utilizzati 8 trasduttori lineari, denominati nel seguito L_i (con $i = 1, \dots, 8$), per misurare spostamenti assoluti e relativi nonché le deformazioni (vedi Fig. 1-13). Per cogliere eventuali sforzi flessionali introdotti nella prova si sono posti i trasduttori di spostamento su entrambi i lati del provino. In particolare, sono stati utilizzati 4 trasduttori ($i = 1, 2, 3$ e 4) in prossimità dei giunti per valutare la deformazione e la rigidità del collegamento. 2 trasduttori ($i = 6, 7$) sono stati posti in prossimità della mezzeria del campione per poter valutare il modulo elastico del legno, escludendo la perturbazione introdotta dai giunti. Infine, sono stati disposti 2 trasduttori da 550 mm ($i = 5, 8$) per valutare gli spostamenti assoluti del provino.

Lo scopo principale di questa campagna preliminare è stato quello di caratterizzare il comportamento delle varie tipologie di unione in trazione. Di conseguenza, i test monotoni sono stati eseguiti secondo il protocollo di carico riportato in EN 26891 (CEN, 1991), la quale fornisce i principi generali per la determinazione delle caratteristiche di resistenza e di deformabilità di collegamenti realizzati tramite elementi meccanici. Il protocollo di carico prevede un precarico in campo elastico a circa il 40% del carico di rottura del collegamento, un successivo scarico al 10 % per eliminare tutti i giochi insiti nel set up di prova, ed un successivo ricarico fino a rottura. Il carico ultimo F_{est} è stato valutato con alcuni test preliminari. La velocità di prova è stata assunta costante in tutte le prove e pari a circa $0.2F_{est}$ per minuto. La durata delle prove è di circa 10-15 min.

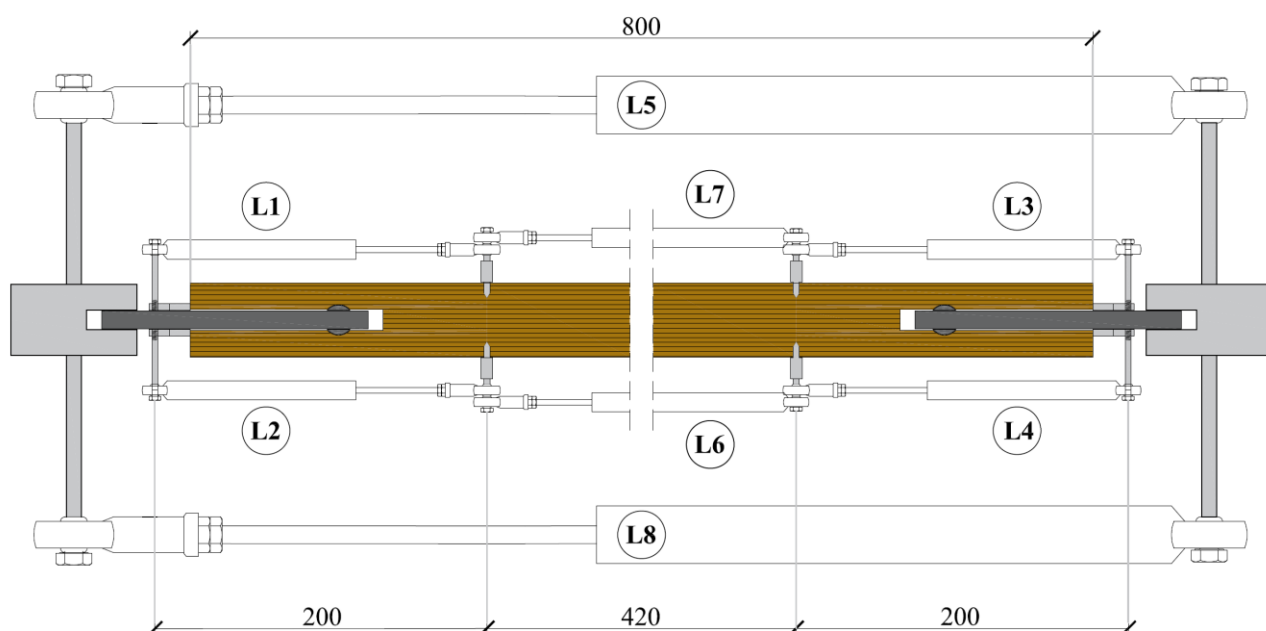


Fig. 1-13. Disposizione dei trasduttori di spostamento

1.4 Risultati sperimentali

In questa sezione vengono riportati i risultati dei test sperimentali, suddivisi per tipologia di unione. I collegamenti sono analizzati in termini di capacità portante (F_{peak}), spostamento di picco (δ_{peak}), spostamento ultimo (δ_u) e di rigidezza (K). La rigidezza viene valutata con un'analisi di regressione lineare della risposta F - δ tra lo $0.1 F_{peak}$ e lo $0.4 F_{peak}$. Verrà infine presentato un breve confronto tra le tipologie analizzate e alcune considerazioni verranno effettuate sul loro impiego in strutture reticolari spaziali.

Tab. 1.3 Prove preliminari. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} , lo spostamento δ_{peak} , e le rigidzze della curva F - δ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Specimen label	Tipologia connessione			Peak capacity [kN]	Displacement at F_{peak} [mm]	Initial stiffness [kN/mm]	F/F_{peak} range for K_{j1} [%]-[%]
		<i>Simboli</i>	a_1	Direzione del connettore				
1	B-50-AO-100-1	A	O	M	57.7	3.47	37	10-40
2	B-50-AO-100-2	A	O	M	52.4	2.83	41	10-40
3	B-50-AP-100-1	A	P	M	47.8	1.8	36	10-40
4	B-50-AP-100-2	A	P	M	49.6	2.4	34	10-40
5	B-50-BO-100-1	B	O	M	80.8	5.34	32	10-40
6	B-50-BO-100-2	B	O	M	71.9	4.98	22	10-40
7	B-50-BP-100-1	B	P	M	59.6	2.56	39	10-40
8	B-50-BP-100-2	B	P	M	81.6	5.19	24	10-40
9	B-50-CO-100-1	C	O	M	65.9	5.26	26	10-40
10	B-50-CO-100-2	C	O	M	59.6	4.59	14	10-40
11	B-50-CP-100-1	C	P	M	46.9	3.60	10	10-40
12	B-50-CP-100-2	C	P	M	59.8	5.54	18	10-40
13	B-50-D-160-1	D	-	M	26.3	1.57	35	10-40
14	B-50-D-160-2	D	-	M	19.9	0.94	34	10-40
15	B-50-D-160-3	D	-	M	36.7	1.98	35	10-40
16	B-50-D-160-4	D	-	M	35.9	1.73	33	10-40
17	B-50-DC-160-1	DC	-	M	46.0	3.1	30	10-40
18	B-50-DC-160-2	DC	-	M	38.4	2.53	29	10-40
19	B-50-DC-160-3	DC	-	M	42.9	1.98	32	10-40
20	B-50-E-50-1	E	-	M	18.3	0.52	60	10-40
21	B-50-E-50-2	E	-	M	17.4	0.54	75	10-40
22	B-50-E-50-3	E	-	M	20.1	0.70	61	10-40
23	B-50-E-50-4	E	-	M	19.3	0.47	62	10-40

1.4.1 Tipologia A: unione “DOWEL-NUT”

La tipologia di collegamento A è stata caratterizzata da una capacità portante compresa tra 47.2 e 56.7 kN, e da spostamenti a rottura compresi tra 1.8 e 3.5 mm. In Fig. 1-14 vengono presentate le curve carico-spostamento per i 4 test effettuati. Dai dati ottenuti emerge che i collegamenti con connettore parallelo alla fibratura sono caratterizzati da una capacità portante circa pari all’88% di quella ottenuta con connettore ortogonale. La direzione della laminazione rispetto al connettore, inoltre, sembra incidere anche sullo spostamento ultimo della connessione, con valori maggiori per i connettori ortogonali. Le modalità di rottura, riportate in Fig. 1-15, risultano fragili con meccanismi di rottura per splitting, plug shear o modalità di rottura mista (splitting su metà sezione e plug shear sull’altra). Infine, per questa tipologia di unione è stata osservata una rigidità tangente (in un tratto compreso tra 10-40% di F_{peak}) pari a circa 40 kN/mm.

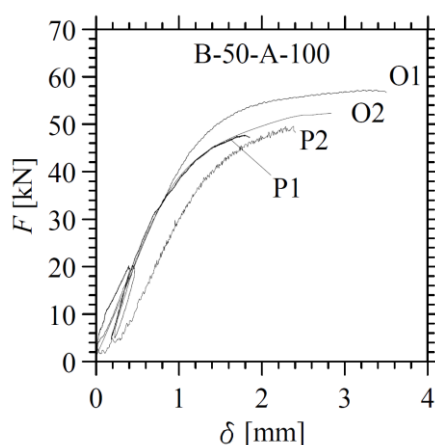


Fig. 1-14. Test preliminari: curve forza-spostamento ottenute da prove in trazione monotona su unioni di tipologia A



Fig. 1-15. Test preliminari: Modalità di rottura in trazione su unioni di tipologia A

1.4.2 Tipologia B: unione con piastra esterna

Per la tipologia di unione B è stata osservata una capacità portante compresa tra 59.6 e 81.6 kN, con spostamenti a rottura compresi tra 2.6 e 7.4 mm. In Fig. 1-16 vengono presentate le curve forza-spostamento per i 4 test effettuati. I collegamenti con bulloni posizionati paralleli alla fibratura, sono stati caratterizzati da una dispersione importante dei risultati in termini di F_{peak} , con valori che risultano rispettivamente il massimo e il minimo dei dati ottenuti sulla serie. Minori dispersioni sono state osservate invece per i campioni con bulloni ortogonali alla laminazione, dove sono stati registrati valori di picco pari a 71.9 e 80.8 kN. I collegamenti con connettori paralleli sono stati caratterizzati da una capacità portante media pari al 93% di quella ottenuta con connettori ortogonali. Il solo campione B-50-BO-100-2 ha presentato un comportamento post picco estremamente duttile, raggiungendo uno spostamento ultimo pari a 7.4 mm. Per tutti gli altri campioni, lo spostamento di picco (δ_{peak}) tende a coincidere con quello ultimo (δ_u). Infine, questa tipologia di unione è stata caratterizzata da una rigidezza tangente (in un tratto compreso tra 10-40% di F_{peak}) compresa tra 20 e 40 kN/mm. Le modalità di rottura, riportate in Fig. 1-17, risultano fragili con meccanismi di rottura per splitting o plug shear. In particolare, per i campioni con connettori inseriti parallelamente alla laminazione, sono state osservate rotture per plug shear, con espulsione di tasselli sia nella zona anteriore del provino sia nell'area compresa tra i due connettori. I tasselli sono caratterizzati da uno spessore paragonabile al diametro dei connettori e tendono a svilupparsi parallelamente alle lamelle. Per la direzione ortogonale è stata osservata invece una modalità di rottura per splitting con lesioni frastagliate. Per entrambe le direzioni, è stata rilevata anche una lesione nell'area posteriore al secondo connettore. Infine, i bulloni non hanno presentato evidenti deformazioni residue al termine della prova e non si osservano particolari differenze tra essi.

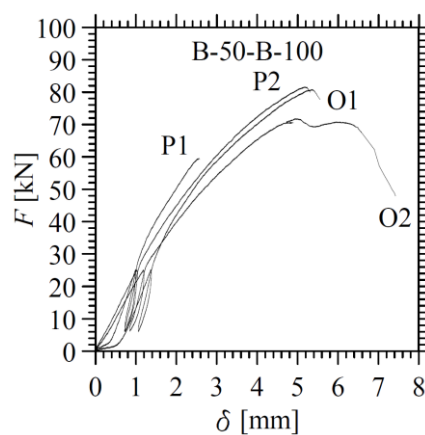


Fig. 1-16. Test preliminari: curve forza-spostamento ottenute da prove in trazione monotona su unioni di tipologia B

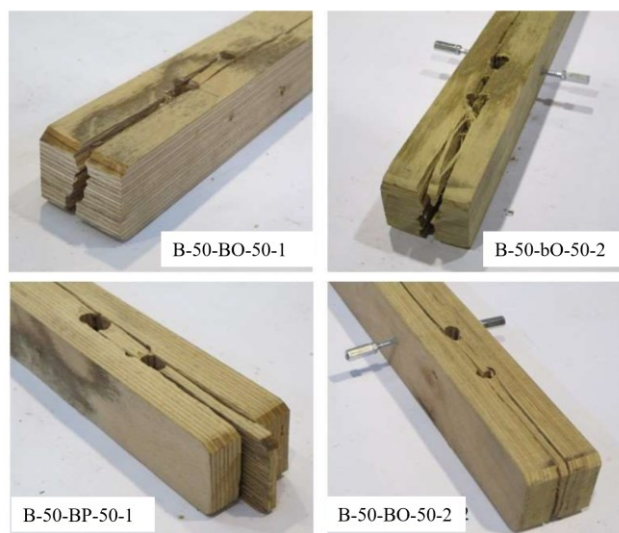


Fig. 1-17. Test preliminari: Modalità di rottura in trazione su unioni di tipologia B

1.4.3 Tipologia C: unione con piastra interna

La tipologia C è stata caratterizzata da capacità portanti comprese tra 48.9 e 65.9 kN, e da spostamenti a rottura compresi tra 3.7 e 6.2 mm. In Fig. 1-18 vengono presentate le curve forza-spostamento per i 4 test effettuati. In analogia a quanto già visto per le tipologie di unioni appena presentate, i collegamenti con connettori paralleli sono stati caratterizzati da una capacità portante pari all'87% di quella registrata su giunti con connettori ortogonali.

Con la sola eccezione del campione B-50-CO-100-1, che ha presentato un comportamento degradante post picco, tutti gli altri test hanno raggiunto la rottura in prossimità della capacità portante dell'unione. Nonostante ciò, per valori di carico superiori a 50 kN si osserva una perdita di rigidità dell'unione, dovuta allo snervamento dei connettori metallici. Infine, questa tipologia di unione è stata caratterizzata da una rigidità tangente (in un tratto compreso tra il 10-40% di F_{peak}) pari a 20 kN/mm. Con riferimento a Fig. 1-19, anche per questa tipologia di unione, si osservano modalità di rottura per splitting, plug shear o modalità di rottura mista (splitting su metà sezione e plug shear sull'altra), ma a differenza della tipologia B, non si riscontrano particolare differenza variando la direzione della laminazione. Le foto dei campioni al termine della prova sono riportate in Fig. 1-19.

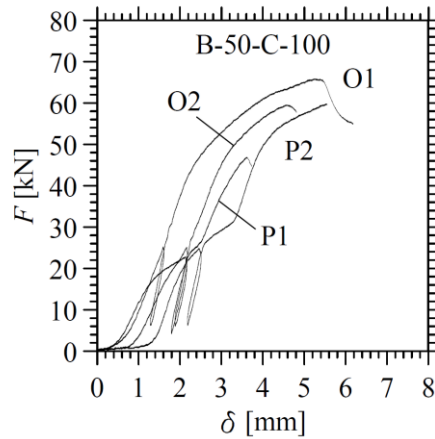


Fig. 1-18. Test preliminari: curve forza-spostamento ottenute da prove in trazione monotona su unioni di tipologia C

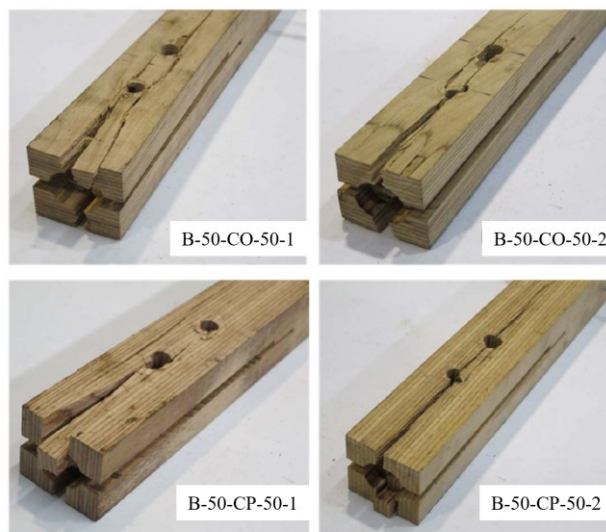


Fig. 1-19. Test preliminari: Modalità di rottura in trazione su unioni di tipologia C

1.4.4 Tipologia D: unione incollata

Per quanto riguarda la tipologia D sono stati effettuati quattro test sulla geometria descritta nella sezione 1.1.4, e le curve sperimentali sono riportate in nero in Fig. 1-20. Le quattro prove hanno restituito una capacità portante compresa tra 19.8 e 36.2 kN con valori di δ_{peak} compresi tra 0.9 mm e 2.1 mm. Per tutte queste prove è stato osservato un comportamento fragile post picco. Questa tipologia di unione è stata caratterizzata da una rigidità tangente (in un tratto compreso tra 10-40% di F_{peak}) pari a 30 kN/mm, in linea con le rigidità offerte dai collegamenti con connettori metallici. Data l'estrema complessità dell'unione ed i valori di resistenza piuttosto contenuti, si è scelto di confinare, con 4 bulloni trasversali M8 il campione ligneo, ed i risultati sono riportati con linea rossa in Fig. 1-20. Dal confronto delle curve carico-spostamento si osserva un miglioramento in termini di F_{peak} con valori compresi tra 38.4 e 46.2 kN; inoltre, si evidenzia un comportamento post picco meno

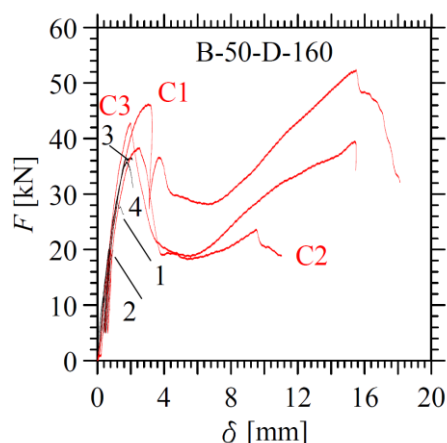


Fig. 1-20. Test preliminari: curve forza-spostamento ottenute da prove in trazione monotona su unioni di tipologia D fragile, rispetto a quello osservato su campioni privi di confinamento. In particolare, si osserva un degrado della resistenza superato il valore di F_{peak} , ed una successiva ripresa di rigidità che, in alcuni casi, ha condotto a valori di capacità portante superiore a F_{peak} .

Quanto sin qui detto, può essere interpretato osservando i campioni al termine della prova (Fig. 1-21). In particolare, in Fig. 1-21a è riportata la rottura del campione B-50-D-160-1 la quale non presenta lesioni esterne; la rottura avviene per cedimento della colla e successivo sfilamento della carota. Osservando il campione sul banco prova (vedi Fig. 1-21b), si può notare il distacco della carota lignea; modalità che si osserva per i primi 3 test. Il quarto, riportato in Fig. 1-21c, presenta una lesione laterale oltre al cedimento dello strato di incollaggio; questo aspetto può essere osservato anche nel leggero comportamento post picco dell'unione. Infine, in Fig. 1-21d, e ed f sono riportate le modalità di rottura dei giunti confinati. In questo caso, i bulloni trasversali offrono un confinamento, che migliora le prestazioni dello strato di incollaggio con conseguente aumento della capacità portante. A seguito del cedimento della colla, è stata registrata una perdita di resistenza ed una successiva ripresa, probabilmente attribuibile all'attrito esercitato dai bulloni.

1.4.5 Tipologia E: unione con inserto filettato

Per la tipologia E sono state osservate F_{peak} comprese tra 17.4 e 20.14 kN, ovvero capacità portanti limitate se confrontate con le tipologie con connettori cilindrici. Questa unione, tuttavia, è stata caratterizzata da una dispersione dei risultati piuttosto limitata con un CoV del 6%. Da Fig. 1-22, dove sono riportati i 4 test effettuati, si osserva una buona rigidità del collegamento, con valori di K (nel tratto 10-40% F_{peak}) compresi tra 74.1 e 90.7 kN/mm. Una volta raggiunto lo spostamento di picco, per valori compresi tra 0.47 e 0.67 mm, si osserva un degrado della rigidità fino a circa il 25% della capacità portante, con una sua successiva ripresa e degrado. Questo comportamento, che

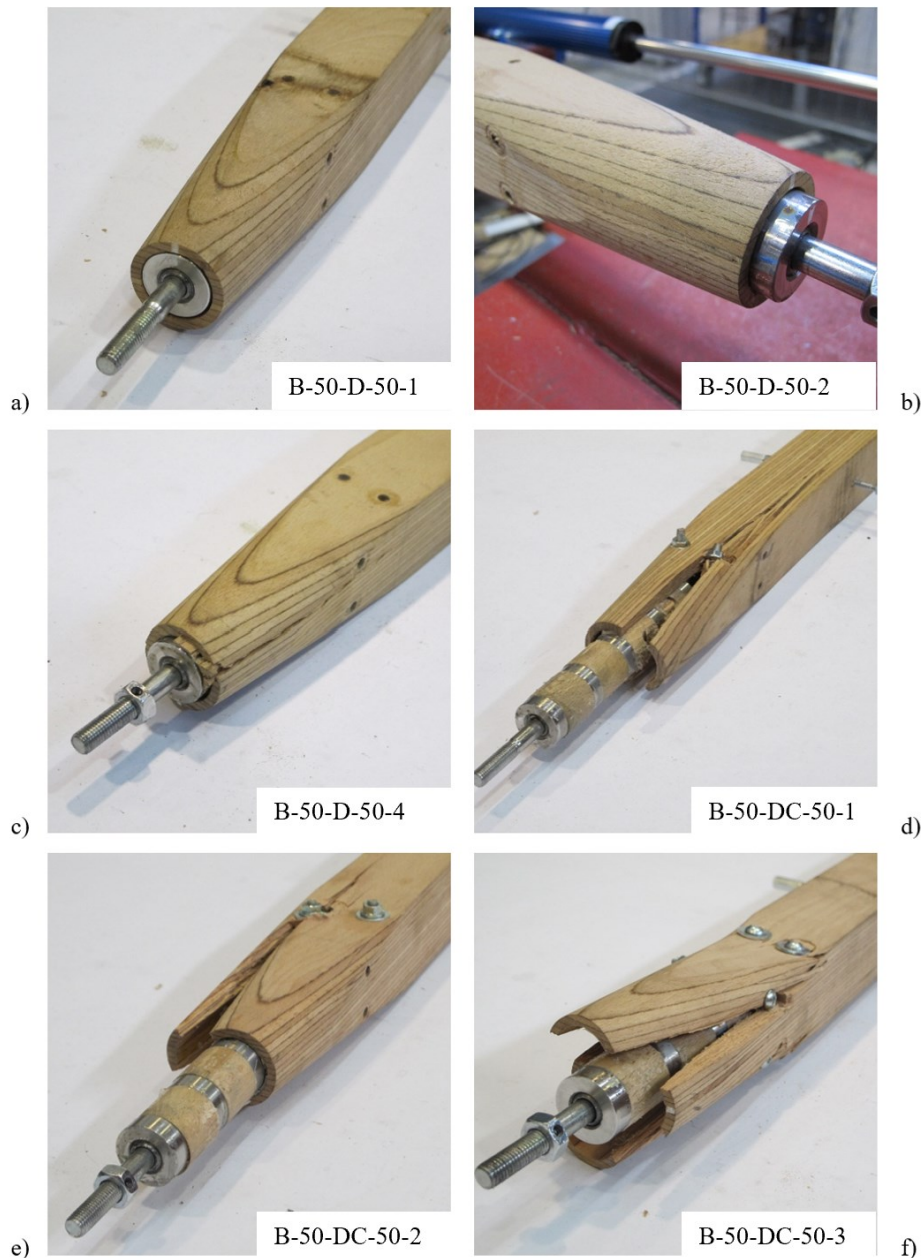


Fig. 1-21. Test preliminari: Modalità di rottura in trazione su unioni di tipologia E

si ripete varie volte, si sviluppa per deformazioni importanti e ogni 5 mm, distanza che corrisponde al passo della filettatura dell'inserto.

Le modalità di rottura sono riportate in Fig. 1-23, da cui si evince l'estrazione dell'inserto dal provino di LVL di faggio. Per tre provini su quattro, tuttavia, l'estrazione dell'inserto è accompagnato da una lesione, ortogonale o parallela alla fibratura, che interessa metà sezione. Questa modalità di rottura è dovuta essenzialmente alla ridotta distanza tra inserto e il bordo del campione ligneo.

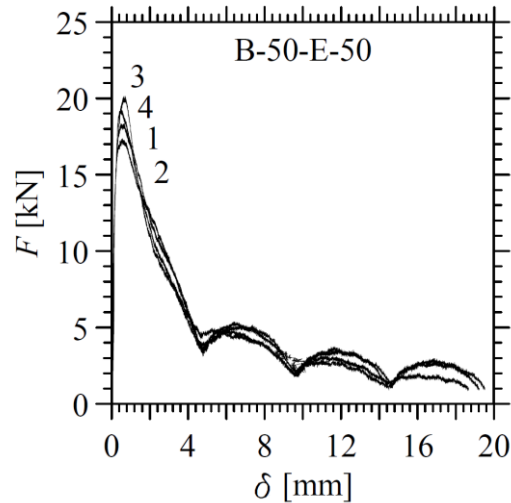


Fig. 1-22. Test preliminari: curve forza-spostamento ottenute da prove in trazione monotona su unioni di tipologia E

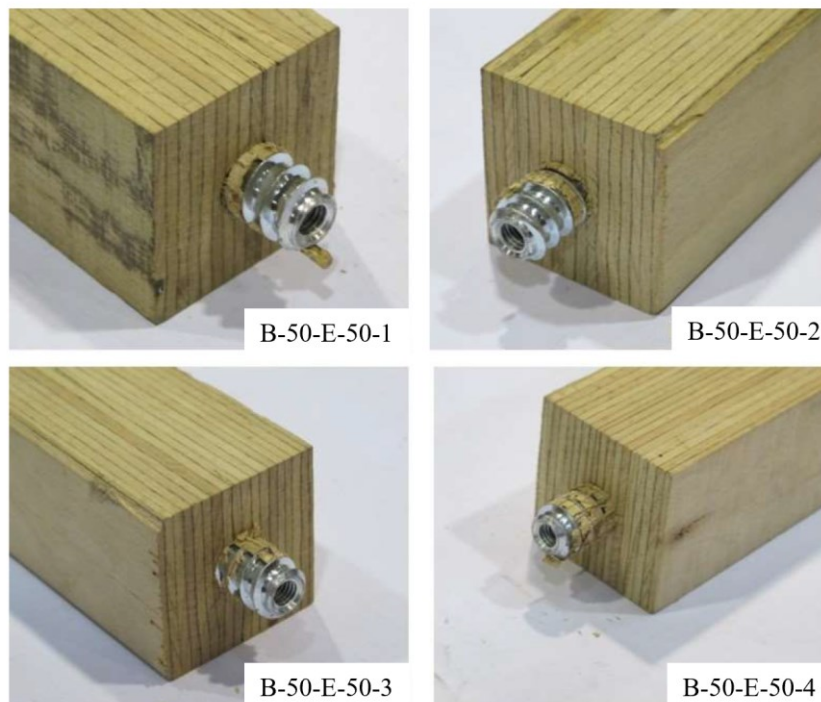


Fig. 1-23. Test preliminari: Modalità di rottura in trazione su unioni di tipologia E

1.5 Conclusioni

Sono state eseguite 23 prove di trazione monotona su provini di LVL di faggio, 4 per ogni tipologia di unione, ad eccezione del collegamento D per il quale sono stati effettuati 7 test. Per le prime tre tipologie, è stata indagata l'influenza della direzione della laminazione rispetto all'asse del connettore. Per la tipologia D, invece è stata valutata l'influenza del confinamento trasversale.

I risultati ottenuti, rappresentati in Fig. 1-24, possono essere riassunti come segue:

- La connessione più performante in termini di capacità portante è risultata la tipologia B. A parità di connettori (2), la tipologia C è stata caratterizzata da valori F_{peak} pari all'80% di quelli rilevati sulla tipologia B. L'unione A, pur disponendo di un solo connettore, è contraddistinta da una capacità portante media pari al 71% e all'89% rispetto alle tipologie appena esposte. Per i connettori D ed E sono state osservate resistenze notevolmente inferiori, pari al 40% (Tipologia D) e al 26% (Tipologia E) di quanto riscontrato per la tipologia B. Mentre per l'unione E è possibile incrementare la lunghezza dell'inserito, per la tipologia D l'estensione dell'unione è difficilmente percorribile.
- Il confinamento, realizzato con bulloni trasversali all'asse del connettore, effettuato su unioni di tipologia D, ha prodotto un incremento di capacità portante del 43%. Inoltre, il confinamento ha consentito una redistribuzione parziale delle tensioni a seguito del raggiungimento del carico di picco. Tutti i campioni non confinati sono stati caratterizzati da una rottura fragile con conseguente collasso dell'unione. Il confinamento trasversale non ha comportato incrementi di rigidità.
- Il collegamento avvitato (tipologia E) è risultato il giunto con la rigidità maggiore in campo elastico, con valori due volte superiori a quelli registrati sui collegamenti incollati. Per la tipologia A, B e C sono state osservate rigidità elastiche (K) pari al 57%, 45% e 26% di quella osservata per la tipologia E.

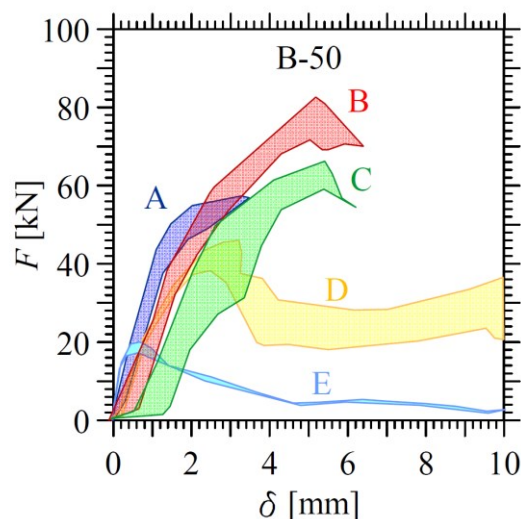


Fig. 1-24. Test preliminari: confronto delle tipologie di unioni testate.

Un ruolo importante nella scelta della connessione è rivestito dalla facilità di montaggio, dall'impatto estetico, nonché dall'economicità della connessione. Per tutti questi aspetti, in relazione ai risultati appena ottenuti, si è scelto di procedere con lo studio della tipologia A e della tipologia E.

BIBLIOGRAFIA

Bukauskas, A., Mayencourt, P., Shepherd, P., Sharma, B., Mueller, C., Walker, P., & Bregulla, J. "Whole timber construction: A state of the art review." *Construction and Building Materials* 213 (2019): 748-769.

CEN, European committee for standardization. EN 1995-1-1:2010-12. Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General –Common rules and rules for buildings.

CEN, European committee for standardization: EN 26891:1991. Timber structures - Joints made with mechanical fasteners - General principles for the determination of strength and deformation characteristics.

EN, B.S. "26891: 1991." Timber structures-joints made with mechanical fasteners-General principles for the determination of strength and deformation characteristics," British Standards Institution, London, UK (1991).

Jorissen, André Johannes Maria. "Double shear timber connections with dowel type fasteners." (2000): 0463-0463.

Porcelli G. e Bianchi C. 2015. "Analisi delle criticità statiche di un sistema costruttivo industrializzato per la realizzazione di strutture reticolari spaziali di grandi luci in acciaio e legno lamellare". Tesi di Laurea in Ingegneria Civile, Università di S, Marino.)

Sjödin, Johan, and Carl-Johan Johansson. "Influence of initial moisture induced stresses in multiple steel-to-timber dowel joints." *Holz als Roh-und Werkstoff* 65.1 (2007): 71-77.

Sjödin, Johan, Erik Serrano, and Bertil Enquist. "An experimental and numerical study of the effect of friction in single dowel joints." *Holz als Roh-und Werkstoff* 66.5 (2008): 363-372.

Smith, I. "The Canadian approach to design of bolted timber connections." *Wood Des. Focus* 5.2 (1994): 5-8.

2 TIPOLOGIA DI CONNESSIONE A: DOWEL-NUT

Con l'obiettivo di esplorare la fattibilità di una struttura reticolare spaziale a doppio strato composta da aste quadrate in LVL di faggio o abete e connessioni con nodi sferici in acciaio aventi un numero adeguato di fori filettati, questo capitolo riporta i risultati di prove sperimentali monotone e cicliche sull'unione denominata "Dowel-nut". Una rappresentazione dell'unione è riportata in Fig. 2-1. Durante la vita di una struttura reticolare spaziale a doppio strato, una generica asta è soggetta prevalentemente a carichi assiali, pertanto la sperimentazione sarà condotta applicando esclusivamente carichi paralleli alla fibratura dei campioni. Inoltre, i carichi assiali, sia di trazione che di compressione, sono generalmente caratterizzati dalla stessa intensità, principalmente a causa delle azioni agenti sulla struttura (ad esempio vento o sisma verticale). Pertanto, il giunto deve essere in grado di sostenere una forza assiale sia in trazione che in compressione. A tal fine, si è scelto di porre all'estremità dell'elemento ligneo un'adeguata rondella quadrata, e successivamente è stato assegnato un precarico sotto forma di coppia di serraggio controllata all'unione. Vale la pena ricordare che la rottura per instabilità regola la progettazione dell'asta compressa snella; pertanto, nessuna rottura dovuta ad una forza di compressione merita di essere analizzata. Tuttavia, sono state eseguite un paio di prove monotone con carico di compressione per dimostrare l'importanza del precarico sulla tipologia di connessione.

La campagna sperimentale viene suddivisa in due fasi:

- Fase 1: I campioni di prova sono stati realizzati utilizzando elementi di LVL di faggio europeo con sezione trasversale quadrata di lato ($=B$) 50 mm composta da 18 lamelle. La connessione è costituita da una barra filettata longitudinale di 12 mm di diametro in acciaio classe 12.9 (snervamento nominale $f_{yb} = 1080$ MPa) avvitata in un connettore trasversale di 20 mm di diametro ($=d$) e lunghezza 50 mm. Sono state indagate 3 distanze del connettore dalla testa del provino, $a_1 = 2.5, 5$ e 7.5 d. Sono state effettuate 3 prove di compressione monotona e 42 prove "pull-pull". Tra queste ultime, 22 sono monotone e le restanti 20 sono cicliche. Anche i connettori impiegati sono realizzati in acciaio di classe 12.9, ad eccezione di quelli utilizzati

per dieci prove cicliche, che sono di acciaio S355 ($f_{yb} = 355$ MPa). Le prove monotone sono state eseguite con l'asse del connettore parallelo o ortogonale agli strati di laminazione. Per le prove cicliche è stata adottata solo quest'ultima configurazione, poiché nelle prove monotone è stato osservato un Coefficiente di Variazione della capacità portante (CoV di F_{peak}) minore. Pertanto, in questa fase sarà valutata l'influenza delle distanze del connettore dalla testa del provino (a_1), l'incidenza della direzione della laminazione rispetto all'asse geometrico del connettore, la classe di resistenza del connettore nonché il comportamento dell'unione sottoposta a differenti protocolli di carico. Infine, sarà discussa l'applicazione delle equazioni di progetto previste nelle vigenti normative.

- Fase 2: I campioni di prova sono stati realizzati utilizzando elementi di LVL di faggio europeo e di LVL di abete rosso, con sezione trasversale quadrata di lato ($=B$) 60, 80 e 100 mm. La connessione, su sezione da 60 mm, è costituita da una barra filettata longitudinale di 12 mm di diametro, in acciaio classe di 12.9, avvitata in un connettore trasversale di 20 mm di diametro ($=d$) di lunghezza 50 mm. Su sezione da 80 e 100 mm invece, l'unione è costituita da una barra filettata longitudinale di 16 mm di diametro, in acciaio di classe 12.9, avvitata in un connettore trasversale di 28 mm di diametro e di lunghezza rispettivamente di 70 e 90 mm. Tutti i connettori impiegati sono realizzati in acciaio S355. Sono state effettuate 37 prove "pull-pull" di trazione su elementi di faggio e 40 prove su elementi di abete. Per ogni essenza sono state indagate le tre geometrie e le prove (monotone) sono state eseguite con l'asse del connettore ortogonale agli strati di laminazione. Pertanto, in questa fase sarà valutata l'influenza dell'essenza lignea e della geometria dell'unione soprattutto in termini di distanza del connettore dai bordi (a_1 e a_2). Infine, sarà discussa l'applicazione delle equazioni di progetto.

Le fasi di realizzazione e montaggio della connessione, sono riportate in Fig. 2-2.

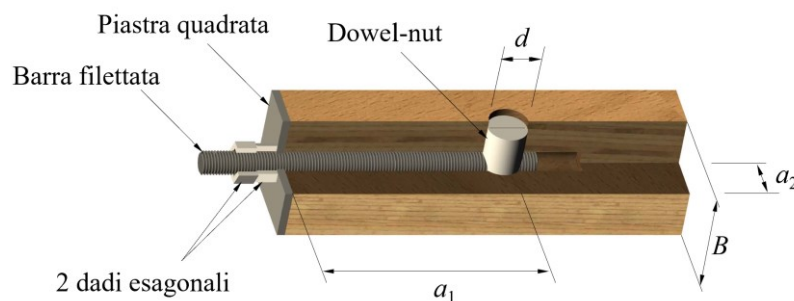


Fig. 2-1 Sezione assonometrica del giunto di tipologia A

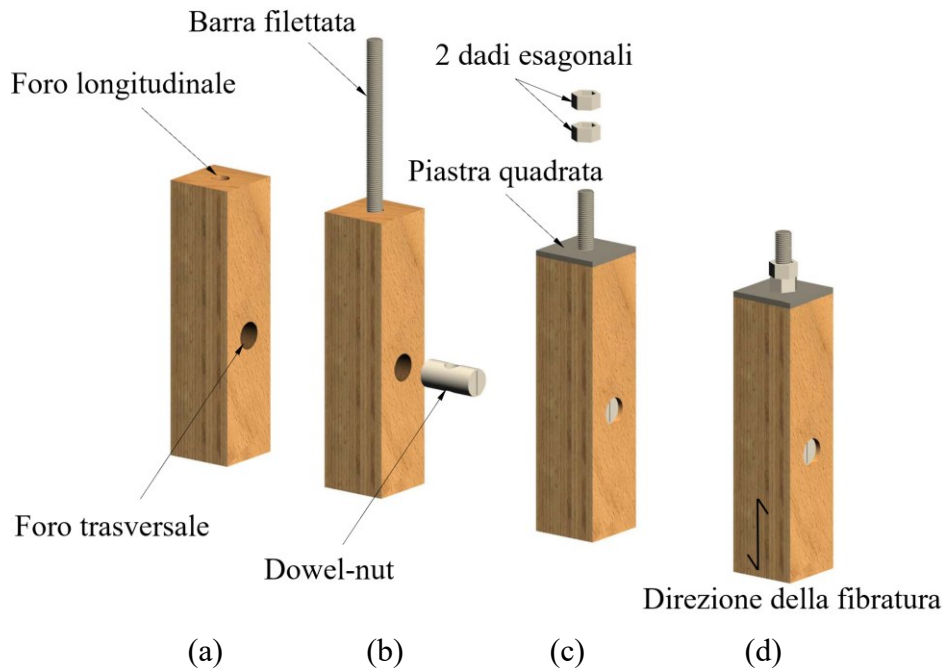


Fig. 2-2 Fasi di montaggio della connessione Tipologia A

2.1 Stato dell'arte

Le connessioni tipo “Dowel-Nut” sono comunemente utilizzate nell’arredamento (Eckelman ,1898, 2003a, 2003b) ed in particolare nel collegamento della sponda laterale col montante posteriore di una sedia, nel fissaggio della gamba lignea del tavolo al piano orizzontale e nel collegamento delle sponde del letto ai relativi montanti, dove vengono solitamente utilizzati i termini “barrel nut” o “bed-bolt nut”. I primi studi sono stati effettuati da Eckelman (1989) al fine di determinare la resistenza a flessione della connessione e la rispettiva rigidezza, su cinque differenti specie lignee. Sempre Eckelman (2003b) ha valutato l’incidenza delle distanze relative tra due “Dowel-Nut” impiegati in parallelo e soggetti a sforzi flessionali.

Questo tipo di giunto è caratterizzato da elevata resistenza e basso impatto visivo; pertanto, diverse ricerche lo hanno proposto come connessione terminale nelle strutture lignee, vedi ad esempio Brose (2018) e Bukauskas et al-(2019). Eckelman et al. (1995) hanno osservato una capacità portante maggiore di 89 kN per connettori di 38,1 mm di diametro inseriti in aste di diametro compreso tra 150 a 175 mm. Lo studio è stato condotto su legno di *Liriodendron tulipifera*, meglio noto come albero dei tulipani.

Un connettore di diametro 44.5 è stato studiato da Wolfe et al. (2000) su aste di legno di pino dell’Oregon (densità media 400 kg/m³) di diametro 127 mm. La connessione è apparsa economicamente fattibile con una resistenza di progetto di 44.5 kN. Morgado et al. (2013) hanno

studiato dei connettori di diametro 30 mm inseriti in campioni lignei di diametro compreso tra 91 e 140 mm; il connettore è stato posto ad una distanza della testa del provino pari a 210 mm. I provini sono stati realizzati con legno di pino marittimo portoghese con una densità media di 558 kg/m³ e hanno restituito una capacità portante media dell'unione pari a 95 kN (CoV 0 21.9%) con una rigidezza di 29.3 kN/mm (CoV 0 40.6%). In tutti i casi, le formulazioni analitiche proposte dello European Yield Model e adottate negli attuali Eurocodici (CEN, 2010), hanno fornito buone stime della capacità portante.

Nonostante questi dati preliminari, l'impiego di questa tipologia di unione risulta piuttosto limitato nella realizzazione di strutture lignee convenzionali. Ciò potrebbe essere dovuto all'elevata precisione richiesta nel processo di fabbricazione, necessaria per garantire il posizionamento reciproco dei fori longitudinali e trasversali. Un altro motivo potrebbe essere correlato ai costi dei connettori, per i quali sono necessari acciai zincati o inossidabili per evitare la corrosione.

Poco frequente appare anche l'uso costruttivo del Laminated Veneer Lumber (LVL), nonostante le interessanti potenzialità mostrate da questo materiale. La produzione industrializzata dell'LVL offre proprietà affidabili ed elevata resistenza e rigidezza, nonché un'ottima stabilità dimensionale e di forma. Ad esempio Dill-Langer et al. (2014) hanno mostrato il potenziale dei prodotti in LVL su essenze di legno con densità differenti. In particolare, sono stati confrontati prodotti realizzati con legno di faggio (hardwood) e legno di abete (softwood) con diverse classi di resistenza, da cui se ne evince il potenziale per applicazioni strutturali. I legni teneri, come l'abete, sono maggiormente impiegati rispetto ai legni duri, data la loro diffusione, nonostante possano offrire prestazioni meccaniche inferiori. Se si desidera utilizzare densità più elevate, generalmente ci si orienta sul faggio europeo (*Fagus sylvatica* L.) che è la principale specie di latifoglie presente nelle foreste dell'Europa centrale (BAFU, 2020). Ad esempio, sono stati condotti diversi studi da Kobel et al. (2014a; 2014b; 2016) su collegamenti con connettori cilindrici in LVL di faggio e sono state ottenute elevate capacità portanti e buona duttilità.

Nonostante questi dati, l'utilizzo di prodotti in microlamellare resta abbastanza sporadico, soprattutto per le essenze più dure (faggio), probabilmente a causa delle elevate resistenze, che non sempre possono essere sfruttate completamente a causa della resistenza limitata dei collegamenti.

2.2 Materiali e metodologia di prova

Di seguito vengono presentati i materiali impiegati in questa ricerca, seguiti da una descrizione dei protocolli di carico e del set up di prova. La campagna sperimentale è volta alla caratterizzazione della rigidità, delle modalità di rottura, dello spostamento e delle capacità portante dell'unione.

2.2.1 Barra filettata con connettore cilindrico

La connessione oggetto di studio (Fig. 2-1) è costituita da una barra filettata e da un connettore liscio, inseriti rispettivamente in un foro longitudinale ed uno trasversale (Fig. 2-2a). Il foro longitudinale è centrato lungo l'asse dell'elemento in legno, mentre quello trasversale è posto ad una distanza a_1 dalla testa del provino e ad una distanza a_2 dal bordo laterale. Il connettore presenta un foro filettato trasversale posto sull'asse di simmetria, necessario per avvitare la barra filettata. Il gioco tra foro e connettore è di 1 mm. Come si può intuire, la connessione (Fig. 2-2b) richiede un elevato livello di precisione per il corretto posizionamento del connettore. All'estremità della asta in LVL, per alcuni provini, è posizionata una rondella quadrata, con lato uguale alla dimensione del provino ligneo e spessore 4 mm, mentre due dadi esagonali, a contatto tra loro (Fig. 2-2c), consentono di avvitare la barra filettata all'interno del connettore.

Per alcune prove (con sezione trasversale di 50 mm) si è scelto di applicare un precarico (Fig. 2-2d), sotto forma di coppia di serraggio controllata, alla barra filettata, ovvero è stato creato uno stato di compressione all'interno dell'elemento ligneo interposto tra il connettore metallico e la rondella quadrata. Lo stato di pretensione ha reso possibile l'eliminazione di tutti i giochi all'interno del giunto. Per i restanti provini (sezioni trasversali con $B = 60, 80$ e 100 mm) si è scelto di non applicare alcun precarico rendendo di fatto superfluo l'inserimento della rondella quadrata.

2.2.2 LVL di faggio europeo

Con riferimento a quanto già riportato alla sezione 1.2, il materiale LVL utilizzato nella presente ricerca è stato prodotto dalla società Pollmeier a Creuzburg, in Germania. La Tab. 2.1 riporta le proprietà fisiche e meccaniche dell'LVL di faggio sulla base dei dati forniti dal produttore e delle prove sperimentali.

La ricerca su questa tipologia di unione sarà suddivisa in due fasi: nella prima verrà analizzata l'influenza della direzione della fibratura rispetto al connettore nonché il precarico dell'unione, mentre nella seconda fase verrà valutata l'incidenza dell'essenza lignea al variare della geometria. In

particolare, nella prima fase saranno utilizzate aste di LVL a sezione quadrata con dimensione di 50 mm e composte da 18 lamelle, mentre nella seconda verranno impiegate sezioni di dimensione 60, 80 e 100 mm. Per le due fasi appena descritte, sono state impiegate due partite di legno fornite da rivenditori differenti. Alcune proprietà come la massa volumica, il contenuto di umidità e il modulo di elasticità sono state valutate per entrambe le partite ed i risultati sono riportati in Tab. 2.1 e Tab. 2.2. Le differenze risultano estremamente contenute; ad esempio la massa volumica media ottenuta dalle misurazioni su 8 provini di sezione 50 mm è risultata essere di 843 kg/m³ (CoV = 2.5%), mentre per sezioni maggiori è risultata di 851 kg/m³ (CoV = 3.0%). Non sono state osservate differenze invece in termini di Modulo di elasticità.

2.2.3 LVL di abete rosso

Il legno microlamellare di abete rosso prodotto da Pollmeier, si differenzia dal materiale sin qui impiegato, per l'essenza lignea adottata. In particolare, questo prodotto è realizzato con legno di conifera, caratterizzato da una massa volumica minore di circa il 30-40%.

Tab. 2.1 Proprietà fisiche e meccaniche dell'LVL di faggio per campioni con $B = 50$ mm. I test sono stati condotti in conformità con EN 408 (2010).

Proprietà	Simboli	Dati misurati		Dati del produttore
		Numero di campioni	Risultati dei test (CoV)	
Massa volumica [kg/m ³]	ρ_m	8	843 (2.5%)	≥ 740
	ρ_k			≥ 680
Resistenza alla flessione [MPa]	f_m	3	112 (3.3%)	$(600/50)^{0.14} \times 70 = 99$
	$f_{m,k}$			
Resistenza alla compressione parallela alla fibratura delle lamelle [MPa]	$f_{c,0,m}$	8	95 (2.4%)	59.4
	$f_{c,0,k}$			
Modulo di elasticità parallelo alla fibratura delle lamelle [GPa]	$E_{t,0,m}$	17	16.6 (15.8%)	16.7
Contenuto di umidità [%]	MC	17	7.4 (5.0%)	5-10

Tab. 2.2 Proprietà fisiche e meccaniche dell'LVL di faggio per campioni con $B = 60, 80$ e 100 mm. I test sono stati condotti in conformità con EN 408 (2010).

Proprietà	Simboli	Dati misurati		Dati del produttore
		Numero di campioni	Risultati dei test (CoV)	
Massa volumica [kg/m ³]	ρ_m	8	851 (3.0%)	≥ 740
	ρ_k			≥ 680
Modulo di elasticità parallelo alla fibratura delle lamelle [GPa]	$E_{t,0,m}$	17	16.6 (17.5%)	16.7
Contenuto di umidità [%]	MC	17	7.7 (3.2%)	5-10

Tab. 2.3 Proprietà fisiche e meccaniche dell'LVL di abete per i campioni con $B = 60, 80$ e 100 mm. I test sono stati condotti in conformità con EN 408 (2010).

Proprietà	Simboli	Dati misurati		Dati del produttore
		Numero di campioni	Risultati dei test (CoV)	
Massa volumica [kg/m^3]	ρ_m	8	550 (2.8%)	530
	ρ_k			480
Resistenza alla compressione parallela alla fibratura delle lamelle [MPa]	$f_{c,0,m}$	8	54.8 (12%)	
	$f_{c,0,k}$			40.0
Modulo di elasticità parallelo alla fibratura delle lamelle [GPa]	$E_{t,0,m}$	17	14.5 (17.0%)	14.0
Contenuto di umidità [%]	MC	15	7.9 (4.0%)	5-10

Da quanto riportato nella “dichiarazione di prestazione del materiale” rilasciata da Pollmeier, questo prodotto può essere impiegato per tutti i componenti portanti, di rinforzo o non portanti, ed in particolare nei settori assegnati alle classi di servizio 1 e 2 a norma EN 1995-1-1.

In Tab. 2.3 sono riportati i valori caratteristici indicati dal produttore e i valori ottenuti da prove sperimentali di caratterizzazione del materiale. In particolare, il contenuto di umidità misurato è stato dell' $7.9\% \pm 4\%$, in linea con le indicazioni climatiche previste per l'uso interno del prodotto, mentre la massa volumica media, ottenuta dalle misurazioni su 8 provini, è risultata essere di $550 \text{ kg}/\text{m}^3$ (CoV = 2,8%).

2.2.4 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara. Il setup di prova adottato è uguale a quello impiegato per la campagna sperimentale preliminare, riportato in sezione 1.3.

Lo scopo principale di questa ricerca è quello di caratterizzare il comportamento del connettore in trazione. Di conseguenza, i test monotoni sono stati eseguiti secondo il protocollo di carico riportato in EN 26891 (CEN, 1991), la quale fornisce i principi generali per la determinazione delle caratteristiche di resistenza e di deformabilità di collegamenti realizzati tramite elementi meccanici. Il protocollo di carico prevede un precarico in campo elastico a circa il 40% del carico di rottura del collegamento, un successivo scarico al 10 % per eliminare tutti i giochi insiti nel set up di prova, ed un successivo ricarico fino a rottura. Il carico ultimo F_{est} è stato valutato con alcuni test preliminari. La velocità di prova è stata assunta costante in tutte le prove e pari a circa $0.2 F_{est}$ per minuto. La durata delle prove è di circa 10-15 min.

Per valutare l'influenza di carichi alternati sul danneggiamento in trazione del connettore, sono state realizzate numerose prove cicliche. Per tali prove è stato definito il protocollo di carico al fine di

ottenere la rottura sempre in trazione e limitando la compressione massima. In particolare, nelle prove con $a_1 = 50, 100$ e 150 mm il carico di compressione è stato limitato rispettivamente a circa 20, 40 e 45 kN; tale valore è stato deciso sulla base dei carichi di rottura minimi ottenuti dalle prove MTO. Per esplorare gli effetti dovuti a sollecitazioni di compressione più elevate, in alcuni test sono stati adottati carichi di compressione target massimi di 50 e 60 kN.

Il protocollo di carico ciclico riportato in EN 12512 (CEN, 2001), basato sul controllo dello spostamento, con spostamenti target che sono sottomultipli e multipli dello spostamento di snervamento, è stato ritenuto impraticabile per due ragioni. In primo luogo, secondo la procedura delineata, il cosiddetto spostamento di snervamento risulta funzione della pendenza del comportamento carico-spostamento monotono, e per i campioni testati in questa ricerca porterebbe ad alcune incongruenze. In secondo luogo, controllare lo spostamento imponendo valori uguali in trazione e compressione non avrebbe senso a causa delle differenze significative in trazione e compressione della connessione. Pertanto, la procedura adottata si è basata sul controllo dello spostamento in trazione e sul controllo del carico in compressione. In particolare, in trazione, sono stati definiti target di spostamento ogni 0,2 mm e sono stati eseguiti tre cicli per ogni step. In compressione sono stati adottati i valori assoluti dei carichi raggiunti nei corrispondenti semicicli in trazione, fino al raggiungimento dei suddetti carichi limite. Quindi, il carico target di compressione è stato mantenuto costante nei cicli successivi. Per confronto, in alcuni test, sono stati applicati protocolli ciclici con solo forze di trazione. Tutti i test sono stati condotti in controllo di spostamento.

2.3 Influenza del protocollo di carico e della pretensione

Questa sezione è tratta dall'articolo "Monotonic and cyclic pull-pull tests on dowel-nut connector in laminated veneer lumber made of European beech wood", Construction and Building Materials 359 (2022): 129461.

2.3.1 Caratteristiche e denominazione dei provini

In tutte le prove è stata utilizzata una barra filettata metrica di 12 mm di diametro, classe 12.9 (snervamento nominale $f_{yb} = 1080$ MPa e carico di rottura $f_{tb} = 1200$ MPa). Ciò esclude lo snervamento o la rottura della barra filettata. Sono stati inoltre adottati connettori lisci con diametro $d = 20$ mm e lunghezza di 50 mm. I connettori utilizzati per le prove di carico ciclico sono stati ottenuti da barre di classe S355 ($f_{yk} = 355$ MPa, $f_{tk} = 510$ MPa) o da barre filettate di classe 12.9 con diametro nominale di 24 mm, sottoposte a lavorazioni di taglio e tornitura. Questo per valutare

l'influenza dello snervamento del connettore sul comportamento strutturale dell'unione. Per le prove monotone, invece, sono stati utilizzati solo connettori di classe 12.9.

La distanza dal bordo a_2 , perpendicolare all'asse dell'elemento ligneo, risulta pari a 25 mm ($= 1,25d$) ed è inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $3d$ prescritta in EC5 (CEN, 2010). Sono stati inoltre testati 3 valori di distanza dal bordo a_1 parallela all'asse dell'elemento in legno, pari a 50 mm ($= 2,5d$), 100 mm ($= 5d$) e 150 mm ($= 7,5d$). Vale la pena notare che solo quest'ultimo rispetta la distanza minima di estremità caricata di $7d$ prescritta in EC5 (CEN, 2010).

Varie forze di precarico, applicate al giunto mediante una coppia di serraggio controllata (M_t) di 0, 20, 40 e 80 Nm, sono state impiegate per le prove con carico monotono. Si rimanda alla Tab. 2.4 per il valore di M_t applicato a ciascuno provino. Nelle prove cicliche è stata adottata una coppia di serraggio di 40 Nm, che corrisponde a circa 1/3 e 1/6 delle coppie che comportano la rottura del collegamento per una distanza di estremità a_1 rispettivamente pari a 50 e 100 mm.

Per ciascun provino è stato adottato un layout di prova simmetrico con due connessioni terminali uguali. In questa configurazione, la distanza tra i connettori risulta sempre maggiore di 500 mm (cioè 10 volte la sezione trasversale dell'elemento di LVL). Pertanto, si può ragionevolmente presumere che nella parte intermedia di ciascun provino si instauri una distribuzione uniforme delle sollecitazioni, senza alcuna influenza reciproca delle connessioni terminali. I risultati presentati di seguito si riferiscono, per ciascun provino, alla connessione che ha raggiunto la rottura.

Le prove monotone di trazione sono state eseguite con l'asse del connettore parallelo o ortogonale agli strati della laminazione. A causa dei valori medi maggiori e dei CoV minori della capacità resistente ottenuti da prove monotone su provini con asse connettore ortogonale alla laminazione (vedi sezione 2.3.3), nelle prove cicliche è stato impiegato il solo connettore ortogonale alla fibratura. Per identificare ogni test, viene utilizzata la seguente etichetta:

Specie lignea - Sezione LVL - classe del connettore - Tipo di prova - a_1 - Numero della prova, dove:

- Specie lignea = B (indica il Faggio, Beech);
- Sezione LVL = 50 mm (si noti che specie e Sezione LVL non variano in questo paragrafo; tuttavia, sono riportate in etichetta per confronto coi successivi paragrafi);
- Classe del connettore = 12.9 o S355;
- Il tipo di prova è identificato tramite un acronimo relativo a protocollo di carico (es. monotono, "M", o ciclico, "C"), direzione del carico (es. trazione, "T", o compressione, "C") e orientamento dell'asse del connettore rispetto agli strati della fibratura (cioè parallelo, "P", o ortogonale, "O"). Per le prove cicliche tensione-compressione, la parte dell'acronimo

relativa alla direzione del carico viene eliminata per semplicità di notazione. Sono state quindi considerate le seguenti alternative: MCO (prova di compressione monotona con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione), MTP (prova pull-pull monotona con asse connettore parallelo agli strati della laminazione o), MTO (prova pull-pull monotona con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione a), CTO (prova ciclica pull-pull con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione, dove è stato applicato solo il carico di trazione) e CO (prova ciclica con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione, dove sono stati applicati carichi sia di compressione che di trazione, ma la rottura si è verificata in trazione);

- $a_1 = 50, 100$ o 150 mm (vedi Fig. 2-1);
- Numero del test = 1, ..., 4.

2.3.2 Influenza della forza di precarico sulle prove di compressione

Il comportamento della connessione in compressione è notevolmente influenzato dalla coppia di serraggio applicata. Ciò risulta evidente dalla Fig. 2-3, che riporta le risposte carico-spostamento ottenute da tre prove di compressione monotona. In particolare, le curve 1 e 2 si riferiscono rispettivamente ai provini B-50-12.9-MCO-100-1 e B-50-12.9-MCO-100-2, testati in assenza di coppia di serraggio. In entrambe le prove, il carico di compressione, applicato direttamente alla barra filettata assiale, è stato trasferito all'elemento ligneo tramite il connettore. Pertanto, l'area della superficie di contatto tra la sezione in legno e il connettore è analoga a quella che si verificava nelle prove di trazione e la connessione può essere vista come una connessione a doppio piano di taglio acciaio-legno (vedi Fig. 8.3f-h riportata in EC5 (CEN, 2010)). La modalità di rottura ha mostrato una lesione di spacco longitudinale su entrambi i lati del foro trasversale che ospita il connettore (vedi Fig. 2-4a, b). Inoltre, al termine delle prove, la barra filettata ha mostrato un'evidente forma di instabilità (Fig. 2-4c). Infatti, a causa del gioco barra-foro, l'elemento metallico risulta essere debolmente trattenuto.

La curva 3 di Fig. 2-3 si riferisce al campione B-50-12.9-MCO-100-3, il cui giunto è stato preliminarmente serrato con una coppia di 40 Nm. In questo caso il carico di compressione applicato alla barra filettata assiale è stato trasferito direttamente alla sezione terminale del provino tramite la rondella quadra. Quindi, la compressione è stata contrastata dall'intera asta in LVL e la rigidità della connessione è significativamente aumentata. La parte tratteggiata della curva indica che, per un

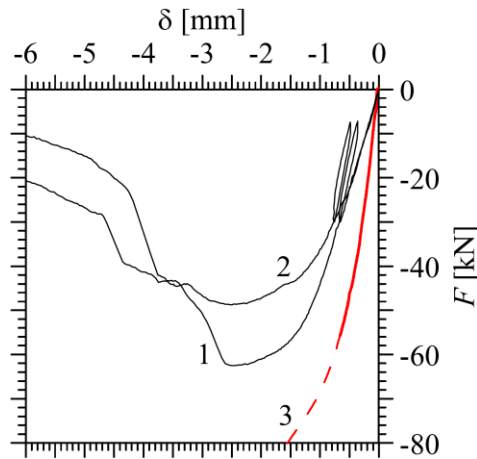


Fig. 2-3 Tipologia A: $B = 50$. Curva forza-spostamento ottenute da prove in compressione monotona (prove MCO). Curve 1 e 2: provini B-50-12.9-MCO-100-1 e B-50-12.9-MCO-100-2 senza forza di precarico; curva 3: provino B-50-12.9-MCO-100-3 con precarico corrispondente ad una coppia di serraggio di 40 Nm.

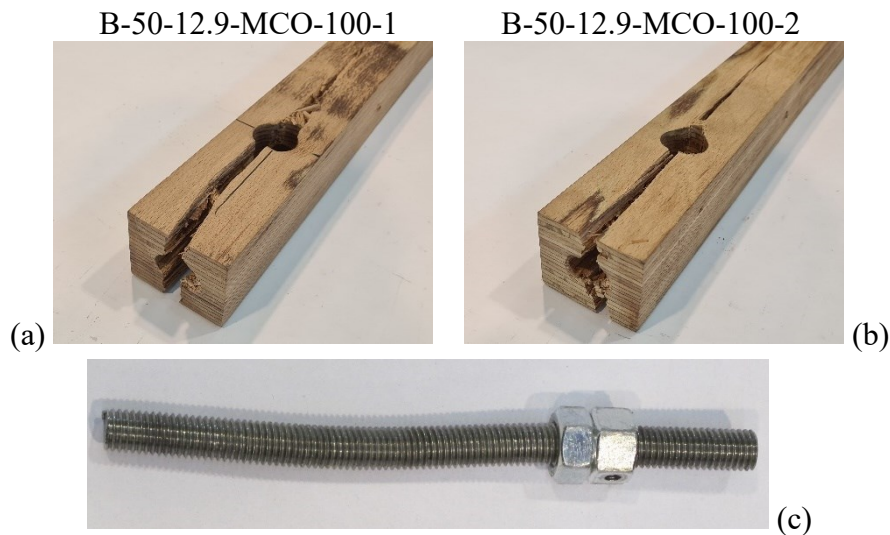


Fig. 2-4 Tipologia A: $B = 50$. Provini non precaricati al termine delle prove MCO: rottura per spacco dell'elemento ligneo (a, b) e instabilità della barra filettata (c).

elemento strutturale effettivo, il carico di compressione può essere virtualmente aumentato fino all'instabilità globale. Una risposta così efficiente dipende strettamente dal serraggio, grazie al quale la lunghezza libera della barra filettata risultata limitata alla sola distanza del connettore dalla testa del provino.

2.3.3 Prove monotone

Tutti i test sono stati condotti su giunti con connettori ottenuti tornendo barre filettate di classe 12.9. I risultati principali di questi test sono riassunti di seguito separatamente per le tre distanze finali $a_1 = 50, 100$ e 150 mm. Si rimanda alla Tab. 2.4 per la matrice completa dei risultati sperimentali. I grafici carico-spostamento sono riportati in Fig. 2-5.

Al termine delle prove non è stata osservata alcuna deformazione residua nei connettori. Le modalità di rottura descritte nei paragrafi seguenti non sono state quindi influenzate dall'interazione tra l'LVL e la deformabilità del connettore in acciaio.

A causa delle differenze nella forza di precarico adottata da prova a prova (Tab. 2.4), che portano ad una certa variabilità in termini di rigidità della risposta monotona $F-\delta$, si ritiene che le considerazioni sul valore medio e sulla dispersione dello spostamento δ_{peak} non siano significative per i test MTO e MTP. Alcuni commenti sugli spostamenti verranno invece riportati nel paragrafo 2.3.4 per quanto riguarda le prove cicliche, per le quali è stato applicato un valore unico della coppia di serraggio.

2.3.3.1 Caso $a_1 = 50$ mm

Per la distanza del dado dalla testa del provino $a_1 = 50$ mm (Fig. 2-5 a, b) è stato osservato un comportamento elastico lineare fino alla formazione dello splitting davanti al connettore Fig. 2-6a. Il corrispondente carico di rottura ha coinciso con la capacità di picco F_{peak} , con la sola eccezione del campione B-50-12.9-MTP-50-3 (curva 3 in Fig. 2-5 a), per il quale è stato riscontrato un secondo picco caratterizzato da una resistenza maggiore della prima. Per gli altri due provini con l'asse del connettore parallelo agli strati della fibratura (curve 1 e 2 in Fig. 2-5 a) è stata osservata una modalità di rottura fragile della connessione a seguito del raggiungimento di F_{peak} . Una seconda, ma minore resistenza di picco è stata ottenuta anche per tutti i provini con l'asse del connettore ortogonale alla laminazione (Fig. 2-5 b), dove si evidenzia un comportamento relativamente duttile con spostamenti finali molto maggiori rispetto a quelli ottenuti con tasselli paralleli. Questi test sono stati interrotti in corrispondenza di un degrado eccessivo della capacità portante o in corrispondenza di uno spostamento ritenuto impraticabile. Tale comportamento è dovuto ad una riorganizzazione delle sollecitazioni a seguito di una rottura per splitting, che ha portato i provini fessurati, dopo un iniziale degrado della resistenza, ad un recupero della rigidità e ad una successiva rottura per plug shear. Pertanto, la modalità di rottura finale per questi campioni corrisponde a una modalità a plug shear sovrapposta alla modalità di splitting.

Il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni con asse del connettore ortogonale agli strati della fibratura sono rispettivamente del 4% maggiore e del 56% più piccolo rispetto ai campioni con il connettore parallelo (Tab. 2.5). Vale la pena notare che la forza di precarico ha influenzato la pendenza del ramo elastico lineare iniziale del diagramma $F-\delta$. In particolare, maggiore è la coppia di serraggio applicata, maggiore è stata la rigidità iniziale ottenuta. Tuttavia, la forza di precarico non ha influenzato la capacità portante della connessione.

Tab. 2.4 Tipologia A: $B=50$. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente resistenza a rifollamento $f_{h,peak}$, lo spostamento δ_{peak} , lo spostamento ultimo δ_u e la modalità di rottura. Inoltre, sono riportate anche le coppie di serraggio inizialmente applicate e le rigidezze della curva F- δ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Specimen label	Sezione [mm]	Distanza dal bordo [mm]	Diametro barra longitudinale	Diametro del connettore	Lunghezza del connettore	Capacità portante [kN]	Res. a rifollamento [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Spostamento ultimo [mm]	Modalità di rottura ^(b)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
		<i>Simboli</i>	a_1				F_{peak}	$f_{h,peak}$	δ_{peak}	δ_u ^(a)	M_t	K_{j1}		K_{j2}	
1	B-50-12.9-MTP-50-1	50	12.9	P	M	23.8	27.4	0.33	Int.	II	20	95	15-35		
2	B-50-12.9-MTP-50-2	50	12.9	P	M	22.9	26.3	0.60	Int.	II	0	20	10-30		
3	B-50-12.9-MTP-50-3	50	12.9	P	M	17.0	19.6	0.17	Int.	III	40	140	10-40	70	60-80
4	B-50-12.9-MTO-50-1	50	12.9	O	M	23.9	27.5	0.15	Int.	III	40	190	20-40	150	40-80
5	B-50-12.9-MTO-50-2	50	12.9	O	M	21.2	24.4	0.32	Int.	III	20	115	15-35		
6	B-50-12.9-MTO-50-3	50	12.9	O	M	22.9	26.4	0.85	Int.	III	0	20	20-35		
7	B-50-12.9-MTO-50-4	50	12.9	O	M	20.3	23.4	0.22	Int.	III	40	150	15-40		
8	B-50-12.9-CO-50-1	50	12.9	O	C	20.5	23.7	0.21	Int.	III	40	100	10-40		
9	B-50-12.9-CO-50-2	50	12.9	O	C	17.1	19.7	0.18	Int.	III	40	130	10-40	90	50-70
10	B-50-12.9-CTO-50-1	50	12.9	O	CT ^(c)	21.1	24.4	0.19	Int.	III	40	105	20-40		
11	B-50-12.9-MTP-100-1	100	12.9	P	M	47.7	55.0	0.98	0.99	II	20	60	10-40		
12	B-50-12.9-MTP-100-2	100	12.9	P	M	37.4	43.1	1.02	1.03	II	0	40	15-40		
13	B-50-12.9-MTP-100-3	100	12.9	P	M	54.4	62.7	1.68	1.79	II	0	40	10-40		
14	B-50-12.9-MTP-100-4	100	12.9	P	M	56.9	65.5	0.83	0.83	II	80	140	10-40		
15	B-50-12.9-MTO-100-1	100	12.9	O	M	65.1	75.1	1.95	2.12	I	80	130	5-30	55	30-50
16	B-50-12.9-MTO-100-2	100	12.9	O	M	58.0	66.8	1.83	2.10	IV	0	40	10-40		
17	B-50-12.9-MTO-100-3	100	12.9	O	M	59.3	68.4	1.79	1.88	IV	20	60	5-15	40	15-40
18	B-50-12.9-MTO-100-4	100	12.9	O	M	60.1	69.3	2.07	2.07	IV	40	115	3-10	55	15-50
19	B-50-12.9-CO-100-1	100	12.9	O	C	58.7	67.7	1.45	1.51	II	40	55	10-30		
20	B-50-12.9-CO-100-2	100	12.9	O	C	59.8	68.9	1.69	1.70	II	40	60	20-40		
21	B-50-12.9-CO-100-3	100	12.9	O	C	64.0	73.8	2.06	2.08	II	40	75	10-30	40	30-60
22	B-50-12.9-CTO-100-1	100	12.9	O	CT ^(c)	61.7	71.1	1.42	1.54	IV	40	65	10-40		
23	B-50-12.9-MTP-150-1	150	12.9	P	M	53.7	61.9	1.14	1.14	I	20	60	10-40		
24	B-50-12.9-MTP-150-2	150	12.9	P	M	54.5	62.8	1.86	2.80	II	80	450	10-20	145	20-30
25	B-50-12.9-MTP-150-3	150	12.9	P	M	44.7	51.6	0.93	1.15	I	40	125	2-13	75	20-45
26	B-50-12.9-MTO-150-1	150	12.9	O	M	58.3	67.3	1.61	2.12	I	0	45	10-40		
27	B-50-12.9-MTO-150-2	150	12.9	O	M	54.4	62.7	2.02	2.78	I	80	150	5-25	115	25-35
28	B-50-12.9-MTO-150-3	150	12.9	O	M	58.4	67.3	2.12	3.08	I	20	100	7-10	40	15-40
29	B-50-12.9-MTO-150-4	150	12.9	O	M	55.6	64.2	1.95	2.23	I	40	150	10-20	80	20-40
30	B-50-12.9-CO-150-1	150	12.9	O	C	58.4	67.4	2.18	3.04	I	40	95	10-30		
31	B-50-12.9-CO-150-2	150	12.9	O	C	57.5	66.3	2.41	2.75	I	40	65	10-20	40	20-40
32	B-50-12.9-CO-150-3	150	12.9	O	C	62.7	72.3	2.03	4.22	I	40	55	10-40		
33	B-50-S355-CO-50-1	50	S355	O	C	22.8	26.3	0.29	Int.	III	40	105	10-35		
34	B-50-S355-CO-50-2	50	S355	O	C	20.3	23.4	0.25	Int.	III	40	85	10-40		
35	B-50-S355-CO-50-3	50	S355	O	C	21.6	24.9	0.20	Int.	III	40	109	10-40		
36	B-50-S355-CO-100-1	100	S355	O	C	50.7	58.5	1.33	1.34	IV	40	105	10-40		
37	B-50-S355-CO-100-2	100	S355	O	C	59.2	68.3	2.03	2.08	IV	40	90	10-30		
38	B-50-S355-CO-100-3	100	S355	O	C	55.7	64.2	1.62	1.74	IV	40	100	10-30		
39	B-50-S355-CO-100-4	100	S355	O	C	64.1	73.9	1.97	1.97	IV	40	80	10-40		
40	B-50-S355-CO-150-1	150	S355	O	C	53.2	61.3	1.39	2.01	IV	40	90	10-30		
41	B-50-S355-CO-150-2	150	S355	O	C	66.7	76.9	3.36	4.44	I	40	55	10-30	25	30-60
42	B-50-S355-CO-150-3	150	S355	O	C	57.6	66.4	1.82	2.26	I	40	115	10-15	50	20-40

^(a) Int. = test interrotto per spostamento o perdita di resistenza eccessivi

^(b) Modalità di rottura osservate: I = splitting; II = plug shear; III = splitting seguito da plug shear; e IV = splitting e plug shear simultanei; ^(c) CT = protocollo ciclico in sola trazione.

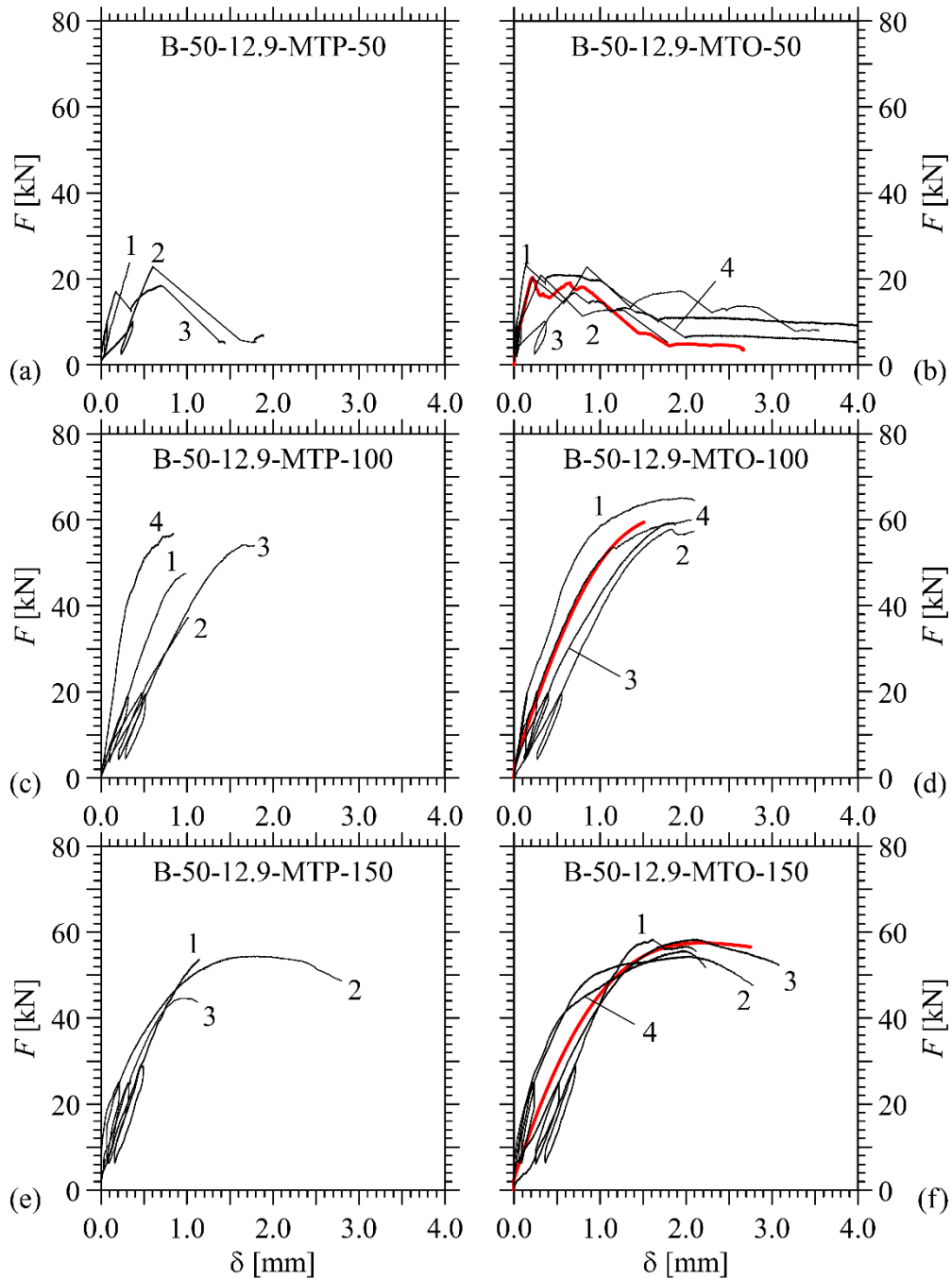


Fig. 2-5. Tipologia A: $B=50$. Curve forza-spostamento ottenute da prove in trazione monotona: (a, c, e) prove MTP e (b, d, f) prove MTO. Distanza dal bordo longitudinale (a, b) $a_1 = 50$ mm, (c, d) 100 mm e (e, f) 150 mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 2.4. Le curve rosse in (b, d, f) sono le (parti in trazione dei) diagrammi di involucro medio ottenuti da prove cicliche di pull-pull su provini con classe del connettore 12.9.

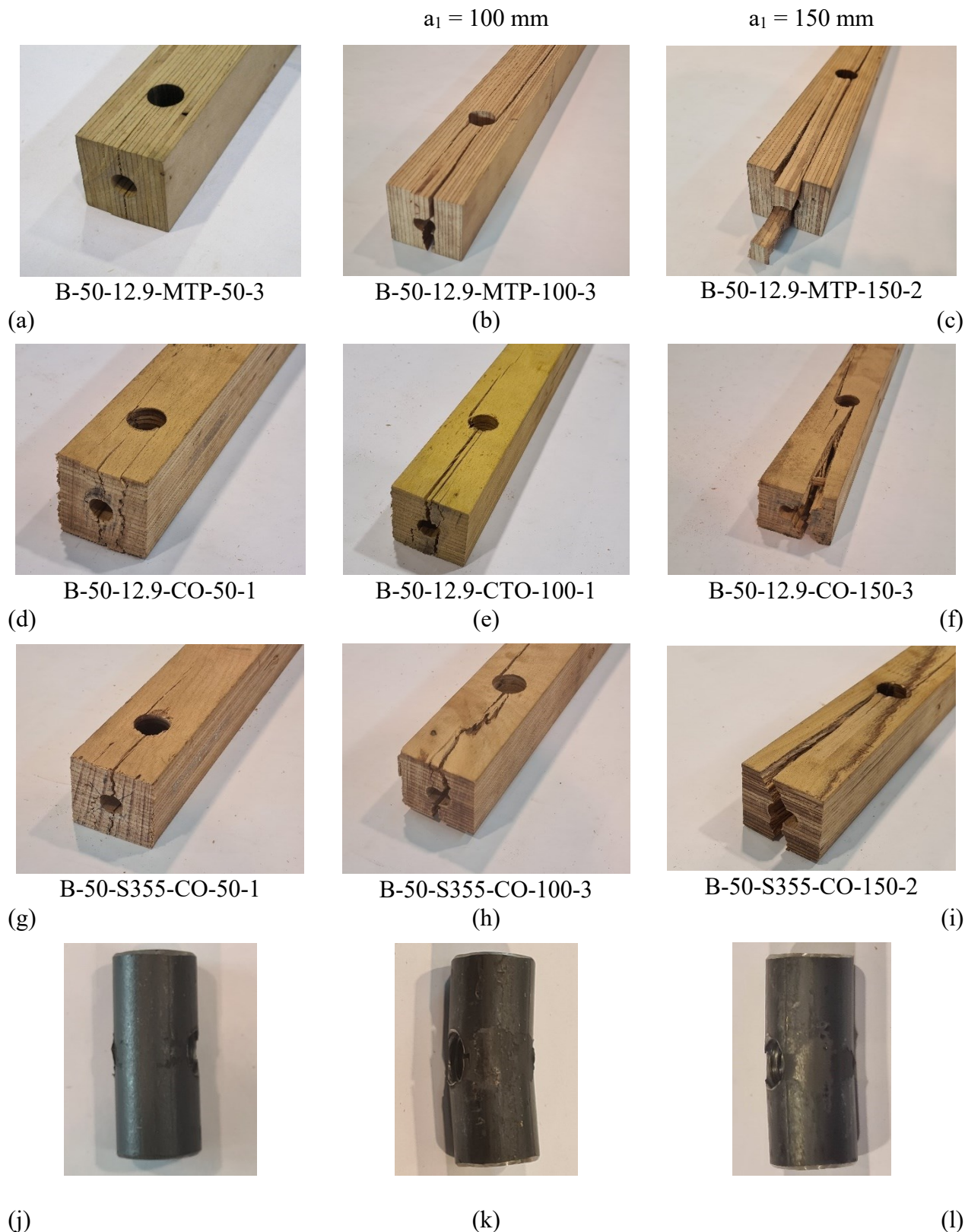


Fig. 2-6 Tipologia A: $B = 50$. Modalità di rottura in trazione per provini in LVL di faggio con connettore (a, b, c) in trazione monotona (MTP), con protocollo ciclico (d, e, f) classe del connettore 12.9 e (g, h, i) S355. (j, k, l) classe del connettore S355 al termine del protocollo ciclico. Distanza longitudinale dalla testa del provino (a, d, g, j) $a_1 = 50 \text{ mm}$, (b, e, h, k) 100 mm and (c, f, i, l) 150 mm .

Tab. 2.5 Tipologia A: $B = 50$. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(b)}$ [%]	$Diff_2^{(c)}$ [%]	$Diff_3^{(d)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
B-50-12.9-MTP-50 ^(a)	1, 2, 3	21.2	17.4	82.5	98.5	126.2		
B-50-12.9-MTP-100	11, 12, 13, 14	49.1	17.7	-21.1	-14.2	-2.2	1.12	33.4
B-50-12.9-MTP-150	23, 24, 25	51.0	10.6	-24.1	-17.4	-5.9	1.31	37.1
B-50-12.9-MTO-50 ^(a)	4, 5, 6, 7	22.1	7.3	75.4	90.9	117.4		
B-50-12.9-MTO-100	15, 16, 17, 18	60.6	5.2	-36.2	-30.6	-20.9	1.91	6.5
B-50-12.9-MTO-150	26, 27, 28, 29	56.7	3.5	-31.8	-25.7	-15.4	1.93	11.5
B-50-12.9-C(T)O-50	8, 9, 10	19.6	11.1	97.4	114.9	144.8	0.19	8.2
B-50-12.9-C(T)O-100	19, 20, 21, 22	61.1	3.8	-36.6	-31.0	-21.4	1.66	17.9
B-50-12.9-CO-150	30, 31, 32	59.6	4.7	-35.0	-29.3	-19.5	2.21	8.7
B-50-S355-CO-50	33, 34, 35	21.6	5.8	79.4	95.2	122.4	0.25	18.1
B-50-S355-CO-100	36, 37, 38, 39	57.5	9.8	-32.7	-26.7	-16.5	1.74	18.8
B-50-S355-CO-150	40, 41, 42	59.2	11.6	-34.6	-28.8	-18.9	2.19	47.2

(a) Valore medio e CoV di δ_{peak} non significativo per eccesso di dispersione

(b) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$;

(c) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rm} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rm} calcolato con $\rho_m = 740 \text{ kg/m}^3$;

(d) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm,meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm,meas}$ calcolato con $\rho_{m,meas} = 843 \text{ kg/m}^3$.

2.3.3.2 Caso $a_1 = 100 \text{ mm}$

Per la distanza $a_1 = 100 \text{ mm}$ (Fig. 2-5 c, d), è stato osservato un aumento significativo della capacità portante dell'unione. In particolare, per i connettori paralleli e ortogonali agli strati di fibratura, i valori medi di F_{peak} sono risultati rispettivamente pari a 2,3 e 2,7 volte quelli ottenuti per $a_1 = 50 \text{ mm}$ (Tab. 2.5). Inoltre, il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni con connettore ortogonale alla laminazione sono rispettivamente del 24% maggiori e del 64% minori rispetto ai campioni con connettore parallelo. Anche lo spostamento corrispondente a F_{peak} è stato influenzato dall'orientamento del connettore, risultando, nel caso del connettore ortogonale, significativamente maggiore rispetto al connettore parallelo a parità di coppia di serraggio. Ad esempio, per i provini B-50-12.9-MTP-100-4 e B-50-12.9-MTO-100-1, per i quali è stata applicata una coppia di serraggio di 80 Nm, δ_{peak} è risultato essere rispettivamente di 0,83 e 1,95 mm. Analoghe considerazioni valgono per coppie di serraggio di 0 e 20 Nm (vedi prove n. 11, 12, 13, 16 e 17 in Tab. 2.4).

I campioni B-50-12.9-MTP-100-1 a B-50-12.9-MTP-100-4 hanno evidenziato rotture per plug shear (Fig. 2-6b), mentre è stata osservata una rottura per splitting per il campione B-50-12.9-MTO-100-1. Per tutti gli altri campioni con connettore ortogonale, la modalità di rottura è regolata dalla contemporanea formazione di rotture per splitting e plug shear. In ogni caso, al termine della prova, dietro al connettore sono state individuate evidenti lesioni longitudinali. Queste fratture posteriori si

sono formate a causa della forza esercitata dal connettore sulle facce della lesione anteriore, che ha portato a sollecitazioni di trazione ortogonale rispetto all'asse del provino.

Per quanto riguarda la rigidità elastica della risposta $F-\delta$, è stata osservata una forte influenza del precarico. Ad esempio, l'adozione di una coppia di serraggio di 80 Nm (provini B-50-12.9-MTO-100-1 e B-50-12.9-MTP-100-4) ha portato ad un coefficiente angolare della retta di regressione della curva $F-\delta$ più che triplo rispetto a quello ottenuto per unioni non precaricate (vedi Fig. 2-5c, d e Tab. 2.4).

2.3.3.3 Caso $a_1 = 150$ mm

Per distanze $a_1 = 150$ mm (Fig. 2-5e, f), è stato osservato un aumento della duttilità per uno dei provini con l'asse del connettore parallelo agli strati della fibratura e per tutti i provini con tassello ortogonale. Lo splitting è la modalità di rottura prevalente sia per il connettore parallelo che per quello ortogonale. È stata osservata una rottura per plug shear solo per il campione B-50-12.9-MTP-150-2 (Fig. 2-6c). Una dispersione significativamente più piccola di risultati in termini di F_{peak} è stata confermata per il connettore ortogonale (Tab. 2.5). Rispetto al caso di $a_1 = 100$ mm, il valore medio di F_{peak} per connettori paralleli e ortogonali è stato rispettivamente del 3,9% maggiore e persino del 6,5% inferiore. Questi risultati indicano che, per l'LVL di faggio, la distanza $a_1 = 5d$ può essere considerata equivalente al limite inferiore $a_1 = 7d$ prescritto in EC5 (CEN, 2010).

Infine, gli effetti del precarico sulla rigidità della connessione sono stati analoghi a quelli osservati per $a_1 = 100$ mm (Tab. 2.4).

2.3.4 Prove cicliche

Tutti i test con protocollo di carico ciclico (CO) sono stati avviati in compressione. I grafici sperimentali carico-spostamento sono riportati nelle Fig. 2-7, Fig. 2-8 e Fig. 2-9 rispettivamente per la distanza $a_1 = 50, 100$ e 150 mm. Per ogni figura, i grafici della colonna di sinistra si riferiscono a provini con connettore ottenuto torrendo barre filettate di classe 12.9, mentre i grafici della colonna di destra si riferiscono a connettori realizzati in acciaio di classe S355.

2.3.4.1 Connettore di classe 12.9

Per $a_1 = 50$ mm (Fig. 2-7a, c ed e), in analogia con le prove monotone, sono stati riscontrati un primo e un successivo picco di resistenza, corrispondenti rispettivamente a lesioni da splitting e da plug shear. La modalità di rottura ottenuta è mostrata, per uno dei campioni, in Fig. 2-6d. Tutti questi test sono stati interrotti, dopo il secondo picco, per eccesso di spostamento o perdita di resistenza.

Per $a_1 = 100$ mm, un solo provino è stato caratterizzato da una modalità di rottura mista (Fig. 2-6e), mentre per tutti gli altri si è riscontrato un plug shear (Fig. 2-10a). Al contrario, tutti i campioni con $a_1 = 150$ mm hanno raggiunto la crisi per splitting (vedi Fig. 2-6f e Fig. 2-10b). In analogia con le prove monotone, non è stata riscontrata un'apprezzabile deformazione plastica del connettore di classe 12.9. La media delle curve di inviluppo dei diagrammi ciclici $F-\delta$ (limitatamente alla sola trazione) è riportata in rosso, per ciascuna distanza dal bordo, nelle Fig. 2-5b, d e f. In particolare, per $a_1 = 100$ mm (Fig. 2-5d), la pendenza della curva rossa, in campo elastico, risulta coincidere con la prova monotona del provino B-50-12.9-MTO-100-4; campione inizialmente precaricato con la stessa coppia di serraggio (ovvero 40 Nm, vedere Tab. 2.4) utilizzata per tutte le prove cicliche. Pertanto, è stata confermata una stretta correlazione tra precarico e rigidità a trazione della connessione. Per $a_1 = 50$ (Fig. 2-5b) e 150 mm (Fig. 2-5f), la rigidità media mostrata nei test CO trova maggiore correlazione con le curve monotone con coppia di serraggio pari a 20 Nm rispetto a quelle con 40 Nm. Questa caratteristica è probabilmente correlata al protocollo di carico ciclico adottato: iniziare la prova in compressione potrebbe aver portato la connessione ad una riduzione del precarico, influenzando così la rigidità nei successivi cicli di trazione. Rispetto alle prove MTO, il valore medio della capacità portante ottenuto dalle prove cicliche è stato rispettivamente dell'11% inferiore per $a_1 = 50$ mm e dell'1% e 5% maggiore per $a_1 = 100$ e 150 mm. Pertanto, i cicli di carico non hanno causato alcun notevole incremento del degrado di resistenza. Inoltre, non si evidenzia alcuna particolare influenza sul degrado della resistenza a trazione a seguito dei cicli in compressione. Ciò è mostrato dal confronto delle Fig. 2-7e e Fig. 2-8g, riferite alle prove CTO rispettivamente per $a_1 = 50$ e 100 mm, coi grafici $F-\delta$ relativi alle rispettive prove CO a parità di distanza dal bordo.

Differenze più significative si sono verificate tra il comportamento monotono e quello ciclico, in termini di deformabilità, in condizioni di provino danneggiato. In particolare, per $a_1 = 100$ mm, il valore medio di δ_{peak} ottenuto da test ciclici è stato del 13% inferiore rispetto a quello ottenuto dai test MTO (Tab. 2.5). Al contrario, per $a_1 = 150$ mm, la media di δ_{peak} per i test ciclici risulta maggiore del 15% rispetto ai test MTO. Infine, in termini di spostamenti ultimi medi δ_u , sono state riscontrate differenze tra i test con protocollo ciclico e test MTO, rispettivamente deli -16% e +31% per $a_1 = 100$ e 150 mm.

2.3.4.2 Connettore di grado S355

Nelle prove cicliche su provini con connettore di grado S355 sono state osservate modalità di rottura analoghe a quelle ottenute, a parità di interasse, per il connettore di classe 12.9, ad eccezione del caso con $a_1 = 100$ mm. In particolare, i campioni con $a_1 = 50$ mm (Fig. 2-6g) sono stati caratterizzati da

una modalità di rottura per splitting seguita da un plug shear, mentre per campioni con $a_1 = 150$ mm (Fig. 2-6i) si sono osservati prevalentemente rotture per splitting. Per $a_1 = 100$ mm, la rottura per plug shear non si è verificata da sola, come mostrato in Fig. 2-10a, ma sempre in combinazione con modalità di splitting (vedi Fig. 2-6h). Inoltre, a rottura, il connettore risulta indeformato solo per $a_1 = 50$ mm (Fig. 2-6j), mentre presentava evidenti deformazioni plastiche per $a_1 = 100$ (Fig. 2-6k) e 150 mm (Fig. 2-6l). Per i campioni B-50-S355-CO-100-3 (Fig. 2-8f) e B-50-S355-CO-150-2 (Fig. 2-9d), la variazione del gradiente di pendenza dell'involuppo $F-\delta$ a circa $F = 25$ kN è probabilmente dovuta ad una prematura perdita di precarico. La qualità del connettore non ha comunque influito sulla resistenza e sulla deformabilità della connessione. Rispetto alle prove cicliche descritte nella sezione 2.3.4.1; il valore medio di F_{peak} risultava maggiore del 10% per $a_1 = 50$ mm e del 6% inferiore per $a_1 = 100$ mm, mentre non si evidenzia alcuna differenza apprezzabile per $a_1 = 150$ mm (vedi Tab. 2.5).

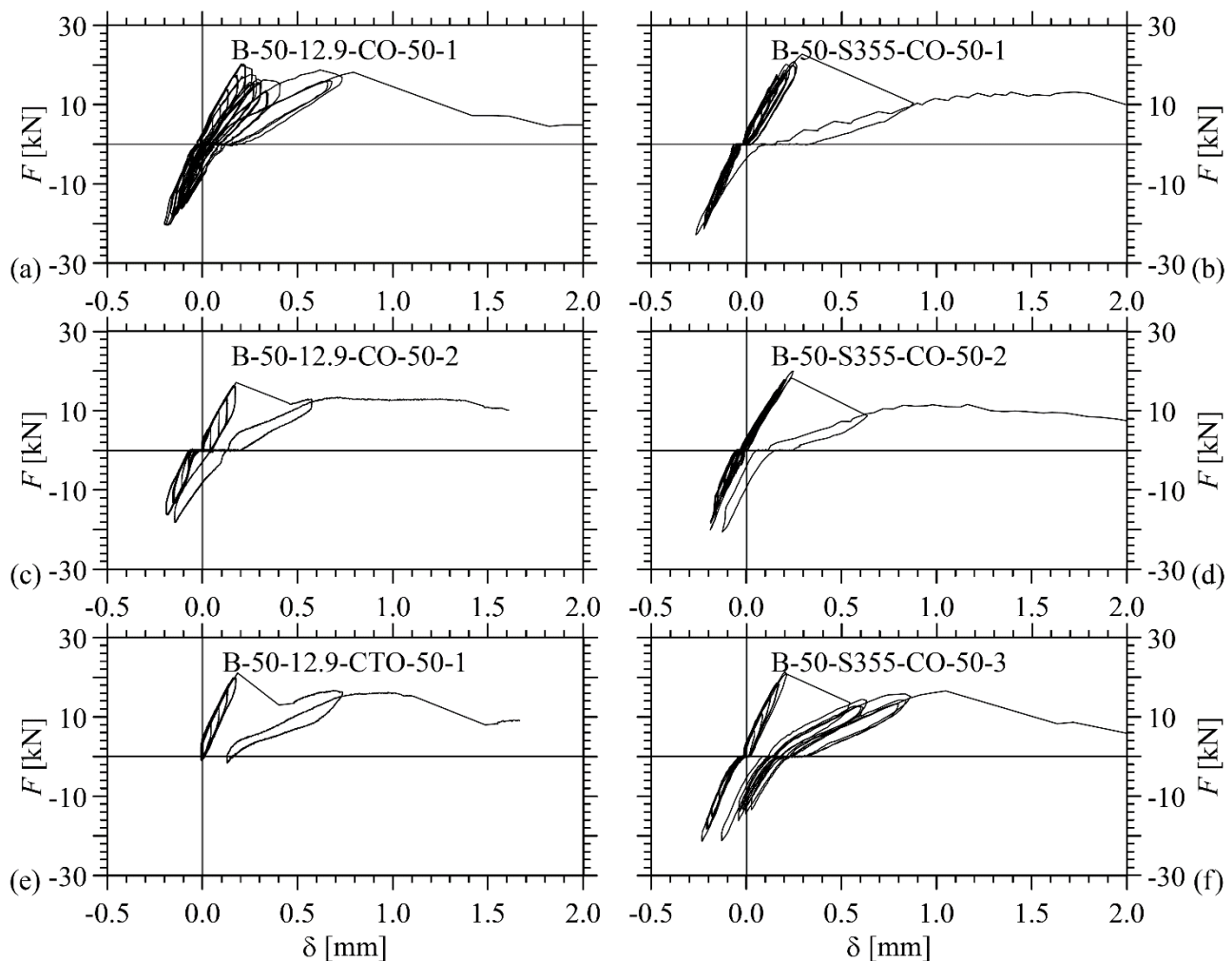


Fig. 2-7 Tipologia A: $B=50$. Curve Forza-spostamento ottenute da test ciclici su provini di LVL di faggio con distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 50$ mm: classe del connettore (a, c, e) 12.9 e (b, d, f) S355.

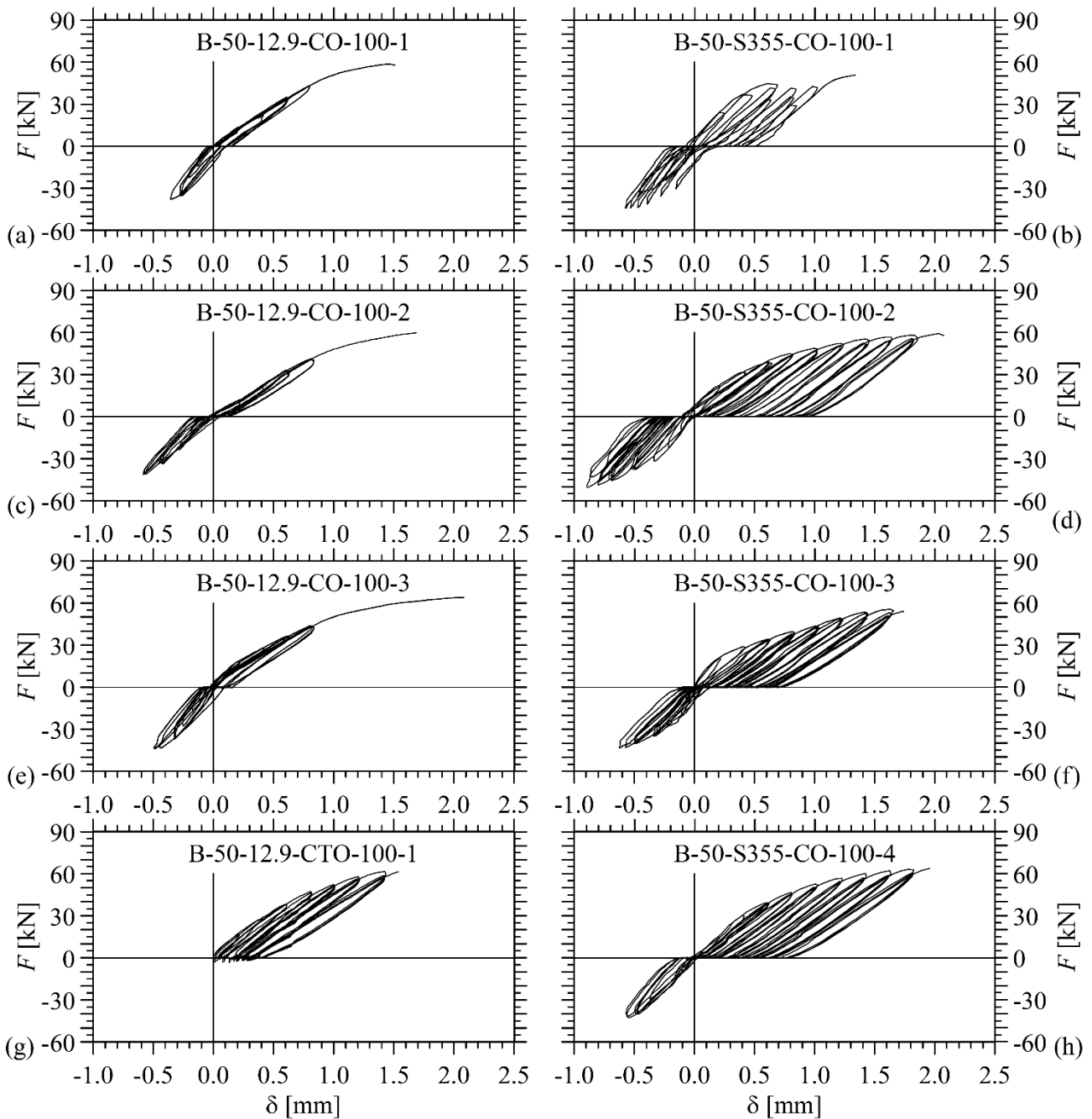


Fig. 2-8 Tipologia A: $B=50$. Curve Forza-spostamento ottenute da test ciclici su provini di LVL di faggio con distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 100$ mm: classe del connettore (a, c, e) 12.9 e (b, d, f) S355.

Anche i valori medi di δ_{peak} concordano con quelli ottenuti per il connettore di classe 12.9, in particolare per le distanze terminali $a_1 = 100$ e 150 mm. Osservazioni analoghe valgono per gli spostamenti ultimi (Tab. 2.4). I CoV di F_{peak} non hanno superato il 12%. Escludendo il provino B-50-S355-CO-150-2, per il quale è stata ottenuta una deformabilità significativamente maggiore di quella degli altri provini con $a_1 = 150$ mm, i CoV di δ_{peak} a non superare il 19%.

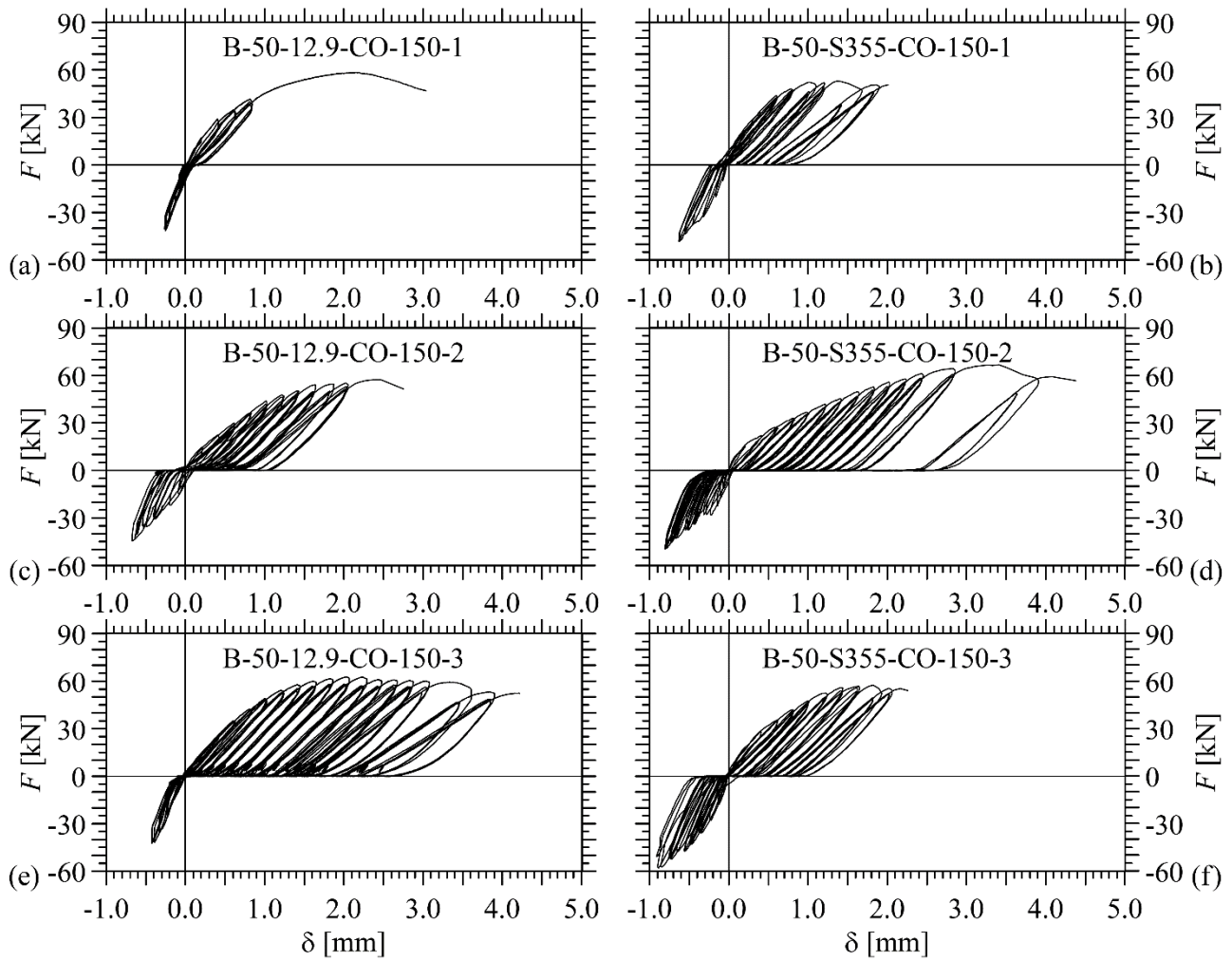
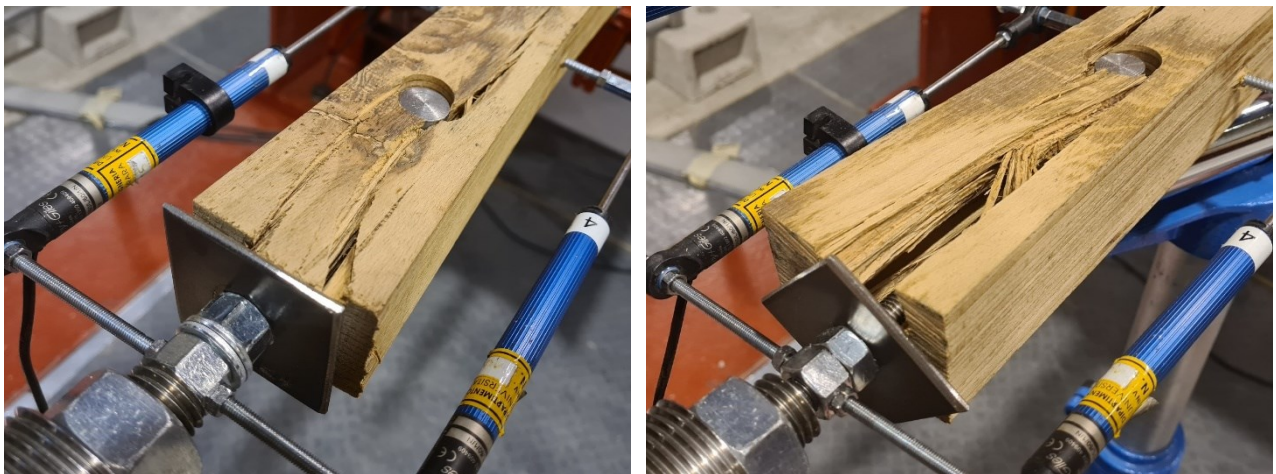


Fig. 2-9 Tipologia A: $B = 50$. Curve Forza-spostamento ottenute da test ciclici su provini di LVL di faggio con distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 150$ mm: classe del connettore (a, c, e) 12.9 e (b, d, f) S355.



(a) (b)
Fig. 2-10 Tipologia A: $B = 50$. Modalità di rottura osservate al termine dei test ciclici. (classe del connettore 12.9): (a) provino B-50-12.9-CO-100-1; (b) provino B-50-12.9-CO-150-2.

2.3.5 Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 5

L'approccio progettuale maggiormente impiegato per le unioni con connettori metallici a gambo cilindrico (come spinotti e bulloni) si basa sulla teoria di Johansen (Johansen, 1949), che presuppone un comportamento idealmente rigido-plastico del connettore in acciaio e del legno (quando soggetto a rifollamento). La capacità portante è calcolata applicando condizioni di equilibrio a diverse modalità di rottura, che combinano la rottura per rifollamento nel legno con le deformazioni per flessione nei connettori metallici (formazione di una o più cerniere plastiche). Molti degli attuali codici di progettazione, come EC5 (CEN, 2010), hanno adottato questo approccio. Ulteriori criteri di progettazione vengono utilizzati per prevenire rotture premature, che non sono coperte dalla teoria di Johansen. Ad esempio, sono stati introdotti requisiti relativi alla spaziatura e alle distanze da bordi ed estremità degli elementi lignei, nonché fattori di riduzione per le unioni con più connettori al fine di prevenire rotture fragili per spacco (splitting) o per espulsione del tassello (plug shear). Inoltre, a seconda del tipo di unione, può essere preso in considerazione un effetto spinotto, a condizione che il suo contributo non superi una percentuale della capacità portante secondo il modello di Johansen (es. 25% per i bulloni, 0% per i tasselli). Tutte queste regole di progettazione sono state sviluppate principalmente per legno massiccio di conifere e legno lamellare. Per l'LVL di faggio, la loro validità deve ancora essere verificata.

In EC5 il valore caratteristico (indice “k”) della resistenza a rifollamento f_h è funzione lineare del diametro del connettore d e del valore caratteristico della densità del legno ρ_k :

$$f_{h,k} = 0.082 \cdot (1 - 0.01d)\rho_k \quad \text{Eq. 2.1}$$

Come precedentemente osservato, con la sola eccezione dei campioni con connettore di classe S355 e $a_1 = 100$ o 150 mm (Fig. 2-6k, l), nella campagna sperimentale non si è verificata alcuna deformazione plastica del connettore. Pertanto, per stimare il valore caratteristico della capacità portante della tipologia “Dowel-Nut”, si è scelto di impiegare l'espressione fornita da EC5 per i giunti acciaio-legno a doppio piano di taglio in assenza di snervamento dell'elemento metallico (vedi modalità di rottura riportata in Fig. 8.3f di EC5 (CEN, 2010). Con riferimento ad una connessione costituita da una barra filettata longitudinale inserita in un foro di diametro d_0 , e da un connettore di diametro d e lunghezza l , tale espressione può essere riscritta nella seguente forma:

$$F_{Rk} = f_h(dl - \pi d_0^2/4) \quad \text{Eq. 2.2}$$

Vale la pena notare che nei codici di progettazione la capacità portante di una connessione con mezzi di unione metallici è generalmente riferita a un singolo piano di taglio. Viceversa, per un confronto più immediato con i risultati sperimentali, l'Eq. 2.2 fornisce una stima dell'intera capacità di connessione. Sostituendo il valore caratteristico della densità del legno fornito dal produttore, $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$, nell'Eq. 2.1 e la corrispondente resistenza a rifollamento $f_{h,k} = 44,6 \text{ MPa}$ nell'Eq. 2.2, si perviene a $F_{Rk} = 38,7 \text{ kN}$. Se invece la densità media del legno (indice “m”) è assunta rispettivamente pari a quella fornita dal produttore, $\rho_m = 740 \text{ kg/m}^3$ o a quella ricavata dalle prove sperimentali, $\rho_{m,meas} = 843 \text{ kg/m}^3$ (Tab. 2.1), si ottiene una stima della capacità portante media. In particolare, per le densità ρ_m e $\rho_{m,meas}$ le resistenze a rifollamento diventano $f_{h,m} = 48,5 \text{ MPa}$ e $f_{h,meas} = 55,3 \text{ MPa}$, il che comporta una capacità portante media dell'unione pari a $F_{Rm} = 42,1 \text{ kN}$ e $F_{Rm,meas} = 48,0 \text{ kN}$.

La Tab. 2.5 riporta, in percentuale, le differenze tra capacità portanti analitiche e sperimentali, le prime sottostimano sistematicamente le seconde per distanze dal bordo $a_1 = 100$ e 150 mm ; le approssimazioni migliori si ottengono utilizzando la densità misurata $\rho_{m,meas}$ e prove MTP. Le prove con distanza $a_1 = 50 \text{ mm}$ vedono una sovrastima delle leggi analitiche, tuttavia in questo caso i limiti di validità per tali formulazioni risultano ampiamente violati ($a_1/d \geq 7$), nonostante ciò la capacità portante sperimentale di questa geometria non è trascurabile, essendo comprese tra il 41% e il 47% di $F_{Rm,meas}$. Un confronto grafico è riportato in Fig. 2-11.

In alternativa all'Eq. 2.1, la resistenza a rifollamento può essere calcolata dall'Eq. 2.2, utilizzando la capacità di picco sperimentale, ovvero:

$$f_{h,peak} = F_{peak} / (dl - \pi d_0^2 / 4) \quad \text{Eq. 2.3}$$

I valori ottenuti dall'Eq. 2.3 sono riportati in Tab. 2.5 per ciascuna prova. Per quanto riguarda le prove di carico ciclico e monotono, per connettori con asse ortogonale agli alla fibratura, $f_{h,peak}$ è risultato essere compreso tra 20 MPa e 28 MPa per $a_1 = 50 \text{ mm}$, tra 59 MPa e 75 MPa per $a_1 = 100 \text{ mm}$ e tra 61 MPa e 77 MPa per $a_1 = 150 \text{ mm}$.

Kobel et al. (2014a) hanno presentato i risultati di test effettuati per la determinazione della resistenza a rifollamento monotono su un LVL di faggio avente una percentuale massima di strati incrociati del 23% e una densità media misurata di 765 kg/m^3 . È stata analizzata l'influenza di vari parametri come il diametro del tassello, la spaziatura, le distanze tra estremità e bordo. In particolare, sono stati testati 40 provini secondo la norma EN 383 (CEN, 2007), con una distanza tra le estremità caricate di $7d$,

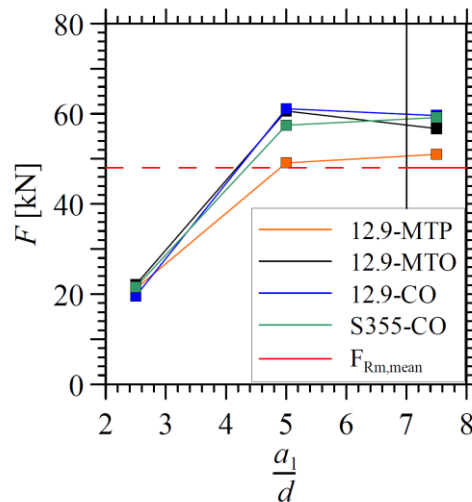


Fig. 2-11 Tipologia A: $B=50$. Valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo. In rosso è riportato il valore di $F_{Rm,meas}$ secondo EC5; la linea tratteggiata indica il campo di non applicabilità della formulazione.

mentre per altri 30 provini sono state adottate distanze tra le estremità ridotte. È stato dimostrato che la presenza di strati incrociati consente di ridurre le distanze dal bordo prescritte in EC5 (CEN, 2010). Inoltre, per $d = 20$ mm e distanza dal bordo di $7d$, la resistenza a rifollamento è risultata essere pari 75 MPa, in corrispondenza di uno spostamento di 5 mm, e pari a 104 MPa in corrispondenza della capacità di picco. Pertanto, gli strati incrociati prevengono rotture premature per splitting, migliorando così sia la resistenza che la capacità di spostamento delle connessioni con connettore metallico in elementi di LVL di faggio. Tuttavia, anche le connessioni testate in questa ricerca, pur prive dei benefici introdotti dai cross-layers, sono da ritenersi adeguate per applicazioni strutturali.

2.3.6 Rigidezza della connessione

Per le connessioni utilizzate nelle strutture in legno, la rigidezza iniziale può essere calcolata dalla risposta $F-\delta$ come rigidezza secante al 40% della capacità di picco stimata secondo EN 26891 (CEN, 1991) o tra lo $0,1F_{peak}$ e $0,4 F_{peak}$ secondo EN 12512 (CEN, 2001). Alcuni autori (vedi Gamberro et al., 2020) hanno adottato il metodo raccomandato in EN 408 (CEN, 2010) per il calcolo del modulo elastico a flessione per elementi in legno, basato su un'analisi di regressione lineare della risposta $F-\delta$ tra $0,1 F_{peak}$ e $0,4 F_{peak}$.

Applicando il primo dei suddetti metodi ai provini non precaricati con $a_1 = 100$ e 150 mm, la corrispondente rigidezza media risulta essere uguale a 40,1 kN/mm. A scopo di confronto, una stima della rigidezza della connessione secondo la Tabella 7.1 di EC5 (CEN, 2010) può essere fornita anche dalla seguente espressione:

$$K_{ser} = 2d\rho_{m,meas}^{1.5}/23 \quad \text{Eq. 2.4}$$

dove il fattore 2 indica una connessione a doppio piano di taglio. L'Eq. 2.4 fornisce un valore di rigidezza $K_{ser} = 42,6$ kN/mm, che è in ottimo accordo con $\bar{K}_{0,4}$.

Per alcune delle connessioni testate in questa ricerca, gli effetti di irrigidimento dovuti al precarico sono significativi solo per valori molto piccoli della forza di trazione esterna. Pertanto, al fine di evidenziare gli effetti del precarico, le rigidezze iniziali in trazione sono state calcolate inserendo i vari grafici F- δ entro intervalli non necessariamente conformi alle indicazioni della norma. Per facilitare il confronto con la forza di precarico, in Tab. 2.4 è riportata, per ogni provino, la rigidezza a trazione iniziale K_{j1} , con il corrispondente intervallo di regressione espresso in percentuale di F_{peak} . Alcune risposte sperimentali possono essere approssimate, fino a F_{peak} , con una bilineare. Per queste prove, è riportata in Tab. 2.4 anche la rigidezza a trazione secondaria, K_{j2} , con il relativo intervallo di regressione.

Per i provini testati in trazione monotona appare evidente l'aumento di K_{j1} con il serraggio applicato. Per i provini sottoposti a carico ciclico si osserva una certa dispersione nei valori di K_{j1} , nonostante coppie di serraggio sempre pari a 40 Nm. Questa dispersione può essere spiegata con l'applicazione alternata di sollecitazioni di trazione e compressione. L'applicazione della compressione potrebbe aver portato a riduzioni incontrollate del precarico. Non è stato osservato alcun andamento particolare della rigidezza con la distanza del connettore dalla testa del provino, ma questa caratteristica merita ulteriori approfondimenti. Sulla base dei risultati sperimentali descritti, si sconsiglia ai progettisti di utilizzare connessioni non precaricate per evitare deformazioni eccessive sotto i carichi di servizio.

2.3.7 Conclusioni sulle prove eseguite sui provini di faggio con lato 50 mm

Sono state eseguite 42 prove pull-pull e 3 prove di compressione monotona su provini di LVL di faggio e sezione 50 mm. Le connessioni testate in assenza di precarico in compressione monotona hanno raggiunto la rottura per splitting dell'elemento ligneo e contestuale instabilità della barra filettata longitudinale. Al contrario, il precarico della connessione con una coppia di serraggio di 40 Nm ha portato la forza di compressione ad agire direttamente su tutta la sezione terminale dell'asta in LVL. Pertanto, in questo caso è stata osservata una rigidezza maggiore e il test è stato interrotto prima della rottura.

I risultati più significativi ottenuti dai test pull-pull monotoni possono essere riassunti come segue.

- La rigidezza della connessione è apparsa fortemente influenzata dal precarico. In particolare, maggiore è la coppia di serraggio applicata, maggiore risulta la rigidezza del collegamento. Ciò suggerisce di utilizzare il precarico per controllare la deformabilità dell'unione.
- Per la distanza terminale più piccola ($a_1/d = 2,5$), la capacità media (\overline{F}_{peak}) risulta compresa tra il 33% e il 42% di quella ottenuta per $a_1/d = 7,5$. Per $a_1/d = 5$, le considerazioni sono analoghe a quanto detto per $a_1/d = 7,5$.
- Rispetto al caso con connettore posto col proprio asse parallelo agli strati della fibratura, l'allineamento ortogonale dell'asse del connettore alla fibratura ha comportato un aumento di \overline{F}_{peak} rispettivamente del 24% e dell'11% per $a_1/d = 5$ e $7,5$. Al contempo, è stata osservata una significativa diminuzione del coefficiente di variazione di F_{peak} ($CoV_{F_{peak}}$). In particolare, per $a_1/d = 5$, il CoV di F_{peak} è risultato pari a circa il 18% per connettori paralleli e al 5% per connettori ortogonali.
- I provini con connettore ortogonale hanno mostrato, in media, una maggiore duttilità rispetto a quelli con connettore parallelo, in particolare per la distanza $a_1 = 7,5d$. Per questi campioni è stato ottenuto un rapporto tra spostamento ultimo (δ_u) e spostamento al picco di forza (δ_{peak}) compreso nell'intervallo 1.14-1.45. Per i campioni con distanza terminale $a_1 = 2,5d$ l'attivazione di un meccanismo di rottura progressiva ha portato a una risposta inaspettatamente duttile. Al contrario, si è ottenuto un comportamento sostanzialmente elasto-fragile per provini con $a_1 = 5d$, con uno spostamento medio a rottura di circa 2 mm.

Per quanto riguarda i test ciclici, si possono trarre le seguenti conclusioni:

- A causa dell'utilizzo di un solo valore della coppia di serraggio, le rigidzze elastiche sono risultate significativamente meno disperse rispetto a quelle ottenute dalle prove monotone.
- Rispetto alle prove pull-pull monotone su provini con connettore ortogonale, il valore medio di F_{peak} dei test ciclici su connettore di classe 12.9 è risultato inferiore del 13% per $a_1 = 2,5d$, ma sostanzialmente coincidente sia per $a_1 = 5d$ sia per $a_1 = 7,5d$, indicando che l'applicazione di carichi alternati di trazione e compressione non comporta alcun aumento notevole del degrado della resistenza.
- L'utilizzo di acciaio di classe S355 ha comportato, a rottura, evidenti deformazioni plastiche del connettore per le distanze di estremità $a_1 = 5d$ e $7,5d$. Tuttavia, il minor carico di snervamento del connettore non ha influito sulla resistenza e sulla deformabilità complessiva della connessione, che concordano con quelle ottenute per i tasselli di classe 12.9.

- Infine, sulla base della teoria di Johansen, sono state fornite stime sicure della capacità di carico della connessione (vedi Eq. 2.1 e Eq. 2.2). Come previsto, la migliore previsione è stata ottenuta utilizzando il valore medio della massa volumica misurata su 8 provini.

Questo studio aveva lo scopo di esplorare le modalità di rottura che coinvolgono il solo legno. Per questo motivo sono state utilizzate barre filettate longitudinali di classe 12.9. Durante le prove, queste barre non hanno mai raggiunto il limite di snervamento. Sulla base del livello di carico raggiunto, l'utilizzo di barre filettate di classe 8.8 avrebbe comportato, per $a_1 \geq 5d$, la formazione di deformazioni plastiche all'interno della barra (ed in alcuni casi la rottura), e quindi un notevole aumento della duttilità.

2.4 Influenza dell'essenza lignea e della sezione trasversale

Sulla base delle considerazioni discusse nella sezione precedente si è scelto di effettuare ulteriori studi variando la specie lignea e la dimensione trasversale della sezione. In particolare, si è scelto di introdurre, all'interno della campagna sperimentale, un prodotto ligneo più tenero come l'LVL di abete rosso, caratterizzato da una massa volumica inferiore del 40%. Contestualmente, la variazione della dimensione trasversale del provino permette di studiare l'influenza della distanza trasversale dal bordo a_2 . Inoltre, si ritiene vantaggioso utilizzare connettori di classe S355 con asse orientato ortogonalmente alla direzione della fibratura dato il comportamento più stabile rispetto alla direzione parallela. Per limitare il numero di variabili si è scelto di condurre la campagna sperimentale in assenza di serraggio, utilizzato esclusivamente il protocollo di carico monotono in trazione (MTO).

2.4.1 Caratteristiche e denominazione dei provini

In tutte le prove è stata utilizzata una barra filettata metrica di classe 12.9 (snervamento nominale $f_{yb} = 1080$ MPa e carico di rottura $f_{tb} = 1200$ MPa). Ciò esclude lo snervamento o la rottura della barra filettata. Il diametro della barra è funzione del diametro del connettore, ovvero per i connettori di diametro 20 mm è stata utilizzata una barra M12, mentre per i connettori di diametro 28 mm è stata utilizzata una barra M16. Sono state testate diverse geometrie, variando la sezione trasversale del provino di legno e contestualmente il diametro e la lunghezza del connettore. In particolare, alle sezioni con $B = 60$ mm è stato associato un connettore di diametro 20 mm, mentre per le sezioni con $B = 80$ e 100 mm è stato associato un connettore di diametro 28 mm e lunghezza rispettivamente di 70 e 90 mm. Per ogni sezione sono state testate tre differenti distanze del connettore dalla testa del provino a_1 . In particolare, per le sezioni da 60 mm sono state analizzate distanze a_1 pari a 2.5, 5 e 7.5

volte il diametro del connettore, mentre per le sezioni da 80 e 100 mm i rapporti sono pari a 2.68, 5.36 e 7.14. La distanza trasversale a_2 invece, resta costante a parità di sezione e risulta pari a $1.5d$, $1.43d$ e $1.79d$ rispettivamente per le sezioni con $B = 60, 80$ e 100 mm. Vale la pena notare che nessuna geometria rispetta la distanza minima dal bordo a_2 , pari a $3d$ prescritta in EC5 (CEN, 2010), mentre solo la distanza maggiore, per ogni sezione trasversale risulta superiore al limite a_1 posto uguale a $7d$. Per ciascun provino è stato adottato un layout di prova simmetrico con due connessioni terminali uguali. In questa configurazione, la distanza reciproca dei connettori risulta sempre maggiore di 400 mm (cioè da 4 a 6.6 volte la dimensione della sezione trasversale dell'elemento LVL). Pertanto, si può ragionevolmente presumere che nella parte intermedia di ciascun provino si instauri una distribuzione uniforme delle sollecitazioni, senza alcuna influenza reciproca delle connessioni terminali. I risultati presentati di seguito si riferiscono, per ciascun provino, alla connessione che ha raggiunto la rottura. Per identificare ogni test, viene utilizzata la seguente etichetta:

Specie lignea - Sezione LVL - classe del connettore - Tipo di prova - a_1 - Numero della prova, dove:

- Specie lignea = B (indica il Faggio, Beech) o S (indica l'abete, Spruce)
- Sezione LVL, $B = 60, 80$ o 100 mm;
- Classe del connettore = S355;
- Il tipo di prova è identificato tramite un acronimo relativo a protocollo di carico (es. monotono, "M", direzione del carico (trazione, "T") e orientamento dell'asse del connettore rispetto agli strati della fibratura (ortogonale, "O"). Questa nomenclatura è stata adottata per uniformarsi a quella adottata alla sezione 2.3, ma in questa fase della campagna sperimentale tutti i test sono stati condotti in MTO, ovvero prova pull-pull monotona con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione
- $a_1 = 50, 75, 100, 150$ o 200 mm (vedi Fig. 2-1);
- Numero del test = 1, ..., 5.

2.4.2 Prove sperimentali

I risultati principali di questi test sono riassunti di seguito separatamente per le tre sezioni trasversali indagate: $B = 60, 80$ e 100 mm. Si rimanda alle Tab. 2.6 e Tab. 2.7 per la matrice riassuntiva dei test condotti su LVL di faggio e di abete. I grafici carico-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni sezione trasversale, rispettivamente in Fig. 2-13, Fig. 2-15 e Fig. 2-18; a sinistra sono riportati i grafici delle prove su abete e a destra i test condotti su faggio.

A differenza di quanto riportato in sezione 2.3.3 per provini in LVL di faggio e connettore di classe 12.9, in questa fase sono state osservate deformazioni residue nei dadi al termine della prova. In particolare, le deformazioni residue sono state riscontrate quasi esclusivamente per i giunti realizzati in LVL di faggio che risultano caratterizzati da capacità portanti (F_{peak}) più elevate a parità di geometria. Pertanto, alcune modalità di rottura descritte nei paragrafi seguenti risultano influenzate dall'interazione tra LVL e deformabilità del connettore metallico. L'assenza di precarico permette di effettuare alcune considerazioni in termini di rigidità della risposta $F-\delta$ e sugli spostamenti di picco e ultimi.

2.4.2.1 Caso $B = 60$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con sezione trasversale $B = 60$ mm, barra filettata longitudinale di diametro 12 mm e connettore cilindrico di diametro $d = 20$ mm e lunghezza 50 mm. I connettori sono uguali a quelli impiegati per le prove cicliche riportate alla sezione 2.3.4.2. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a 30 mm ($= 1,5d$), inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $3d$ prescritta in EC5 (CEN, 2010).

Per ogni essenza lignea sono stati testati tre valori di distanza dal bordo a_1 , parallela all'asse dell'elemento in legno, pari a 50 mm ($= 2,5d$), 100 mm ($= 5d$) e 150 mm ($= 7,5d$), in accordo con quanto fatto per le sezioni con $B = 50$ mm. Vale la pena notare che solo la distanza di 150 mm rispetta la distanza minima di $7d$ prescritta in EC5 (CEN, 2010).

2.4.2.1.1 Caso $a_1 = 50$ mm

Per la distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 50$ mm (Fig. 2-13 a,b) è stato osservato un comportamento elastico lineare fino alla formazione dello splitting davanti al dado (vedi Fig. 2-12 a,d). Il corrispondente carico di rottura è coinciso con la capacità di picco, F_{peak} , per i soli campioni S-60-S355-MTO-50-3 (curva 3 in Fig. 2-13a) e B-60-S355-MTO-50-2 (curva 2 in Fig. 2-13b). Per le restanti prove è stato riscontrato un secondo picco caratterizzato da una resistenza maggiore della prima. Questi test sono stati interrotti in corrispondenza di un degrado eccessivo della capacità portante o in corrispondenza di uno spostamento ritenuto impraticabile. Per tutti i provini è stato riscontrato un comportamento relativamente duttile a seguito della comparsa della prima lesione. Tale comportamento è dovuto ad una riorganizzazione delle sollecitazioni a seguito della prima rottura per splitting, che ha portato i provini fessurati, dopo un iniziale degrado della resistenza, ad un recupero della rigidità e ad una successiva rottura per plug shear. Rottura raggiunta, per quasi tutti i provini, con una forza superiore a quella del primo picco. Questa redistribuzione interna risulta abbastanza

Tab. 2.6 Tipologia A: $B = 60, 80$ e 100 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente resistenza a rifollamento $f_{h,peak}$, lo spostamento δ_{peak} , lo spostamento ultimo δ_u e la modalità di rottura. Inoltre, sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Distanza dal bordo [mm]	Diametro barra longitudinale	Diametro del connettore	Lunghezza del connettore	Capacità portante [kN]	Res. a rifollamento [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Spostamento ultimo [mm]	Modalità di rottura ^(b)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	a_1	ϕ	d	l	F_{peak}	$f_{h,peak}$	δ_{peak}	$\delta_u^{(a)}$		K_{j1}		K_{j2}	
1	B-60-S355-MTO-50-1	60	50	12	20	50	29.0	33.4	0.81	Int.	III	60	10-30	30	40-80
2	B-60-S355-MTO-50-2	60	50	12	20	50	21.6	24.8	0.67	Int.	III	50	10-35	30	55-90
3	B-60-S355-MTO-50-3	60	50	12	20	50	30.1	34.7	0.58	Int.	III	60	20-40		
4	B-60-S355-MTO-50-4	60	50	12	20	50	26.1	30.1	0.36	Int.	III	90	15-35	70	45-90
5	B-60-S355-MTO-100-1	60	100	12	20	50	68.7	79.2	4.64	4.67	I	40	10-40		
6	B-60-S355-MTO-100-2	60	100	12	20	50	71.5	82.4	3.75	4.27	IV ^y	170	10-30	40	35-70
7	B-60-S355-MTO-100-3	60	100	12	20	50	71.8	82.8	4.16	4.45	I ^y	30	5-15	30	35-70
8	B-60-S355-MTO-100-4	60	100	12	20	50	64.4	74.2	3.17	3.33	I	30	5-35		
9	B-60-S355-MTO-100-5	60	100	12	20	50	60.0	69.2	3.42	3.43	IV	40	10-40		
10	B-60-S355-MTO-150-1	60	150	12	20	50	63.3	73.0	4.01	8.02	I	40	15-30	20	30-60
11	B-60-S355-MTO-150-2	60	150	12	20	50	72.3	83.4	5.04	7.26	I ^y	130	5-15	80	20-30
12	B-60-S355-MTO-150-3	60	150	12	20	50	69.2	79.8	4.75	5.34	I ^y	30	20-40		
13	B-60-S355-MTO-150-4	60	150	12	20	50	70.2	80.9	4.29	5.00	I ^y	30	20-40		
14	B-80-S355-MTO-75-1	80	75	16	28	70	49.2	28.9	0.54	Int.	III	40	10-40		
15	B-80-S355-MTO-75-2	80	75	16	28	70	41.8	36.2	0.65	Int.	I	130	20-40		
16	B-80-S355-MTO-75-3	80	75	16	28	70	44.2	25.9	0.38	Int.	III	30	15-40		
17	B-80-S355-MTO-75-4	80	75	16	28	70	49.7	29.2	0.36	Int.	III	30	10-40		
18	B-80-S355-MTO-150-1	80	150	16	28	70	89.9	52.7	2.11	2.11	I	60	20-40		
19	B-80-S355-MTO-150-2	80	150	16	28	70	98.1	57.5	1.39	1.39	IV	230	1-15	99	20-40
20	B-80-S355-MTO-150-3	80	150	16	28	70	114.7	67.2	3.68	3.78	II ^y	110	10-35		
21	B-80-S355-MTO-150-4	80	150	16	28	70	108.4	63.5	2.50	2.57	IV ^y	60	20-40		
22	B-80-S355-MTO-150-5	80	150	16	28	70	115.9	68.0	4.07	4.19	I ^y	70	10-40		
23	B-80-S355-MTO-200-1	80	200	16	28	70	110.4	64.7	3.67	3.98	II ^y	60	25-50		
24	B-80-S355-MTO-200-2	80	200	16	28	70	110.2	64.6	2.77	2.91	I ^y	60	15-40		
25	B-80-S355-MTO-200-3	80	200	16	28	70	108.8	63.8	1.92	2.47	IV ^y	110	30-50		
26	B-100-S355-MTO-75-1	100	75	16	28	90	59.8	26.4	0.97	Int.	III	70	15-40		
27	B-100-S355-MTO-75-2	100	75	16	28	90	62.0	27.4	1.07	Int.	III	70	15-40		
28	B-100-S355-MTO-75-3	100	75	16	28	90	60.8	26.8	0.61	Int.	III	140	15-40		
29	B-100-S355-MTO-75-4	100	75	16	28	90	67.5	29.8	0.69	Int.	III	110	15-40		
30	B-100-S355-MTO-150-1	100	150	16	28	90	119.1	52.6	5.45	5.48	I ^y	10	15-35	30	35-80
31	B-100-S355-MTO-150-2	100	150	16	28	90	127.1	56.1	5.89	7.94	II ^y	60	10-40		
32	B-100-S355-MTO-150-3	100	150	16	28	90	142.4		6.01	10.24	V ^y	40	10-40		
33	B-100-S355-MTO-150-4	100	150	16	28	90	128.7	56.8	6.15	6.18	II ^y	30	30-50		
34	B-100-S355-MTO-150-5	100	150	16	28	90	121.1		5.33	6.77	V ^y	40	10-40		
35	B-100-S355-MTO-200-1	100	200	16	28	90	128.9	56.9	6.52	10.11	IV ^y	50	20-40		
36	B-100-S355-MTO-200-2	100	200	16	28	90	117.0		6.66	11.95	V ^y	20	25-50		
37	B-100-S355-MTO-200-3	100	200	16	28	90	110.7		3.04	4.63	V ^y	50	10-40		

^(a) Int. = test interrotto per spostamento o perdita di resistenza eccessivi

^(b) Modalità di rottura osservate: I = splitting; II = plug shear; III = splitting seguito da plug shear, IV = splitting e plug shear simultanei, V = Rottura del connettore;

^(c) Deformazioni plastiche nel connettore, osservate al termine della prova

Tab. 2.7 Tipologia A: $B=60, 80$ e 100 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di abete. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente resistenza a rifollamento $f_{h,peak}$, lo spostamento δ_{peak} , lo spostamento ultimo δ_u e la modalità di rottura. Inoltre, sono riportate le rigidezze della curva F- δ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Distanza dal bordo [mm]	Diametro barra longitudinale	Diametro del connettore	Lunghezza del connettore	Capacità portante [kN]	Res. a rifollamento [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Spostamento ultimo [mm]	Modalità di rottura ^(b)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
1	S-60-S355-MTO-50-1	60	50	12	20	50	8.7	10.0	0.23	Int.	III	50	10-40		
2	S-60-S355-MTO-50-2	60	50	12	20	50	9.6	11.0	0.35	Int.	III	40	20-40		
3	S-60-S355-MTO-50-3	60	50	12	20	50	10.4	11.9	0.39	Int.	III	20	10-40		
4	S-60-S355-MTO-50-4	60	50	12	20	50	9.1	10.5	0.54	Int.	III	10	10-40		
5	S-60-S355-MTO-100-1	60	100	12	20	50	29.9	34.5	1.24	1.24	I	100	10-40		
6	S-60-S355-MTO-100-2	60	100	12	20	50	33.5	38.6	1.59	1.61	I	100	10-30		
7	S-60-S355-MTO-100-3	60	100	12	20	50	38.4	44.2	1.01	1.02	I	60	10-40		
8	S-60-S355-MTO-100-4	60	100	12	20	50	37.9	43.7	1.00	1.00	IV	50	10-40		
9	S-60-S355-MTO-100-5	60	100	12	20	50	33.5	38.6	1.32	1.36	IV	50	10-40		
10	S-60-S355-MTO-150-1	60	150	12	20	50	35.0	40.4	3.40	4.42	I	20	15-40		
11	S-60-S355-MTO-150-2	60	150	12	20	50	36.2	41.7	3.04	3.05	IV	20	15-40		
12	S-60-S355-MTO-150-3	60	150	12	20	50	39.2	45.2	1.58	2.37	I	30	15-40		
13	S-60-S355-MTO-150-4	60	150	12	20	50	38.9	44.9	2.87	4.41	I	20	10-40		
14	S-60-S355-MTO-150-5	60	150	12	20	50	39.3	45.3	3.68	6.26	I	40	10-40		
15	S-80-S355-MTO-75-1	80	75	16	28	70	22.3	13.0	0.37	Int.	III	60	15-40		
16	S-80-S355-MTO-75-2	80	75	16	28	70	27.5	16.1	0.29	Int.	III	100	15-40		
17	S-80-S355-MTO-75-3	80	75	16	28	70	25.5	15.0	0.41	Int.	III	80	15-40		
18	S-80-S355-MTO-75-4	80	75	16	28	70	23.8	14.0	0.18	Int.	III	140	15-40		
19	S-80-S355-MTO-150-1	80	150	16	28	70	71.5	41.9	0.97	0.99	II	190	15-35	60	40-80
20	S-80-S355-MTO-150-2	80	150	16	28	70	66.6	39.0	0.96	0.96	II	180	15-35	80	40-70
21	S-80-S355-MTO-150-3	80	150	16	28	70	71.9	42.2	1.48	1.52	IV	70	10-40		
22	S-80-S355-MTO-150-4	80	150	16	28	70	54.5	32.0	0.83	0.83	IV	60	20-40		
23	S-80-S355-MTO-150-5	80	150	16	28	70	70.1	41.1	1.91	1.91	I	60	10-40		
24	S-80-S355-MTO-200-1	80	200	16	28	70	72.8	42.7	1.72	4.30	I	360	10-30	70	35-75
25	S-80-S355-MTO-200-2	80	200	16	28	70	75.4	44.2	1.70	1.70	IV	60	15-40		
26	S-80-S355-MTO-200-3	80	200	16	28	70	78.9	46.3	2.33	3.09	II	50	20-40		
27	S-80-S355-MTO-200-4	80	200	16	28	70	83.1	48.7	2.43	4.60	IV	60	25-50		
28	S-100-S355-MTO-75-1	100	75	16	28	90	35.2	15.5	0.71	Int.	III	70	15-40		
29	S-100-S355-MTO-75-2	100	75	16	28	90	39.9	17.6	0.82	0.82	II	60	20-40		
30	S-100-S355-MTO-75-3	100	75	16	28	90	39.1	17.3	1.22	1.22	II	50	20-40		
31	S-100-S355-MTO-75-4	100	75	16	28	90	32.1	14.2	0.71	Int.	III	60	25-50		
32	S-100-S355-MTO-150-1	100	150	16	28	90	71.9	31.7	1.94	2.05	IV	80	15-40		
33	S-100-S355-MTO-150-2	100	150	16	28	90	72.5	32.0	1.39	1.40	II	60	15-40		
34	S-100-S355-MTO-150-3	100	150	16	28	90	81.1	35.8	2.55	2.59	IV	50	15-40		
35	S-100-S355-MTO-150-4	100	150	16	28	90	80.6	35.6	3.16	3.18	IV	60	10-30		
36	S-100-S355-MTO-200-1	100	200	16	28	90	95.5	42.2	2.80	2.83	IV	60	10-40		
37	S-100-S355-MTO-200-2	100	200	16	28	90	77.5	34.2	4.70	11.34	V ^y	40	10-40		
38	S-100-S355-MTO-200-3	100	200	16	28	90	95.9	42.3	5.12	5.14	IV ^y	30	10-40		
39	S-100-S355-MTO-200-4	100	200	16	28	90	75.5	33.3	6.65	6.65	IV	10	10-40		
40	S-100-S355-MTO-200-5	100	200	16	28	90	89.4	39.5	3.26	8.23	V ^y	60	10-40		

^(a) Int. = test interrotto per spostamento o perdita di resistenza eccessivi

^(b) Modalità di rottura osservate: I = splitting; II = plug shear; III = splitting seguito da plug shear, IV =splitting e plug shear simultanei, V = Rottura del connettore;

^(c) Deformazioni plastiche nel connettore, osservate al termine della prova

Tab. 2.8 Tipologia A: $B = 60, 80$ e 100 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(a)}$ [%]	$Diff_2^{(b)}$ [%]	$Diff_3^{(c)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
B-60-S355-MTO-50	1,2,3,4	26.7	14.3	-31.1	-36.6	-44.9	0.6	31.3
B-60-S355-MTO-100	5,6,7,8,9	67.3	7.5	73.9	59.8	38.9	3.8	15.3
B-60-S355-MTO-150	10,11,12,13	68.8	5.6	77.7	63.3	42.0	4.5	10.1
B-80-S355-MTO-75	14,15,16,17	46.2	8.4	-32.5	-38.0	-46.9	0.5	28.8
B-80-S355-MTO-150	18,19,20,21,22	105.4	10.6	53.9	41.4	21.0	2.8	40.4
B-80-S355-MTO-200	23,24,25	109.8	0.8	60.4	47.4	26.1	2.8	31.5
B-100-S355-MTO-75	26,27,28,29	62.5	5.5	-31.2	-36.8	-45.7	0.8	26.2
B-100-S355-MTO-150	30,31,32,33,34	127.7	7.2	40.4	29.0	10.8	5.8	6.2
B-100-S355-MTO-200	35,36,37	118.9	7.8	30.7	20.1	3.2	5.4	37.9

(a) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$;

(b) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rm} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rm} calcolato con $\rho_m = 740 \text{ kg/m}^3$;

(c) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm,meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm,meas}$ calcolato con $\rho_{m,meas} = 851 \text{ kg/m}^3$.

Tab. 2.9 Tipologia A: $B = 60, 80$ e 100 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di abete. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(a)}$ [%]	$Diff_2^{(b)}$ [%]	$Diff_3^{(c)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
S-60-S355-MTO-50	1,2,3,4	9.4	7.6	-65.5	-68.7	-69.9	0.4	34.5
S-60-S355-MTO-100	5,6,7,8,9	34.6	10.2	26.8	14.8	10.6	1.2	19.9
S-60-S355-MTO-150	10,11,12,13,14	37.7	5.2	38.2	25.1	20.5	2.9	27.8
S-80-S355-MTO-75	15,16,17,18	24.8	9.1	-49.6	-54.3	-56.0	0.3	32.5
S-80-S355-MTO-150	19,20,21,22,23	66.9	10.8	36.3	23.4	18.8	1.2	37.1
S-80-S355-MTO-200	24,25,26,27	77.6	5.8	57.9	43.0	37.7	2.0	19.1
S-100-S355-MTO-75	28,29,30,31	36.6	9.9	-43.7	-49.0	-50.9	0.9	28.1
S-100-S355-MTO-150	32,33,34,35	76.5	6.5	17.7	6.6	2.7	2.3	33.8
S-100-S355-MTO-200	36,37,38,39,40	86.8	11.2	33.5	20.9	16.4	4.5	34.1

(a) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 480 \text{ kg/m}^3$;

(b) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rm} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rm} calcolato con $\rho_m = 530 \text{ kg/m}^3$;

(c) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm,meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm,meas}$ calcolato con $\rho_{m,meas} = 550 \text{ kg/m}^3$.

efficacie, infatti, per spostamenti superiori a 3-4 cm la capacità portante residua della connessione risulta superiore al 50% di F_{peak} . Pertanto, la modalità di rottura finale per questi campioni corrisponde a una modalità a plug shear sovrapposta alla modalità di splitting; modalità uguale a quella riscontrata per i provini con $a1 = 50$ mm e $B = 50$ mm analizzati in sezione 2.3.3.1. Il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL di abete sono rispettivamente del 65% e del 47% più piccoli rispetto ai campioni di LVL di faggio (vedi Tab. 2.8 e Tab. 2.9). Il connettore, sia per le prove su abete che su faggio, non presenta deformazioni residue al termine della prova ed una sua foto è riportata in Fig. 2-12 g.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 50 e 60 kN/mm (vedi Tab. 2.6). Il solo campione B-60-S355-MTO-50-4 ha riportato una rigidezza superiore del 30% rispetto ai campioni della stessa serie e pari a 90 kN/mm. Valori meno omogenei sono stati riscontrati per i provini realizzati in abete, dove sono stati ottenuti valori di rigidezza compresi tra 10 e 50 kN/mm. Pertanto, i giunti realizzati in LVL di faggio si sono dimostrati, in fase elastica, più rigidi di quelli realizzati in abete rosso.

2.4.2.1.2 Caso $a_1 = 100$ mm

Per la distanza $a_1 = 100$ mm (Fig. 2-13c, d), è stato osservato un aumento significativo della capacità portante dell'unione. L'incremento più significativo si è riscontrato per i provini realizzati in LVL di abete dove i valori medi di F_{peak} sono risultati 3.7 volte superiori a quelli ottenuti per $a_1 = 50$ mm (Tab. 2.9). Un incremento leggermente più contenuto, pari a 2.5 volte, è invece stato ricavato per i provini realizzati in LVL di faggio (Tab. 2.8). Per campioni in LVL di abete è stato riscontrato un incremento del 34% in termini di CoV di F_{peak} , mentre sono state osservate riduzioni del 48% nei provini in LVL di faggio.

A parità di distanza a_1 , invece, il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL in abete è il 48% più piccola e il 36% più grande rispetto a quelli prodotti in LVL di faggio.

Anche lo spostamento corrispondente a F_{peak} è stato influenzato notevolmente dall'essenza lignea, risultando, nel caso del faggio quasi 3.2 volte superiore a quello ottenuto con l'abete. Nel primo caso il CoV di δ_{peak} è risultato del 15.3% contro un 19.9% del secondo.

Per entrambe le essenze, la modalità di rottura più frequente è quella per splitting (vedi Tab. 2.6 e Tab. 2.7); un esempio è riportato in Fig. 2-12b. In alcuni casi la modalità di rottura è stata regolata dalla contemporanea formazione di rotture per splitting e plug shear, come mostrato dal provino B-60-S355-MTO-100-2 riportato in Fig. 2-12e.

In ogni caso, al termine della prova, dietro al connettore sono state individuate evidenti lesioni longitudinali. Queste fratture posteriori si sono formate a causa della forza esercitata dal connettore sulle facce della lesione anteriore, che ha portato a sollecitazioni di trazione ortogonale rispetto all'asse del provino.

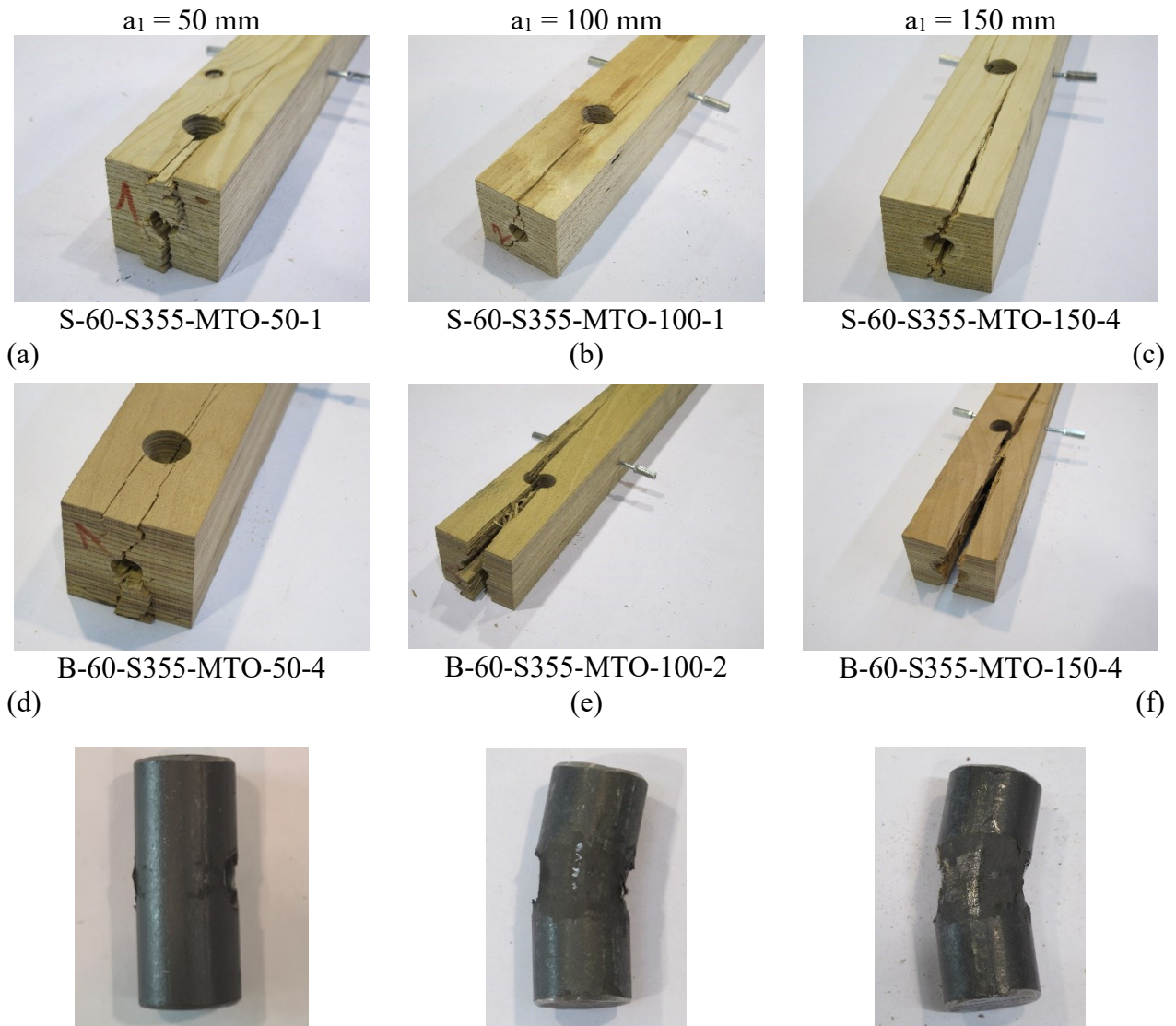
Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 30 e 40 kN/mm (vedi Tab. 2.6). Il solo campione B-60-S355-MTO-100-2 ha evidenziato una notevole rigidezza nel tratto iniziale fino al 35% di F_{peak} , per poi degradare a 40 kN/mm, in linea con i valori ottenuti all'interno della serie. Valori meno omogenei sono stati riscontrati per i provini realizzati in abete, dove tre campioni hanno restituito rigidezze

comprese tra 50 e 60 kN/mm mentre altri due sono stati caratterizzati da valori pari a 100kN/mm. In linea generale, come già evidenziato per i collegamenti con $a_1 = 50$ mm, i giunti realizzati in LVL di faggio si sono dimostrati, in fase elastica, più rigidi di quelli realizzati in abete rosso. I connettori, inseriti in aste di LVL di abete, non hanno evidenziato deformazioni residue al termine della prova. Al contrario sono state riscontrate modeste deformazioni per alcuni connettori inseriti in campioni di faggio (B-60-S355-MTO-100-2 e B-60-S355-MTO-100-3) come si evince da Fig. 2-12b.

2.4.2.1.3 Caso $a_1 = 150$ mm

Per distanze $a_1 = 150$ mm (Fig. 2-13e, f), è stato osservato un aumento della duttilità sia per i provini in LVL di abete sia per quelli in LVL di faggio, ad eccezione del campione S-60-S355-MTO-150-2 che presenta un comportamento sostanzialmente fragile post picco. In particolare, si è stato osservato un incremento dello spostamento di picco δ_{peak} , pari al 142% (abete) e 18.4% (faggio) rispetto ai campioni con distanza $a_1 = 100$ mm. Incremento che si è verificato a fronte di un limitato aumento della capacità portante pari rispettivamente al 9% e al 2.2%. Questi risultati indicano che la distanza $a_1 = 5d$ può essere considerata equivalente, in termini di capacità resistente, al limite inferiore $a_1 = 7d$ prescritto in EC 5 per quanto riguarda l'LVL di faggio e comunque garantisce ottime prestazioni anche per i microlamellari più teneri come quelli di abete rosso. Considerazioni analoghe possono essere effettuate per gli spostamenti ultimi dove sono stati individuati incrementi rispettivamente del 228% e 59.1% rispetto ai campioni con distanza $a_1 = 100$ mm. Una dispersione più piccola di risultati in termini di F_{peak} è stata confermata rispetto al caso di $a_1 = 100$ mm (Tab. 2.8 e Tab. 2.9); in particolare, il CoV di F_{peak} per campioni in LVL di abete e LVL di faggio è stato rispettivamente del 49% e 25.4% inferiore. A parità di distanza a_1 , invece, il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL in abete è il 45.2% e il 7.1% più piccolo rispetto a quelli prodotti in LVL di faggio. Tutti i campioni sono stati caratterizzati da una rottura per splitting (vedi Fig. 2-12c e f) ad eccezione del campione S-50-S355-MTO-1150-2 che ha presentato una rottura mista, splitting su una faccia e plug shear sull'altra. Come per la distanza $a_1 = 100$ mm, i connettori non hanno evidenziato deformazioni residue al termine della prova per i giunti realizzati in LVL di abete, e sono state riscontrate evidenti deformazioni per quasi tutti i connettori inseriti nei campioni di faggio, ad eccezione B-60-S355-MTO-150-1 che però ha raggiunto una capacità di picco contenuta. Un esempio di connettore inserito in un campione di faggio, e con evidenti deformazioni residue al termine della prova è riportato in Fig. 2-12i. Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, sia i provini realizzati in LVL di faggio che i campioni di abete sono stati caratterizzati da valori di K compresi

tra 20 e 40 kN/mm (vedi Tab. 2.6 e Tab. 2.7). Solo campione B-60-S355-MTO-50-2 ha riportato una rigidezza 3-4 volte superiore rispetto ai campioni della stessa serie e pari a 130 kN/mm.



(g) (h) (i)
 Fig. 2-12 Tipologia A: $B = 60$ mm. Modalità di rottura in trazione per provini: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Connettori S355 al termine della prova (g,h,i). Distanza longitudinale dalla testa del provino $a_1 = 50$ mm (a, d, g), 100 mm (b, e, h) e 150 mm (c, f, i).

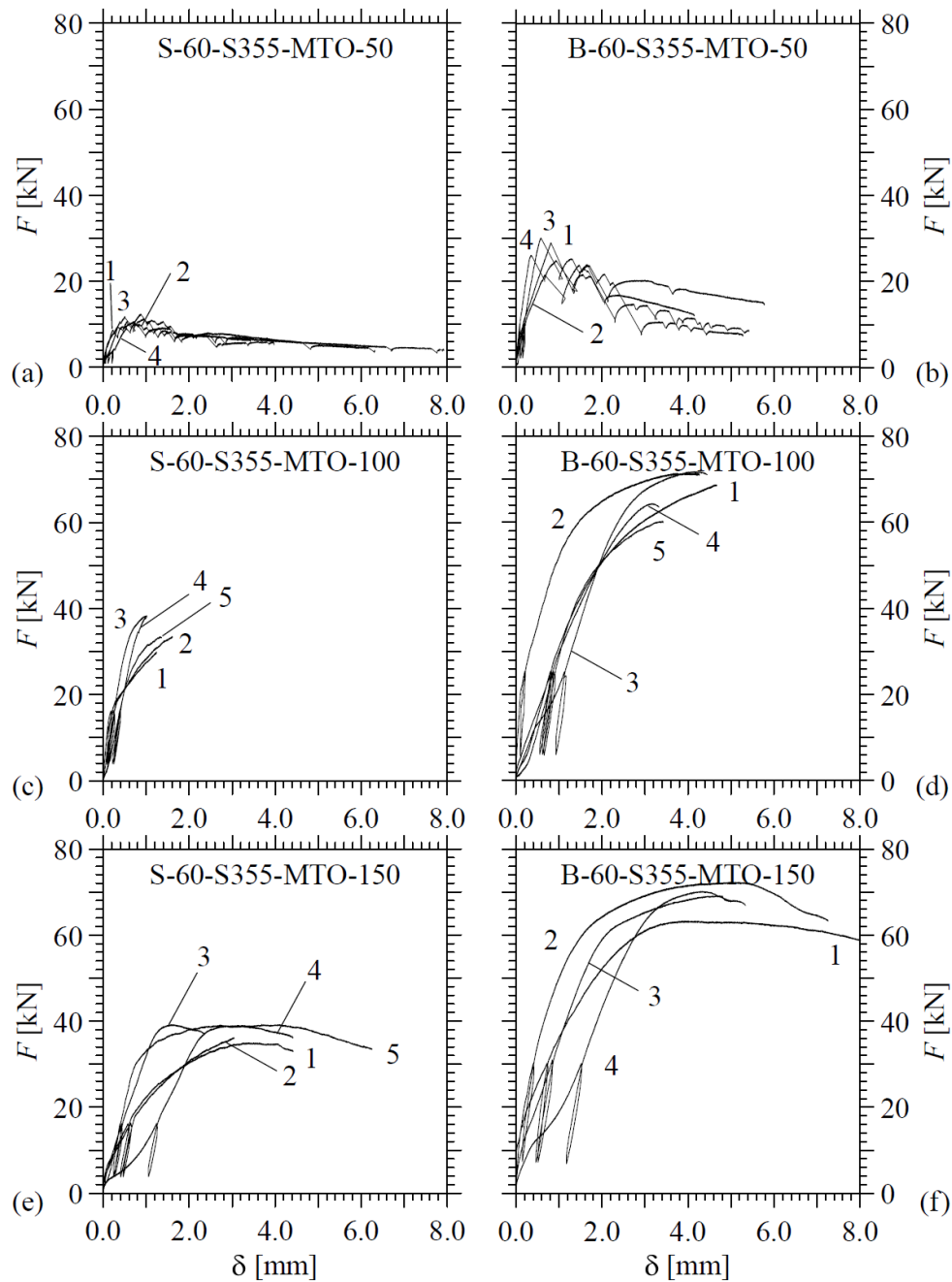


Fig. 2-13. Tipologia A: $B=60$ mm. Curve forza-spostamento: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Distanza dal bordo longitudinale $a_1 = 50$ mm (a, b), 100 mm (c, d) e 150 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 2.6 e Tab. 2.7.

2.4.2.2 Caso $B = 80$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con sezione trasversale $B = 80$ mm, barra filettata longitudinale di diametro 16 mm e connettore cilindrico di diametro $d = 28$ mm e lunghezza 70 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a 40 mm ($= 1,43d$), inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $3d$ prescritta in EC5.

Per ogni essenza lignea sono stati testati tre valori di distanza dal bordo a_1 parallela all'asse dell'elemento in legno, pari a 75 mm (= $2,68d$), 150 mm (= $5,36d$) e 200 mm (= $7,14d$), indicativamente analoghe a quelle analizzate nei precedenti paragrafi. Vale la pena notare che solo la distanza maggiore rispetta la distanza minima di estremità caricata di $7d$ prescritta in EC5.

2.4.2.2.1 Caso $a_1 = 75$ mm

Come per i provini con sezione trasversale $B = 60$ mm, per la distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 75$ mm (Fig. 2-15a, b) è stato osservato un comportamento elastico lineare fino alla formazione dello splitting davanti al dado (Fig. 2-14a,d). Il corrispondente carico di rottura è coinciso con la capacità di picco (F_{peak}), per tutti i campioni in LVL di faggio ad eccezione del provino B-60-S355-MTO-75-2 (curva 2 Fig. 2-15a) e per 2 provini su quattro per quanto riguarda il microlamellare di abete. Per quanto riguarda l'LVL di abete, due test sono stati caratterizzati da una rottura fragile dopo il secondo picco di resistenza (curve 1 e 4 di Fig. 2-15a), mentre i restanti (curve 2 e 3 di Fig. 2-15a) sono stati interrotti dopo la formazione di sei lesioni, come si può osservare dal grafico $F-\delta$, caratterizzato da numerose perdite e riprese di carico. Quanto detto può essere esteso ai campioni in LVL di faggio; ad esempio, il provino numero 4 (curva 4 di Fig. 2-15b) presenta numerosi picchi dopo il secondo, mentre il primo campione (curva 1 di Fig. 2-15b) è caratterizzato da una rottura sostanzialmente fragile dopo il secondo picco.

Su tutti i provini è stata riscontrata una ridistribuzione più o meno importante delle sollecitazioni dopo la formazione della prima lesione, che ha portato i provini fessurati, dopo un iniziale degrado della resistenza, ad un recupero della rigidezza e ad una successiva rottura per plug shear. Pertanto, la modalità di rottura finale per questi campioni corrisponde a una modalità a plug shear sovrapposta alla modalità di splitting; modalità uguale a quella riscontrata per tutti i provini con $a_1 \leq 2,5d$ sin qui analizzati, indipendentemente dalla dimensione della sezione trasversale.

Il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL di abete sono stati rispettivamente del 46% più piccolo e del 8.3% più grande rispetto ai campioni di LVL di faggio (vedi Tab. 2.8 e Tab. 2.9). Il connettore, sia per le prove su abete che su faggio, non ha presentato deformazioni residue al termine della prova ed una sua foto è riportata in Fig. 2-14.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 30 e 40 kN/mm (vedi Tab. 2.6). Il solo campione B-60-S355-MTO-50-2 ha riportato una rigidezza 3-4 volte superiore rispetto ai campioni della stessa serie e pari a 130 kN/mm. Valori meno omogenei sono stati riscontrati per i provini realizzati in abete, dove sono stati ottenuti valori di rigidezza compresi tra 60 e 140 kN/mm.

2.4.2.2.2 Caso $a_1 = 150 \text{ mm}$

Per la distanza $a_1 = 150 \text{ mm}$ (Fig. 2-15c, d), è stato osservato un aumento significativo della capacità portante dell'unione. L'incremento più significativo si è riscontrato per i provini realizzati in LVL di abete dove i valori medi di F_{peak} sono risultati 2.7 volte superiori a quelli ottenuti per $a_1 = 75 \text{ mm}$ (Tab. 2.9). Un incremento leggermente più contenuto, pari a 2.3 volte, è invece stato ricavato per i provini realizzati in LVL di faggio (Tab. 2.8). Per entrambe le essenze lignee non sono stati registrati benefici in termini di CoV di F_{peak} , con incrementi di circa il 20% rispetto alla distanza a_1 minore. A parità di distanza a_1 , invece, il valore medio di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL in abete ha registrato una diminuzione del 37% rispetto a quelli prodotti in LVL di faggio; il CoV di F_{peak} è risultato circa uguale. In termini di spostamento al picco, il valore medio per il microlamellare di faggio è risultato 2.2 volte superiore a quello ottenuto su abete. Sostanzialmente uguali sono invece i valori del CoV di δ_{peak} , pari rispettivamente al 40% e al 37%.

Per quanto riguarda i provini realizzati in abete, il comportamento risulta sostanzialmente elastico lineare fino alla rottura (vedi curva 1,3 e 4 Fig. 2-15), con leggere perdite di rigidità, per carichi superiori al 90% di F_{peak} (S-80-S355-MTO-150-2 e S-80-S355-MTO-150-5). Un comportamento più duttile è stato riscontrato invece per alcuni provini in faggio (curva 3 e 5 di Fig. 2-15) mentre per le altre prove valgono le considerazioni effettuate per l'abete. La modalità di rottura, per questa distanza dal bordo, non risulta ben definita, alternandosi tra splitting, plug shear e modalità miste. In Fig. 2-14b,e si riportano le rotture, in modalità mista, rispettivamente per un campione in abete ed uno in faggio. In tutti i casi, al termine della prova, sono state riscontrate importanti lesioni nella zona posteriore al connettore. Per quanto riguarda la rigidità elastica dei campioni realizzati in LVL di abete, tutti i provini hanno evidenziato rigidità comprese tra 60 e 80 kN/mm. I test 1 e 2 di Fig. 2-15c sono però stati caratterizzati da un tratto iniziale (15-35% di F_{peak}) estremamente rigido con valori compresi tra 180 e 190 kN/mm. Questi campioni, tuttavia, presentavano diverse problematiche in fase di montaggio dove, l'allineamento scadente tra foro longitudinale e trasversale, ha reso necessario l'impiego della chiave inglese per poter avvitare la barra longitudinale all'interno del connettore. Questo processo ha prodotto una pretensione all'interno dell'unione nonché un'area di contatto limitata tra legno e connettore. Durante la prova, la superficie di contatto tende ad aumentare a seguito di una redistribuzione delle tensioni interne che porta ad una perdita di rigidità dell'unione. Questo aspetto si evince in Fig. 2-15c, dove le curve 3,4 e 5 sono caratterizzate da discreti spostamenti per valori molto bassi del carico (gioco connettore foro); spostamenti praticamente assenti per le curve 1 e 2, che anzi presentano una leggera pretensione esercitata sull'unione in fase di montaggio. Risultati analoghi sono stati ottenuti per i campioni in LVL di faggio; tre campioni sono caratterizzati

da valori di K compresi tra 60 e 70 kN/mm (vedi Tab. 2.6), mentre due (curve 2 e 3 Fig. 2-15d) hanno evidenziato una rigidità superiore, compresa tra 100 e 110 kN/mm. In particolare, il provino B-80-S355-MTO-150-2, che presentava alcune imprecisioni geometriche, è stato caratterizzato da una rigidità molto elevata nel tratto iniziale (fino al 15% di F_{peak}).

I connettori non hanno evidenziato deformazioni residue al termine della prova per i giunti realizzati in LVL di abete. Al contrario sono state riscontrate modeste deformazioni per alcuni connettori inseriti in campioni di faggio. Tuttavia, non si osserva una correlazione tra deformazioni residue sul connettore e spostamento massimo δ_u della connessione. Pertanto, si ritiene che le deformazioni plastiche dell'unione avvengano prevalentemente lato legno.

2.4.2.2.3 Caso $a_1 = 200$ mm

Per distanze $a_1 = 200$ mm (Fig. 2-13e, f), è stato osservato un aumento significativo della duttilità in provini in LVL di abete, ad eccezione del campione S-80-S355-MTO-200-2 che ha presentato un comportamento fragile post picco. In particolare, si osserva un incremento percentuale del 67% dello spostamento di picco (δ_{peak}), e del 176% dello spostamento ultimo (δ_u), rispetto ai campioni con distanza $a_1 = 150$ mm. Incrementi decisamente più contenuti sono stati registrati per i campioni in LVL di faggio, rispettivamente dell'1.4% per δ_{peak} e dell'11% per δ_u . Incremento che si verifica a fronte dell'aumento della capacità portante F_{peak} pari rispettivamente al 16% e al 4.2%. Per questa serie di provini ($B = 80$ mm,) vale quanto già affermato per le serie precedenti; ovvero la distanza $a_1 = 5d$ può essere considerata equivalente, in termini di capacità resistente, al limite inferiore $a_1 = 7d$ prescritto in EC 5 per quanto riguarda l'LVL di faggio e comunque garantisce ottime prestazioni anche per l'LVL più teneri come quelli di abete rosso. Una dispersione più piccola di risultati in termini di F_{peak} è stata confermata rispetto al caso di $a_1 = 150$ mm (Tab. 2.8 e Tab. 2.9); in particolare, il CoV di F_{peak} per campionai in LVL di abete e LVL di faggio è stato rispettivamente del 48% e addirittura del 90% inferiore.

La modalità di rottura, per questa distanza dal bordo, come per la distanza $a_1 = 150$ mm, non risulta ben definita. Le rotture osservate si alternano tra splitting, plug shear e modalità miste. In Fig. 2-14c è riportata la rottura combinata per plug shear e splitting su campione di abete, mentre in Fig. 2-14f è riportata la rottura per plug shear su faggio. In tutti i casi, al termine della prova, si sono riscontrate importanti lesioni nella zona posteriore al connettore, nettamente più estese rispetto ai collegamenti con distanze inferiori. Come per la distanza $a_1 = 150$ mm, i connettori non hanno evidenziato deformazioni residue al termine della prova per i giunti realizzati in LVL di abete, mentre sono state riscontrate leggere deformazioni per tutti i connettori inseriti nei campioni di faggio. Un esempio di

connettore inserito in un campione di faggio e con deformazioni residue al termine della prova è riportato in Fig. 2-14i.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, valgono le considerazioni riportate nella sezione precedente. In particolare sono state ottenute rigidezze comprese tra 50-70 kN/mm, ad eccezione della prova S-80-S355-MTO-200-1 (curva 1 Fig. 2-15e) e da B-80-S355-MTO-200-3 (curva 3 Fig. 2-15f) caratterizzate da alcune imperfezioni geometriche.

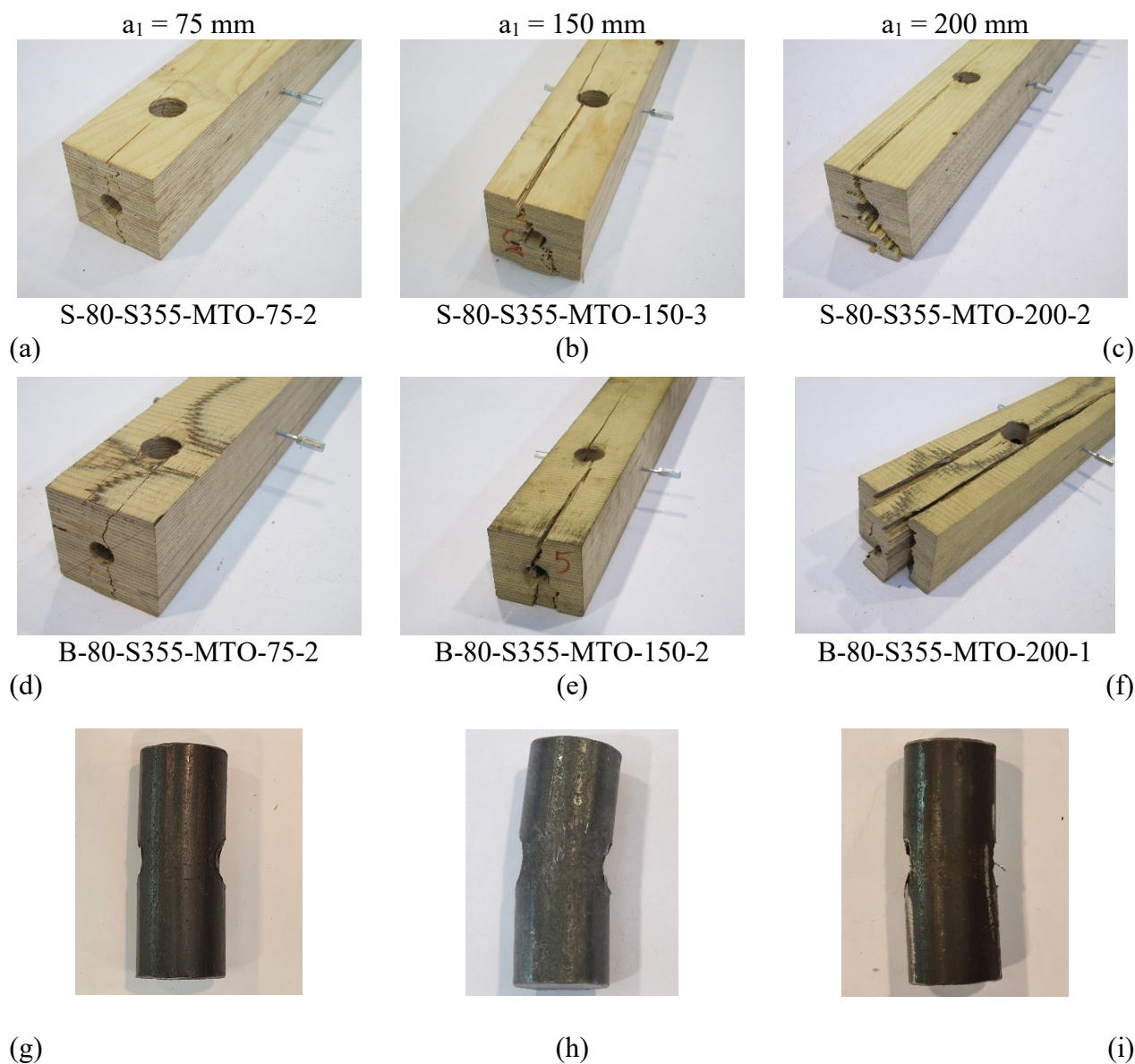


Fig. 2-14 Tipologia A: $B=80$ mm, Modalità di rottura in trazione per provini: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Connettori S355 al termine della prova (g,h,i). Distanza longitudinale dalla testa del provino $a_1 = 50$ mm (a, d, g), 100 mm (b, e, h) e 150 mm (c, f, i).

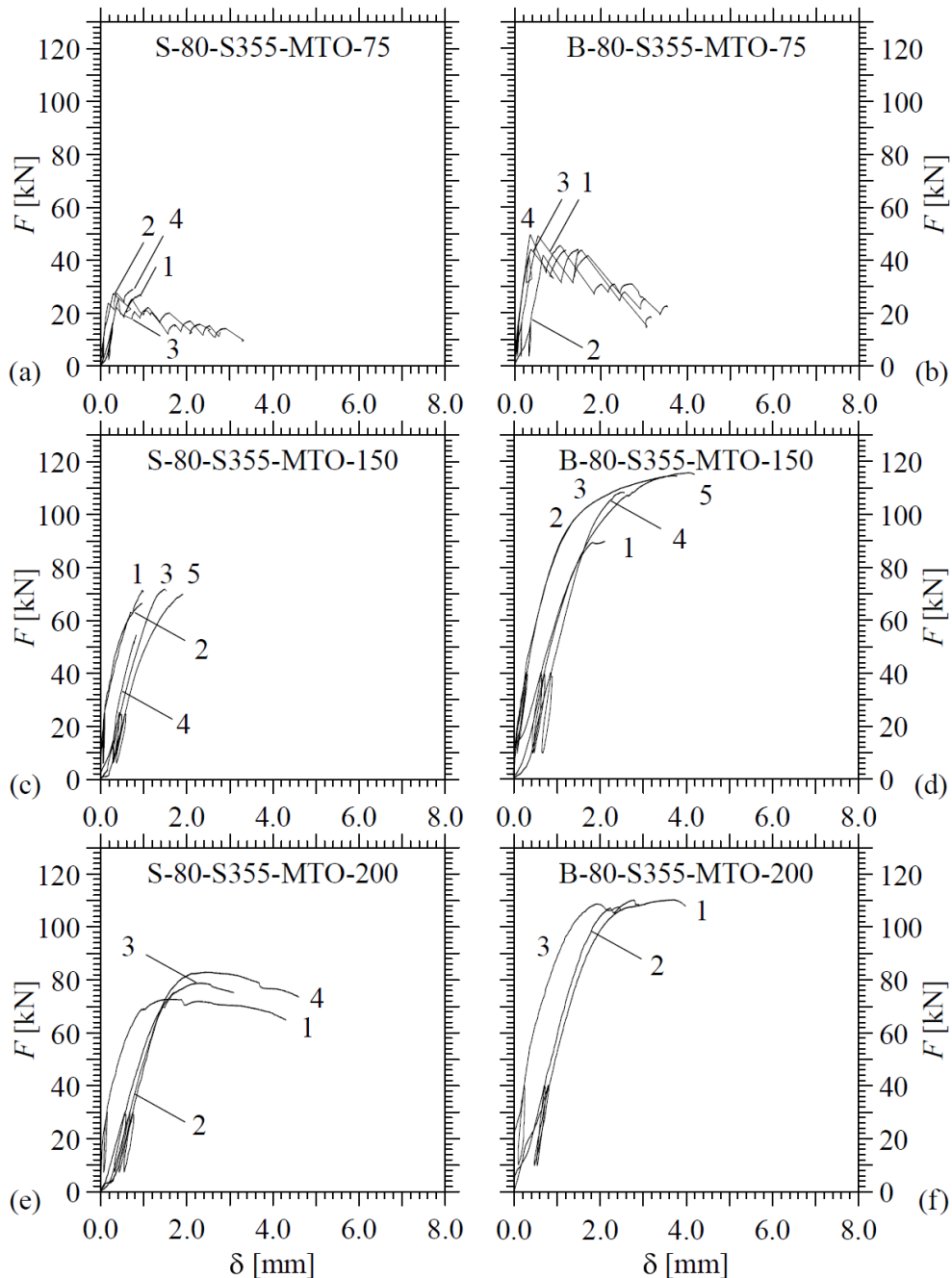


Fig. 2-15. Tipologia A: $B=80$ mm. Curve forza-spostamento: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Distanza dal bordo longitudinale $a_1 = 50$ mm (a, b), 100 mm (c, d) e 150 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 2.6 e Tab. 2.7.

2.4.2.3 Caso $B = 100$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con sezione trasversale $B = 100$ mm, barra filettata longitudinale di diametro 16 mm e connettore cilindrico di diametro $d = 28$ mm e lunghezza 90 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a 50 mm ($= 1,79d$), inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $3d$ prescritta in EC5.

Per ogni essenza lignea sono stati testati tre valori di distanza dal bordo a_1 parallela all'asse dell'elemento in legno, pari a 75 mm ($= 2,68d$), 150 mm ($= 5,36d$) e 200 mm ($= 7,14d$), uguali a quelle analizzate nel precedente paragrafo. Vale la pena notare che solo la distanza maggiore rispetta la distanza minima di estremità caricata di $7d$ prescritta in EC5.

2.4.2.3.1 Caso $a_1 = 75$ mm

Per tutti i provini è stato osservato un comportamento elastico lineare fino a rottura (Fig. 2-18a, b) con la sola eccezione del provino S-100-S355-MTO-75-3 che ha mostra un leggero degrado di rigidità in corrispondenza del 90% del carico di picco. A differenze delle sezioni più piccole sin qui analizzate (a parità di distanza dal bordo $a_1 < 3d$), che sono state caratterizzate da una rottura per splitting seguita da una per plug shear, per due provini in abete (curva 2 e 3 Fig. 2-18) il valore di picco è coinciso con una rottura fragile per plug shear senza ulteriori ridistribuzioni delle tensioni interne e quindi successive riprese di carico, Per tutti gli altri campioni invece, è comunque stata riscontrata una ridistribuzione più o meno importante delle sollecitazioni dopo la formazione della prima lesione, che ha portato i provini fessurati, dopo un iniziale degrado della resistenza, ad un recupero della rigidità e ad una successiva rottura per plug shear (Fig. 2-17a,d). Ad esempio, per il provino B-100-S355-MTO-75-1 (curva 1 Fig. 2-18b), è stata osservata la formazione di una lesione per splitting su tutta la sezione in corrispondenza di F_{peak} , seguita dalla formazione di una seconda lesione che ha interessato solo metà sezione in corrispondenza del secondo picco, e infine è stato osservato un terzo spacco sulla metà superiore della sezione anch'esso contraddistinto da un picco nel diagramma $F-\delta$. Nella metà dei casi il carico di rottura è coinciso con la capacità di picco (curve 2 e 3 Fig. 2-18a e curve 2 e 4 Fig. 2-18b), mentre negli altri casi, il secondo picco è risultato maggiore del primo. Ad esempio, per i campioni in microlamellare di abete si è riscontrato un incremento rispettivamente del 11% e del 20%, mentre per quelli in faggio l'incremento è stato pari al 8% e al 5%. Il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL di abete sono stati rispettivamente del 41% più piccolo e del 80% più grande rispetto ai campioni di LVL di faggio (vedi Tab. 2.8 e Tab. 2.9). I connettori utilizzati per le prove su abete non hanno presentato deformazioni residue al termine della prova ed un esempio è riportata in Fig. 2-18g. I connettori impiegati nei giunti in LVL di faggio, invece, hanno mostrato leggere deformazioni plastiche come si evince da Fig. 2-18j. Per quanto riguarda la rigidità elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di abete sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 50 e 70 kN/mm (vedi Tab. 2.9). Valori meno omogenei sono stati riscontrati per i provini realizzati in faggio, dove sono stati ottenuti valori di rigidità compresi tra 70 e 140 kN/mm.

2.4.2.3.2 Caso $a_1 = 150 \text{ mm}$

Raddoppiando la distanza del connettore dal bordo ($a_1 = 150 \text{ mm}$, vedi Fig. 2-18c, d), è stato osservato un contestuale raddoppio della capacità portante dell'unione. In termini di CoV di F_{peak} , è stato registrato un incremento pari al 31% per l'LVL di faggio e una riduzione del 34% per i provini realizzati in abete. A parità di distanza a_1 , invece, il valore medio di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL in abete è risultato inferiore del 40% rispetto a quelli prodotti in LVL di faggio; anche il CoV è apparso leggermente più contenuto. In termini di spostamento al picco il valore medio per il microlamellare di faggio è risultato 2.4 volte superiore a quello ottenuto su abete. Sostanziali differenze sono state riscontrate anche in termini di CoV di δ_{peak} , pari rispettivamente al 6.2% e al 26.3%. Per quanto riguarda i provini realizzati in abete, il comportamento è risultato sostanzialmente elastico lineare fino alla rottura (vedi curva 1,2 e 3 Fig. 2-18c), con leggere perdite di rigidità, per carichi superiori al 90% di F_{peak} ; il solo provino S-100-S355-MTO-150-4 è stato caratterizzato da una perdita di rigidità a circa il 60% del carico, Un comportamento marcatamente più duttile è invece stato riscontrato per quasi tutti i provini in faggio ad eccezione della prova B-100-S355-MTO-150-1 (curva 1 Fig. 2-18d) caratterizzata da una rottura pressoché fragile. Le curve riportate in rosso (curve 3 e 5 Fig. 2-18d) hanno raggiunto la rottura lato acciaio come si può notare dal ramo decrescente post picco dovuto alla plasticizzazione del connettore e della filettatura della barra longitudinale.

La modalità di rottura, per $a_1 = 150 \text{ mm}$ e LVL di faggio, non è risultata pertanto ben definita, alternandosi tra splitting, plug shear, modalità miste e rotture del connettore o della filettatura della barra longitudinale in acciaio. In Fig. 2-18e e k sono riportati rispettivamente una modalità di rottura per plug shear e il corrispondente connettore caratterizzato da evidenti deformazioni plastiche, mentre in Fig. 2-16 sono riportate la rottura del filetto della barra longitudinale di prova B-100-S355-MTO-150-3(a) e il connettore di prova B-100-S355-MTO-150-5(b). Per quanto riguarda i campioni realizzati in abete, invece, sono state riscontrate tre modalità di rottura miste ed una per plug shear. In tutti i casi, al termine della prova, sono state riscontrate importanti lesioni nella zona posteriore al connettore. Per quanto riguarda la rigidità elastica in campioni realizzati in LVL di abete, tutti i provini hanno evidenziato rigidità comprese tra 50 e 80 kN/mm. Valori inferiori a 60 kN/mm sono invece stati osservati per i campioni di faggio. In particolare, per questi ultimi provini, si sono riscontrate alcune variazioni di pendenza dovute essenzialmente ad imperfezioni geometriche all'interno del provino. Come già discusso per le sezioni con $B = 80 \text{ mm}$, tali imperfezioni hanno generato superfici di contatto non uniformi ed in alcuni casi forze di precarico sulla connessione.

I connettori non hanno evidenziato deformazioni residue al termine della prova per i giunti realizzati in LVL di abete. Al contrario sono state riscontrate rilevanti deformazioni per tutti connettori inseriti in campioni di faggio e come discusso in precedenza, per il campione 5 il connettore ha raggiunto la sua resistenza ultima, con lesioni trasversali e rottura della filettatura.

2.4.2.3.3 Caso $a_1 = 200 \text{ mm}$

La distanza $a_1 = 200 \text{ mm}$ è stata caratterizzata da diverse rotture lato acciaio (curve rosse Fig. 2-18e, f). In particolare, sono state osservate due rotture della filettatura del connettore in provini di LVL di abete, per carichi relativamente bassi, se confrontati con quelli ottenuti su microlamellare di faggio e distanza $a_1 = 150 \text{ mm}$. La notevole perdita di capacità portante dell'elemento in acciaio è da attribuirsi ad un limitato avvvitamento della barra longitudinale all'interno del connettore trasversale. Questo è avvenuto a causa di evidenti imperfezioni di allineamento tra i fori longitudinali e trasversali all'interno del campione ligneo, che non hanno reso possibile il montaggio completo del giunto. Tutto ciò ha limitato il trasferimento delle tensioni, tra connettore e barra, a pochi filetti, determinando la rottura prematura del connettore (vedi Fig. 2-16c). A supporto di quanto detto si riporta uno spaccato del campione S-100-S355-MTO-150-3, dove la barra longitudinale risulta completamente avviata nel connettore (vedi Fig. 2-16d); il connettore risulta caratterizzato da deformazioni residue alla rottura nettamente più contenute a fronte di una forza applicata durante il test superiore alla precedente. Le restanti prove su abete invece, sono pervenute alla rottura lato legno con modalità di combinate di splitting e plug shear. Per quanto riguarda i campioni realizzati in faggio, solo il test 1 ha raggiunto la sua capacità portante per rottura della parte lignea, mentre i restanti due hanno presentato rotture lato acciaio. Per quanto riguarda i test effettuati su abete e modalità di rottura lato legno, i connettori hanno evidenziato leggere deformazioni residue al termine della prova, mentre sono state riscontrate importanti deformazioni per tutti i connettori inseriti nei campioni di faggio. Un esempio di connettore inserito in un campione di faggio, con evidenti deformazioni residue al termine della prova, è riportato in Fig. 2-17i e j. In termini di capacità portante sono stati osservati incrementi pari al 13.5% e per i campioni in abete e decrementi pari a 6.9% per i campioni in faggio, rispetto ai test effettuati con $a_1 = 150 \text{ mm}$. Dai risultati appena ottenuti, in termini di F_{peak} , il limite inferiore $a_1 = 7d$ prescritto in EC 5 risulta fortemente cautelativo. In termini di δ_{peak} è stato registrato un notevole incremento per i campioni in LVL di abete, pari a 1.9 volte il valore dei campioni con $a_1 = 150 \text{ mm}$, mentre è stata osservata una diminuzione del 7% per i test effettuati su faggio. Infine, un incremento di dispersione nei risultati in termini di F_{peak} è stato confermato rispetto al caso di $a_1 = 150 \text{ mm}$ (Tab. 2.8 e Tab. 2.9); in particolare, il CoV di F_{peak} per campionai in LVL di abete e LVL di faggio è stato rispettivamente del 8.3% e del 72% superiore. Per quanto riguarda la rigidità elastica della risposta

F- δ , valgono le considerazioni riportate nella sezione precedente. In particolare sono state ottenute rigidità comprese tra 50-60 kN/mm, ad eccezione della prova S-80-S355-MTO-200-4 (curva 1 Fig. 2-15e) caratterizzata da una rigidità molto bassa (10 kN/mm) e del test B-80-S355-MTO-200-2 (curva 2 Fig. 2-15f) caratterizzato da alcune variazioni di pendenza. Molte prove, con questa geometria, sono state condizionate da imperfezioni geometriche dovute principalmente all'aumento della sezione e della distanza dal bordo del connettore; piccoli errori di centraggio che si traducono in importanti problemi di allineamento e montaggio.

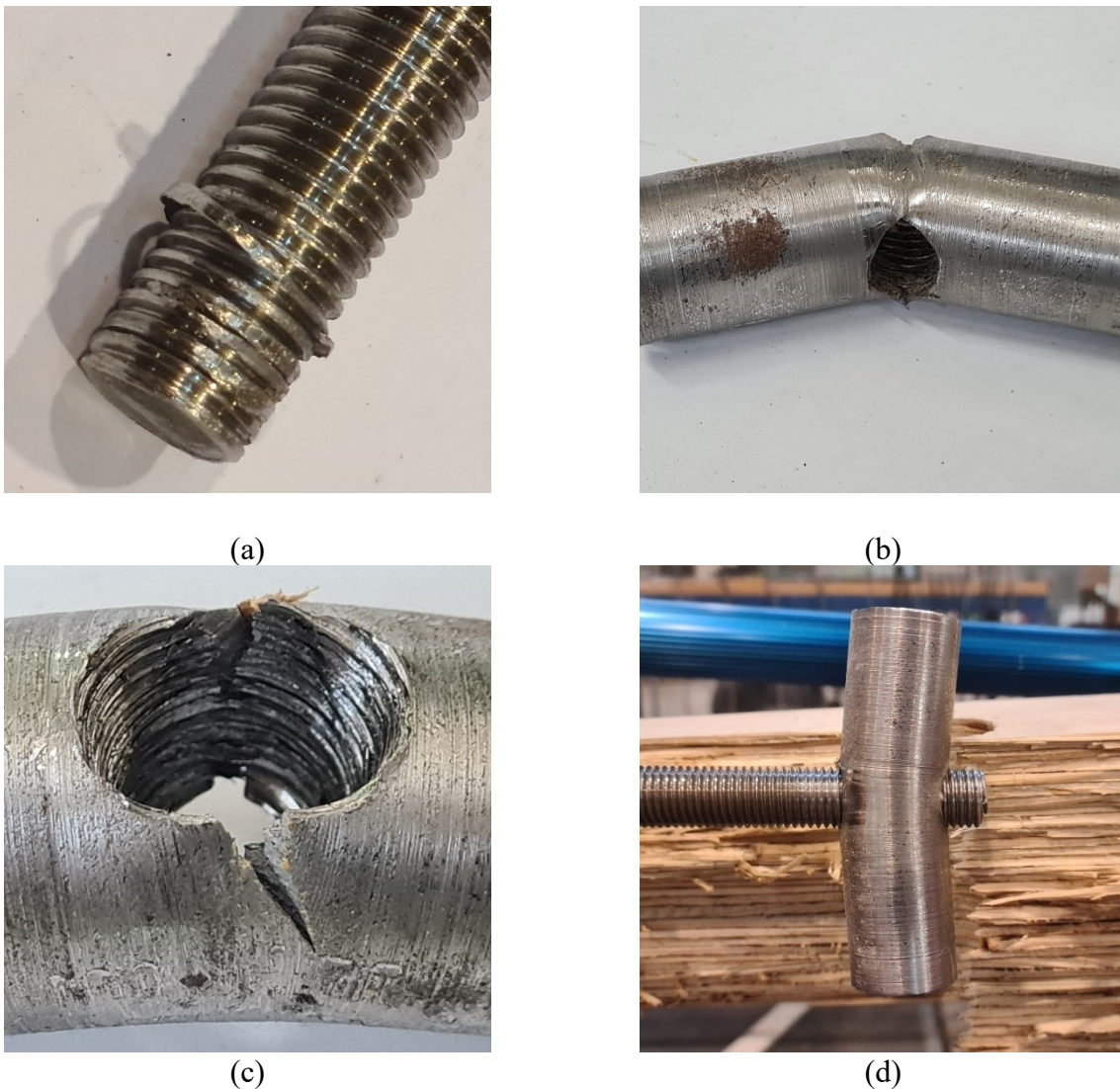


Fig. 2-16 Tipologia A. Modalità di rottura lato acciaio: rottura del filetto dalla barra longitudinale (a), rottura del connettore di grado S355, $d=28\text{mm}$ e $L=90\text{mm}$ (b), rottura della filettatura del dado (c), e snervamento del dado all'interno del provino (d).

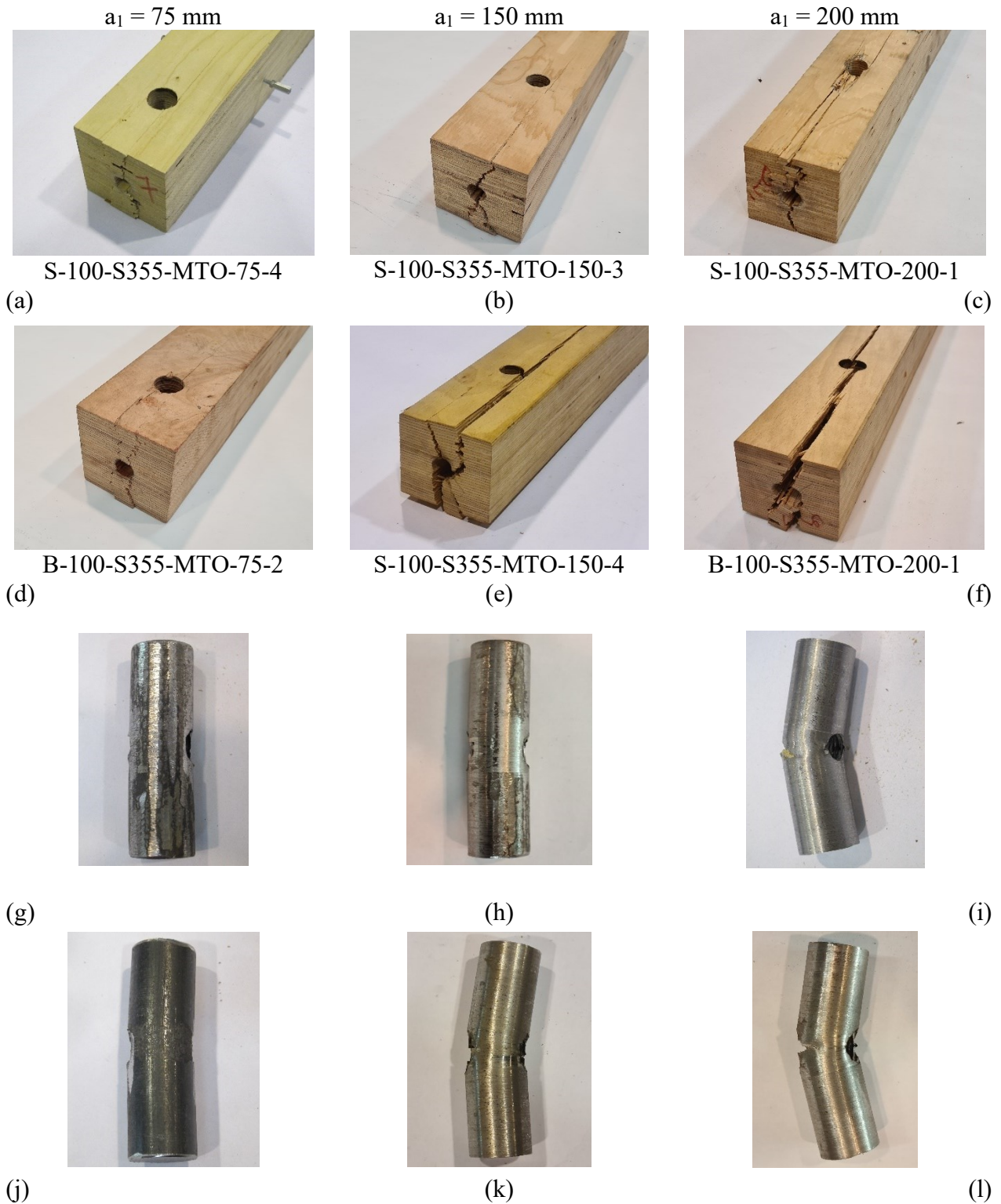


Fig. 2-17 Tipologia A: $B = 100 \text{ mm}$ Modalità di rottura in trazione per provini: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Connettori S355 al termine della prova (g,h,i). Distanza longitudinale dalla testa del provino $a_1 = 50 \text{ mm}$ (a, d, g), 100 mm (b, e, h) e 150 mm (c, f, i).

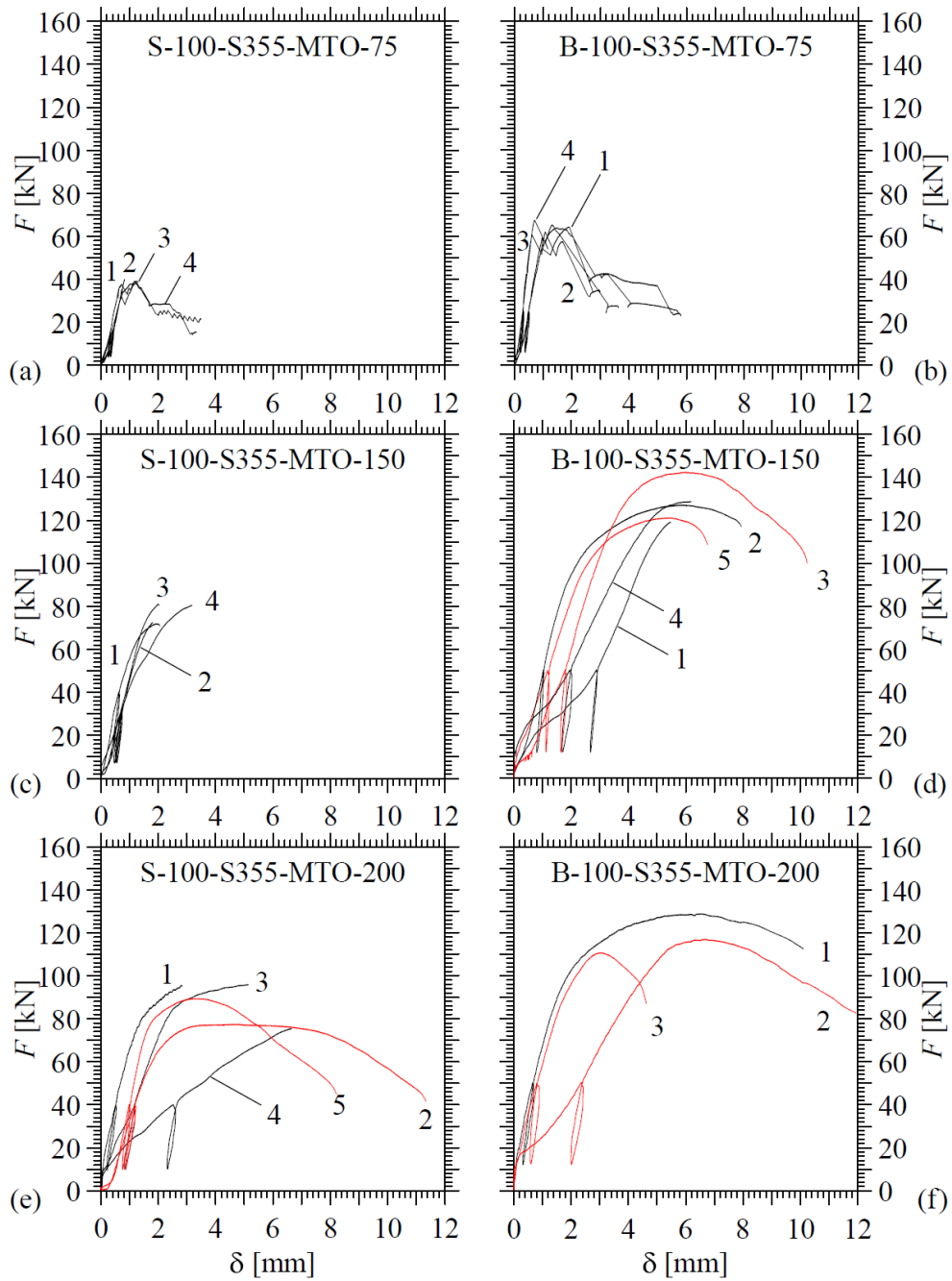


Fig. 2-18. Tipologia A: $B=100$ mm. Curve forza-spostamento: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Distanza dal bordo longitudinale $a_1 = 50$ mm (a, b), 100 mm (c, d) e 150 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 2.6 e Tab. 2.7.

2.4.3 Capacità portante dell'unione

Un riepilogo degli esiti sperimentali esposti nei capitoli precedenti, in termini di F_{peak} , è riportato in Fig. 2-19: nel grafico di sinistra (a) sono riportati i dati per LVL di abete mentre a destra (b) quelli per LVL di faggio. Come già ampiamente discusso nelle sezioni precedenti, si osserva un notevole incremento della capacità resistente dell'unione, passando da distanze del connettore a_1 pari a $2.5d$ a $5d$. Questi incrementi si registrano per entrambe le essenze lignee e per tutte le sezioni. Per valori di a_1/d compresi tra 5 e $7.5d$, invece, gli incrementi sono più contenuti. Incrementi meno significativi si registrano per i campioni in faggio, dove si possono osservare decrementi per i campioni con sezione pari a 100 mm.

Per confrontare i dati ottenuti con le formulazioni riportate in EC5 (CEN, 2010), è necessario valutare la resistenza a rifollamento f_h , funzione lineare del diametro del connettore d e del valore caratteristico della densità del legno ρ_k , facendo uso dell'Eq. 2.1. Sostituendo il valore caratteristico della massa volumica fornita dal produttore, $\rho_k = 480$ e 680 kg/m³, rispettivamente per il microlamellare di abete e di faggio, si perviene a $f_{h,k}$ pari a 31.5 e 44.6 MPa per quanto riguarda i connettori da 20 mm di diametro e a $f_{h,k} = 28.3$ e 40.1 MPa per quanto riguarda i connettori di diametro 28 mm. Se invece la densità media del legno (indice "m"), è assunta pari a quella fornita dal produttore, $\rho_m = 530$ e 740 kg/m³ (rispettivamente per abete e faggio) o a quella ricavata dalle prove sperimentali, $\rho_{m,meas} = 550$ e 851 kg/m³ (Tab. 2.3), si ottiene una stima della capacità portante media. I valori ottenuti, al variare dell'essenza lignea, della massa volumica e della geometria del connettore sono riportati in Tab. 2.10. Variando la geometria dell'unione e la classe di resistenza dell'acciaio, a differenza di quanto visto nella sezione 2.3, sono state osservate rilevanti deformazioni residue nei connettori al termine della

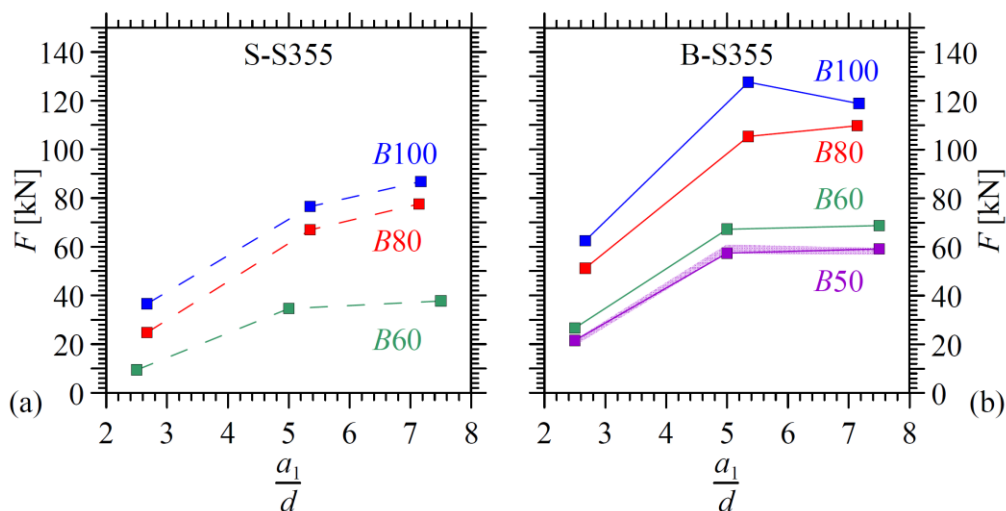


Fig. 2-19 Tipologia A. Valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo.

prova, soprattutto per quanto riguarda i campioni di faggio. Pertanto, per stimare il valore caratteristico della capacità portante, si è scelto di analizzare l'espressione fornita da EC5-1 per i giunti acciaio-legno a doppio piano di taglio in presenza di snervamento dell'elemento metallico (vedi modalità di rottura riportata in Fig. 8.3g di EC5 (CEN,2010)). Si assume quindi la formazione di una cerniera plastica in prossimità della barra longitudinale, come quella ottenuta in Fig. 2-16d. Con riferimento ad una connessione costituita da una barra filettata longitudinale inserita in un connettore di diametro d e lunghezza l , tale espressione può essere riscritta, per due piani di taglio, nella seguente forma:

$$F_{Rm,meas,II} = f_{h,m}dl \left[\sqrt{2 + \frac{4M_{yR}}{f_{h,m}d(0.5l)^2}} - 1 \right] \quad \text{Eq. 2.5}$$

con $f_{h,m}$ resistenza media a rifollamento e M_{yR} valore caratteristico del momento di snervamento del connettore. Secondo EC5 M_{yR} può essere ottenuto come:

$$M_{yk,EC5} = 0.3f_{uk}d^{2.6} \quad \text{Eq. 2.6}$$

con d diametro del connettore e $f_{u,k}$ resistenza caratteristica a trazione. Questa formulazione di carattere empirico, tarata su sollecitazioni di trazione in grandi spostamenti del bullone, non è rappresentativa del comportamento meccanico del connettore, che risulta non vincolato all'estremità e con foro filettato trasversale. Analoghe considerazioni valgono per la formulazione riportata in Tabella 3.10 di EC3 1-8 (CEN, 2005):

$$M_{Rd,EC3} = 1.5W_{el}f_{yp} \quad \text{Eq. 2.7}$$

con W_{el} modulo di resistenza elastico del connettore e f_{yp} resistenza di snervamento. Il valore del momento di snervamento ottenuto con la formulazione riportata in EC3 risulta superiore a quello ottenuto con EC5, pertanto si sceglie di adottare l'Eq. 2.6. Inoltre, si utilizza, a favore di sicurezza, la resistenza caratteristica ultima a trazione del materiale $f_{h,k}$ e non quella media. Aumentando la resistenza del materiale, infatti, si incrementa il carico di snervamento, convergendo verso un meccanismo di rottura senza snervamento del connettore. I valori ottenuti, utilizzando l'Eq. 2.6 nell'Eq. 2.5, sono riportati in Tab. 2.10 per ciascuna tipologia di prova. Si osserva che la modalità di rottura senza snervamento del connettore ($F_{Rm,meas}$ vedi Eq. 2.2) risulta sempre superiore alla modalità di rottura appena descritta ($F_{Rm,meas,II}$, vedi Eq. 2.5) ad eccezione della serie B-100-S355. Si può pertanto osservare una debole correlazione tra i risultati sperimentali e le leggi empiriche per quanto riguarda lo snervamento del connettore utilizzato.

Per confronto con EC5, si introduce il parametro di confronto:

$$\alpha_k = \max\left(\frac{F_{peak}}{F_{Rm,meas}}, \frac{F_{peak}}{F_{Rm,meas,II}}\right) \quad \text{Eq. 2.8}$$

ed i risultati sono riportati, al variare della distanza del connettore dal bordo e per serie di test, in Fig. 2-20. Nel grafico di sinistra sono riportati i risultati per LVL di abete mentre a destra quelli per il faggio. Si sceglie di rappresentare tutti i test sperimentali ad eccezione di quelli caratterizzati da una rottura lato acciaio, dato che tale modalità di rottura non è prevista nelle formulazioni analitiche.

Per valori di $a_1/d > 7$ (campo di applicazione delle leggi analitiche riportate in EC5), tutte le serie di test risultano superiori all'unità, ovvero la formulazione analitica sottostima i risultati sperimentali. Per i campioni di LVL di abete si osservano valori di α_k nell'intorno di 1.2 per le serie S-60-S355 e S-100-S355, e addirittura di 1.4 per la serie S-80-S355. Anche per i campioni in faggio, si osservano valori di α_k superiori all'unità, rispettivamente di 1.42, 1.28 e 1.27 per $B = 60, 80$ e 100 mm. Per la sola serie B-100-S355, è riportato il valore di α_k in funzione di $F_{Rm,meas,II}$, e $F_{Rm,meas}$ (linea continua e mark quadrato), ed il campo di variazione è riportato in tratteggio blu. Questo risulta l'unico caso in cui la formulazione analitica coglie lo snervamento del dado, tuttavia anche utilizzando una modalità di rottura senza snervamento, i dati sperimentali risultano superiori alle formulazioni analitiche del 13%. Incrementi relativamente contenuti, compresi tra il 2% e il 4% si osservano per il faggio, passando da valori di $a_1/d = 5$ a valori $a_1/d > 7$, mentre variazioni maggiori comprese tra l'8% e il 17% sono state riscontrate per i campioni in LVL di abete. Questa tendenza varia sensibilmente per distanze dal bordo inferiori dove si osservano variazioni, per entrambe le essenze lignee, comprese tra il 50% e il 73%, passando da valori di $a_1/d = 5$ a valori minori di 2.7.

È interessante osservare come vi sia un incremento del parametro α_k , al diminuire della sezione trasversale, per i campioni in faggio. Nello specifico si registra un incremento dell'11% passando da sezioni trasversali di 80 mm a sezioni di 60 mm, ovvero mantenendo sostanzialmente invariato il rapporto a_2/d . A parità di connettore invece, confrontando le serie B-80 e B-100, si osservano addirittura dei decrementi all'aumentare del rapporto a_2/d . Andamento analogo si riscontra anche per i campioni in microlamellare di abete dove si registrano incrementi del 15% passando da rapporti a_2/d di 1.79 a 1.43. Non risulta altrettanto performante la serie con sezione trasversale da 60 mm, caratterizzata da valori inferiori rispetto alla serie da 80 mm, pur a parità di a_2/d . I dati sperimentali ottenuti su campioni di abete risultano quasi totalmente privi, al termine della prova, di deformazioni lato connettore, e pertanto l'analisi dei risultati risulta meno condizionata dalla scarsa predittività delle leggi analitiche circa lo snervamento del connettore.

Tab. 2.10 Tipologia A: $B = 60, 80$ e 100 mm. Valore caratteristico e medio della resistenza di rifollamento f_h ($f_{h,k}$, $f_{h,m,p}$, $f_{h,m}$), della capacità portante dell'unione F_R (F_{Rk} , F_{Rm} , $F_{Rm,meas}$), e secondo Eq $F_{peak,m,mod2}$ per serie di test omogenei su prove sperimentali per LVL di abete e faggio.

Serie di provini	$f_{h,k}$ [MPa]	$f_{h,m,p}$ [MPa]	$f_{h,m}$ [MPa]	F_{Rk} [kN]	F_{Rm} [kN]	$F_{Rm,meas}$ [kN]	$F_{Rm,meas,II}$ [kN]
S-60-S355	31.5	34.8	36.1	27.3	30.2	31.3	46.8
S-80-S355	28.3	31.3	32.5	48.3	53.4	55.4	81.3
S-100-S355	28.3	31.3	32.5	64.2	70.9	73.6	80.3
B-60-S355	47.9	52.5	55.8	41.5	45.5	48.4	57.5
B-80-S355	43.1	47.2	50.2	73.5	80.6	85.7	99.9
B-100-S355	43.1	47.2	50.2	97.6	107.0	113.8	101.4

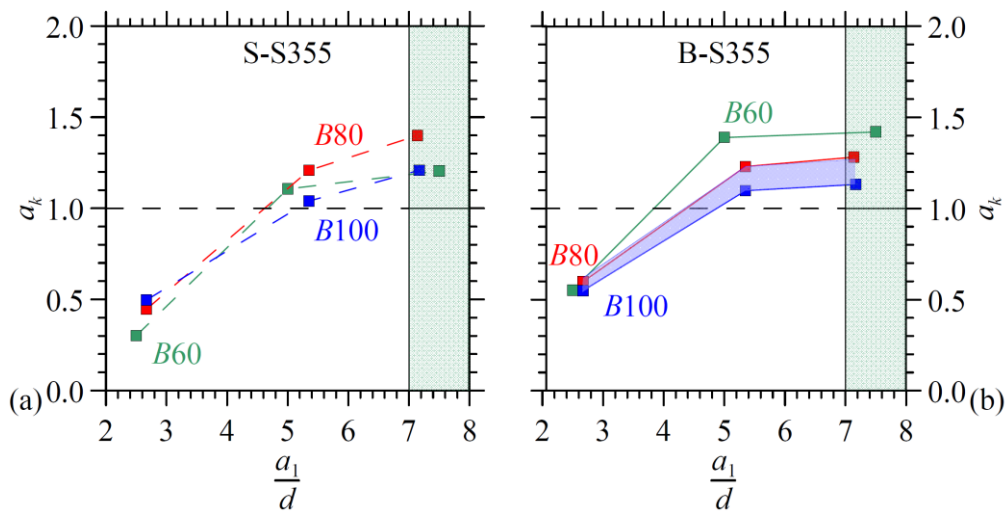


Fig. 2-20 Tipologia A. Valori di α_k , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Il campo campito in blu indica la transizione tra $F_{Rm,meas}$ e $F_{Rm,meas,II}$.

2.4.4 Spostamenti

In questa sezione si riporta un riepilogo degli spostamenti di picco (δ_{peak}) e degli spostamenti ultimi (δ_u). I valori medi di δ_{peak} , per ogni serie di campioni e per ogni essenza lignea sono riportati in Fig. 2-21. Le serie con δ_{peak} minori risultano quelle con sezione da 80 mm. In particolare, si osservano incrementi pari a 2 e 2.25 volte (per $a_1/d = 5.35$ e 7.14) passando dalla serie S-80 alla serie S-100; incrementi pari a 2.07 e 1.92 volte si registrano invece per le serie in LVL di faggio. Valori intermedi vengono invece osservati per i provini realizzati con sezione trasversale di 60 mm. Interessante risulta il confronto, a parità di connettore, per quanto riguarda le serie B-50 e B-60, dove i secondi risultano 2.18 e 2.80 volte i primi, a fronte di limitate variazioni della forza al picco. Il comportamento, per le due essenze lignee, si differenzia principalmente al variare della distanza del connettore dal bordo; per il faggio non si osservano particolari variazioni passando da valori di a_1 pari a $5d$ a valori superiori a $7d$, mentre si registrano

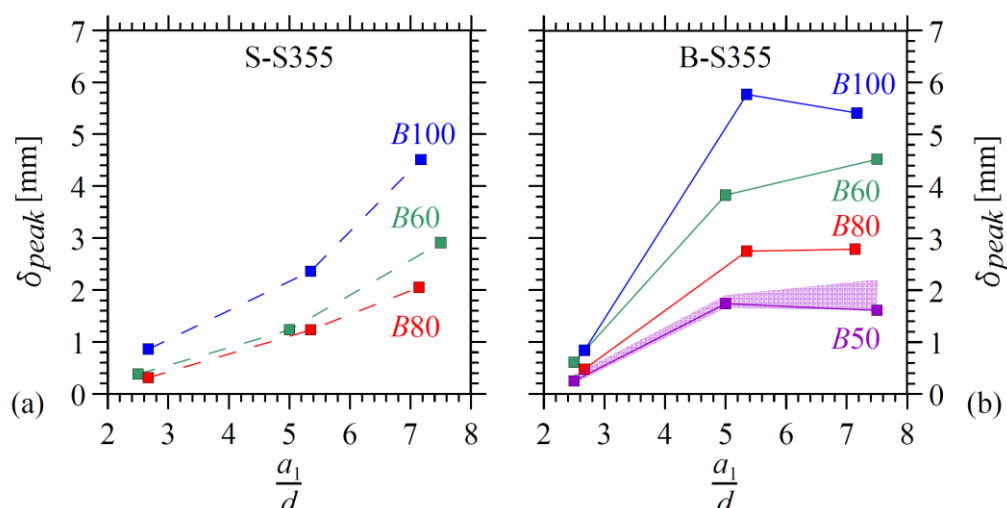


Fig. 2-21 Tipologia A. Valori di δ_{peak} , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

aumenti compresi tra il 66% e l'87% per quanto riguarda i campioni di abete. Questo dato va tuttavia contestualizzato rispetto all'incremento di F_{peak} , che risulta più marcato per i campioni in LVL di abete. I risultati appena esposti sono riportati, insieme al CoV, in Tab. 2.8 e Tab. 2.9.

La media degli spostamenti ultimi, per ogni geometria ed essenza lignea, è riportata in Fig. 2-22a per il microlamellare di abete ed in Fig. 2-22b per il microlamellare di faggio. Si sceglie di presentare i dati relativi alle sole distanze $a_1 > 5d$ in quanto, per la distanza $a_1 \sim 2.5d$, non si ritengono rappresentativi tali valori. Quest'ultimi, infatti, risultano caratterizzati da una modalità di rottura fragile a seguito del raggiungimento di F_{peak} . con successive riprese di carico fino a rottura del campione per plug shear.

Per quanto riguarda LVL di abete, si osservano decrementi dello spostamento ultimo di circa il 65% passando dalla distanza $a_1 = 7.5$ alla distanza $a_1 = 5d$. Dato che non sono state osservate deformazioni residue sui connettori si ritiene che tutta la deformazione sia da attribuire al legno, a fronte di un incremento modesto di capacità portante. Variazioni più contenute si sono registrate per i campioni in faggio con valori compresi tra il 10% e il 37%. In questo caso invece, soprattutto per le serie B-60 e B-100, sono state osservate importanti deformazioni residue sul connettore; deformazioni che si possono apprezzare se confrontate con i dati della serie B-80, caratterizzata da connettori più tozzi e quindi meno deformabili. Analoghe considerazioni possono essere effettuate per la serie B-50, la quale presenta una deformazione del connettore estremamente più contenuta della serie B-60. Sulla base di quanto detto si osserva un comportamento meno duttile dell'LVL di faggio rispetto all'LVL di abete.

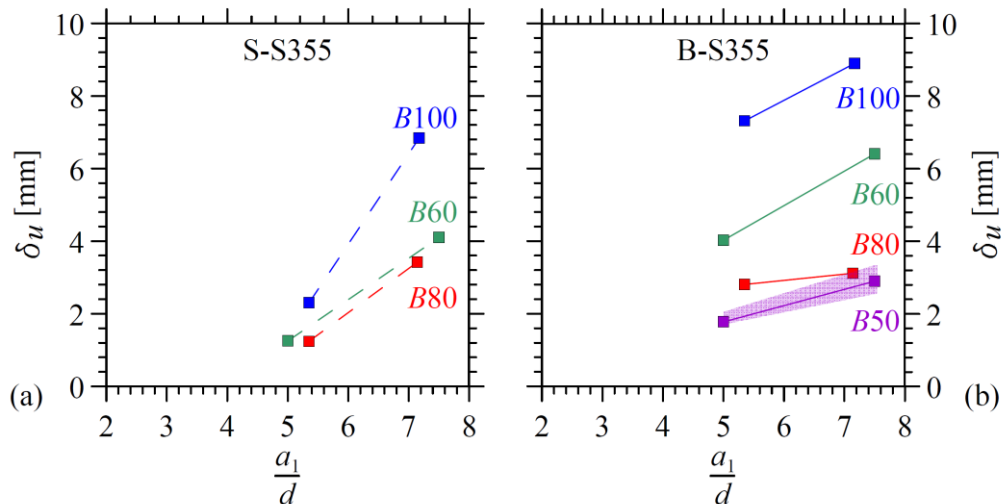


Fig. 2-22 Tipologia A. Valori di δ_u , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

2.4.5 Rigidezza della connessione e valutazione degli spostamenti

La deformabilità delle unioni nelle strutture lignee riveste una grande importanza sia nella valutazione delle deformazioni sia per il calcolo delle sollecitazioni nelle strutture iperstatiche. L'argomento, già introdotto nella sezione 2.3.6, verrà ora trattato in modo più esaustivo grazie ad una campagna sperimentale estesa a parità di coppia di serraggio. Vengono pertanto riportate nel seguito alcune considerazioni sulle seguenti rigidezze:

- K è la rigidezza tangente, con una correlazione superiore al 99%, nell'intervallo compreso tra il 10 e il 40% di F_{peak} e comunque non inferiore al 20-30% di F_{peak} ; i valori sono riportati in Tab. 2.6 e Tab. 2.7.
- K_{ser} è il modulo di scorrimento di servizio come riportato in EC5, ed è in genere utilizzato per il calcolo allo stato limite di esercizio. È definito come rigidezza secante al 40% di F_{peak} e può essere valutato con l'Eq. 2.4.
- K_u è il modulo di scorrimento ultimo come riportato in EC5, ed è in genere utilizzato per le verifiche a stato limite ultimo. È definito come rigidezza secante al 60% di F_{peak} , e può essere valutato come $K_u = 2/3 K_{ser}$.
- K_{peak} è la rigidezza secante in corrispondenza di F_{peak} .

A titolo esemplificativo vengono riportati in Fig. 2-23 le quattro rigidezze appena descritte per il campione B-60-S355-MTO-150-3. Il valore medio e il corrispettivo coefficiente di variazione, per ogni rigidezza e per ogni serie di prova, sono riportati in Tab. 2.11 e Tab. 2.12, rispettivamente per i campioni in LVL di faggio e LVL di abete.

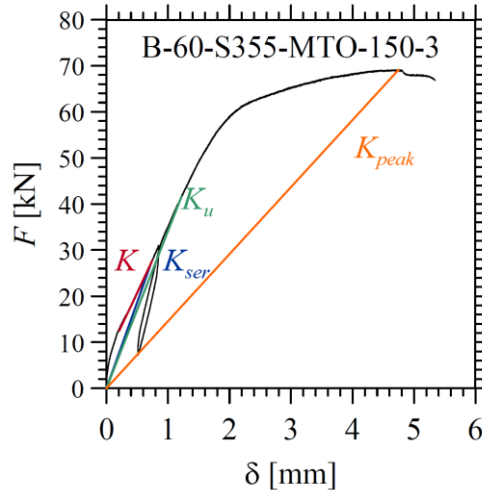


Fig. 2-23 Valori di K , K_{ser} , K_u e K_{peak} per il provino B-60-S355-MTO-150-3.

Tab. 2.11 Tipologia A: $B=60, 80$ e 100 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di K (\bar{K} , CoV_K), K_{ser} (\bar{K}_{ser} , $CoV_{K_{ser}}$), K_u (\bar{K}_u , CoV_{K_u}) e K_{peak} (\bar{K}_{peak} , $CoV_{K_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$) tra la rigidezza ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	K	CoV_K	\bar{K}_{ser}	$CoV_{K_{ser}}$	$Diff_1^{(a)}$	\bar{K}_u	CoV_{K_u}	$Diff_2^{(b)}$	\bar{K}_{peak}	$CoV_{K_{peak}}$
	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]
B-60-S355-MTO-50	65.8	27.9	66.9	44.3	54.8	57.8	42.8	101.0	47.9	38.4
B-60-S355-MTO-100	58.9	104.7	42.6	76.2	-1.2	34.9	43.8	21.1	17.8	11.6
B-60-S355-MTO-150	42.8	55.4	45.1	49.0	4.4	36.8	40.2	27.9	15.3	6.3
B-80-S355-MTO-75	111.1	25.6	130.5	51.9	115.9	120.3	43.5	198.6	103.0	31.4
B-80-S355-MTO-150	80.6	29.2	90.0	50.6	48.9	78.8	37.0	95.5	43.2	38.5
B-80-S355-MTO-200	78.7	37.5	91.8	70.8	51.9	78.3	47.1	94.3	42.2	32.0
B-100-S355-MTO-75	98.8	34.0	66.8	39.3	10.5	75.8	38.7	88.2	79.2	28.3
B-100-S355-MTO-150	34.9	49.7	32.6	38.3	-46.1	34.5	35.6	-14.5	22.2	4.9
B-100-S355-MTO-200	44.0	40.7	53.2	52.4	-12.1	47.9	46.9	18.8	24.6	41.8

(b) $Diff_1 = 100x(\bar{K}_{ser}-K_{ser,m})/K_{ser,m}$ con $K_{ser,m}$ calcolato con $\rho_k=851 \text{ kg/m}^3$;

(c) $Diff_2 = 100x(\bar{K}_u-K_{u,m})/K_{u,m}$ con $K_{u,m}$ calcolato con $\rho_k=851 \text{ kg/m}^3$;

Tab. 2.12 Tipologia A: $B=60, 80$ e 100 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di K (\bar{K} , CoV_K), K_{ser} (\bar{K}_{ser} , $CoV_{K_{ser}}$), K_u (\bar{K}_u , CoV_{K_u}) e K_{peak} (\bar{K}_{peak} , $CoV_{K_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di abete. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$) tra la rigidezza ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	K	CoV_K	\bar{K}_{ser}	$CoV_{K_{ser}}$	$Diff_1^{(a)}$	\bar{K}_u	CoV_{K_u}	$Diff_2^{(b)}$	\bar{K}_{peak}	$CoV_{K_{peak}}$
	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]
S-60-S355-MTO-50	30.8	53.3	42.5	57.8	89.2	33.0	39.9	120.7	27.3	32.6
S-60-S355-MTO-100	70.5	37.7	71.4	49.2	218.0	52.9	22.1	253.2	29.3	27.5
S-60-S355-MTO-150	24.4	56.5	29.3	35.4	30.7	26.9	39.5	79.8	14.3	42.4
S-80-S355-MTO-75	96.0	36.1	103.3	59.2	228.6	97.9	49.8	367.3	87.3	38.8
S-80-S355-MTO-150	113.6	58.6	131.4	83.9	318.0	93.2	51.8	345.0	58.9	26.6
S-80-S355-MTO-200	136.1	112.7	86.5	92.3	175.2	70.5	58.0	236.5	38.7	14.1
S-100-S355-MTO-75	59.3	15.8	37.7	7.4	20.1	42.9	2.0	104.9	43.9	18.6
S-100-S355-MTO-150	59.9	23.5	50.4	39.4	60.3	49.5	33.0	136.2	36.6	31.0
S-100-S355-MTO-200	42.9	51.4	40.2	55.1	27.8	40.1	49.4	91.2	21.6	42.0

(b) $Diff_1 = 100x(\bar{K}_{ser}-K_{ser,m})/K_{ser,m}$ con $K_{ser,m}$ calcolato con $\rho_k=550 \text{ kg/m}^3$;

(c) $Diff_2 = 100x(\bar{K}_u-K_{u,m})/K_{u,m}$ con $K_{u,m}$ calcolato con $\rho_k=550 \text{ kg/m}^3$;

2.4.5.1 K: Rigidezza tangente al 10-40% di F_{peak}

I risultati ottenuti in termini di rigidezza dell'unione nell'intervallo 10-40% di F_{peak} , sono riassunti in Fig. 2-24 rispettivamente per i campioni di abete e faggio. Tutti i provini sono stati realizzati senza applicare una coppia di serraggio, a differenza di quanto effettuato nella sezione 2.3. Si registrano pertanto dispersioni importanti sui risultati con CoV anche superiori al 100% come riportato in Tab. 2.11 e Tab. 2.12. Ad esempio, il campione S-80-S355-MTO-200-1 è caratterizzato da una resistenza iniziale estremamente elevata (360 kN/mm) fino al 35% di F_{peak} , per poi attestarsi a valori coerenti al resto della serie (50-70 kN/mm). Questo aspetto, marcato per carichi inferiori al 35% di F_{peak} , è principalmente dovuto a imperfezioni geometriche che non garantiscono una superficie di contatto uniforme tra connettore e legno. Pertanto, per i campioni B-60-S355-MTO-150-2 e B-80-S355-MTO-150-2 si è scelto di adottare i valori di K_2 , per coerenza su intervallo e valore di rigidezza.

Le rigidezze maggiori si registrano per i provini con sezione da 80 mm, connettore di diametro 28 mm e lunghezza 70 mm. Rigidezze minori si riscontrano su campioni con sezione da 100 mm, connettore di diametro 28 mm e lunghezza 90 mm, sia per i campioni in LVL di abete sia per quelli realizzati in faggio. In particolare, si osservano riduzioni comprese tra il 38% e il 68% per le serie su abete, e tra l'11% e il 57% per quelle su faggio. Questo comportamento è causato dalla maggiore snellezza del connettore che ne comporta una maggiore deformabilità. Le serie con sezione da 60 mm e connettore da 20 mm restituiscono le rigidezze più basse, a parità di distanza dal bordo, con l'eccezione della distanza $a_1 = 5d$. Questa tendenza, per la serie S-60-S355-100, può essere dovuta ad un CoV estremamente elevato (104%), influenzato esclusivamente dal test numero 2, che ne incrementa il valore medio del 59%.

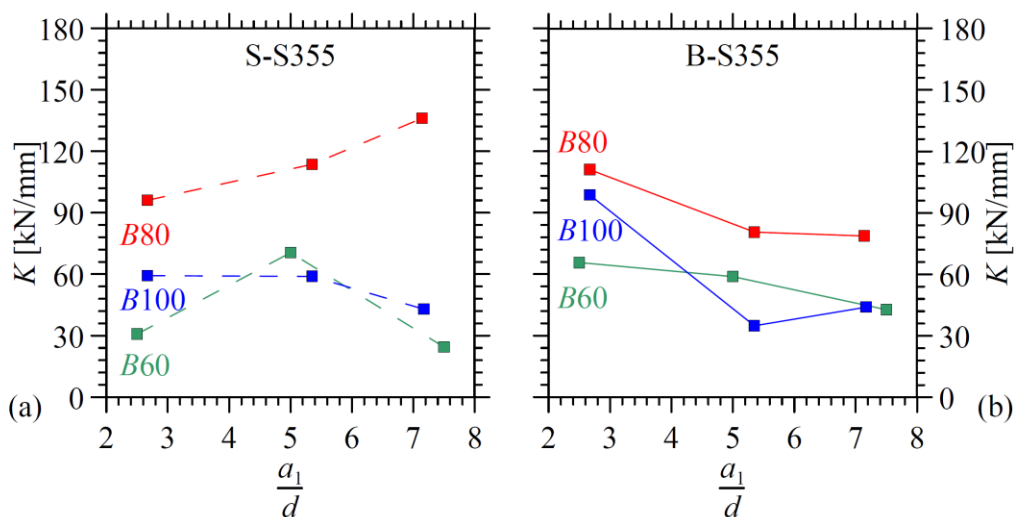


Fig. 2-24 Tipologia A. Valori di K , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

2.4.5.2 K_{ser} : Rigidezza secante allo SLE

Secondo EC5, per valutare il modulo di scorrimento di servizio K_{ser} , per mezzi di unione con spinotti si può utilizzare l'Eq. 2.4 valida per il doppio piano di taglio. Sostituendo il valore della massa volumica ottenuta dalle prove si ottengono, rispettivamente per faggio ed abete, valori di $K_{ser} = 43.17$ e 22.45 kN/mm per spinotti con $D = 20$ mm e $K_{ser} = 60.44$ e 31.44 kN/mm per spinotti con $D = 28$ mm. Da notare che la formula proposta non prende in considerazione alcuni parametri quali il tipo di unione, lo spessore dei legni e la classe di resistenza del connettore. Questo limite si osserva dai risultati sperimentali riportati in Fig. 2-25. Ad esempio, per LVL di faggio, e sezioni con lato da 80 mm, i valori sperimentali sono superiori del 50% rispetto a quelli analitici per le distanze $a_1 > 5d$ e addirittura del 116% per $a_1 = 2.5d$. Invece, a parità di rigidzze analitiche, i valori sperimentali delle serie con $B = 100$ mm risultano minori del 46% e del 12% rispettivamente per distanze $a_1 \sim 5d$ e $7d$. Una buona correlazione tra dati sperimentali e analitici si osserva per la serie con $B = 60$ mm e distanza $a_1 > 5d$; incrementi del 54% invece si registrano per $a_1 = 2.5d$.

Considerazioni analoghe possono essere estese ai provini realizzati in LVL di abete e i risultati sono riportati in Fig. 2-25a. Per questa essenza lignea i risultati sperimentali sono sempre superiori ai valori analitici; in particolare, la serie S-80 mostra incrementi compresi tra il 175% e 318% contro il 20-60% osservato sulla serie S-100. La serie S60 invece, registra differenze comprese tra il 30% ($a_1 = 7d$) e il 210 % ($a_1 = 5d$). Questi dati evidenziano una sottostima importante delle formulazioni analitiche per le serie con $B = 80$ mm, ma anche una scarsa correlazione con la massa volumica del campione. Infatti, le differenze tra le due essenze lignee, in termini di rigidzza appaiono piuttosto limitate.

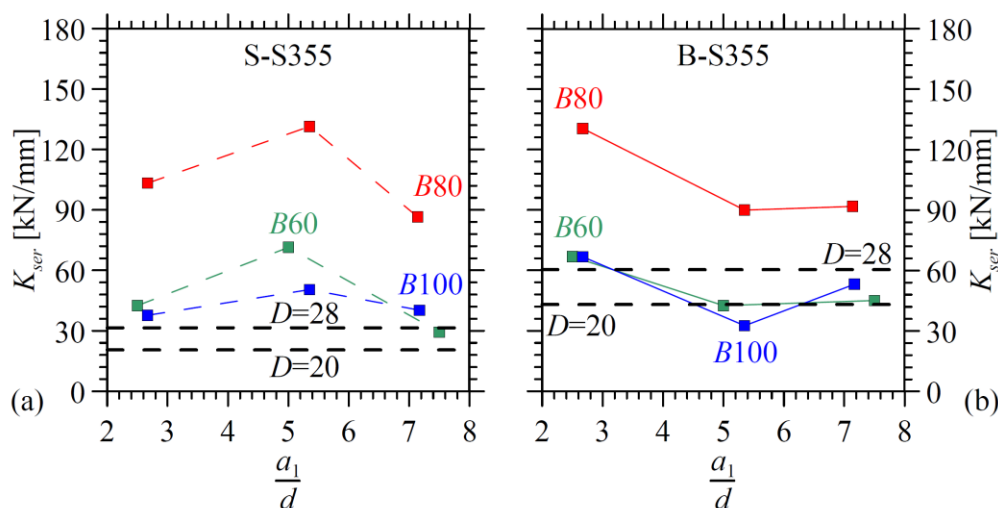


Fig. 2-25 Tipologia A. Valori di K_{ser} , per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Vengono riportati, in linea tratteggiata, i valori analitici di K_{ser} [EC5] al variare del diametro del connettore.

2.4.5.3 K_u : Rigidezza secante allo SLU

Per valutare il modulo di scorrimento ultimo K_u , generalmente impiegato per il calcolo delle sollecitazioni in strutture iperstatiche, EC5 propone la seguente formulazione:

$$K_u = 2/3K_{ser} \quad \text{Eq. 2.9}$$

con K_{ser} modulo di scorrimento di servizio valutato seguendo l'Eq. 2.4. Sostituendo il valore K_{ser} , rispettivamente per faggio ed abete, si ottiene $K_u = 28.78$ e 14.97 kN/mm per spinotti con $D = 20$ mm e $K_u = 40.30$ e 20.96 kN/mm per spinotti con $D = 28$ mm. Le considerazioni esposte per K_{ser} possono essere estese per le rigidezze K_u , che sono riportate in Fig. 2-26. In questo caso, la sola serie B-100-S355-MTO-150 è sovrastimata dalla legge analitica con differenze del 15%. In particolare, per quanto riguarda LVL di faggio, le rigidezze maggiori si riscontrano, a parità di sezione, per i campioni con $a_1 = 2.5d$ e per sezioni di lato 80 mm a parità di distanza dal bordo. Differenze percentuali importanti tra le leggi analitiche e i dati sperimentali si osservano nei campioni di abete con variazioni del 151%, 316% e 111%, rispettivamente per sezioni con $B = 60, 80$ e 100 mm.

2.4.5.4 K_{peak} : Rigidezza secante in corrispondenza di F_{peak}

Alcune considerazioni interessanti possono essere fatte sulla rigidezza secante in corrispondenza del picco, valutata come segue:

$$K_{peak} = F_{peak}/\delta_{peak} \quad \text{Eq. 2.10}$$

con F_{peak} e δ_{peak} rispettivamente la capacità portante dell'unione e lo spostamento al picco. I risultati sono riportati in Fig. 2-27a per i campioni in LVL di abete e in Fig. 2-27b per i campioni in LVL di

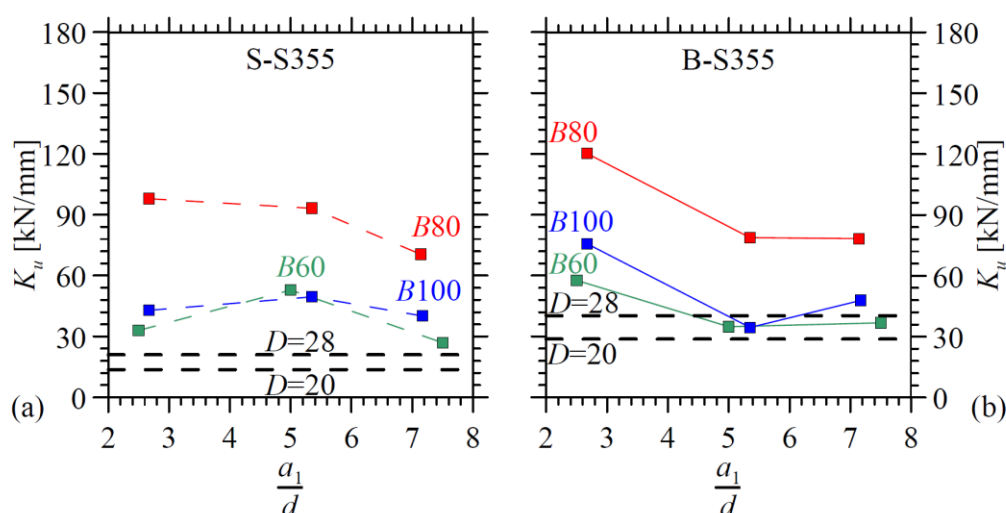


Fig. 2-26 Tipologia A. Valori di K_u per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Vengono riportati, in linea tratteggiata, i valori analitici di K_u [EC5] al variare del diametro del connettore.

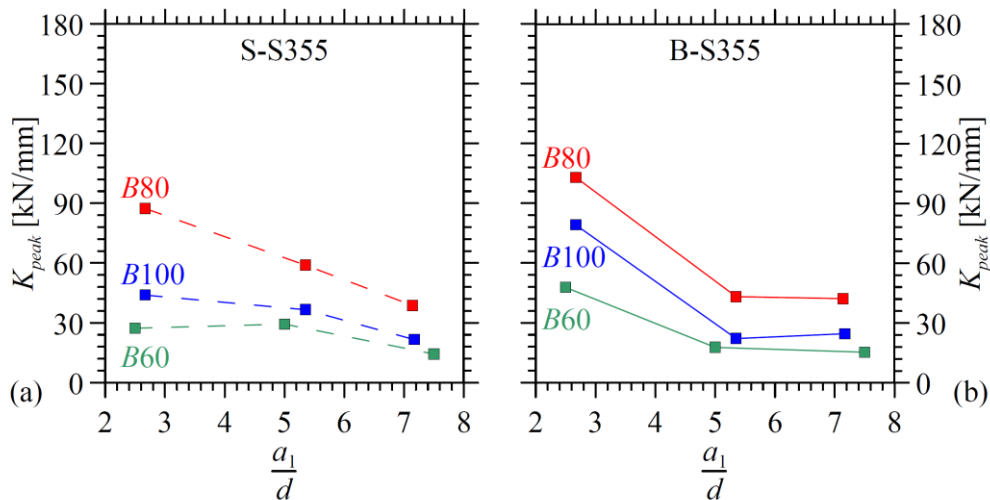


Fig. 2-27 Tipologia A. Valori di K_{peak} per ogni serie, al variare della distanza del connettore dal bordo: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

faggio. Rispetto alle rigidità fin qui presentate, si evince un comportamento pressoché lineare per i provini in abete con andamento decrescente all'aumentare della distanza del connettore dal bordo. Per quanto riguarda i provini realizzati in faggio invece, si evidenzia un comportamento decrescente passando da distanze $a_1 = 2.5d$ a $a_1 = 5d$, con decrementi del 63%, 58% e 72% rispettivamente per le serie con $B = 60, 80$ e 100 mm. Per distanze a_1 comprese tra $5d$ e $7.5d$, non si osservano differenze sostanziali. Anche i coefficienti di variazione risultano più contenuti rispetto alle valutazioni precedenti.

2.4.6 Conclusioni

Sono state eseguite 37 prove di trazione monotona su provini di LVL di abete e 40 prove su provini di LVL di faggio. Per ciascuna essenza lignea sono state studiate tre sezioni (60, 80 e 100 mm) e per ognuna sono state analizzate 3 distanze del connettore rispetto alla testa del provino ($\sim 2.5d$, $5d$ e $7.5d$). Tutte le connessioni sono state testate in assenza di precarico.

I risultati più significativi ottenuti dai test possono essere riassunti come segue.

- Sono stati osservati CoV di rigidità della connessione piuttosto elevati per entrambe le essenze lignee. Ciò suggerisce di utilizzare il precarico per controllare la deformabilità dell'unione, come già osservato alla sezione 2.3. A parità di diametro del connettore (28 mm), le unioni su sezione da 80 mm sono risultate più rigide rispetto a quelle realizzate con sezione da 100 mm. La snellezza del connettore, pertanto, sembra influenzare fortemente la risposta

elastica dell'unione. Questo aspetto non è tenuto in conto nella formulazione proposta in EC5 che tende a sovrastimare alcuni casi e penalizzarne fortemente altri.

- Su LVL di faggio, per la distanza terminale più piccola ($a_1/d \sim 2.5$), la capacità media (\bar{F}_{peak}) è risultata il 39%, 42% e il 53% di quella ottenuta per $a_1/d > 7$., rispettivamente per sezioni trasversali pari a 60, 80 e 100 mm ($a_2 = 1.5, 1.4$ e $1.8d$). Per $a_1/d \sim 5$, le considerazioni sono analoghe a quanto detto per $a_1/d > 7$. Su LVL di abete, per $a_1/d \sim 2.5$ la \bar{F}_{peak} risultava rispettivamente il 25%, 32% e il 42% di quella ottenuta per $a_1/d = 7,5$. Sono state osservate differenze anche per $a_1/d = 5$, la quale risultava compresa tra l'86 e il 92% di quella ottenuta per $a_1/d > 7$. Pertanto, per il microlamellare di faggio, la distanza $a_1 = 5d$ sembra essere sufficiente per sviluppare completamente la capacità portante dell'unione, a differenza di quanto indicato in EC5.
- Per la distanza $a_1/d > 7$ è stato osservato un decremento della capacità media (\bar{F}_{peak}), diminuendo la densità del legno del 35%, pari al 45%, 29% e 27%, rispettivamente per campioni con sezione 60, 80 e 100 mm.
- Per quanto riguarda l'LVL di abete, sono stati osservati decrementi dello spostamento ultimo di circa il 65%, passando dalla distanza $a_1 > 7$ alla distanza $a_1 \sim 5d$; non sono state riscontrate deformazioni residue sui connettori metallici. Variazioni più contenute si sono registrate per i campioni in faggio con valori compresi tra il 10% e il 37%. Per questa essenza lignea sono state osservate deformazioni plastiche sui connettori più snelli.
- Per i campioni con distanza terminale $a_1 \sim 2,5d$, l'attivazione di un meccanismo di rottura progressiva ha portato a una risposta inaspettatamente duttile. Al contrario, tutti i provini con $a_1 > 5d$, sono stati caratterizzati dalla completa perdita di capacità portante a seguito della formazione di lesioni sull'elemento ligneo. In molti casi l'unione è stata caratterizzata da elevate duttilità.
- Infine, sulla base della teoria di Johansen, sono state fornite stime della capacità di carico della connessione (vedi Eq. 2.1 e Eq. 2.2). Come atteso, la migliore previsione è stata ottenuta utilizzando il valore medio della massa volumica misurata su 8 provini.

La ricerca presentata intendeva esplorare le modalità di rottura che coinvolgono il solo legno. Per questo motivo sono state utilizzate barre filettate longitudinali di classe 12.9. Durante le prove, queste barre non hanno mai raggiunto il limite di snervamento. Sulla base del livello di carico raggiunto, l'utilizzo di barre filettate di classe 8.8 su elementi di LVL di faggio avrebbe comportato, per $a_1 \geq 5d$, la formazione di deformazioni plastiche all'interno della barra (ed in alcuni casi la rottura), con un

notevole aumento della duttilità. In alternativa, è possibile ottenere un comportamento duttile utilizzando LVL con una certa quantità di strati incrociati (Kobel et al., 2014b) o connettori con proprietà post-elastiche ottimizzate (Geiser et al., 2021)

La connessione testata si è rivelata idonea all'uso in strutture reticolari dove la progettazione è controllata principalmente dalla resistenza, piuttosto che dalla duttilità e dalla capacità di dissipazione. Elementi in LVL di faggio garantiscono prestazioni meccaniche molto elevate, che consentono di limitare le dimensioni sezionali delle aste, ma può risultare alquanto difficile da sfruttare in strutture di dimensioni ordinarie. Elementi in LVL di abete hanno mostrato un buon comportamento in termini di prestazioni meccaniche e un'ottima duttilità

BIBLIOGRAFIA

BAFU, Bundesamt für Umwelt, Jahrbuch Wald und Holz - Annuaire La forêt et le bois, Bundesamt für Umwelt, Bern, 2020.

Brose, Andrew Andrew John. "Peripheral timber applications for waste wood material in extreme climates and earthquake risk regions". Diss. Massachusetts Institute of Technology, 2018.

CEN, European committee for standardization. EN 1993-1-8:2005. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints.

CEN, European committee for standardization. EN 1995-1-1:2010-12. Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General –Common rules and rules for buildings.

CEN, European committee for standardization: EN 12512:2001. Timber structures - Test methods - Cyclic testing of joints made with mechanical fasteners.

CEN, European committee for standardization: EN 26891:1991. Timber structures - Joints made with mechanical fasteners - General principles for the determination of strength and deformation characteristics.

CEN, European committee for standardization: EN 383:2007. Timber Structures - Test methods - Determination of embedment strength and foundation values for dowel type fasteners.

CEN, European committee for standardization: EN 408:2010. Timber structures - Structural timber and glued laminated timber - Determination of some physical and mechanical properties.

Dill-Langer, Gerhard, and Simon Aicher. "Glulam composed of glued laminated veneer lumber made of beech wood: superior performance in compression loading." *Materials and Joints in Timber Structures*. Springer, Dordrecht, 2014. 603-613.

Eckelman, C. A. "Strength of furniture joints constructed with through-bolts and dowel-nuts." *Forest Products Journal* (1989).

Eckelman, C. A., and J. F. Senft. "Truss system for developing countries using small diameter roundwood and dowel nut construction." *Forest products journal* 45.10 (1995): 77.

Eckelman, Carl A. "Textbook of product engineering and strength design of furniture." *Purdue University, West Lafayette, Indiana* (2003): 65-67.

Erdil, Yusuf Z., Jilei Zhang, and Carl A. Eckelman. "Withdrawal and bending strength of dowel-nuts in plywood and oriented strandboard." *Forest products journal* 53.6 (2003): 54.

G. Dill-Langer, S. Aicher, Glulam composed of glued laminated veneer lumber made of
Gamerro, Julien, Jean François Bocquet, and Yves Weinand. "A calculation method for interconnected timber elements using wood-wood connections." *Buildings* 10.3 (2020): 61.

Geiser, Martin, M. Bergmann, and M. Follesa. "Influence of steel properties on the ductility of doweled timber connections." *Construction and Building Materials* 266 (2021): 121152.

Johansen, Knut W. "Theory of timber connections." *Int Assoc Bridge Struct Eng* 9 (1949): 249-262.

Knorz, Markus, and J. W. G. Van de Kuilen. "Development of a high-capacity engineered wood product-LVL made of European Beech (*Fagus sylvatica* L.)." *WCTE 2012: World Conference on Timber Engineering, Auckland, New Zealand, 15-19 July 2012*. 2012.

Kobel, Peter, Andrea Frangi, and René Steiger. "Dowel-type connections in LVL made of beech wood." *Timber Scientific Publishing, KIT Holzbau und Baukonstruktionen, proceedings of international network on timber engineering research-meeting*. Vol. 47. 2014b.

Kobel, Peter, Andrea Frangi, and Rene Steiger. "Timber trusses made of European beech LVL." *World Conference on Timber Engineering*. Aug. 2016.

Kobel, Peter, René Steiger, and Andrea Frangi. "Experimental analysis on the structural behaviour of connections with LVL made of beech wood." *Materials and Joints in Timber Structures*. Springer, Dordrecht, 2014a. 211-220.

Morgado, Telmo FM, et al. "Structural connections for small-diameter poles." *Journal of Structural Engineering* 139.11 (2013): 2003-2009.

Wolfe, Ronald W., John R. King, and Agron Gjinolli. *Dowel-nut connection in Douglas-fir peeler cores*. Vol. 586. US Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory, 2000.

3 TIPOLOGIA DI CONNESSIONE E: INSERTO AVVITATO

Con l'obiettivo di esplorare la fattibilità di una struttura reticolare spaziale composta da aste in LVL di faggio o abete e connessioni con nodi sferici in acciaio, questo capitolo riporta i risultati sperimentali dei test condotti sull'unione di tipologia E, introdotta nel Capitolo 1, e rappresentata in Fig. 3-1. In linea con quanto svolto nel Capitolo 2, il carico è stato applicato parallelamente alla fibratura dell'asta lignea. Dato il funzionamento meccanico dell'unione, in questa fase si è optato per effettuare prove esclusivamente di trazione monotona.

Come per la tipologia A, si è scelto di suddividere la campagna sperimentale in due fasi, al fine di indagare l'incidenza di alcuni parametri sul comportamento meccanico dell'unione.

Fase 1: I campioni di prova sono stati realizzati utilizzando elementi di LVL di faggio europeo e di LVL di abete rosso, con sezioni trasversali quadrate di lato 60, 80 e 100 mm. Sono stati utilizzati connettori di diametro esterno ($= D$) 25 mm e lunghezza variabile pari a 60, 80 e 100 mm ($= L$) mm. Queste scelte sono state effettuate per valutare il comportamento meccanico dell'unione in relazione all'essenza lignea e alla geometria del collegamento, soprattutto in termini di distanza del connettore dal bordo (a_2). Un ruolo determinante viene giocato anche dalla dimensione del preforo (vedi Fig. 3-2a), necessario per avvitare l'inserto nell'elemento ligneo. Per tale motivo si è scelto di replicare le prove appena discusse, passando da un foro di 22 mm (Large, "L") ad un foro di 20.5 mm (small, "S"). La campagna sperimentale vede quindi la realizzazione di 67 prove "pull-pull" di trazione su elementi di faggio; 33 delle quali con preforo di 22 mm e 34 con preforo di 20.5 mm. Su LVL di abete sono invece state realizzate 49 prove, 32 con preforo da 22 mm e 17 con preforo da 20.5 mm.

Fase 2: I campioni di prova sono stati realizzati utilizzando elementi di LVL di faggio europeo con sezioni trasversali quadrate di lato 50, 60 e 80 mm. Sono stati utilizzati connettori di diametro esterno ($= D$) pari a 16 e 22 mm e lunghezza ($= L$) pari a 50 o 100 mm. Per ogni geometria è stato fornito un confinamento trasversale, realizzato con 2 bulloni M8 posti perpendicolarmente tra loro.

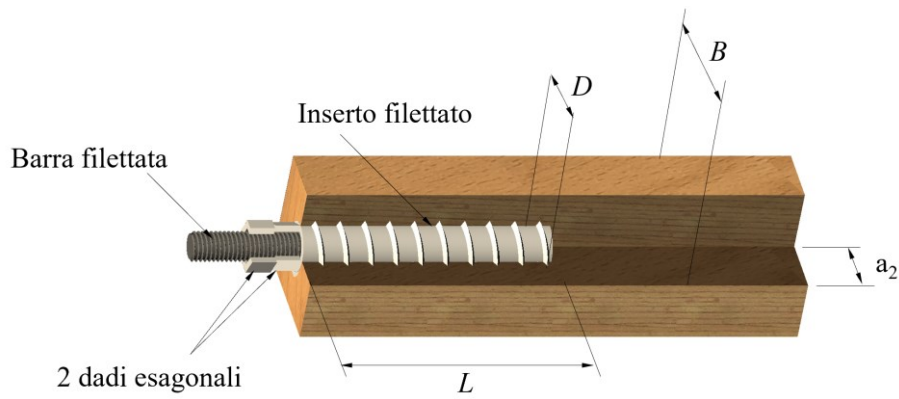


Fig. 3-1 Sezione assometrica del Giunto Tipologia E

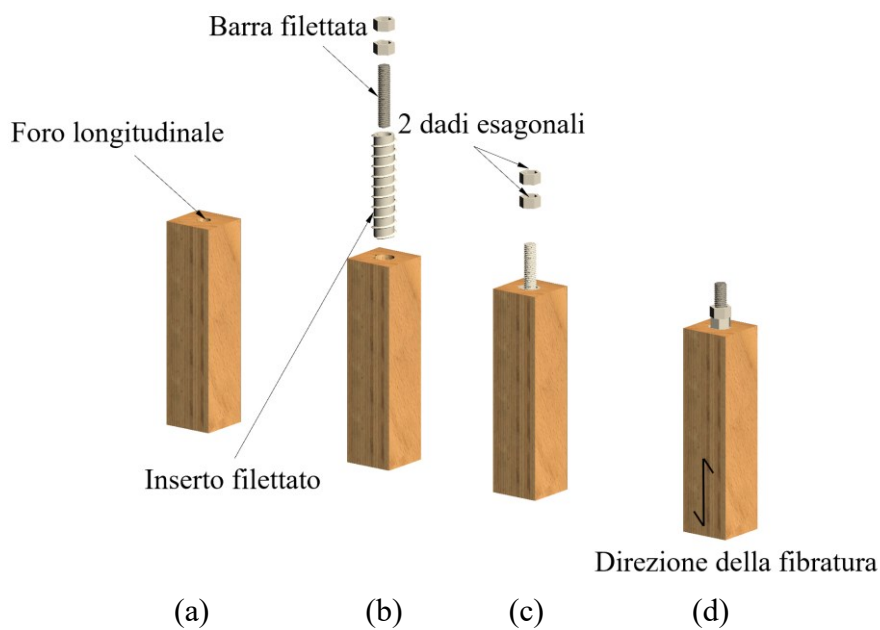


Fig. 3-2 Fasi di montaggio della connessione Tipologia E

Queste scelte sono state effettuate per valutare il contributo offerto dal confinamento della sezione trasversale, con l'obiettivo di limitare i meccanismi di rottura fragili per spacco. La campagna sperimentale vede quindi la realizzazione di 30 prove "pull-pull" di trazione su elementi di faggio non confinato e 15 test effettuati su campioni confinati.

Le fasi di realizzazione e montaggio della connessione, sono riportate in Fig. 3-2.

3.1 Stato dell'arte

In letteratura i giunti avvitati nel legno vengono affrontati secondo due approcci: il primo è basato sulle analisi di regressione dei dati sperimentali mentre il secondo è analitico, realizzato sulla teoria di Volkersen (Volkersen, 1938)

Il primo approccio, generalmente basato su vaste campagne sperimentali, conduce a formulazioni semplici che possono essere applicate nella progettazione. Un esempio di quanto appena detto è fornito da Blab et al. (2006), i quali hanno eseguito 800 test di estrazione su viti autofilettanti (self-tapping screws, STS). Attraverso un'analisi di regressione sono state proposte le equazioni per la determinazione del carico ultimo, della rigidità e dello spostamento ultimo tutt'ora adottate nell'EC5 (CEN, 2004). In particolare, all'interno dello studio sono stati investigati la lunghezza di penetrazione ($L < 120$ mm), il diametro ($6 \text{ mm} < D < 12$ mm), l'angolo di inclinazione della vite ($0^\circ < \alpha < 90^\circ$) e la densità del legno. Nel 2010, Blab et al. hanno inoltre analizzato il comportamento di barre filettate infisse in legni lamellari. In questo studio, i parametri indagati sono stati la lunghezza di infissione ($L = 200$ o 400 mm), il diametro ($D = 16$ o 20 mm) e l'angolo di inclinazione ($45^\circ < \alpha < 90^\circ$). Pirnbacher et al. (2009, 2010), oltre ai parametri suddetti, hanno investigato anche il contenuto di umidità, la temperatura e l'incidenza del preforo. In particolare, è stato proposto un fattore correttivo per tenere conto della variazione del contenuto di umidità, mentre la variazione di temperatura e preforo è stata ritenuta non significativa. Un'altra vasta campagna sperimentale è stata condotta da Ringhofer et al (2015), la quale ha visto l'esecuzione di oltre 8000 test per la determinazione della capacità ultima di "STS" in legni tradizionali, microlamellari (LVL) e lamellari incrociati CLT. Sono inoltre state eseguite 5500 prove per la determinazione della rigidità della connessione.

Secondo i risultati ottenuti da Uibel e Blass (2010), le distanze minime dai bordi del campione ligneo variano in funzione della geometria della vite a parità di diametro. Inoltre, a parità di geometria vi sono variazioni all'aumentare del diametro. Pertanto, hanno proposto un metodo basato sulla misura della forza di avvitamento, come alternativa ai metodi tradizionali di prova.

L'incidenza delle proprietà fisiche del legno viene invece analizzata da Ringhofer et al. (2013), dove sono stati valutati, oltre alla densità del legno, anche il numero di strati penetrati dalla vite. Attraverso una analisi stocastica di 1024 test sono stati proposti fattori correttivi per tener conto di questi parametri.

Dato che le formulazioni proposte da EC5 sono basate su test effettuati su provini di abete rosso (legno di conifera), Hubner et al. (2010) hanno effettuato 2571 prove su campioni di frassino europeo

($\rho_m = 500 \text{ kg/m}^3$) per poter valutare il comportamento meccanico dei connettori installati su legni di latifoglie. Le principali differenze sono state osservate al di fuori del loro campo di applicazione, ovvero per diametri superiori a 12 mm.

Molti quindi sono i contributi in letteratura per la caratterizzazione del comportamento meccanico di viti su legni massicci e lamellari, mentre risultano limitati i test condotti su legni innovativi come i microlamellari (LVL). Il tema viene affrontato in una vasta campagna sperimentale condotta da Brandner et al. (2019a), atta a studiare i legni di latifoglie, i quali vengono confrontati con l'abete rosso norvegese. Dai risultati si evince un aumento della resistenza all'estrazione non proporzionale con la densità, soprattutto per il faggio. Sulla base dei risultati ottenuti vengono quindi proposte alcune formulazioni empiriche. Alcune considerazioni circa il preforo, e le distanze dal bordo vengono effettuate sempre sempre da Brandner (2019b) in giunti di LVL di faggio.

Le formulazioni, ottenute all'interno degli studi presentati, risultano limitate alle geometrie ed ai parametri indagati. Inoltre, questi approcci non forniscono informazioni su alcuni aspetti come la distribuzione delle sollecitazioni lungo il connettore, nonché il comportamento meccanico della connessione. Per ovviare a tale limite sono stati sviluppati vari modelli, tutti basati sulla teoria di Volkersen. In particolare, Nakatani et al (2004, 2005) hanno esteso questa teoria a viti caricate assialmente ed infisse parallelamente o ortogonalmente alla direzione della fibratura. Questa estensione è basata su una serie di test pull-push condotti su legno lamellare di conifera e connettori "Lagscrew-bolt". Il diametro esterno di questi connettori varia generalmente tra 25 e 30 mm e sono caratterizzati da lunghezze comprese tra 50 a 280 mm. Le equazioni proposte dallo studio convergono bene ai risultati sperimentali ad eccezione delle lunghezze massime dove è stata osservata una sottostima del carico. Ulteriori modifiche alla teoria di Volkersen, sono state introdotte da Jensen et al (2010, 2012), per tenere in considerazione il danno causato dall'infissione della vite. Un'ulteriore modifica viene introdotta da Jensen et al (2011), dove viene utilizzato il "mean-stress failure criterion" anziché "maximum stress criterion". La geometria della filettatura è stata invece presa in considerazione da Stamatopoulos et al (2015), tuttavia gli effetti non sembrano rilevanti.

Barre filettate con snellezze elevate, ovvero con rapporti l/D fino a 30, sono state studiate da Stamatopoulos et al. (2015) in legni GL30c (prodotto ligneo con lamelle di 45 mm di abete norvegese). Lo studio ha visto l'esecuzione di 110 test, caratterizzati da varie lunghezze e vari angoli di infissione, ed i risultati sono stati confrontati con una procedura analitica basata sulla teoria di Volkersen. L'influenza della distanza dal bordo sulla capacità resistente dell'unione è stata presa in

considerazione da Nakatani and Walford (2010), grazie ad una campagna sperimentale condotta su “Lagscrew-bolt” con diametro di 25 mm e lunghezze comprese tra 120 e 270 mm, testati in condizioni di carico pull-pull. La connessione risultava infissa parallelamente alla fibratura in campioni di pino di Monterey e con distanza dal bordo pari a 1.5, 2 e $2.9D$. Per distanze dal bordo contenute, sono state riscontrate rotture per splitting, mentre sono state osservate modalità di estrazione per le distanze maggiori. Tuttavia, non sono state rilevate differenze sul carico ultimo al variare della modalità di rottura. Lo splitting è stato valutato dagli autori con un semplice metodo basato sulla geometria dell'unione, mentre l'estrazione è stata overstimata con la teoria di Volkersen. Ulteriori considerazioni sono state effettuate da Stamatopoulos et al (2018) a seguito di una sperimentazione di 16 campioni costituiti da coppie di barre filettate. In questo studio sono state variate le configurazioni, rispettando alternativamente le distanze dal bordo e gli interassi indicati dalle normative vigenti.

3.2 Materiali e metodologia di prova

Di seguito vengono presentati i materiali impiegati in questa ricerca, seguiti da una descrizione dei protocolli di carico e del set up di prova. La campagna sperimentale è volta alla caratterizzazione della rigidità, delle modalità di rottura, dello spostamento e delle capacità di carico dell'unione.

3.2.1 Inserto metallico

Gli inserti metallici impiegati per questa tipologia di unione sono prodotti da Rampa e sono contrassegnati con la sigla BL. Una rappresentazione, tratta dal manuale del produttore, dell'elemento metallico è riportata in Fig. 3-3 e in Tab. 3.1 sono riportate le dimensioni geometriche degli inserti impiegati. In particolare, gli elementi con diametro 16 mm sono stati utilizzati su provini di sezione 50 e 60 mm, quelli di diametro 22 mm su campioni di sezione 80 mm, mentre i diametri da 25 mm sono stati utilizzati su sezioni di lato 60,80 e 100 mm. Per quest'ultima tipologia sono state inoltre impiegate varie lunghezze ($L = 60,80$ e 100 mm). Gli inserti sono realizzati in accordo al Technical Assessment no. ETA-12/0481, rilasciato il 2019-02-04.

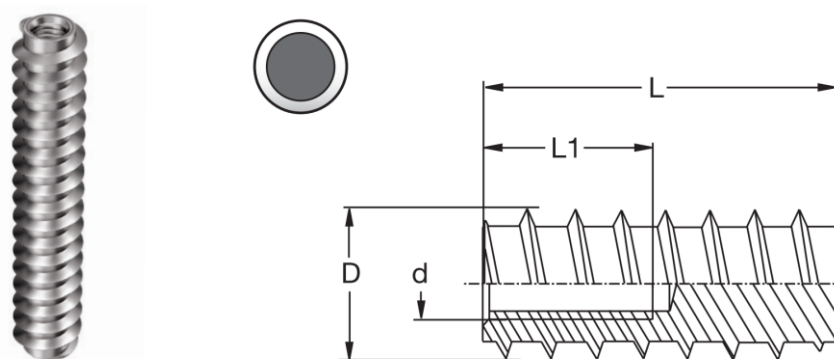


Fig. 3-3 Insetto tipologia unione E

Tab. 3.1 Geometria dell'inserto Rampa BL®.

L [mm]	D [mm]	d	Passo filettatura [mm]
50	16	M8	5
100	22	M12	5
60	25	M16	5
80	25	M16	5
100	25	M16	5

3.2.2 LVL di faggio e abete

Per quanto riguarda i materiali lignei, sono stati utilizzati campioni di microlamellare di faggio e di abete di sezione 60, 80 e 100 mm. Entrambi i prodotti sono realizzati da Pollmeier ed appartengono alla stessa partita utilizzata per la campagna sperimentale discussa nel Capitolo 2. Pertanto, si rimanda alla sezione 2.2.2 e 2.2.3 e a Tab. 2.2 e Tab. 2.3 per i risultati delle prove di caratterizzazione del materiale.

3.2.3 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara. Il setup di prova adottato è uguale a quello impiegato per la campagna sperimentale preliminare, riportato in sezione 1.3.

Anche in questa fase, lo scopo principale è quello di caratterizzare il comportamento del connettore in trazione. Di conseguenza, i test monotoni sono stati eseguiti secondo il protocollo di carico riportato in EN 26891 (CEN, 1991) la quale fornisce i principi generali per la determinazione delle caratteristiche di resistenza e di deformabilità di collegamenti realizzati tramite elementi meccanici. Il protocollo di carico prevede un precarico in campo elastico a circa il 40% del carico di rottura del collegamento, un successivo scarico al 10 % per eliminare tutti i giochi insiti nel set up di prova, ed un successivo ricarico fino a rottura. Il carico ultimo Fest è stato valutato con alcuni test preliminari.

La velocità di prova è stata assunta costante in tutte le prove e pari a circa $0.2f_{est}$ per minuto. La durata delle prove è di circa 10-15 min. In quasi tutte le prove si è osservato un comportamento degradante una volta raggiunto il picco, caratterizzato dalla geometria dell'inserto; per cogliere questo comportamento si è pertanto scelto di terminare i test a spostamenti compresi tra 15 e 20 mm.

3.3 Caratteristiche e denominazione dei provini

In tutte le prove è stata utilizzata una barra filettata metrica di classe 12.9 (snervamento nominale $f_{yb} = 1080$ MPa e carico di rottura $f_{tb} = 1200$ MPa), per collegare l'inserto al banco prova. Ciò esclude lo snervamento o la rottura della barra filettata. Il diametro della barra è funzione del diametro dell'inserto, ovvero della filettatura metrica interna. Sono state testate diverse geometrie, variando la sezione trasversale del provino in legno, il diametro del connettore e la sua lunghezza.

Gli inserti con diametro esterno 25 mm sono stati testati su sezioni con lato da 60, 80 e 100 mm, al variare della lunghezza ($L = 60, 80$ e 100 mm) e per entrambe le essenze lignee. La variazione della sezione trasversale, a parità di diametro dell'inserto, permette di valutare l'influenza della distanza del connettore dal bordo del campione a_2 . Quindi verranno analizzate distanze a_2 pari a $1.2D$, $1.6D$ e $2D$, dove d è il diametro dell'inserto. Per ogni geometria sono stati effettuati 4 test monotoni di trazione, con la sola eccezione dei campioni con sezione da 60 mm. A causa delle limitate distanze dal bordo, infatti, sono state riscontrate alcune difficoltà nell'avvitamento dell'inserto che hanno portato alla rottura prematura di alcuni campioni.

Oltre a questi gruppi di campioni, si è scelto di testare gli inserti di diametro $D = 16$ mm e lunghezza $L = 50$ mm, su provini di LVL di faggio di sezione 50 e 60 mm. Infine, si è valutato il comportamento degli inserti di diametro 22 mm e lunghezza 100 mm su provini di faggio con sezione 80 mm. Questi 3 casi consentono di indagare distanze dal bordo a_2 pari rispettivamente a $1.56D$, $1.88D$ e $1.81D$, e per ogni geometria sono stati effettuati 10 test monotoni di trazione. Vale la pena notare che nessuna geometria rispetta la distanza minima dal bordo a_2 , pari a $4d$ prescritta in EC5 (CEN,2010). Per tale motivo, su queste 3 geometrie, sono stati effettuati altri 15 test, applicando un confinamento trasversale alla sezione lignea per mezzo di 2 bulloni M8.

Per ciascun provino è stato adottato un layout di prova simmetrico con due connessioni terminali uguali. In questa configurazione, la distanza dei connettori l'uno dall'altro risulta sempre maggiore di 600 mm (cioè da 6 a 10 volte la dimensione della sezione trasversale dell'elemento LVL). Pertanto, si può ragionevolmente presumere che nella parte intermedia di ciascun provino si sia verificata una

distribuzione uniforme delle sollecitazioni, senza alcuna influenza reciproca delle connessioni terminali.

I risultati presentati di seguito si riferiscono, per ciascun provino, alla connessione che ha raggiunto la rottura. Per identificare ogni test, viene utilizzata la seguente etichetta:

Specie lignea - Sezione LVL – Diametro esterno dell'inserto e preforo - Lunghezza della boccola - Numero della prova,

dove:

- Specie lignea = B (indica il Faggio, Beech); o S (indica l'abete, Spruce)
- Sezione LVL, B = 50, 60, 80 e 100 mm
- Diametro esterno del connettore = D16, D22 e D25; per i diametri da 25 mm si inserisce anche la lettera S o L per indicare il preforo di 20.5mm (S, small) o il preforo di 22 mm (L, large).
- Lunghezza della boccola, L = 50, 60, 80 e 100 mm
- Numero del test = 1, 2, ...

3.4 Prove sperimentali

Di seguito vengono presentati i risultati della campagna sperimentale effettuata su collegamenti acciaio-legno con inserto avvitato. I dati raccolti saranno suddivisi in funzione del diametro dell'inserto. Durante l'intera campagna sperimentale sono state osservate modalità di rottura per estrazione dell'inserto, senza la formazione di lesioni sul campione ligneo, e modalità di rottura contraddistinte dalla formazione di lesioni a seguito del raggiungimento della capacità portante. Tali lesioni sono state osservate sia parallelamente sia ortogonalmente alla laminazione e hanno interessato l'intera sezione ovvero solo una porzione limitata. Nella maggior parte dei casi, tali lesioni non hanno comportato la completa perdita di capacità portante dell'unione e il test è proseguito con l'estrazione graduale dell'inserto. Una rappresentazione delle modalità di rottura individuate è riportato in Fig. 3-4; ad ognuna è stato assegnato un numero romano con il quale sarà possibile associare ad ogni prova la corrispondente modalità di rottura (vedi ad esempio Tab. 3.2). Per tutte le prove non sono state osservate deformazioni residue negli inserti metallici. Una foto di un connettore al termine della prova è riportata in Fig. 3-5, da cui è possibile osservare la presenza di materiale ligneo all'interno della filettatura; caratteristica comune per tutte le prove e per entrambe le essenze lignee.

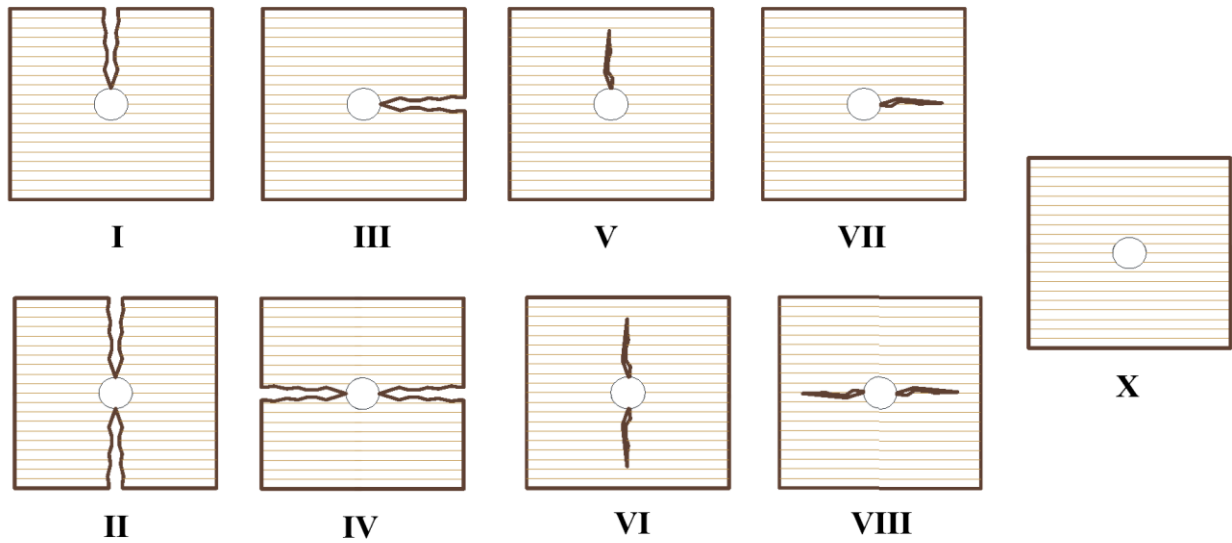


Fig. 3-4 Tipologia E: modalità di rottura osservate nelle prove



Fig. 3-5 Insetto avvitato ($D = 25$ mm) al termine della prova.

3.4.1 Diametro esterno 25 mm e preforo da 22 mm

I risultati principali di questi test sono riassunti di seguito separatamente per le tre dimensioni delle sezioni trasversali indagate: $B = 60, 80$ e 100 mm. Si rimanda il lettore rispettivamente a Tab. 3.2 e Tab. 3.3 per la matrice riassuntiva dei test condotti su LVL di faggio e di abete rosso. I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni sezione trasversale, rispettivamente in Fig. 3-6, Fig. 3-9 e Fig. 3-11; a sinistra sono riportati i grafici delle prove su abete e a destra i test condotti su faggio. Alcune considerazioni verranno effettuate in termini di rigidità della risposta $F-\delta$, spostamenti di picco e capacità portante dell'unione.

Tab. 3.2 tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 22 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezioni trasversali $B=60, 80$ e 100 mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}		K_{j2}	
1	B-60-D25L-60-1	60	M16	60	25	33.2	22.1	0.51	I	118	20-40		
2	B-60-D25L-60-2	60	M16	60	25	31.8	21.2	0.72	X	140	20-40		
3	B-60-D25L-60-3	60	M16	60	25	38.4	25.6	0.33	II	138	30-70		
4	B-60-D25L-80-1	60	M16	80	25	44.9	22.4	0.56	II	166	10-40		
5	B-60-D25L-80-2	60	M16	80	25	53.1	26.5	0.45	II	183	10-40		
6	B-60-D25L-80-3	60	M16	80	25	51.9	25.9	0.38	II	299	10-40	140	45-80
7	B-60-D25L-100-1	60	M16	100	25	47.5	19.0	0.66	III	131	10-40		
8	B-60-D25L-100-2	60	M16	100	25	56.1	22.4	0.51	IV	162	15-40		
9	B-60-D25L-100-3	60	M16	100	25	60.8	24.3	0.39	III+I	421	10-30	220	30-50
10	B-80-D25L-60-1	80	M16	60	25	35.5	23.7	0.56	III	200	15-40		
11	B-80-D25L-60-2	80	M16	60	25	34.4	22.9	0.78	III	114	10-40		
12	B-80-D25L-60-3	80	M16	60	25	33.4	22.3	0.58	VI	147	15-40		
13	B-80-D25L-60-4	80	M16	60	25	34.1	22.8	0.53	X	153	20-40		
14	B-80-D25L-80-1	80	M16	80	25	44.2	22.1	0.69	III	131	10-40		
15	B-80-D25L-80-2	80	M16	80	25	49.0	24.5	0.63	II	225	15-40		
16	B-80-D25L-80-3	80	M16	80	25	48.0	24.0	0.40	X	226	10-40		
17	B-80-D25L-80-4	80	M16	80	25	50.7	25.3	0.68	X	126	10-40		
18	B-80-D25L-100-1	80	M16	100	25	42.5	17.0	0.93	I	117	10-40		
19	B-80-D25L-100-2	80	M16	100	25	36.5	14.6	0.57	X	244	10-40		
20	B-80-D25L-100-3	80	M16	100	25	51.2	20.5	0.67	I	76	10-40		
21	B-80-D25L-100-4	80	M16	100	25	42.7	17.1	0.84	III	100	20-40		
22	B-100-D25L-60-1	100	M16	60	25	38.2	25.5	0.52	X	187	15-40		
23	B-100-D25L-60-2	100	M16	60	25	32.1	21.4	0.47	X	162	10-40		
24	B-100-D25L-60-3	100	M16	60	25	43.7	29.2	0.62	X	116	10-40		
25	B-100-D25L-60-4	100	M16	60	25	33.8	22.5	0.44	X	183	20-40		
26	B-100-D25L-80-1	100	M16	80	25	48.3	24.2	0.68	X	169	10-40		
27	B-100-D25L-80-2	100	M16	80	25	39.2	19.6	0.45	X	285	10-40		
28	B-100-D25L-80-3	100	M16	80	25	47.4	23.7	0.34	X	224	30-70		
29	B-100-D25L-80-4	100	M16	80	25	40.9	20.4	0.40	X	144	30-70		
30	B-100-D25L-100-1	100	M16	100	25	45.6	18.2	0.69	X	169	10-40		
31	B-100-D25L-100-2	100	M16	100	25	36.7	14.7	0.61	X	99	10-40		
32	B-100-D25L-100-3	100	M16	100	25	40.4	16.1	0.53	X	212	10-40		
33	B-100-D25L-100-4	100	M16	100	25	34.0	13.6	0.45	X	167	30-60		

^(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

Tab. 3.3 Tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 22 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di abete e sezioni trasversali $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}		K_{j2}	
1	S-60-D25L-60-1	60	M16	60	25	9.3	6.2	0.33	II	49	10-40		
2	S-60-D25L-60-2	60	M16	60	25	10.6	7.1	0.40	II	64	15-40		
3	S-60-D25L-80-1	60	M16	80	25	13.5	6.8	0.16	II	124	10-40		
4	S-60-D25L-80-2	60	M16	80	25	15.8	7.9	0.17	II	117	20-40		
5	S-60-D25L-100-1	60	M16	100	25	21.8	8.7	0.35	I	105	20-40		
6	S-60-D25L-100-2	60	M16	100	25	18.6	7.4	0.24	II	135	10-40		
7	S-60-D25L-100-3	60	M16	100	25	17.8	7.1	0.21	II	334	20-40		
8	S-60-D25L-100-4	60	M16	100	25	20.6	8.2	0.44	II	85	20-40		
9	S-80-D25L-60-1	80	M16	60	25	16.8	11.2	0.37	X	103	10-25		
10	S-80-D25L-60-2	80	M16	60	25	13.2	8.8	0.63	I	106	10-40		
11	S-80-D25L-60-3	80	M16	60	25	16.6	11.0	0.29	X	114	35-60		
12	S-80-D25L-60-4	80	M16	60	25	14.0	9.3	0.46	X	58	20-40		
13	S-80-D25L-80-1	80	M16	80	25	16.7	8.3	0.36	I	165	20-40		
14	S-80-D25L-80-2	80	M16	80	25	16.2	8.1	0.39	V	147	10-40		
15	S-80-D25L-80-3	80	M16	80	25	19.8	9.9	0.27	I	194	30-45		
16	S-80-D25L-80-4	80	M16	80	25	11.8	5.9	0.31	II	75	15-40		
17	S-80-D25L-100-1	80	M16	100	25	21.9	8.8	0.35	I	171	10-40		
18	S-80-D25L-100-2	80	M16	100	25	23.7	9.5	0.30	I	145	10-40		
19	S-80-D25L-100-3	80	M16	100	25	20.6	8.2	0.38	I	150	20-40		
20	S-80-D25L-100-4	80	M16	100	25	23.1	9.2	0.24	II	126	20-40		
21	S-100-D25L-60-1	100	M16	60	25	17.6	11.7	0.39	X	85	20-40		
22	S-100-D25L-60-2	100	M16	60	25	14.1	9.4	0.43	X	65	20-40		
23	S-100-D25L-60-3	100	M16	60	25	15.6	10.4	0.29	X	74	20-40		
24	S-100-D25L-60-4	100	M16	60	25	17.6	11.7	0.33	X	103	10-40		
25	S-100-D25L-80-1	100	M16	80	25	17.1	8.5	0.35	X	78	20-40		
26	S-100-D25L-80-2	100	M16	80	25	17.6	8.8	0.31	X	203	20-40		
27	S-100-D25L-80-3	100	M16	80	25	22.3	11.1	0.35	I	149	35-55		
28	S-100-D25L-80-4	100	M16	80	25	18.3	9.2	0.34	X	89	15-40		
29	S-100-D25L-100-1	100	M16	100	25	25.7	10.3	0.36	X	108	15-40		
30	S-100-D25L-100-2	100	M16	100	25	20.3	8.1	0.22	I	216	40-50		
31	S-100-D25L-100-3	100	M16	100	25	23.1	9.2	0.20	X	247	25-50		
32	S-100-D25L-100-4	100	M16	100	25	22.2	8.9	0.42	X	135	10-40		

^(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

Tab. 3.4 Tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 22 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezioni trasversali $B=60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(a)}$ [%]	$Diff_2^{(b)}$ [%]	$Diff_3^{(c)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
B-60-D25L-60	1,2,3	34.5	10.1	-53.8	-76.9	-44.7	0.52	38.3
B-60-D25L-80	4,5,6	50.0	8.9	-58.7	-78.8	-50.6	0.47	19.6
B-60-D25L-100	7,8,9	54.8	12.3	-54.0	-75.8	-45.0	0.52	26.4
B-80-D25L-60	10,11,12,13	34.4	2.5	-53.6	-76.8	-44.6	0.61	18.0
B-80-D25L-80	14,15,16,17	48.0	5.7	-57.0	-77.9	-48.6	0.60	22.9
B-80-D25L-100	18,19,20,21	43.2	14.0	-41.6	-69.3	-30.2	0.75	21.5
B-100-D25L-60	22,23,24,25	37.0	14.1	-56.9	-78.5	-48.5	0.51	15.3
B-100-D25L-80	26,27,28,29,	44.0	10.4	-53.1	-75.8	-43.9	0.47	31.4
B-100-D25L-100	30,31,32,33	39.2	12.7	-35.6	-66.1	-23.0	0.57	17.5

(a) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

(b) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.3.

(c) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm,meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm,meas}$ calcolato con $\rho_{m,meas} = 851 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

Tab. 3.5 Tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 22 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di abete e sezioni trasversali $B=60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(a)}$ [%]	$Diff_2^{(a)}$ [%]	$Diff_3^{(c)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
S-60-D25L-60	1,2	9.9	9.6	21.4	-65.2	35.3	0.36	14.0
S-60-D25L-80	3,4	14.6	10.9	6.6	-68.5	18.9	0.17	2.8
S-60-D25L-100	5,6,7,8	19.7	9.3	-3.1	-70.7	8.0	0.31	33.8
S-80-D25L-60	9,10,11,12	15.1	12.1	-20.3	-77.1	-11.2	0.44	33.5
S-80-D25L-80	13,14,15,16	16.1	20.5	-3.0	-71.3	8.1	0.33	16.2
S-80-D25L-100	17,18,19,20	22.3	6.2	-14.5	-74.2	-4.7	0.32	19.0
S-100-D25L-60	21,22,23,24	16.2	10.4	-25.7	-78.7	-17.2	0.36	17.6
S-100-D25L-80	25,26,27,28	18.8	12.6	-17.0	-75.5	-7.5	0.34	6.0
S-100-D25L-100	29,30,31,32	22.8	9.8	-16.3	-74.7	-6.6	0.30	35.1

(a) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 480 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

(b) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 480 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.3.

(c) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm,meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm,meas}$ calcolato con $\rho_{m,meas} = 550 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

3.4.1.1 Sezione $B = 60$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con $B = 60$ mm ed inserto di diametro esterno 25 mm con filettatura interna M16. Per ogni essenza lignea sono state testate 3 lunghezze del connettore metallico pari a 60, 80 e 100 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a 30 mm ($= 1.2D$), inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $4D$ prescritta in EC5 (CEN, 2010)

3.4.1.1.1 Caso $L = 60 \text{ mm}$

Per inserti con lunghezza 60 mm sono state eseguite 2 prove su campioni di LVL di abete e 3 su LVL di faggio. Delle iniziali 4 prove previste per ogni essenza lignea, alcune hanno mostrato la formazione di lesioni durante l'avvitamento dell'inserto. Questo comportamento è dovuto al ridotto rapporto tra sezione trasversale e diametro esterno del connettore ($a_2 = 1.2d$). Le curve carico-spostamento sono riportate in Fig. 3-6a e Fig. 3-6b rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. Con la sola eccezione del campione B-60-S25L-60-3, che è stato caratterizzato da un comportamento fragile a rottura, gli altri campioni hanno mostrato un comportamento degradante con successiva ripresa di carico per spostamenti superiori a 4.5 mm. In particolare, in corrispondenza della forza di picco F_{peak} , sono state osservate delle lesioni parallele alla fibratura che hanno interessato l'intera sezione o una sua parte, come mostrato in Fig. 3-7. La formazione di lesioni, in quasi tutti i casi, non è sufficiente per portare al collasso l'unione ed è stata osservata, successivamente, una graduale estrazione del connettore. Il valore medio di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL di abete è risultato il 71% più piccolo rispetto ai campioni di LVL di faggio (vedi Tab. 3.4 e Tab. 3.5), mentre il CoV di F_{peak} è apparso sostanzialmente invariato con valori che si attestano nell'intorno del 10%. In termini di spostamento medio di picco δ_{peak} , è stata registrata una diminuzione del 31% passando da faggio ad abete.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 120 e 140 kN/mm (vedi Tab. 3.2). Valori dimezzati si sono stati osservati sui provini realizzati in abete, dove sono stati ottenuti valori di rigidezza compresi tra 50 e 60 kN/mm. In entrambi i casi la dispersione, in termini di rigidezza, risulta contenuta.

3.4.1.1.2 Caso $L = 80 \text{ mm}$

Per lunghezze $L = 80 \text{ mm}$ (Fig. 3-6c e Fig. 3-6d), è stato osservato un aumento della capacità portante dell'unione, sia per i campioni in abete sia per quelli in faggio, con incrementi rispettivamente del 68% e 45%. Non sono state riscontrate invece particolari variazioni per i coefficienti di variazione in termini di F_{peak} , con valori compresi tra 8.9% e 10%. A parità di lunghezza del connettore, invece, il valore medio e il CoV di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL di abete è stato il 71% più piccolo e il 22% più grande rispetto a quelli prodotti in LVL di faggio. Anche lo spostamento corrispondente a F_{peak} è stato influenzato notevolmente dall'essenza lignea, risultando nel caso del faggio quasi 2.8 volte superiore a quello ottenuto con l'abete. Nel primo caso il CoV di δ_{peak} è risultato del 9.6% contro un 2.8% del secondo.

Tutte le modalità di rottura sono state caratterizzate da lesioni parallele alla fibratura che interessano l'intera sezione. Per i campioni realizzati in LVL di faggio, queste lesioni hanno prodotto un rapido

degrado dell'unione, con perdite di carico pari a circa l'80% di F_{peak} . Per il provino numero 3, la lesione ha determinato la rottura del collegamento, mentre per gli altri è stata osservata una capacità resistente residua comunque inferiore a 10 kN. Un comportamento più duttile è stato registrato per i provini in abete, con degrading di resistenza più contenuti a parità di lesioni. Un esempio di modalità di rottura, per entrambe le essenze, è riportato in Fig. 3-7.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 170 e 180 kN/mm, con la sola eccezione del provino numero 3, che ha evidenziato una notevole rigidezza nel tratto iniziale fino al 40% di F_{peak} , per poi degradare a 140 kN/mm, in linea con i valori ottenuti all'interno della serie. Rigidezze minori sono state osservate sui campioni in LVL di abete, con valori pari a 120 kN/mm. All'aumentare della lunghezza dell'inserto quindi, si registrano incrementi di rigidezza. Anche per questa geometria, sono stati effettuati meno test di quelli programmati, inquanto alcuni campioni hanno mostrato la formazione di lesioni durante l'avvitamento dell'inserto.

3.4.1.1.3 Caso $L = 100$ mm

Per lunghezze dell'inserto pari a 100 mm (Fig. 3-6e e Fig. 3-6f), è stato osservato un aumento della capacità resistente, sia per i provini in LVL di abete sia per quelli in LVL di faggio. In particolare, si sono registrati incrementi rispettivamente del 35% e del 10% e non sono state registrate dispersioni significative dei risultati. A parità di distanza invece, è stata osservata una capacità portante, per il faggio, 2.8 volte superiore a quella dell'abete, in linea con i casi precedentemente esposti. In termini di spostamento medi di picco δ_{peak} , sono stati osservati valori pari a 0.52 mm per il faggio e 0.31 mm per l'abete, con differenze relative del 40%. Per quanto riguarda i provini realizzati in LVL di abete, la modalità di rottura è stata caratterizzata da una lesione parallela alla laminazione ed in tre casi su quattro lo spacco ha interessato l'intera sezione del campione. In tutti i casi la formazione della lesione non ha determinato la rottura fragile dell'unione; una redistribuzione interna delle azioni ha quindi permesso l'estrazione dell'inserto a fronte di un degrado lineare. Quanto sin qui detto non si può esteso al faggio. Ad esempio, una lesione parallela ed una ortogonale alla laminazione, hanno condotto ad una rottura fragile il campione 3 (vedi Fig. 3-7f), mentre uno spacco ortogonale lungo l'intera sezione, ha determinato una repentina perdita di rigidezza post picco per la prova numero 2. La lesione ortogonale di prova 1 invece, ha permesso una redistribuzione interna degli sforzi garantendo un comportamento degradante dolce, in linea con le modalità di rottura osservate su campioni di abete.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica dell'unione, sono stati osservati valori dispersi, ed in particolare le prove numero 3, di entrambe le essenze lignee, sono state caratterizzate da rigidezze

estremamente elevate. I restanti valori sono in linea a quelli presentati per gli inserti di lunghezza 80 mm.

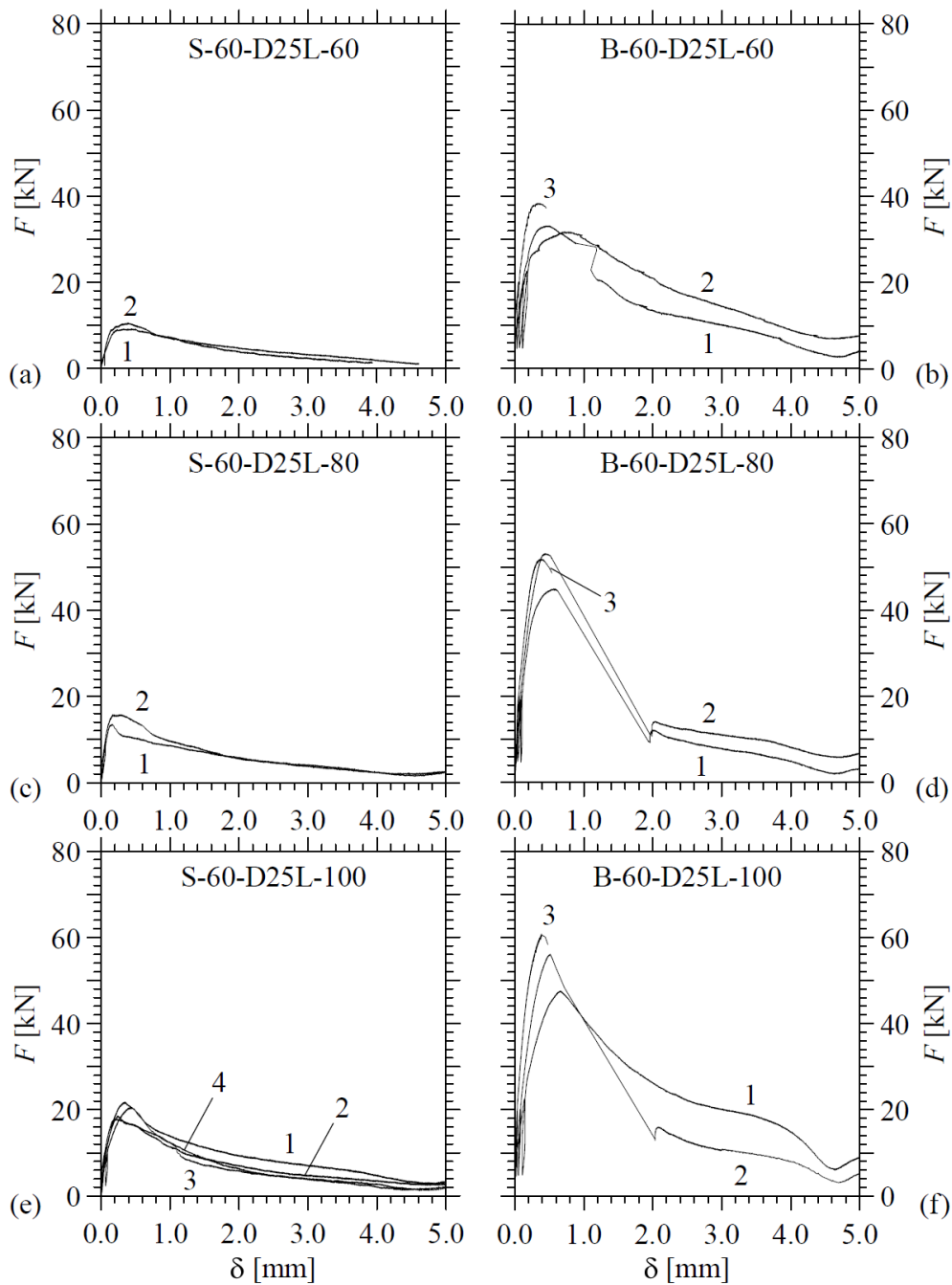


Fig. 3-6. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 60$ mm, inserto con $D = 25$ mm e preforo da 22 mm: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 3.2 e Tab. 3.3

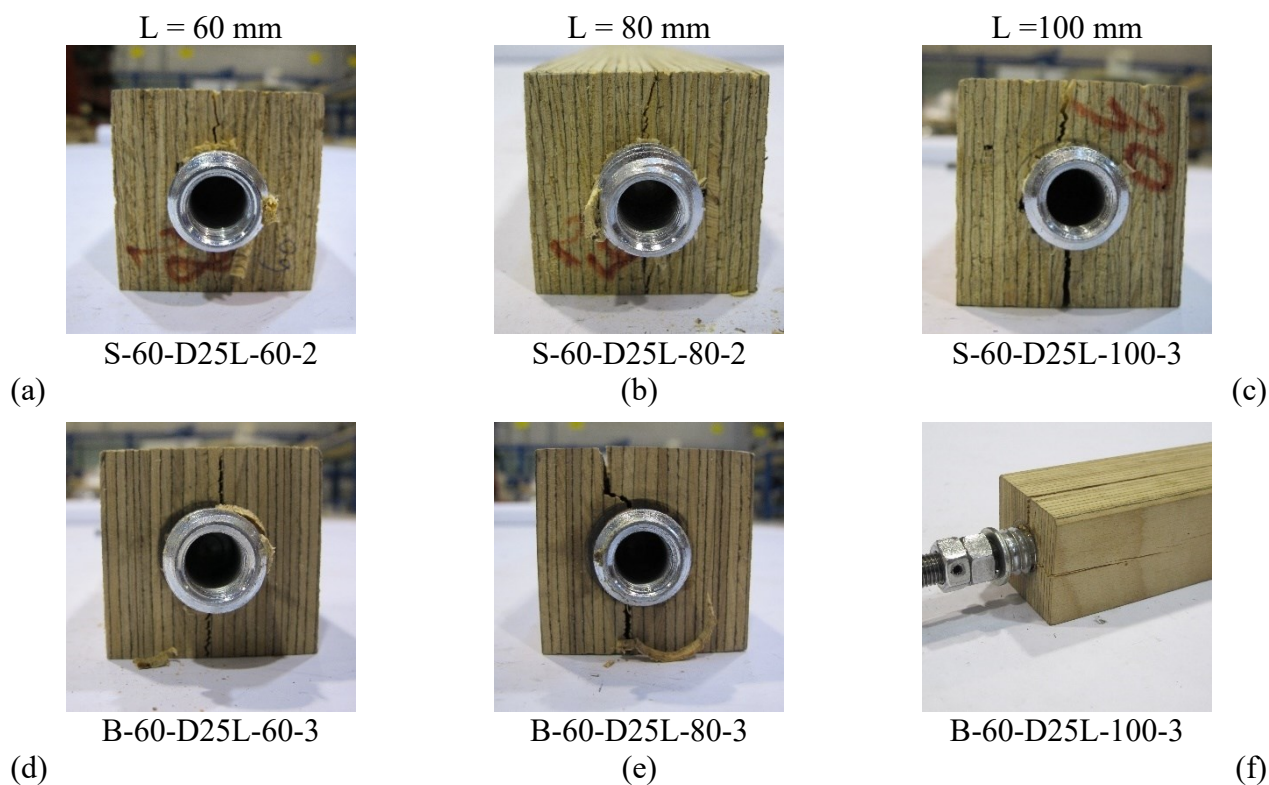


Fig. 3-7 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 60$ mm, inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i).

3.4.1.2 Sezione $B = 80$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con $B = 80$ mm ed inserto di diametro esterno 25 mm con filettatura interna M16. Per ogni essenza lignea sono state testate 3 lunghezze del connettore metallico pari a 60, 80 e 100 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a 40 mm ($= 1.6D$), inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $4D$ prescritta in EC5 (CEN, 2010). Per tutte e tre le lunghezze dell'inserto e per entrambe le essenze lignee sono stati effettuati 4 test.

3.4.1.2.1 Caso $L = 60$ mm

Le curve carico-spostamento sono riportate in Fig. 3-9a e Fig. 3-9b rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. Tutti i test sono stati caratterizzati da un comportamento piuttosto duttile una volta raggiunto il picco e non hanno presentano i comportamenti fragili individuati per alcune sezioni con lato da 60 mm. In particolare, i campioni in microlamellare di abete, ad eccezione del provino numero 2, sono stati caratterizzati da una modalità di rottura per sola estrazione dell'inserto (vedi Fig. 3-8a) senza la comparsa di lesioni; tale modalità di rottura è stata osservata anche per il campione numero 4 in LVL di faggio. Lesioni che non raggiungono il brodo del campione sono invece state

rilevate per il test numero 3 (vedi Fig. 3-8d). Per i restanti test, le rotture sono avvenute per lesioni ortogonali alla laminazione ed hanno interessato metà sezione trasversale. Le modalità di rottura non sembrano essere state influenzate dalla capacità portante raggiunta dall'unione, in particolare sui campioni di faggio dove si è registrato un CoV di F_{peak} pari al 2.5%. Inoltre, questi test hanno registrato valori di F_{peak} pari a 2.3 volte quelli osservati su abete. Quanto detto per la capacità portante può essere esteso allo spostamento di picco δ_{peak} , dove i campioni di faggio hanno registrato spostamenti doppi a quelli registrati sull'abete, con CoV inferiori. Anche in termini di rigidità, le unioni su faggio (155 kN/mm) sono risultate mediamente più rigide rispetto a quelle in abete (95 kN/mm) con un incremento del 61%.

3.4.1.2.2 Caso $L = 80$ mm

Per lunghezze $L = 80$ mm (Fig. 3-9c e Fig. 3-9d), è stato osservato un aumento della capacità portante dell'unione, sia per i campioni in abete sia per quelli in faggio, con incrementi rispettivamente del 7% e 40%. In termini di CoV di F_{peak} , si sono osservate variazioni importanti su abete (20.5%), mentre sono risultate più contenute su faggio (5.7%). A parità di lunghezza del connettore, invece, il valore medio di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL in abete è risultato il 66% minore rispetto a quelli prodotti in LVL di faggio. Anche lo spostamento corrispondente a F_{peak} è stato influenzato notevolmente dall'essenza lignea, risultando nel caso del faggio quasi 1.9 volte superiore a quello ottenuto con l'abete. Nel primo caso il CoV di δ_{peak} è risultato del 22.9% contro un 16.2% del secondo. Le modalità di rottura sull'abete sono state caratterizzate dalla formazione di lesioni parallele alla laminazione: una è stata osservata sull'intera sezione trasversale mentre le altre ne hanno interessato una porzione limitata (vedi Fig. 3-8b). Mentre, per quanto riguarda il faggio, si sono rilevate due estrazioni dell'inserito senza la formazione di lesioni; nei restanti casi si sono registrate lesioni sia ortogonali che parallele alla laminazione (vedi Fig. 3-8e). Queste lesioni, tuttavia, a differenza dei provini realizzati con sezioni trasversali da 60 mm, non hanno prodotto drop rilevanti nella curva $F-\delta$. A parità di geometria, un comportamento più duttile è stato registrato per i provini in abete, con degni di resistenza più contenuti a parità di lesioni.

Per quanto riguarda la rigidità elastica dell'unione, due provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di 130 kN/mm, mentre i restanti da valori pari a 225 kN/mm. Più dispersi risultano i valori su LVL di abete, con rigidità comprese tra 75 e 195 kN/mm. In particolare, la prova numero 3 è stata caratterizzata da una rigidità estremamente elevata per valori del carico inferiori al 30% di F_{peak} .

3.4.1.2.3 Caso $L = 100$ mm

Per lunghezze dell'inserto pari a 100 mm e campioni realizzati in LVL di faggio (Fig. 3-9f), è stato osservato un decremento del 10% della capacità resistente, rispetto all'inserto di lunghezza 80 mm, in controtendenza a quanto osservato sin qui. E' stato rilevato invece un incremento del 39% per i campioni in LVL di abete. Anche in questo caso, per il legno di conifera sono state osservate prestazioni del 48% minori rispetto al legno di latifoglie. In termini di δ_{peak} , è stato registrato uno spostamento medio pari a 0.32 mm per l'abete, in linea con gli inserti di lunghezza 80 mm, e un incremento del 25% per quanto riguarda il faggio, sempre rispetto al caso $L = 80$ mm. Per quanto riguarda i provini realizzati in LVL di abete, è stata osservata la formazione di lesioni parallele alla laminazione ed in tre casi su quattro lo spacco non ha interessato l'intera sezione del campione (vedi Fig. 3-8c). In tutti i casi la formazione della lesione non ha determinato la rottura fragile dell'unione; una redistribuzione interna delle azioni ha quindi permesso l'estrazione dell'inserto a fronte di un degrado lineare. Quanto sin qui detto non può essere esteso al faggio, dove per alcuni test, le lesioni parallele ed ortogonali hanno comportato una perdita improvvisa di resistenza (tratto lineare post picco nella risposta $F-\delta$ di Fig. 3-9f, curva 3 e 4). In tutti i casi le lesioni hanno interessato solo metà sezione, come si evince da Fig. 3-8f. Nei restati test sono state osservate estrazioni senza la formazione di lesioni.

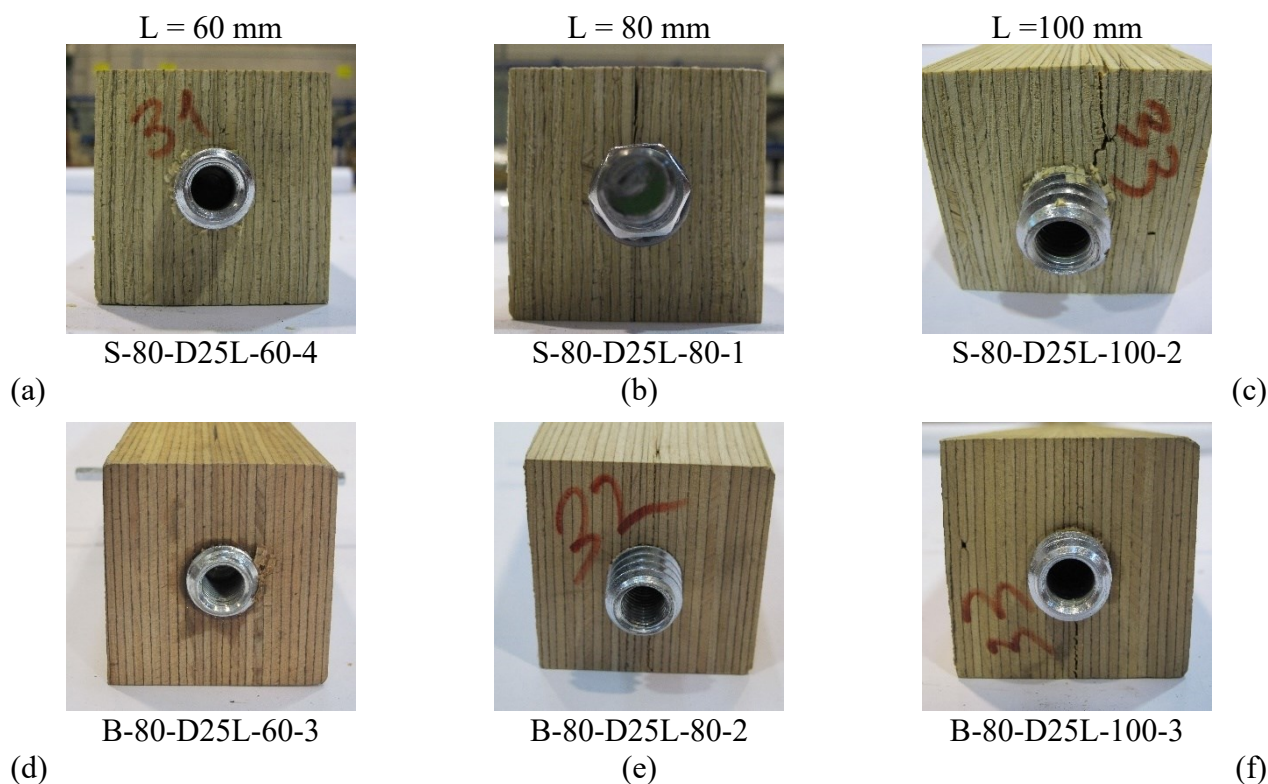


Fig. 3-8 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 80$ mm, inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i).

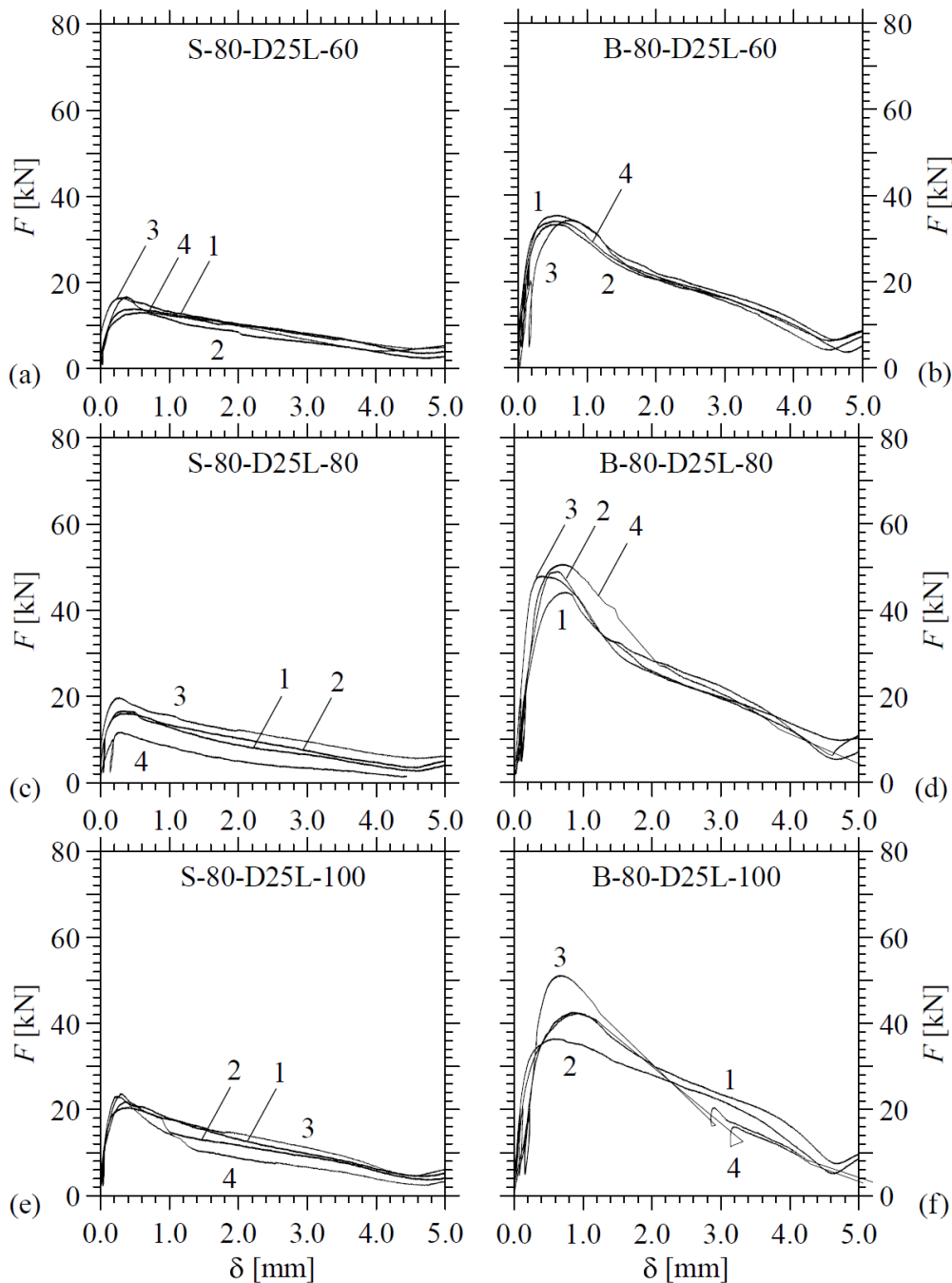


Fig. 3-9. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 80$ mm, inserto con $D = 25$ mm e preforo da 22 mm: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 3.2 e Tab. 3.3

3.4.1.3 Sezione $B = 100$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con $B = 100$ mm ed inserto di diametro esterno 25 mm con filettatura interna M16. Per ogni essenza lignea sono state testate 3 lunghezze del connettore metallico pari a 60, 80 e 100 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a

40 mm ($= 2D$), inferiore alla distanza minima dal bordo non caricato di $4D$ prescritta in EC5 (CEN, 2010). Per tutte e tre le lunghezze dell'insetto e per entrambe le essenze lignee sono stati effettuati 4 test.

3.4.1.3.1 Caso $L = 60$ mm

Le curve carico-spostamento sono riportate in Fig. 3-11a e Fig. 3-11b rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. Tutti i test sono stati caratterizzati da un comportamento piuttosto duttile una volta raggiunto il picco e non hanno presentano comportamenti fragili. In particolare, tutti i campioni sono stati caratterizzati da una modalità di rottura per sola estrazione dell'insetto (vedi Fig. 3-10 a e d) senza la comparsa di lesioni. In termini di capacità portante, i campioni in faggio, hanno registrato un aumento di F_{peak} pari a circa 7% rispetto alle sezioni più piccole, a parità di insetto. Un incremento del 64% e del 1% è stato osservato invece su sezioni di abete, rispetto alle sezioni da 60 e 80 mm. Gli spostamenti medi al picco sono risultati uguali a quelli registrati per le sezioni da 60 mm, a parità di insetto, mentre erano minori del 18% (abete) e del 16% (faggio) rispetto ai campioni con sezione 80 mm. In termini di rigidità, le unioni su faggio sono state caratterizzate da valori compresi tra 120 e 190 kN/mm, mentre su abete sono stati riscontrati valori compresi tra 70-100 kN/mm,. Pertanto, è stata osservata una differenza media del 50% tra le due essenze lignee.

3.4.1.3.2 Caso $L = 80$ mm

Per lunghezze $L = 80$ mm (Fig. 3-11c e Fig. 3-11d), è stato osservato un aumento della capacità portante dell'unione, sia per i campioni in abete sia per quelli in faggio, con incrementi rispettivamente del 16% e 19%, rispetto ai campioni con $B = 60$ mm. In termini di CoV di F_{peak} , si sono osservate variazioni simili, pari rispettivamente al 12.6% e al 10.4%. A parità di lunghezza del connettore, invece, il valore medio di F_{peak} per i campioni realizzati in LVL in abete è risultato il 57% minore rispetto a quello prodotto in LVL di faggio. Anche lo spostamento corrispondente a F_{peak} è stato influenzato dall'essenza lignea, risultando nel caso del faggio il 38% superiore a quello ottenuto con l'abete, a fronte di un CoV elevato pari al 31.4%. Ad eccezione del provino S-100-D25L-80-3, su cui è stata osservata una lesione parallela su metà sezione al termine della prova (vedi Fig. 3-10b), su tutti gli altri campioni non sono state rilevate lesioni (vedi Fig. 3-10e),

Variazioni significative sono state osservate in termini di rigidità, con valori compresi tra 80 e 200 kN/mm per i test su abete e valori tra 140-280 kN/mm per i campioni di faggio. Mediamente la differenza, in termini di K , tra le due essenze lignee è risultata del 37 %. Alcune prove sono state caratterizzate da una rigidità estremamente elevata per valori del carico inferiori al 30% di F_{peak} .

3.4.1.3.3 Caso $L = 100$ mm

Come già osservato per le sezioni di lato 80 mm, per lunghezze dell'inserto pari a 100 mm e campioni realizzati in LVL di faggio (Fig. 3-11f), è stato osservato un decremento del 11% della capacità resistente, rispetto all'inserto di lunghezza 80 mm. Un incremento del 21% è invece stato registrato per i campioni in LVL di abete. Anche in questo caso, per il legno di conifera sono state osservate prestazioni minori del 42% rispetto al legno di latifoglie. In termini di δ_{peak} , è stato ottenuto uno spostamento medio pari a 0.30 mm per l'abete, in linea con gli inserti di lunghezza 80 mm, e un incremento del 21% per quanto riguarda il faggio, sempre rispetto al caso $L = 80$ mm. Ad eccezione del provino S-100-D25L-100-2, che ha presentato una lesione parallela su metà sezione al termine della prova (vedi Fig. 3-10c), su tutti gli altri campioni non sono state osservate lesioni, in linea con le osservazioni effettuate nella sezione precedente (inserti di lunghezza 80 mm). I campioni in faggio sono stati caratterizzati da una rigidità media pari a 162 kN/mm contro i 176 kN/mm registrati su abete. Questo dato è in controtendenza rispetto a quanto sin qui osservato, con le rigidità dell'LVL di abete mediamente superiori del 9% rispetto al faggio.

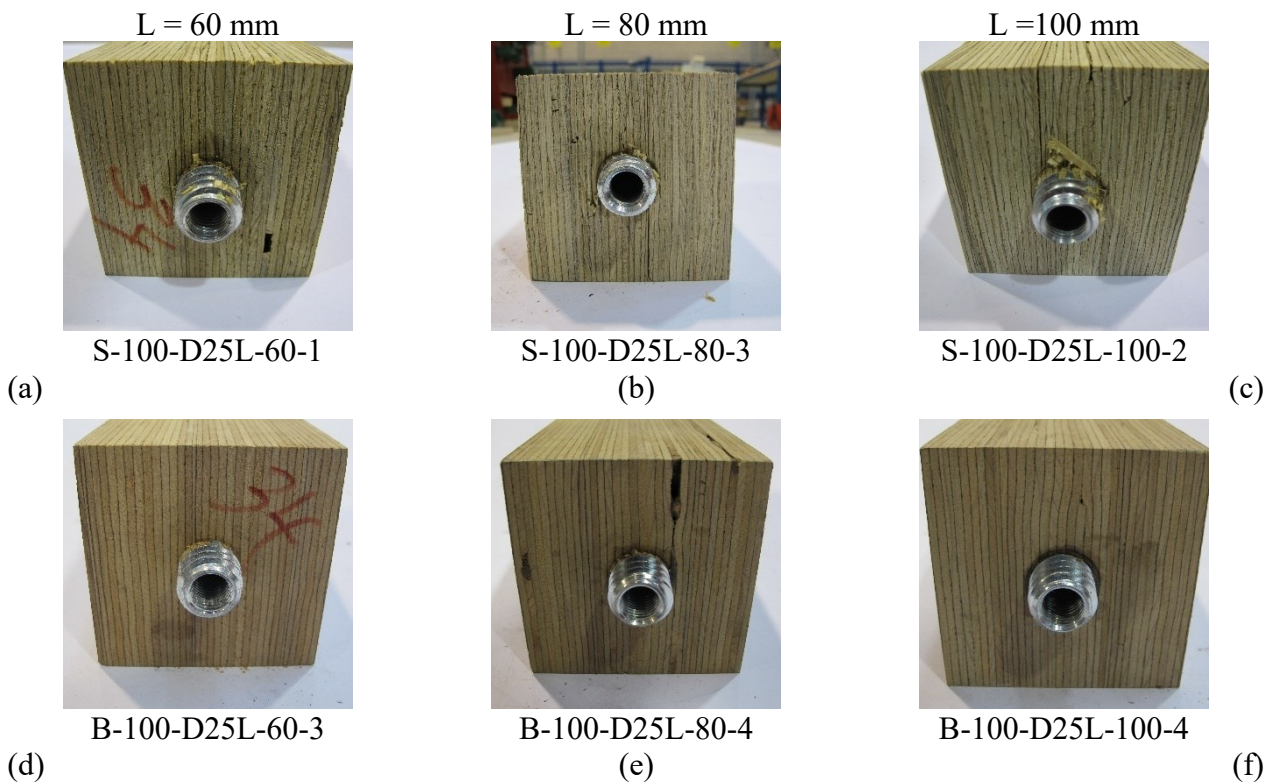


Fig. 3-10 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 100$ mm, inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i).

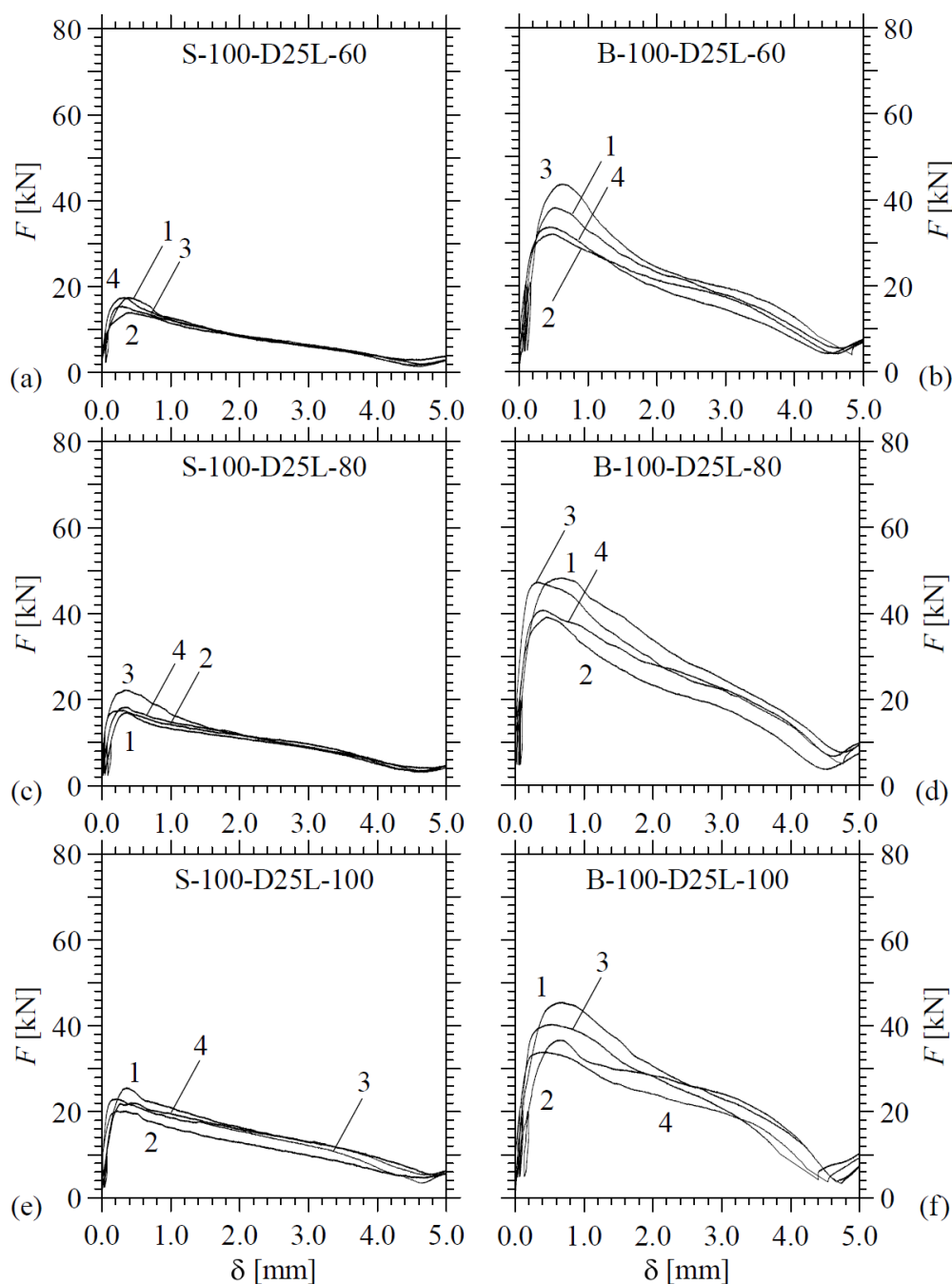


Fig. 3-11. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 100$ mm, inserto con $D = 25$ mm e preforo da 22 mm: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 3.2 e Tab. 3.3

3.4.2 Diametro esterno 25 mm e preforo da 20.5 mm

Al fine di voler valutare l'influenza della dimensione del preforo sul comportamento strutturale dell'unione, è stata ampliata la campagna sperimentale appena esposta, variando la sola dimensione del preforo. In particolare, si è scelto di passare da 22 mm a 20.5 mm, ovvero dall'88 all'82% del diametro esterno dell'inserto. I risultati principali di questi test sono riassunti di seguito separatamente

Tab. 3.6 Tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 20.5 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezioni trasversali $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}		K_{j2}	
1	B-60-D25S-60-1	60	M16	60	25	39.3	26.2	0.36	IV+V	167	20-40		
2	B-60-D25S-60-2	60	M16	60	25	35.1	23.4	0.32	I	169	20-40		
3	B-60-D25S-60-3	60	M16	60	25	37.4	24.9	0.31	I+VIII	133	20-40		
4	B-60-D25S-60-4	60	M16	60	25	42.6	28.4	0.33	II+VII	150	20-40		
5	B-60-D25S-80-1	60	M16	80	25	38.0	19.0	0.36	II	106	10-40		
6	B-60-D25S-80-2	60	M16	80	25	52.7	26.3	0.46	II	149	20-40		
7	B-60-D25S-80-3	60	M16	80	25	47.5	23.8	0.37	II	244	20-40		
8	B-60-D25S-100-1	60	M16	100	25	71.9	28.8	0.49	IV+I	179	10-40		
9	B-60-D25S-100-2	60	M16	100	25	61.3	24.5	0.46	IV+I	167	10-40		
10	B-60-D25S-100-3	60	M16	100	25	72.5	29.0	0.46	III+I	223	20-40		
11	B-80-D25S-80-1	80	M16	80	25	42.3	21.2	0.69	III	128	10-40		
12	B-80-D25S-80-2	80	M16	80	25	55.8	27.9	0.36	IV	199	10-40		
13	B-80-D25S-80-3	80	M16	80	25	28.4	14.2	0.39	X	140	10-40		
14	B-80-D25S-80-4	80	M16	80	25	47.7	23.8	0.60	III	161	10-40		
15	B-80-D25S-80-5	80	M16	80	25	47.4	23.7	0.42	IV	152	15-40		
16	B-80-D25S-80-6	80	M16	80	25	38.6	19.3	0.52	X	113	35-70		
17	B-80-D25S-100-1	80	M16	100	25	59.7	23.9	0.41	I+VIII	212	10-20		
18	B-80-D25S-100-2	80	M16	100	25	60.7	24.3	0.55	III	143	10-40		
19	B-80-D25S-100-3	80	M16	100	25	67.4	26.9	0.44	I+VIII	185	10-40		
20	B-80-D25S-100-4	80	M16	100	25	54.4	21.7	0.43	X	184	10-40		
21	B-80-D25S-100-5	80	M16	100	25	61.4	24.6	0.46	III+VIII	199	20-40		
22	B-100-D25S-60-1	100	M16	60	25	37.3	24.8	0.38	X	179	10-40		
23	B-100-D25S-60-2	100	M16	60	25	32.2	21.5	0.24	X	147	30-55		
24	B-100-D25S-60-3	100	M16	60	25	34.3	22.9	0.33	X	120	40-75		
25	B-100-D25S-60-4	100	M16	60	25	33.2	22.1	0.59	X	148	20-40		
26	B-100-D25S-60-5	100	M16	60	25	37.4	25.0	0.45	X	135	15-40		
27	B-100-D25S-80-1	100	M16	80	25	52.2	26.1	0.38	X	200	20-30		
28	B-100-D25S-80-2	100	M16	80	25	44.0	22.0	0.51	X	167	10-40		
29	B-100-D25S-80-3	100	M16	80	25	44.3	22.1	0.41	X	175	10-40		
30	B-100-D25S-80-4	100	M16	80	25	43.5	21.8	0.40	I	197	10-40		
31	B-100-D25S-100-1	100	M16	100	25	61.1	24.4	0.43	X	202	10-40		
32	B-100-D25S-100-2	100	M16	100	25	63.1	25.2	0.50	X	250	10-40		
33	B-100-D25S-100-3	100	M16	100	25	56.3	22.5	0.43	V	238	10-40		
34	B-100-D25S-100-4	100	M16	100	25	61.7	24.7	0.45	II	221	10-30		

^(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

per le tre dimensioni delle sezioni trasversali indagate: $B = 60, 80$ e 100 mm. Si rimanda il lettore rispettivamente a Tab. 3.6 E Tab. 3.7 per la matrice riassuntiva dei test condotti su LVL di faggio e di abete rosso.

Tab. 3.7 tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 20.5 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di abete e sezioni trasversali $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}		K_{j2}	
1	S-60-D25S-60-1	60	M16	60	25	10.8	7.2	0.27	I	58	20-40		
2	S-60-D25S-60-2	60	M16	60	25	9.6	6.4	0.39	I	423	10-40		
3	S-60-D25S-80-1	60	M16	80	25	12.2	6.1	0.43	II	61	10-35		
4	S-80-D25S-60-1	80	M16	60	25	11.7	7.8	0.63	II+VIII	34	35-60		
5	S-80-D25S-80-1	80	M16	80	25	16.5	8.2	0.70	I+V	76	10-40		
6	S-80-D25S-80-2	80	M16	80	25	11.9	5.9	0.92	X	86	15-40		
7	S-80-D25S-80-3	80	M16	80	25	17.9	9.0	0.58	I	115	15-40		
8	S-80-D25S-100-1	80	M16	100	25	17.2	6.9	0.44	X	83	30-50		
9	S-100-D25S-60-1	100	M16	60	25	13.9	9.3	0.61	X	63	35-60		
10	S-100-D25S-60-2	100	M16	60	25	14.6	9.8	0.35	X	68	25-60		
11	S-100-D25S-60-3	100	M16	60	25	12.7	8.5	0.57	X	128	15-35		
12	S-100-D25S-80-1	100	M16	80	25	21.0	10.5	0.59	X	85	20-40		
13	S-100-D25S-80-2	100	M16	80	25	20.8	10.4	0.65	X	86	20-40		
14	S-100-D25S-100-1	100	M16	100	25	24.5	9.8	0.38	X	147	15-40		
15	S-100-D25S-100-2	100	M16	100	25	17.5	7.0	0.75	X	391	10-40		
16	S-100-D25S-100-3	100	M16	100	25	20.8	8.3	0.77	X	145	20-35		
17	S-100-D25S-100-4	100	M16	100	25	18.2	7.3	0.56	X	137	15-40		

(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

Tab. 3.8 Tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 20.5 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezioni trasversali $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(a)}$ [%]	$Diff_2^{(b)}$ [%]	$Diff_3^{(c)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
B-60-D25S-60		38.6	8.2	-58.7	-79.37	-50.7	0.33	5.8
B-60-D25S-80		46.1	16.2	-55.2	-76.95	-46.4	0.39	14.4
B-60-D25S-100		68.6	9.3	-63.2	-80.65	-56.0	0.47	4.3
B-80-D25S-60								
B-80-D25S-80		43.4	21.6	-52.4	-75.51	-43.1	0.50	25.9
B-80-D25S-100		60.7	7.6	-58.5	-78.15	-50.3	0.46	12.0
B-100-D25S-60		34.9	6.8	-54.3	-77.17	-45.4	0.40	33.0
B-100-D25S-80		46.0	9.0	-55.1	-76.92	-46.4	0.43	13.8
B-100-D25S-100		60.6	4.9	-58.4	-78.09	-50.2	0.45	7.9

(a) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

(b) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.3.

(c) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm, meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm, meas}$ calcolato con $\rho_{m, meas} = 851 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

Tab. 3.9 Tipologia E: diametro inserto 25 mm e preforo da 20.5 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di abete e sezioni trasversali $B=60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$ e $Diff_3$) tra la capacità portante ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	Test #	Capacità portante					Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$Diff_1^{(a)}$ [%]	$Diff_2^{(b)}$ [%]	$Diff_3^{(c)}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
S-60-D25S-60		10.2	7.9	18.2	-66.07	31.8	0.33	26.3
S-60-D25S-80		12.2		28.1	-62.16	42.8	0.43	
S-60-D25S-100								
S-80-D25S-60		11.7		2.7	-70.51	14.5	0.63	
S-80-D25S-80		15.4	20.5	1.2	-70.11	12.8	0.73	23.2
S-80-D25S-100		17.2		10.9	-66.51	23.6	0.44	
S-100-D25S-60		13.7	7.2	-12.3	-74.83	-2.2	0.51	26.9
S-100-D25S-80		20.9	0.5	-25.3	-77.92	-16.7	0.62	6.6
S-100-D25S-100		20.3	15.6	-5.8	-71.55	5.0	0.62	29.4

^(a) $Diff_1 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 480 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

^(b) $Diff_2 = 100 \times (F_{Rk} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con F_{Rk} calcolato con $\rho_k = 480 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.3.

^(c) $Diff_3 = 100 \times (F_{Rm, meas} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$, con $F_{Rm, meas}$ calcolato con $\rho_{m, meas} = 550 \text{ kg/m}^3$, secondo Eq. 3.1

Come si evince dalla numerosità dei test, per alcune geometrie e in particolar modo per i campioni realizzati in LVL di abete, sono state riscontrate difficoltà nell'avvitamento dell'inserto a causa del preforo ridotto. Questi provini sono stati caratterizzati da lesioni durante l'assemblaggio del collegamento e pertanto si è scelto di non sottoporli a prova

I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni sezione trasversale, rispettivamente in Fig. 3-12, Fig. 3-14 e Fig. 3-16; a sinistra sono riportati i grafici delle prove su abete e a destra i test condotti su faggio. Alcune considerazioni verranno effettuate in termini di rigidità della risposta $F-\delta$, spostamenti di picco e capacità portante dell'unione.

3.4.2.1 Sezione $B = 60$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con sezione trasversale $B = 60$ mm ed inserto di diametro esterno 25 mm con filettatura interna M16. Per ogni essenza lignea sono state testate 3 lunghezze del connettore metallico pari a 60, 80 e 100 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo e pari a 30 mm ($= 1.2D$). Come già osservato per i test effettuati applicando un preforo di 22 mm, le dimensioni della sezione trasversale non permettono un'agevole creazione del giunto. In molti casi, infatti, l'avvitamento dell'inserto all'interno del preforo da 20.5 mm ha portato alla formazione di lesioni sul campione. Per questi test si è ritenuto opportuno non procedere con la prova sperimentale. Come atteso, la prematura rottura dei campioni, durante la creazione del giunto, aumenta diminuendo il diametro del preforo.

3.4.2.1.1 Caso $L = 60 \text{ mm}$

Per inserti di lunghezza 60 mm, sono state eseguite 2 prove su campioni di LVL di abete e 4 su LVL di faggio. Le curve carico-spostamento sono riportate in linea blu in Fig. 3-12a e Fig. 3-12b, rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. In linea grigia, invece, sono riportate le curve con la medesima geometria ma preforo di 22 mm.

In termini di capacità portante (F_{peak}), diminuendo il diametro del preforo, sono stati osservati incrementi sia per LVL di abete (2.7%) sia per LVL di faggio (12%). Sono stati registrati invece decrementi in termini di spostamento al picco δ_{peak} , con variazioni rispettivamente del 9.8% e 36.5%. I campioni in abete hanno mostrato una buona duttilità una volta raggiunto F_{peak} , con un comportamento degradante fino a spostamenti pari a 5 mm, in linea con quanto osservato per le serie D25L. Tutti i test effettuati su LVL di faggio, invece, hanno mostrato una perdita repentina di resistenza dopo aver raggiunto il picco. Per 3 campioni su 4, è possibile osservare questo comportamento dalla linea continua che collega perdite di carico superiori al 50% di F_{peak} (vedi Fig. 3-12b); per il provino B-60-D25S-60-4 si osserva invece una rottura fragile senza ridistribuzioni interne. La formazione di lesioni, in quasi tutti i casi, non è stata sufficiente per portare al collasso l'unione e una graduale estrazione del connettore è stata osservata successivamente. Anche per questa essenza il comportamento è simile alle prove riportate in grigio (D25L).

La diminuzione del preforo è risultata positiva anche per il CoV di F_{peak} , dove sono stati osservati decrementi del 18.5%, per entrambe le essenze lignee. Per quanto riguarda le modalità di rottura su faggio, sono state rilevate lesioni sia parallele sia ortogonali e nella maggior parte dei casi tali lesioni non hanno interessato l'intera sezione (vedi Fig. 3-13d). Su abete, invece, sono state osservate lesioni parallele alla laminazione, le quali hanno interessato metà sezione (vedi Fig. 3-13a).

Grandi differenze in termini di rigidità sono state registrate per i campioni in abete (vedi Tab. 3.7); si sottolinea tuttavia, che tale valutazione viene effettuata su valori di carico modesti, come si nota dalle curve riportate in Fig. 3-12a, dove non si osservano differenze sostanziali. Valori compresi tra 130 e 170 kN/mm sono stati registrati invece per i campioni in microlamellare di faggio.

3.4.2.1.2 Caso $L = 80 \text{ mm}$

Con riferimento a quanto già detto nella sezione precedente, per lunghezze dell'insetto $L = 80 \text{ mm}$ (Fig. 3-12c e Fig. 3-12d), sono state eseguite 3 prove su campioni di LVL di faggio e 1 test su LVL di abete. Per questa geometria è stato rilevato, per entrambe le essenze lignee, un aumento della capacità portante dell'unione pari al 19%, rispetto agli inserti di lunghezza 60 mm. Diminuendo il diametro del preforo, tuttavia, è stato osservato un decremento del 17% (abete) e del 8% (faggio). Per l'LVL di faggio questo dato è fortemente influenzato dal test numero 1 ($F_{peak} = 38 \text{ kN}$), come si evince

anche dal CoV dell'intera serie pari a 16.2%. La diminuzione del preforo ha portato ad una riduzione di δ_{peak} pari al 16% per i campioni in faggio, mentre sono stati osservati spostamenti 2.3 volte superiori per i campioni in abete. Su tutti i campioni sono state osservate lesioni parallele alla laminazione (vedi Fig. 3-13b,e), le quali hanno interessato l'intera sezione del provino. Per quanto riguarda l'LVL di faggio, la formazione di queste lesioni ha comportato importanti perdite di resistenza; in particolare per la prova 2 dove non state osservate ridistribuzioni interne delle tensioni. Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta F- δ , i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 105 e 245 kN/mm, mentre la prova effettuata su abete è stata caratterizzata da una rigidezza $K = 61$ kN/mm.

3.4.2.1.3 Caso $L = 100$ mm

Per lunghezze dell'inserto pari a 100 mm, sono state effettuate solo 3 prove su microlamellare di faggio (vedi Fig. 3-12f). Per questi test è stato osservato un aumento della capacità resistente pari al 49%, rispetto al caso $L = 80$ mm, e una riduzione del 43% del CoV di F_{peak} . A parità di geometria, la riduzione del diametro del preforo, ha determinato un incremento del 25% del valore medio di F_{peak} a fronte di una riduzione del 24% del rispettivo CoV. Su tutti i campioni è stata osservata la formazione di una lesione parallela alla laminazione che ha interessato metà sezione, combinata a lesioni ortogonali più o meno estese (vedi Fig. 3-13f). Le lesioni hanno determinato per il test numero 1 e 3 una modalità di rottura fragile, mentre per il campione numero 2, è stata osservata una perdita di resistenza pari circa l'80% di F_{peak} , prima di una limitata redistribuzione delle azioni interne. Le rigidezze osservate variano tra 170-220 kN/mm, con un aumento del 14% rispetto al caso precedente ($L = 80$ mm).

3.4.2.2 Sezione $B = 80$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con $B = 80$ mm ed inserto di diametro esterno 25 mm con filettatura interna M16. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 , uguale per tutte le prove riportate in questo paragrafo, pari a 40 mm ($= 1.6D$). A differenza dei test effettuati applicando un preforo di 22 mm, diminuendo le dimensioni del preforo sono stati riscontrati numerosi problemi nella creazione dell'unione. Molti campioni in LVL di abete, infatti, sono stati caratterizzati dalla rottura prematura del campione durante la fase di montaggio. In particolare, per questa essenza sono stati effettuati 3 test per $L = 80$ mm e solo 1 prova per le restanti lunghezze.

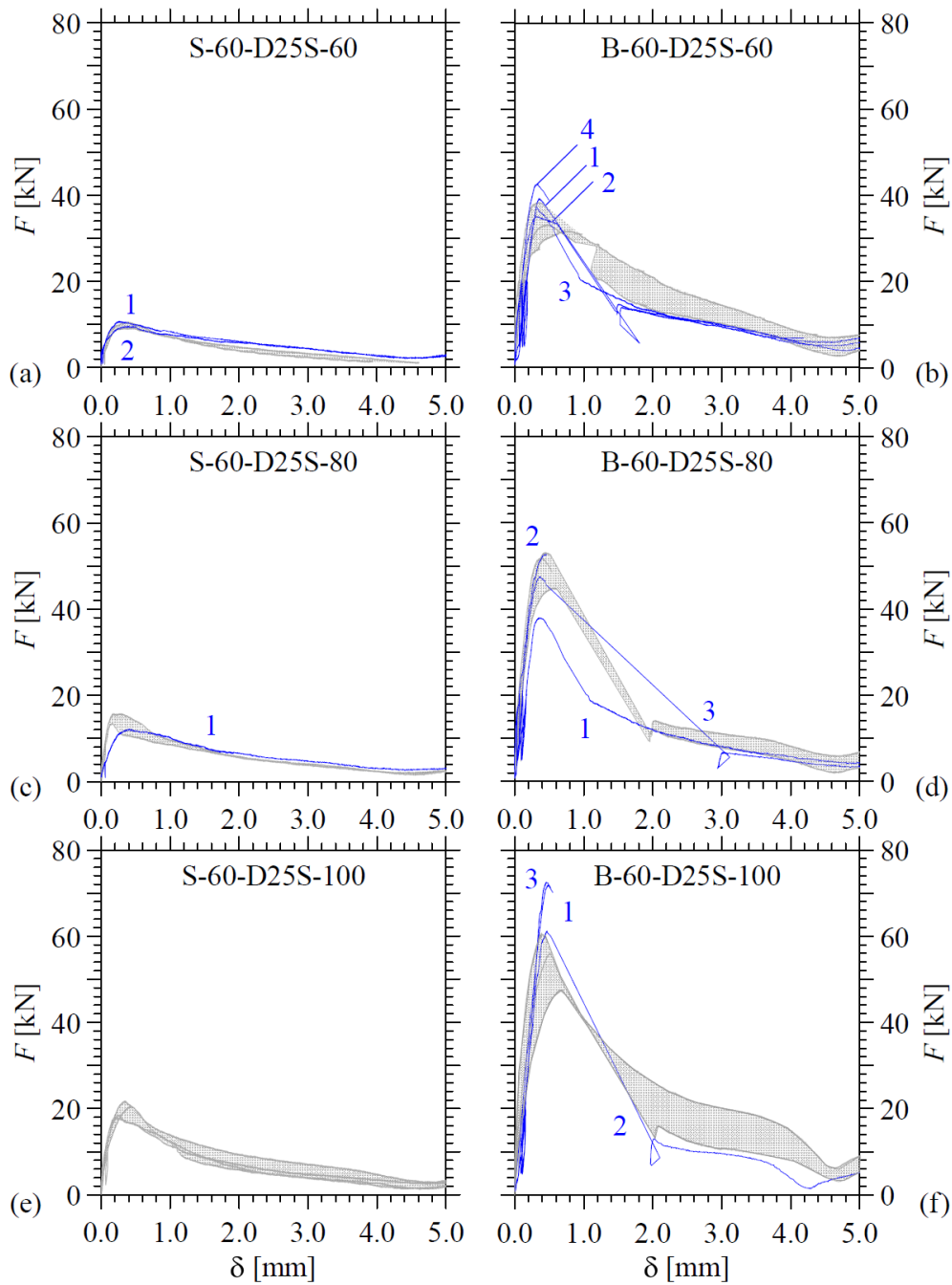


Fig. 3-12 Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 60$ mm, inserto con $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 3.6 e Tab. 3.7.

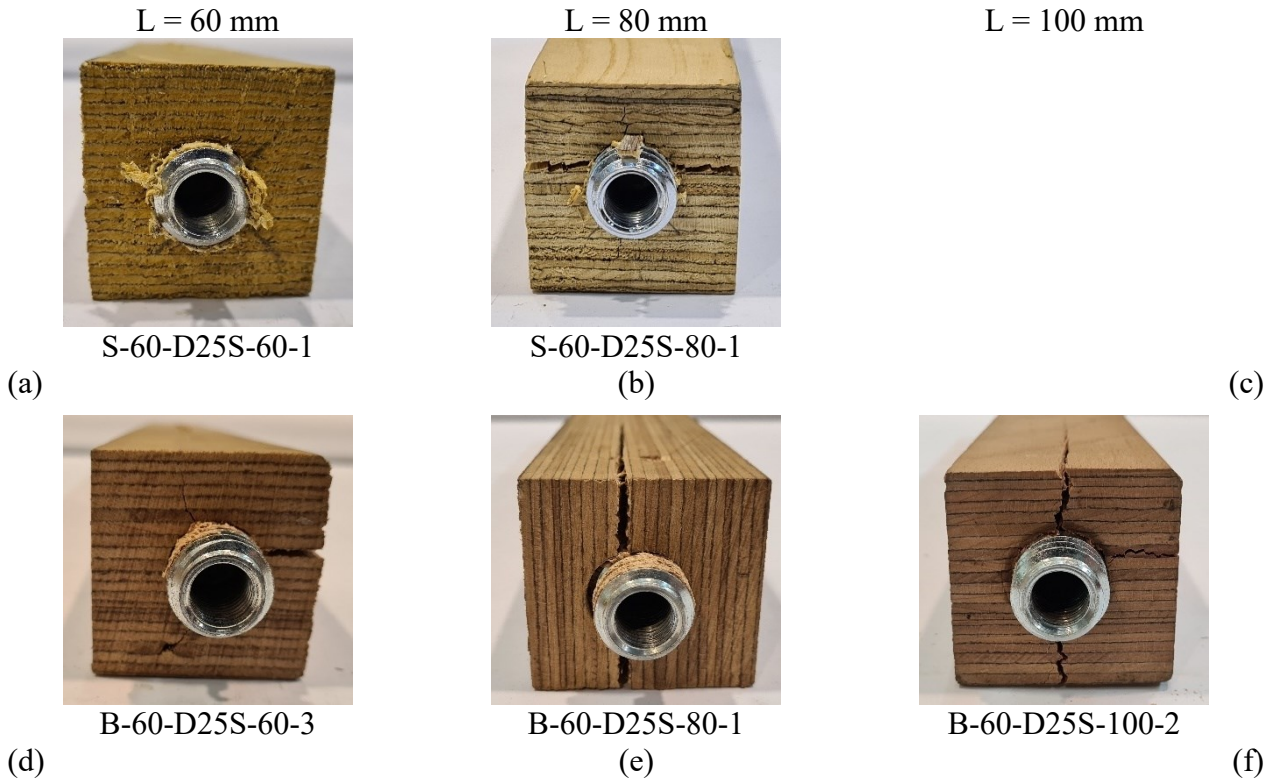


Fig. 3-13 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 60$ mm, inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i).

Per quanto riguarda il faggio invece, dato il CoV di F_{peak} riscontrato sui campioni con $L = 60$ mm, ed i risultati ottenuti per le lunghezze superiori, si è scelto di concentrare la campagna sperimentale sulle lunghezze pari a 80 e 100 mm. Per questa geometria sono quindi state effettuate rispettivamente 6 e 5 prove.

3.4.2.2.1 Caso $L = 60$ mm

Per la geometria con sezione da 80 mm, inserto di lunghezza 60 mm e preforo da 20.5 mm, è stata eseguita una sola prova su LVL di abete (Fig. 3-14a). Il test ha restituito una capacità portante pari a 11.7 kN, con una riduzione del 22.5 % rispetto alla media di F_{peak} riscontrata, a parità di geometria, per i test con preforo da 22 mm. È stato osservato un incremento anche in termini di spostamento al picco ($\delta_{peak} = 0.63$ mm), con una variazione del 5 % rispetto alla media degli spostamenti con preforo da 22 mm. La connessione è stata caratterizzata da una rigidità nell'intervallo 10-40% di F_{peak} pari a 76 kN/mm. infine, è stata osservata la formazione di una lesione parallela alla laminazione, lungo l'intera sezione trasversale, contemporaneamente alla formazione di una lesione ortogonale piuttosto limitata (vedi Fig. 3-15a). È seguita l'estrazione dell'inserto, con un'ottima redistribuzione delle tensioni che ha comportato una riduzione del 50% della capacità portante solo per spostamenti superiori ai 3 mm.

3.4.2.2.2 Caso $L = 80 \text{ mm}$

In Fig. 3-14c,d sono riportate le curve carico-spostamento dei campioni con sezione e lunghezza dell'insetto pari a 80 mm. Per questa geometria è stato osservato, per entrambe le essenze lignee, un decremento della capacità portante dell'unione rispetto ai campioni con la medesima geometria e preforo maggiore. In particolare, è stata osservata una riduzione del valore medio di F_{peak} pari al 4.1% e al 9.6%, rispettivamente per i campioni di abete e faggio. Questi risultati sono però stati caratterizzati da CoV di F_{peak} superiori al 20% ed in particolare, il test B-80-D25S-80-3 è stato caratterizzato da una resistenza piuttosto limitata ($F_{peak} = 24.8 \text{ kN}$) che contribuisce ad abbassare la media, aumentando la dispersione dei risultati. Il preforo di diametro 20.5 mm garantisce una capacità media residua, per spostamenti superiori ai 4.5 mm, superiore alle prove realizzate con preforo da 22 mm. Risulta invece confermata l'influenza della diminuzione del preforo sullo spostamento al picco, con decrementi sul faggio pari al 17% e incrementi sull'abete pari al 121%. Il CoV di δ_{peak} è risultato rispettivamente del 25.9% e del 21.2%, con un aumento del 13.2% e del 43.9% rispetto ai risultati ottenuti col preforo maggiore. Per quasi tutti i campioni è stata rilevata la formazione di lesioni in corrispondenza del carico di picco, ad eccezione di 3 test, per i quali è stata osservata la sola estrazione dell'insetto. Per il microlamellare di faggio le lesioni sono risultate ortogonali alle laminazioni; per i test 2 e 5, tali lesioni hanno interessato l'intera sezione (vedi Fig. 3-15e) mentre per i campioni 1 e 4 solo metà sezione. In particolare, lo spacco riscontrato nel provino 2, ha determinato una perdita di resistenza di circa il 70% di F_{peak} . Le lesioni su microlamellare di abete invece, sono risultate tutte parallele alla laminazione e hanno interessato solo metà sezione (vedi Fig. 3-15e). la rigidità dell'unione realizzata su faggio era compresa tra 110-200 kN/mm, mentre i valori di K su abete erano compresi tra 75 e 115 kN/mm, con una differenza media tra le due essenze del 38%.

3.4.2.2.3 Caso $L = 100 \text{ mm}$

Per lunghezze dell'insetto pari a 100 mm, sono state effettuate 5 prove su microlamellare di faggio (vedi Fig. 3-14f) ed 1 sola prova su abete (Fig. 3-14e) I primi sono stati caratterizzati da un valore medio e un CoV di F_{peak} , rispettivamente del 40.5% maggiore e del 45.3% minore rispetto ai valori ottenuti su campioni con preforo di 22 mm. La singola prova su LVL di faggio ha restituito invece un valore di F_{peak} minore del 22.9%. È stata confermata l'influenza della diminuzione del preforo sullo spostamento al picco, con decrementi sul faggio pari al 39% e incrementi sull'abete pari al 40%. Per i test effettuati su faggio, il CoV di δ_{peak} è risultato del 12% con una riduzione del 44% rispetto ai risultati ottenuti col preforo maggiore. Il campione S-80-D25S-100-1 è stato caratterizzato da una modalità di rottura per sola estrazione (vedi Fig. 3-15c), senza la formazione di lesioni. Viceversa, solo un campione in LVL di faggio è stato caratterizzato dalla pura estrazione dell'insetto; su tutti gli

altri sono state osservate lesioni sia ortogonali sia parallele alla laminazione che però non hanno interessato l'intera sezione (vedi Fig. 3-15f). Su alcuni campioni tali lesioni hanno prodotto perdite importanti di resistenza, come si può osservare dai tratti a linea continua dei grafici riportati in Fig. 3-14f. Le rigidità osservate sui campioni di LVL di faggio variano tra 140-210 kN/mm mentre il campione S-80-D25S-100-1 ha restituito un valore di K pari a 83 kN/mm.

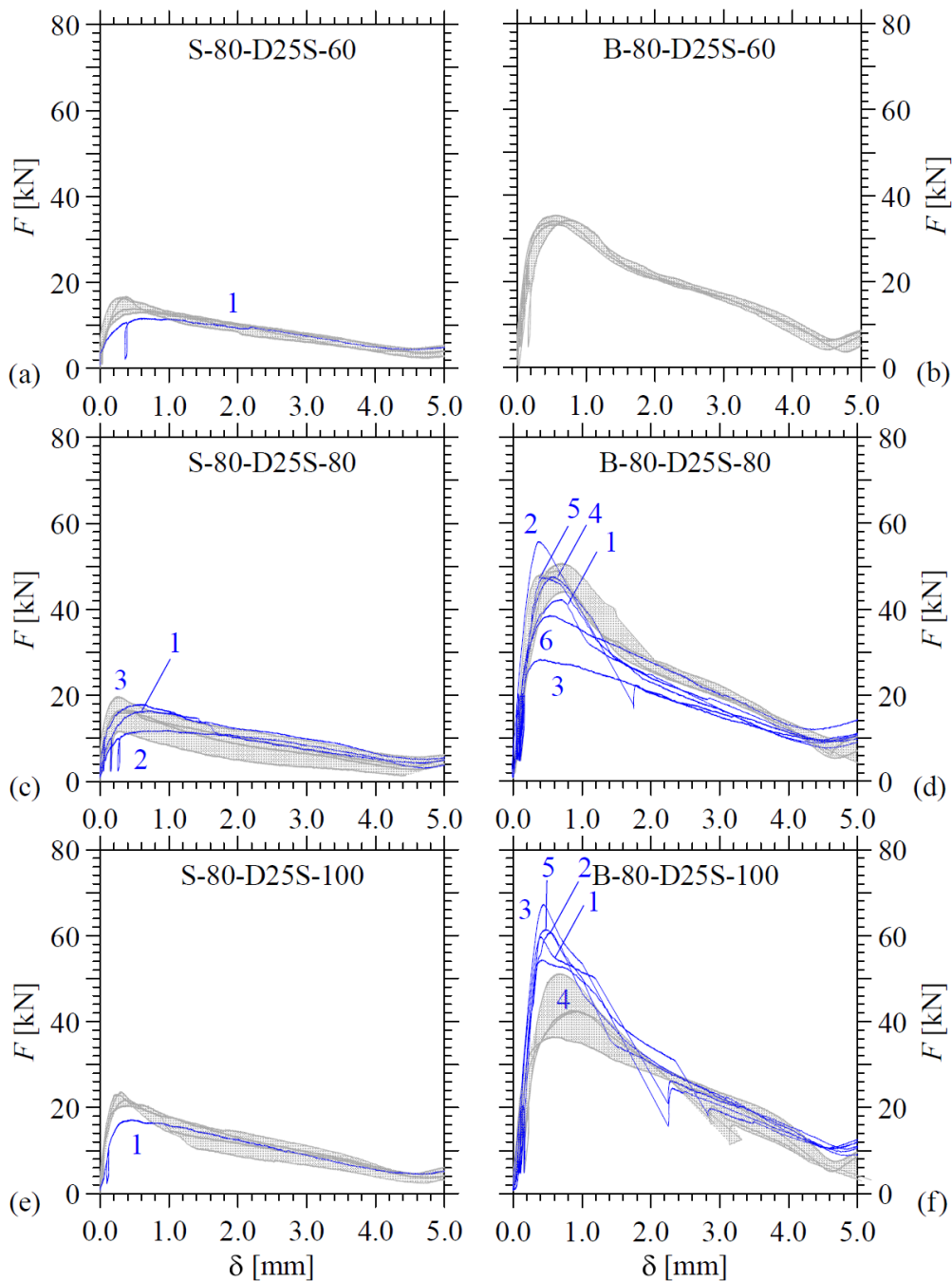


Fig. 3-14 Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 80$ mm, inserto con $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 3.6 e Tab. 3.7.

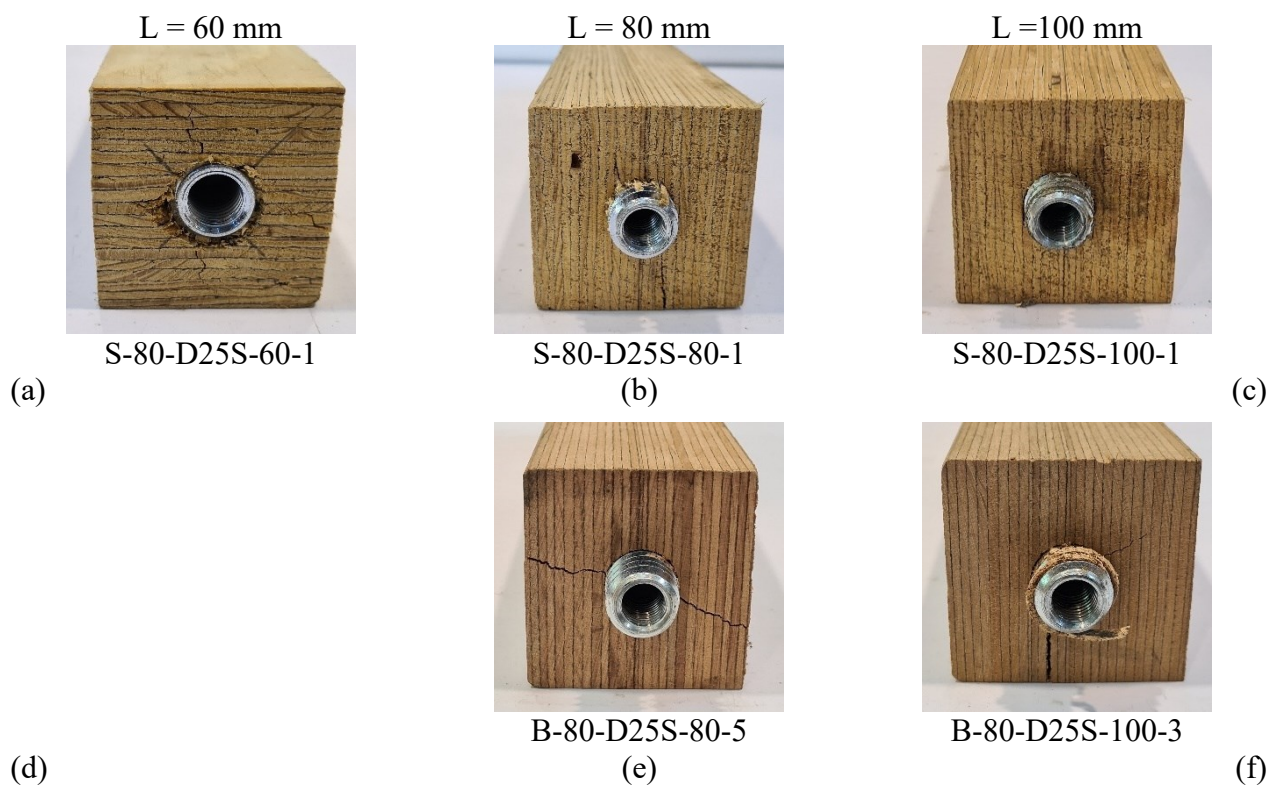


Fig. 3-15 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 80$ mm, inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i).

3.4.2.3 Sezione $B = 100$ mm

In questa sezione sono riportate le prove con $B = 100$ mm ed inserto di diametro esterno 25 mm con filettatura interna M16. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 , uguale per tutte le prove riportate in questa sezione, pari a 50 mm ($= 2D$). Per questa geometria, riducendo il diametro del preforo, non sono stati riscontrati problemi costruttivi per quanto riguarda i campioni in LVL di faggio. Alcune lesioni, in fase di montaggio, sono invece state registrate per i campioni realizzati in LVL di abete. In particolare, i campioni S-100-D25S-60-2, S-100-D25S-80-2 e S-100-D25S-100-4 sono stati caratterizzati da una lesione, parallela alla laminazione, a cavallo tra due lamelle. Data la natura della lesione si è scelto di procedere comunque all'esecuzione della prova ed i risultati non ne sembrano influenzati, con valori in linea col resto della serie. Le curve sperimentali carico spostamento sono riportate in Fig. 3-16.

3.4.2.3.1 Caso $L = 60$ mm

Per la geometria con sezione da 100 mm, inserto di lunghezza 60 mm e preforo da 20.5mm, sono state eseguite 3 prove su LVL di abete (Fig. 3-16a) e 5 test su provini di LVL di faggio (Fig. 3-16b). Per questi test è stato osservato un decremento della capacità portante dell'unione rispetto ai campioni con la medesima geometria e preforo maggiore. In particolare, si è osservata una riduzione del valore

medio di F_{peak} pari a 15.3% (abete) e al 5.7% (faggio), a fronte di un decremento di CoV di F_{peak} del 31.1% e del 51.5%. Il preforo di diametro 20.5 mm ha garantito una capacità residua, per spostamenti superiori a δ_{peak} , superiore alle prove realizzate con preforo da 22 mm; questo aspetto risulta notevolmente amplificato se confrontato a quanto osservato per i test effettuati su sezioni di lato 80 mm. Pertanto, si evince un degrado minore del comportamento strutturale una volta raggiunto F_{peak} , soprattutto per i campioni in LVL di abete. Risulta inoltre confermata l'influenza della diminuzione del preforo sullo spostamento al picco, con decrementi sul faggio pari al 23% e incrementi sull'abete pari al 41.7%. Il CoV di δ_{peak} risulta rispettivamente del 33% e del 27%, a fronte tuttavia di un aumento importante pari al 115% e al 53%, rispetto ai risultati ottenuti col preforo maggiore. Per quanto riguarda la modalità di rottura, tutti i provini sono stati caratterizzati dalla sola estrazione dell'inserito, senza la formazione di lesioni. Pertanto, non sono state riscontrate differenze al variare della dimensione del preforo. La rigidità dell'unione realizzata su faggio era compresa tra 120-180 kN/mm, mentre i valori di K su abete erano compresi tra 60 e 130 kN/mm, con una differenza media tra le due essenze del 41%.

3.4.2.3.2 Caso $L = 80$ mm

Per la geometria con sezione da 100 mm, inserto di lunghezza 80 mm e preforo da 20.5mm, sono state eseguite 2 prove su LVL di abete (Fig. 3-16c) e 4 test su provini di LVL di faggio (Fig. 3-16d). In controtendenza a quanto osservato per gli inserti di lunghezza 60 mm, è stato osservato un aumento, per entrambe le essenze lignee, della capacità portante dell'unione rispetto ai campioni con la medesima geometria e preforo maggiore. In particolare, si è osservato un incremento del valore medio di F_{peak} pari all'11% e al 4.6% rispettivamente per i campioni di abete e faggio, a fronte di decrementi di CoV di F_{peak} del 96% e del 13%. Anche per questa geometria è stato osservato il contributo positivo fornito dalla diminuzione del preforo, sul tratto decrescente (post picco) della curva carico-spostamento. Lo stesso vale per i valori medi δ_{peak} e del suo CoV, dove sono stati registrati decrementi sul faggio rispettivamente pari al 8.9% e del 56% e incrementi sull'abete pari al 85% e al 9.9%. Per quanto riguarda la modalità di rottura, tutti i provini sono stati caratterizzati dalla sola estrazione dell'inserito, senza la formazione di lesioni, ad eccezione del campione B-100-D25S-80-4 sul quale è stata osservata la formazione di una lesione parallela alla laminazione su metà della sezione trasversale (vedi Fig. 3-17e). La dispersione dei risultati, in termini di rigidità dell'unione, è risultata estremamente contenuta per entrambe le essenze lignee, con valori di K su faggio compresi tra 167-200 kN/mm e su abete pari a 85 kN/mm, con una differenza media tra le due essenze del 53%.

3.4.2.3.3 Caso $L=100\text{ mm}$

Per lunghezze dell'inserto pari a 100 mm, sono state effettuate 4 prove su microlamellare di faggio (vedi (Fig. 3-16f) e 2 prove su abete (Fig. 3-16e). I primi sono stati caratterizzati da un valore medio e un CoV di F_{peak} , rispettivamente del 54.6% maggiore e del 61.7% minore rispetto ai valori ottenuti su campioni con preforo di 22 mm. I campioni su abete invece, sono stati caratterizzati da una riduzione media del 11% in termini di F_{peak} , a fronte di un incremento del 60% del CoV. In termini di CoV di δ_{peak} , è stata registrata una riduzione pari al 16.4% per i campioni in abete e al 54.7 % per i provini in faggio. Contestualmente sono stati osservati incrementi rispettivamente del 104% e riduzioni del 21% per quanto riguarda il valore medio dello spostamento al picco, in linea con quanto osservato fin ora.

Anche per questa geometria è stato osservato il contributo positivo fornito dalla diminuzione del preforo, sul tratto decrescente della curva carico-spostamento. In questo tratto per il campione B-100-D25S-100-3, è stato rilevata una perdita improvvisa di resistenza per uno spostamento di circa 2.5 mm, a cui corrisponde la formazione di una lesione parallela alla fibratura. Una perdita di resistenza analoga, per uno spostamento inferiore al millimetro, è stata registrata per il test 2, tuttavia in questo caso non sono state osservate lesioni visibili sulla superficie del provino (vedi Fig. 3-17f). Il test numero 4 è stato caratterizzato invece da una lesione parallela alla laminazione che si estende su tutta la larghezza della sezione. Le restanti prove sono state caratterizzate dalla sola estrazione dell'inserto senza la formazione di lesioni, si veda ad esempio Fig. 3-17c.

Le rigidezze osservate sui campioni di LVL di faggio variano tra 200-250 kN/mm mentre i campioni di abete sono stati caratterizzati da una rigidezza pari a 140 kN/mm con la sola eccezione del provino S-100-D25S-100-2 che ha registrato una rigidezza estremamente elevata pari a 391 kN/mm. La media delle rigidezze, per entrambe le essenze lignee, si attesta sui 205 kN/mm; se però escludiamo il test 2 su abete, si ottiene una differenza del 30%.

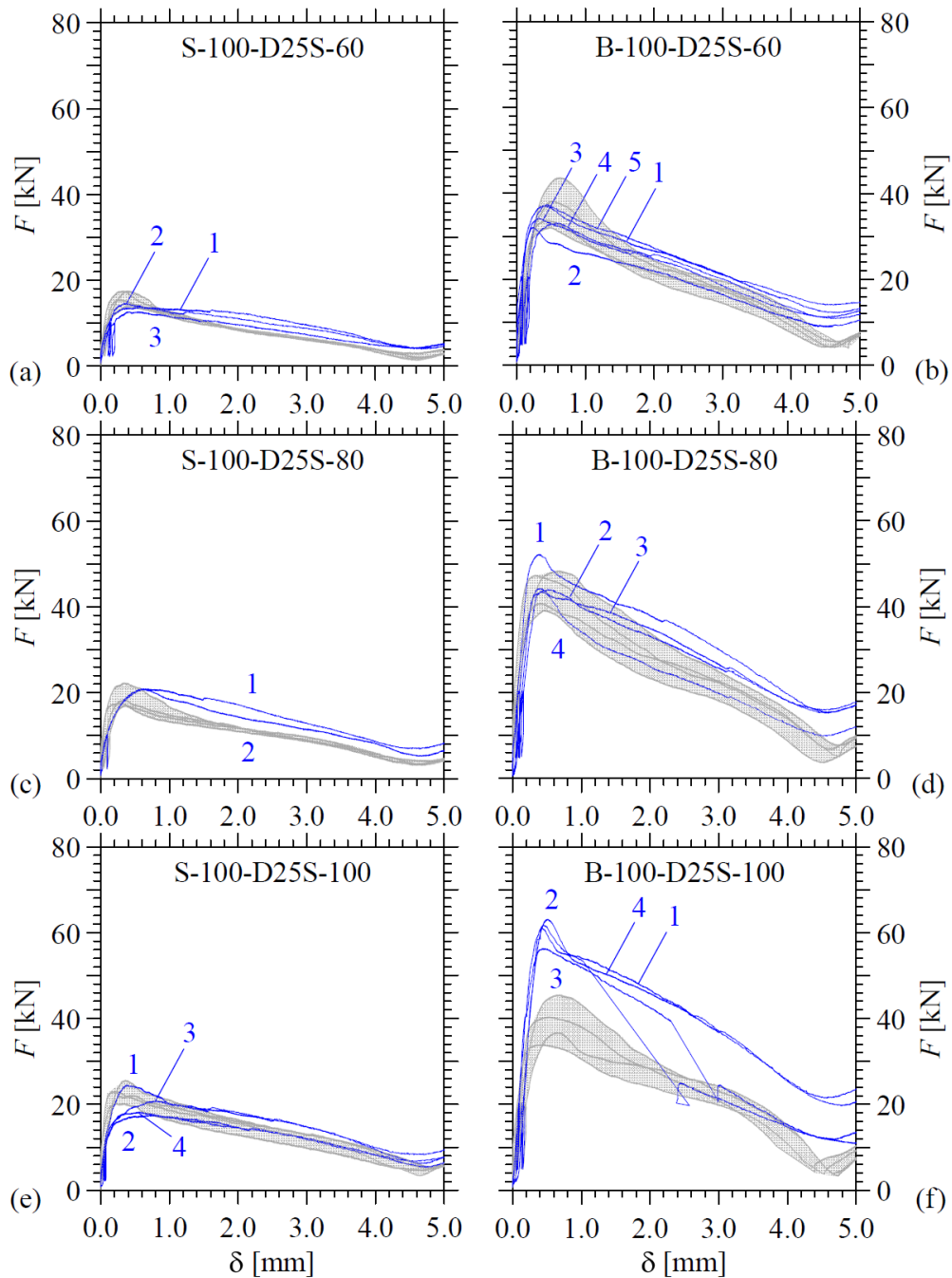


Fig. 3-16 Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 100$ mm, inserto con $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella prima colonna della Tab. 3.6 e Tab. 3.7.

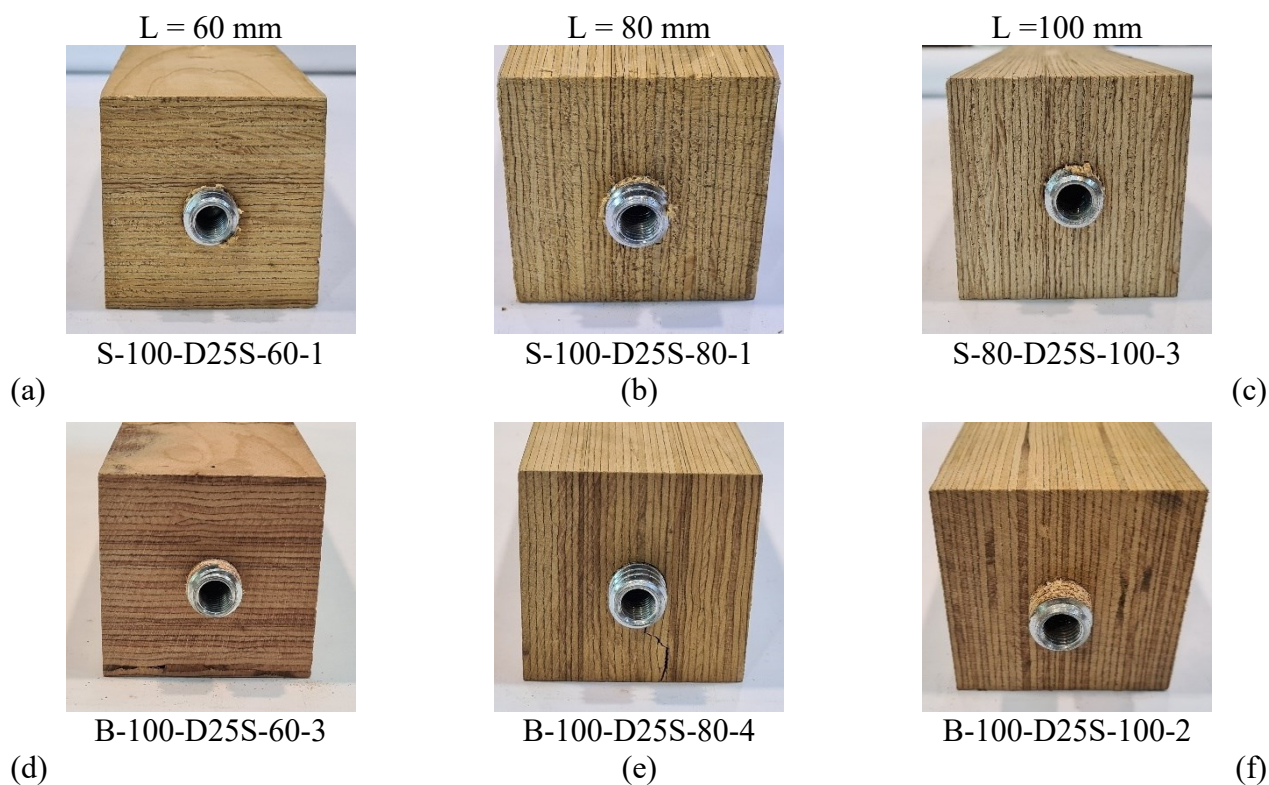


Fig. 3-17 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 100$ mm, inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i).

3.4.3 Diametro esterno 22 mm

In questa sezione sono riportati i risultati delle prove sperimentali effettuati su inserti di diametro esterno 22 mm e lunghezza 100 mm. I test sono stati eseguiti su campioni di LVL di faggio di sezione trasversale 80 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano una distanza trasversale dal bordo a_2 pari a 40 mm ($= 1.8D$). Per questa geometria sono state realizzate 10 prove. Infine, sono stati eseguiti 5 test confinando la sezione trasversale con bulloni di diametro 8 mm. Si rimanda il lettore a Tab. 3.10 per la matrice riassuntiva dei test. I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati in Fig. 3-18; a sinistra vengono rappresentati i grafici delle prove non confinate a destra i test condotti su campioni confinati.

Alcune considerazioni verranno effettuate in termini di rigidità della risposta $F-\delta$, spostamenti di picco e capacità portante dell'unione.

Tab. 3.10 tipologia E: diametro inserto 22 mm e $L=100$ mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezione trasversale $B=80$. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva F- δ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}		K_{j2}	
1	B-80-D22-100-1	80	M12	100	22	61.0	27.7	0.86	I	97	20-40		
2	B-80-D22-100-2	80	M12	100	22	65.4	29.7	0.80	I	154	10-40		
3	B-80-D22-100-3	80	M12	100	22	63.2	28.7	0.83	I	145	10-40		
4	B-80-D22-100-4	80	M12	100	22	55.9	25.4	0.67	I	119	10-40		
5	B-80-D22-100-5	80	M12	100	22	68.1	30.9	0.62	II+V	221	10-40		
6	B-80-D22-100-6	80	M12	100	22	57.2	26.0	0.75	I+VII	155	10-40		
7	B-80-D22-100-7	80	M12	100	22	56.1	25.5	0.47	I+III	162	10-40		
8	B-80-D22-100-8	80	M12	100	22	62.7	28.5	0.61	IV	127	10-40		
9	B-80-D22-100-9	80	M12	100	22	59.7	27.2	0.68	III+II	117	20-40		
10	B-80-D22-100-10	80	M12	100	22	56.3	25.6	0.86	X	101	10-40		
11	B-80-D22C-100-1	80	M12	100	22	72.2	32.8	0.84	III+VII	79	10-40		
12	B-80-D22C-100-2	80	M12	100	22	65.3	29.7	0.69	I+III	112	10-40		
13	B-80-D22C-100-3	80	M12	100	22	60.9	27.7	0.56	I	184	10-30	118	30-50
14	B-80-D22C-100-4	80	M12	100	22	60.0	27.3	0.59	III	132	10-40		
15	B-80-D22C-100-5	80	M12	100	22	73.4	33.4	0.61	III+V	191	10-40		

^(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

3.4.3.1 Caso non confinato

Per questa geometria di unione è stata osservata una capacità portante media paria a 60.6 kN ed un CoV di F_{peak} pari al 7.0%. A parità di sezione trasversale ($B=80$ mm) e lunghezza dell'inserto ($L=100$ mm), è stato osservato un incremento del 40.3% diminuendo il diametro esterno dell'inserto, ovvero passando da 25 mm a 22 mm. Questa variazione è stata riscontrata valutando i risultati ottenuti con preforo di 22 mm. Una differenza dello 0.2% è stata invece osservata considerando i risultati ottenuti con preforo di 20.5 mm. Le curve carico-spostamento, riportate in Fig. 3-18 a, mostrano un comportamento sostanzialmente elastico lineare fino al carico di picco, raggiunto per uno spostamento medio pari a 0.72 mm (CoV di $\delta_{peak} = 17.7\%$). In termini di spostamento di picco è stato osservato un decremento del 4% e un incremento del 56.5%, rispetto ai test con $D = 25$ mm e preforo di 22 o di 20.5mm.

Tutti i campioni, ad eccezione del test B-80-D22-100-10, sono stati caratterizzati dalla formazione di lesioni in corrispondenza di F_{peak} , ed in 3 casi (test numero 5,8 e 9) questo ha comportato il collasso dell'unione. Per tutti gli altri test, la formazione di lesioni ha prodotto una perdita di resistenza

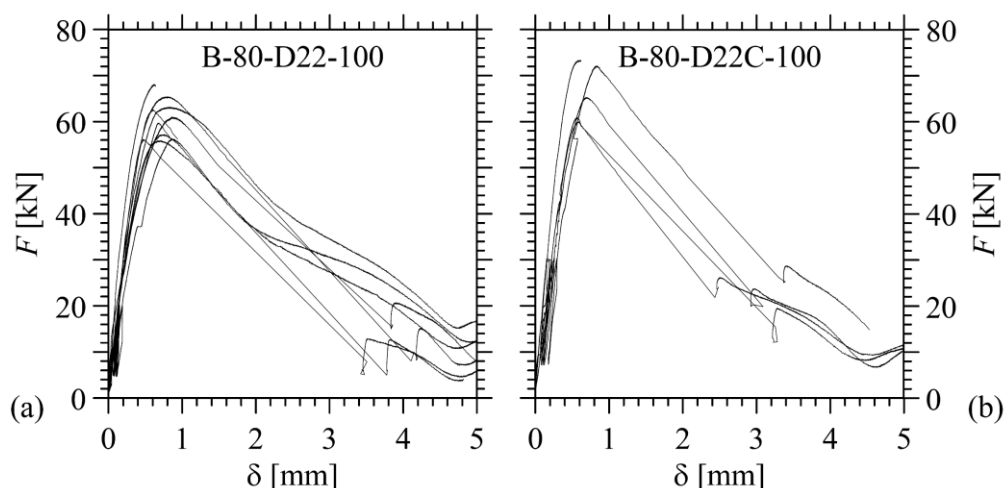


Fig. 3-18 Curve forza-spostamento ottenute su provini di LVL di faggio con $B = 80$, $L=100$ mm e $D = 22$ mm. Prove non confinate (a) e prove confinate (b).

importante (si veda il tratto decrescente a linea continua nelle curve $F-\delta$); seguita da un comportamento degradante con successiva ripresa di carico per spostamenti superiori a 4.5 mm. Per il campione B-80-D22-100-10 (vedi Fig. 3-19c) non sono state osservate lesioni, e la rottura è avvenuta per pura estrazione del connettore.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 100 e 220 kN/mm (vedi Tab. 3.10), con una rigidezza media di 140 kN/mm (CoV di $K = 26\%$). A parità di geometria è stato quindi osservato un incremento del 4% rispetto alla serie D25L e un decremento del 24% rispetto alla serie D25S.

3.4.3.2 Caso confinato

Le 5 prove hanno restituito una capacità portante media pari a 66.4 kN con un CoV del 9.3%. Il confinamento trasversale, realizzato con due bulloni M8, ha quindi prodotto un incremento di F_{peak} pari al 9.6%. Inoltre, è stato osservato uno spostamento medio al picco pari a 0.66 mm (CoV di $\delta_{peak} = 17\%$), con una riduzione dell'8.3% rispetto ai test non confinati. Nessuna variazione, in termini di rigidezza, è stata osservata a seguito del confinamento, con un valore medio di K pari a 140 kN/mm. Perdite importanti di resistenza sono state rilevate, per tutti i test, a seguito della formazione di lesioni sul campione ligneo. In particolare, per il test B-80-D22C-100-5 (vedi Fig. 3-19f), la formazione di una lesione parallela e di uno spacco ortogonale ha portato al collasso l'unione.

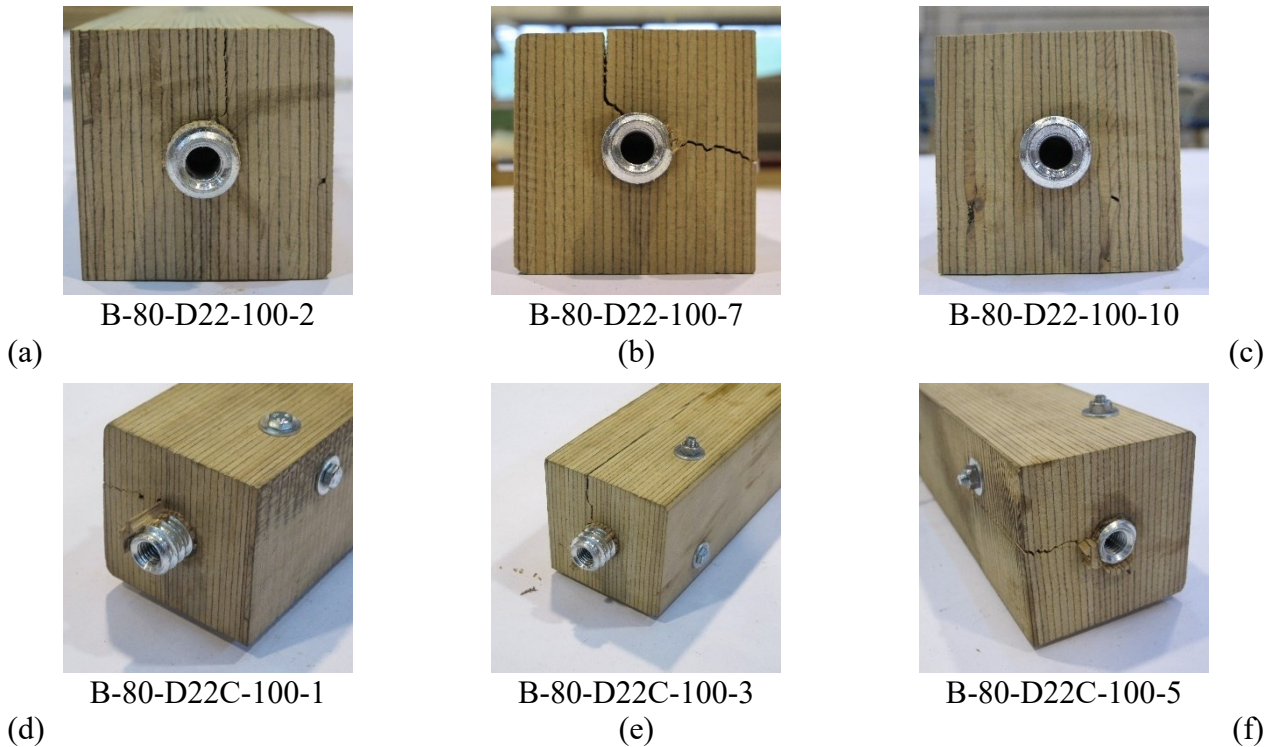


Fig. 3-19 Modalità di rottura in trazione per provini con sezione trasversale $B = 80$ mm, inserto $D = 22$ e $L = 100$ mm. campioni senza confinamento trasversale (a, b, c) e con confinamento (d, e, f).

3.4.4 Diametro esterno 16 mm

In questa sezione sono riportati i risultati delle prove sperimentali effettuati su inserti di diametro esterno 15 mm e lunghezza 50 mm. I test sono stati eseguiti su campioni di LVL di faggio di sezione trasversale 50 e 60 mm. Le dimensioni geometriche del provino in legno e del connettore comportano quindi una distanza trasversale dal bordo a_2 pari rispettivamente a 25 mm ($= 1.6D$) ovvero 30 mm ($= 1.9D$). Si rimanda il lettore a Tab. 3.11 per la matrice riassuntiva dei test. I grafici forza-spostamento sperimentali, per ogni sezione trasversale, sono presentati in Fig. 3-20; a sinistra sono riportati i grafici delle prove non confinate ed a destra i test condotti su campioni confinati. Alcune considerazioni verranno effettuate in termini di rigidità della risposta $F-\delta$, spostamenti di picco e capacità portante dell'unione.

3.4.4.1 Caso non confinato

Per ogni geometria sono state effettuate 10 prove monotone. I test condotti su sezioni da 50 mm hanno restituito una capacità portante media pari a 19.9 kN ed un CoV di F_{peak} pari al 12.1%, mentre quelli su sezione da 60 mm sono stati caratterizzati da valori pari rispettivamente a 19.4 kN e 6.7%. Pertanto, contrariamente a quanto atteso, è stato registrato un decremento del 2.5% di F_{peak} all'aumentare della distanza a_2 . Quanto detto può essere esteso agli spostamenti al picco, con un decremento del valore medio e

Tab. 3.11 Tipologia E: diametro inserto 16 mm e $L=50$ mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezione trasversale $B=50$ e 60mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva F- δ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}		K_{j2}	
1	B-50-D16-50-1	50	M8	50	15	18.3	24.4	0.67	I	77	15-40		
2	B-50-D16-50-2	50	M8	50	15	17.4	23.2	0.57	X	91	20-40		
3	B-50-D16-50-3	50	M8	50	15	20.1	26.9	0.70	III	74	10-30		
4	B-50-D16-50-4	50	M8	50	15	19.3	25.8	0.47	III	84	10-40		
5	B-50-D16-50-5	50	M8	50	15	18.2	24.3	0.42	I+V	80	20-40		
6	B-50-D16-50-6	50	M8	50	15	17.7	23.6	0.36		66	10-40		
7	B-50-D16-50-7	50	M8	50	15	24.5	32.7	0.64	I	83	15-40		
8	B-50-D16-50-8	50	M8	50	15	21.3	28.4	0.40	IV			56	40-80
9	B-50-D16-50-9	50	M8	50	15	18.6	24.8	0.38	I	62	10-40		
10	B-50-D16-50-10	50	M8	50	15	23.1	30.7	0.41	II+III	109	10-30		
11	B-50-D16C-50-1	50	M8	50	15	24.8	33.1	0.43	I	76	10-40		
12	B-50-D16C-50-2	50	M8	50	15	24.8	33.1	0.47	I	66	10-40		
13	B-50-D16C-50-3	50	M8	50	15	25.7	34.2	0.47	X	103	10-40		
14	B-50-D16C-50-4	50	M8	50	15	26.7	35.6	0.36	X	111	20-40		
15	B-50-D16C-50-5	50	M8	50	15	21.7	28.9	1.01	I+III	67	10-40		
16	B-60-D16-50-1	60	M8	50	15	17.5	23.4	0.35	X	82	20-40		
17	B-60-D16-50-2	60	M8	50	15	19.8	26.4	0.51	X	135	10-40		
18	B-60-D16-50-3	60	M8	50	15	17.4	23.1	0.64	X	79	10-40		
19	B-60-D16-50-4	60	M8	50	15	19.9	26.5	0.50	X	90	10-40		
20	B-60-D16-50-5	60	M8	50	15	20.9	27.9	0.60	X	45	10-40		
21	B-60-D16-50-6	60	M8	50	15	19.6	26.1	0.44	I	89	10-40		
22	B-60-D16-50-7	60	M8	50	15	18.0	24.0	0.31	III	52	10-40		
23	B-60-D16-50-8	60	M8	50	15	20.8	27.7	0.46	X	49	10-40		
24	B-60-D16-50-9	60	M8	50	15	19.6	26.1	0.33	X	112	20-40		
25	B-60-D16-50-10	60	M8	50	15	20.4	27.2	0.42	X	97	10-40		
26	B-60-D16C-50-1	60	M8	50	15	25.4	33.9	0.53	X	53	10-40		
27	B-60-D16C-50-2	60	M8	50	15	28.3	37.8	0.60	X	111	10-40		
28	B-60-D16C-50-3	60	M8	50	15	24.6	32.9	0.45	X	80	20-40		
29	B-60-D16C-50-4	60	M8	50	15	23.0	30.7	0.51	X	74	10-40		
30	B-60-D16C-50-5	60	M8	50	15	26.4	35.2	0.50	X	74	20-40		

^(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

del CoV di δ_{peak} pari rispettivamente a 10% e al 4.7%. In termini di rigidezza media del collegamento, valutato nell'intervallo 10-40% di F_{peak} , si osserva una sostanziale convergenza dei risultati, con un incremento del 6.4% all'aumentare della sezione trasversale.

Tutti i campioni con sezione da 50 mm, ad eccezione del test B-50-D15-50-2, sono stati caratterizzati dalla formazione di lesioni in corrispondenza di F_{peak} . Tuttavia, la formazione di spacchi o lesioni non ha determinato perdite importanti di resistenza con una buona redistribuzione degli sforzi all'interno del campione. Questo si è tradotto in comportamento degradante post picco

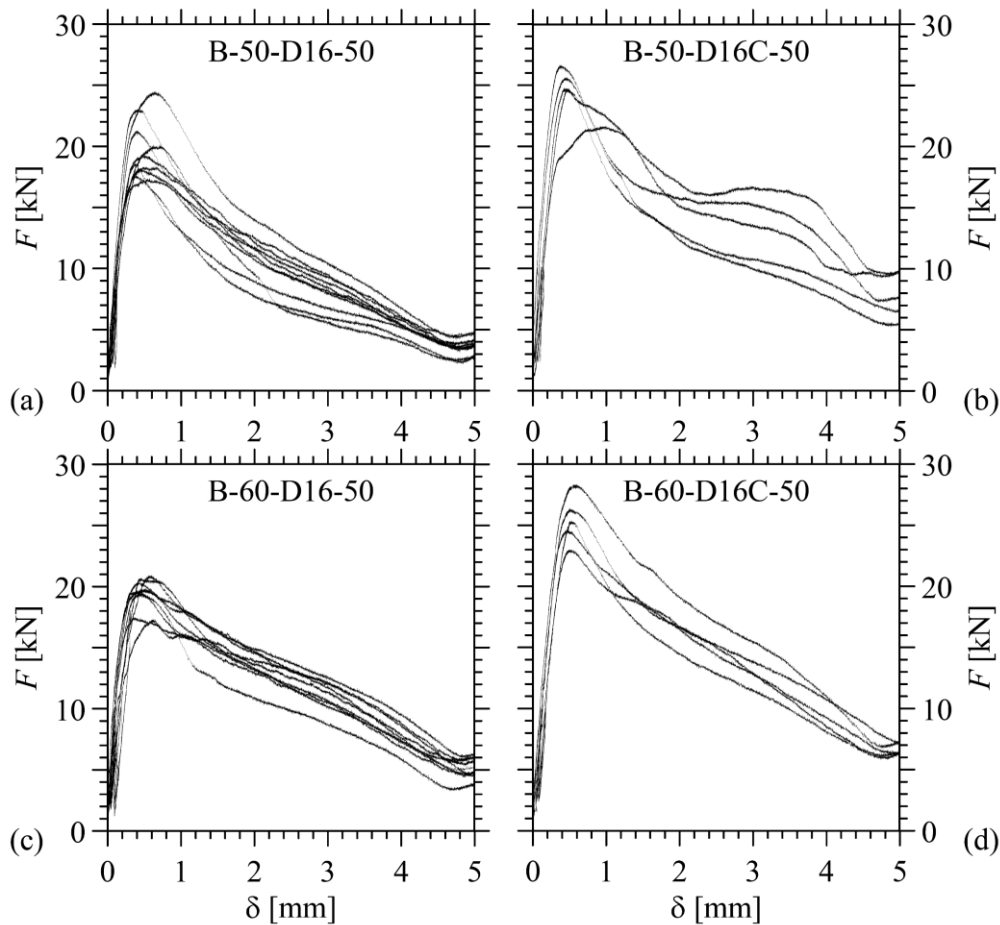


Fig. 3-20 Curve forza-spostamento ottenute su provini di LVL di faggio, $L=50\text{ mm}$ e $D=16\text{ mm}$. Sezione trasversale $B=50\text{ mm}$ (a,b) e $B=60\text{ mm}$ (c,d). Prove non confinate (a,c) e prove confinate (b,d)

sostanzialmente lineare. Per i campioni con $B=60\text{ mm}$ invece, sono stati osservati degli spacchi solo su due prove (test numero 6 e 7); in tutti gli altri casi non sono state registrate lesioni ed i campioni sono stati caratterizzati da una modalità di rottura per estrazione dell'inserto.

3.4.4.2 Caso confinato

Il confinamento della sezione trasversale da 50 mm ha prodotto una capacità portante media pari a 24.7 kN con un CoV del 7.5% . Su sezioni da 60 mm invece, sono stati osservati valori pari rispettivamente a 25.6 kN e 7.7% , con un incremento del 3.6% di F_{peak} all'aumentare della sezione trasversale. Il confinamento, realizzato con due bulloni M8, ha quindi prodotto un incremento di F_{peak} pari al 24.1% ed una riduzione del CoV del 38% , per quanto riguarda la serie B-50. Un incremento del 32% di F_{peak} ed una riduzione del 16% del CoV è stata invece osservata per la serie B-60. Spostamenti medi al picco pari rispettivamente a 0.55 mm (CoV di $d_{peak} = 48\%$) e 0.52 mm (CoV di $d_{peak} = 10\%$) sono stati osservati per le due geometrie. In questo caso il confinamento non ha prodotto una riduzione dei valori, con incrementi rispettivamente del 5% e del 16%

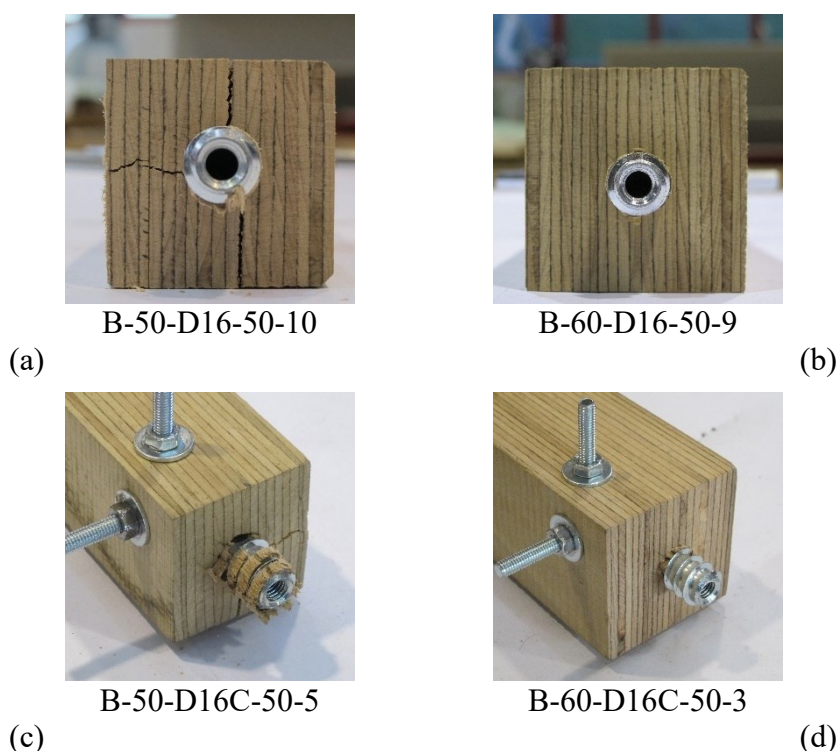


Fig. 3-21 Modalità di rottura in trazione per provini con inserto $D = 15$ e $L = 50$ mm: campioni senza confinamento trasversale (a, b), con confinamento (c,d) trasversale (a, b), sezione trasversale $B=50$ mm (a,c) e sezione trasversale $B=60$ mm (b,d)

Non sono stati osservati benefici rilevanti neanche in termini di rigidità, con un incremento medio dell'8% e un decremento del 6% rispettivamente per la serie B-50 e B-60. Tutti i campioni con sezioni da 60 mm sono stati caratterizzati dall'estrazione dell'inserto e non sono state osservate lesioni sull'asta di legno (vedi Fig. 3-21d); lo stesso vale anche per il test numero 3 e 4 della serie B-50. Negli altri tre casi invece, sono state osservate lesioni parallele ed ortogonali alla fibratura (vedi Fig. 3-21c) in accordo con le prove prive di confinamento.

3.5 Capacità portante dell'unione

Un riassunto dei dati sin qui esposti, in termini di F_{peak} , è riportato in Fig. 3-22 per i giunti con inserto di diametro 25 mm e preforo di 22 mm; nel grafico di sinistra (a) sono riportati i dati per l'LVL di abete mentre a destra (b) quelli per l'LVL di faggio. I risultati su LVL di abete mostrano un incremento della capacità portante dell'unione con l'aumento della lunghezza dell'inserto: Gli incrementi più significativi si registrano sulla serie con $B = 60$ mm, dove si osservano variazioni del 48% e del 35 %, incrementando di 20 mm la lunghezza del connettore. Variazioni più contenute pari al 16% e 21% si registrano invece su sezioni di lato 100 mm. Inoltre, si osserva un incremento di F_{peak} , a parità di inserto, incrementando la sezione trasversale del provino, ovvero aumentando la

distanza dal bordo a_2 . Quanto sin qui detto per i campioni realizzati in legno di conifera non può essere esteso ai provini realizzati con legno di latifoglie. In particolare, la sola serie con $B = 60$ mm mostra un incremento monotono della capacità portante all'aumentare della lunghezza dell'inserto, con incrementi pari rispettivamente a 45% e al 10%. Le serie con sezioni di lato 80 e 100 mm, presentano un incremento di resistenza passando da inserti di lunghezza 60 mm a inserti di lunghezza 80 mm, ma si osservano decrementi del 10% per inserti di lunghezza 100 mm. Inoltre, contrariamente a quanto osservato per l'LVL di abete, l'aumento della distanza dal bordo a_2 , comporta un decremento della capacità resistente per quasi tutte le geometrie, con variazioni anche del 21%. Un'altra rappresentazione dei dati sin qui esposti, è riportata in Fig. 3-23, con i risultati espressi in funzione del rapporto tra la distanza dal bordo e il diametro del connettore.

La diminuzione del diametro del perforo non comporta variazioni sostanziali per il microlamellare di abete (vedi Fig. 3-24a e Fig. 3-25a), dove si osservano incrementi della capacità portante dell'unione all'aumentare della lunghezza dell'inserto e della distanza dal bordo a_2 . Solo la serie con sezione di 100 mm mostra un incremento del 52 % passando da inserti di lunghezza 60 mm a inserti di lunghezza 80 mm, per poi registrare un decremento del 3% aumentando ulteriormente di 20 mm la lunghezza del connettore. L'incremento di a_2 comporta un aumento della capacità portante compreso tra il 15% e il 35%. I benefici maggiori si registrano sul microlamellare di faggio (vedi Fig. 3-24b e Fig. 3-25b), dove si osservano comportamenti monotoni crescenti, per tutte le sezioni, aumentando la lunghezza dell'inserto. In particolare, passando da inserti di lunghezza 80 mm a inserti di lunghezza 100 mm, si registrano incrementi del 49%, 40% e 32% rispettivamente per sezioni da 60, 80 e 100 mm, in controtendenza a quanto osservato sulle serie con perforo da 22 mm. Anche in questo caso, l'incremento di a_2 non apporta benefici in termini di F_{peak} , con le serie con $B = 60$ mm che registra i valori medi di capacità portante più elevati. La diminuzione del perforo quindi permette di sfruttare maggiormente la lunghezza dell'inserto, soprattutto per il microlamellare di faggio, come evidenziato dal confronto di Fig. 3-23b e Fig. 3-25b, mentre si osserva una leggera inversione di tendenza per i campioni di LVL di abete.

Come si può osservare da Fig. 3-26, la riduzione del perforo risulta favorevole per i test su LVL di faggio con inserto di lunghezza 100 mm, e sfavorevole per i campioni in LVL di abete c inserto di lunghezza 100 mm. In tutti gli altri casi non si riscontrano particolari differenze in termini di F_{peak} ,

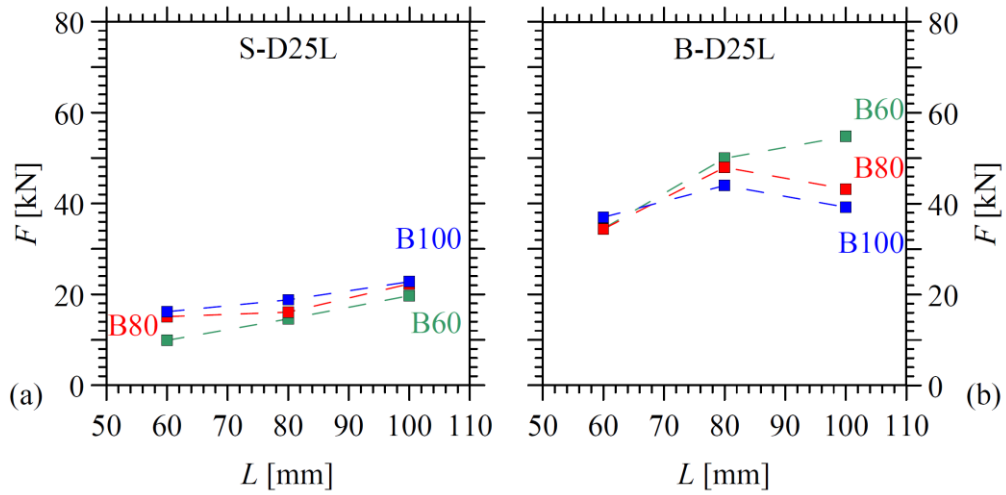


Fig. 3-22 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

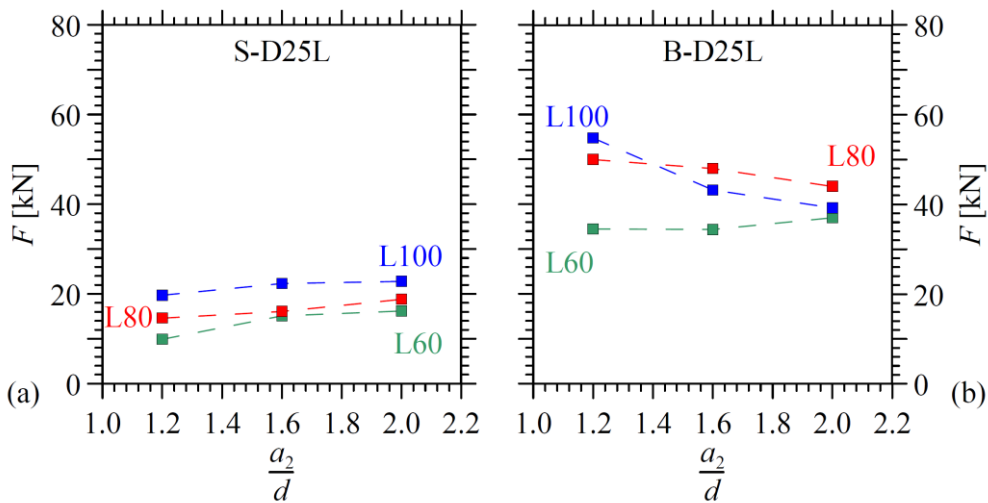


Fig. 3-23 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della sezione trasversale del provino: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

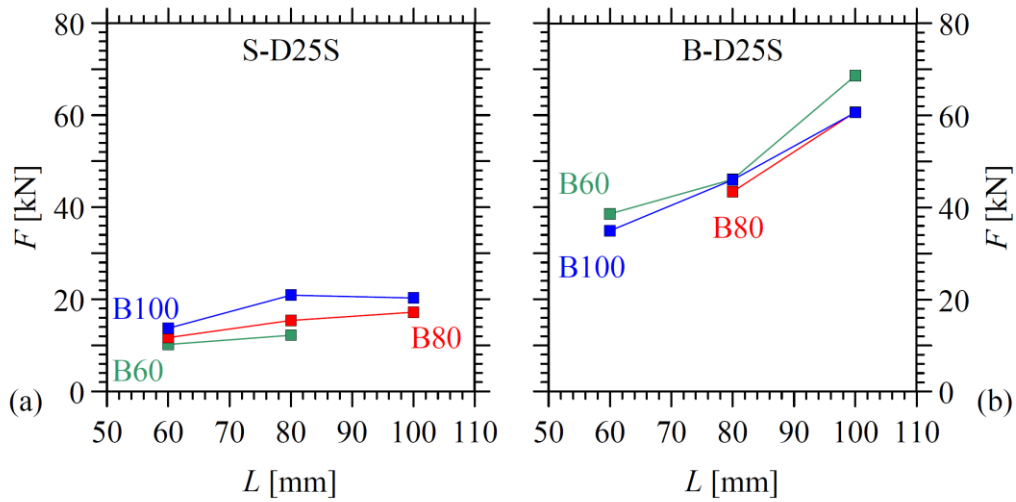


Fig. 3-24 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

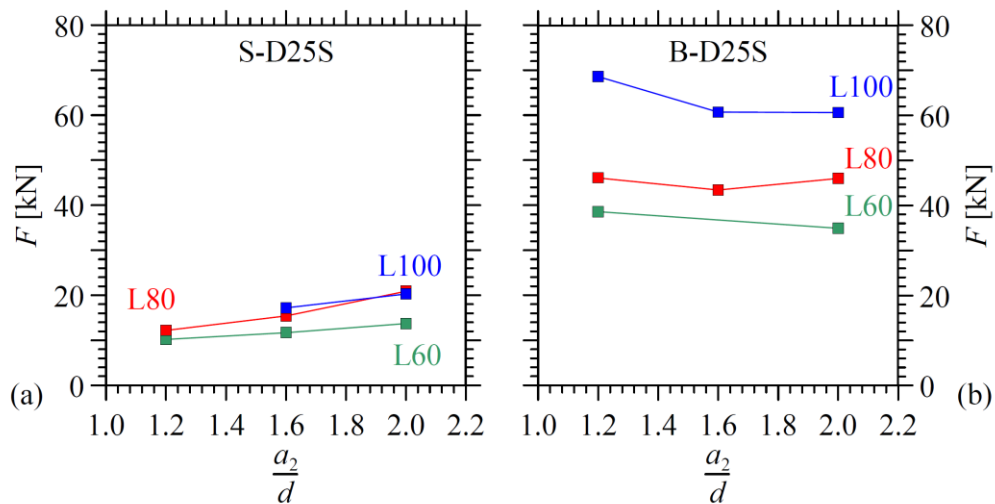


Fig. 3-25 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della sezione trasversale del provino: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

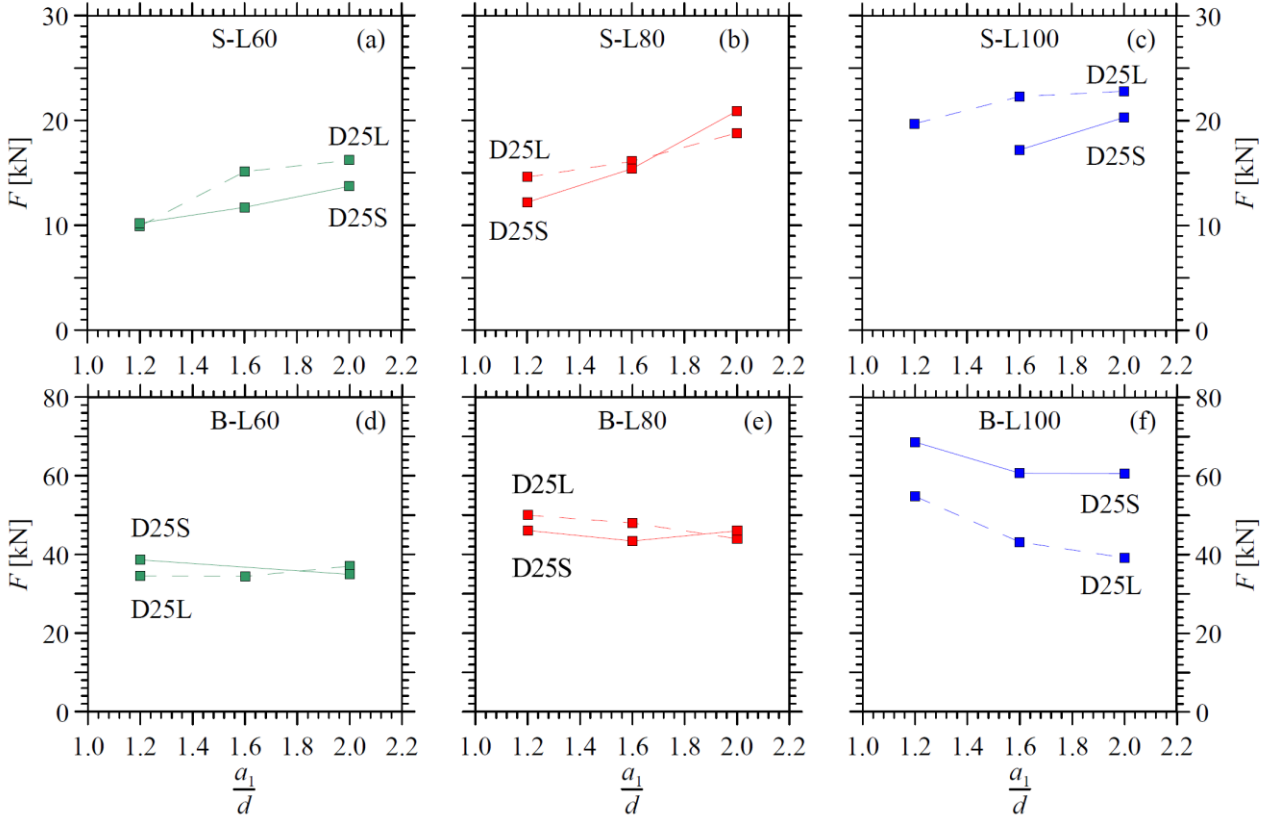


Fig. 3-26 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm. Incidenza del preforo sui valori medi di F_{peak} , per ogni serie, al variare della ezione trasversale del provino.

La stima della capacità portante della tipologia di unione sin qui discussa, può essere valutata seguendo le indicazioni riportate in EC5 (CEN, 2010) con riferimento ai collegamenti realizzati con viti caricate assialmente. Escludendo la rottura a trazione della vite, la rottura a estrazione della parte filettata può essere valutata nella seguente forma:

$$F_{ax,\alpha,Rk} = \frac{f_{ax,k} D l_{ef}}{1.2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0.8} \quad \text{Eq. 3.1}$$

con ρ_k valore caratteristico della massa volumica del legno, l_{ef} lunghezza di penetrazione della parte filettata, D diametro esterno misurato sulla filettatura e α angolo tra l'asse della vite e la direzione della fibratura. In particolare, se ne limita l'utilizzo per angoli superiori ai 30° e per distanze dal bordo a_2 superiori a $4D$. $f_{ax,k}$ è il valore caratteristico a estrazione perpendicolare rispetto alla direzione della fibratura determinato in conformità alla EN 14592 (CEN, 2022) per la massa volumica ρ_a associata. EC5 consente di valutare $f_{ax,k}$ solo per diametri esterni compresi tra 6 e 12 mm con la seguente espressione:

$$f_{ax,k} = 0.52 D^{-0.5} l_{ef}^{-0.1} \rho_k^{0.8} \quad \text{Eq. 3.2}$$

Volendo applicare tale formulazione, anche per diametri esterni pari a 25 mm, si ottengono valori di $f_{ax,k}$ pari a 12.7, 12.4 e 12.1 MPa rispettivamente per lunghezze degli inserti di 60, 80 e 100 mm

(inserirle in campioni di LVL di faggio con $\rho_k = 680 \text{ kg/m}^3$). Valori di $f_{ax,k}$ pari a 9.6, 9.4 e 9.2 MPa si ottengono invece su campioni di LVL di abete con $\rho_k = 480 \text{ kg/m}^3$.

Il produttore degli inserti fornisce all'interno del proprio documento "European Technical Assessment no. ETA-12/0481", valori di $f_{ax,k}$ pari a 9 MPa per prodotti LVL di conifera e di 13 MPa per prodotti LVL di latifoglie, in linea con quelli ottenuti con la formulazione di EC5. Tuttavia tali valori risultano associati ad una massa volumica ρ_a di 350 kg/m^3 . Inoltre, il produttore estende la formulazione ad angoli inferiori ai 30° utilizzando la seguente formulazione:

$$F_{ax,\alpha,Rk} = k_{ax} \cdot f_{ax,k} D l_{ef} \left(\frac{\rho_k}{350} \right)^{0.8} \quad \text{Eq. 3.3}$$

dove k_{ax} vale 1 per angoli superiori a 45° oppure:

$$k_{ax} = 0.3 + \frac{0.7 \cdot \alpha}{45^\circ} \quad \text{per } 0^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ \quad \text{Eq. 3.4}$$

Per prodotti in LVL e installazioni parallele alla laminazione, si consiglia una riduzione di capacità portante del 20%.

Pertanto, applicando le due formulazioni su LVL di faggio, si ottiene un valore caratteristico di resistenza pari a 15.9, 20.6 e 25.2 kN (Eq. 3.1, con $\rho_a = \rho_k$) e 8, 10 e 13 kN (Eq. 3.3) rispettivamente per boccole di lunghezza 60, 80 e 100 mm. Si osserva quindi una differenza tra le due formulazioni del 50% circa. Estendendo quanto detto all'LVL di abete si ottengono rispettivamente: 12.1, 15.6 e 19.1 kN e 3.5, 4.6 e 5.8 kN con una variazione relativa del 70% circa. Un confronto con i risultati sperimentali è riportato, per i connettori di diametro 25 mm e preforo da 22 mm, in Tab. 3.4 e Tab. 3.5. In particolare, applicando la formulazione fornita dal produttore, si osserva una sottostima media del 75.1 % e del 72.9% rispettivamente per i campioni in faggio ed abete. Differenze percentuali minori sono invece rilevate applicando la formulazione proposta da EC5, con valori pari al 51.6% e al 8%. Quanto detto può essere esteso ai campioni con preforo da 20.5 mm (vedi Tab. 3.8 e Tab. 3.9), con differenze rispettivamente pari al -77.9% e -70.0% ed al -57% e +2.2%. Una correlazione migliore viene pertanto riscontrata, per entrambe le formulazioni, su LVL di abete.

Volendo invece valutare il valore analitico medio, a valle delle considerazioni appena riportate, si sceglie di utilizzare $\rho_{m,meas}$ all'interno dell'Eq. 3.1, ed i risultati sono riportati in Tab. 3.4, Tab. 3.5, Tab. 3.8 e

Tab. 3.9. In questo caso si osserva, per i campioni in LVL di faggio, una sottostima media pari al 42.1% e al 48.6%, rispettivamente per i test effettuati su preforo da 22 ovvero 20.5 mm. Sovrastime del 2.6% e del 14% si osservano invece su LVL di abete.

Per esemplificare quanto appena detto si introduce un parametro di confronto:

$$\beta_k = \frac{F_{peak}}{F_{Rm,meas}} \quad \text{Eq. 3.5}$$

ed i risultati sono riportati in Fig. 3-27 e Fig. 3-28. Per i campioni realizzati in LVL di abete si osserva una sovrastima dei risultati sperimentale per le sezioni da 60 e 80 mm, ad indicare una certa influenza della distanza del connettore dal bordo. Una leggera sottostima viene invece registrata per la serie S-100 con un valore medio pari a 1.09. Una sottostima generale viene rilevata per le serie di LVL di faggio con un valore medio di β_k pari a 1.86. Le differenze minori si riscontrano sulle serie B-80-D25L-80 e B-80-D25L-100 dove si evince una perdita di efficienza dell'unione. Ad eccezione di queste due serie, si rileva quindi una buona correlazione della formulazione analitica, al variare della lunghezza del connettore, con andamenti pressoché costanti per tutte le sezioni trasversali.

Un'estensione del campo di applicabilità delle formulazioni presentate in EC5 (CEN,2010), in termini di angolo α , sembra accettabile per giunti realizzati in LVL di faggio, indipendentemente dalla distanza dal bordo a_2 e alla dimensione del preforo. Quanto detto non può essere esteso al microlamellare di abete, dove si osservano valori superiori all'unità solo per distanze dal bordo superiori a $2D$.

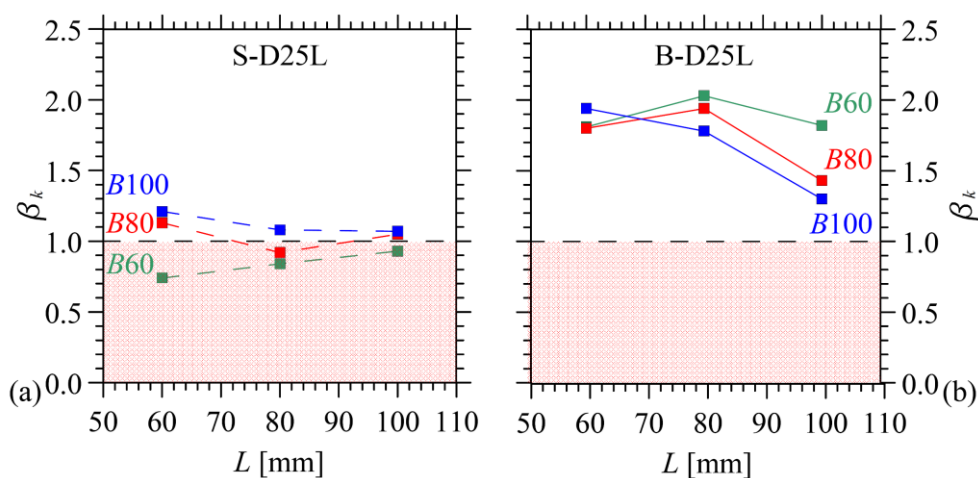


Fig. 3-27 Tipologia E, $D=25\text{mm}$ e preforo da 22mm . Valori di β_k , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

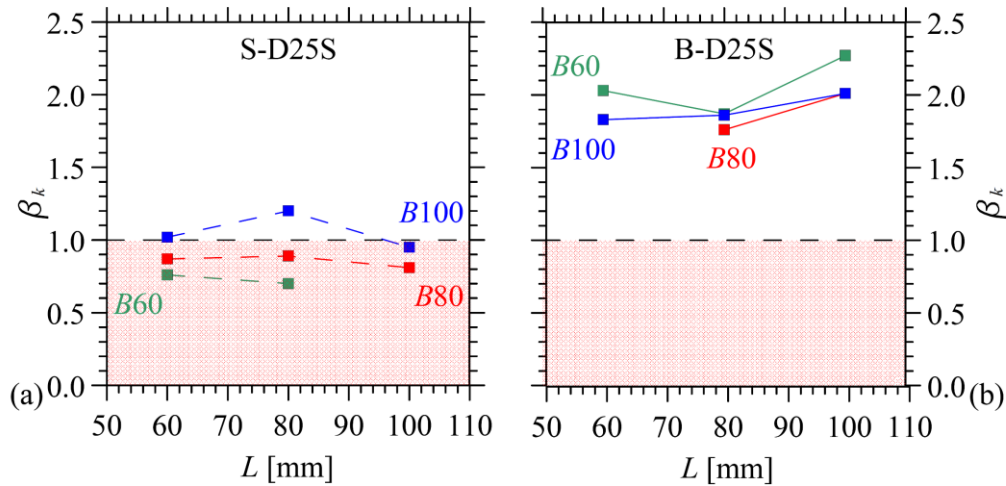


Fig. 3-28 Tipologia E, $D=25$ mm e preforo da 20.5mm. Valori di β_k , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

3.6 Spostamenti

In questa sezione si riporta un riassunto dei risultati in termini di spostamento di picco δ_{peak} . I valori medi, per ogni serie di campioni e per ogni essenza lignea sono riportati in Fig. 3-29 e Fig. 3-30, rispettivamente per i campioni con preforo da 22 e 20.5 mm.

Per quanto riguarda i campioni in LVL di faggio e preforo da 22 mm, la serie con spostamenti al picco maggiori risulta quella con sezione da 80 mm. Spostamenti comparabili si riscontrano invece per le serie con $B = 60$ e 100 mm, con decrementi rispetto alla serie con $B = 80$ mm, pari al 15%, 22% e 30% al variare della lunghezza del connettore. Per quanto riguarda i dati ottenuti su LVL di abete, escludendo il valore della serie S-60-D25L-80, per altro mediato su due valori, si osservano valori comparabili per tutte le sezioni trasversali, con un andamento debolmente decrescente all'aumentare della lunghezza dell'inserito. A parità di geometria, si osservano spostamenti più piccoli nei giunti realizzati in LVL di abete, seppur a fronte di carichi al picco minori.

La riduzione del diametro del preforo determina una riduzione degli spostamenti per tutte le serie su microlamellare di faggio, con la tendenza a convergere tra loro; in linea con quanto visto con preforo da 22 mm e LVL di abete. Un comportamento opposto si registra, diminuendo il preforo su campioni di LVL di abete, dove si osservano incrementi degli spostamenti. Per inserti di lunghezza 60 e 80 mm, si registrano incrementi molto simili, con spostamenti maggiori nella serie con sezione da 80 mm e spostamenti minori nella serie con $B = 60$ mm. Inoltre, la diminuzione del preforo sembra differenziare notevolmente la risposta, al variare della geometria del connettore. Va tuttavia ricordato, che la serie S-D25S risulta composta da un numero limitato di prove se paragonata alle altre serie. A

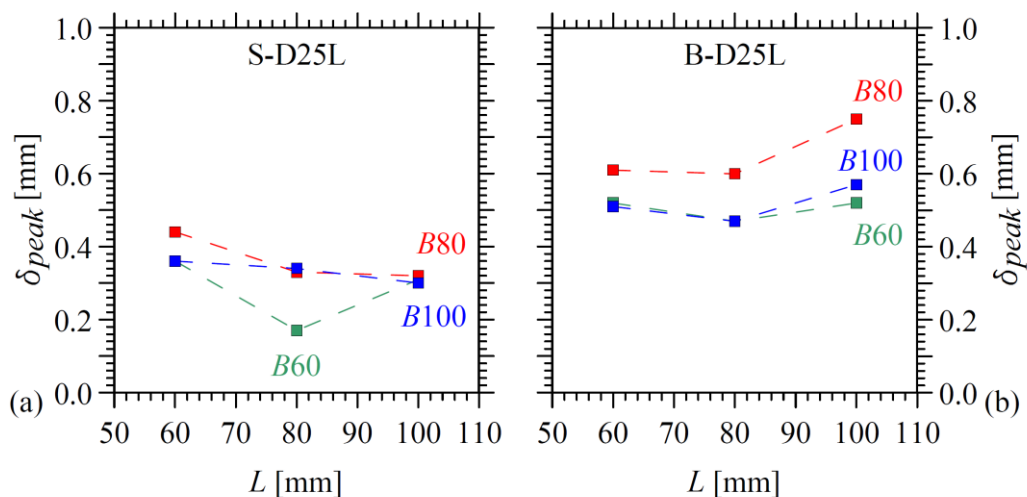


Fig. 3-29 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valori medi di δ_{peak} , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

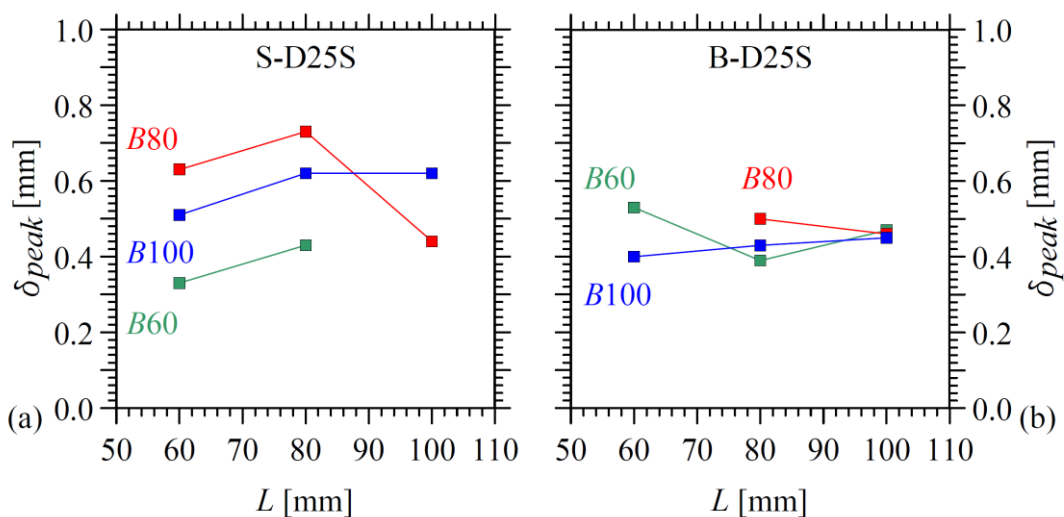


Fig. 3-30 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valori medi di δ_{peak} , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

parità di geometria, seppur per spostamenti al picco simili a quelli osservati nella serie D25L, i valori medi osservati su LVL di abete risultano superiori ai valori ottenuti su LVL di faggio.

3.7 Rigidezza della connessione

La deformabilità delle unioni nelle strutture lignee riveste una grande importanza sia nella valutazione delle deformazioni sia per il calcolo delle sollecitazioni nelle strutture iperstatiche. L'argomento, già affrontato nella sezione 2.4.5, seguirà quanto già fatto per la tipologia di unione A. Vengono pertanto riportate nel seguito alcune considerazioni sulle seguenti rigidezze:

Tab. 3.12 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di K (\bar{K} , CoV_K), K_{ser} (\bar{K}_{ser} , $\text{CoV}_{K_{ser}}$), K_u (\bar{K}_u , CoV_{K_u}) e K_{peak} (\bar{K}_{peak} , $\text{CoV}_{K_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezione trasversale $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali (Diff_1 , Diff_2) tra la rigidità ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	K	CoV_K	\bar{K}_{ser}	$\text{CoV}_{K_{ser}}$	$\text{Diff}_1^{(a)}$	\bar{K}_u	CoV_{K_u}	$\text{Diff}_2^{(b)}$	\bar{K}_{peak}	$\text{CoV}_{K_{peak}}$
	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]
B-60-D25L-60	132.2	9.2	240.8	2.3		156.5	11.3		75.7	50.2
B-60-D25L-80	216.0	33.4	262.4	29.7		213.9	19.0		111.1	25.6
B-60-D25L-100	238.0	66.9	297.9	51.8		221.8	43.6		112.7	37.8
B-80-D25L-60	153.6	23.2	261.2	39.1		178.4	34.7		57.2	16.0
B-80-D25L-80	177.1	31.5	150.6	27.3		144.9	30.8		84.1	29.8
B-80-D25L-100	134.5	55.7	156.3	55.9		144.0	39.4		59.4	23.2
B-100-D25L-60	161.9	20.0	229.2	46.7		174.7	23.6		72.0	5.2
B-100-D25L-80	205.4	30.5	274.4	35.1		226.3	23.6		99.7	29.3
B-100-D25L-100	161.9	28.8	184.7	23.4		153.7	33.4		69.2	10.8

(a) $\text{Diff}_1 = 100x(\bar{K}_{ser} - K_{ser,m}) / K_{ser,m}$ con $K_{ser,m}$ calcolato con $\rho_k = 851 \text{ kg/m}^3$;

(b) $\text{Diff}_2 = 100x(\bar{K}_u - K_{u,m}) / K_{u,m}$ con $K_{u,m}$ calcolato con $\rho_k = 851 \text{ kg/m}^3$;

Tab. 3.13 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di K (\bar{K} , CoV_K), K_{ser} (\bar{K}_{ser} , $\text{CoV}_{K_{ser}}$), K_u (\bar{K}_u , CoV_{K_u}) e K_{peak} (\bar{K}_{peak} , $\text{CoV}_{K_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di abete e sezione trasversale $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali (Diff_1 , Diff_2) tra la rigidità ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	K	CoV_K	\bar{K}_{ser}	$\text{CoV}_{K_{ser}}$	$\text{Diff}_1^{(a)}$	\bar{K}_u	CoV_{K_u}	$\text{Diff}_2^{(b)}$	\bar{K}_{peak}	$\text{CoV}_{K_{peak}}$
	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]
S-60-D25L-60	56.6	18.6	73.8	7.7		64.8	17.8		27.56	4.4
S-60-D25L-80	120.1	4.2	184.5	19.0		150.4	12.3		87.12	8.1
S-60-D25L-100	107.8 ^(c)	19.1	193.3	50.4		133.8	25.5		68.1	24.7
S-80-D25L-60	95.3	26.7	123.2	32.4		90.3	10.0		38.4	42.2
S-80-D25L-80	145.0	34.8	261.1	53.6		131.7	37.6		49.8	31.6
S-80-D25L-100	148.1	12.5	244.1	26.3		174.3	15.9		72.8	25.0
S-100-D25L-60	81.7	19.7	252.9	52.3		138.0	29.4		46.3	21.6
S-100-D25L-80	129.7	44.5	130.2	52.9		103.1	34.8		56.0	10.7
S-100-D25L-100	176.3	37.3	153.2	5.1		137.3	4.5		81.8	31.9

(a) $\text{Diff}_1 = 100x(\bar{K}_{ser} - K_{ser,m}) / K_{ser,m}$ con $K_{ser,m}$ calcolato con $\rho_k = 550 \text{ kg/m}^3$;

(b) $\text{Diff}_2 = 100x(\bar{K}_u - K_{u,m}) / K_{u,m}$ con $K_{u,m}$ calcolato con $\rho_k = 550 \text{ kg/m}^3$;

(c) Per il test n. 3 viene utilizzato l'intervallo K_2

Tab. 3.14 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di K (\bar{K} , CoV_K), K_{ser} (\bar{K}_{ser} , $\text{CoV}_{K_{ser}}$), K_u (\bar{K}_u , CoV_{K_u}) e K_{peak} (\bar{K}_{peak} , $\text{CoV}_{K_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezione trasversale $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali (Diff_1 , Diff_2) tra la rigidità ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	K	CoV_K	\bar{K}_{ser}	$\text{CoV}_{K_{ser}}$	$\text{Diff}_1^{(a)}$	\bar{K}_u	CoV_{K_u}	$\text{Diff}_2^{(b)}$	\bar{K}_{peak}	$\text{CoV}_{K_{peak}}$
	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]
B-60-D25S-60	155.0	10.9	180.6	41.1		157.1	26.7		117.2	7.0
B-60-D25S-80	166.3	42.2	199.3	49.0		178.8	25.1		117.1	9.8
B-60-D25S-100	189.8	15.5	161.2	13.6		166.9	8.4		145.7	9.3
B-80-D25S-60										
B-80-D25S-80	148.8	20.2	192.7	33.7		168.6	22.2		92.0	37.5
B-80-D25S-100	184.6	13.9	160.5	19.5		173.9	12.4		133.9	12.3
B-100-D25S-60	145.8	14.9	226.5	50.0		198.9	36.4		95.5	29.5
B-100-D25S-80	184.7	8.9	207.5	34.8		180.2	26.3		109.6	18.8
B-100-D25S-100	227.7	9.1	182.7	27.2		194.1	19.6		134.9	5.7

(a) $\text{Diff}_1 = 100x(\bar{K}_{ser} - K_{ser,m}) / K_{ser,m}$ con $K_{ser,m}$ calcolato con $\rho_k = 851 \text{ kg/m}^3$;

(b) $\text{Diff}_2 = 100x(\bar{K}_u - K_{u,m}) / K_{u,m}$ con $K_{u,m}$ calcolato con $\rho_k = 851 \text{ kg/m}^3$;

Tab. 3.15 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di K (\bar{K} , CoV_K), K_{ser} (\bar{K}_{ser} , $\text{CoV}_{K_{ser}}$), K_u (\bar{K}_u , CoV_{K_u}) e K_{peak} (\bar{K}_{peak} , $\text{CoV}_{K_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di abete e sezione trasversale $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono anche riportate le differenze percentuali (Diff_1 , Diff_2) tra la rigidità ottenuta dai test e quella analitica.

Serie di provini	K	CoV_K	\bar{K}_{ser}	$\text{CoV}_{K_{ser}}$	$\text{Diff}_1^{(a)}$	\bar{K}_u	CoV_{K_u}	$\text{Diff}_2^{(b)}$	\bar{K}_{peak}	$\text{CoV}_{K_{peak}}$
	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]	<[%]	[kN/mm]	[%]
S-60-D25S-60	44.2(c)	45.5	201.9	57.3		96.8	3.8		32.8	33.8
S-60-D25S-80	61.5		70.1			56.8			28.1	
S-60-D25S-100										
S-80-D25S-60	56.8		118.0			56.8			56.8	
S-80-D25S-80	92.0	22.3	138.3	59.2		81.1	43.9		22.4	40.0
S-80-D25S-100	82.8		77.9			87.6			38.7	
S-100-D25S-60	86.2	42.1	146.2	39.9		94.1	21.5		28.9	37.7
S-100-D25S-80	85.6	0.8	143.6	15.7		90.3	4.0		33.7	7.1
S-100-D25S-100	127.18	25.0	188.99	9.9		139.23	12.9		36.62	50.6

(a) $\text{Diff}_1 = 100 \times (\bar{K}_{ser} - K_{ser,m}) / K_{ser,m}$ con $K_{ser,m}$ calcolato con $\rho_k = 550 \text{ kg/m}^3$;

(b) $\text{Diff}_2 = 100 \times (\bar{K}_u - K_{u,m}) / K_{u,m}$ con $K_{u,m}$ calcolato con $\rho_k = 550 \text{ kg/m}^3$;

(c) Per il test n. 2 viene utilizzato l'intervallo K_2

- K è la rigidità tangente, con una correlazione superiore al 99%, nell'intervallo compreso tra il 10 e il 40% di F_{peak} e comunque non inferiore al 20-30% di F_{peak} . I valori sono riportati in Tab. 3.2 e Tab. 3.3 per inserti di diametro 25 mm e preforo di 22 mm e in Tab. 3.6 e Tab. 3.7 per inserti di diametro 25 mm e preforo di 20.5 mm, rispettivamente per LVL di faggio e abete.
- K_{ser} è il modulo di scorrimento di servizio come riportato in EC5, ed è in genere utilizzato per il calcolo allo stato limite di esercizio. È definito come rigidità secante al 40% di F_{peak} e può essere valutato con l'Eq. 2.4. ovvero con Eq. 3.6 e Eq. 3.7.
- K_u è il modulo di scorrimento ultimo come riportato in EC5, ed è in genere utilizzato per le verifiche a stato limite ultimo. È definito come rigidità secante al 60% di F_{peak} , e può essere valutato come $K_u = 2/3 K_{ser}$.
- K_{peak} è la rigidità secante in corrispondenza di F_{peak} .

A titolo esemplificativo si può far riferimento a Fig. 2-23 per la rappresentazione grafica delle 4 rigidità appena descritte. Il valore medio e il corrispondente coefficiente di variazione, per ogni rigidità e per ogni serie di prova con preforo da 22 mm, sono riportati in Tab. 3.12 e Tab. 3.13, rispettivamente per i campioni in LVL di faggio e LVL di abete. I valori con preforo da 20.5 mm sono invece riportati in Tab. 3.14 e Tab. 3.15.

3.7.1 K: Rigidezza tangente al 10-40% di F_{peak}

I risultati ottenuti in termini di rigidezza dell'unione nell'intervallo 10-40% di F_{peak} , sono riassunti in Fig. 3-31 e Fig. 3-32 rispettivamente per i campioni realizzati con preforo da 22 mm e preforo da 20.5 mm. Per quanto riguarda i campioni con preforo da 22 mm, ad eccezione della serie S-100, si osserva un incremento di rigidezza passando da inserti di lunghezza 60 mm a inserti di lunghezza 80 mm. Incrementando ulteriormente la lunghezza del connettore, tuttavia, non si osservano benefici in termini di rigidezza e in alcuni casi si osservano dei decrementi. Su abete, si registra un incremento di rigidezza aumentando la sezione trasversale, soprattutto passando da $B = 60$ mm a $B = 80$ mm. Lo stesso vale su faggio per le sezioni di lato 80 e 100 mm, con l'eccezione delle serie B-60. Su LVL di abete, inoltre, ad eccezione della serie S-100-D25L-80, si registrano incrementi di rigidezza anche all'aumentare della sezione trasversale. Su faggio invece, quanto detto vale solo per le sezioni da 80 e 100 mm. I campioni in LVL di abete risultano mediamente meno rigidi di quelli in faggio, con un decremento del 33%.

La riduzione del preforo determina un incremento della rigidezza K anche nel passaggio da inserti di lunghezza 80 mm a quelli di lunghezza 100 mm. In particolare, si registra un incremento del 14% per $B = 60$ mm e del 24% per sezioni maggiori. Non si osservano riduzioni in termini di rigidezza media dell'unione, su provini di LVL di faggio, al variare del preforo; una riduzione del 32% si osserva invece su abete diminuendo il preforo. Questo comporta un incremento della differenza media di rigidezza tra le due essenze lignee, con una riduzione del 55% dell'abete rispetto al faggio.

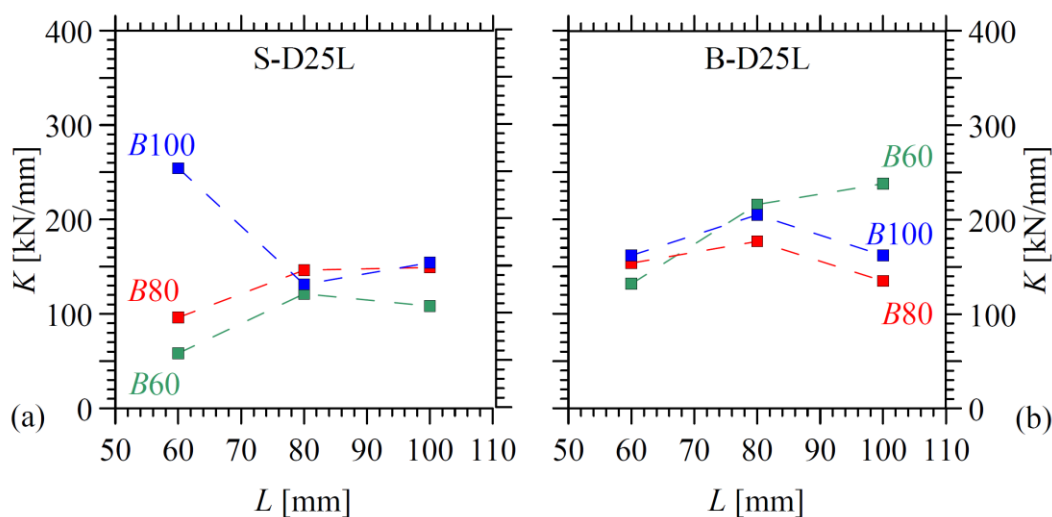


Fig. 3-31 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valori di K , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

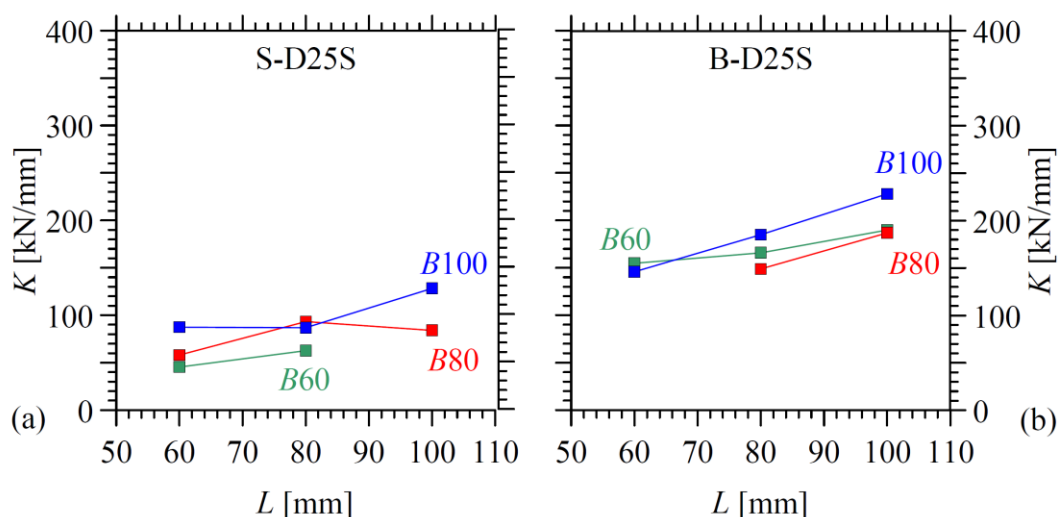


Fig. 3-32 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valori di K , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

3.7.2 K_{ser} : Rigidezza secante allo SLE

Secondo EC5, per valutare il modulo di scorrimento di servizio K_{ser} , per mezzi di unione con viti si può utilizzare l'Eq. 2.4 valida anche per la tipologia di unione A indagata al capitolo 2. Sostituendo il valore della massa volumica ottenuta dalle prove di caratterizzazione si ottengono, rispettivamente per faggio ed abete, valori di $K_{ser} = 26.9$ e 14 kN/mm per inserti con $D = 25$ mm. Da notare che la formula proposta non è funzione della lunghezza dell'inserto

RAMPA, produttore degli inserti, propone due formulazioni per valutare la rigidezza secante di esercizio, a seconda che si utilizzi un legno di conifera (softwood) oppure un legno di latifoglie (hardwood), tuttavia non viene presa in considerazione la tipologia del prodotto ligneo. La formulazione risulta valida per tutti gli angoli di inclinazione ed è funzione del diametro esterno D e della lunghezza effettiva di infissione l_{ef} :

$$K_{ser} = 25Dl_{ef} \quad \text{per softwood} \quad \text{Eq. 3.6}$$

$$K_{ser} = 25Dl_{ef} \quad \text{per hardwood} \quad \text{Eq. 3.7}$$

Sostituendo il valore della massa volumica ottenuta dalle prove di caratterizzazione si ottengono valori di $K_{ser} = 37.5$, 50 e 62.5 kN/mm per i campioni in abete e 45 , 60 e 75 kN/mm per campioni in faggio, rispettivamente per lunghezze dell'inserto pari a 60 , 80 e 100 mm.

I valori medi di K_{ser} , per ogni serie di campioni e per ogni essenza lignea sono riportati in Fig. 3-33 e Fig. 3-34, rispettivamente per i campioni con preforo da 22 e 20.5 mm. I dati con preforo da 22 mm su LVL di abete mostrano un andamento simile, al variare della lunghezza dell'inserto, con la sola eccezione della serie con S-100-D25L-60 che risulta caratterizzata da rigidezze molto elevate. Nello

specifico, si osserva un incremento di rigidità passando da sezioni di lato 60 a sezioni di lato 80 mm; la sezione più grande, invece, risulta la meno rigida delle tre. Incrementi medi di K_{ser} vengono registrati anche all'aumentare della lunghezza dell'inserto. I dati raccolti su LVL di faggio, invece, non presentano comportamenti chiari al variare della sezione del provino e della lunghezza dell'inserto. La sola serie con $B = 60$ mm risulta caratterizzata da un incremento di rigidità alle SLE all'aumentare della lunghezza dell'inserto. Si registra una riduzione media del 21% passando da LVL di faggio ad LVL di abete. Alcune prove, come già osservato precedentemente, risultano caratterizzate da un tratto iniziale estremamente rigido, con valori superiori ai 1000 kN/mm. Non ritenendo questi risultati indicativi del comportamento dell'unione, si è scelto di escluderli dalla rappresentazione grafica. Da un confronto con le formulazioni riportate in EC5 e proposte da RAMPA, si osserva una sottostima generale rispetto ai risultati sperimentali. Solo per le serie su LVL di abete, e per la sezione di lato 60 mm su faggio, si osserva un trend coerente in funzione della lunghezza boccola.

La diminuzione del preforo comporta dei benefici, per quanto riguarda la dispersione dei risultati, soprattutto per i campioni realizzati in LVL di faggio. In particolare, si osservano variazioni, comprese tra l'8 e il 12% per $L = 80$ e 100 mm, e variazioni del 20% per $L = 60$ mm, al variare della sezione trasversale. Inoltre, si osservano riduzioni della rigidità comprese tra il 10 e il 20% all'aumentare della lunghezza dell'inserto. L'incremento della sezione trasversale sembra produrre benefici in termini di K_{ser} . I benefici risultano minori sul legno più tenero, con valori comparabili per le serie di B 80 e 100 mm e L pari a 60 e 80 mm. Si osservano differenze importanti invece per lunghezze dell'inserto pari a 100 mm. È bene ricordare tuttavia, che il numero di prove effettuate su questa essenza lignea, con preforo di 20.5 mm, risulta limitato, soprattutto per la serie con sezione da 60 mm. La riduzione del diametro del preforo comporta una riduzione media dei valori di K_{ser} pari al 17% su LVL di faggio e al 24% per LVL di abete. Infine, si registra una riduzione media del 28% passando da LVL di faggio ad LVL di abete. Anche in questo caso, da un confronto con le formulazioni riportate in EC5 e proposte da RAMPA, si osserva una sottostima generale rispetto ai risultati sperimentali. Per le serie su LVL di faggio, i dati empirici risultano in controtendenza rispetto a quelli analitici, al variare della lunghezza dell'inserto

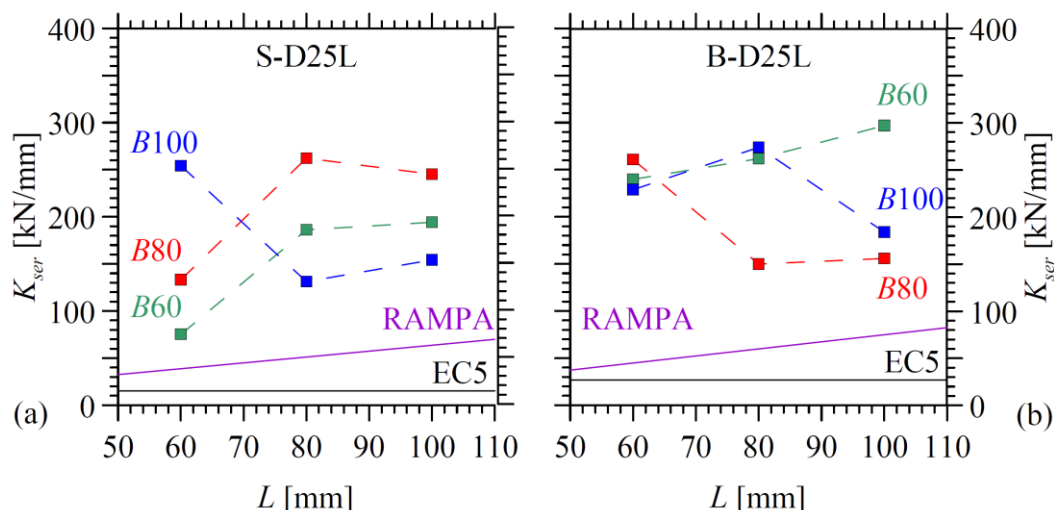


Fig. 3-33 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valori di K_{ser} , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Vengono riportati, in linea continua, i valori analitici di K_{ser} secondo la formulazione di EC5 e del produttore degli inserti.

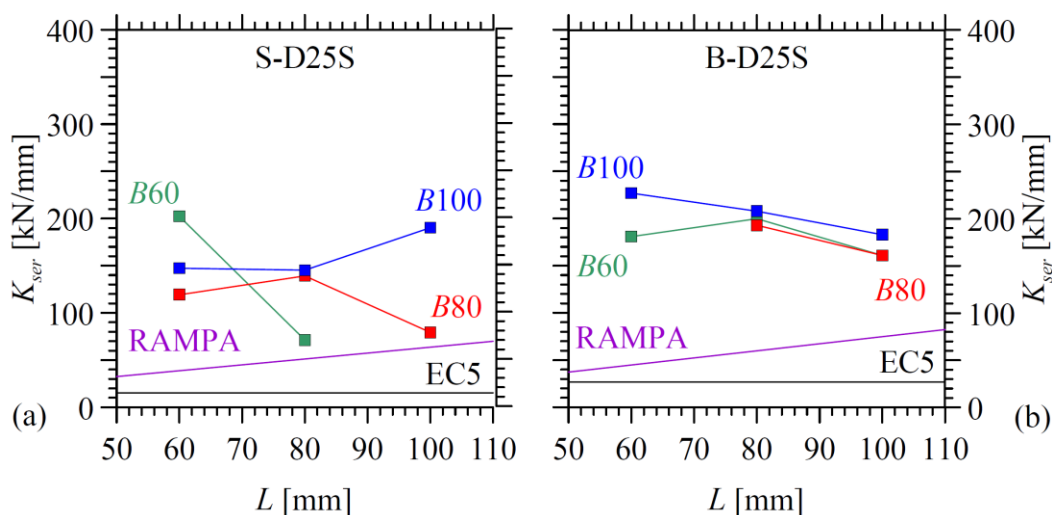


Fig. 3-34 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5 mm. Valori di K_{ser} , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Vengono riportati, in linea continua, i valori analitici di K_{ser} secondo la formulazione di EC5 e del produttore degli inserti.

3.7.3 K_u : Rigidezza secante allo SLU

Con riferimento a quanto già visto nel capitolo 2, per valutare il modulo di scorrimento ultimo K_u , generalmente impiegato per il calcolo delle sollecitazioni in strutture iperstatiche, EC5 propone l'Eq. 2.10, con K_{ser} modulo di scorrimento di servizio valutato seguendo l'Eq. 2.4,. Sostituendo il valore K_{ser} , rispettivamente per faggio ed abete, si ottiene $K_u = 18$ e 9 kN/mm. Utilizzando invece le formulazioni proposte dal produttore per K_{ser} (Eq. 3.6 e Eq. 3.7), e riducendole di un terzo, si ottengono valori di $K_u = 25$ 33.3 e 41.7 kN/mm per i campioni in abete e 30 , 40 60 kN/mm per

campioni in faggio, rispettivamente per lunghezze dell'inserto pari a 60, 80 e 100 mm. I risultati ottenuti per entrambe le essenze lignee non risultano caratterizzati da andamenti ben definiti, rendendo complessa la valutazione dell'incidenza dei singoli parametri. Tuttavia, se confrontiamo i risultati di K_{ser} e K_u a parità di geometria e preforo, si osserva una significativa omogenizzazione dei risultati dovuta ad una valutazione più estesa della curva carico-spostamento, che di fatto riduce l'impatto dei tratti iniziali estremamente rigidi. Inoltre, si registra un abbassamento medio del CoV pari al 17% e al 37%, rispettivamente per campioni di faggio e abete su campioni con preforo da 22 mm. La riduzione del preforo omogenizza ulteriormente i risultati su faggio, e riduce il CoV medio del 23% e del 17%, rispettivamente su faggio e abete, rispetto ai test effettuati con preforo da 22 mm.

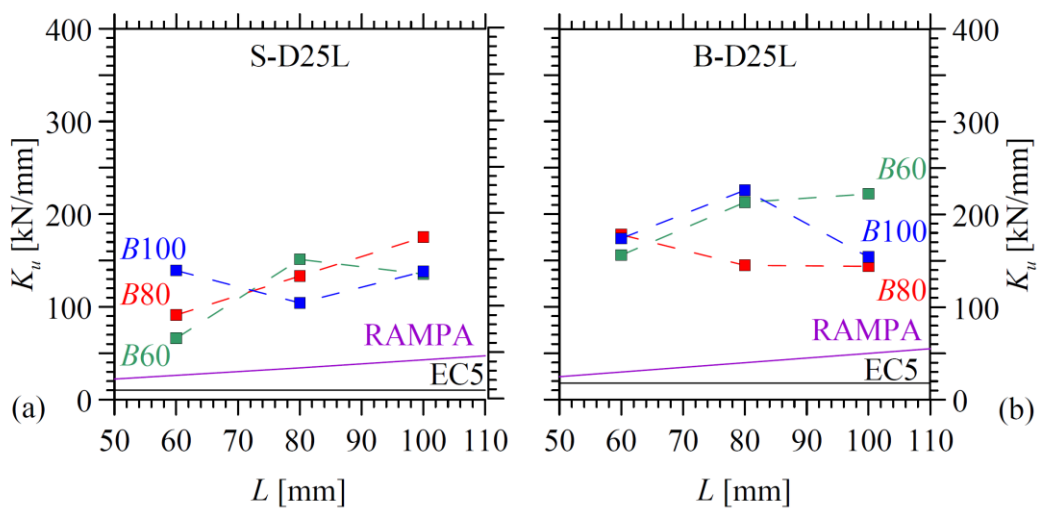


Fig. 3-35 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22 mm. Valori di K_u , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Vengono riportati, in linea continua, i valori analitici di K_{ser} secondo la formulazione di EC5 e del produttore degli inserti.

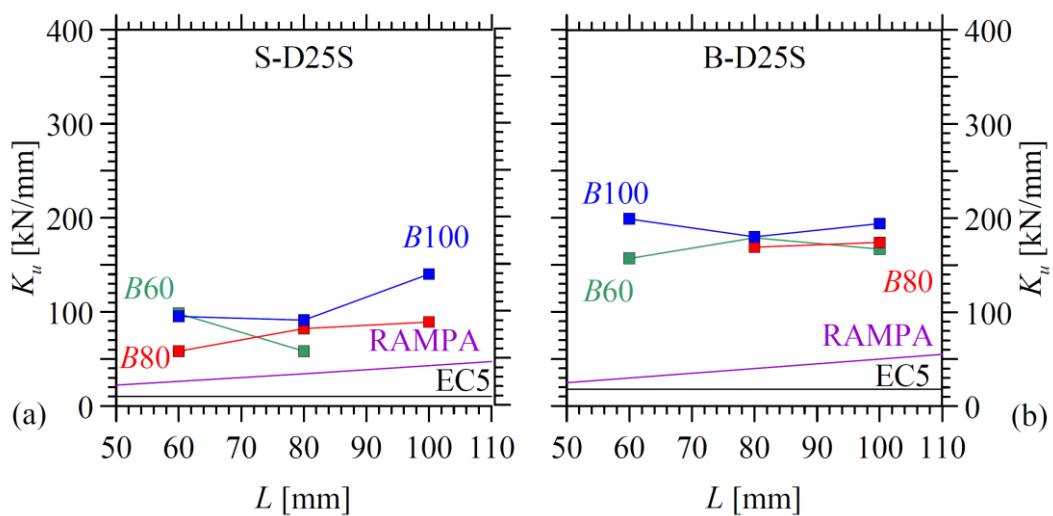


Fig. 3-36 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5mm. Valori di K_u , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b). Vengono riportati, in linea continua, i valori analitici di K_{ser} secondo la formulazione di EC5 e del produttore degli inserti.

La riduzione del diametro del preforo comporta una riduzione media dei valori di K_u pari al 1% su LVL di faggio e al 30% per LVL di abete. Infine, si registra una riduzione media del 30% e del 50% passando da LVL di faggio ad LVL di abete, rispettivamente per campioni con preforo di 22 mm ovvero di 20.5 mm.

3.7.4 K_{peak} : Rigidezza secante in corrispondenza di F_{peak}

Alcune considerazioni interessanti possono essere fatte sulla rigidezza secante in corrispondenza del picco, valutata con l'Eq. 2.10.I dati su LVL di abete e preforo da 22 mm (Fig. 3-37a) mostrano un incremento di rigidezza all'aumentare della lunghezza dell'insetto, con la sola eccezione della serie S-60-D25L-80. Inoltre, si osserva un decremento di F_{peak} diminuendo la sezione; ad esempio, si rileva una diminuzione rispettivamente dell'11 e del 6% per gli inserti di lunghezza 100 mm. Queste tendenze non si riscontrano invece su provini di LVL di faggio (Fig. 3-37b), dove si osservano incrementi di F_{peak} fino a inserti di lunghezza 80 mm e successivi decrementi per $L = 100$ mm. Le serie più rigide sono invece quelle caratterizzate da $B = 60$ mm, con riduzioni del 47 e del 38% rispetto ai campioni con $B = 80$ e 100 mm.

Con la riduzione del diametro del preforo, si osservano andamenti monotoni crescenti, aumentando la lunghezza dell'insetto, nell'LVL di faggio (Fig. 3-38b). Contestualmente si evidenzia un incremento generalizzato delle rigidezze al picco a parità di geometria dell'unione; ad esempio per gli inserti di lunghezza 80 mm, si osserva un incremento pari al 5%, 10% e al 10% al crescere della sezione trasversale. Al contrario, su LVL di abete si rileva una diminuzione dei valori di K_{peak} , sempre a parità di geometria, con la sola eccezione del campione S-80-D25S-60.

In linea generale questo parametro risulta meno influenzato dai tratti iniziali della curva carico-spostamento e pertanto tende a restituire valori con una variabilità contenuta se confrontati con i risultati sin qui esposti. Si registra pertanto una riduzione media del 28% e del 71% passando da LVL di faggio ad LVL di abete, rispettivamente per campioni con preforo di 22 mm ovvero di 20.5 mm.

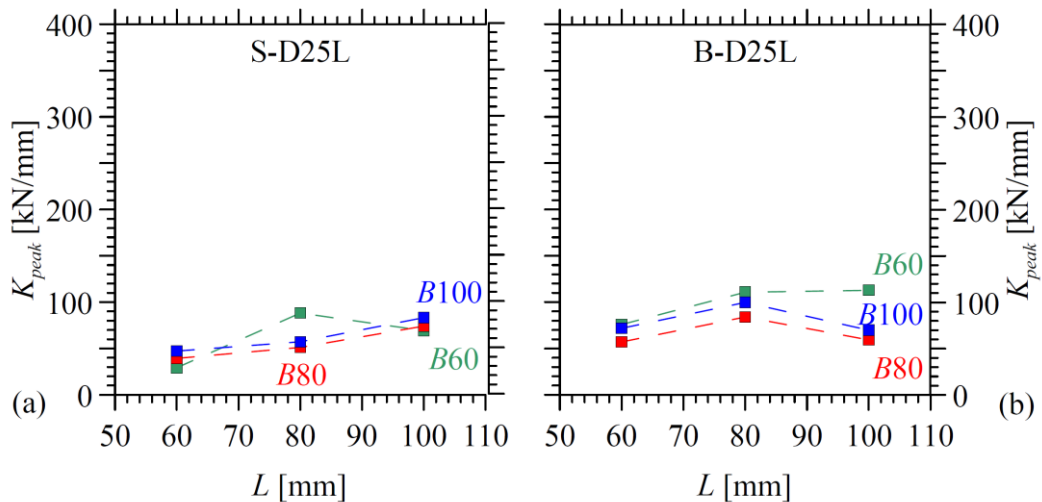


Fig. 3-37 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 22mm. Valori di K_u , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

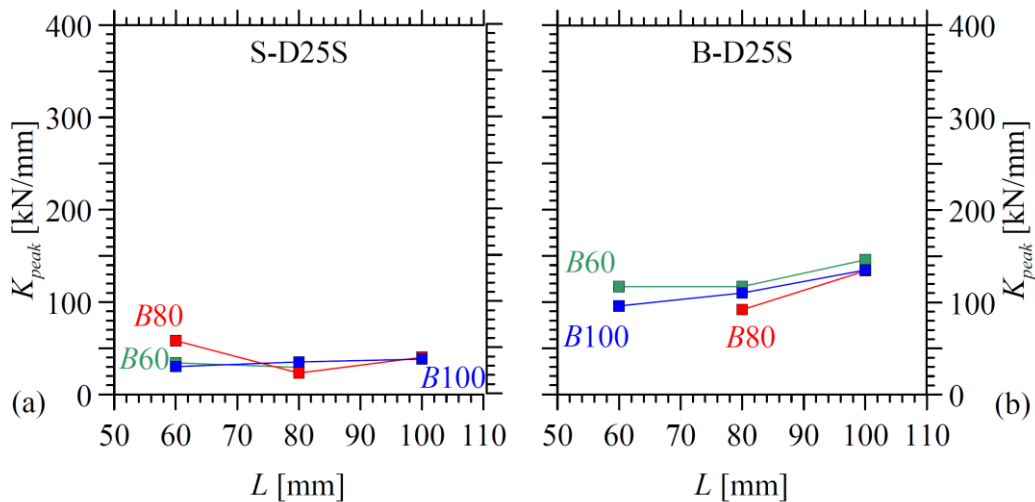


Fig. 3-38 Tipologia E: inserto $D = 25$ mm e preforo da 20.5mm. Valori di K_u , per ogni serie, al variare della lunghezza del connettore: serie su LVL di abete (a) e test su LVL di faggio (b).

3.8 Conclusioni

Sono state eseguite 32 prove di trazione monotona su provini di LVL di abete e 33 test su campioni di LVL di faggio, con inserto di diametro 25 mm e preforo di 22 mm. Al fine di indagare l'influenza della riduzione del preforo, sono state effettuati 34 test su campioni di LVL di abete e 33 prove su provini di LVL di faggio, con preforo di 20.5 mm a parità di inserto. Per ciascuna essenza lignea sono state studiate 3 sezioni ($B=60, 80$ e 100 mm) e per ogni sezione sono state analizzate 3 lunghezze del connettore ($L=60, 80$ e 100 mm).

I risultati più significativi ottenuti dai test possono essere riassunti come segue.

- Per i campioni con preforo di 22 mm, la rigidezza della connessione K è apparsa fortemente influenzata dall'essenza lignea con una variazione del 33%, coerente con la differenza percentuale della massa volumica ρ_{meas} (35%). La variazione media di rigidezza K_{ser} (21%) e K_u (30%) è apparsa più contenuta rispetto alla correlazione fornita da EC5, rispetto alla densità del materiale $\rho_{meas}^{1.5}$ (48%), e maggiore di quella fornita dal produttore RAMPA (17%).
- La riduzione del preforo (da 22 mm a 20.5 mm) ha comportato un'omogenizzazione di tutte le rigidezze. Su campioni di LVL di faggio non è stata osservata una variazione \bar{K} mentre è stata rilevata una riduzione del 32% su abete. Inoltre, è stato osservato un decremento di $\bar{\delta}_{peak}$ pari al 23 % su campioni di faggio e un incremento del 64% su abete.
- Per prefori di 22 mm e campioni in LVL di abete, è stato osservato un incremento di F_{peak} all'aumentare della lunghezza dell'inserto e della distanza del connettore dal bordo (a_2). Per quanto riguarda i campioni in LVL di faggio, l'aumento della sezione trasversale sembra invece ridurre la capacità portante dell'unione. Inoltre, non sono stati osservati incrementi di resistenza variando la lunghezza degli inserti, da 80 e 100 mm. Per trarre vantaggio dall'aumento di lunghezza del connettore è necessario ridurre il diametro del preforo. Sono stati osservati CoV medi di F_{peak} , per entrambe le essenze lignee, del 10% circa.
- La dimensione della sezione trasversale ha influito principalmente sulle modalità di rottura dell'unione. In particolare, la formazione di lesioni è stata osservata principalmente in sezioni con lato da 60 e 80 mm. Le modalità di rottura per estrazione sono state invece osservate per quasi tutte le prove, su sezione di lato 100 mm. Quanto detto vale per entrambe le essenze lignee.
- La formazione di alcune lesioni su LVL di faggio ha determinato perdite importanti di resistenza post picco. Per tutti gli altri casi, una volta raggiunto il valore di F_{peak} , è stato osservato un comportamento degradante costante fino a valori di spostamento di circa 5 mm. Successivamente sono stati osservati incrementi e decrementi di resistenza in funzione del passo della filettatura dell'inserto.
- Le formulazioni analitiche presentate in EC5 non risultano applicabili per le geometrie analizzate a causa della limitata distanza del connettore dal bordo ($a_2 < 4D$) e dell'angolo di infissione ($\alpha=0^\circ$). Per i campioni in LVL di faggio, tali limitazioni sembrano eccessive dato che i valori sperimentali vengono costantemente sottostimati da tali formulazioni, anche per valori di a_2 minori di $1.2d$. Quanto detto non vale per il microlamellare di abete dove si

evidenzia un incremento di resistenza all'aumentare della sezione trasversale. Per questa essenza lignea la teoria sottostima i risultati sperimentali solo per valori di a_2 maggiori di $2D$. Sono inoltre state eseguite 30 prove di trazione monotona su provini di LVL di faggio. Sulle medesime geometrie sono stati effettuati 15 test a cui è stato applicato un confinamento trasversale, realizzato con 2 bulloni M8.

I risultati più significativi ottenuti possono essere riassunti come segue:

- Il confinamento trasversale ha prodotto un incremento di F_{peak} compreso tra il 10% e il 30% al variare della geometria. Gli incrementi più significativi sono stati osservati per lunghezze modeste del connettore ($L=50$ mm) e piccoli diametri ($D=16$ mm). Contestualmente è stata osservata una riduzione del CoV di F_{peak} .
- Il confinamento non sembra produrre variazioni rilevanti in termini di spostamento al picco, rigidità della connessione e modalità di rottura.

La connessione testata si è rivelata idonea all'uso in strutture reticolari, garantendo elevate rigidità elastiche e buone resistenze meccaniche. Quasi tutte le geometrie (ad eccezione di $a_2 = 1.2D$) non sono state caratterizzate da rotture fragili, potendo così garantire una certa ridistribuzione degli sforzi all'interno della struttura. L'LVL di faggio fornisce prestazioni meccaniche molto elevate, che consentono di limitare le dimensioni sezionali delle aste, ma può risultare alquanto difficile da sfruttare. L'LVL di abete ha mostrato un buon comportamento in termini di prestazioni meccaniche, all'aumentare della lunghezza dell'inserito, soprattutto se rapportato alla sua massa volumica.

BIBLIOGRAFIA

Blaß HJ, Bejtka I, Uibel T. Tragfähigkeit von verbindungen mit selbstbohrenden holzschrauben mit vollgewinde. Karlsruhe: Universitätsverlag Karlsruhe 2006.

Blaß HJ, Kruger O. Schubverstärkung von Holz mit Holzschrauben und Gewindestangen. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing; 2010.

Brandner R, Properties of axially loaded self-tapping screws with focus on application in hardwood. *Wood Material Science & Engineering*, 2019(b), 14(5), 254-268.

Brandner, R, Ringhofer, A, & Reichinger, T. Performance of axially-loaded self-tapping screws in hardwood: Properties and design. *Engineering Structures*, 2019(a), 188, 677-699.

CEN, European committee for standardization. EN 14592:2022 Timber structures - Dowel-type fasteners – Requirements

CEN, European committee for standardization. EN 1995-1-1:2010-12. Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General –Common rules and rules for buildings.

Hubner U, Rasser M, Schickhofer G. Withdrawal capacity of screws in European ash (*Fraxinus excelsior* L.). *Proceedings of WCTE 2010 - World Conference on Timber Engineering*. Trentino, Italy2010. p. 241-9.

Jensen JL, Nakatani M, Quenneville P, Walford B. A simple unified model for withdrawal of lag screws and glued-in rods. *European Journal of Wood and Wood Products*. 2011;69:537-44.

Jensen JL, Nakatani M, Quenneville P, Walford B. A simplified model for withdrawal of screws from end-grain of timber. *Construction and Building Materials*. 2012;29:557-63.

Jensen JL, Quenneville P, Nakatani M. Withdrawal of lag screws in end-grain. *Proceedings of WCTE 2010 - World Conference on Timber Engineering*. Trentino, Italy2010. p. 1921-5.

Nakatani M, Komatsu K. Development and verification of theory on pull-out properties of Lagscrewbolted timber joints. Proceedings of the 8th World Conference on Timber Engineering. Lahti, Finland 2004. p. 95-9.

Nakatani M, Komatsu K. Expression mechanism of pull-out performance in lagscrewbolted timber joints II. Development of theory on pull-out properties parallel to the grain. Mokuzaï Gakkaishi. 2005;51:311-7.

Nakatani M, Walford B. Influence of timber dimension on withdrawal behaviour of lagscrewbolt. Proceedings of WCTE 2010 - World Conference on Timber Engineering. Trentino, Italy 2010. p. 1926-30.

Pirnbacher G, Brandner R, Schickhofer G. Base parameters of self-tapping screws. Proceedings of the 42nd CIB- W18 meeting Dubendorf, Switzerland 2009.

Pirnbacher G, Schickhofer G. Load bearing- and optimization potential of self-tapping wood screws. Proceedings of WCTE 2010 - World Conference on Timber Engineering 2010. p. 1228-38.

Ringhofer A, Brandner R, Schickhofer G. A universal approach for withdrawal properties of self-tapping-screws in solid timber and laminated timber products. Proceedings of the 2nd INTER meeting Šibenik, Croatia 2015.

Ringhofer A, Brandner R, Schickhofer G. Withdrawal resistance of self-tapping screws in unidirectional and orthogonal layered timber products. Mater Struct. 2013:1-13.

Stamatopoulos, H, Malo, K A. Withdrawal of pairs of threaded rods with small edge distances and spacings. European journal of wood and wood products, 2018,76(1), 31-42.

Stamatopoulos, H, Malo, K. A. Withdrawal capacity of threaded rods embedded in timber elements. Construction and Building Materials, 2015; 94, 387-397.

Uibel T, Blaß HJ. Determining suitable spacings and distances for self-tapping screws by experimental and numerical studies. Proceedings of WCTE 2010 -World Conference on Timber Engineering. Trentino, Italy2010. p. 3204-12.

Volkersen O. Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchten nietverbindungen mit konstanten laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung. 1938;15:41-7.

4 RETICOLARE LIGNEA

Per quanto riguarda le strutture reticolari in legno, le connessioni spesso governano l'intero progetto strutturale e rappresentano dei limiti, sia tecnici che economici, per le costruzioni convenzionali (vedi Bukauskas et al., 2019). Alcuni prototipi di strutture reticolari spaziali ibride in legno o acciaio-legno sono stati recentemente proposti e testati da Quarantaet et al. (2018) e da Brose et al. (2018). In particolare, in quest'ultimo lavoro, le aste in legno vengono collegate tra loro con unioni acciaio-legno innovative, dove i nodi sono realizzati con sfere in acciaio. Questa tipologia di unione, presenta alcuni limiti tecnici dettati ad esempio dalla geometria del nodo e dalle sezioni delle aste che concorrono in esso. Osservando ad esempio Fig. 4-1, si può notare l'interferenza geometrica che si viene a creare in prossimità dei nodi. Per ovviare a tale problema si può procedere in vari modi: riducendo ad esempio la sezione trasversale delle aste o incrementando il diametro delle sfere nodali. Tali soluzioni presentano dei limiti dettati dal peso delle sfere e dalla capacità portante delle aste e dei collegamenti. Quest'ultimo fattore ha contraddistinto la campagna sperimentale presentata nei capitoli precedenti, dove sono state analizzate tipologie di unioni caratterizzate da distanze dei connettori dal bordo estremamente contenute. Un buon compromesso tra le due soluzioni può essere fornito dalla realizzazione di uno svasso sulla testa dell'asta lignea. Ovviamente questa soluzione comporta un'ulteriore riduzione delle distanze dal bordo e richiede un approfondimento sperimentale.

Questo capitolo verrà quindi suddiviso in due parti:

Parte 1: la campagna sperimentale si concentra sulla valutazione del comportamento strutturale delle tipologie di unione studiate ai Capitoli 2 e 3 ma realizzate su aste lignee caratterizzate da svassi piramidali. I campioni sono di sezione quadrata di lato 60, 80 e 100 mm e sono realizzati in LVL di faggio europeo e in LVL di abete rosso. Per la tipologia A sono stati impiegati dadi di diametro ($=d$) pari a 20 mm per le sezioni da 60 mm e di diametro 28 mm per le sezioni da 80 e 100 mm. In questa fase è stata valutata solo la distanza dal bordo ($=a_1$) intermedia, tra quelle valutate nel capitolo 2, pari a $5d$. La campagna sperimentale vede quindi la realizzazione di 30 prove "pull-pull" su elementi di

abete; 24 delle quali sono state realizzate con protocollo di carico monotono e 6 con protocollo ciclico. Su LVL di faggio sono invece state realizzate 24 prove monotone. Quanto fatto per la tipologia A viene esteso alla tipologia E dove sono stati impiegati inserti di diametro esterno ($=D$) pari a 25 mm e lunghezza ($=L$) uguale alla dimensione sezionale. La campagna sperimentale vede quindi la realizzazione di 24 prove “pull-pull” su elementi di faggio e 20 test realizzati su LVL di abete.

Parte 2: Il montaggio della struttura caratterizza questa fase della ricerca ed influenza sensibilmente il suo comportamento strutturale. Per tale motivo la ricerca vede la realizzazione di 3 prototipi di struttura reticolare in LVL di abete e collegamenti tipo “Dowel-nut”. Il primo prototipo è stato realizzato col montaggio proposto dal sistema Tetrasteel[®], il secondo ed il terzo invece sono stati realizzati applicando una pretensione ai collegamenti ed interponendo sulla testa del provino una rondella o una piastra in acciaio di spessore adeguato.

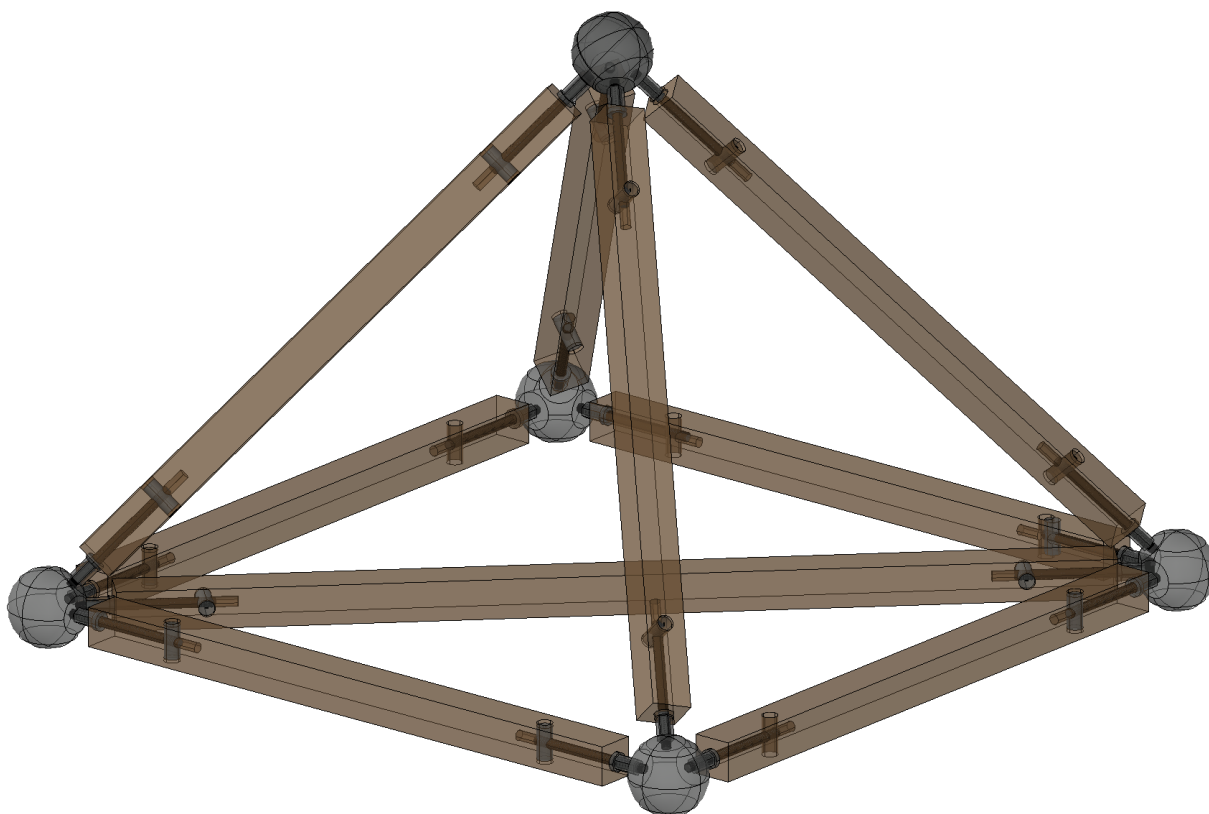


Fig. 4-1 Esempio di struttura reticolare spaziale

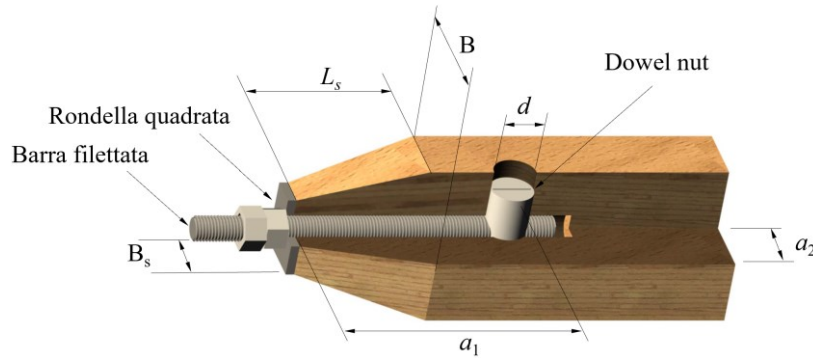


Fig. 4-2 Tipologia A: unione Dowel-nut con svaso piramidale.

4.1 Caratteristiche e denominazione delle unioni svasate

Con riferimento a quanto già esposto nei Capitoli 2 e 3, sono state analizzate varie geometrie. In particolare, sono state adottate sezioni trasversali con lato $B = 60, 80$ e 100 mm. In funzione della dimensione trasversale delle aste, sono stati effettuati degli svassi piramidali di altezza pari a B e base minore $B_s = B/2$ (vedi Fig. 4-2 e Fig. 4-3).

In tutte le prove è stata utilizzata una barra filettata metrica di classe 12.9 (snervamento nominale $f_{yb} = 1080$ MPa e carico di rottura $f_{tb} = 1200$ MPa). Ciò esclude lo snervamento o la rottura della barra filettata.

4.1.1 Tipologia A

Alle sezioni con $B = 60$ mm è stato associato un connettore di diametro 20 mm e una barra longitudinale M12, mentre per le sezioni con $B = 80$ e 100 mm è stato associato un connettore di diametro 28 mm e lunghezza rispettivamente di 70 e 90 mm ed una barra longitudinale M16.

In questa fase è stata studiata, per ogni sezione, una sola distanza del connettore dal bordo (a_1): In particolare, è stata scelta la distanza intermedia tra quelle analizzate nei capitoli precedenti. Si è scelto quindi di adottare $a_1 = 100, 150$ e 150 mm rispettivamente per le sezioni $B = 60, 80$ e 100 mm, ovvero $a_1 \sim 5d$. La distanza trasversale a_2 è fortemente condizionata dallo svasso e risulta pari a $1.5d, 1.43d$ e $1.79d$, al variare delle sezioni, in corrispondenza del connettore.

A valle della campagna sperimentale, si è scelto di utilizzare il collegamento tipo “Dowel-Nut”, con sezione da 60 mm in LVL di abete, per la realizzazione dei prototipi della struttura reticolare spaziale. Per tale motivo sono state realizzate, su tale geometria, 6 prove con protocollo di carico ciclico, 3 delle quali con svasso e 3 senza. Per tutte le prove è stato applicato un precarico con una coppia di serraggio di 40 Nm.

Per ciascun provino è stato adottato un layout di prova simmetrico con due connessioni terminali uguali. In questa configurazione, la distanza reciproca dei connettori risulta sempre maggiore di 500 mm (cioè da 5 a 8.3 volte la dimensione della sezione trasversale dell'elemento ligneo). Pertanto, si può ragionevolmente presumere che nella parte intermedia di ciascun provino si instauri una distribuzione uniforme delle sollecitazioni, senza alcuna influenza reciproca delle connessioni terminali. I risultati presentati di seguito si riferiscono, per ciascun provino, alla connessione che ha raggiunto la rottura.

Per identificare ogni test, viene utilizzata la seguente etichetta:

Specie lignea - Sezione LVL - classe del connettore - Tipo di prova - a_1 - Numero della prova, dove:

- Specie lignea = B (indica il Faggio, Beech) o S (indica l'abete, Spruce)
- Sezione LVL, B = 60, 80 o 100 mm;
- Classe del connettore = S355;
- Il tipo di prova è identificato tramite un acronimo relativo a protocollo di carico (es. monotono, "M", o ciclico, "C"), direzione del carico (es. trazione, "T", o compressione, "C") e orientamento dell'asse del connettore rispetto agli strati della fibratura (ortogonale, "O"). Per le prove cicliche tensione-compressione, la parte dell'acronimo relativa alla direzione del carico viene eliminata per semplicità di notazione. Sono state quindi considerate le seguenti alternative: MTO (prova pull-pull monotona con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione a), CO (prova ciclica con asse connettore ortogonale agli strati della laminazione, dove sono stati applicati carichi sia di compressione che di trazione, ma la rottura si è verificata in trazione);
- $a_1 = 100$ o 150 mm (vedi Fig. 2-1);
- Numero del test = 1, ..., 8.

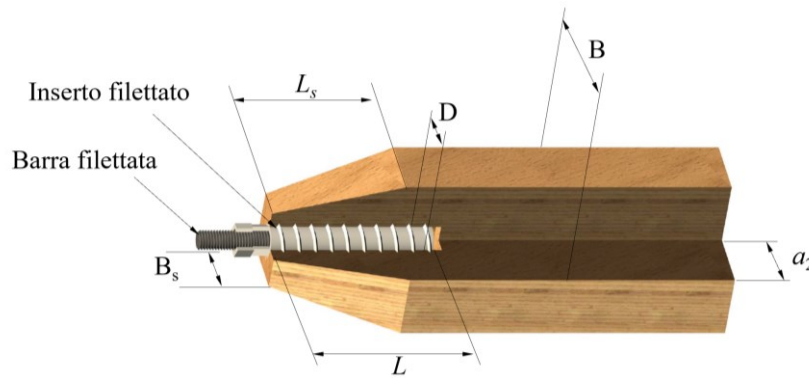


Fig. 4-3 Tipologia E: unione con inserto avvitato e svaso piramidale.

4.1.2 Tipologia E

In questa fase sono stati utilizzati solo inserti con diametro esterno da 25 mm e sono stati avvitati nel campione ligneo dopo aver effettuato un preforo di diametro 22 mm. Si è scelto di utilizzare un inserto di lunghezza uguale alla dimensione trasversale della sezione, ovvero sono stati impiegati inserti di lunghezza $L = 60$ mm su sezioni con $B = 60$ mm, $L = 80$ mm su $B = 80$ mm e $L = 100$ mm su $B = 100$ mm.

La distanza trasversale a_2 è fortemente condizionata dallo svaso e varia lungo lo sviluppo dell'inserto. Ad esempio, su sezioni da 60 mm, risulta pari a $0.6d$ in testa al provino e $1.2d$ nel punto di massima penetrazione. Proporzioni analoghe vengono mantenute per le altre geometrie.

Per identificare ogni test, viene utilizzata la seguente etichetta:

Specie lignea - Sezione LVL – Diametro esterno dell'inserto e preforo - Lunghezza della boccola - Numero della prova,

dove:

- Specie lignea = B (indica il Faggio, Beech); o S (indica l'abete, spruce)
- Sezione LVL, $B = 60, 80$ e 100 mm
- Diametro esterno del connettore = D25; per i diametri da 25 mm Si inserisce anche la lettera s o L per indicare il preforo di 22 mm (G, grande).
- Lunghezza della boccola, $L = 60, 80$ e 100 mm
- Numero del test = 1, 2, ..., 8

4.2 Prove monotone su aste svasate

Di seguito sono presentati i risultati delle prove monotone effettuate su aste svasate. I dati raccolti saranno suddivisi in funzione della tipologia del collegamento.

4.2.1 Tipologia A

Per la tipologia di collegamento “Dowel-Nut” sono state effettuate 23 prove su microlamellare di faggio e 24 prove su microlamellare di abete. Per ogni essenza lignea sono state indagate tre sezioni trasversali: $B = 60, 80$ e 100 mm e si rimanda il lettore rispettivamente a Tab. 4.1 e Tab. 4.2 per la matrice riassuntiva dei test condotti su LVL di faggio e di abete. Le curve carico-spostamento sono riportate in Fig. 4-5: a sinistra i grafici delle prove su abete e a destra i test condotti su faggio.

4.2.1.1 Caso $B = 60$ mm

I campioni realizzati in LVL di abete e sezione quadrata da 60 mm (vedi Fig. 4-5a) sono stati caratterizzati una capacità portante media pari a 23.7 kN (CoV di $F_{peak} = 17\%$), con una riduzione del 31.5% rispetto ai collegamenti effettuati su campioni privi di svasso. Anche in termini di spostamento al picco è stato osservato un decremento medio del 58%, con uno spostamento medio pari a 0.52 mm. Non sono invece state rilevate particolari differenze in termini di comportamento meccanico; il raggiungimento di F_{peak} ha comportato il collasso dell’unione per tutti i test, senza alcuna riserva di duttilità. Quasi tutti i campioni sono stati caratterizzati da un comportamento sostanzialmente elastico lineare fino a rottura, con la sola eccezione dei test numero 1,3 e 4 che sono stati caratterizzati da un degrado di rigidità compreso tra il 50% e l’85%, per carichi superiori al 50% di F_{peak} . Ad eccezione di queste prove, caratterizzate da una rigidità iniziale piuttosto elevata, è stata osservata una rigidità media pari a 46 kN/mm. Le rigidità ottenute sono pertanto in linea con i valori rilevati su campioni privi di svasso.

Il cambio di essenza, a parità di geometria, ha comportato un incremento di F_{peak} pari al 136%, con un valore medio di 56 kN. A parità di sezione ed essenza lignea, lo svasso ha determinato una riduzione del 16.8% di F_{peak} , a fronte di un incremento del 220% del CoV di F_{peak} . Si osserva inoltre una riduzione del 44.7% di δ_{peak} .

In termini di rigidità sono stati osservati valori compresi tra 30 e 60 kN/mm, con un valore medio di 43 kN/mm, sostanzialmente in linea con quelli rilevati su provini privi di svasso.

Per entrambe le essenze lignee sono state osservate rotture fragili caratterizzate da splitting (vedi Fig. 4-4a) o modalità combinate di splitting e plug shear (vedi Fig. 4-4d). Per i campioni realizzati in LVL di abete, non sono state rilevate deformazioni residue sul connettore al termine della prova. Le capacità portanti maggiori hanno invece determinato plasticizzazioni rilevanti nei connettori impiegati in campioni di LVL di faggio (vedi Fig. 4-4g), in linea con quanto osservato sulle sezioni prive di svasso. Queste deformazioni anelastiche, ove presenti, hanno determinato un comportamento dell’unione marcatamente più duttile.

4.2.1.2 Caso $B = 80$ mm

Per la sezione $B = 80$ mm e distanza $a_1 = 150$ mm (vedi Fig. 4-5c, d), è stato osservato un aumento significativo della capacità portante dell'unione con incrementi medi pari a 2.3 e 1.9 volte i risultati ottenuti con la geometria precedente, rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. Lo svaso ha determinato un decremento medio di F_{peak} pari al 19.6% per i campioni realizzati in microlamellare di abete, mentre un incremento pari al 2.9% è stato osservato per i campioni realizzati in LVL di faggio. Inoltre, rispetto al caso precedente, è stata rilevata una sensibile riduzione del CoV di F_{peak} con valori rispettivamente pari al 14% e al 9%, in linea con quelli rilevati su aste prive di svaso. Lo svaso ha prodotto anche un decremento di spostamento in corrispondenza del carico di picco, con una riduzione rispettivamente del 24.2% e del 14,3%.

Sull'essenza lignea di conifera è stato osservato un comportamento elasto-fragile mentre su faggio è stata rilevata una certa duttilità. Nel primo caso non sono state osservate deformazioni plastiche nel connettore mentre nel secondo caso sono state rilevate delle plasticizzazioni (vedi Fig. 4-4h). Le deformazioni residue allo scarico sono apparse comunque limitate e si ritiene che tale duttilità non sia imputabile esclusivamente alla deformazione del connettore.

In generale sono state osservate rotture miste su entrambe le essenze lignee (vedi Fig. 4-4b), con prevalenza di plug shear su campioni di faggio (vedi Fig. 4-4e) e di splitting su elementi di abete.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K compresi tra 77 e 91 kN/mm (vedi Tab. 4.1). Valori meno omogenei sono stati riscontrati per i provini realizzati in abete, dove due campioni hanno restituito rigidezze pari a 120 e 240 kN/mm, mentre per i restanti test, è stato osservato un valore medio di 55 kN/mm (vedi Tab. 4.2).

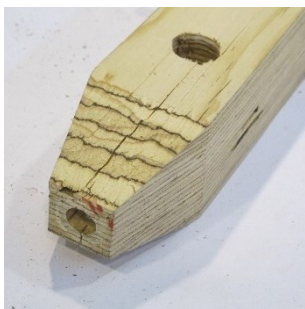
4.2.1.3 Caso $B = 100$ mm

Per la sezione $B = 100$ mm e distanza $a_1 = 150$ mm (vedi Fig. 4-5e, f) non sono stati riscontrati aumenti significativi della capacità portante rispetto al caso con sezione da 80 mm. In particolare, sono stati osservati incrementi del 8.9% e del 11.4%, rispettivamente per campioni in abete e faggio. Per la prima essenza lo svaso ha determinato una riduzione della F_{peak} pari al 29.7%, mentre per la seconda essenza la riduzione è risultata più contenuta, attestandosi intorno al 5%. Contestualmente sono state osservate riduzioni dello spostamento di picco, con decrementi rispettivamente del 27% e del 22.4%.

I benefici dell'aumento sezionale sono stati osservati soprattutto in termini di duttilità, con un incremento del 35.9% tra spostamenti al picco e spostamenti ultimi, su campioni di LVL di faggio. Su abete, 4 test sono stati caratterizzati da un comportamento elasto-fragile, mentre per i restanti (test

1,2,3 e 7) è stato rilevato un comportamento degradate post picco molto importante, che ha permesso la redistribuzione degli sforzi all'interno del campione, a seguito della formazione di varie lesioni. Ad esempio, per il test numero 2, è stato rilevato un degrado del 50% circa della capacità portante, per spostamenti superiori agli 8 mm.

Con la sola eccezione del campione S-100-S355-MTP-150-T-4, che è stato caratterizzato da una rigidità importante, per tutti gli altri test su abete è stata osservata una rigidità media pari a 35 kN/mm. Considerazioni analoghe possono essere estese ai campioni in LVL di faggio dove, ad eccezione dei test B-100-S355-MTO-150-T-5 e B-100-S355-MTO-150-T-7, sono state osservate delle rigidità medie pari a 59 kN/mm. Queste prove, tuttavia, presentavano alcuni difetti di centraggio e sono state caratterizzate da un montaggio laborioso.



S-60-S355-MTO-100-T-4

(a)



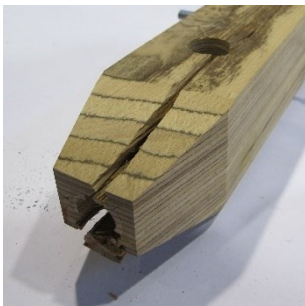
S-80-S355-MTO-150-T-5

(b)



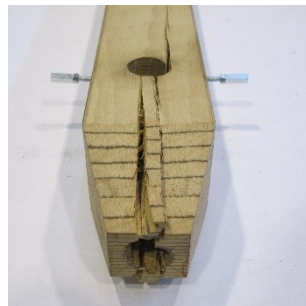
S-100-S355-MTO-150-T-7

(c)



B-60-S355-MTO-100-T-3

(d)



B-80-S355-MTO-150-T-2

(e)



B-100-S355-MTO-150-T-7

(f)



(g)



(h)



(i)

Fig. 4-4 Tipologia A con svaso. Modalità di rottura in trazione per provini: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Connettori S355 al termine della prova (g,h,i). Distanza longitudinale dalla testa del provino $a_1 = 100$ mm (a, d, g), 150 mm (b, e, h) e 150 mm (c, f, i). Sezione trasversale $B = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f).

Tab. 4.1 Tipologia A con svaso: $B = 60, 80$ e 100 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente resistenza a rifollamento $f_{h,peak}$, lo spostamento δ_{peak} , lo spostamento ultimo δ_u e la modalità di rottura. Inoltre, sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Distanza dal bordo [mm]	Diametro barra longitudinale	Diametro del connettore	Lunghezza del connettore	Capacità portante [kN]	Res. a rifollamento [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Spostamento ultimo [mm]	Modalità di rottura ^(b)	Rigidezza iniziale K_{j1} [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	a_1	ϕ	d	l	F_{peak}	$f_{h,peak}$	δ_{peak}	$\delta_u^{(a)}$		K_{j1}	
1	B-60-S355-MTO-100-T-1	60	100	12	20	50	43.6	50.2	1.08		I	49	10-40
2	B-60-S355-MTO-100-T-2	60	100	12	20	50	47.7	55.0	1.17		IV ^(y)	29	10-30
3	B-60-S355-MTO-100-T-3	60	100	12	20	50	68.0	78.4	2.37		IV ^(y)	53	10-40
4	B-60-S355-MTO-100-T-4	60	100	12	20	50	34.6	39.9	0.67		I	59	10-40
5	B-60-S355-MTO-100-T-5	60	100	12	20	50	51.7	59.6	1.24	1.24	I	41	10-40
6	B-60-S355-MTO-100-T-6	60	100	12	20	50	70.8	81.7	3.29	3.45	IV ^(y)	39	10-40
7	B-60-S355-MTO-100-T-7	60	100	12	20	50	69.4	80.1	3.06	3.08	I	28	10-40
8	B-60-S355-MTO-100-T-8	60	100	12	20	50	62.0	71.5	3.56	3.60	I	43	10-40
9	B-80-S355-MTO-150-T-1	80	150	16	28	70	93.3	51.1	1.49	1.74	II	79	15-40
10	B-80-S355-MTO-150-T-2	80	150	16	28	70	114.8	62.8	2.24		IV ^(y)	77	10-40
11	B-80-S355-MTO-150-T-3	80	150	16	28	70	98.5	53.9	1.71		II ^(y)	91	15-40
12	B-80-S355-MTO-150-T-4	80	150	16	28	70	112.1	61.3	3.03	3.08	IV ^(y)	71	10-40
13	B-80-S355-MTO-150-T-5	80	150	16	28	70	104.9	57.4	2.38		II ^(y)	78	20-40
14	B-80-S355-MTO-150-T-6	80	150	16	28	70	122.8	67.2	3.13	3.20	IV ^(y)	78	10-40
15	B-80-S355-MTO-150-T-7	80	150	16	28	70	113.5	62.1	2.73	3.10	II ^(y)	85	10-40
16	B-100-S355-MTO-150-T-1	100	150	16	28	90	100.2	42.0	2.43	6.11	IV ^(y)	70	10-40
17	B-100-S355-MTO-150-T-2	100	150	16	28	90	118.3	49.5	5.70	8.37	II ^(y)	54	10-40
18	B-100-S355-MTO-150-T-3	100	150	16	28	90	104.0	43.6	5.15	9.04	II ^(y)	55	10-40
19	B-100-S355-MTO-150-T-4	100	150	16	28	90	118.9	49.8	4.49		II ^(y)	59	10-40
20	B-100-S355-MTO-150-T-5	100	150	16	28	90	133.0	55.7	3.72	4.00	II ^(y)	122	10-40
21	B-100-S355-MTO-150-T-6	100	150	16	28	90	130.8	54.8	5.81	5.93	IV ^(y)	26	20-40
22	B-100-S355-MTO-150-T-7	100	150	16	28	90	132.1	55.3	3.51	3.54	IV ^(y)	252	10-40
23	B-100-S355-MTO-150-T-8	100	150	16	28	90	129.6	54.3	5.10	5.79	II ^(y)	90	10-25

^(a) Int. = test interrotto per spostamento o perdita di resistenza eccessivi

^(b) Modalità di rottura osservate: I = splitting; II = plug shear; III = splitting seguito da plug shear, IV = splitting e plug shear simultanei, V = Rottura del connettore;

^(y) Deformazioni plastiche nel connettore, osservate al termine della prova

In generale sono state osservate rotture miste su entrambe le essenze lignee (vedi Fig. 4-4f), con prevalenza di plug shear su campioni di faggio e di splitting su elementi di abete (vedi Fig. 4-4c). Non sono state osservate deformazioni residue sui connettori su LVL di abete e questo indica che l'intera duttilità del giunto, ove presente, è da imputare al microlamellare. Deformazioni residue importanti sono state invece rilevate sui connettori impiegati per i giunti in LVL di abete. Quanto detto è già stato discusso sui collegamenti privi di svaso ed è imputabile alla maggior snellezza del connettore.

Tab. 4.2 Tipologia A con svaso: $B = 60, 80$ e 100 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di abete. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente resistenza a rifollamento f_h , lo spostamento δ_{peak} , lo spostamento ultimo δ_u e la modalità di rottura. Inoltre, sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione[mm]	Distanza dal bordo [mm]	Diametro barra longitudinale	Diametro del connettore	Lunghezza del connettore	Capacità portante [kN]	Res. a rifollamento [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Spostamento ultimo [mm]	Modalità di rottura ^(b)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]	Rigidezza secondaria [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j2} [%]-[%]
1	S-60-S355-MTO-100-T-1	60	100	12	20	50	26.1	30.1	0.85		I	124	10-30	20	50-90
2	S-60-S355-MTO-100-T-2	60	100	12	20	50	21.1	24.3	0.42		IV	40	15-40		
3	S-60-S355-MTO-100-T-3	60	100	12	20	50	15.7	18.0	0.27		IV	109	15-40	28	50-90
4	S-60-S355-MTO-100-T-4	60	100	12	20	50	21.3	24.5	0.42		I	80	10-40	35.	50-90
5	S-60-S355-MTO-100-T-5	60	100	12	20	50	27.9	32.1	0.53		I	46	10-40		
6	S-60-S355-MTO-100-T-6	60	100	12	20	50	27.2	31.4	0.57		I	46	10-40		
7	S-60-S355-MTO-100-T-7	60	100	12	20	50	25.3	29.2	0.46		IV	51	20-40		
8	S-60-S355-MTO-100-T-8	60	100	12	20	50	25.4	29.3	0.60		I	49	10-40		
9	S-60-S355-CO-100-T-1	60	100	12	20	50	25.1	28.9	0.29	0.30	IV	127	10-40		
10	S-60-S355-CO-100-T-2	60	100	12	20	50	21.7	25.0	0.25	0.28	I	117	10-40		
11	S-60-S355-CO-100-T-3	60	100	12	20	50	20.5	23.6	0.20	0.22	I	127	10-40		
12	S-60-S355-CO-100-1	60	100	12	20	50	34.0	39.2	1.44			73	10-40		
13	S-60-S355-CO-100-2	60	100	12	20	50	33.0	38.0	0.91		I	78	10-40		
14	S-60-S355-CO-100-3	60	100	12	20	50	30.1	34.7	0.77		I	57	10-40		
15	S-80-S355-MTO-150-T-1	80	150	16	28	70	52.0	28.5	0.59		I	123	20-40	60	50-90
16	S-80-S355-MTO-150-T-2	80	150	16	28	70	48.6	26.6	1.43		I	13	10-25	33	25-40
17	S-80-S355-MTO-150-T-3	80	150	16	28	70	47.6	26.0	0.58		I	240	10-20	125	20-40
18	S-80-S355-MTO-150-T-4	80	150	16	28	70	56.2	30.7	0.93	0.99	IV	56	10-40		
19	S-80-S355-MTO-150-T-5	80	150	16	28	70	59.6	32.6	1.03		II	49	10-40		
20	S-80-S355-MTO-150-T-6	80	150	16	28	70	42.9	23.5	0.94		I	63	20-40		
21	S-80-S355-MTO-150-T-7	80	150	16	28	70	57.2	31.3	0.85		II	56	10-40		
22	S-80-S355-MTO-150-T-8	80	150	16	28	70	66.2	36.2	0.91		II	76	15-40		
23	S-100-S355-MTO-150-T-1	100	150	16	28	90	61.7	25.9	2.16	5.83	I	23	10-25	34	25-40
24	S-100-S355-MTO-150-T-2	100	150	16	28	90	42.5	17.8	1.50	9.20	I	31	10-25	57	25-40
25	S-100-S355-MTO-150-T-3	100	150	16	28	90	38.2	16.0	2.40	4.68		22	15-40		
26	S-100-S355-MTO-150-T-4	100	150	16	28	90	73.7	30.9	1.32	1.35	IV	158	10-25		
27	S-100-S355-MTO-150-T-5	100	150	16	28	90	75.2	31.5	1.35		II	45	10-20	71	20-40
28	S-100-S355-MTO-150-T-6	100	150	16	28	90	55.0	23.0	1.69	1.70	I	33	15-35		
29	S-100-S355-MTO-150-T-7	100	150	16	28	90	50.0	21.0	1.53	3.56	I	35	15-40		
30	S-100-S355-MTO-150-T-8	100	150	16	28	90	72.2	30.2	1.44		IV	57	10-20	72	20-40

^(a) Int. = test interrotto per spostamento o perdita di resistenza eccessivi

^(b) Modalità di rottura osservate: I = splitting; II = plug shear; III = splitting seguito da plug shear, IV =splitting e plug shear simultanei, V = Rottura del connettore;

^(c) Deformazioni plastiche nel connettore, osservate al termine della prova

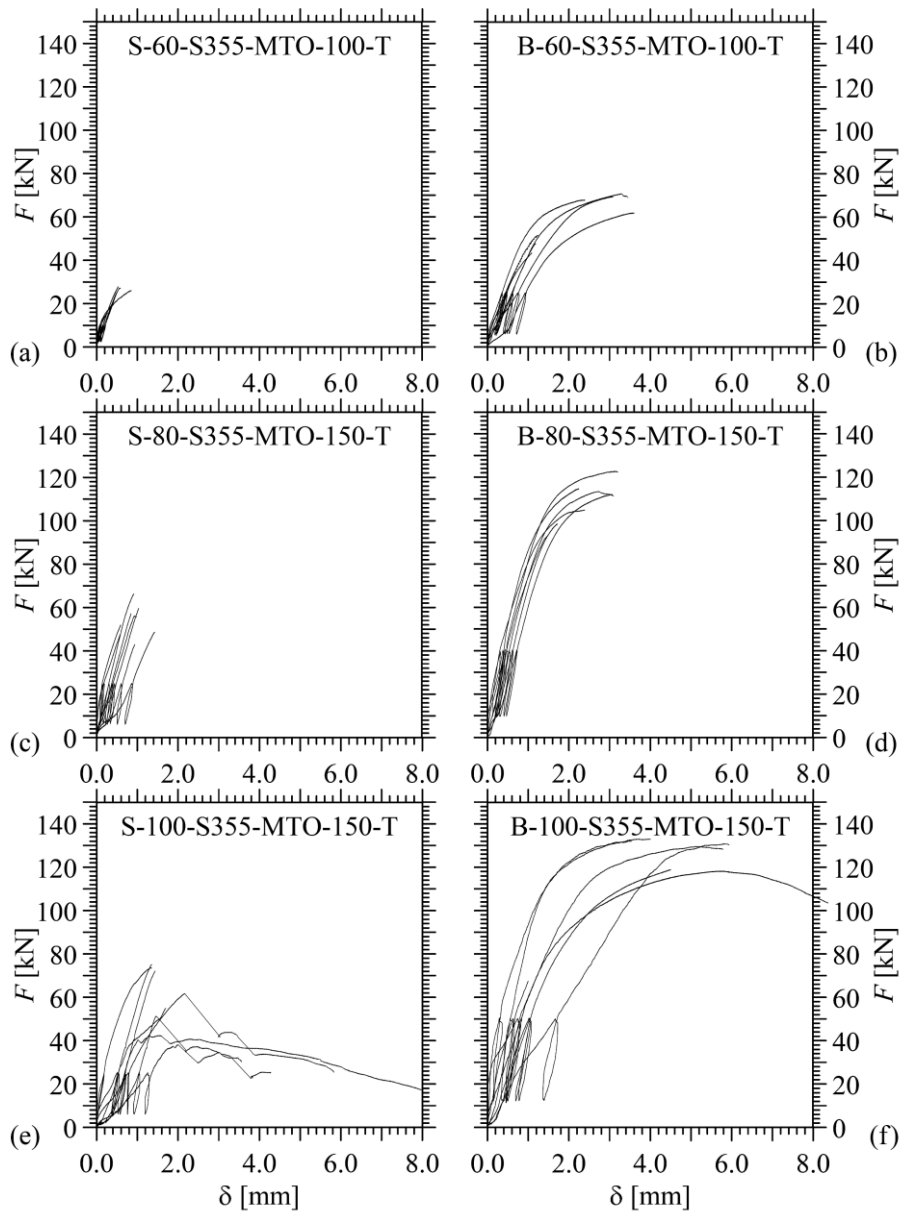


Fig. 4-5. Tipologia A con svaso. Curve forza-spostamento: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Distanza dal bordo longitudinale $a_1 = 50$ mm (a, b), 150 mm (c, d) e 150 mm (e, f). Sezione trasversale $B = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f).

4.2.2 Tipologia E

Per la tipologia di collegamento con inserto avvitato sono state effettuate 24 prove su microlamellare di faggio e 20 prove su microlamellare di abete. Per ogni essenza lignea sono state indagate tre sezioni trasversali: $B = 60, 80$ e 100 mm e si rimanda il lettore rispettivamente a Tab. 4.4 e a Tab. 4.5 per la matrice riassuntiva dei test condotti su LVL di faggio e di abete. Le curve carico-spostamento sono riportate in Fig. 4-7: a sinistra i grafici delle prove su abete e a destra i test condotti su faggio.

Tab. 4.3 Tipologia A con svaso: $B = 60, 80$ e 100 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio ed abete.

Serie di provini	Test #	Capacità portante		Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak} [kN]	$CoV_{F_{peak}}$ [%]	$\bar{\delta}_{peak}$ [mm]	$CoV_{\delta_{peak}}$ [%]
B-60-S355-MTO-50-T	1,2,3,4,5,6,7,8	56.0	24.2	2.1	55.81
B-80-S355-MTO-150-T	9,10,11,12,13,14,15	108.5	9.4	2.4	26.29
B-100-S355-MTO-150-T	16,17,18,19,20,21,22,23	120.9	10.7	4.5	26.37
S-60-S355-MTO-100-T	1,2,3,4,5,6,7,8	23.7	17.3	0.52	33.1
S-60-S355-CO-100-T	9,10,11	22.4	10.6	0.25	18.3
S-60-S355-CO-100-C	12,13,14	32.4	6.3	1.04	34.0
S-80-S355-MTO-150-T	15,16,17,18,19,20,21,22	53.8	13.9	0.91	29.3
S-100-S355-MTO-150-T	23,24,25,26,27,28,29,30	58.6	24.7	1.68	23.6

4.2.2.1 Caso B = 60 mm

I campioni realizzati in LVL di abete e sezione quadrata da 60 mm (vedi Fig. 4-7a) sono stati caratterizzati una capacità portante media pari a 10.2 kN (CoV di $F_{peak} = 2.1\%$), con un incremento del 10.2% rispetto ai collegamenti effettuati su campioni privi di svaso. In termini di spostamento al picco invece, è stato osservato un decremento medio del 36%, con uno spostamento medio pari a 0.23 mm. Lo svaso piramidale non ha comportato variazioni della risposta strutturale del collegamento; tutti i campioni sono stati caratterizzati da un comportamento sostanzialmente elastico sino al raggiungimento della loro capacità portante. Nel ramo post-picco è stato osservato un comportamento degradante con successiva ripresa di carico per spostamenti superiori a 4.5 mm. Per tutti i test, in corrispondenza di F_{peak} , sono state osservate delle lesioni parallele alla fibratura che hanno interessato l'intera sezione o una sua parte, come mostrato in Fig. 4-6a. La formazione di lesioni non è risultata sufficiente per portare al collasso l'unione ed è stata osservata, successivamente, una graduale estrazione del connettore. In termini di rigidezza sono stati osservati valori piuttosto dispersi, compresi tra 60 e 230 kN/mm, a cui corrisponde un valore medio di 123 kN/mm ed un incremento del 117% rispetto ai campioni privi di svaso.

Il cambio di essenza, a parità di geometria, ha comportato un incremento di F_{peak} pari al 207%, con un valore medio pari a 31.3 kN. A parità di sezione ed essenza lignea, lo svaso ha determinato una riduzione del 9.3% di F_{peak} , a fronte di un incremento del 6.9% del CoV di F_{peak} . Si osserva inoltre una riduzione del 11.1% di δ_{peak} .

In termini di rigidezza sono stati osservati valori compresi tra 120 e 250 kN/mm, a cui corrisponde un valore medio di 186 kN/mm ed un incremento del 40% rispetto ai campioni privi di svaso.

Per questa essenza lignea, le lesioni si sono propagate sia ortogonalmente sia parallelamente alla direzione della fibratura (vedi Fig. 4-6b) e hanno quasi sempre interessato l'intera sezione. Per il solo

test numero 6, queste lesioni hanno determinato la rottura del collegamento in prossimità del raggiungimento della capacità portante, mentre per tutte le altre prove è stata osservata una redistribuzione delle tensioni ed una graduale estrazione dell'inserito. Lo svaso non ha prodotto pertanto una variazione delle modalità di rottura dell'unione.

4.2.2.2 Caso B = 80 mm

Per la sezione $B = 80$ mm e lunghezza dell'inserito $L = 80$ mm (vedi Fig. 4-7c, d), è stato osservato un aumento della capacità portante dell'unione con incrementi medi pari al 32.4% e al 6.4% rispetto ai risultati ottenuti con la geometria precedente, rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. Inoltre, lo svaso ha determinato un decremento medio di F_{peak} pari al 19.6% e al 30.6% per le due essenze lignee, rispetto ai test realizzati su aste con sezione costante. In termini di spostamento al picco, sono stati osservati incrementi del 15.1%, per i campioni in LVL di abete e decrementi del 13.3% per i test realizzati su faggio. Su quest'ultimi, sono state osservate lesioni prevalentemente perpendicolari alla laminazione sull'intera sezione trasversale (vedi Fig. 4-6e). Lesioni meno estese e prevalentemente parallele alla fibratura, sono invece state osservate sulle aste di LVL di abete (vedi Fig. 4-6b). In tutti i casi tali lesioni non hanno comportato la rottura dell'unione ed è stata osservata la graduale estrazione dell'inserito, in analogia a quanto osservato sulle sezioni prive di svaso.

Per quanto riguarda la rigidità elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K piuttosto dispersi, anche se mediamente (192 kN/mm) confrontabili con quelli ottenuti su campioni privi di svaso. Anche su LVL di abete è stata riscontrata una variazione importante con valori compresi tra 30 e 220 kN/mm. Questi risultati sono fortemente condizionati dall'intervallo di calcolo; per valori di carico estremamente contenuti infatti, le unioni sono generalmente caratterizzate da un tratto iniziale estremamente rigido, seguito da un tratto più o meno costante fino a rottura,

4.2.2.3 Caso B = 100 mm

Per la sezione $B = 100$ mm e lunghezza dell'inserito $L = 100$ mm (vedi Fig. 4-7e, f), è stato osservato un aumento della capacità portante dell'unione con incrementi medi pari al 60.7% e al 23.6% rispetto ai risultati ottenuti su $B = 80$ mm e $L = 80$ mm, rispettivamente per i campioni in LVL di abete e faggio. Inoltre, lo svaso ha determinato un decremento medio di F_{peak} pari al 4.8% (abete) e un incremento del 4.0% (faggio), rispetto ai test realizzati su aste con sezione costante. In termini di spostamento al picco sono invece stati osservati incrementi del 30% per i campioni in LVL di abete, e dell'8.7% per i test realizzati su faggio. Su quest'ultimi, sono state osservate lesioni prevalentemente

perpendicolari alla laminazione, che hanno interessato una porzione limitata di sezione trasversale (vedi Fig. 4-6f). Il solo campione B-100-D25L-100-T-6 è stato caratterizzato dall'estrazione dell'inserto senza formazione di lesioni, in analogia a quanto osservato per tutti i test effettuati su campioni privi di svaso. Lesioni prevalentemente parallele alla fibratura, sono invece state osservate sulle aste di LVL di abete (vedi Fig. 4-6c). Anche per questa essenza lignea, lo svaso piramidale ha prodotto un aumento di lesioni in corrispondenza di F_{peak} . In tutti i casi tali lesioni non hanno comportato la rottura dell'unione ed è stata osservata la graduale estrazione dell'inserto, in analogia a quanto osservato per le geometrie precedenti.

Per quanto riguarda la rigidezza elastica della risposta $F-\delta$, i provini realizzati in LVL di faggio sono stati caratterizzati da valori di K piuttosto dispersi, compresi tra 90 e 250 kN/mm., anche se mediamente (157 kN/mm) uguali a quelli ottenuti su campioni privi di svaso. Una dispersione minore è invece stata osservata sulle unioni in LVL di abete, con valori di k compresi tra 95 e 160 kN/mm e mediamente pari a 124 kN/mm.

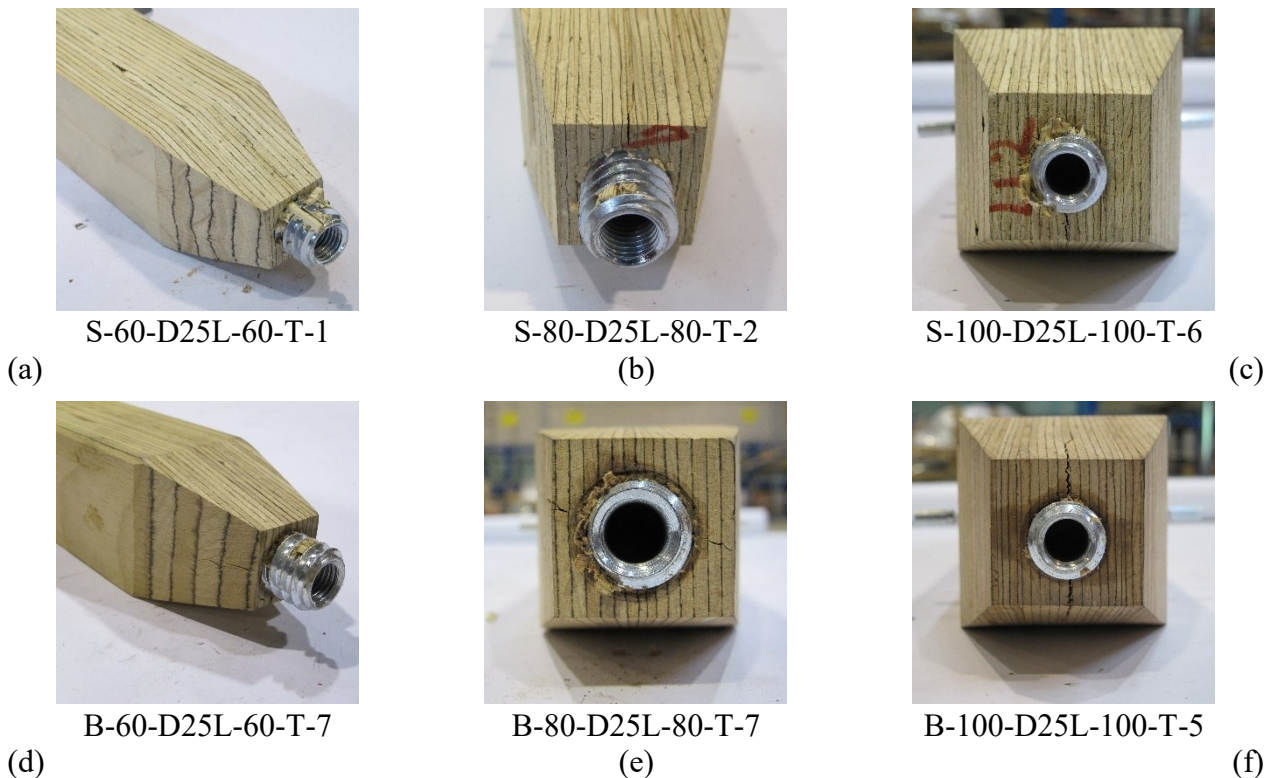


Fig. 4-6 Tipologia E con svaso. Modalità di rottura in trazione per provini: in LVL di abete (a, b, c) e in LVL di faggio (d, e, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, d, g), 80 mm (b, e, h) e 100 mm (c, f, i). Sezione trasversale $B = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f).

Tab. 4.4 tipologia E con svaso: diametro inserto 25 mm e preforo da 22 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di faggio e sezioni trasversali $B = 60, 80$ e 100 mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provinol	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{j1} [%]-[%]
	<i>Simboli</i>	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}	
1	B-60-D25L-60-T-1	60	M16	60	25	31.3	20.8	0.28	II+IV	210	10-40
2	B-60-D25L-60-T-2	60	M16	60	25	30.6	20.4	0.40	II+IV	248	10-40
3	B-60-D25L-60-T-3	60	M16	60	25	24.0	16.0	0.19	II+IV	176	10-40
4	B-60-D25L-60-T-4	60	M16	60	25	32.3	21.5	0.28	II+IV	230	10-40
5	B-60-D25L-60-T-5	60	M16	60	25	29.9	19.9	0.27	II+V	212	20-40
6	B-60-D25L-60-T-6	60	M16	60	25	35.2	23.4	0.32	II+IV	146	10-40
7	B-60-D25L-60-T-7	60	M16	60	25	33.3	22.2	0.42	II+IV	141	15-40
8	B-60-D25L-60-T-8	60	M16	60	25	33.5	22.3	0.36	II+IV	120	15-40
9	B-80-D25L-80-T-1	80	M16	80	25	35.3	17.7	0.46	I+III	210	10-40
10	B-80-D25L-80-T-2	80	M16	80	25	37.2	18.6	0.52	IV	220	20-40
11	B-80-D25L-80-T-3	80	M16	80	25	32.3	16.2	0.55	II+IV	227	10-40
12	B-80-D25L-80-T-4	80	M16	80	25	31.7	15.9	0.71	IV	139	20-40
13	B-80-D25L-80-T-5	80	M16	80	25	36.2	18.1	0.44	IV	185	20-40
14	B-80-D25L-80-T-6	80	M16	80	25	32.7	16.3	0.44	IV	120	20-40
15	B-80-D25L-80-T-7	80	M16	80	25	27.6	13.8	0.40	IV	342	10-40
16	B-80-D25L-80-T-8	80	M16	80	25	33.2	16.6	0.61	II+IV	112	10-40
17	B-100-D25L-100-T-1	100	M16	100	25	41.2	16.5	0.72	II	92	15-40
18	B-100-D25L-100-T-2	100	M16	100	25	43.2	17.3	0.66	II	129	15-40
19	B-100-D25L-100-T-3	100	M16	100	25	36.6	14.6	0.90	II	104	15-40
20	B-100-D25L-100-T-4	100	M16	100	25	41.9	16.7	0.69	I+III	88	10-40
21	B-100-D25L-100-T-5	100	M16	100	25	40.5	16.2	0.40	II	173	10-40
22	B-100-D25L-100-T-6	100	M16	100	25	43.6	17.4	0.60	X	251	15-40
23	B-100-D25L-100-T-7	100	M16	100	25	39.4	15.8	0.45	II	184	25-40
24	B-100-D25L-100-T-8	100	M16	100	25	40.2	16.1	0.56	II	231	25-40

(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

Tab. 4.5 tipologia E con svaso: diametro inserto 25 mm e preforo da 22 mm. Matrice delle prove sperimentali per LVL di abete e sezioni trasversali $B=60, 80$ e 100 mm. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e la corrispondente tensione tangenziale media τ_{mean} , lo spostamento δ_{peak} e la modalità di rottura. Nella tabella sono riportate le rigidezze della curva $F-\delta$ con i relativi intervalli di calcolo.

Test #	Etichetta del provino	Sezione [mm]	Diametro barra longitudinale	Lunghezza dell' inserto	Diametro dell' inserto	Capacità portante [kN]	Tensioni tangenziali medie [MPa]	Spostamento a F_{peak} [mm]	Modalità di rottura ^(a)	Rigidezza iniziale [kN/mm]	F/F_{peak} intervallo K_{ji} [%]-[%]
	Simboli	B	ϕ	L	D	F_{peak}	τ_{mean}	δ_{peak}		K_{j1}	
1	S-60-D25L-60-T-1	60	M16	60	25	10.1	6.7	0.28	I	231	25-40
2	S-60-D25L-60-T-2	60	M16	60	25	10.1	6.8	0.20	II	63	30-60
3	S-60-D25L-60-T-3	60	M16	60	25	10.6	7.0	0.24	I	113	20-40
4	S-60-D25L-60-T-4	60	M16	60	25	10.2	6.8	0.20	I	84	30-50
5	S-80-D25L-80-T-1	80	M16	80	25	13.0	6.5	0.57	I+III	146	20-40
6	S-80-D25L-80-T-2	80	M16	80	25	11.2	5.6	0.31	I	184	20-40
7	S-80-D25L-80-T-3	80	M16	80	25	16.0	8.0	0.32	II+IV	116	20-40
8	S-80-D25L-80-T-4	80	M16	80	25	12.9	6.5	0.36	II	76	15-40
9	S-80-D25L-80-T-5	80	M16	80	25	14.6	7.3	0.44	I+III	69	20-40
10	S-80-D25L-80-T-6	80	M16	80	25	13.3	6.6	0.23	I	223	15-40
11	S-80-D25L-80-T-7	80	M16	80	25	15.9	8.0	0.35	II	61	15-40
12	S-80-D25L-80-T-8	80	M16	80	25	11.2	5.6	0.44	I	34	20-40
13	S-100-D25L-100-T-1	100	M16	100	25	21.5	8.6	0.50	I	122	10-40
14	S-100-D25L-100-T-2	100	M16	100	25	21.8	8.7	0.45	I+VII	125	15-40
15	S-100-D25L-100-T-3	100	M16	100	25	17.6	7.0	0.53	II	104	15-40
16	S-100-D25L-100-T-4	100	M16	100	25	22.4	8.9	0.34	I	117	10-40
17	S-100-D25L-100-T-5	100	M16	100	25	21.2	8.5	0.32	I	133	20-40
18	S-100-D25L-100-T-6	100	M16	100	25	23.2	9.3	0.27	I	95	20-40
19	S-100-D25L-100-T-7	100	M16	100	25	21.8	8.7	0.39	II	132	20-40
20	S-100-D25L-100-T-8	100	M16	100	25	24.2	9.7	0.31	II+V	162	10-40

(a) Modalità di rottura osservata, vedi Fig. 3-4 per la sigla.

Tab. 4.6 Tipologia E con svaso: $B=60, 80$ e 100 mm. Valore medio e coefficiente di variazione di F_{peak} (\bar{F}_{peak} , $CoV_{F_{peak}}$) e δ_{peak} ($\bar{\delta}_{peak}$, $CoV_{\delta_{peak}}$) per serie di test omogenei delle prove sperimentali per LVL di faggio ed abete.

Serie di provini	Test #	Capacità portante		Spostamento a F_{peak}	
		\bar{F}_{peak}	$CoV_{F_{peak}}$	$\bar{\delta}_{peak}$	$CoV_{\delta_{peak}}$
		[kN]	[%]	[mm]	[%]
B-60-D25L-60-T	1,2,3,4,5,6,7,8	31.3	10.8	0.32	24.0
B-80-D25L-80-T	9,10,11,12,13,14,15	33.3	9.0	0.52	19.9
B-100-D25L-100-T	16,17,18,19,20,21,22,23	40.8	5.5	0.62	25.2
S-60-D25L-60-T	1,2,3,4	10.2	2.1	0.23	16.5
S-80-D25L-80-T	5,6,7,8,9,10,11,12	13.5	13.8	0.38	27.8
S-100-D25L-100-T	13,14,15,16,17,18,19,20	21.7	8.9	0.39	24.5

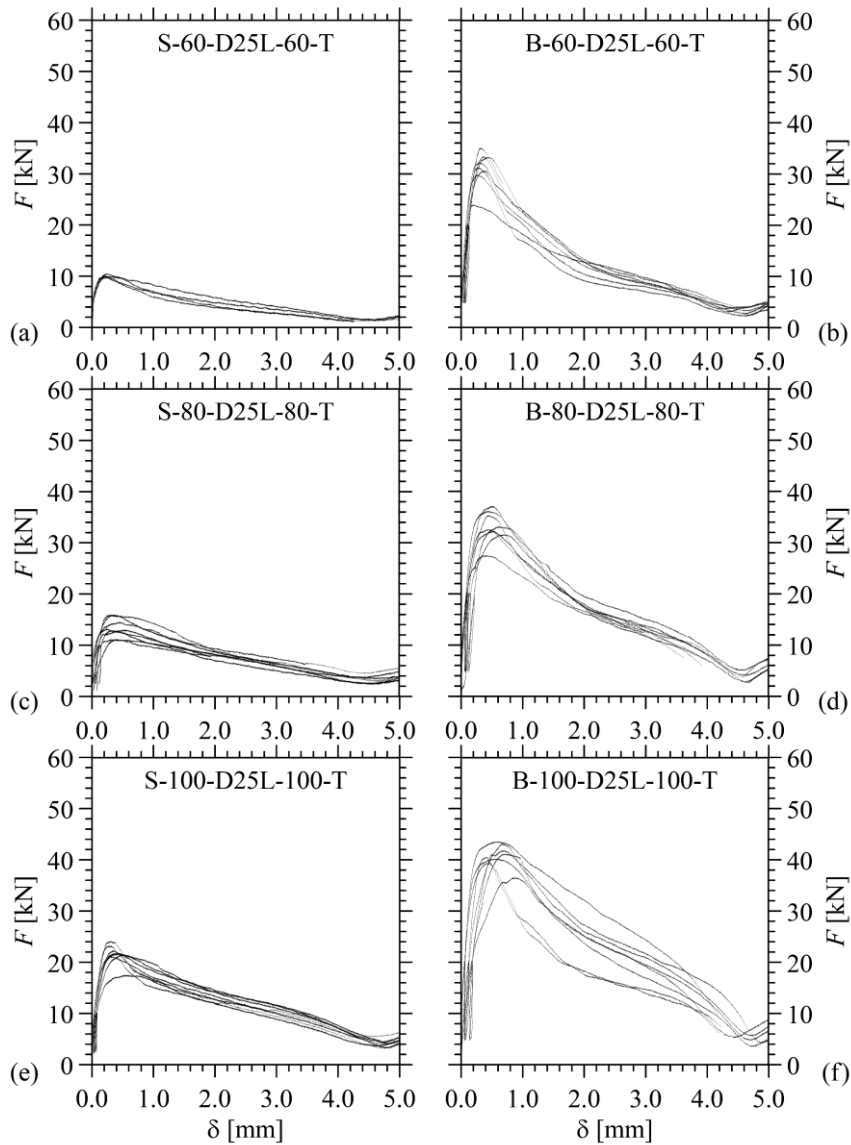


Fig. 4-7. Tipologia E con svaso. Curve forza-spostamento: prove su LVL di abete (a, c, e) e prove su LVL di faggio (b, d, f). Lunghezza dell'inserto $L = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f). Sezione trasversale $B = 60$ mm (a, b), 80 mm (c, d) e 100 mm (e, f).

4.3 Prove cicliche su aste svasate

A valle della campagna sperimentale effettuata con protocollo di carico monotono, su elementi lignei con svaso piramidale, si è deciso di realizzare e studiare alcuni prototipi con unioni tipo “Dowernut” e aste svasate di LVL di abete. Per tale motivo, su tale geometria, sono state effettuate tre prove con protocollo di carico ciclico ed i risultati sono riportati in Fig. 4-8b, d ed f. I dati ottenuti sono confrontati con 3 test condotti su aste prive di svaso (vedi Fig. 4-8a, c ed e).

Il protocollo ciclico ha determinato una riduzione media della capacità portante pari al 5.5% a fronte di una riduzione del 40.5% del CoV di F_{peak} .

Con riferimento a quanto riportato in sezione 2.3, tutti i test sono stati realizzati applicando una pretensione all'unione ovvero applicando una coppia di serraggio pari a 40 Nm. Questo accorgimento ha determinato una riduzione del 51.9% degli spostamenti di picco rispetto al protocollo monotono, privo di serraggio. È stata inoltre osservata una sensibile riduzione del CoV della rigidezza elastica del collegamento ($\text{CoV} = 4.6\%$), con un decremento del 90.4% rispetto ai campioni monotoni. Tutto ciò a fronte di incremento medio dell'82.3% di K .

A parità di protocollo ciclico, lo svaso ha determinato una riduzione 30.9% di F_{peak} e del 76% di δ_{peak} . L'aumento sensibile di spostamento al picco è dovuto ad un comportamento marcatamente più duttile, in contrapposizione alla risposta elasto-fragile riscontrata sui campioni svasati. Per entrambe le geometrie, non sono invece state osservate differenze rilevanti in compressione, dove sono state rilevate risposte sostanzialmente lineari. Tutti i campioni sono stati caratterizzati da modalità di rottura per splitting come si evince da Fig. 4-9.

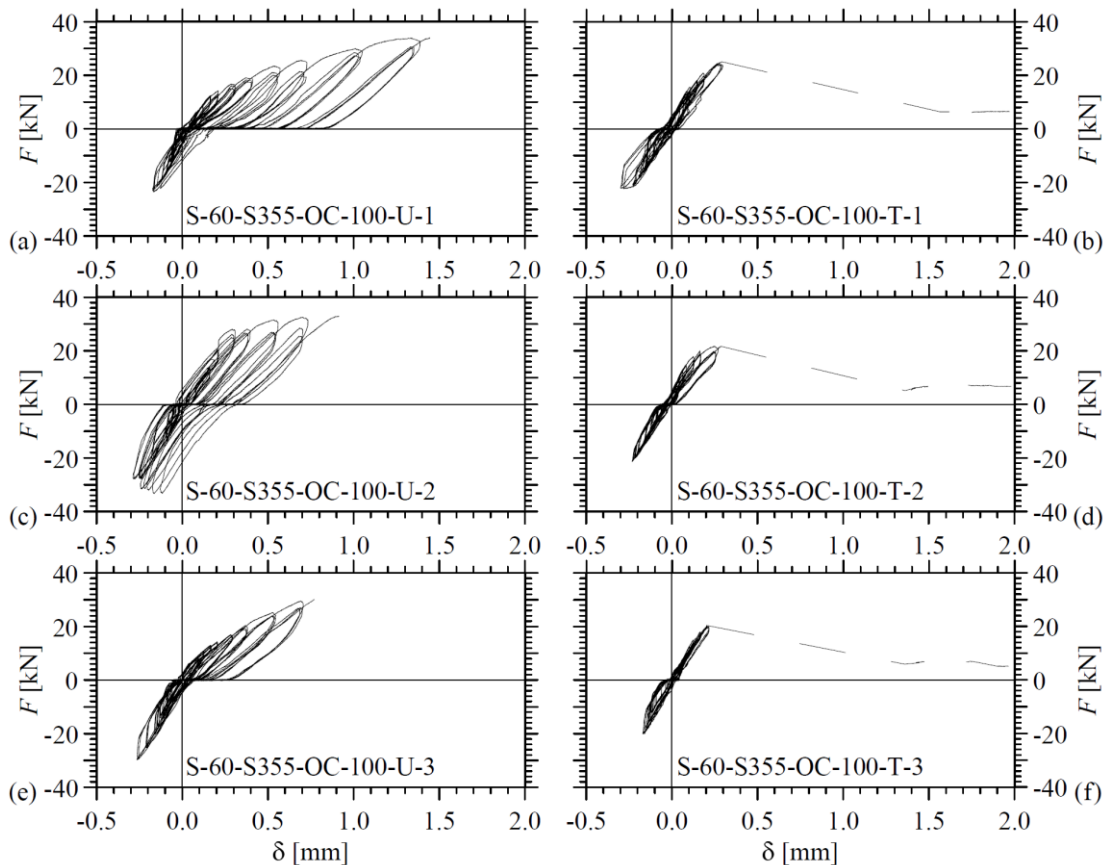


Fig. 4-8. Tipologia A. Curve Forza-spostamento ottenute da test ciclici su provini di LVL di abete con distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 100$ mm: Aste prive di svaso (a, c, e) 12.9 e aste svasate (b, d, f).



S-60-S355-CO-100-1

(a)



S-60-S355-CO-100-T-2

(b)

Fig. 4-9. Tipologia A. Modalità di rottura in trazione per provini: in LVL di abete con distanza del connettore dalla testa del provino $a_1 = 100$ mm: Aste prive di vaso (a, c, e) 12.9 e aste svasate (b, d, f).

4.4 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara.

Il setup di prova, riportato in Fig. 4-10, è costituito da 2 telai composti da colonne HEB 220, collegate da 2 profili IPE 550 nervati. I telai sono collegati tra loro con controventi trasversali. Il carico è stato applicato con 2 martinetti idraulici con capacità nominale di 101 kN, imbullonati a profili HEB 300 nervati, a loro volta collegati ai profili superiori del telaio di contrasto. La struttura reticolare è stata collocata su profili IPE 450 nervati, resi solidali al telaio di contrasto.

Tutti i test sono stati condotti in controllo di forza. La pressione nel circuito oleodinamico che attiva i martinetti è stata misurata con trasduttori di pressione con capacità nominale di 700 bar. Il carico applicato su ciascun martinetto è stato quindi ottenuto dal prodotto tra la pressione e l'area di alesaggio del cilindro dichiarata dal produttore. Il circuito oleodinamico, realizzato in parallelo, garantisce la medesima pressione su entrambi i martinetti. Infine, per verificare il corretto funzionamento del sistema, sono state collocate due celle di carico sulla sommità delle sfere del corrente superiore, in corrispondenza degli steli dei martinetti.

Trasduttori lineari di spostamento, con corsa compresa tra 25 e 200 mm, sono stati impiegati per acquisire gli spostamenti e le deformazioni della struttura reticolare. I trasduttori sono stati alimentati con un alimentatore da banco capace di generare un voltaggio fino a 60 V su più canali. Ad ogni trasduttore è stata fornita la tensione raccomandata dal produttore. L'acquisizione dei segnali è stata effettuata con schede National Instruments provviste di filtri. L'ampio range di Voltaggio in ingresso, fornito dalla scheda permette di sfruttare a pieno la risoluzione dei trasduttori. È stato sviluppato un codice LabVIEW per il controllo in tempo reale di carico e spostamento.

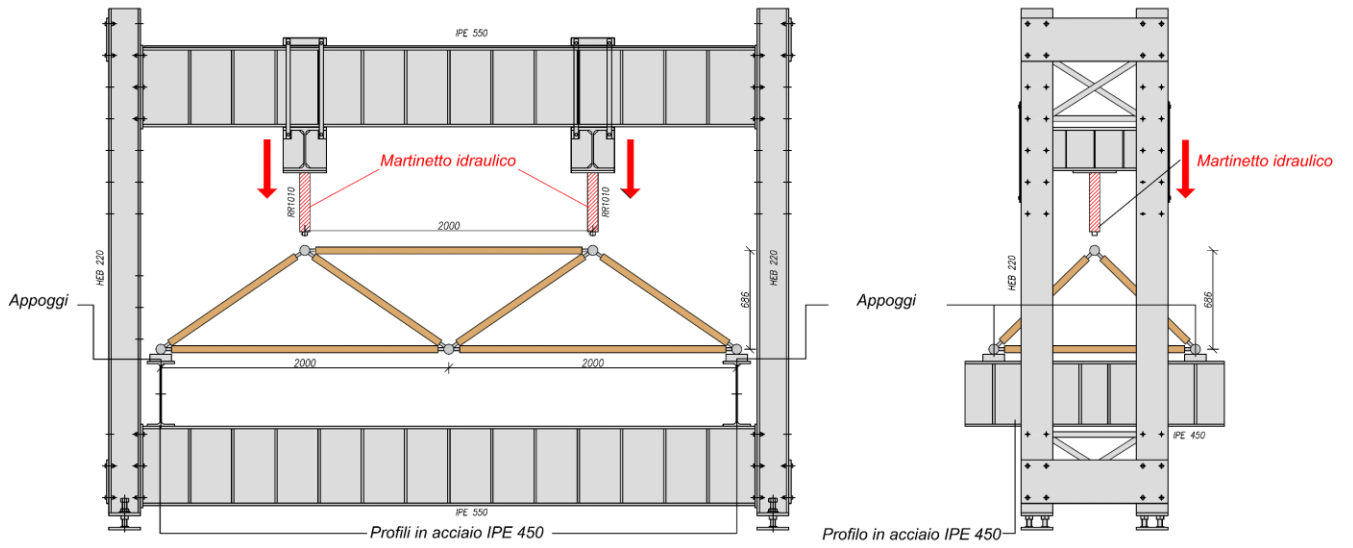


Fig. 4-10 Prove su prototipi reticolari spaziali: setup di prova

Sono stati utilizzati 14 trasduttori lineari (vedi Fig. 4-11), denominati nel seguito L_i (con $i = 1, \dots, 14$). In particolare, sono stati impiegati 8 trasduttori ($i = 1, \dots, 8$) muniti di tastatore e posizionati su basi magnetiche per monitorare gli spostamenti verticali assoluti dei nodi della struttura. Il monitoraggio della freccia del corrente superiore compresso della reticolare è stato effettuato con un traduttore ($i = 9$) con corsa 200 mm, anch'esso dotato di base magnetica e tastatore. Tutte le basi magnetiche sono state collocate su cavalletti metallici indipendenti dal telaio di contrasto. Il comportamento di due giunti che convergono sulla stessa sfera è stato monitorato con un trasduttore ($i = 10$) con corsa nominale 200 mm. Infine, 4 trasduttori sono stati collocati a cavallo della mezzeria di alcune aste lignee con lo scopo di valutarne le deformazioni; il collegamento è stato effettuato con viti da legno provviste di boccole filettate.

Per ogni prototipo è stata realizzata una prova di carico ciclica in controllo di forza. Nello specifico sono stati effettuati 3 cicli per ogni step di carico, con incrementi di 3 kN (reticolari lignee) o 6 kN (reticolare metallica) tra un livello di carico e il successivo. A valle di queste prove si è scelto di sottoporre le strutture al protocollo di carico previsto da UNI EN 595 (1995) per le capriate lignee. La storia di carico, riportata in Fig. 4-12a, è pensata per la determinazione della resistenza e del comportamento a deformazione della struttura. Questo protocollo è stato applicato solo per le strutture lignee.

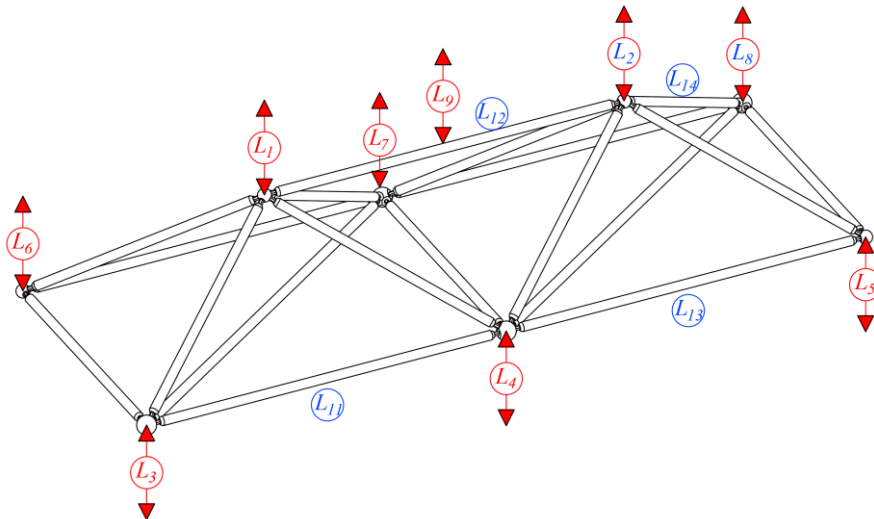


Fig. 4-11 Prove su prototipi reticolari spaziali: disposizione degli strumenti

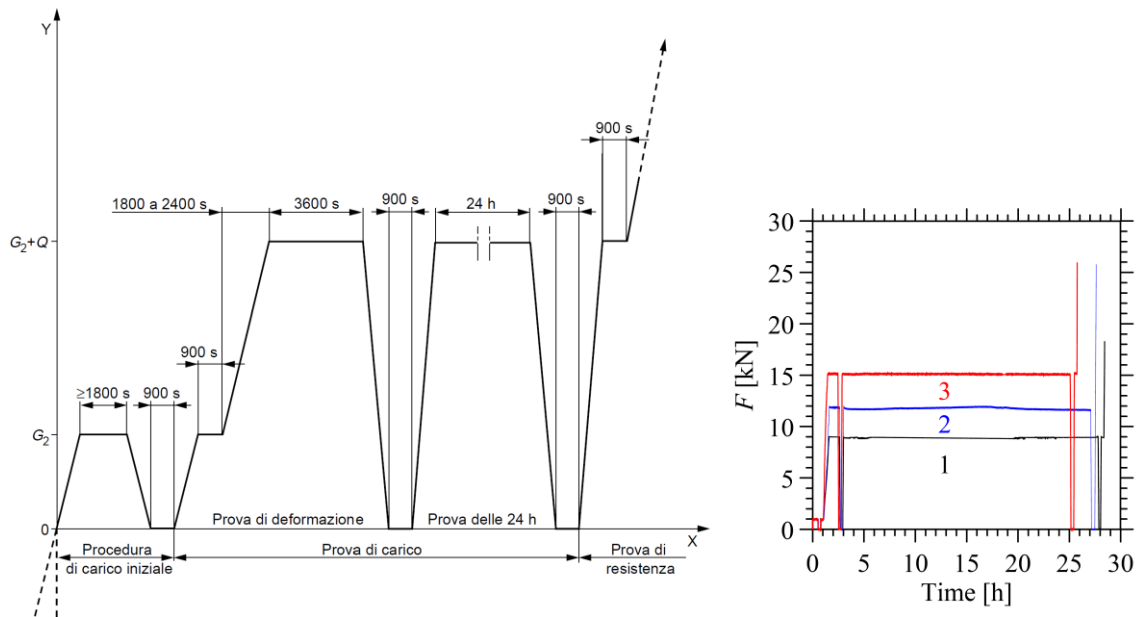


Fig. 4-12 Prototipo ligneo 1. Protocollo di carico secondo UNI EN 595 (1995) (a) e protocollo sperimentale (b).

4.5 Prove su reticolare metallica

Per poter valutare la fattibilità del progetto ovvero la conversione di una struttura reticolare metallica in una struttura reticolare spaziale con aste in microlamellare di abete, è stato testato un prototipo realizzato con la tecnologia costruttiva Tetrasteel[®] (vedi Fig. 4-13).

La struttura è stata realizzata con profili tubolari cavi di diametro 48.3 mm e spessore di 3 mm di classe S275 (snervamento nominale $f_{yb} = 275$ MPa e carico di rottura $f_{tb} = 430$ MPa). Il collegamento tra profilo e sfera è stato realizzato con una vite M12 di classe 8.8 (snervamento nominale $f_{yb} = 630$ MPa e carico di rottura $f_{tb} = 800$ MPa) che va in battuta su un cono metallico, saldato a completo ripristino all'estremità dell'asta. La vite, essendo libera di scorrere all'interno dell'asta, permette il posizionamento del profilo tra due sfere collocate nella loro posizione definitiva. Il corretto avvvitamento all'interno della sfera è garantito da una boccola asolata, resa solidale alla vite grazie ad una spina inserita in essa. Una schematizzazione del collegamento è riportata in Fig. 4-14.

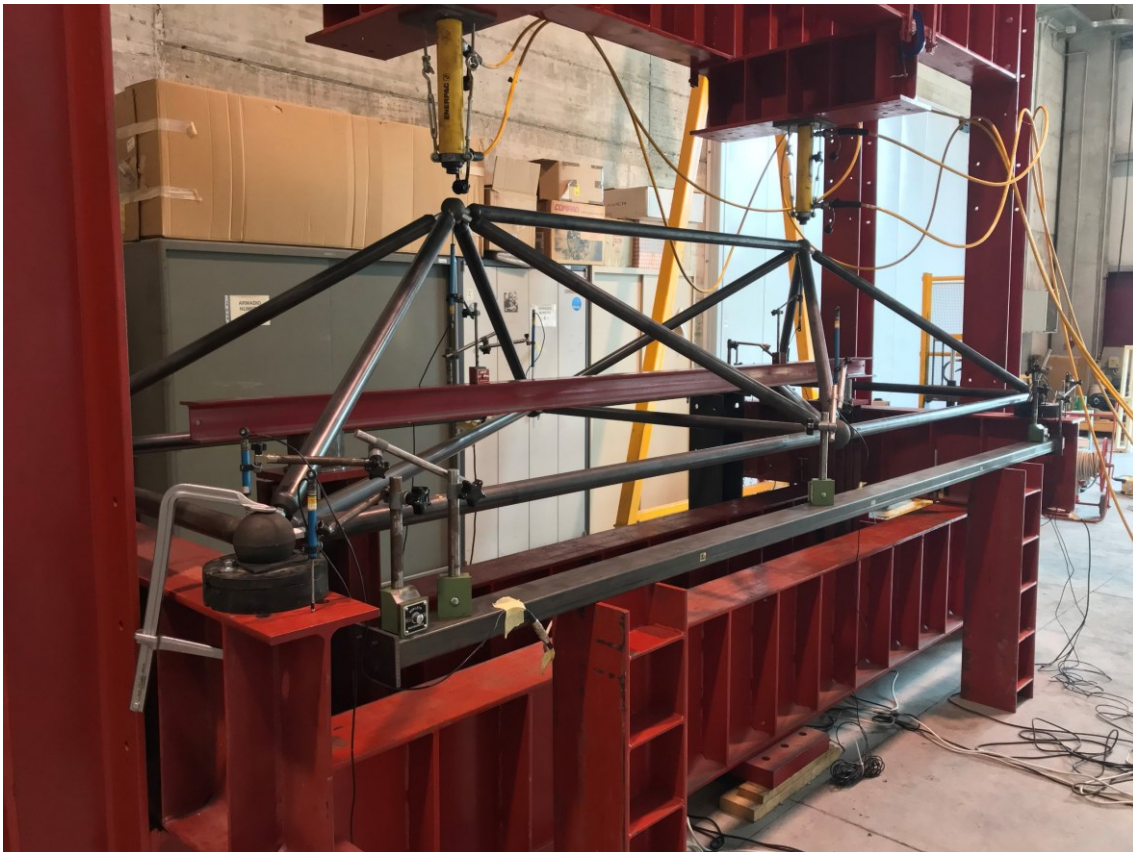


Fig. 4-13 Prototipo metallico realizzato col sistema Tetrasteel®



Fig. 4-14 Sistema Tetrasteel®

4.5.1 Prova ciclica in campo elastico

In Fig. 4-15 vengono riportate le curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali, 4 dei quali rappresentano i vincoli della struttura.

Per questo prototipo si è scelto di effettuare 3 cicli ad un carico di 6 kN, altri 3 cicli a 12 kN ed infine è stato realizzato un ciclo a 18 kN. Questo protocollo di carico è stato adottato esclusivamente per valutare il comportamento della struttura in campo elastico, con particolare attenzione alla rigidezza

fornita dalla reticolare. In particolare, non si osservano degradi di rigidità all'aumentare dei carichi e al numero dei cicli. Non sono stati registrati spostamenti residui rilevanti e, ove presenti, sono perlopiù imputabile al cedimento degli appoggi.

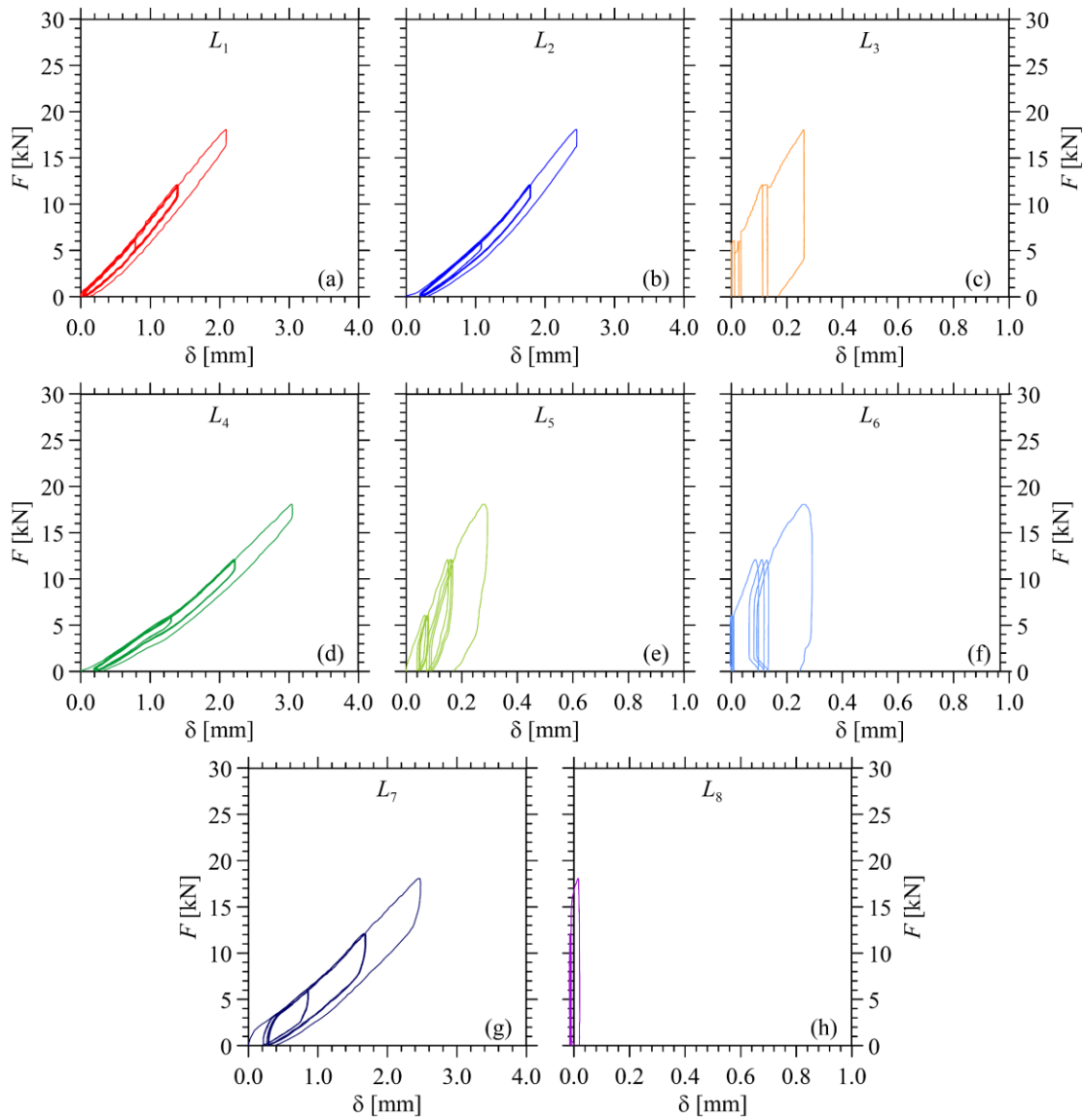


Fig. 4-15 Prototipo metallico. Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzera del corrente superiore.

4.6 Prove su reticolare lignea: sistema Tetrasteel®

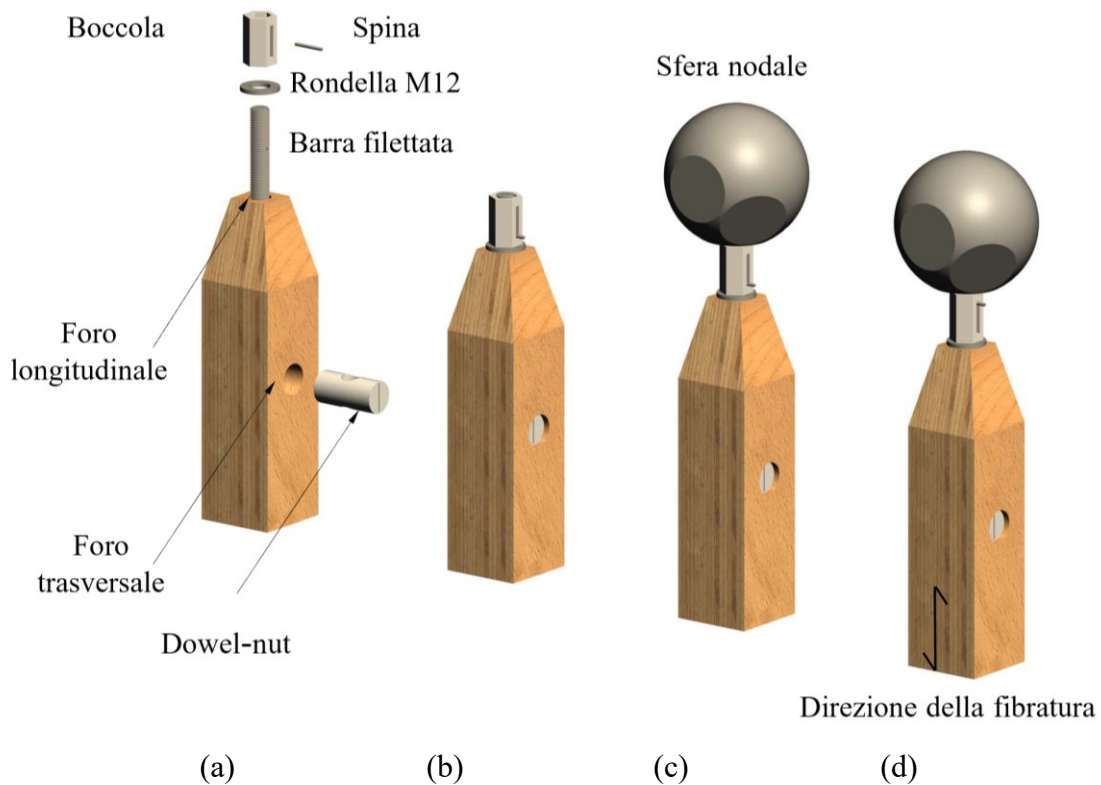


Fig. 4-16 Fasi di montaggio della connessione Tipologia A con sistema Tetrasteel®.

Il primo prototipo di reticolare spaziale lignea è stato realizzato con aste di sezione quadrata di lato 60 mm in microlamellare di abete; sulla testa delle aste è stato realizzato uno svasso piramidale di altezza 60 mm e base superiore 30 mm. Per tutte le aste è stata utilizzata la tipologia di connessione A, tipo “Dowel-Nut”, con connettore di diametro 20 mm e lunghezza 50 mm. Quest’ultimo è stato ricavato da un tondo pieno di classe S355 (snervamento nominale $f_{yb} = 350$ MPa e carico di rottura e $f_{tb} = 510$ MPa). Le barre filettate longitudinali, che collegamento il connettore alle sfere nodali, sono di classe 8.8 (snervamento nominale $f_{yb} = 630$ MPa e carico di rottura e $f_{tb} = 800$ MPa).

Per questo prototipo si è scelto di adottare, per il montaggio, un sistema simile a quello proposto da Tetrasteel®. Il sistema prevede l’utilizzo di una boccola M12 (priva di filettatura interna), inserita tra la sfera nodale e la testa delle aste lignee. La boccola è provvista di un foro asolato che accoglie una spina posta trasversalmente all’asse della barra longitudinale M12. Nella sua posizione iniziale (vedi Fig. 4-16b), la spina risulta a contatto col bordo dell’asola in prossimità della testa del provino e l’estremità della barra M12 risulta a filo con l’estremità della boccola. In tal modo è possibile inserire le aste, provviste di giunti e boccole, tra due sfere nodali poste nella loro posizione definitiva (vedi Fig. 4-16c). Una volta posizionata l’asta è possibile avvitare la barra M12 all’interno della sfera. L’avvitamento è reso possibile dalla spina che ha il compito di rendere solidale la boccola alla barra

M12 e garantirne il corretto avvvitamento grazie alla lunghezza dell'asola (vedi Fig. 4-16d). Affinché il sistema funzioni è necessario effettuare, sul provino ligneo, un foro longitudinale sufficientemente lungo da permettere l'avvitamento della barra longitudinale oltre al connettore cilindrico. Tale lunghezza dovrà essere almeno uguale alla profondità di inserimento della barra all'interno della sfera. Alcune foto delle fasi di montaggio del prototipo sono riportate in Fig. 4-17 e un dettaglio del nodo strutturale così realizzato è riportato in Fig. 4-18.

In Fig. 4-19 vengono riportate le curve carico-spostamento dei nodi della struttura e la risposta strutturale della mezzeria del corrente superiore. In ogni grafico è riportata la prova ciclica effettuata in campo elastico e la prova monotona a rottura eseguita al termine della prova di carico sulle 24 ore.

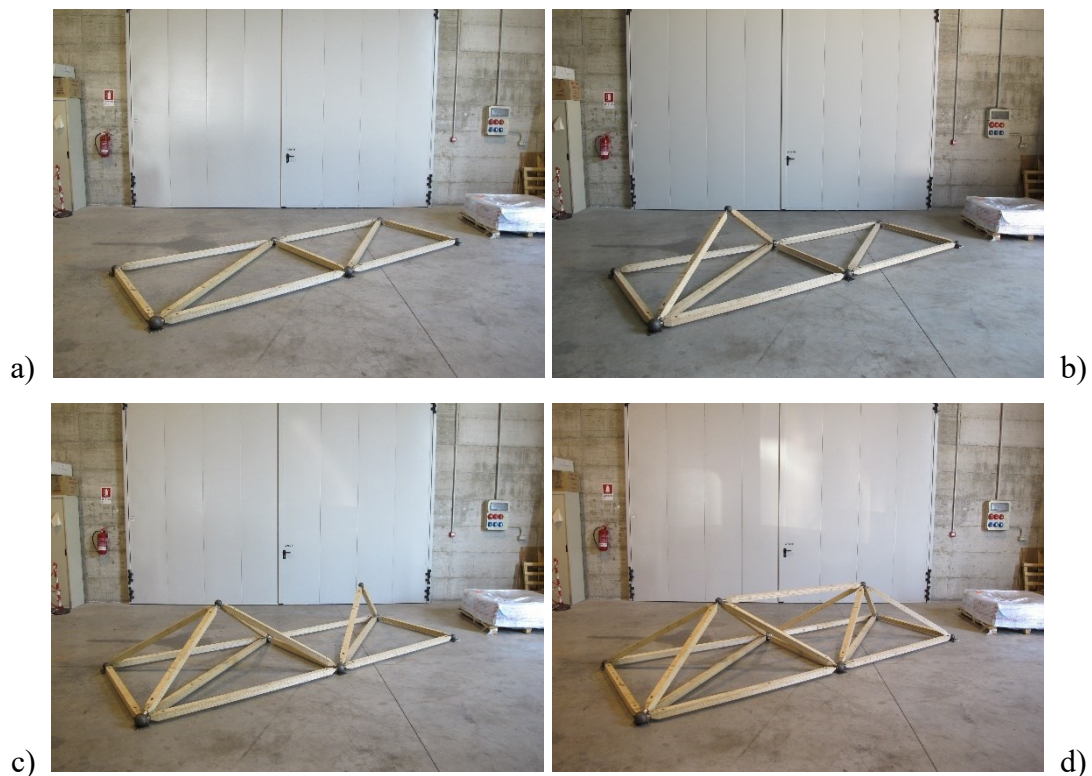


Fig. 4-17 Fasi di montaggio del prototipo ligneo 1 con sistema Tetrasteel[®]



Fig. 4-18 Prototipo ligneo 1: nodo strutturale realizzato con sistema di montaggio Tetrasteel[®]

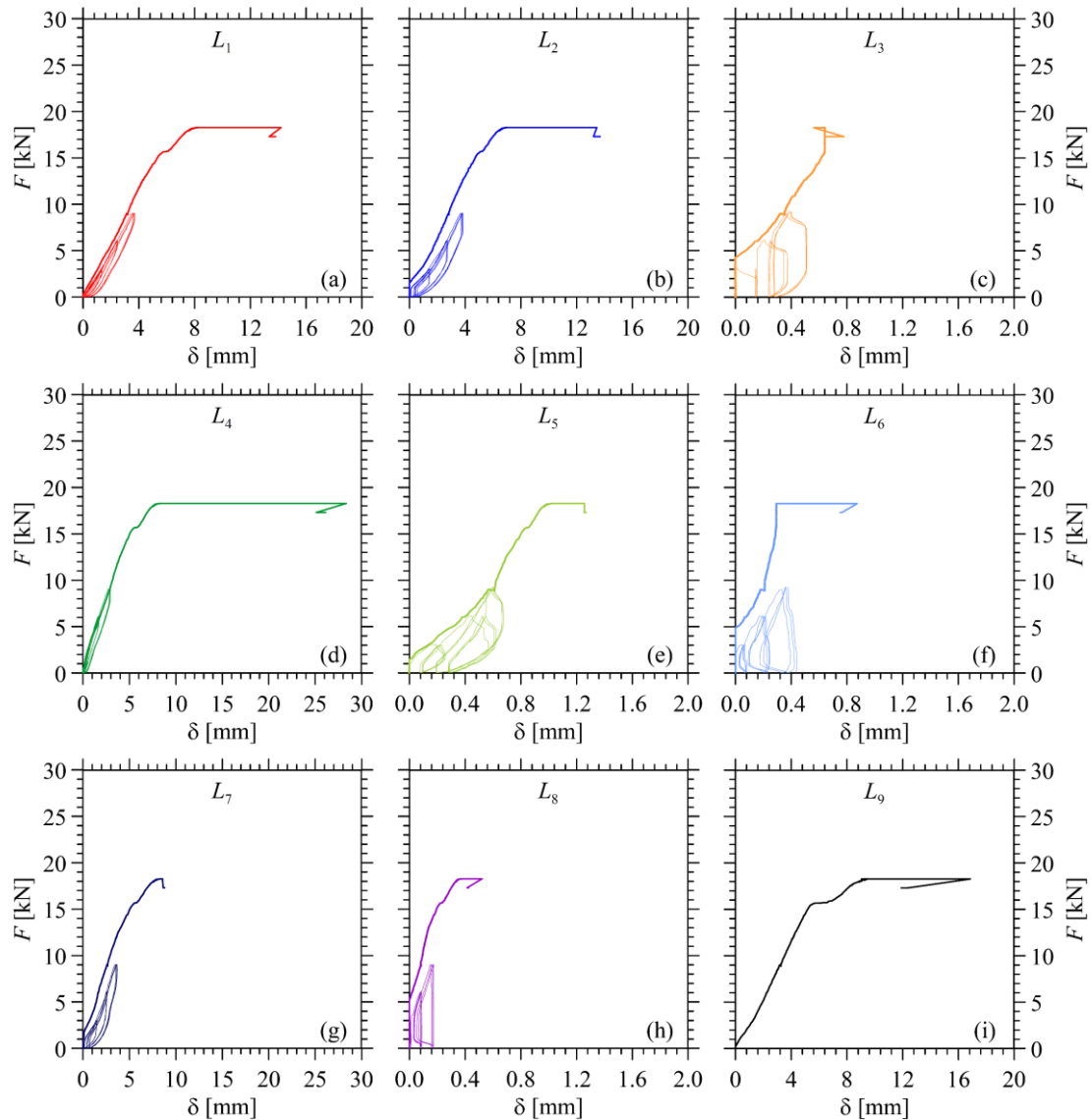


Fig. 4-19 Prototipo ligneo 1. Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzeria del corrente superiore. Ogni grafico riporta la prova ciclica effettuata in campo elastico e la prova monotona a rottura.

4.6.1 Prova ciclica in campo elastico

In Fig. 4-20 vengono riportate le curve carico-spostamento, dei 4 nodi strutturali non vincolati. Per questo prototipo si è scelto di effettuare 3 step di carico, rispettivamente a 3, 6 e 9 kN, che corrispondono al 16%, 33% e al 50% della capacità portante della struttura. Per ogni step di carico sono stati effettuati 3 cicli. In particolare, per i primi due step di carico, è stata osservata una perfetta sovrapposizione per tutti i cicli, con spostamenti residui allo scarico contenuti. Una differenza, tra il primo e il secondo ciclo, è stata invece osservata per i cicli con forza massima pari al 50% di F_{peak} , dove un incremento degli spostamenti residui allo scarico ha determinato una traslazione tra i due

cicli. Questa differenza tende a ridursi tra il secondo e il terzo ciclo dove la struttura tende a stabilizzarsi. Non sono invece stati osservati degradi di rigidità al variare dei cicli.

Le sfere 1 e 4 sono state caratterizzate da un comportamento sostanzialmente elastico lineare, mentre le sfere 2 e 7, dopo un comportamento estremamente rigido per carichi inferiori al kN, sono state caratterizzate da un comportamento incrudente. Questo comportamento è probabilmente imputabile ai giochi insiti nei collegamenti acciaio-legno, che non possono essere controllati ed eliminati col sistema di montaggio adottato. Quanto detto è stato osservato anche in fase di allestimento prova, dove è stata rilevata una modesta mobilità strutturale con le aste che erano libere di ruotare attorno al loro asse longitudinale. Quanto osservato è dovuto all'impossibilità di garantire una precisione elevata nel taglio delle aste lignee, questo produce l'assenza di contatto tra sfera boccia e asta.

La linea nera, riportata in Fig. 4-20, rappresenta il tratto iniziale della prova monotona a rottura. Per semplificare il confronto si è scelto di utilizzare uno spostamento iniziale nullo e non quello ottenuto al termine della prova sulle 24 ore. Il comportamento monotono risulta, per tutti i nodi non vincolati, coerente con il ciclo finale del protocollo ciclico. Non sono state riscontrate pertanto degradi di rigidità dovute all'applicazione di un carico pari al 50% di F_{peak} per una durata superiore alle 24 ore.

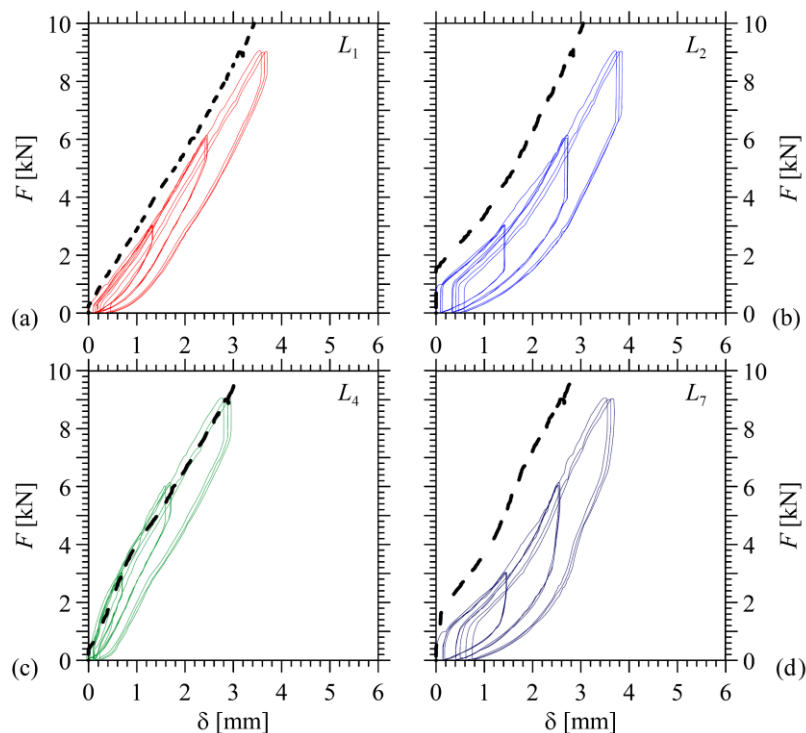


Fig. 4-20 Prototipo ligneo 1. Curve carico-spostamento dei 4 nodi strutturali non vincolati. Ogni grafico riporta la prova ciclica effettuata in campo elastico e il tratto iniziale della prova monotona a rottura.

4.6.2 Prova di deformazione e delle 24 ore

A valle della prova ciclica è stata effettuata una prova di carico secondo la norma UNI EN 595 (1995) ed il protocollo di carico è riportata in Fig. 4-12b (curva 1). Nella prima fase è stato effettuato un precarico a 1 kN per simulare il carico permanente non strutturale a cui potrebbe essere soggetta la struttura. Questa procedura di carico iniziale, della durata di 30 minuti, non ha prodotto deformazioni residue allo scarico, come si può osservare dalla successiva fase di carico. A seguire è stata effettuata una prova di deformazione della durata di un'ora, nella quale è stato raggiunto un carico di 9 kN, al fine di simulare un carico accidentale piuttosto rilevante pari a 8 kN.

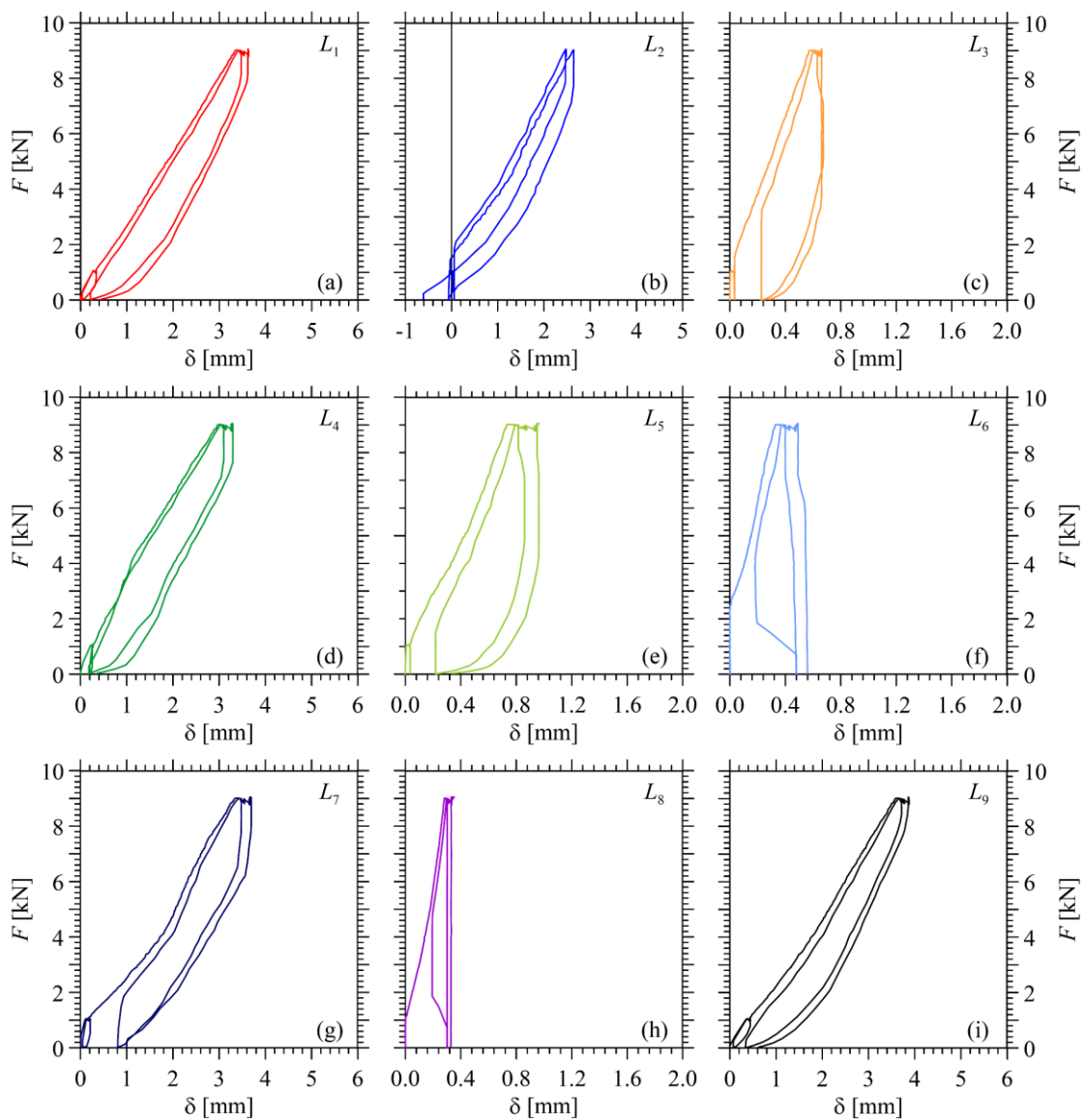


Fig. 4-21 Prototipo ligneo 1: protocollo UNI EN 595 (1995). Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzeria del corrente superiore.

Questo valore equivale al 50% della capacità portante strutturale ed è stato utilizzato come target finale per le prove cicliche. Al termine di questa fase, la struttura è stata sottoposta al medesimo carico per 24 ore. Tra le due fasi non sono state osservate variazioni di rigidità e gli spostamenti residui, rilevati allo scarico della prova di deformazione, sono perlopiù imputabili alla deformazione degli appoggi. I risultati ottenuti sono riportati in Fig. 4-21.

4.6.3 Prova di resistenza

Al termine della prova delle 24 ore è stata effettuata la prova di resistenza, i cui risultati sono riportati in Fig. 4-22. Per facilitarne la lettura, si è scelto di azzerare gli spostamenti residui osservati al termine della prova precedente, e di raggruppare i risultati. In particolare, in Fig. 4-22a sono riportate le curve carico-spostamento dei nodi sommitali e della mezzeria del corrente compresso, in Fig. 4-22b sono riportati i nodi centrali e in Fig. 4-22c gli appoggi della struttura.

Il prototipo è stato caratterizzato da un comportamento elastico lineare fino ad un carico di 15 kN, per il quale è stato osservato un incremento degli spostamenti a carico costante. Successivamente, è stata rilevata una ripresa di rigidità, fino a rottura, per tutti i nodi strutturali con valori prossimi al carico iniziale. Il degrado di resistenza maggiore è stato osservato in corrispondenza della mezzeria del corrente compresso che inizia ad instabilizzarsi con deformazione verticale diretta verso il basso. La struttura perviene al collasso per rottura del collegamento acciaio-legno, del corrente superiore compresso, in corrispondenza della sfera nodale numero 2. In particolare, è stata osservata l'instabilità della barra longitudinale M12 e la conseguente rottura per flessione in corrispondenza della sezione ridotta dal foro della spina (si veda Fig. 4-23). Lo svergolamento della barra longitudinale e del giunto hanno prodotto inoltre la rottura dell'asta lignea come si evince da Fig. 4-23 e Fig. 4-24.

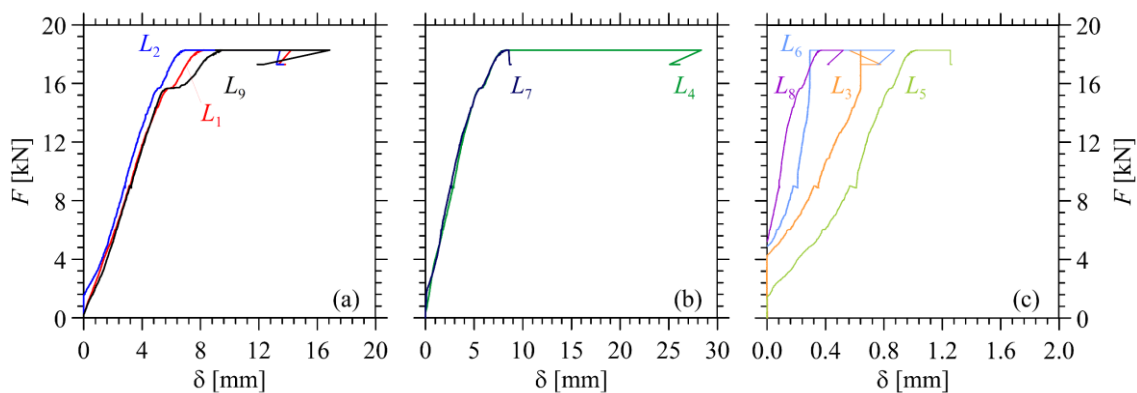


Fig. 4-22 Prototipo ligneo 1. Curve carico-spostamento a rottura. Comportamento strutturale dei nodi sommitali e della mezzeria del corrente superiore (a), dei nodi centrali inferiori (b) e degli appoggi (c)

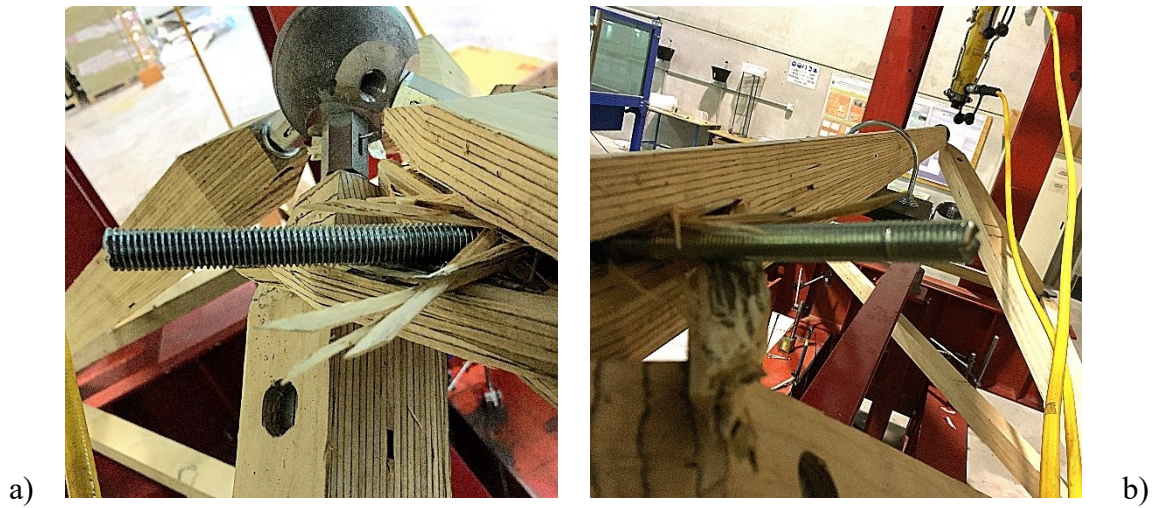


Fig. 4-23 Prototipo ligneo 1: rottura del collegamento acciaio-legno. Rottura della barra filettata in corrispondenza della riduzione di sezione necessaria per accogliere la spina.

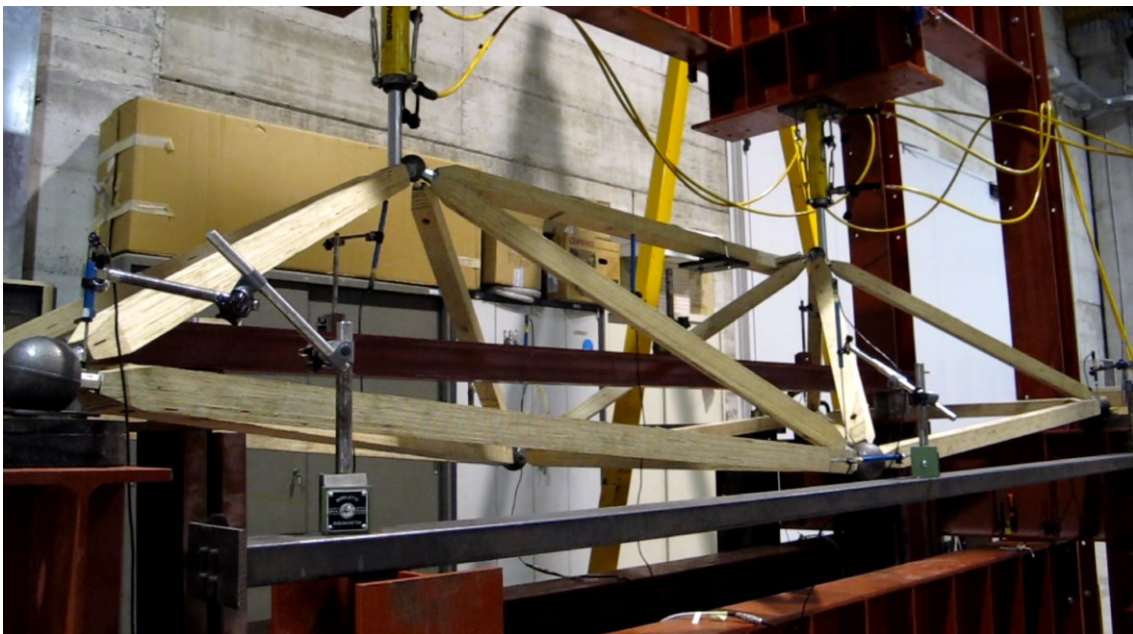


Fig. 4-24 Prototipo ligneo 1: modalità di rottura.

4.7 Prove su reticolare lignea: pretensione e rondella circolare

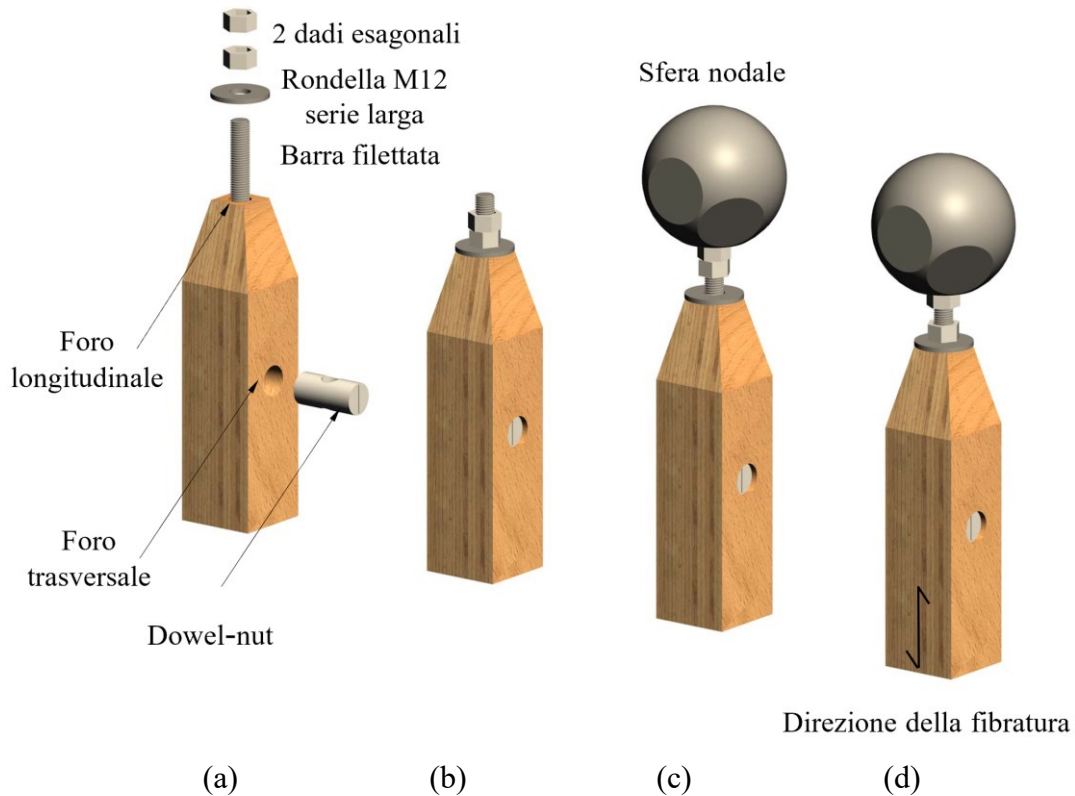


Fig. 4-25 Fasi di montaggio della connessione Tipologia A con pretensione e rondella M12 serie larga.

Sulla base dei risultati appena descritti e a valle della campagna sperimentale condotta sull'unione "Dowel-Nut", si è deciso di testare un prototipo con la medesima geometria di quello appena discusso ma applicando una pretensione al collegamento. Per fare ciò è stato modificato il sistema Tetrasteel® e sono stati impiegati due dadi esagonali ed una rondella serie larga di diametro esterno 37 mm (vedi Fig. 4-25a). Nello specifico è stata avvitata la barra longitudinale, all'interno del collegamento, per una profondità sufficiente a garantire l'inserimento dell'asta tra due sfere nodali poste nella loro posizione finale (Fig. 4-25b). Sfruttando dado e controdado è stato possibile svitare la barra M12 dal connettore cilindrico, avvitandola all'interno della sfera (Fig. 4-25c).

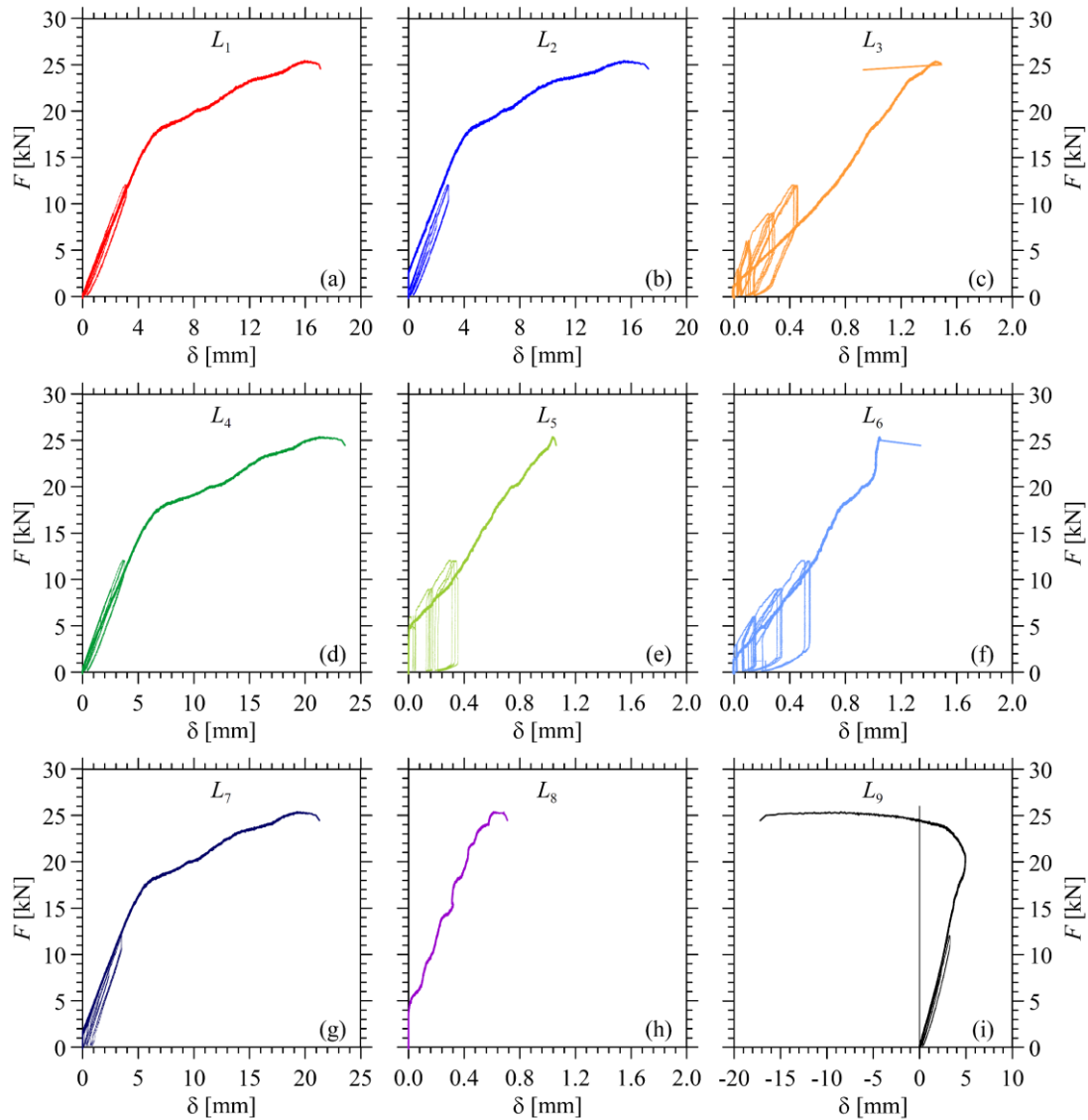


Fig. 4-26 Prototipo ligneo 2. Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzeria del corrente superiore. Ogni grafico riporta la prova ciclica effettuata in campo elastico e la prova monotona a rottura.

Anche per questa tecnica di montaggio è necessario effettuare un foro longitudinale, all'interno dell'asta lignea, sufficientemente profondo per poter garantire l'avvitamento iniziale. Una volta effettuato il collegamento, il dado interno è stato svitato e serrato, con una coppia pari a 40 Nm, sulla testa del provino (vedi Fig. 4-25d). Tra il dado e la sezione lignea è stata posta una rondella di spessore 3 mm. Già in fase di allestimento prova, la struttura è apparsa più rigida rispetto a quanto osservato per il prototipo 1 e la rotazione delle aste lignee, attorno al loro asse longitudinale, risultava impedita. In Fig. 4-26 vengono riportate le curve carico-spostamento dei nodi della struttura e la risposta strutturale della mezzeria del corrente superiore. In ogni grafico è riportata la prova ciclica effettuata in campo elastico e la prova monotona a rottura eseguita al termine della prova di carico sulle 24 ore.

4.7.1 Prova ciclica in campo elastico

In Fig. 4-27 vengono riportate le curve carico-spostamento, dei 4 nodi strutturali non vincolati. Per questo prototipo, si è scelto di effettuare 4 step di carico, rispettivamente a 3, 6, 9 e 12 kN, che corrispondono al 12%, 24%, 36% e al 48% della capacità portante della struttura. Per ogni step di carico sono stati effettuati 3 cicli, in analogia a quanto fatto per il prototipo numero 1.

Per i primi tre step di carico, è stata osservata una perfetta sovrapposizione per tutti i cicli, con spostamenti residui allo scarico contenuti. Una differenza, tra il primo e il secondo ciclo, è stata invece osservata per i cicli con forza massima pari al 48% di F_{peak} , dove un incremento di spostamenti residui allo scarico ha determinato una traslazione tra i due cicli. Questa differenza tende a ridursi tra il secondo e il terzo ciclo dove la struttura tende a stabilizzarsi. La differenza tra primo e secondo ciclo tende quindi a presentarsi per un carico superiore di 3 kN rispetto a quanto osservato sul prototipo 1, seppure per una percentuale della capacità portante strutturale quasi equivalente. Anche per questo prototipo non sono stati osservati degni di rigidità incrementando il numero dei cicli e il carico applicato. È stato osservato invece un degrado di rigidità, dopo l'applicazione di un carico di 12 kN (48% di F_{peak}) per 24 ore, per i nodi 1 e 4.

Infine, il precarico garantisce una risposta strutturale a rigidità costante a differenza di quanto osservato sul prototipo 1, dove la presenza di giochi iniziali determinava un comportamento incrudente di alcune parti strutturali.

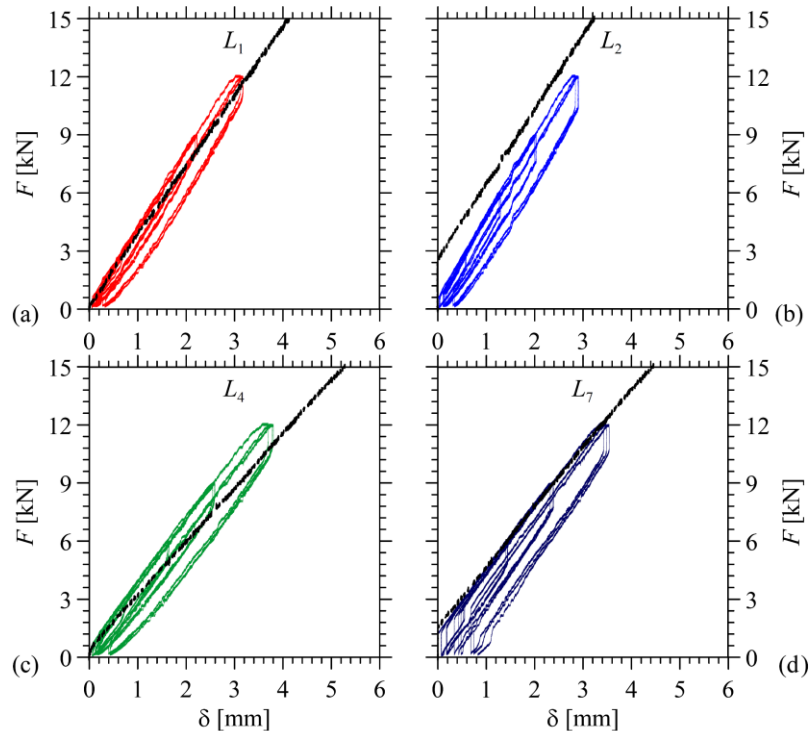


Fig. 4-27 Prototipo ligneo 2. Curve carico-spostamento dei 4 nodi strutturali non vincolati. Ogni grafico riporta la prova ciclica effettuata in campo elastico e il tratto iniziale della prova monotona a rottura.

4.7.2 Prova di deformazione e delle 24 ore

A valle della prova ciclica è stata effettuata una prova di carico secondo la norma UNI EN 595 (1995) ed il protocollo di carico è riportato in Fig. 4-12b (curva 2). Nella prima fase è stato effettuato un precarico a 1 kN per simulare il carico permanente non strutturale a cui potrebbe essere soggetta la struttura. Questa procedura di carico iniziale non ha prodotto deformazioni residue allo scarico, come si può osservare dalla successiva fase di carico. A seguire è stata effettuata una prova di deformazione della durata di un'ora, nella quale è stato raggiunto un carico di 12 kN, in accordo col target finale delle prove cicliche. Questo valore del carico equivale a circa il 50% della capacità portante strutturale e simula un carico accidentale piuttosto rilevante pari a 11 kN. Al termine di questa fase, la struttura è stata sottoposta al medesimo carico per 24 ore. Tra le due fasi di carico, anche per questo prototipo, non sono state osservate variazioni di rigidezza e gli spostamenti residui, rilevati allo scarico della prova di deformazione, sono perlopiù imputabili alla deformazione degli appoggi. I risultati ottenuti, ad eccezione del nodo 8, sono riportati in Fig. 4-28. Il monitoraggio di tale nodo non è stato rappresentato in quanto, durante la prova, il tastatore del trasduttore ha perso il contatto con la sfera.

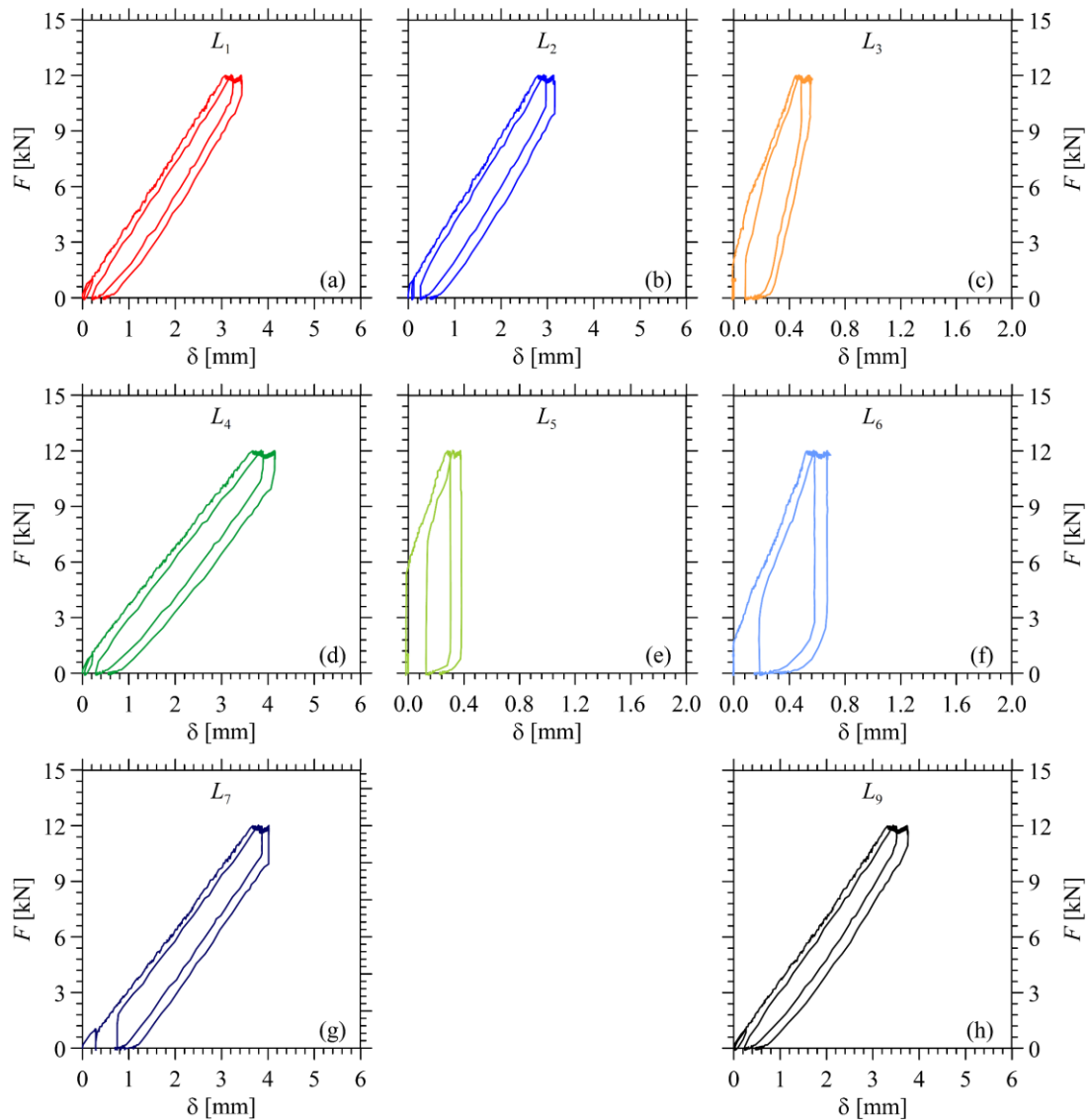


Fig. 4-28 Prototipo ligneo 2: protocollo UNI EN 595 (1995). Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzeria del corrente superiore.

4.7.3 Prova di resistenza

Al termine della prova delle 24 ore è stata effettuata la prova di resistenza, i cui risultati sono riportati in Fig. 4-29. Per facilitarne la lettura, si è scelto di azzerare gli spostamenti residui osservati al termine della prova precedente, e di raggruppare i risultati. In particolare, in Fig. 4-29a sono riportate le curve carico-spostamento dei nodi sommitali e della mezzeria del corrente compresso, in Fig. 4-29b sono riportati i nodi centrali e in Fig. 4-29c gli appoggi della struttura.

Il prototipo è stato caratterizzato da un comportamento elastico lineare fino ad un carico di 18 kN. In corrispondenza di tale carico è stata osservata un'importante perdita di rigidità, la quale è stata poi mantenuta sino a rottura. Inoltre, come si può osservare dalla curva nera in n Fig. 4-29a, tale degrado

è associato all'instabilità del corrente superiore compresso, il quale inizia a svergolare verticalmente (si veda Fig. 4-30).

La struttura perviene al collasso per rottura del collegamento acciaio-legno, del corrente superiore compresso, in corrispondenza della sfera nodale numero 2. In particolare, è stata osservata l'instabilità della barra longitudinale M12 che comporta la rottura dell'asta lignea in corrispondenza del giunto e della sezione svasata, come si evince da Fig. 4-31. Osservando la sezione terminale delle aste compresse, al termine della prova, si evince la deformazione della rondella di spessore 3 mm (Fig. 4-32a) e della testa delle aste in microlamellare di abete (Fig. 4-32b). Tale deformazione risulta rilevante in quanto determina una variazione nella modalità del trasferimento degli sforzi all'interno del collegamento acciaio-legno. Per deformazioni contenute infatti, il carico viene trasferito alla testa del provino mediante la rondella ed il connettore cilindrico risulta scarico. Questo meccanismo avviene verosimilmente per livelli di carico inferiori ai 18 kN. Se la deformazione della sezione terminale dell'asta lignea risulta tale da consentire il contatto tra connettore e la parete del foro trasversale, il trasferimento degli sforzi cambia, scaricando la sezione terminale svasata e sottoponendo a compressione la barra longitudinale M12 (si veda Fig. 4-33). Quanto descritto innesca l'instabilità del corrente superiore.

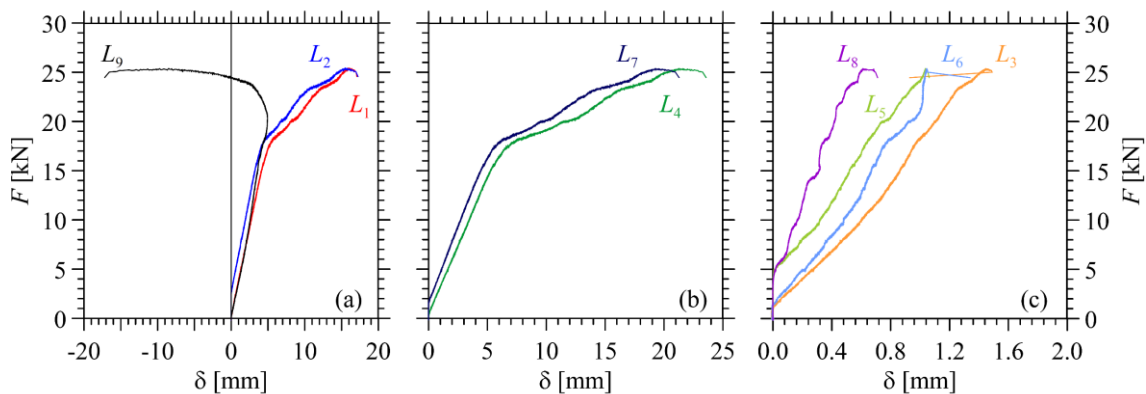


Fig. 4-29 Prototipo ligneo 2. Curve carico-spostamento a rottura. Comportamento strutturale dei nodi sommitali e della mezzeria del corrente superiore (a), dei nodi centrali inferiori (b) e degli appoggi (c)

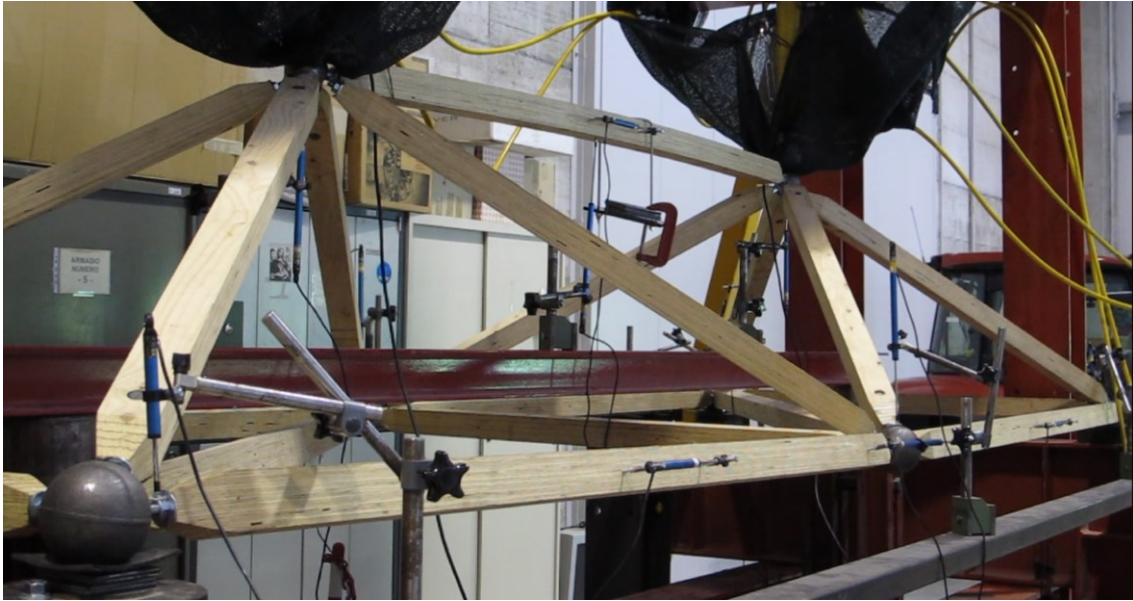


Fig. 4-30 Prototipo ligneo 2. Instabilità del corrente superiore pre-collasso.

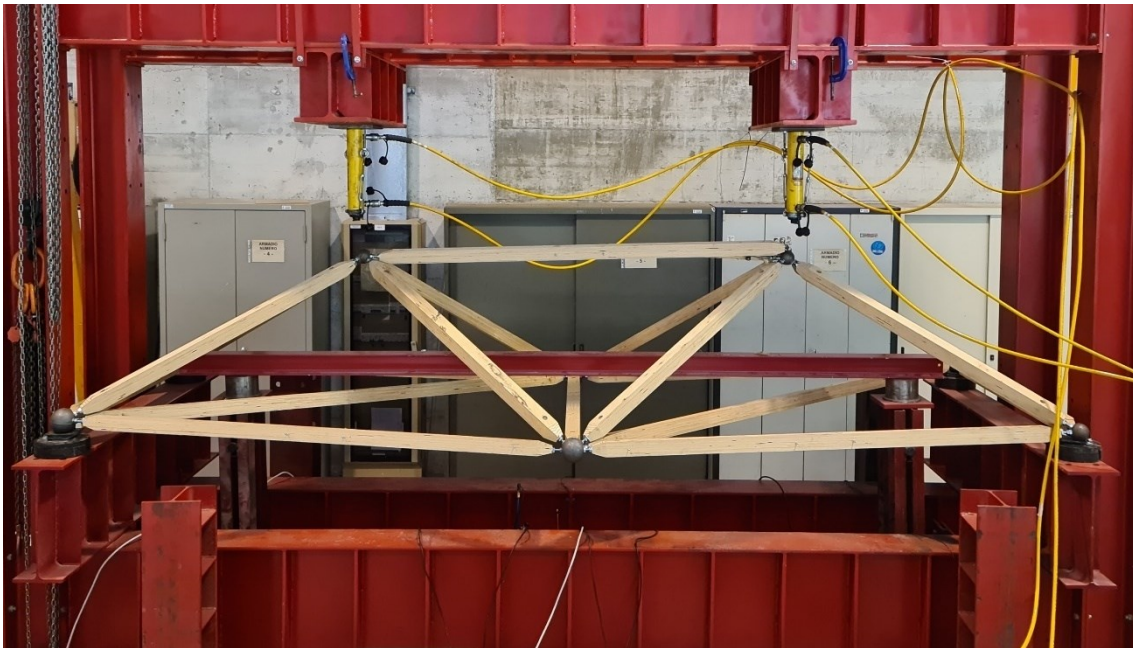


Fig. 4-31 Prototipo ligneo 2. Modalità di rottura

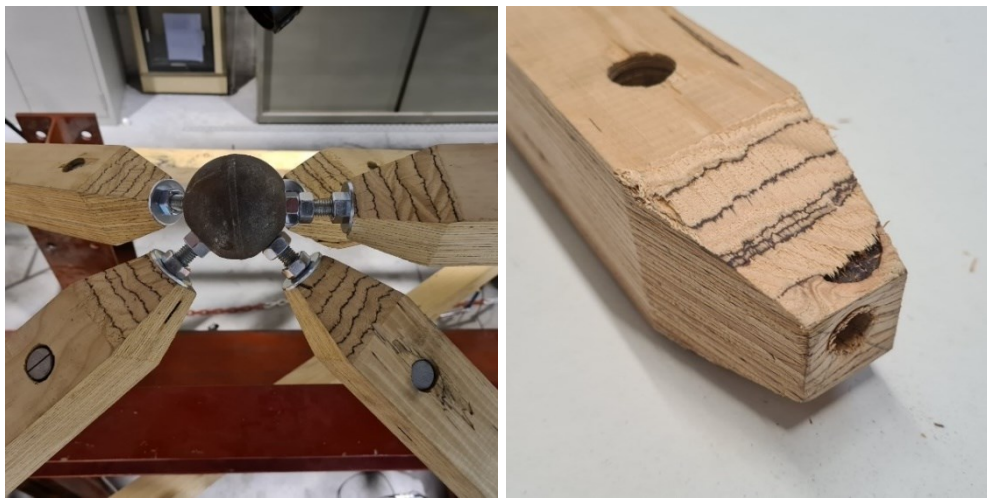


Fig. 4-32 Prototipo ligneo 2. Deformazione della sezione terminale delle aste lignee soggette a compressione.



Fig. 4-33 Prototipo ligneo 2. Modalità di trasferimento del carico.

4.8 Prove su reticolare lignea: connessione precaricata con piastra

Sulla base dei risultati appena descritti si è deciso di sostituire le rondelle di spessore 3 mm con rondelle quadrate di spessore 4 mm. La sostituzione è avvenuta per le sole aste compresse in quanto non risulterebbe rilevante per quelle tese (si veda Fig. 4-34). Al fine di irrigidire ulteriormente la connessione è stata inserita una rondella di diametro esterno 24 mm e spessore 2.5, tra la piastra e il dado M12. La fase di montaggio risulta pertanto equivalente a quella adottata nella sezione precedente. Anche per questo prototipo è stata applicata una pretensione ai collegamenti, mediante una coppia di serraggio pari a 40 Nm.

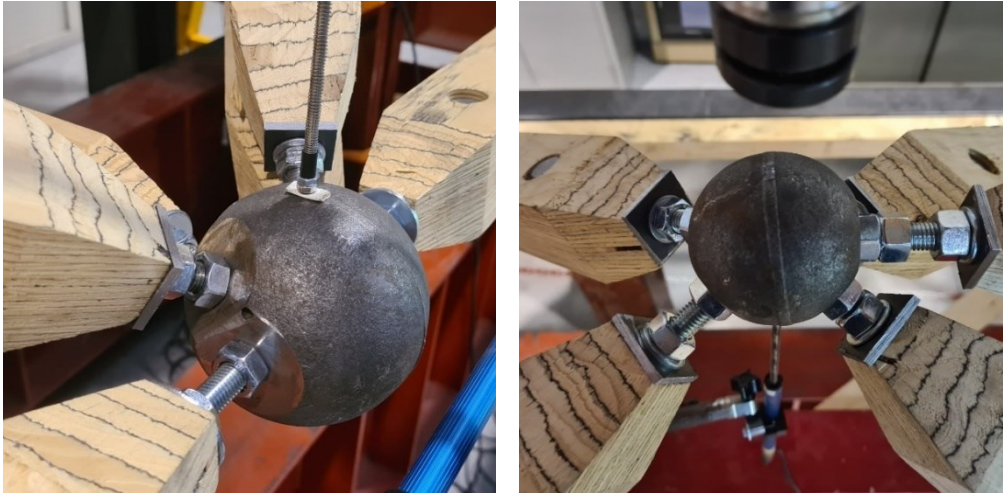


Fig. 4-34 Prototipo ligneo 3. Collegamento “Dowel-nut” con piastra metallica ($sp=4$ mm) e coppia di serraggio 40 Nm.

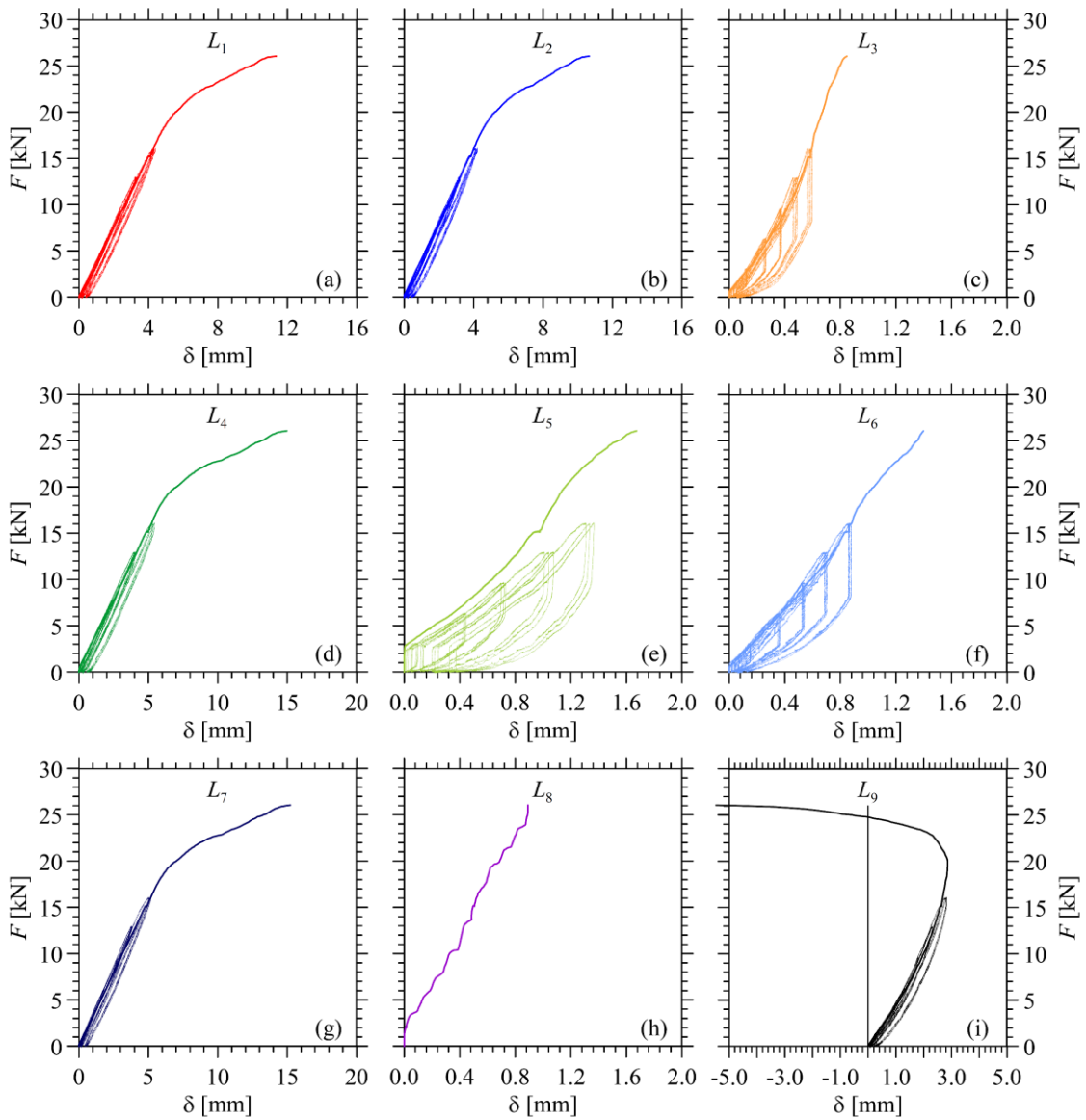


Fig. 4-35 Prototipo ligneo 3. Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzeria del corrente superiore. Ogni grafico riporta la prova ciclica effettuata in campo elastico e la prova monotona a rottura.

In Fig. 4-35 vengono riportate le curve carico-spostamento dei nodi della struttura e la risposta strutturale della mezzeria del corrente superiore. In ogni grafico è riportata la prova ciclica effettuata in campo elastico e la prova monotona a rottura eseguita al termine della prova di carico sulle 24 ore.

4.8.1 Prova ciclica in campo elastico

In Fig. 4-36 vengono riportate le curve carico-spostamento, dei 4 nodi strutturali non vincolati. Per questo prototipo, si è scelto di effettuare 5 step di carico, rispettivamente a 3, 6, 9, 12 e 15 kN, che corrispondono al 12%, 24%, 36%, 48% e al 60% circa della capacità portante della struttura. Per ogni step di carico sono stati effettuati 4 cicli, in analogia a quanto fatto per i prototipi precedentemente studiati.

Per i primi quattro step di carico, è stata osservata una perfetta sovrapposizione per tutti i cicli, con spostamenti residui allo scarico estremamente contenuti.

Una differenza, tra il primo e il secondo ciclo, è stata invece osservata per i cicli con forza massima pari al 60% di F_{peak} , dove un incremento di spostamenti residui allo scarico ha determinato una traslazione tra i due cicli. Questa differenza si riduce sensibilmente tra il secondo e il terzo ciclo dove la struttura tende a stabilizzarsi. La differenza tra primo e secondo ciclo tende quindi a presentarsi per un carico superiore di 3 kN rispetto a quanto osservato sul prototipo 2, a fronte di una capacità strutturale quasi equivalente. Pur incrementando il numero dei cicli, con valori di carico pari a $0.6 F_{peak}$, non sono stati osservati degni di rigidità. Inoltre, l'applicazione di un carico di 15 kN per 24 ore, non ha prodotto variazioni di rigidità per i nodi sommitali (1 e 2) e per quello centrale (4); un leggero degrado è stato invece osservato per il nodo 7.

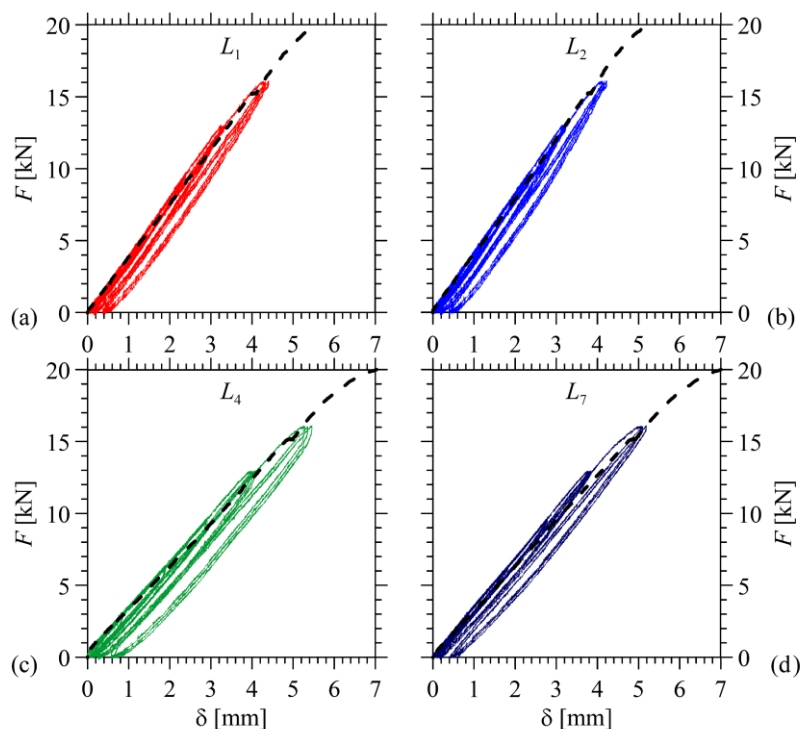


Fig. 4-36 Prototipo ligneo 3. Curve carico-spostamento dei 4 nodi strutturali non vincolati. Ogni grafico riporta la prova ciclica effettuata in campo elastico e il tratto iniziale della prova monotona a rottura.

4.8.2 Prova di deformazione e delle 24 ore

A valle della prova ciclica è stata effettuata una prova di carico secondo la norma UNI EN 595 (1995) ed il protocollo di carico è riportato in Fig. 4-12b (curva 3). Nella prima fase è stato effettuato un precarico a 1 kN per simulare il carico permanente non strutturale a cui potrebbe essere soggetta la struttura. Questa procedura di carico iniziale non ha prodotto deformazioni residue allo scarico come si può osservare dalla successiva fase di carico. Inoltre, appare sensibilmente più rigida rispetto a quelle osservate per i prototipi 1 e 2. A seguire è stata effettuata una prova di deformazione della durata di un'ora, nella quale è stato raggiunto un carico di 15 kN, in accordo col target finale delle prove cicliche. Questo valore del carico equivale a circa il 60% della capacità portante strutturale e simula un carico accidentale piuttosto rilevante pari a 14 kN. Al termine di questa fase, la struttura è stata sottoposta al medesimo carico per 24 ore. Tra le due fasi di carico, anche per questo prototipo, non sono state osservate variazioni di rigidità e gli spostamenti residui, rilevati allo scarico della prova di deformazione, sono perlopiù imputabili alla deformazione degli appoggi. I risultati ottenuti sono riportati in Fig. 4-37.

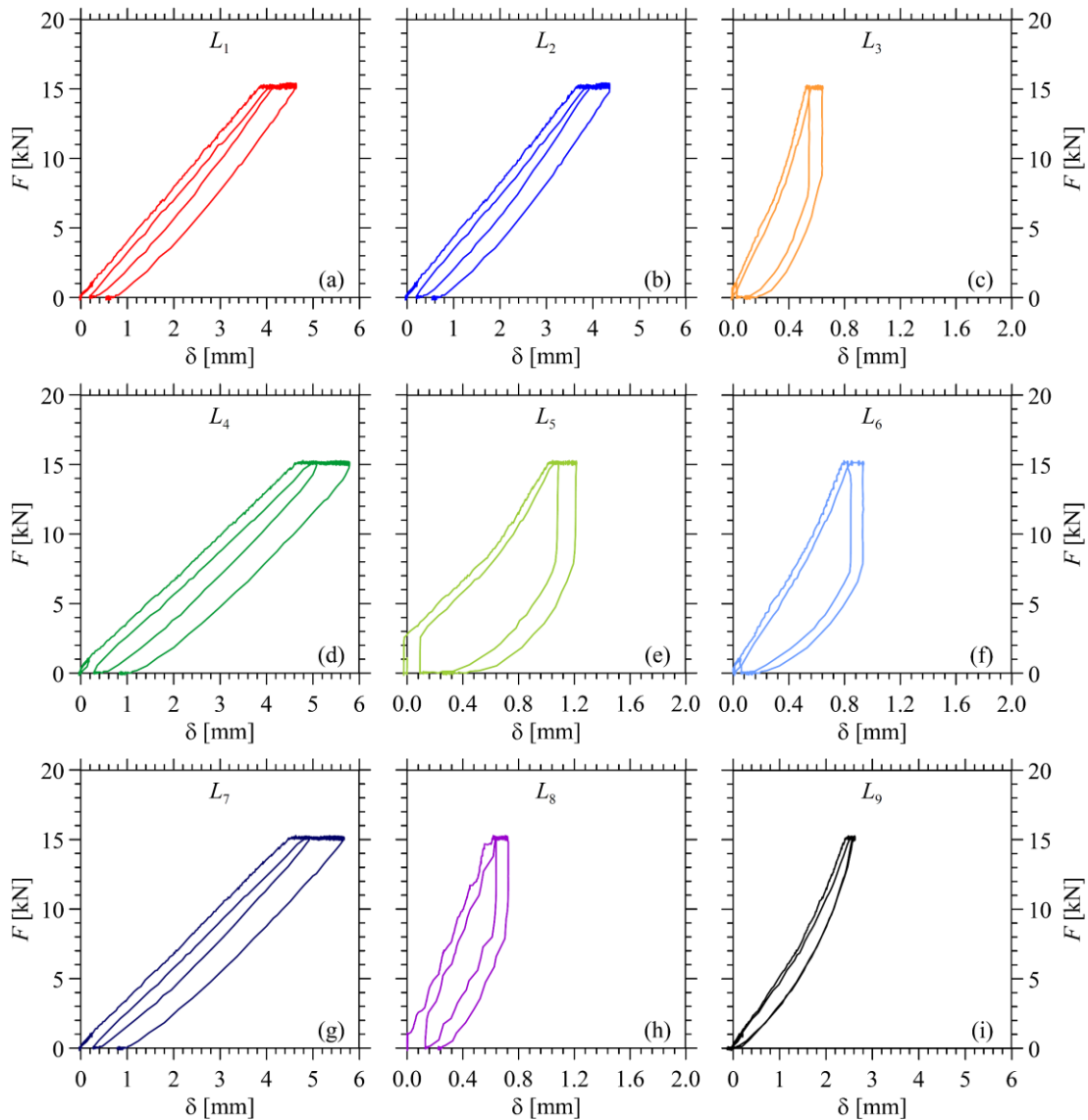


Fig. 4-37 Prototipo ligneo 3: protocollo UNI EN 595 (1995). Curve carico-spostamento degli 8 nodi strutturali e della mezzeria del corrente superiore.

4.8.3 Prova di resistenza

Al termine della prova delle 24 ore è stata effettuata la prova di resistenza, i cui risultati sono riportati in Fig. 4-38. Per facilitarne la lettura, si è scelto di azzerare gli spostamenti residui osservati al termine della prova precedente, e di raggruppare i risultati. In particolare, in Fig. 4-38a sono riportate le curve carico-spostamento dei nodi sommitali e della mezzeria del corrente compresso, in Fig. 4-38b sono riportati i nodi centrali e in Fig. 4-38c gli appoggi della struttura.

Il prototipo è stato caratterizzato da un comportamento elastico lineare fino ad un carico di 20 kN. In corrispondenza di tale carico è stata osservata una perdita di rigidezza, la quale è stata poi mantenuta

sino a rottura. Inoltre, come si può osservare dalla curva nera in Fig. 4-38, tale degrado è associato all'instabilità del corrente superiore compresso, il quale inizia a svergolare verticalmente (Fig. 4-39). La struttura perviene al collasso per rottura del collegamento acciaio-legno, del corrente superiore compresso, in corrispondenza della sfera nodale numero 1, in analogia a quanto osservato per il prototipo numero 2. In particolare, è stata osservata l'instabilità della barra longitudinale M12 che comporta la rottura dell'asta lignea in corrispondenza del giunto e della sezione svasata, come si evince da Fig. 4-40. A differenza di quanto osservato nella reticolare 2, con rondelle di spessore 3 mm, non sono state osservate deformazioni rilevanti nelle sezioni terminali delle aste (si veda Fig. 4-41).

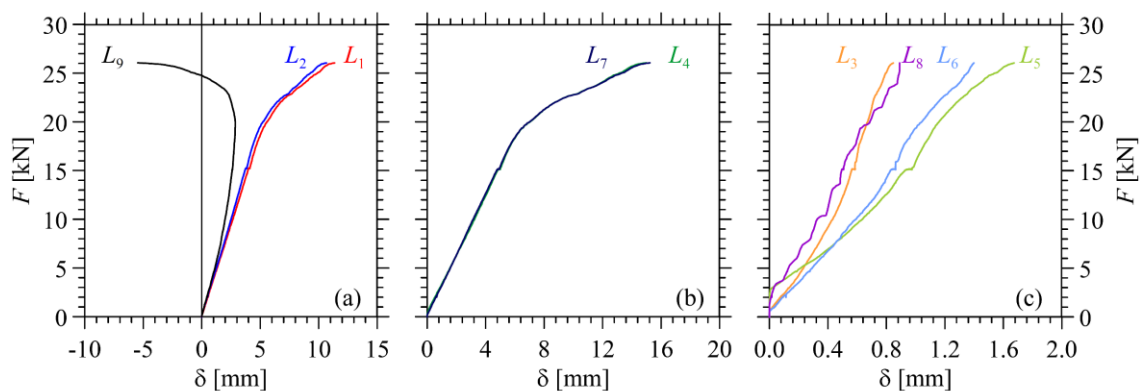


Fig. 4-38 Prova a rottura su prototipo reticolare spaziale: configurazione C. Curve carico spostamenti dei trasduttori: L_1 , L_2 e L_9 (a), L_4 e L_7 (b) e L_3 , L_5 , L_6 e L_8 (c)

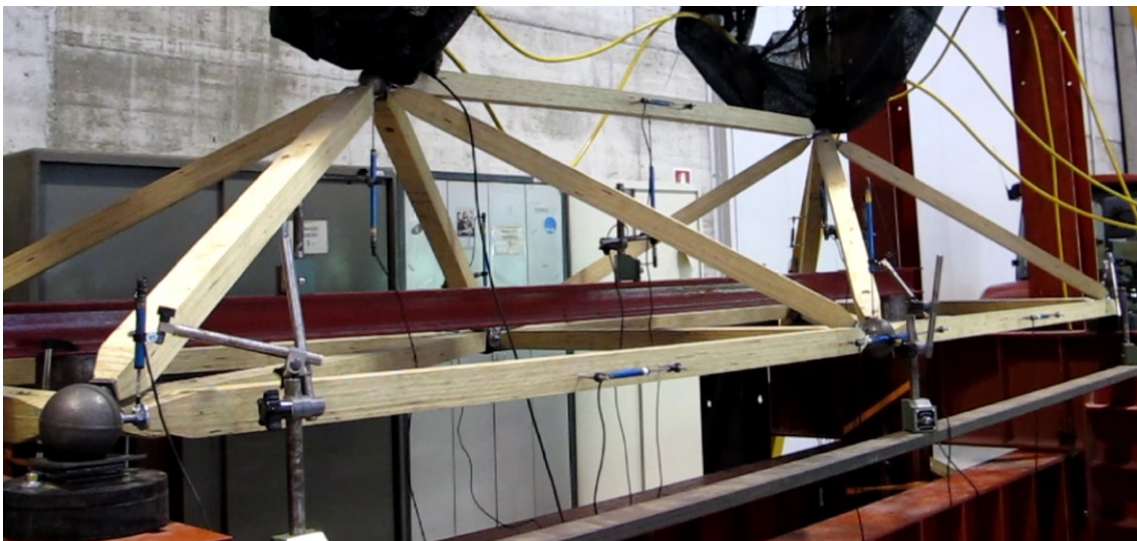


Fig. 4-39 Prototipo ligneo 3. Instabilità del corrente superiore pre-collasso.

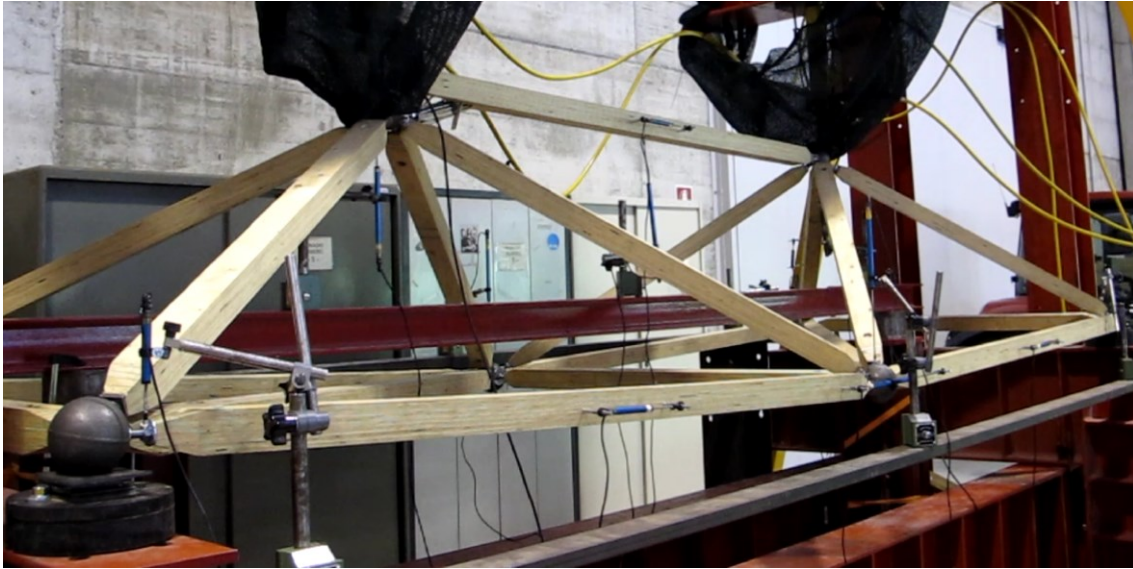


Fig. 4-40 Prototipo ligneo 3. Modalità di rottura.



Fig. 4-41 Prototipo ligneo 3. Modalità di trasferimento del carico.

4.9 Confronto

Un confronto dei risultati sin qui ottenuti è riportato in Fig. 4-42, per ogni nodo non vincolato e per la sezione di mezzeria del corrente superiore compresso. Come già commentato nelle sezioni precedenti, si osserva una variazione della risposta strutturale al variare della metodologia di montaggio.

La capacità portante minore è stata ottenuta sul prototipo coi collegamenti privi di serraggio. In questo sistema, il carico di compressione viene trasferito, dalla struttura all'asta, attraverso la barra filettata M12 e il connettore cilindrico. La barra non risulta trattenuta trasversalmente e pertanto è libera di instabilizzarsi sotto un carico di compressione. Applicando una pretensione al collegamento invece, si modifica il comportamento della connessione ed il carico viene trasferito direttamente alla testa del

provino. Questo accorgimento determina un incremento del 40% della capacità portante. Limitando inoltre la deformazione della sezione terminale dell'asta lignea, utilizzando ad esempio piastre di spessore opportuno, è possibile conservare questo trasferimento degli sforzi per livelli di carico superiori. Questo si osserva dal confronto delle risposte strutturali tra il secondo e il terzo prototipo ligneo, dove il degrado di rigidità appare più contenuto e si presenta per carichi del 10% superiori.

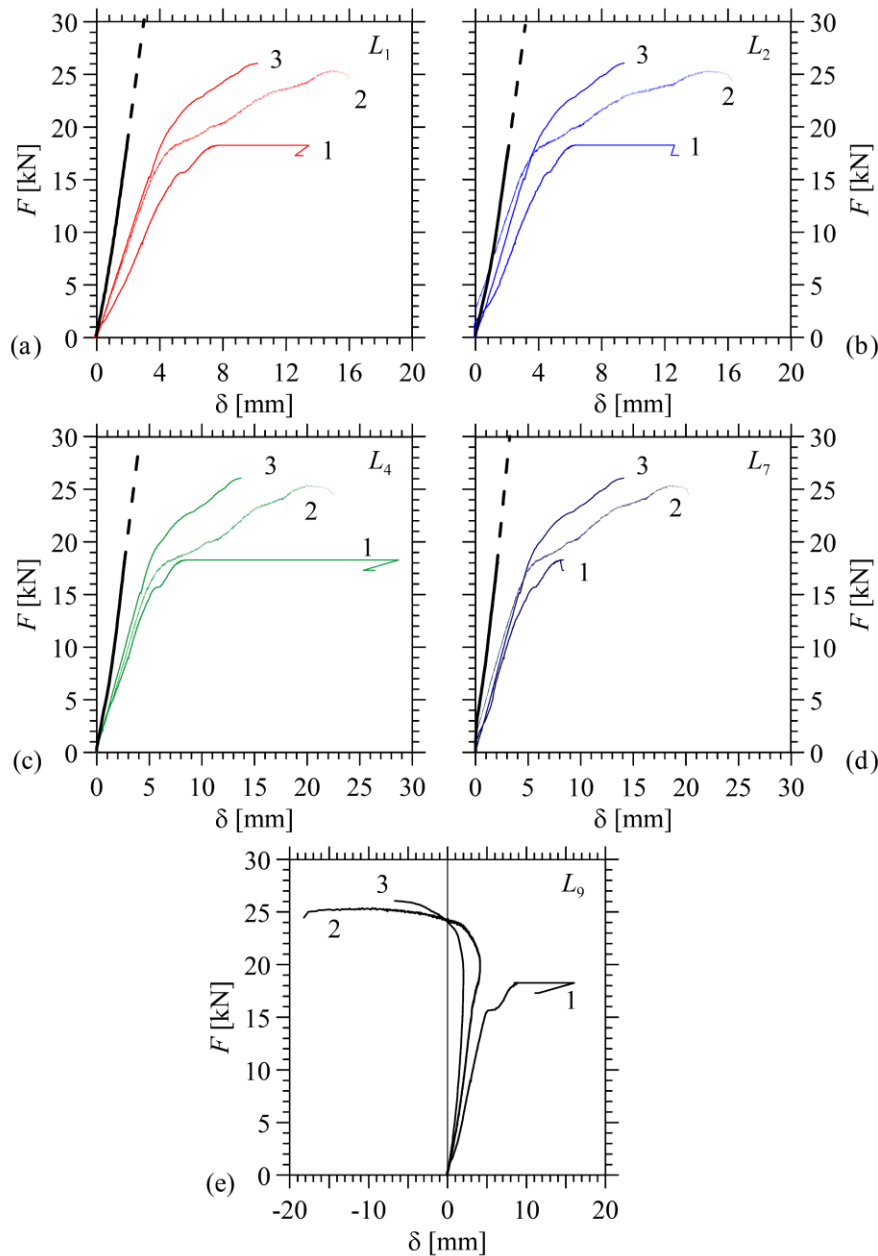


Fig. 4-42 Confronto dei prototipi. Curve carico-spostamento dei 4 nodi strutturali non vincolati e della sezione di mezzeria del corrente superiore. In nero (grafico a,b,c,d) viene riportata la risposta strutturale della reticolare metallica.

Il comportamento strutturale del prototipo 2 risulta tuttavia più duttile, rispetto al comportamento rilevato sul prototipo 3, a fronte di una variazione estremamente contenuta di capacità portante. Tale aspetto può essere preferibile in determinate applicazioni. L'impiego di una pretensione determina inoltre un incremento modesto della rigidità strutturale in campo elastico.

Confrontando infine, la risposta elastica della reticolare metallica con quelle ottenute sulle reticolari lignee, si osserva un decremento di rigidità dell'ordine del 50%.

4.10 Conclusioni

Nella prima parte di questo capitolo è stata valutata l'incidenza di una sezione svasata sul comportamento strutturale di un'unione acciaio-legno ed i risultati più significativi, ottenuti dai test, possono essere riassunti come segue.

- L'introduzione di uno svaso piramidale sull'unione "Dowel-Nut" ha determinato, per quasi tutti i campioni, una riduzione della capacità portante dell'unione. Tale riduzione è risultata maggiore per i campioni realizzati su LVL di abete e per le sezioni trasversali più piccole. Contestualmente è stato osservato un incremento del CoV di F_{peak} .
- Nei collegamenti con inserto avvitato, la variazione della sezione terminale delle aste lignee ha comportato una modesta riduzione di capacità portante, ed in alcuni casi sono stati registrati anche degli incrementi. L'incidenza dello svaso, per questa tipologia di unione, appare quindi limitata rispetto alle unioni con spinotto trasversale.
- Per sezioni di lato 60 mm e collegamento "Dowel-Nut", il protocollo ciclico ha determinato una riduzione media della capacità portante pari al 6% a fronte di una riduzione del 41% del CoV di F_{peak} . Inoltre, l'applicazione di una coppia di serraggio pari a 40 Nm, ha determinato una riduzione del 52% degli spostamenti di picco ed un incremento medio dell'82% di K , a fronte di una sensibile riduzione del CoV della rigidità elastica del collegamento (CoV = 5%), con un decremento del 90.4%. Infine per questa geometria, a parità di protocollo ciclico, lo svaso ha determinato una riduzione 31% di F_{peak} e del 76% di δ_{peak} .

A valle della campagna sperimentale sulle unioni acciaio-legno, si è scelto di trasformare la struttura reticolare metallica con sistema Tetrasteel® in una struttura lignea con aste in LVL di abete e giunti tipo "Dowl-Nut". Per determinare la fattibilità del progetto sono stati realizzati e testati 3 prototipi lignei ed uno metallico ed i risultati più significativi, ottenuti dai test, possono essere riassunti come segue:

- Il microlamellare di abete garantisce buone prestazioni, sia in termini di resistenza sia di rigidità, e rappresenta una valida alternativa ai profili metallici. Il suo utilizzo, inoltre, determina una riduzione del 33% del peso proprio strutturale; differenza che sale ad oltre il 40% se consideriamo le sole aste, a meno delle sfere nodali.
- Il progetto delle strutture reticolari lignee risulta spesso condizionato dall'instabilità delle aste compresse. Il collegamento "Dowel-Nut", impiegato per la realizzazione dei prototipi, pur caratterizzato da uno svasso piramidale, risulta sufficiente a garantire il trasferimento degli sforzi di trazione. L'applicazione di una pretensione al giunto acciaio-legno risulta fondamentale per controllare il trasferimento dei carichi di compressione e per limitare l'instabilità del collegamento e dall'asta lignea. In tal modo è possibile incrementare del 40% la capacità portante della struttura, migliorandone contemporaneamente anche la rigidità.

I risultati ottenuti possono essere un ottimo punto di partenza per ampliare l'offerta delle strutture reticolari spaziali lignee. Utilizzando inoltre delle connessioni basate sul sistema Tetrasteel® è possibile sostituire eventuali aste danneggiate senza interruzioni d'uso della costruzione, con tempi di intervento estremamente contenuti. Finora sono state realizzate strutture a doppio strato ma nulla vieta, ampliando la campagna sperimentale, di estendere il know-how acquisito a strutture a singolo strato.

BIBLIOGRAFIA

Brose, Andrew Andrew John. *Peripheral timber applications for waste wood material in extreme climates and earthquake risk regions*. Diss. Massachusetts Institute of Technology, 2018.

Bukauskas, A., Mayencourt, P., Shepherd, P., Sharma, B., Mueller, C., Walker, P., & Bregulla, J. "Whole timber construction: A state of the art review." *Construction and Building Materials* 213 (2019): 748-769.

CEN, European committee for standardization. EN 595:1995. Timber structures - Test methods - Test of trusses for the determination of strength and deformation behaviour

Quaranta, Giuseppe, Cristoforo Demartino, and Yan Xiao. "Experimental dynamic characterization of a new composite glulam-steel truss structure." *Journal of Building Engineering* 25 (2019): 100773.

PARTE 2

VERIFICA SPERIMENTALE DEI COLLEGAMENTI

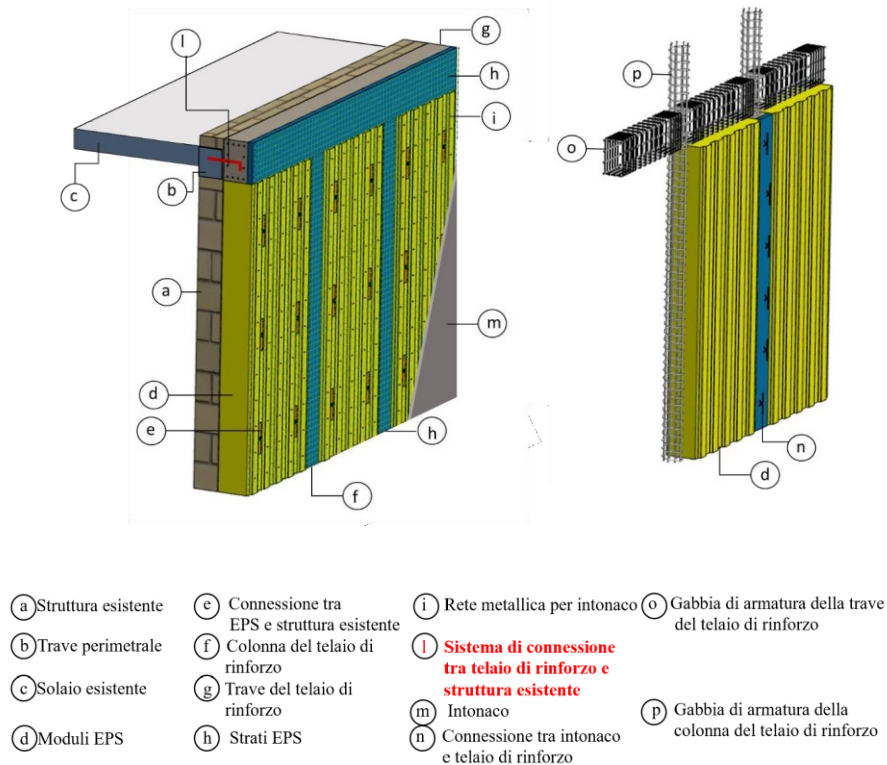
DI SISTEMI STRUTTURALI A CAPPOTTO IN

CEMENTO ARMATO

INTRODUZIONE

L'Italia è uno dei paesi del Mediterraneo a maggiore rischio sismico, sia per la frequenza dei terremoti che storicamente colpiscono il suo territorio sia per l'intensità che essi hanno raggiunto, determinando un impatto sociale ed economico rilevante. I recenti eventi sismici hanno evidenziato una generale inadeguatezza del patrimonio immobiliare nazionale dove il 50% delle costruzioni residenziali risulta caratterizzato da un'elevata vulnerabilità poiché è stato costruito prima dell'introduzione dei codici sismici (Zanini et al., 2019)¹. Quanto detto si riassume nel rapporto tra danni prodotti dai terremoti ed energia rilasciata nel corso degli eventi, che per l'Italia risulta molto più elevato rispetto a quello che si verifica normalmente in altri paesi ad elevata sismicità, quali il Giappone o la California. Ad esempio, secondo i dati della protezione civile, il terremoto del 1997 in Umbria e nelle Marche ha prodotto un quadro di danneggiamento confrontabile a quello della California del 1989, malgrado fosse caratterizzato da un'energia 30 volte inferiore. Pertanto, il tema del miglioramento sismico del patrimonio costruito riveste una rilevanza strategica nazionale, come periodicamente emerge in occasione degli eventi sismici che colpiscono la penisola. La maggior parte degli interventi effettuati per la riduzione della vulnerabilità sismica risulta molto invasiva, imponendo l'interruzione d'uso dei fabbricati per un periodo di tempo significativo. Allo stesso tempo anche il dispendio energetico degli stessi edifici è sempre più importante e incompatibile con gli obiettivi ambientali fissati dai governi. Numericamente, concentrando lo scenario nazionale, circa l'86% del patrimonio residenziale è stato costruito prima dell'entrata in vigore della legge 10/1991 sulla riduzione dei consumi energetici degli edifici (La Greca et al., 2018)².

Sulla base di quanto detto, risulta rilevante la ricerca di una soluzione di riqualificazione sismica degli edifici esistenti che sia allo stesso tempo anche eco-compatibile e sostenibile. All'interno di questo contesto si colloca il progetto "TIMESAFE", approvato nell'ambito dei Fondi europei della Regione Emilia-Romagna e successivamente finanziato con risorse del Fondo per lo sviluppo e la coesione. Il progetto propone l'applicazione di un involucro esterno che integra proprietà isolanti con un rinforzo



Sistema di rinforzo TIMESAFE (tratto e adattato da Pozza L., et al., 2021)³⁾

strutturale progettato per migliorare le prestazioni in caso di evento sismico. L'involucro è composto da moduli prefabbricati termicamente isolanti EPS e non prevede alcun intervento interno all'edificio, limitando così l'invasività e l'interruzione d'uso. La soluzione è applicabile a molte tipologie costruttive ma risulta essere particolarmente indicata per le strutture intelaiate in cemento armato.

Lo scopo della presente tesi è quello di valutare sperimentalmente il comportamento meccanico degli elementi di connessione tra la struttura esistente ed il telaio di rinforzo. Lo studio si focalizza su tasselli post-inseriti in elementi di calcestruzzo debolmente armato. La scelta dell'elemento in calcestruzzo sarà effettuata con l'intento di rappresentare un elemento tipico del patrimonio costruttivo nazionale.

Il comportamento dell'unione sarà valutato separatamente per varie tipologie di sollecitazione monotone e cicliche. In particolare:

Nel **Capitolo 5** viene analizzato il comportamento a trazione di un tassello post-inserito in un elemento di calcestruzzo di bassa resistenza (classe 12/15) e debolmente armato (4Ø10 e staffe Ø8 passo 150 mm). Si analizzano varie geometrie, variando il diametro del tassello (Ø12 o Ø16) e la

sezione trasversale dell'elemento in calcestruzzo (200 o 250 mm). Infine, viene presentato un confronto con le formulazioni analitiche.

Nel **Capitolo 6** viene analizzato il comportamento a taglio di un tassello post-inserito in un elemento di calcestruzzo di bassa resistenza e gettato in opera in un elemento che simula la struttura di rinforzo. Il primo elemento di calcestruzzo è uguale a quello impiegato nel capitolo 5, mentre il secondo è caratterizzato da una percentuale di armatura elevata (8 \varnothing 16, 4 \varnothing 12 e staffe \varnothing 8 passo 75mm) e una classe di resistenza C28/35. La direzione dell'azione tagliante risulta parallela all'asse longitudinale dell'elemento di cls. Si analizzano varie geometrie, variando il diametro del tassello (\varnothing 12 o \varnothing 16) e la sezione trasversale dell'elemento in calcestruzzo debolmente armato (200 o 250 mm). Infine, viene presentato un confronto con le formulazioni analitiche.

Nel **Capitolo 7**, con riferimento a quanto effettuato precedentemente, si studia il comportamento del tassello soggetto ad un'azione di taglio diretta perpendicolarmente all'asse longitudinale dell'elemento di calcestruzzo. Per questa configurazione si studiano due geometrie della sezione trasversale dell'elemento in calcestruzzo debolmente armato (200 o 250 mm) e tasselli di diametro 12 mm. Infine, viene presentato un confronto con le formulazioni analitiche.

¹⁾ Zanini, M. A., et al. "Seismic risk map for the Italian residential building stock." Proceedings of the 7th COMPDYN Conference, Crete, Greece. 2019.

²⁾ La Greca, Paolo, and Giuseppe Margani. "Seismic and energy renovation measures for sustainable cities: A critical analysis of the Italian scenario." *Sustainability* 10.1 (2018): 254.

³⁾ Pozza, Luca, et al. "Multidisciplinary Performance Assessment of an Eco-Sustainable RC-framed skin for the integrated upgrading of existing buildings." *Sustainability* 13.16 (2021): 9225.

5 PROVE DI TRAZIONE

La diffusione di interventi di adeguamento sismico di edifici esistenti in cemento armato (c.a.) facendo uso di strutture collegate esternamente è in rapida crescita, come testimoniato in Cao (2022). Rispetto ad interventi di adeguamento eseguiti all'interno dell'edificio, il vantaggio principale di questa tecnica (che in realtà include un gran numero di tecnologie differenti) è quello di limitare, se non addirittura evitare, l'interruzione d'uso dell'edificio durante i lavori. Recentemente sono state sviluppate in Italia alcune proposte innovative di cappotto strutturale ecosostenibile, le quali integrano il rinforzo sismico ed il miglioramento energetico (Pertile et al., 2021) e (Pozza et al., 2021 e Talledo et al., 2021). In particolare, le ultime due ricerche riguardano strutture intelaiate in calcestruzzo, collegate esternamente alla struttura, e sono state sviluppate nell'ambito dello stesso progetto (TIMESAFE) della ricerca presentata in questa tesi.

5.1 Descrizione del problema

L'efficienza del miglioramento sismico con telai esterni in c.a. dipende dal loro collegamento con l'edificio esistente. Il comportamento della connessione, a sua volta, può essere influenzato dalle proprietà del materiale e dai dettagli dell'armatura, sia della struttura esistente che del sistema di adeguamento, nonché dal tipo, dal diametro, dall'interasse e dalla distanza dal bordo dei connettori. All'interno del criterio progettuale del capacity design, alle connessioni può essere richiesta una sovrarresistenza sufficiente a garantirne un comportamento elastico sotto l'azione sismica di progetto (Talledo et al., 2021). In ogni caso, le connessioni dovrebbero resistere ad uno stato di sollecitazione pluriassiale. Ad esempio, (vedi Takase et al., 2019) i collegamenti a livello di piano, tra struttura esistente e telaio di rinforzo esterno, sono considerati soggetti a forze di trazione (vedi Capitolo 5) combinate con forze di taglio parallele all'asse longitudinale della trave perimetrale dell'edificio (vedi Capitolo 6). Questa situazione può verificarsi ogni volta che la struttura esistente è collegata a telai rigidi che resistono all'azione sismica solo nei loro piani. Più in generale, nei collegamenti si

manifesteranno anche tagli verticali (vedi Capitolo 7), cioè forze ortogonali all'asse longitudinale della trave. Solitamente il sistema di connessione è rappresentato da ancoraggi incollati post-installati nella struttura esistente e annegati nel calcestruzzo della struttura di adeguamento.

5.2 Stato dell'arte

Per quanto riguarda il comportamento monotono di tasselli incollati, soggetti a forze di trazione o di taglio, un riferimento generale in Europa è rappresentato dall'approccio del Concrete Capacity Design, CCD (Fuchs et al., 1995), recentemente adottato da EC2-4 (CEN, 2018).

Una revisione completa della letteratura sugli ancoraggi incollati in trazione è stata riportata da Minghini et al. (2021). Nello stesso articolo sono stati descritti anche i risultati di test di estrazione ciclica su connessioni costituite da dieci barre filettate di diametro 20 mm con profondità di posa $h_{\text{eff}} > 20d$ (con d diametro della barra); tale geometria non è prevista da EC2-4 (CEN, 2018).

La resistenza del calcestruzzo rivestire un ruolo importante sulla resistenza di pull-out come osservato da Yilmaz et al. (2013) e da Arslan et al. (2016). In queste ricerche, infatti, è stata osservata una sorprendente risposta meccanica per tasselli installati in calcestruzzo di bassa resistenza nonché una piccola influenza delle distanze dal bordo; le unioni erano caratterizzate da valori relativamente grandi del rapporto h_{eff}/d .

Per quanto riguarda le barre di armatura post-installate, possono essere seguiti due approcci progettuali alternativi, ossia la teoria della lunghezza di ancoraggio e il metodo CCD (Mahrenholtz et al., 2014 e 2015). Il primo approccio prevede l'uso di opportuni modelli strut-and-tie per verificare le condizioni di equilibrio dell'ancoraggio. Secondo EC2-4, l'intero carico di trazione agente su ogni singolo tassello, può essere attribuito all'armatura di rinforzo attraverso un opportuno modello tirante-puntone, a condizione che tale rinforzo sia posto a distanze non superiori a $0.75h_{\text{eff}}$ dall'elemento di fissaggio e sia adeguatamente ancorato all'interno del potenziale cono di rottura. Requisiti analoghi sono richiesti per le connessioni soggette ad azioni taglianti. Al contrario, l'approccio CCD tiene conto dei meccanismi di rottura legati al calcestruzzo (come la rottura del cono di calcestruzzo o la rottura combinata per pull-out e cono, lo splitting e la rottura del bordo) e trascura completamente il contributo alla resistenza dovuto alla gabbia di armatura. Una recente ricerca (Nilforoush et al., 2018) ha dimostrato che l'armatura superficiale può aumentare sia la resistenza che la duttilità della connessione, ma sono ancora pochi gli studi su questo argomento. Per quanto riguarda il comportamento sotto trazione ciclica dei ferri di ripresa realizzati con barre post-installate, è stato dimostrato che la resistenza ultima non è influenzata dal ciclo di carico se la lunghezza di ancoraggio

è sufficiente per sviluppare la resistenza allo snervamento della barra (Mahrenholtz et al., 2016a). Questa caratteristica è stata confermata da Minghini et al. (2021) per barre filettate post-installate, in connessioni singole o di gruppo. Al contrario, per profondità di ancoraggio relativamente piccole si può osservare un significativo degrado della resistenza a causa del carico e della fessurazione ciclica (Mahrenholtz et al., 2016b e 2017)

5.3 Materiali

In questa sezione sono riportati i materiali impiegati all'interno della campagna sperimentale. Nello specifico vengono riportate le prove eseguite per la determinazione della resistenza del calcestruzzo, le prove volte alla determinazione della resistenza a trazione delle barre d'armatura e dei tasselli e le proprietà della resina impiegata per l'installazione dei tasselli.

5.3.1 Acciaio

L'acciaio impiegato per la gabbia dell'armatura e per i tasselli è di classe B450C ($f_{yn} = 450$ MPa e $f_{tm} = 540$ MPa). Tutte le barre sono ad aderenza migliorata. Per la determinazione delle proprietà medie di snervamento e rottura sono state eseguite 12 prove di trazione. In particolare, sono stati valutati 4 diametri ($\varnothing = 8, 10, 12$ e 16 mm) e per ogni diametro sono state eseguiti 3 test. I risultati sono riportati in Tab. 5.1.

Tab. 5.1 Caratterizzazione sperimentale dell'acciaio delle barre di armatura e dei tasselli

Peso unitario	Diametro	Sezione resistente	Tensione di snervamento	Tensione di rottura	A_{gt}	Marchio di fabbricazione rilevato
[kg/m]	[mm]	[mm ²]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]	
0.394	8.0	50.19	596 (*)	648	2.50	Feralpi Siderurgica (033/18-CA)
0.390	8.0	49.68	584 (*)	663	4.40	
0.392	8.0	49.94	557 (*)	644	5.50	
0.614	10.0	78.22	512	598	10.40	Ferriere Nord (030/18-CA)
0.618	10.0	78.73	503	594	9.10	
0.612	10.0	77.96	510	595	6.10	
0.866	11.9	110.32	515	618	10.60	Ferriere Nord (029/18-CA)
0.864	11.8	110.06	554 (*)	642	9.00	
0.860	11.8	109.55	510	615	13.00	
1.540	15.8	196.18	546 (*)	644	9.80	
1.548	15.8	197.20	493 (*)	619	12.20	
1.544	15.8	196.69	543 (*)	642	11.10	

(*) la tensione di snervamento è stata valutata allo 0.20% di deformazione residua permanente dal diagramma tensione/deformazione

5.3.2 Calcestruzzo

Il calcestruzzo impiegato, prodotto da SuperBeton, è di classe C12/15, con diametro massimo degli aggregati pari a 16 mm e classe di esposizione X0. La scelta sulla classe di resistenza è dettata dalla volontà di simulare il comportamento di un elemento esistente tipico del patrimonio nazionale. Si è scelta una classe di consistenza S4 per garantire una buona lavorabilità e facilitare la realizzazione dei provini. I campioni sono stati realizzati con casseri in acciaio per poter garantire una maggiore precisione sulla geometria degli elementi. Dato il numero limitato di casseri, i campioni sono stati realizzati con due getti differenti; 12 campioni sono stati realizzati col primo getto e 2 campioni col secondo. A valle della campagna sperimentale sono state realizzate 18 carote sui campioni testati, da cui è stata ricavata una resistenza cilindrica media (f_{cm}) pari a 15.1 MPa (CoV =11.4 %) per quanto riguarda il primo getto e a 13.4 MPa (CoV =1.9 %) per il secondo getto. Analizzando tutti i dati ottenuti, si ottiene una resistenza cilindrica media pari a 14.2 MPa (CoV =10.4 %) a cui corrisponde un valore caratteristico (f_{ck}) di 11.6 MPa. Il prelievo dei campioni è stato realizzato con una carotatrice a telaio HILTI DD 150-U con corona diamantata di diametro 122 mm. I risultati sono riportati in Tab. 5.2.

Per valutare la tensione di aderenza tra il tassello e il calcestruzzo sono stati realizzati 12 test di pull-out, 7 su tasselli di diametro 12 mm e 5 su tasselli di diametro da 16 mm. Tutti i test sono stati realizzati su elementi di calcestruzzo non armato e le barre sono state infisse per una lunghezza di circa $5d$. Le prove sono state realizzate con un martinetto cavo oleodinamico ENERPAC RCH 302 con fondo scala di 300 kN.

Tab. 5.2 Caratterizzazione sperimentale del cls di classe C12/15

Test	Getto	Lato l [mm]	Altezza [mm]	Peso [kg]	Carico _i [kN]	Resistenza [MPa]
1	1	114	113	2.71	160.0	14.21
2	1	114	111	2.67	163.0	14.42
3	1	114	118	2.83	148.2	13.30
4	1	114	117	2.72	199.0	17.74
5	1	114	120	2.83	188.4	16.90
6	1	114	116	2.73	179.0	15.96
7	1	114	115	2.70	143.6	12.82
8	1	114	116	2.78	172.8	15.41
9	2	114	115	2.67	152.6	15.0
10	2	114	105	2.43	144.8	14.2
11	2	114	115	2.67	149.6	14.7
12	2	114	114	2.62	147	14.4
13	2	115	116	2.71	151.2	14.8
14	2	115	112	2.63	151.4	14.6
15	2	114	114	2.67	151.4	14.6
16	2	114	115	2.65	148.2	14.5
17	2	114	115	2.69	148.4	14.5
18	2	114	114	2.63	155.4	15.2

Tab. 5.3 Caratterizzazione sperimentale del cls: tensione di aderenza

Test	Getto	Diametro tassello d [mm]	Profondità di infissione h ₀ [mm]	Capacità portante F _{peak} [kN]	Tensione di aderenza media τ _m [N/mm ²]
1	1	12	63	45.0	18.95
2	1	12	64	63.0	26.11
3	2	12	65	55.0	22.44
4	2	12	65	58.0	23.67
5	2	12	65	65.0	26.53
6	2	12	66	48.5	19.49
7	2	12	65	58.0	23.67
8	1	16	81	74.0	18.18
9	2	16	86	87.0	20.13
10	2	16	85	98.0	22.94
11	2	16	79	100.0	25.18
12	2	16	87	93.0	21.27



Fig. 5-1 Prove di pull-out per la determinazione della tensione di aderenza tra il tassello e il calcestruzzo

I risultati ottenuti sono riportati in Tab. 5.3 e una rappresentazione del setup di prova è riportata in Fig. 5-1. Dalle prove effettuate è stata ottenuta una tensione di aderenza media (τ_{Rm}) pari a 23.0 MPa (CoV =12.8 %) per i tasselli di diametro 12 mm e 21.5 MPa (CoV =12.4 %) per i tasselli di diametro 16 mm. Pertanto, date le differenze estremamente contenute al variare del diametro del tassello, analizzando tutte le prove, si ottiene una tensione di aderenza media pari a 22.4 MPa (CoV =12.6 %) a cui corrisponde un valore caratteristico (τ_{Rk}) pari a 17.4 MPa.

5.3.3 Ancorante chimico

La resina utilizzata per l'incollaggio dei tasselli è la Hilti HIT-RE 500 V3, ovvero un ancorante chimico certificato per calcestruzzo fessurato e per l'applicazione in campo sismico. La resistenza dell'ancorate è fortemente condizionata dalla pulizia del foro; ed in particolare la casa produttrice suggerisce le seguenti fasi:

1. esecuzione del foro per roto-percussione
2. pulizia del foro tramite soffiatura di aria compressa eseguita due volte
3. pulizia del foro tramite spazzolatura eseguita due volte
4. pulizia del foro tramite soffiatura di aria compressa eseguita due volte
5. incollaggio del tassello con la resina

Infine, sono stati rispettati i tempi di indurimento della resina in funzione delle condizioni climatiche e della temperatura misurata durante l'installazione.

5.4 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara.

Il banco prova è schematizzato in Fig. 5-2 ed è collocato su due travi HEB 1000 posizionate sotto il livello della pavimentazione. Il carico è stato applicato per mezzo di un martinetto a vite senza fine con corsa nominale di 500 mm, capacità di carico di 500 kN e velocità massima pari a 0.7 mm/s. Il martinetto, orientato col proprio asse parallelo al terreno, è alloggiato all'interno di un elemento in acciaio appositamente sagomato ed imbullonato a travi nervate HEB 700; Quest'ultime sono a loro volta imbullonate alle ali superiori delle HEB 1000. La lettura del carico è stata effettuata con una cella di carico con fondo scala di 500 kN e sensibilità nominale di 2 mV/V. La cella è stata imbullonata ad un elemento metallico collegato alla testa del martinetto per mezzo di uno snodo sferico realizzato con un perno di diametro 70 mm. La forza è stata trasferita attraverso un elemento in acciaio che consente l'afferraggio dell'estremità del provino. Il collegamento è realizzato per mezzo di una pinza progettata per trasferire un carico superiore alla capacità massima del tassello in acciaio. La cella di carico e l'elemento di afferraggio sono sostenuti da due rulli. Il posizionamento dei campioni e dei vincoli longitudinali è stato realizzato con un telaio composto da travi longitudinali HEB 600, imbullonate alle travi HEB 1000, e irrigidite da 3 HEB 300. Sul telaio sono imbullonate 2 piastre forate di spessore 35 mm che consentono il posizionamento dei vincoli al variare della geometria dei campioni. Il vincolo longitudinale è stato realizzato per mezzo di due scarpette nervate

opportunamente imbullonate al banco prova. Per realizzare una prova non confinata è necessario posizionare i vincoli ad una distanza minima dal tassello pari a due volte la sua profondità di infissione. Per tale motivo sono stati impiegati due profili tubolari 60x100x5 mm, posizionati in contrasto sulle scarpette, che garantiscono un vincolo adeguato al campione.

Trasduttori lineari di spostamento, con corsa compresa tra 25 e 50 mm, sono stati impiegati per acquisire gli spostamenti. I trasduttori sono stati alimentati con un alimentatore da banco capace di generare un voltaggio fino a 60 V su più canali. Ad ogni trasduttore è stata fornita la tensione raccomandata dal produttore. L'acquisizione dei segnali è stata effettuata con schede National Instruments provviste di filtri per minimizzare il rumore di fondo introdotto dall'inverter del martinetto e insito nella catena di misura. L'ampio range di voltaggio in ingresso, fornito dalla scheda permette di sfruttare a pieno la risoluzione dei trasduttori. È stato sviluppato un codice LabVIEW per il controllo in tempo reale di carico e spostamento.

Sono stati utilizzati 6 trasduttori lineari (vedi Fig. 5-3), denominati nel seguito L_i (con $i = 1, \dots, 8$), per misurare spostamenti assoluti e relativi. In particolare, sono stati utilizzati due trasduttori ($i = 1$ e 2) con corsa da 25 mm, collegati al tassello ed in contrasto sull'elemento di calcestruzzo, con lo scopo di monitorare gli spostamenti relativi tra essi. Eventuali rotazioni possono essere colte grazie al loro posizionamento simmetrico rispetto all'asse del tassello. Due trasduttori ($i = 3$ e 4) con corsa da 50 mm, sono stati posizionati su basi magnetiche e monitorano gli spostamenti assoluti del tassello. Infine, gli spostamenti assoluti dell'elemento in calcestruzzo sono stati monitorati grazie a due trasduttori ($i = 5$ e 6) con corsa 50 mm posti in prossimità dei due appoggi, con l'idea di posizionare il tastatore fuori dalla zona di formazione del cono.

Lo scopo principale della campagna sperimentale è quello di caratterizzare il comportamento del tassello post-installato sottoposto a trazione. Le prove sono state condotte in controllo di spostamento e per questo setup di prova si è scelto di controllare lo spostamento relativo medio tra il tassello e l'elemento di calcestruzzo, ovvero L_1 e L_2 .

Per tutte le prove monotone è stato effettuato un precarico in fase elastica a circa il 20% di F_{peak} , per eliminare eventuali giochi insiti nel setup di prova. La prova è stata condotta imponendo uno spostamento diretto verso la cella di carico, ovvero utilizzando il martinetto in chiusura e mantenendo una velocità costante. Per quanto riguarda le prove cicliche, tutti i protocolli di carico sono stati effettuati in sola trazione dato che si ritiene, per il sistema costruttivo indagato, non rilevante lo studio della compressione applicata al tassello. I cicli sono stati condotti in controllo di spostamento ed il

target è stato incrementato in modo adattivo per ogni prova in funzione della risposta strutturale. In linea generale, è stato scelto un target di 0.02 mm ed incrementato di 0.02 mm negli step successivi. Quando il degrado di rigidezza osservato era tale da non consentire incrementi rispetto allo step precedente, si optava per il raddoppio dell'incremento precedente. Un esempio di successione adottata è la seguente: 0.02, 0.04, 0.08, 0.12, 0.20, 0.28, 0.44, 0.60, ... mm. Per ogni target di spostamento sono stati effettuati 3 cicli. Tale protocollo adattivo, si è reso necessario per popolare al meglio la risposta strutturale.

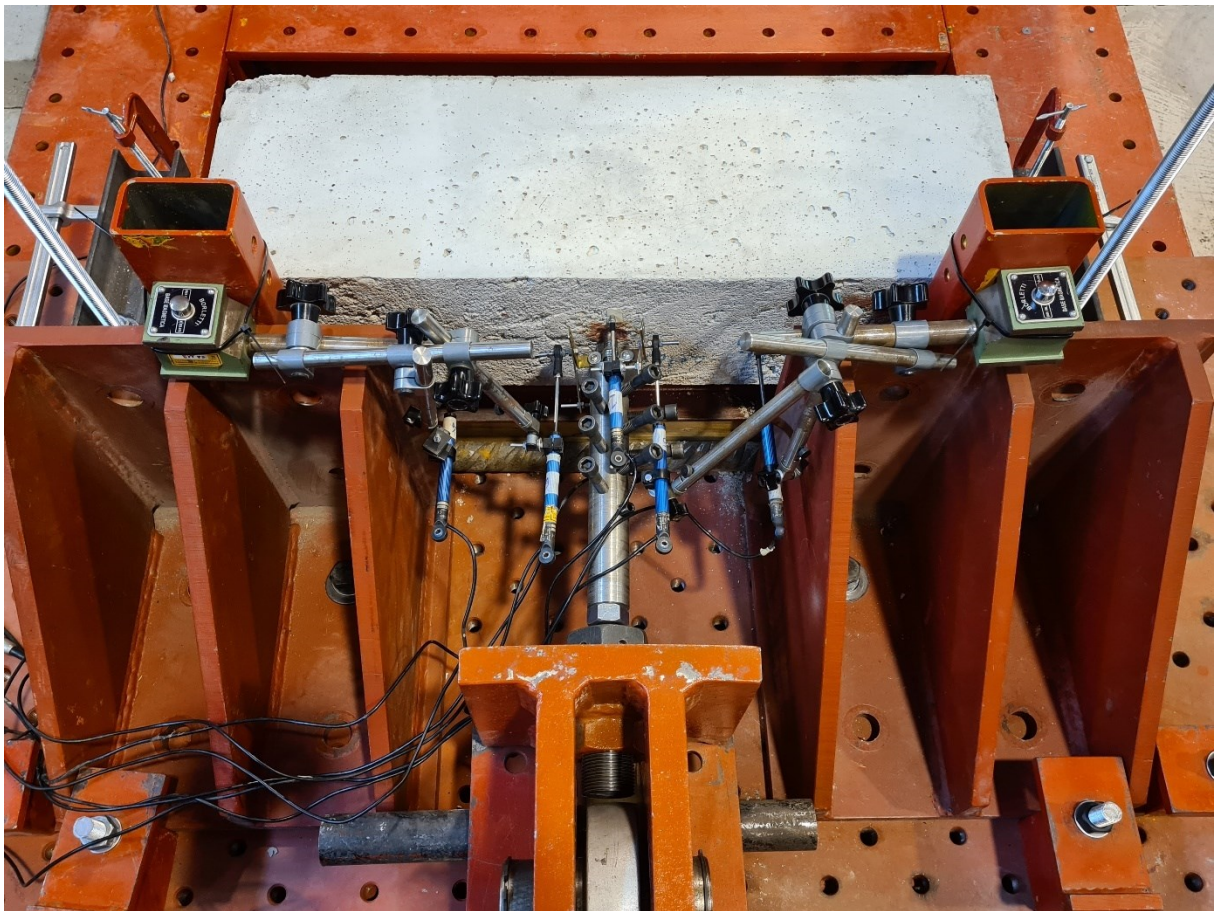
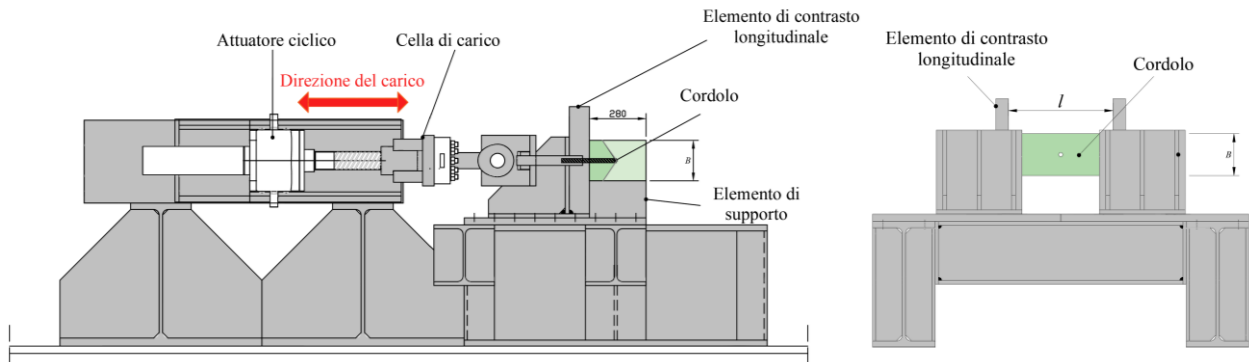


Fig. 5-2. Prove di trazione: Setup di prova

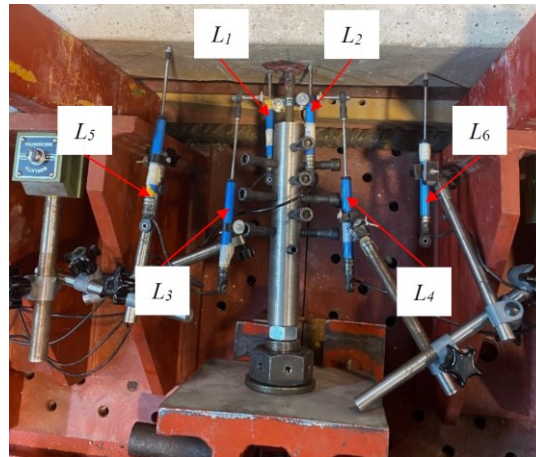


Fig. 5-3. Prove di trazione: Sistema di monitoraggio.

5.5 Caratteristiche e denominazione dei provini

Al fine di valutare il comportamento a trazione di un tassello post installato in un elemento snello in calcestruzzo debolmente armato, sono state effettuate 14 prove; 6 con protocollo di carico monotono e 8 cicliche. L'elemento di calcestruzzo è stato armato con $2\varnothing 10$ inferiori, $2\varnothing 10$ superiori e 6 staffe $\varnothing 8$ passo 150 mm (vedi Fig. 5-4a). Per valutare l'influenza delle distanze dal bordo, si è scelto di variare la distanza del connettore dal bordo. Pertanto, sono stati realizzati cordoli di sezione 280×200 mm e 280×250 mm e lunghezza 850 mm. I tasselli sono stati installati sulla faccia di lato 200×850 mm ovvero su quella di lato 200×850 mm. Infine, è stata valutata l'incidenza del diametro del tassello, installando connettori di diametro 12 mm su cordoli di lato 200 e 250 mm e connettori di diametro 16 mm su cordoli di lato 20 cm. I tasselli avevano una lunghezza di infissione pari a $10d$, sono stati previsti tasselli $d = 12$ mm e lunghezza 120 mm ovvero tasselli $d = 16$ mm e lunghezza 160 mm (vedi Fig. 5-4b). Alle estremità del provino sono state inserite due boccole M16 per permettere il sollevamento del campione e il suo collocamento sul banco prova.

Con riferimento a quanto appena esposto, si adotta la seguente sigla per individuare le singole prove:

Sezione cls - Tipo di prova – Diametro del tassello d - Numero della prova

dove:

- Sezione cls, $B = 200$ o 250 mm;
- Il tipo di prova è identificato tramite un acronimo relativo a protocollo di carico (es. monotono, "M", o ciclico, "C"), e sollecitazione sul connettore (trazione, "T"). Questa nomenclatura è adottata per uniformarsi alle prove presentate nel seguito, ma in questa fase della campagna sperimentale tutti i test sono stati condotti in trazione.

- $d = 12$ o 16 mm;
- Numero del test = 1, ..., 4.

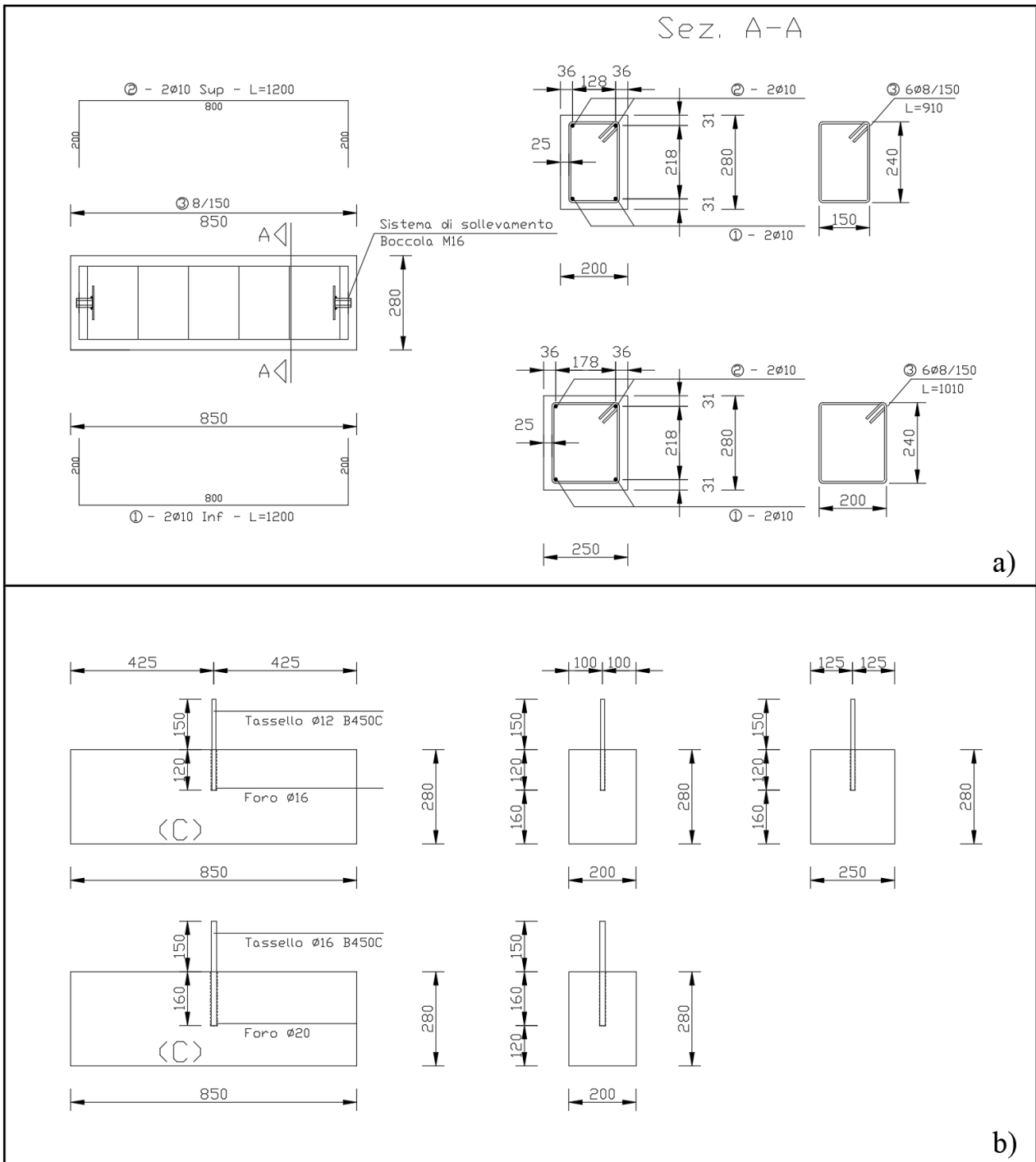
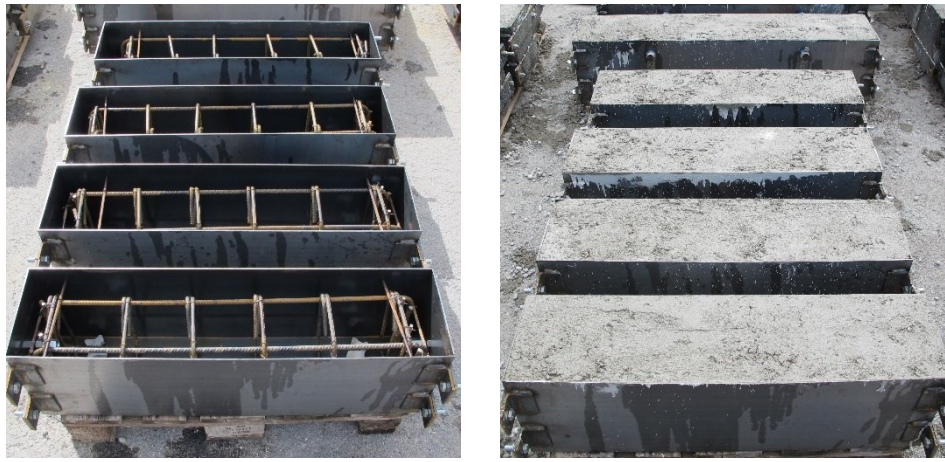


Fig. 5-4. Prove di trazione: Particolari costruttivi dei provini di cls: Armatura dell'elemento di calcestruzzo (a) e particolare del tassello (b)



a)

b)

Fig. 5-5. Prove di trazione. Fase 1: realizzazione del cassero in acciaio e collocamento della gabbia di armatura (a), esecuzione del getto di calcestruzzo di classe C12/15 (b).

La realizzazione dei campioni è avvenuta in due fasi:

- Fase 1: realizzazione del cassero in acciaio mantenendo orizzontali le facce di $850 \times B$ e collocamento della gabbia di armatura mantenuta in posizione da distanziatori per assicurare il copriferro di progetto (vedi Fig. 5-5a). Esecuzione del getto di calcestruzzo di classe C12/15 opportunamente vibrato (vedi Fig. 5-5b).
- Fase 2: trascorsi 28 giorni di maturazione, realizzazione del foro sulla faccia superiore del cordolo, ovvero sul lato di larghezza B . Per tasselli di diametro 12 mm sono stati realizzati fori di diametro 16 mm e profondità 120 mm; per tasselli di diametro 16 mm sono invece stati realizzati fori di diametro 20 mm e profondità 160 mm; Una volta eseguito il foro si procede con un'adeguata pulizia del foro con aria compressa, attenendosi alle indicazioni del produttore della resina. Inserito il tassello si attende il completo indurimento della resina.

Il campione è rappresentato in Fig. 5-4b. Prima di eseguire i test, sono trascorsi 28 giorni per la completa maturazione del getto.

5.6 Prove monotone

I risultati principali di questi test con protocollo di carico monotono (MT) sono descritti nei paragrafi successivi per ogni geometria indagata. Si veda la Tab. 5.4 per la matrice riassuntiva dei test dove vengono riportati, per ogni prova, la capacità portante dell'unione (F_{peak}) e lo spostamento al picco (δ_{peak}). Quest'ultimo è ottenuto dalla media degli spostamenti relativi tra tassello ed elemento in c.a. (L_1 e L_2). I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni geometria, rispettivamente in Fig. 5-6, Fig. 5-8 e Fig. 5-10 Anche in questo caso si riportano gli spostamenti relativi mediati su

due trasduttori. Tutti i campioni sono caratterizzati da una rottura combinata di pull-out ed estrazione del cono di calcestruzzo e per tale motivo tutte le curve sono state interrotte in prossimità di F_{peak} . Il comportamento post picco, valutato con trasduttori posti in prossimità del tassello, risulta di scarso interesse perché soggetto a spostamenti praticamente nulli. Inoltre, in alcuni casi, la misura risulta falsata dalla disgregazione del cono e dalla perdita di contatto col tastatore dello strumento (vedi ad esempio Fig. 5-7c).

Tab. 5.4 Prove di trazione su tasselli. Matrice delle prove sperimentali. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e lo spostamento δ_{peak} .

Test	Etichetta del provino	Lato sezione [mm]	Protocollo di carico	Diametro del tassello [mm]	Lunghezza effettiva di infissione del tassello [mm]	Distanza tra gli appoggi [mm]	Numero di getto	Superficie di installazione	Capacità portante [kN]	Spostamento a F_{peak} [mm]
Simbolo		B		d	h_0	l			F_{peak}	δ_{peak}
1	200-MT-12-1	200	M	12	120	640	1	C	44.02	0.28
2	200-MT-12-2	200	M	12	132	500	1	C	58.14	0.79
3	200-MT-12-3	200	M	12	134	500	1	C	57.52	0.55
4	200-CT-12-1	200	C	12	120	640	1	NC	32.14	0.21
5	200-CT-12-2	200	C	12	125	640	1	C	55.50	0.51
6	200-CT-12-3	200	C	12	132	500	1	C	53.93	0.33
7	200-CT-12-4	200	C	12	131	500	1	C	54.48	1.06
8	200-MT-16-1	200	M	16	170	640	1	NC	51.37	0.47
9	200-CT-16-1	200	C	16	170	640	2	NC	47.11	0.73
10	200-CT-16-2	200	C	16	177	650	2	NC	51.19	0.72
11	250-MT-12-1	250	M	12	136	500	1	C	70.13	4.08
12	250-MT-12-2	250	M	12	123	500	1	C	50.59	0.46
13	250-CT-12-1	250	C	12	129	500	1	C	49.11	0.57
14	250-CT-12-2	250	C	12	123	500	1	C	49.15	0.41

5.6.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali degli elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm, le curve sperimentali sono riportate in Fig. 5-6. Sono stati registrati valori della capacità portante compresi tra 44.0 e 58.1 kN con un CoV del 15%. In particolare, il test numero 1 è stato caratterizzato da un valore di F_{peak} pari rispettivamente al 75.7% e al 76.5% delle capacità portante dei test 2 e 3, a fronte di una lunghezza effettiva di infissione del tassello pari rispettivamente al 90.9% e 89.6%. Inoltre, i test 2 e 3 sono stati oggetto di maggiori attenzioni in fase di installazione del tassello e particolare cura è stata posta sulla pulizia del foro. Non a caso EC2-4 introduce un fattore γ_{inst} compreso tra 1.0 e 1.4 in funzione del controllo in fase di realizzazione. In corrispondenza

di F_{peak} , sono stati registrati spostamenti compresi tra 0.28 e 0.79 mm con un CoV pari al 47%. Dalle curve carico-spostamento è possibile osservare una perdita di carico compresa tra il 65% e l'80% di F_{peak} , dovuta alla fessurazione del provino.

Tutti i test sono stati caratterizzati da una rottura combinata di pull-out e cono di calcestruzzo, come si può osservare da Fig. 5-7 a,c. Data la profondità di infissione del tassello infatti, il cono non si è propagato dall'estremità della barra ma si è sviluppato da circa metà altezza. Molte lesioni sono state riscontrate sui coni delle prove 2 e 3, che hanno comportato la loro disgregazione in fase di estrazione del tassello. Pertanto si riporta in Fig. 5-7d,e ed f, per ogni test, il cordolo al termine della prova, da cui è possibile valutare l'estensione del cono. Nella prova 200-MT-12-1 il tassello risultava installato al centro della gabbia d'armatura, costituita da staffe e ferri longitudinali. Il cono si presentava discretamente simmetrico, rispetto all'asse del tassello, con un'estensione maggiore rispetto alle altre prove della serie. I test 200-MT-12-2 e 200-MT-12-3 sono invece stati caratterizzati da un'installazione decentrata del tassello rispetto alla gabbia d'armatura. In questi casi, la formazione del cono risultava asimmetrica, con estensioni minori in corrispondenza della vicinanza tra tassello e staffa. In tutti i casi, nella parte non interessata dal cono, la rottura è avvenuta all'interfaccia tra resina e calcestruzzo.

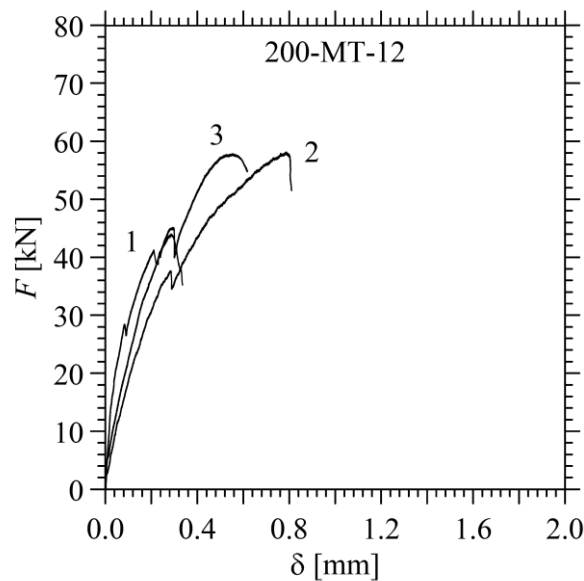


Fig. 5-6. Prove di trazione monotona su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.

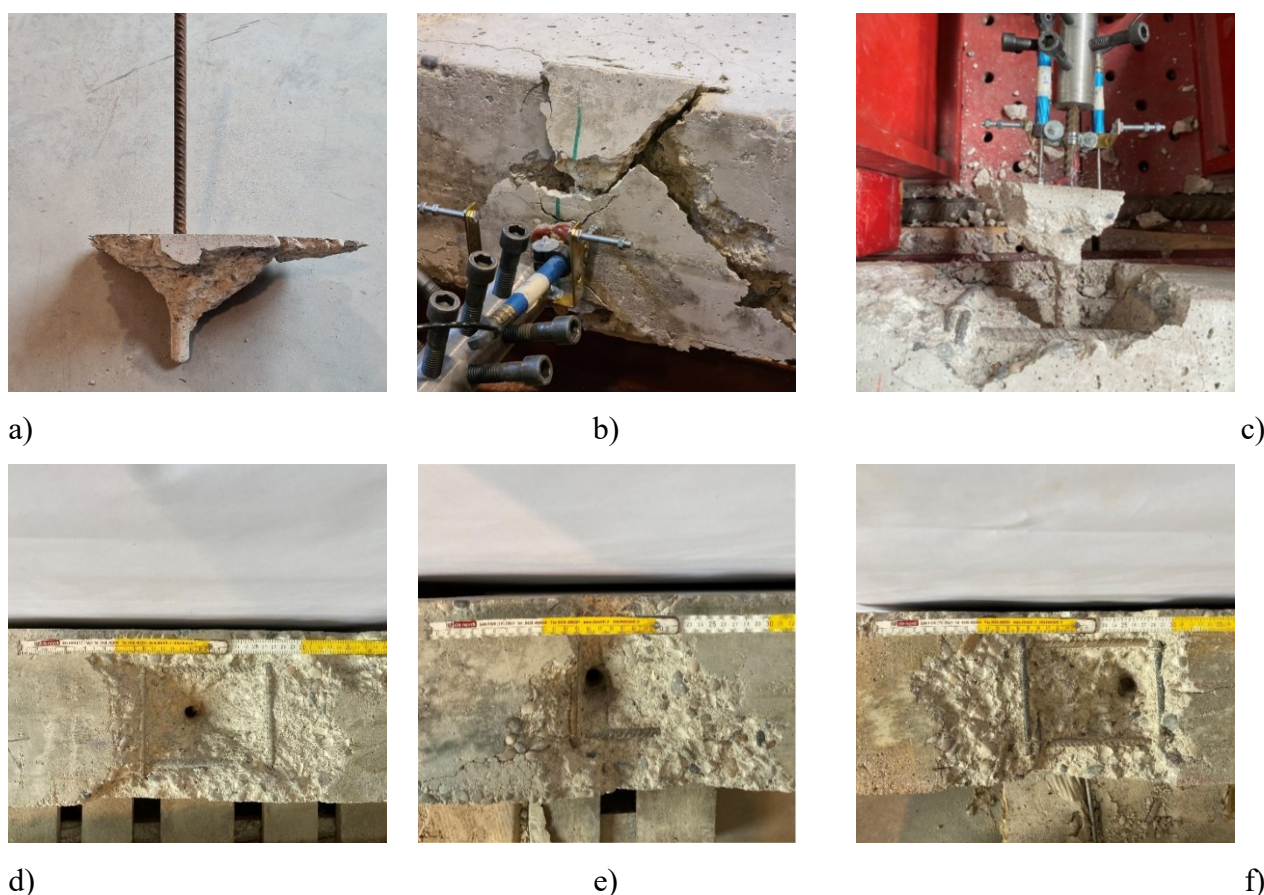


Fig. 5-7. Prove di trazione monotona su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

5.6.2 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Per quanto riguarda questa geometria è stata effettuata una prova monotona che ha restituito una capacità portante di 51.4 kN, con una riduzione del 3.5% rispetto alla media dei risultati ottenuti con tassello di diametro 12 mm. In termini di spostamento al picco è stato registrato un δ_{peak} pari a 0.47 mm, ovvero una riduzione del 13% rispetto alle prove precedenti. Osservando la curva sperimentale, riportata in Fig. 5-8, si evince una variazione di pendenza per valori del carico pari a 28 kN, in accordo con quanto osservato per la prova 200-MT-12-1. Entrambe i test sono caratterizzati dalla medesima distanza tra gli appoggi. Pertanto, tale variazione potrebbe dipendere dalla fessurazione per flessione dell'elemento di calcestruzzo.

È stata osservata una modalità di rottura combinata, col cono che si è sviluppato a partire da metà altezza del tassello (vedi Fig. 5-9a). Nella parte non interessata dal cono, la rottura è avvenuta all'interfaccia tra resina e calcestruzzo. Il tassello risultava installato al centro della gabbia d'armatura (vedi Fig. 5-9b) e il cono presentava uno sviluppo simmetrico rispetto all'asse del tassello.

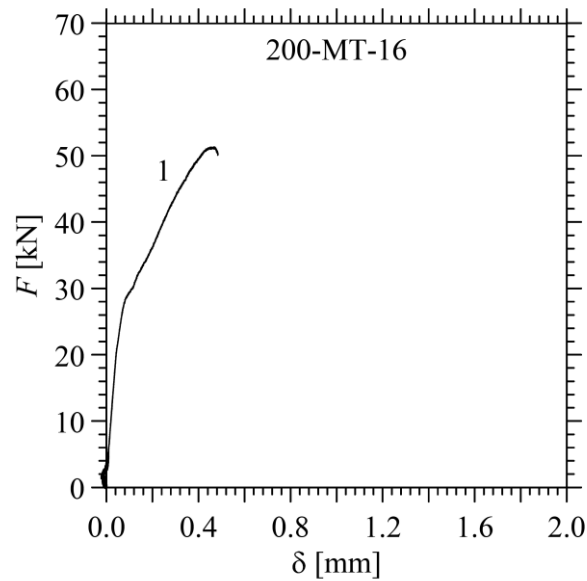


Fig. 5-8. Prove di trazione monotona su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provino con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

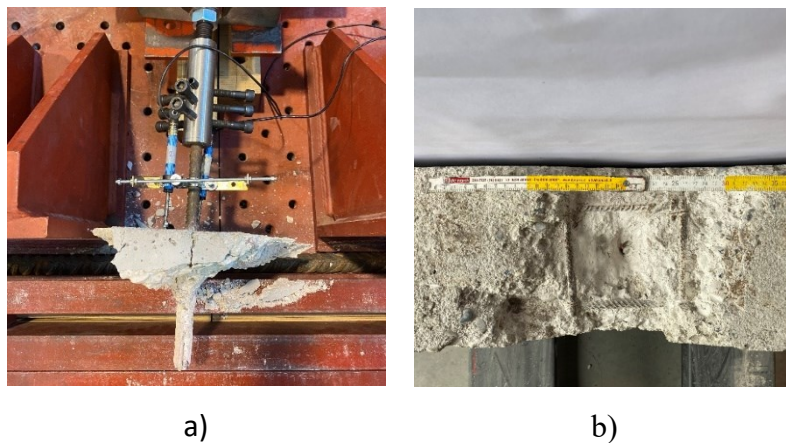


Fig. 5-9. Prove di trazione monotona su tasselli: modalità di rottura per il provino con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

5.6.3 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali degli elementi di lato 250 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm. Per quanto riguarda questa geometria sono state effettuate due prove monotone che hanno restituito una capacità portante media di 60.4 kN, con un aumento del 13.4% rispetto alla media dei risultati ottenuti, a parità di tassello, su cordolo con lato da 200 mm. Tuttavia, è stata osservata una dispersione importante dei risultati con una differenza tra le due prove di quasi 20 kN. In linea con quanto osservato per i test effettuati su cordolo da 200 mm, è stata osservata una riduzione di F_{peak} del 28.6% a fronte di una riduzione del 10% della lunghezza effettiva di infissione del tassello.

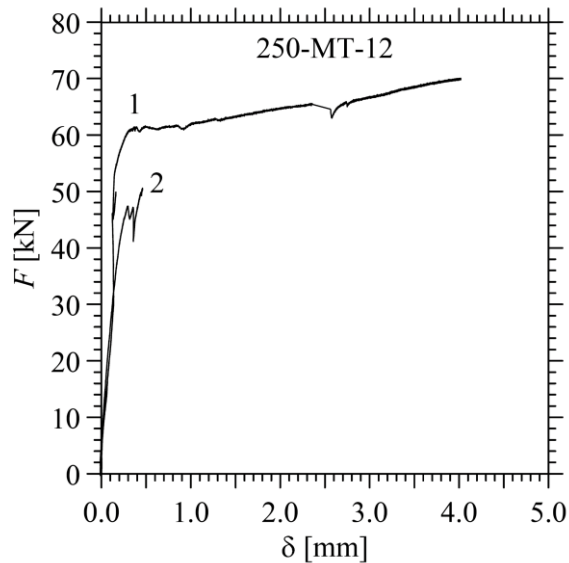


Fig. 5-10. Prove di trazione monotona su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provino con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

La curva carico-spostamento della prova 250-MT-12-1 (vedi Fig. 5-10) è stata caratterizzata da una bilatera con una variazione importante di pendenza in corrispondenza di un carico pari a 60 kN. Dalle prove di caratterizzazione dell'acciaio, si ottiene un carico di snervamento per barre di diametro 12 mm pari a 57.9 kN; pertanto, è ragionevole affermare che la variazione di pendenza è imputabile allo snervamento del tassello. Questo comporta una sostanziale differenza di spostamenti al picco per le due prove effettuate, con valori rispettivamente pari a 4.08 e 0.46 mm.

In termini di spostamento al picco è stato registrato un δ_{peak} medio pari a 0.47 mm, ovvero una riduzione del 13% rispetto alle prove precedenti. In analogia con quanto sin qui visto, è stata osservata (per entrambe le prove) una modalità di rottura combinata, con il cono che interessava una parte molto modesta del tassello. Entrambi i tasselli risultavano installati in prossimità delle staffe (vedi Fig. 5-11c,e), con conseguente formazione asimmetrica del cono, come si può osservare da Fig. 5-11a ,b.

5.6.4 Comportamento post-picco

Il comportamento post-picco del tassello risulta meglio rappresentato dalla differenza media tra gli spostamenti assoluti della barra e quelli del cordolo, monitorati in un'area non soggetta alla formazione del cono. I risultati sono riportati in Fig. 5-12, separatamente per le tre geometrie.

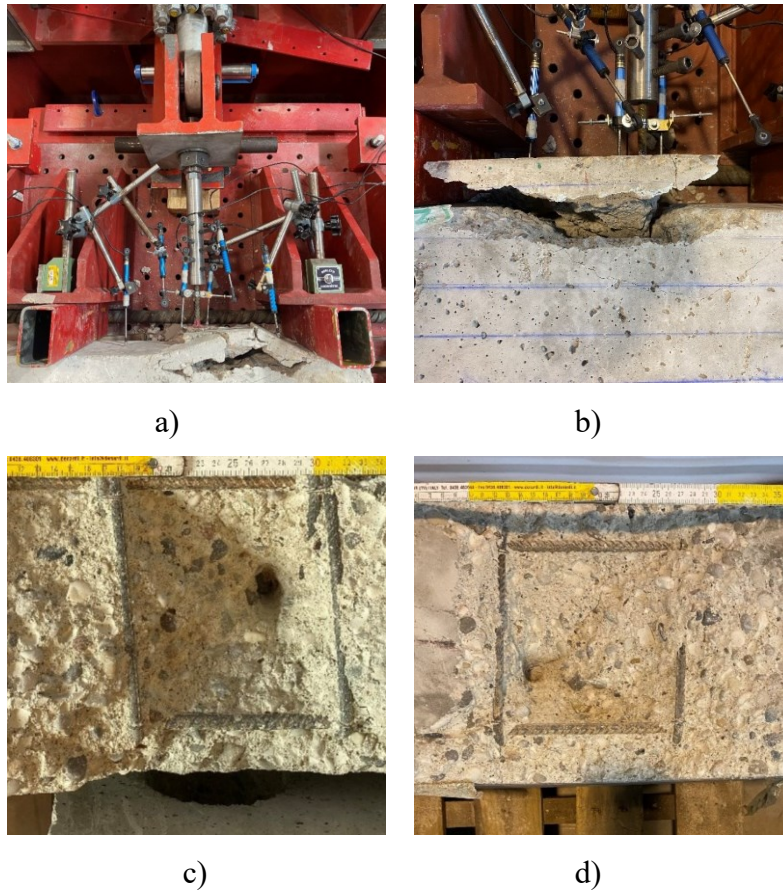


Fig. 5-11. Prove di trazione monotona su tasselli: modalità di rottura per il provino con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

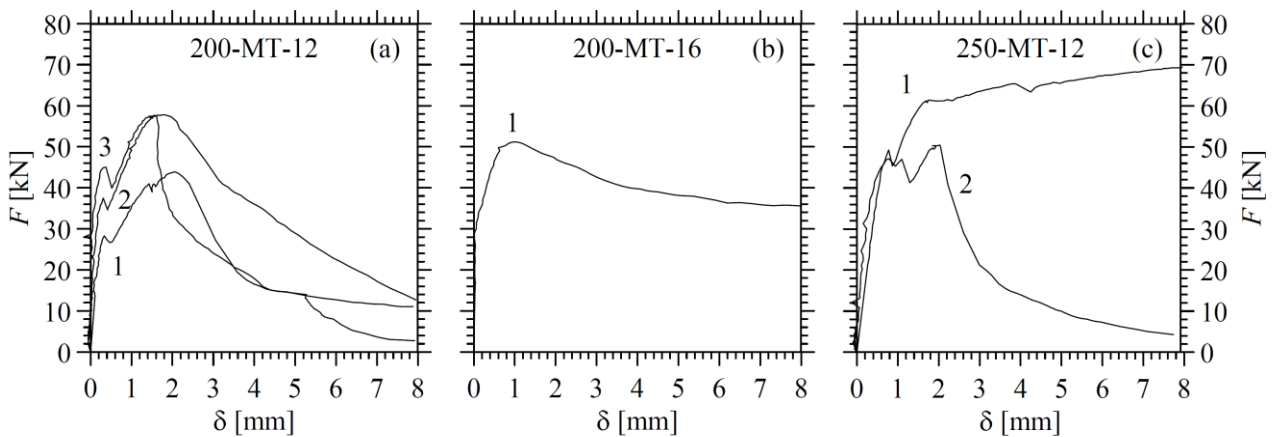


Fig. 5-12. Prove di trazione monotona su tasselli. Curve forza-spostamento assoluto ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm (a), $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ (b) e $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ (c). Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.

5.7 Prove cicliche

Tutti i test con protocollo di carico ciclico (CO) sono stati eseguiti in sola trazione. I grafici sperimentali forza-spostamento sono riportati nelle Fig. 5-13, Fig. 5-15 e Fig. 5-17 per tutte e tre le geometrie sin qui indagate. I valori dello spostamento al picco F_{peak} e del corrispondente spostamento δ_{peak} sono riportati in Tab. 5.4.

5.7.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali degli elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm. Per 3 test su 4 è stata osservata una capacità portante molto simile con una media di 54.6 kN e un CoV pari a 1.4%. Per la prova 200-CT-12-1 è stata registrata invece una F_{peak} pari a 32.1 kN con una riduzione media, rispetto ai valori della serie, pari al 41%. Questa variazione non è in linea con quanto osservato sulla serie monotona e non può essere imputata esclusivamente alla ridotta lunghezza di infissione del tassello ($h_0 = 120$ mm) rispetto alle altre prove della serie ($h_0 = 125, 132$ e 131 mm). Questo campione risulta caratterizzato da una direzione del getto differente rispetto agli altri campioni della serie; ovvero il tassello è stato installato sulla superficie non casserata. In tutti gli altri casi invece, il tassello è stato installato sulla superficie casserata dove la sedimentazione degli inerti può risultare rilevante.

Il protocollo di carico ciclico non ha prodotto variazioni significative della capacità portante rispetto al protocollo monotono. In particolare, è stato osservato un decremento medio dell'8% e addirittura un incremento del 3%, escludendo dalla serie il test 200-CT-12-1.

Tutte le prove sono state caratterizzate da un comportamento sostanzialmente elastico lineare fino a rottura, con la sola eccezione del campione 200-CT-12-4 (vedi Fig. 5-13d) dove sono stati osservati spostamenti residui allo scarico importanti per i cicli con carico massimo superiore ai 25 kN. In particolare, è stata osservata una differenza importante in termini di carico, a parità di spostamento sui tre cicli. Ad esempio, per lo spostamento a 0.4 mm, sono stati registrati decrementi di circa il 15% all'aumentare dei cicli. Lo spostamento medio al picco è risultato pari a 0.53 mm con una riduzione del 2% rispetto alla serie monotona. È stata registrata tuttavia una dispersione importante dei risultati con un CoV superiore al 70%. Tutti i test sono stati caratterizzati da una modalità di rottura combinata.

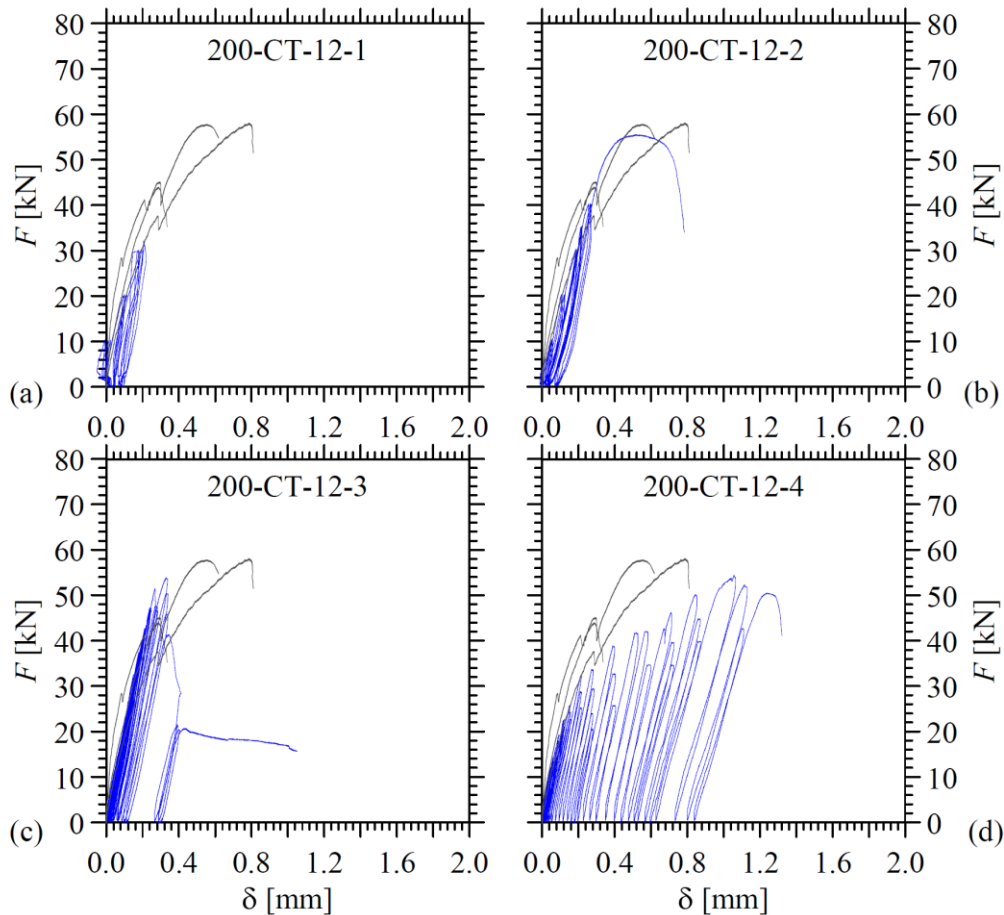


Fig. 5-13. Prove di trazione ciclica su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provino con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

Sul campione 200-CT-12-1 tuttavia, è stato osservato un cono molto esteso il quale ha interessato quasi l'intera lunghezza del tassello con un angolo prossimo ai 30° . Coni simmetrici rispetto all'asse del tassello, sono stati osservati sui test 1 e 2, i quali sono stati caratterizzati da tasselli centrati rispetto alla gabbia di armatura. Tasselli prossimi ad una staffa sono invece stati rilevati per i test 3 e 4.

5.7.2 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali dei due test condotti su elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 16$ mm. La capacità portante media per questa geometria è risultata pari a 49.2 kN con un CoV del 6%. Se confrontiamo la media sulla serie ciclica di F_{peak} con il test monotono, a parità di geometria, si osserva una riduzione del 4%. A parità di cordolo e protocollo di carico ciclico, aumentando il diametro del tassello è stato registrato invece un incremento dello 0.3%

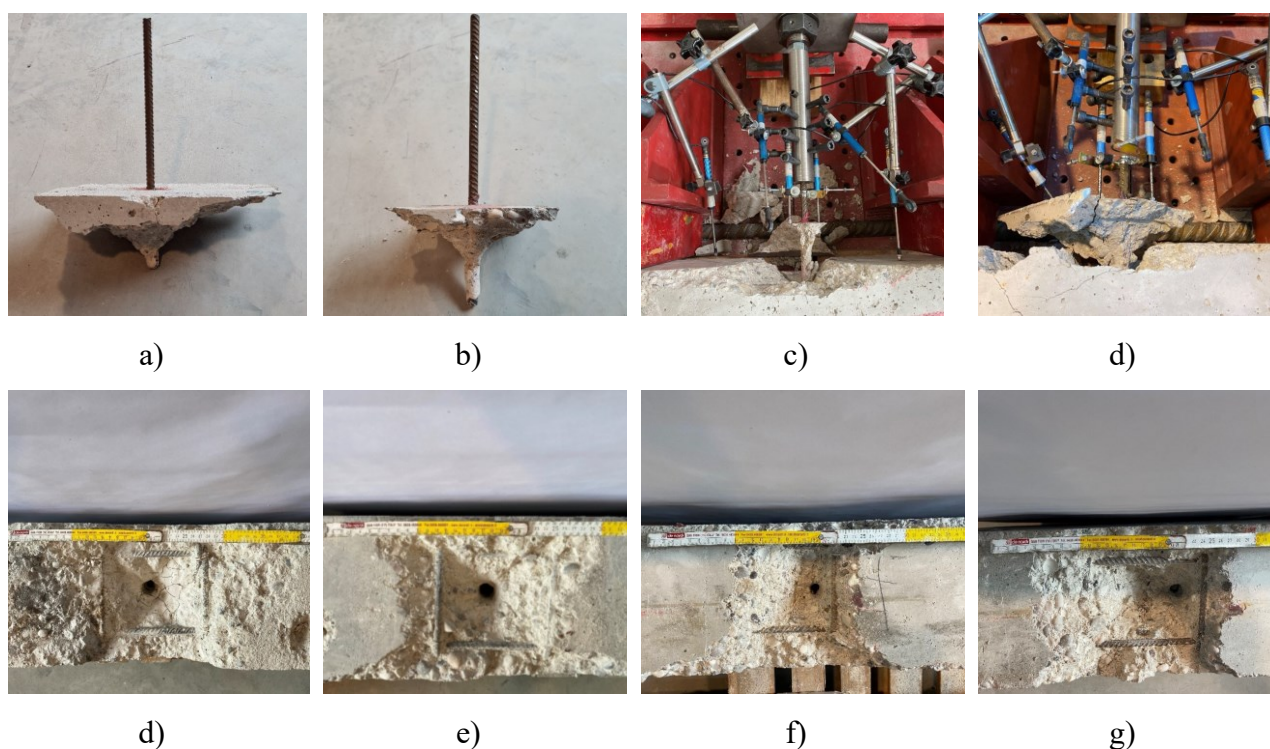


Fig. 5-14. Prove di trazione monotona su tasselli: modalità di rottura per il provino con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

In termini di spostamento di picco (δ_{peak}), sono stati osservati valori compresi tra 0.72 e 0.73 mm con un CoV dell'1%. Se confrontiamo questi dati con il test monotono, si osserva un incremento del 53%, sugli spostamenti, per i test ciclici. A parità di protocollo invece, è stato osservato un incremento del 38% all'aumentare del diametro del tassello. Le modalità di rottura che sono state osservate per questa geometria, si differenziano leggermente in funzione del protocollo. In particolare, sono state osservate delle rotture combinate caratterizzate da un cono estremamente limitato che si è sviluppato su una lunghezza del tassello compresa tra il 10% e il 20%. Questo si traduce in lesioni limitate lato calcestruzzo e coni che possono essere iscritti in circonferenze di raggio 50 mm.

Questi campioni sono stati realizzati con un getto di calcestruzzo differente rispetto ai campioni sin qui presentati. Tuttavia, come si evince dai risultati di caratterizzazione del materiale riportati in Tab. 5.2, questo aspetto non appare rilevante.

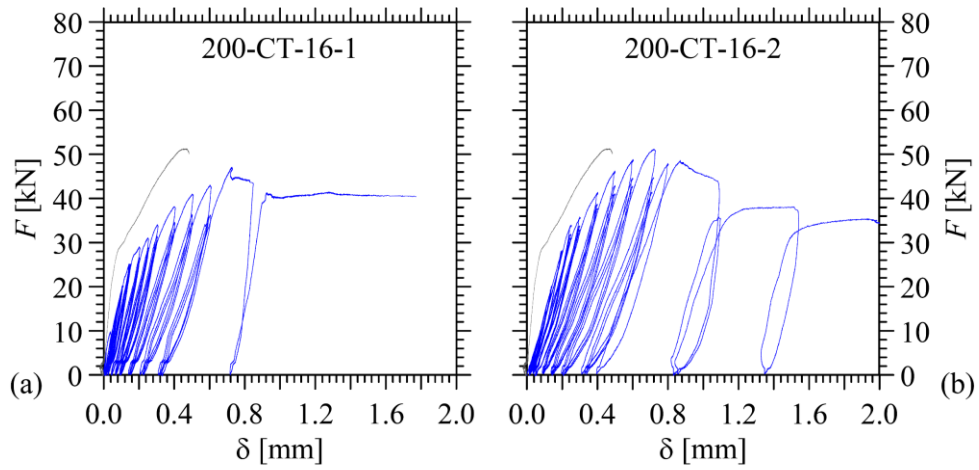


Fig. 5-15. Prove di trazione ciclica su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provino con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

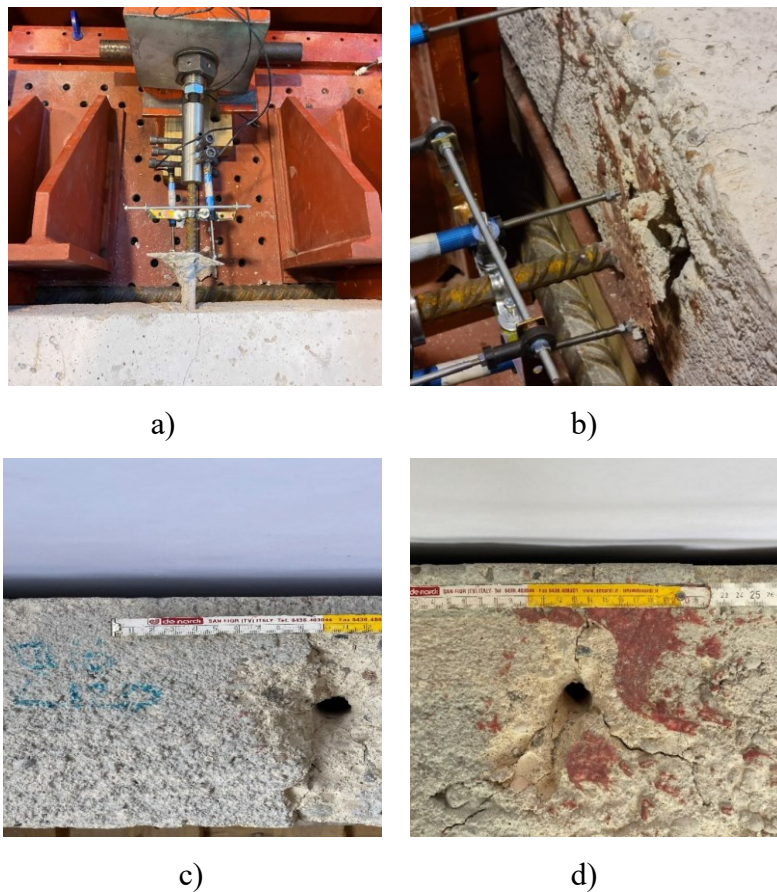


Fig. 5-16. Prove di trazione ciclica su tasselli: modalità di rottura per il provino con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

5.7.3 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm

A conclusione della campagna sperimentale si presentano i dati su elementi di lato 250 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm. La capacità portante media, per questa geometria, è risultata pari a 49.1 kN con un CoV inferiore a 1%. Se confrontiamo la media di F_{peak} della serie ciclica con il test monotono, a parità di geometria, si osserva una riduzione del 19%. A parità di tassello e protocollo di carico ciclico, aumentando la dimensione dell'elemento in c.a. è stato registrato invece un incremento dello 0.2%. In termini di spostamento medio di picco è stato osservato un valore pari 0.49 mm con un CoV dell'23%. A parità di cordolo e protocollo di carico ciclico, aumentando il diametro del tassello si osserva invece un decremento del 8%. A parità di geometria, escludendo la serie 250-MT-12-1 caratterizzata dallo snervamento del tassello, si osserva un incremento del 7% passando dal protocollo monotono a quello ciclico. L'installazione del tassello, per entrambe le prove, risultava in prossimità di una staffa e quindi in posizione eccentrica rispetto alla gabbia di armatura (vedi Fig. 5-18c,d). Questo aspetto, come già osservato, ha comportato la formazione di un cono asimmetrico rispetto all'asse del tassello. Sono state osservate modalità di rottura combinate dove il cono ha interessato una lunghezza limitata di tassello pari al 10%-20%.

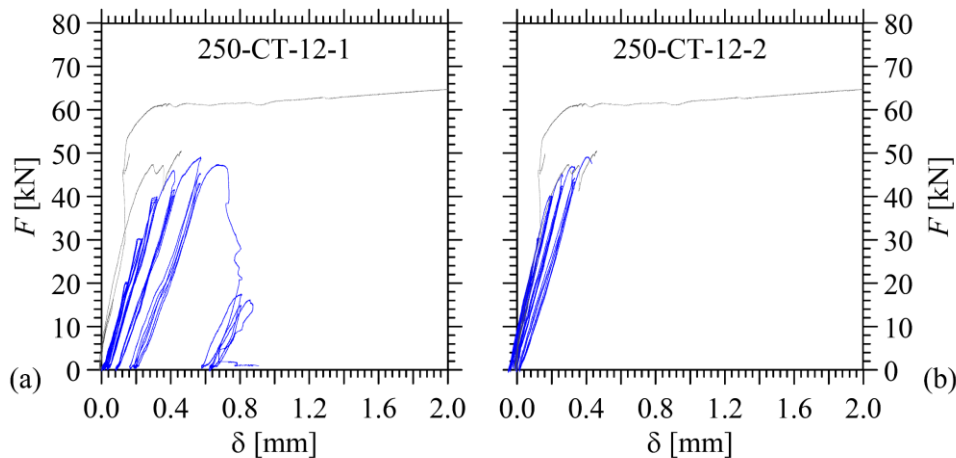


Fig. 5-17. Prove di trazione ciclica su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provino con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

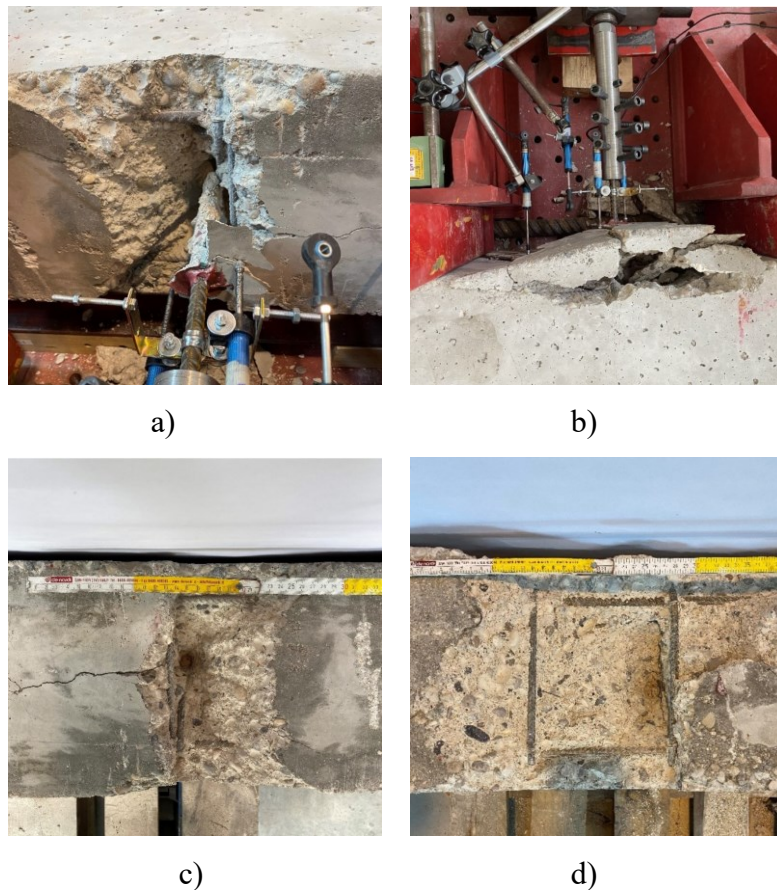


Fig. 5-18. Prove di trazione ciclica su tasselli: modalità di rottura per il provino con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

5.8 Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 2-4

Gli ancoranti chimici trasferiscono il carico al calcestruzzo in modo continuo lungo l'intera profondità di ancoraggio. Questo aspetto influisce sulla modalità di rottura per pull-out, tipica degli ancoranti meccanici post-installati, che difficilmente viene osservata se non per lunghezze limitate di infissione del tassello. Per profondità di posa maggiori, generalmente si osserva una rottura combinata. In questi casi, un cono si crea in prossimità della superficie con una profondità compresa tra il 30 e 70% della lunghezza del tassello (Eligehausen, Mallée e Rehm, 1984). Nella parte sottostante, la rottura può avvenire all'interfaccia ancorante-calcestruzzo ovvero all'interfaccia ancorante-tassello. Solo per lunghezze di infissione generose si perviene alla rottura per trazione del tassello. Inoltre, le distanze dai bordi possono determinare rotture per splitting (spacco) ovvero fessurazioni contenenti l'asse dell'ancoraggio.

Vengono di seguito riportate le formulazioni proposte da EC2-4 (CEN, 2018) per la determinazione della resistenza dell'unione, in funzione della modalità di rottura. Secondo tale approccio, la connessione perviene a collasso secondo la modalità caratterizzata dal valore minore.

5.8.1 Rottura a trazione del tassello

La resistenza caratteristica a trazione ($N_{Rk,s}$) di un singolo ancoraggio post-installato incollato, in caso di rottura lato acciaio, è ottenuta dalla seguente equazione:

$$N_{Rk,s} = A_s \cdot f_{uk} \quad \text{Eq. 5.1}$$

con A_s sezione trasversale netta del tassello e f_{uk} resistenza ultima a trazione dell'acciaio. Si veda la Tab. 5.1 dove è riportata la campagna sperimentale di caratterizzazione per le barre di armatura e per i tasselli impiegati.

5.8.2 Rottura combinata di pull-out e cono di cls

La resistenza caratteristica ($N_{Rk,p}$) di un singolo ancoraggio incollato post-installato, in caso di rottura combinata di pull-out e cono di cls, può essere ottenuta dalla seguente equazione (Eligehausen et al. (2005), Eligehausen, Cook and Appl (2006) and Appl (2009)):

$$N_{Rk,p} = N_{Rk,p}^0 \cdot \gamma_{A,Np} \cdot \gamma_{s,Np} \cdot \gamma_{re,Np} \quad \text{Eq. 5.2}$$

con $N_{Rk,p}^0$ resistenza caratteristica di un singolo ancoraggio che può essere calcolata come segue:

$$N_{Rk,p}^0 = \tau_{Rk} \cdot \pi \cdot d \cdot h_{ef} \quad \text{Eq. 5.3}$$

con τ_{Rk} resistenza caratteristica all'interfaccia corrispondente ad una determinata classe di resistenza del calcestruzzo, valutata in base ai risultati di adeguate prove di prequalificazione. Tale valutazione viene effettuata assumendo una forza di aderenza uniformemente distribuita lungo la profondità di ancoraggio (distribuzione lineare della sollecitazione nell'acciaio). Tale assunzione è valida per lunghezze di infissione limitate che generalmente vengono assunte inferiori a $25d$ (Cook et al., 1998), dove d è il diametro del tassello.

Il fattore $\gamma_{A,Np} = A_{p,N}/A_{p,N}^0$ dell'Eq. 5.2 prende in considerazione l'incidenza dei parametri geometrici di spaziatura assiale (s) e distanza dei bordi (c) sul valore caratteristico di resistenza, $A_{p,N}^0$ è l'area di riferimento dell'ancorante e può essere valutata con l'espressione $(s_{cr,Np})^2$; dove $s_{cr,Np} = 7.3 \cdot d \sqrt{\tau_{Rk}} \leq 3 \cdot h_{ef}$ (con τ_{Rk} corrispondente al calcestruzzo non fessurato di classe C20/25), $A_{p,N}$ è invece l'area effettiva di influenza dell'ancorante, limitata da aree sovrapposte di ancoraggi adiacenti ($s \leq s_{cr,Np}$) e dai bordi dell'elemento di calcestruzzo ($c \leq c_{cr,Np} = 0.5s_{cr,Np}$).

Il fattore $\gamma_{s,Np} = 0.7 + 0.3 \cdot c/c_{cr,Np} \leq 1$ è un ulteriore parametro che considera l'incidenza delle distanze dai bordi e la corrispettiva distribuzione di sforzi all'interno dell'elemento di calcestruzzo. Quanto sin qui detto vale per tasselli post installati in elementi di calcestruzzo non armato. Tuttavia, la presenza di armatura può ridurre la capacità portante dell'unione, soprattutto in presenza di grandi percentuali geometriche. Pertanto, nell'Eq. 5.3 viene introdotto il fattore $\gamma_{re,Np}$ che riduce la resistenza dell'ancoraggio inserito in un elemento di calcestruzzo con rinforzo ravvicinato: $\gamma_{re,Np}$ può essere valutato con l'espressione $0.5 + \frac{h_{ef}}{200} \leq 1.0$ per $s > 100$ mm e $d_s \leq 10$ mm, e comunque minore di 150 mm, dove si indica la spaziatura del rinforzo all'interno dell'elemento in calcestruzzo. Negli altri casi il parametro può essere assunto unitario.

Con riferimento a quanto sin qui detto, per le geometrie impiegate nelle prove, si ottengono $\gamma_{A,Np} = 0.59$ e $\gamma_{s,Np} = 0.88$ per $d = 12$ mm e $B = 200$ mm, $\gamma_{A,Np} = 0.44$ e $\gamma_{s,Np} = 0.83$ per $d = 16$ mm e $B = 200$ mm e $\gamma_{A,Np} = 0.74$ e $\gamma_{s,Np} = 0.92$ per $d = 12$ mm e $B = 250$ mm. Tali valori sono ottenuti utilizzando il valore τ_{Rk} corrispondente al calcestruzzo non fessurato di classe C20/25 fornito dal produttore della resina, pari a 15 MPa. Utilizzando il valore medio di aderenza all'interfaccia $\tau_{Rm} = 22.4$ MPa, ottenuto da 12 prove di pull out si ottengono i valori di resistenza riportati in Tab. 5.5.

5.8.3 Rottura del cono di calcestruzzo

Nella verifica per rottura del cono di calcestruzzo, si assume che il cono abbia origine dal fondo del tassello e proceda con un angolo di circa 33° , misurato rispetto l'orizzontale, fino alla superficie del calcestruzzo, vedi Fig. 5-19. Come già anticipato, questa modalità è tipica degli ancoraggi meccanici e si sviluppa generalmente negli ancoraggi chimici solo per lunghezze di infissione generose. La resistenza massima può essere valutata con la seguente formulazione:

$$N_{Rk,c} = N_{Rk,c}^0 \cdot \gamma_{A,Nc} \cdot \gamma_{s,Nc} \cdot \gamma_{re,Nc} \quad \text{Eq. 5.4}$$

La resistenza caratteristica di un singolo ancoraggio, collocato a sufficiente distanza dai bordi dell'elemento di calcestruzzo, può essere calcolata come segue:

$$N_{Rk,c}^0 = k \cdot f_{ck}^{0.5} \cdot h_{ef}^{1.5} \quad \text{Eq. 5.5}$$

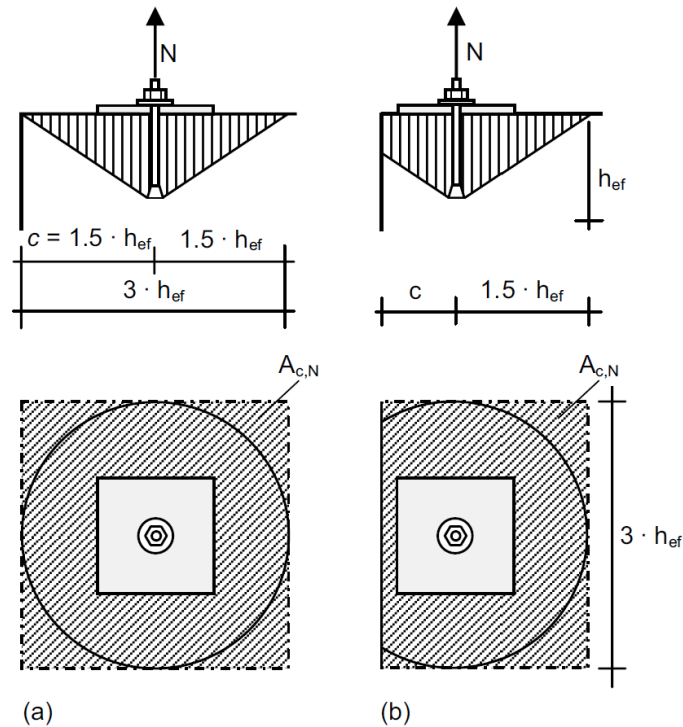


Fig. 5-19 Rappresentazione schematica della rottura del cono di cls (Fuchs, Eligehausen, and Breen (1995))

dove $k = k_{cr} = 7.7$ nel caso di calcestruzzo fessurato o $k = k_{uncr} = 11$ nel caso di calcestruzzo non fessurato. Per i coefficienti si rimanda alla sezione precedente, con la sola accortezza di utilizzare $s_{cr,N} = 3h_{ef}$ e $c_{cr,N} = 1.5h_{ef}$.

I valori medi di rottura del cono di calcestruzzo, in funzione delle geometrie analizzate e delle lunghezze effettive di infissione del tassello, sono riportati in Tab. 5.5.

5.8.4 Rottura per splitting

Il cedimento per splitting dell'elemento di calcestruzzo risulta rilevante solo per l'installazioni di tasselli in prossimità dei bordi. D'altra parte, un'adeguata armatura può compensare gli effetti della fessurazione e contrastare questa modalità di rottura. La letteratura propone diverse proposte sull'argomento splitting. Il loro campo di applicazione è tuttavia limitato, poiché la validità è limitata a determinati tipi di ancoraggio oppure risultano poco indicati per la progettazione. Pertanto, si suggerisce una procedura semplificata che si basa essenzialmente sulla rottura conica del calcestruzzo. Questa analogia risulta indicata dato che, la modalità di rottura per splitting, risulta influenzata dagli stessi parametri sin qui analizzati; con la sola aggiunta dello spessore dell'elemento di calcestruzzo. Pertanto, la resistenza caratteristica per splitting può essere valutata con la seguente espressione:

$$N_{Rk,c} = N_{Rk}^0 \cdot \gamma_{A,Nc} \cdot \gamma_{S,Nc} \cdot \gamma_{re,Nc} \cdot \gamma_{h,sp} \quad \text{Eq. 5.6}$$

con N_{Rk}^0 uguale al minimo tra $N_{Rk,p}^0$ (resistenza caratteristica per pull-out) e $N_{Rk,c}^0$ (resistenza caratteristica del cono di calcestruzzo), $\gamma_{h,sp}$ è un fattore che tiene in conto dell'influenza dello spessore effettivo dell'elemento sulla resistenza caratteristica allo splitting, ed è posto uguale a $\left(\frac{h}{h_{min}}\right)^{2/3} \leq \max\left\{1; \left(\frac{h_{ef}+1.5c}{h_{min}}\right)^{2/3}\right\} \leq 2$. I valori minimi dell'altezza dell'elemento (h_{min}) e delle distanze dai bordi, per questa modalità di rottura sono, fornite negli ETA.

Questa modalità, riportata per completezza, non verrà valutata in quanto non è stata osservata.

5.8.5 Confronto

I risultati delle formulazioni analitiche sin qui presentate sono riportati in Tab. 5.5. Tutti i dati sono valutati impiegando, per le proprietà dei materiali, i valori ottenuti da prove sperimentali di caratterizzazione. Per EC2-4, la modalità di rottura effettiva risulta quella caratterizzata dal valore più basso tra quelle possibili. Pertanto, per i casi presentati, la rottura avviene sempre per formazione di un cono di calcestruzzo che si propaga dall'estremità infissa del tassello, con un'inclinazione di 35° rispetto alla superficie dell'elemento di calcestruzzo. Come già discusso, diverse campagne sperimentali hanno rilevato la formazione di un cono limitato al 30%-70% della lunghezza del tassello (Eligehausen R., et al. 1984); pertanto, potrebbe esistere un problema di calibrazione all'interno delle formulazioni empiriche. Ad esempio, Fuchs W., et al.(1995) propongono l'utilizzo di un valore pari a 13.5 per il fattore k impiegato nell'Eq. 5.5. Tale valore, calibrato su cubetti di lato 200 mm e per calcestruzzo non fessurato, risulta superiore a quello proposto in EC2-4 ($k=11$), che tuttavia risulta calibrato sulla resistenza cilindrica dei cubetti. Sempre Mallée R., et al. in Design of Fastenings for Use in Concrete -- the CEN/TS 1992-4 Provisions, suggeriscono di adottare un valore di k pari a 10.1 valido per cubetti di lato 150 mm. Potrebbe quindi sussistere un problema di calibrazione dei fattori k , in funzione della classe di calcestruzzo impiegata (C12/15) e della resistenza sviluppata all'interfaccia della resina. Entrambi i dati sono stati caratterizzati da prove sperimentali all'interno di questo lavoro e, per coerenza di confronto con le altre modalità di rottura, si riportano in Tab. 5.5 i risultati analitici utilizzando il valore di k proposto da EC2-4.

Dato che sono state osservate esclusivamente modalità di rottura combinate per pull-out e cono di calcestruzzo, si è deciso di effettuare il confronto con i valori sperimentali, esclusivamente con questa modalità. Per quanto riguarda gli elementi di lato 200 mm e tassello di 12 mm, le previsioni analitiche

Tab. 5.5 Prove di trazione. Vengono riportate per ogni prova: la lunghezza effettiva di infissione l_{ef} , la resistenza all'interfaccia τ_R e la resistenza a compressione del calcestruzzo f_c . Inoltre, sono riportati i valori analitici delle tre modalità di rottura ($N_{R,s}$, $N_{R,c}$, $N_{R,p}$) e il valore della capacità portante registrata nel test. Infine, sono riportate le differenze percentuali (Diff) tra la capacità portante ottenuta nei test e quella analitica.

Test	Etichetta del provino	l_{ef} [mm]	$N_{R,s}$ [kN]	f_c [MPa]	$N_{R,c}^0$ [kN]	$\gamma_{A,Nc}$	$\gamma_{S,Nc}$	$N_{R,c}$ [kN]	τ_R [MPa]	$N_{R,p}^0$ [kN]	$N_{R,p}$ [kN]	F_{peak} [kN]	Diff. [%]
1	200-MT-12-1	120	68.7	14.2	54.5	0.56	0.87	26.2	22.4	101.3	52.6	44.02	19.5
2	200-MT-12-2	132	68.7	14.2	62.9	0.51	0.85	27.0	22.4	111.4	57.8	58.14	-0.5
3	200-MT-12-3	134	68.7	14.2	64.3	0.50	0.85	27.2	22.4	113.1	58.7	57.52	2.1
4	200-CT-12-1	122	68.7	14.2	55.9	0.55	0.86	26.4	22.4	103.0	53.5	32.14	66.3
5	200-CT-12-2	125	68.7	14.2	57.9	0.53	0.86	26.6	22.4	105.5	54.8	55.5	-1.3
6	200-CT-12-3	132	68.7	14.2	62.9	0.51	0.85	27.0	22.4	111.4	57.8	53.93	7.3
7	200-CT-12-4	131	68.7	14.2	62.2	0.51	0.85	27.0	22.4	110.6	57.4	54.48	5.4
8	200-MT-16-1	170	124.9	14.2	91.9	0.39	0.82	29.5	22.4	191.3	69.9	51.37	36.0
9	200-CT-16-1	170	124.9	14.2	91.9	0.39	0.82	29.5	22.4	191.3	69.9	47.11	48.3
10	200-CT-16-2	177	124.9	14.2	97.6	0.38	0.81	29.9	22.4	199.2	72.7	51.19	42.1
11	250-MT-12-1	136	68.7	14.2	65.7	0.61	0.88	35.6	22.4	114.8	78.1	70.13	11.4
12	250-MT-12-2	123	68.7	14.2	56.5	0.68	0.90	34.6	22.4	103.8	70.7	50.59	39.7
13	250-CT-12-1	129	68.7	14.2	60.7	0.65	0.89	35.1	22.4	108.9	74.1	49.11	50.9
14	250-CT-12-2	123	68.7	14.2	56.55	0.68	0.90	34.6	22.4	103.8	70.7	49.15	43.8

bene interpretano i risultati sperimentali con la sola eccezione del campione 200-CT-12-1. Alcune considerazioni, in merito a questo test, sono già state effettuate e si rimanda pertanto alla sezione 5.7.1. Escludendo questo campione, su cordoli di sezione 200 mm e tasselli di diametro 12 mm, si osservano differenze percentuali medie del 7.0% e del 3.8%, rispettivamente per il protocollo di carico monotono e per il protocollo di carico ciclico. Differenze più importanti si riscontrano invece, a parità di cordolo, per i tasselli di diametro 16 mm; per questa geometria si osserva una differenza del 36 % per il protocollo monotono e una differenza media del 45.2% per quello ciclico. Infine, per i campioni con cordolo di larghezza 250 mm e tassello di diametro 12 mm, si osserva una differenza media del 47.4% per le prove cicliche e del 25.6% per quelle monotone. Quest'ultimo dato, tuttavia, è caratterizzato da una differenza importante sui valori ottenuti nelle prove sperimentali.

5.9 Conclusioni

Sono state eseguite 14 prove di trazione su un elemento debolmente armato con una classe di resistenza del calcestruzzo estremamente modesta (C12/15). 6 test sono stati condotti con un protocollo di carico monotono e 8 prove sono state effettuate con protocollo ciclico. Sono state testate varie geometrie al fine di valutare l'influenza della distanza del tassello dal bordo non caricato nonché l'incidenza del suo diametro.

I risultati più significativi ottenuti dai test possono essere riassunti come segue.

- Il tassello, sottoposto a un protocollo di carico monotono, è stato caratterizzato da un comportamento elastico fino alla fessurazione dell'elemento di calcestruzzo. Tali lesioni hanno prodotto un degrado di rigidezza nella risposta strutturale dell'unione e un secondo tratto sostanzialmente lineare è stato osservato sino a rottura. In un caso, la sezione trasversale con lato 250 mm, si è rivelata sufficiente per attivare lo snervamento del tassello di diametro 12 mm, conferendo estrema duttilità all'unione. A seguito del raggiungimento della capacità portante, non sono state osservate perdite improvvise di resistenza e un degrado lineare è stato osservato per quasi tutti i campioni. In particolare, il campione con tassello di diametro 16 mm ha mostrato una resistenza residua superiore al 70% di F_{peak} , a fronte di spostamenti 6 volte superiori al valore di δ_{peak} .
- Con protocollo di carico monotono, a parità di geometria dell'elemento in calcestruzzo, non sono stati riscontrati vantaggi aumentando il diametro del tassello e la lunghezza di infissione ($10d$); in particolare, è stato registrato un decremento del 3.5% di F_{peak} . Un incremento del 13.4% è invece stato osservato, a parità di tassello, aumentando la sezione trasversale del cordolo (da 200 a 250 mm).
- Il protocollo di carico ciclico ha prodotto decrementi limitati della capacità portante dell'unione, rispetto al protocollo monotono, con variazioni del 7.9%, 4.3% e 18.6% al variare della geometria del collegamento.
- Quasi tutti i test hanno restituito rotture combinate, caratterizzate dalla formazione di un cono di profondità compresa tra il 10% e il 70% della lunghezza del tassello. Le normative vigenti risultano scarsamente predittive rispetto alla modalità di rottura, proponendo per le geometrie indagate una rottura conica. Data la profondità di infissione del tassello, il contributo fornito dalla gabbia di armatura appare non trascurabile.

BIBLIOGRAFIA

Appl, J. J. *Tragverhalten von Verbunddübeln unter Zugbelastung (Load-Bearing Behavior of Bonded Anchors under Tension Load)*. Diss. University of Stuttgart, 2009.

Arslan, Tolga. Group effect in axially loaded chemical anchors embedded in low strength concrete. MS thesis. Fen Bilimleri Enstitüsü, 2016.

Cao, Xu-Yang, et al. "Seismic retrofitting of existing frame buildings through externally attached sub-structures: State of the art review and future perspectives." *Journal of Building Engineering* 57 (2022): 104904.

CEN, European committee for standardization. EN 1992-4:2018, Eurocode 2-Design of concrete structures-Part 4: design of fastenings for use in concrete.

Cook, Ronald A., et al. "Behavior and design of single adhesive anchors under tensile load in uncracked concrete." *Structural Journal* 95.1 (1998): 9-26.

Eligehausen, R., Mallée, R., and Rehm, G.. Befestigungen mit Verbundankern (Fixing with bonded anchors). *Betonwerk & Fertigteil-Technik*, (1984) 686–692, 781–785 and 825–829

Eligehausen, Rolf, et al. "Tragverhalten und Bemessung von Befestigungen mit Verbunddübeln unter Zugbeanspruchung–Teil 2: Dübelgruppen und Befestigungen am Bauteilrand." *Beton-und Stahlbetonbau* 100.10 (2005): 856-864.

Eligehausen, Rolf, Ronald A. Cook, and Joerg Appl. "Behavior and design of adhesive bonded anchors." *ACI Structural Journal* 103.6 (2006): 822.

Fuchs, Werner, Rolf Eligehausen, and John E. Breen. "Concrete capacity design (CCD) approach for fastening to concrete." *Structural Journal* 92.1 (1995): 73-94.

Mahrenholtz, Christoph, and Rolf Eligehausen. "Simulation of tests on cast-in and postinstalled column-to-foundation connections to quantify the effect of cyclic loading." *Journal of Structural Engineering* 142.1 (2016): 04015073.

Mahrenholtz, Christoph, et al. "Behavior of post-installed anchors tested by stepwise increasing cyclic crack protocols." *ACI Structural Journal* 114.3 (2017): 621.

Mahrenholtz, Christoph, et al. "New design methodology for seismic column-to-foundation anchorage connections." *ACI Structural Journal* 111.5 (2014): 1179.

Mahrenholtz, Christoph, Rolf Eligehausen, and Hans-Wolf Reinhardt. "Design of post-installed reinforcing bars as end anchorage or as bonded anchor." *Engineering Structures* 100 (2015): 645-655.

Mahrenholtz, Philipp, et al. "Behavior of post-installed anchors tested by stepwise increasing cyclic load protocols." *ACI structural journal* 113.5 (2016): 997.

Mallée, Rainer, and Rolf Eligehausen. *Design of fastenings for use in concrete: the CEN/TS 1992-4 provisions*. John Wiley & Sons, 2013.

Minghini, Fabio, et al. "Pullout tests on the connection to an existing foundation of a steel warehouse rebuilt after the 2012 Emilia (Italy) earthquakes." *Bulletin of Earthquake Engineering* 19.11 (2021): 4369-4405.

Nilforoush, Rasoul, Martin Nilsson, and Lennart Elfgren. "Experimental evaluation of influence of member thickness, anchor-head size, and orthogonal surface reinforcement on the tensile capacity of headed anchors in uncracked concrete." *Journal of Structural Engineering* 144.4 (2018).

Pertile, Valentina, et al. "Seismic and Energy Integrated Retrofitting of Existing Buildings with an Innovative ICF-Based System: Design Principles and Case Studies." *Sustainability* 13.16 (2021): 9363.

Pozza, Luca, et al. "Multidisciplinary Performance Assessment of an Eco-Sustainable RC-framed skin for the integrated upgrading of existing buildings." *Sustainability* 13.16 (2021): 9225.

Takase, Yuya. "Testing and modeling of dowel action for a post-installed anchor subjected to combined shear force and tensile force." *Engineering Structures* 195 (2019): 551-558.

Talledo, Diego Alejandro, et al. "Numerical Assessment of an Innovative RC-Framed Skin for Seismic Retrofit Intervention on Existing Buildings." *Applied Sciences* 11.21 (2021): 9835.

Yilmaz, Salih, Muhammet Ali Özen, and Yavuz Yardim. "Tensile behavior of post-installed chemical anchors embedded to low strength concrete." *Construction and Building Materials* 47 (2013): 861-866.

6 PROVE DI TAGLIO PARALLELO

In presenza di eventi sismici, l'azione che si instaura fra struttura esistente e telaio di rinforzo dà luogo a sforzi di taglio sul sistema di connessione, che si combinano con quelli di trazione analizzati nel capitolo precedente. Le sollecitazioni taglianti avranno, in generale, una componente parallela ed una ortogonale all'asse della trave di bordo dell'edificio esistente. Il comportamento sperimentale di connessioni post-installate soggette alla prima di tali componenti forma l'oggetto di questo capitolo. La seconda componente verrà invece analizzata nel capitolo seguente.

6.1 Stato dell'arte

Per quanto riguarda i tasselli incollati soggetti ad azioni di taglio, l'approccio del Concrete Capacity Design (CCD) (Fuchs et al., 1995) garantisce una buona previsione della capacità portante dell'unione realizzata in elementi in calcestruzzo non armato (Grosser, 2012). Per le unioni costituite da tasselli in gruppo, tale approccio riesce a cogliere l'effetto dovuto alla sovrapposizione dei coni di rottura generati dai singoli ancoranti, garantendo una buona stima della capacità portante anche per piccoli interassi tra i tasselli. In questi casi, la resistenza del gruppo può risultare significativamente ridotta se confrontata con la somma dei contributi dei singoli tasselli. Inoltre, possono essere colte anche le modalità di collasso fragili che coinvolgono la rottura del bordo degli elementi di calcestruzzo stretti, quali cordoli o travi. In analogia con quanto visto nel capitolo 5 per le sollecitazioni di trazione, come alternativa all'approccio CCD possono essere utilizzati anche modelli strut-and-tie, posto che quantitativo e dettagli delle armature presenti risultino adeguati. L'approccio CCD e i modelli strut-and-tie, tuttavia, non sono gli unici metodi disponibili (Muciaccia, 2021). Un approccio alternativo considera il tassello come uno spinotto, e ne fornisce la resistenza a taglio sulla base di opportuni modelli. Uno dei primi modelli è stato proposto da Vintzeleou e Tassios (1987) sulla base di prove su spinotti inseriti in blocchi di calcestruzzo non armato. Questa proposta deriva, a sua volta, dal modello semi-empirico presentato di Rasmussen (1962), che stima la resistenza a taglio come

$kd^2(f_c f_y)^{0.5}$, dove k è una costante, mentre f_c e f_y indicano rispettivamente la resistenza a compressione del calcestruzzo e la resistenza allo snervamento dello spinotto. Tale espressione stima la resistenza dello spinotto corrispondente ad una modalità di rottura duttile, cioè in assenza di effetti di bordo. Analoghi modelli sono stati riproposti nel CEB-FIP Model Code 1990 e nel FIB Model Code 2010 (Randl, 2013), dove è stato definito il limite superiore $f_y A_s / 3^{0.5}$ alla resistenza a taglio, con A_s area della sezione trasversale del tassello. Per spinotti vicini ai bordi la modalità di rottura risulta di tipo fragile e la corrispondente capacità può essere stimata analiticamente sulla base della resistenza a flessione di due elementi a mensola privi di armatura (Vintzeleou e Tassios, 1987). Per tenere conto del degrado della resistenza osservato sotto carico ciclico, Vintzeleou e Tassios (1987) hanno proposto un fattore di riduzione sulla resistenza monotona del tassello pari a 0.5.

Le connessioni spinottate sono diffuse in Europa soprattutto nel campo delle costruzioni prefabbricate in calcestruzzo. Negli ultimi anni, a seguito delle ricerche condotte dopo il terremoto dell'Emilia del 2012, l'utilizzo degli spinotti è stato particolarmente impiegato per i giunti incernierati trave-pilastro delle strutture prefabbricate. Questi eventi hanno messo in evidenza le gravi carenze degli edifici industriali con connessioni ad attrito (Minghini e Tullini, 2021) e hanno portato ad analisi approfondite delle connessioni meccaniche. Alcuni di questi studi, facenti parte del progetto europeo FP7 denominato SAFECAST, sono stati sistematicamente focalizzati sulla risposta ciclica degli spinotti (Fischinger et al., 2012; Psycharis e Harris, 2012; Zoubek et al., 2013; Kremmyda et al., 2014; Zoubek et al., 2015).

La differenza tra comportamento monotono e ciclico, già osservato per gli spinotti in elementi di calcestruzzo privi di armatura, può risultare rilevante anche per gli spinotti in elementi di c.a. progettati per massimizzare la capacità portante della connessione. Dopo il ramo elastico lineare, il comportamento monotono dello spinotto è caratterizzato (per piccoli spostamenti) dallo snervamento a taglio del connettore (dowel action), seguito da un parziale recupero di rigidità dovuto allo sviluppo (per grandi spostamenti) di sforzi di trazione nello spinotto (effetto catenaria) (Sørensen et al., 2017). La rottura può avvenire nel connettore o nel calcestruzzo circostante (soprattutto per spinotti vicini ai bordi) e tale comportamento può essere notevolmente influenzato dai dettagli dell'armatura. Un comportamento analogo può essere osservato per i connettori a taglio utilizzati nelle travi composte acciaio-calcestruzzo (Kwon et al., 2010).

L'evidenza sperimentale mostra che, in condizioni cicliche, gli spinotti possono presentare una rottura per fatica oligociclica per carichi inferiori anche alla metà della capacità portante monotona (Psycharis e Mouzakis, 2012). In questi casi, la connessione non riesce a sviluppare l'effetto catenaria e, a condizione che il calcestruzzo circostante sia adeguatamente confinato, la curva di inviluppo del

diagramma ciclico mostra un plateau di snervamento per un livello di carico approssimativamente pari a $f_y A_s / 3^{0.5}$. Questo comportamento duttile è stato confermato da Tullini e Minghini (2016) per barre che attraversano il giunto tra pilastri prefabbricati, grazie al confinamento fornito da staffe ravvicinate quadrate e romboidali. Il ruolo delle staffe coinvolte nel meccanismo strut-and-tie attivato dallo spinotto è stato evidenziato da Zoubek et al. (2015). La procedura sviluppata in quel lavoro prevede, oltre alla valutazione di un meccanismo “globale” con approccio strut-and-tie, la verifica del meccanismo “locale” corrispondente alla rottura in compressione dei puntoni di calcestruzzo attivati dallo spinotto combinata con lo snervamento dello spinotto stesso.

Purtroppo, né l’approccio CCD per tasselli impiegati in elementi di calcestruzzo non armato né i modelli sviluppati per spinotti in elementi prefabbricati di calcestruzzo ad alta resistenza e forte percentuale d’armatura risultano direttamente applicabili al collegamento fra elementi di calcestruzzo a bassa resistenza e limitata (ma non nulla) percentuale di armatura ed elementi di rinforzo opportunamente progettati per il retrofitting sismico.

Con specifico riferimento alla caratterizzazione del comportamento di connessioni progettate per sistemi di retrofitting esterno, interessanti ricerche sono state condotte in Giappone. Ad esempio, Akiyama et al. (2004) hanno condotto prove monotone di taglio e pull-out su tasselli incollati in elementi armati di calcestruzzo a bassa resistenza ($5 < f_c < 15$ MPa) con l’obiettivo di simulare elementi strutturali esistenti. In queste prove (si veda Fig. 6-1a), sono stati utilizzati elementi di calcestruzzo di dimensioni 400 x 600 mm. I tasselli per le prove di pull-out sono stati installati sulla faccia da 600 mm mentre quelli per le prove di taglio sono stati inseriti sulla faccia da 400 mm; alcuni in posizione intermedia ($c = 200$ mm), altri con una ridotta distanza dal bordo dell’elemento ($c = 100$ mm). Inoltre, sono stati indagati tasselli con 3 diversi diametri ($\varnothing = 16, 19$ e 22 mm) e due profondità di infissione ($7d$ e $10d$), per un totale di 108 prove di pullout e altrettante di taglio. In aggiunta, il comportamento a taglio di gruppi di 3 tasselli è stato indagato con protocollo ciclico. In particolare, sono state effettuate 6 prove con $c/d = 10.5$, 3 prove con $c/d = 9$, 3 prove con $c/d = 5.3$ e, infine, 3 prove con $c/d = 4.5$, per un totale di 15 prove. Solo per tali prove di gruppo, i tasselli sono stati annegati in blocchi di malta (200×200 mm) ad elevata resistenza (80 MPa), di cui non è stato illustrato il dettaglio dell’armatura, ma difficilmente possono essere pensati come facenti parte di un reale sistema di rinforzo. In tutte le prove di taglio, la forza è stata applicata in direzione parallela all’asse dell’elemento di calcestruzzo e, per quanto riguarda le prove di gruppo, è stato osservato al termine della prova un quadro fessurativo esteso sull’elemento di malta. Gli esiti delle prove di taglio su tasselli singoli e in gruppo purtroppo non appaiono direttamente confrontabili per la diversità dei

protocolli di carico e per la mancanza, nelle prove su tasselli singoli, dell'elemento di malta ad alta resistenza.

Takase et al. (2013) hanno calibrato un modello per tasselli post-installati in elementi di calcestruzzo a bassa e media resistenza ($14.7 < f_c < 31.3$ MPa) sulla base di prove di taglio monotono su connettori singoli e di taglio ciclico su connettori in gruppo.

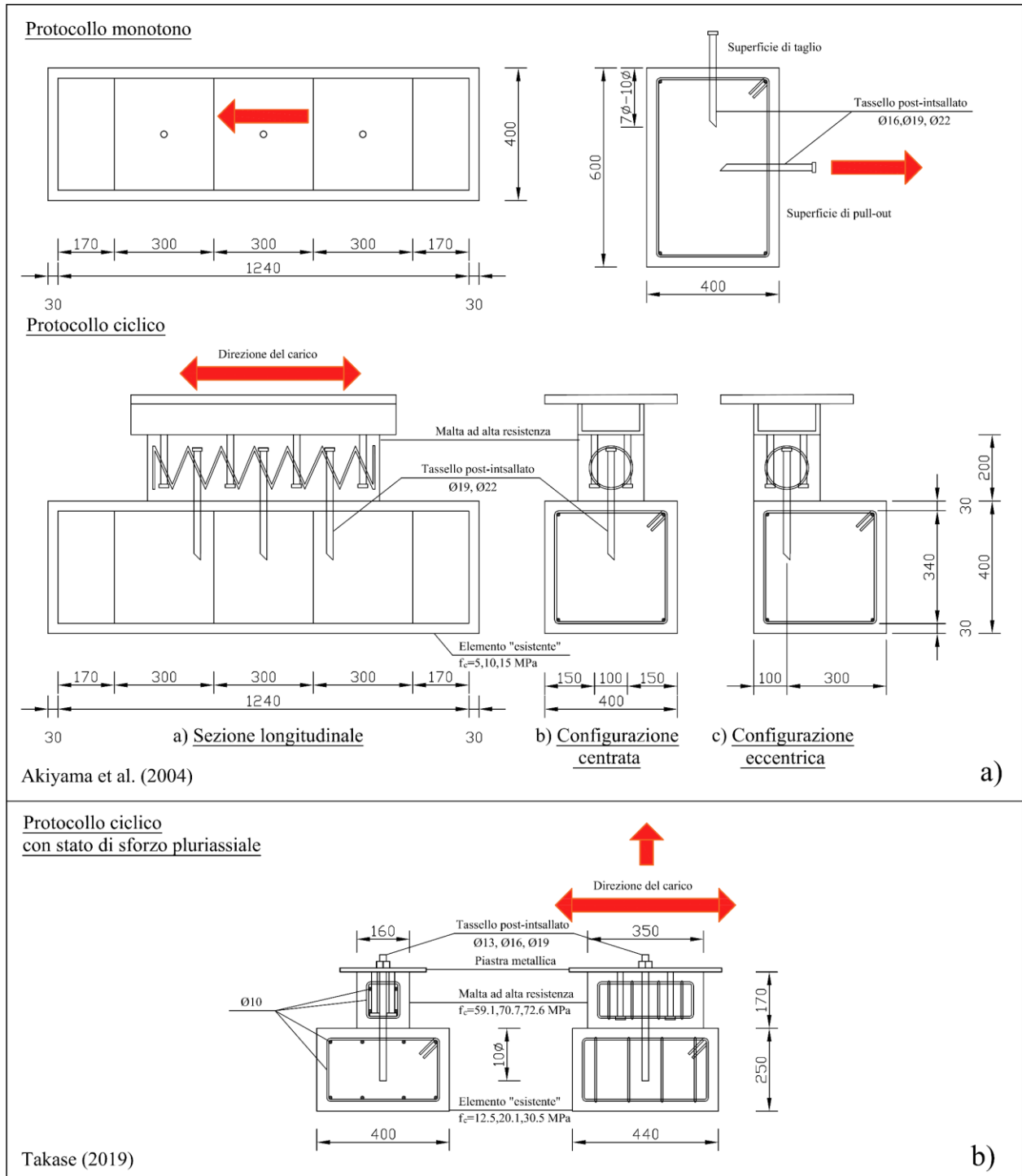


Fig. 6-1. Stato dell'arte.

Solo i provini di quest'ultime erano costituiti da 2 blocchi di calcestruzzo, uno rappresentava l'elemento esistente e l'altro l'elemento di rinforzo. Gli elementi adottati per simulare la struttura esistente avevano dimensioni di 330x225 mm o 316x225 mm, con tasselli piantati sulla faccia maggiore. Le prove sono state condotte applicando il taglio solo in direzione longitudinale. Il modello proposto include la possibilità di modellare l'effetto catenaria nel connettore a seguito dello snervamento a taglio. Recentemente, Takase (2019) ha proposto un'evoluzione di tale modello basata su 13 prove su spinotti singoli soggetti a taglio ciclico combinato con sforzi di trazione costanti. A riprodurre l'elemento esistente sono stati usati calcestruzzi con $f_c = 12.5, 20.1$ e 30.5 MPa. Mentre sono state impiegate malte ad alte prestazioni ($f_c = 59.1, 70.7$ e 72.6 MPa) per simulare l'elemento nuovo di rinforzo. Le prove sono condotte applicando il taglio in direzione longitudinale. In questo studio, la sezione trasversale dell'elemento esistente è 400×250 mm con tasselli piantati al centro della faccia maggiore (si veda Fig. 6-1b) e pertanto il connettore non risente della distanza dai bordi.

Allo scopo di caratterizzare le connessioni fra struttura esistente e retrofitting esterno occorre quindi colmare il gap presente in letteratura analizzando elementi strutturali con dimensioni corrispondenti a quelle tipiche per elementi esistenti e nuovi.

6.2 Materiali

In questa sezione sono riportati i materiali impiegati all'interno della campagna sperimentale.

Per quanto riguarda le prove di caratterizzazione effettuate sulle barre di armatura e sui tasselli, si rimanda alla sezione 5.3.1. L'installazione dei tasselli è stata effettuata con resina Hilti HIT-RE 500 V3 (si veda sezione 5.3.3). A completamento delle prove per la caratterizzazione della resistenza cilindrica effettuate per i getti di classe C12/15 (vedi Tab. 5.2), si riportano le prove effettuate per il getto C28/35 (vedi Tab. 6.1). Il getto C12/15, scelto per simulare la struttura esistente, è stato impiegato per la realizzazione degli elementi denominati "cordolo". Il getto C28/32 è stato invece utilizzato per la realizzazione degli elementi denominati "traverso", i quali simulano il comportamento della struttura di rinforzo.

Il calcestruzzo C28/35 impiegato è stato prodotto da SuperBeton con diametro massimo degli aggregati pari a 16 mm e classe di esposizione XC1/C2. È stata scelta una classe di consistenza S5 (superfluida) per garantire un'elevata lavorabilità e facilitare la realizzazione dei provini, i quali risultano densamente armati e con una sezione ridotta. I campioni sono stati realizzati con casseri in acciaio per poter garantire una maggiore precisione sulla geometria degli elementi.

Tab. 6.1 Caratterizzazione sperimentale del cls di classe C28/35: prove su cubetti

Test	Getto	Lato 1 [mm]	Altezza [mm]	Peso [kg]	Carico _t [kN]	Resistenza [MPa]	
1	1	150	150	150	8.21	906.4	40.3
2	1	150	150	150	8.25	763.6	33.9
3	1	150	150	150	8.10	987.0	43.9
4	1	150	150	150	8.08	880.4	39.1
5	2	150	151	150	8.04	919.2	40.9
6	2	150	152	150	8.20	1037.8	45.5
7	2	150	152	150	8.02	927.2	41.2
8	2	150	153	150	8.26	984.0	42.9

Dato il numero limitato di casseri, i campioni sono stati realizzati con due getti differenti; 8 campioni sono stati realizzati col primo getto e 10 campioni col secondo. Per il primo getto sono stati realizzati 4 cubetti che hanno restituito una resistenza cubica $R_{cm} = 39.3$ MPa (CoV = 10.45 %); per il secondo sono stati realizzati 4 cubetti che hanno restituito $R_{cm} = 42.6$ MPa (CoV = 5 %). I cubetti sono stati maturati all'interno di una camera climatizzata a temperatura controllata di $20^\circ \pm 2$ per 28 giorni. Le prove a rottura sono state eseguite con una pressa di capacità nominale 3000 kN di classe 1 secondo UNI EN 12390-4:2002 - APPENDICE B.

6.3 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara.

Il banco prova, schematizzato in Fig. 6-2, è costituito dai medesimi elementi impiegati per le prove di trazione. In questo caso le piastre forate sono collocate parallelamente all'asse del martinetto per permettere il posizionamento del campione. Il carico, applicato con un martinetto con capacità di carico di 500 kN, viene trasferito sulla sezione terminale del "cordolo" per mezzo di due elementi in acciaio, sufficientemente rigidi, e collegati tra loro con quattro barre filettate M27, esterne al provino e parallele al suo asse longitudinale. I due elementi sono sostenuti da due rulli. La prova di taglio viene quindi effettuata imponendo uno spostamento all'elemento superiore (cordolo) e contrastando il movimento dell'elemento inferiore (traverso). Il vincolo longitudinale viene realizzato per mezzo di due scarpette opportunamente imbullonate al banco prova. La forza, applicata all'interfaccia dei due elementi in calcestruzzo, viene quindi contrastata dalla reazione fornita dalla scarpetta; questo genera un momento ribaltante che deve essere assorbito da appositi vincoli verticali. Tali vincoli vengono realizzati con profili rettangolari $60 \times 100 \times 5$ mm a loro volta imbullonati alle scarpette per

mezzo di barre filettate in modo da impedire eventuali sollevamenti del traverso. La lettura del carico è stata effettuata con una cella di carico con fondo scala di 500 kN e sensibilità nominale di 2 mV/V. Trasduttori lineari di spostamento, con corsa compresa tra 50 e 200 mm, sono stati impiegati per acquisire gli spostamenti. I trasduttori sono stati alimentati con un alimentatore da banco capace di generare un voltaggio fino a 60 V su più canali. Ad ogni trasduttore è stata fornita la tensione raccomandata dal produttore. L'acquisizione dei segnali è stata effettuata con schede National Instruments provviste di filtri per minimizzare il rumore di fondo introdotto dall'inverter del martinetto e insito nella catena di misura. È stato sviluppato un codice LabVIEW per il controllo in tempo reale di carico e spostamento.

Sono stati utilizzati 8 trasduttori lineari, denominati nel seguito L_i (con $i = 1, \dots, 8$), per misurare spostamenti assoluti e relativi. In particolare, sono stati utilizzati due trasduttori ($i = 1$ e 2), con corsa da 50 mm, posizionati su basi magnetiche per monitorare lo spostamento assoluto del traverso ovvero il vincolo fornito alla configurazione di prova. Due trasduttori ($i = 4$ e 5) con corsa da 200 mm, sono stati posizionati su basi magnetiche e monitorano gli spostamenti assoluti del cordolo. Lo spostamento relativo del cordolo rispetto al traverso è stato monitorato con due trasduttori ($i = 6$ e 7) collegati a piastre tassellate nei due elementi; piastre che fungono da collegamento per tutti i traduttori sin qui descritti. Infine, gli spostamenti assoluti dei due elementi adibiti al trasferimento del carico sono stati monitorati grazie a due trasduttori ($i = 3$ e 8) con corsa 200 mm, muniti di tastatore e posti su basi magnetiche. Eventuali rotazioni possono essere colte grazie al posizionamento simmetrico, rispetto all'asse di applicazione del carico, di ogni coppia di trasduttori.

Lo scopo principale della campagna sperimentale è quello di caratterizzare il comportamento del tassello post installato rispetto ad una forza tagliante diretta parallelamente all'asse longitudinale degli elementi in calcestruzzo armato. Le prove sono condotte in controllo di spostamento e per questo setup di prova si è scelto di controllare lo spostamento medio degli elementi che trasferiscono il carico al campione, ovvero L_3 e L_8 .

Per tutte le prove monotone è stato effettuato un precarico in fase elastica a circa il 20% di F_{peak} , per eliminare eventuali giochi insiti nel setup di prova. Il test è stato condotto imponendo uno spostamento diretto verso la cella di carico, ovvero utilizzando il martinetto in chiusura e mantenendo una velocità costante. Tale direzione verrà contrassegnata nel seguito con la lettera "T", ad indicare la direzione di tiro. Per quanto riguarda le prove cicliche, tutti i protocolli di carico sono stati iniziati in tiro e proseguiti in spinta ("S"), ovvero utilizzando il martinetto in apertura. Per ogni target di

forza/spostamento sono stati effettuati 3 cicli. Per la fase elastica della risposta si è scelto utilizzare un target di forza sul primo ciclo, sia in trazione sia in compressione, e utilizzare il target di spostamento, ottenuto sul primo ciclo, per i due cicli successivi. In linea di massima sono stati utilizzati valori del carico multipli di 5 kN. Questo ha permesso di popolare con 4-5 step di carico la fase elastica della risposta della connessione. In prossimità della capacità portante dell'unione, si è reso necessario utilizzare come target lo spostamento, ed in particolare sono stati utilizzati sottomultipli e multipli del diametro del tassello: L'incremento maggiore tra uno step e quello successivo si attesta sul raddoppio dello spostamento target. Tale protocollo adattivo, si è reso necessario vista la leggera variazione di rigidezza riscontrata tra le prove che avrebbe reso complicato popolare, con molti cicli, la risposta della connessione.

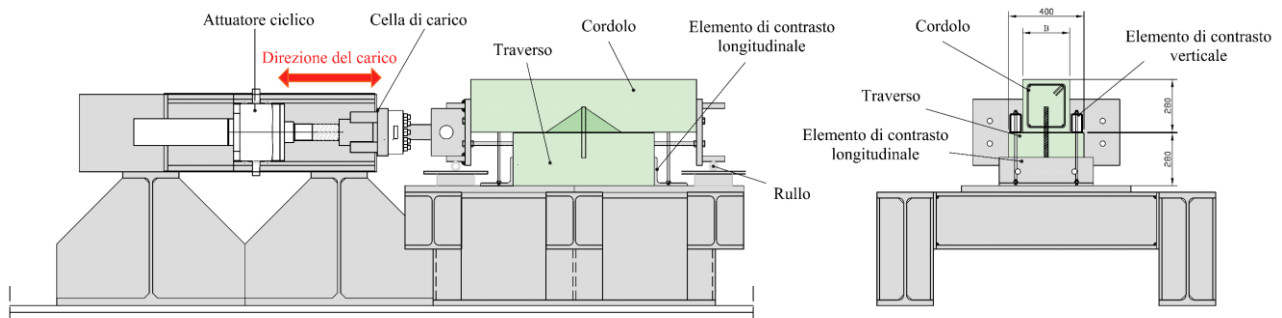


Fig. 6-2. Prove di taglio parallelo: Setup di prova

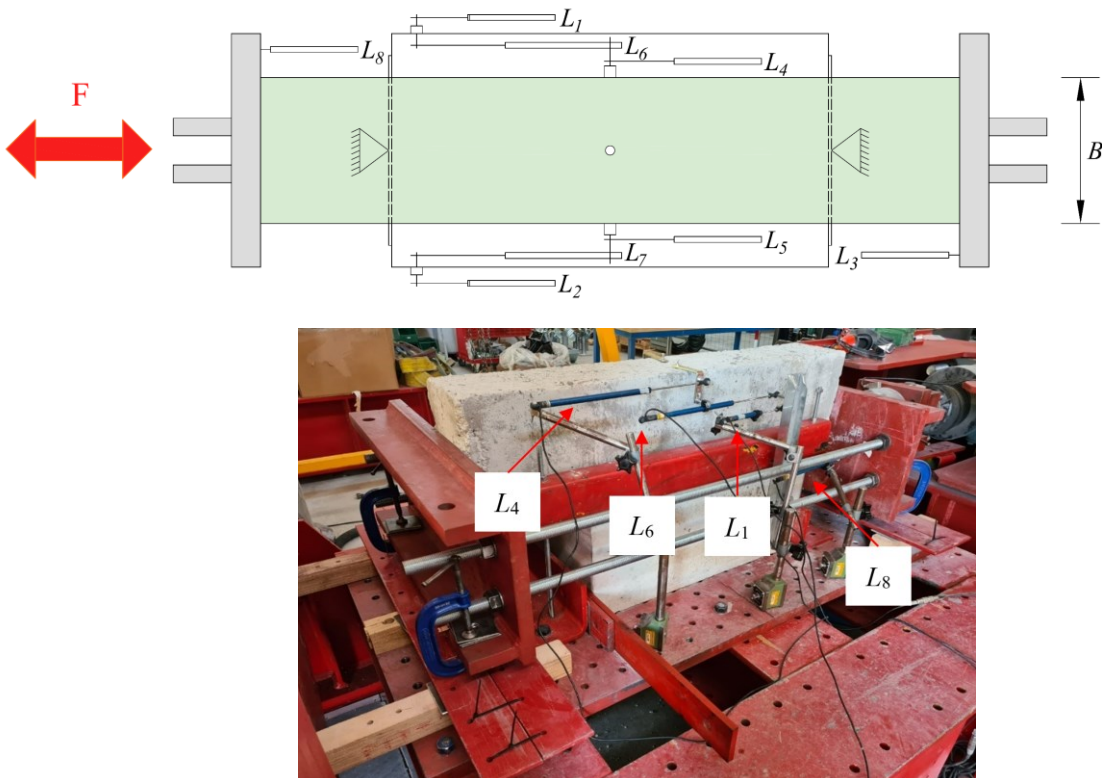


Fig. 6-3. Prove di taglio parallelo: configurazione degli strumenti

6.4 Caratteristiche e denominazione dei provini

Al fine di valutare il comportamento a taglio di un tassello, post installato in un elemento snello in calcestruzzo debolmente armato e gettato in opera in un elemento di rinforzo densamente armato, sono state effettuate 18 prove; 9 con protocollo di carico monotono e 9 cicliche. In questa fase della campagna sperimentale, la direzione della forza risulta parallela all'asse longitudinale del cordolo e del traverso. L'elemento di calcestruzzo debolmente armato ("cordolo") è stato realizzato con $2\varnothing 10$ inferiori, $2\varnothing 10$ superiori e 6 staffe $\varnothing 8$ passo 150 mm (vedi Fig. 6-4a); il getto è stato effettuato con la miscela C12/15. L'elemento di rinforzo è stato invece realizzato con una gabbia d'armatura costituita da $8\varnothing 16$ e $4\varnothing 12$ collocati in prossimità degli angoli e con 10 staffe $\varnothing 8$ passo 75 (vedi Fig. 6-4b); il getto è stato effettuato con una miscela C28/35.

Per valutare l'influenza delle distanze dal bordo, con riferimento a quanto già fatto per la trazione, si è scelto di variare la distanza del connettore dal bordo. Pertanto, sono stati realizzati cordoli di sezione 280×200 mm e 280×250 mm e lunghezza 1.20 m. I tasselli sono stati installati sulla faccia di lato 200×1200 mm ovvero su quella di lato 250×1200 mm. Infine, è stata valutata l'incidenza del diametro del tassello, installando connettori di diametro 12 mm su cordoli di lato 200 mm e connettori di diametro 16 mm su cordoli di lato 20 e 25 cm. I tasselli avevano una lunghezza di infissione, lato

cordolo, pari a 10 volte il loro diametro (vedi Fig. 6-5), mentre erano sagomati a L lato traverso. All'interno del getto del traverso sono stati inseriti due tubi in alluminio di diametro 35 mm per consentire il sollevamento del campione e il suo collocamento sul banco prova.

Con riferimento a quanto appena esposto, si adotta la seguente sigla per individuare le singole prove:
Sezione cls - Tipo di prova – Diametro del tassello d - Numero della prova

dove:

- Sezione cls, $B = 200$ o 250 mm;
- Il tipo di prova è identificato tramite un acronimo relativo a protocollo di carico (es. monotono, "M", o ciclico, "C"), e sollecitazione sul connettore (taglio (shear) diretto parallelamente all'asse longitudinale dell'elemento di calcestruzzo, "SP"). Questa nomenclatura è adottata per uniformarsi alle prove sin qui presentate, ma in questa fase della campagna sperimentale tutti i test sono stati condotti applicando una forza tagliante parallela all'asse longitudinale dei provini.
- $d = 12$ o 16 mm;
- Numero del test = 1, ..., 4.

La realizzazione dei campioni è avvenuta in tre fasi:

- Fase 1: realizzazione del cassero in acciaio mantenendo orizzontali le facce di $1200 \times B$ e collocamento della gabbia di armatura mantenuta in posizione da distanziatori per assicurare il copriferro di progetto. Esecuzione del getto di calcestruzzo di classe C12/15 opportunamente vibrato.
- Fase 2: trascorsi 28 giorni di maturazione, realizzazione del foro sulla faccia superiore del cordolo, ovvero sul lato di larghezza B . Per tasselli di diametro 12 mm sono stati realizzati fori di diametro 16 mm e profondità 120 mm; per tasselli di diametro 16 mm sono invece stati realizzati fori di diametro 20 mm e profondità 160 mm; Una volta eseguito il foro si procede ad un'adeguata pulizia del foro con aria compressa, attenendosi alle indicazioni del produttore della resina. Inserito il tassello si attende il completo indurimento della resina.
- Fase 3: si procede alla cassetatura del traverso mantenendo orizzontali le facce di 750×400 mm e collocamento della gabbia di armatura mantenuta in posizione da distanziatori per assicurare il copriferro di progetto. Dopo aver posizionato un telo di plastica sulla faccia superiore del cordolo, lo si ruota e lo si posiziona su puntelli, predisposti per poter

permettere il porzionamento dell'elemento sul cassero del traverso. Esecuzione del getto di calcestruzzo di classe C28/35 opportunamente vibrato.

Il campione è rappresentato in Fig. 6-5 e alcune immagini delle fasi di realizzazione dei provini sono riportate in Fig. 6-6. I test sono stati eseguiti dopo 28 giorni dalla maturazione del getto del traverso.

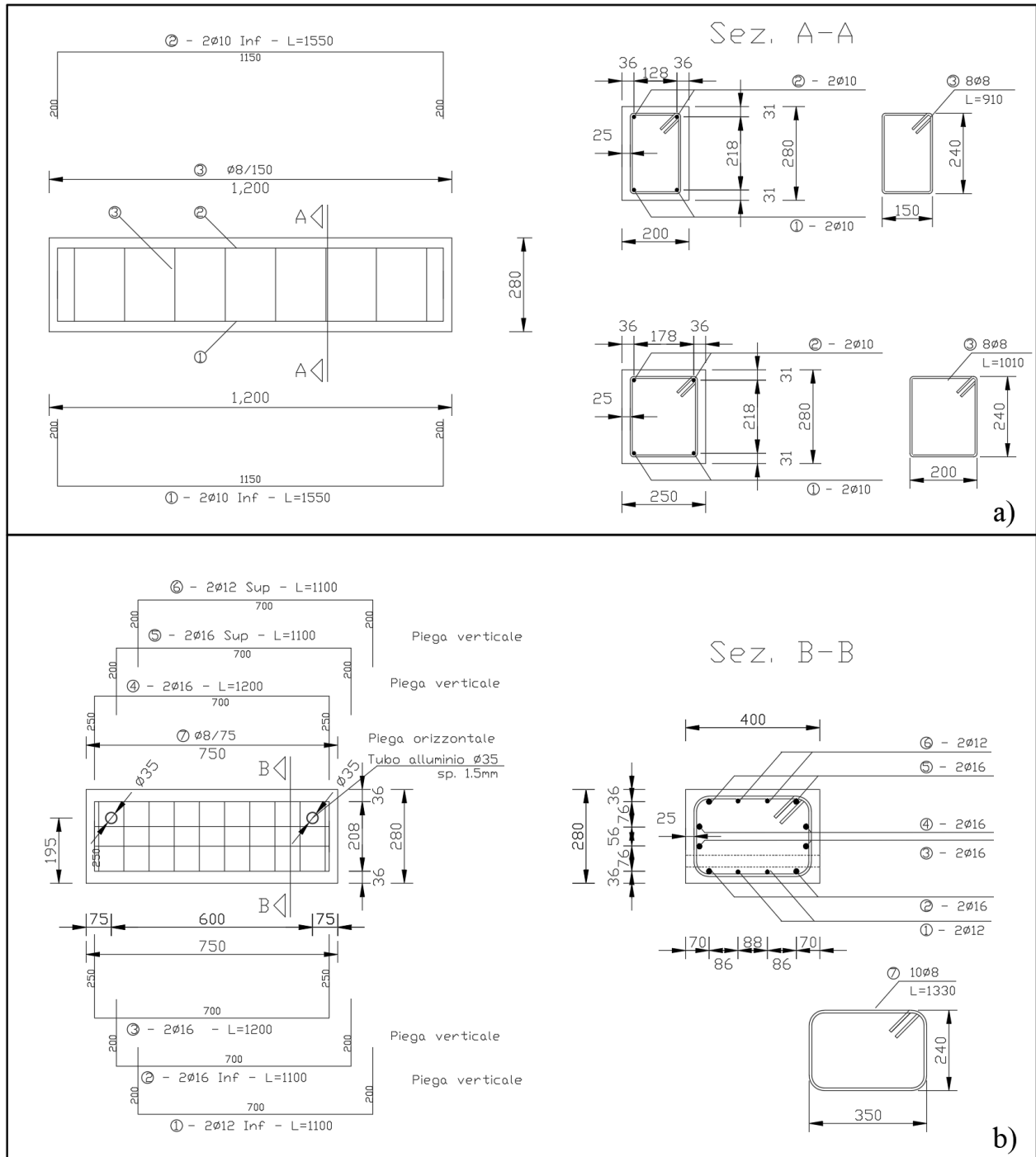


Fig. 6-4. Prove di taglio parallelo: Particolari costruttivi dei provini di cls: Armatura dell'elemento di calcestruzzo debolmente armato ("cordolo") (a) e armatura dell'elemento di calcestruzzo fortemente armato ("traverso")(b)

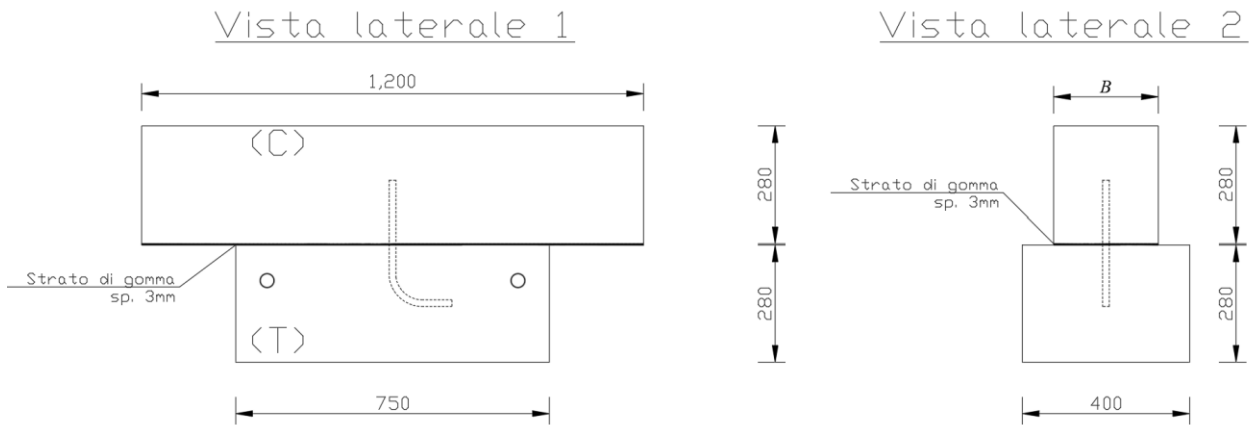


Fig. 6-5. Prove di taglio parallelo. Particolari costruttivi dei provini di cls: viste laterali dei campioni

6.5 Prove monotone

I risultati principali dei test eseguiti con protocollo di carico monotono (MSP) sono riassunti nel seguito, separatamente per le tre geometrie, ed un confronto è riportato in Fig. 6-7.

Si rimanda il lettore a Tab. 6.2 per la matrice riassuntiva dei test dove vengono riportati, per ogni prova, la capacità portante dell'unione (F_{peak}) e lo spostamento al picco (δ_{peak}). Tutte le prove monotone sono state eseguite utilizzando il martinetto in chiusura, ovvero imponendo spostamenti del cordolo diretti verso la cella di carico. Si sceglie di denominare questa direzione con la lettera "T" (tiro). Con riferimento a questa simbologia, si riportano i valori di picco ($F_{peak,T}$) e i rispettivi spostamenti ($\delta_{peak,max}$). Gli spostamenti riportanti sono il risultato della media degli spostamenti relativi tra cordolo e traverso (L_6 e L_7). I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni geometria, rispettivamente in Fig. 6-8, Fig. 6-10 e Fig. 6-12; l'intervallo di spostamento utilizzato per questi grafici è limitato a 40 mm per poter apprezzare il tratto iniziale ad elevata rigidità. Anche in questo caso si riportano gli spostamenti relativi mediati su due trasduttori.



Fig. 6-6. Prove di taglio parallelo. Fase 1: realizzazione del cassero in acciaio e collocamento della gabbia di armatura del cordolo (a,b). Fase 2: realizzazione del tassello post-inserito nel cordolo (c). Fase 3: realizzazione del cassero in acciaio e collocamento della gabbia di armatura del traverso; posizionamento del cordolo (d). Maturazione dei provini (e).

Tab. 6.2 Prove di taglio parallelo su tasselli. Matrice delle prove sperimentali. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e lo spostamento δ_{peak} .

Test	Etichetta del provino	Lato sezione [mm]	Protocollo di carico	Diametro del tassello [mm]	Numero di getto	Capacità portante I [kN]	Spostamento a $F_{peak,I}$ [mm]	Capacità portante II [kN]	Spostamento a $F_{peak,II}$ [mm]
Simbolo	B		d			$F_{peak,T}$	$\delta_{peak,max}$	$F_{peak,S}$	$\delta_{peak,min}$
1	200-MSP-12-1	200	M	12	2	55.5	30.41		
2	200-MSP-12-2	200	M	12	1	61.5	27.94		
3	200-MSP-12-3	200	M	12	1	51.6	25.98		
4	200-CSP-12-1	200	C	12	1	28.5	1.99	-37.6	-12.64
5	200-CSP-12-2	200	C	12	1	16.2	6.58	-16.9	-7.28
6	200-CSP-12-3	200	C	12	2	31.3	42.10	-40.6	-27.70
7	200-MSP-16-1	200	M	16	2	65.6	22.12		
8	200-MSP-16-2	200	M	16	2	67.3	26.33		
9	200-MSP-16-3	200	M	16	2	65.9	23.65		
10	200-CSP-16-1	200	C	16	2	37.9	12.58	-32.6	-12.77
11	200-CSP-16-2	200	C	16	2	42.1	18.69	-51.1	-21.44
12	200-CSP-16-3	200	C	16	2	51.4	33.32	-33.2	-6.78
13	250-MSP-16-1	250	M	16	1	116.2	36.98		
14	250-MSP-16-2	250	M	16	1	103.4	27.34		
15	250-MSP-16-3	250	M	16	2	89.7	24.86		
16	250-CSP-16-1	250	C	16	1	46.9	2.44	-41.3	-2.81
17	250-CSP-16-2	250	C	16	1	47.4	13.24	-42.1	-3.34
18	250-CSP-16-3	250	C	16	2	44.1	14.37	-39.5	-14.72

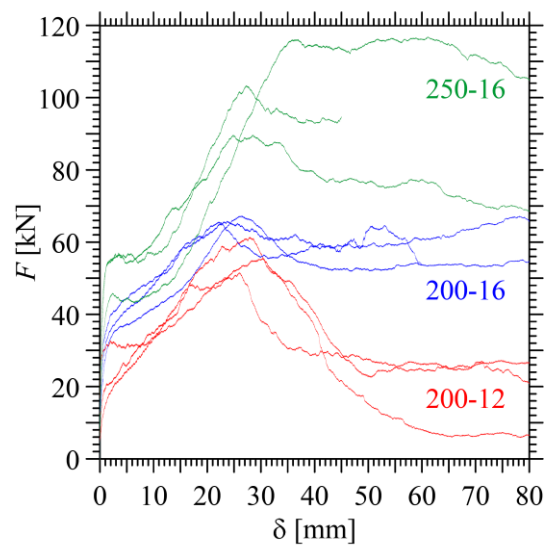


Fig. 6-7 Prove di taglio parallelo monotono su tasselli.

6.5.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali dei cordoli di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm (Fig. 6-8). Per questa geometria sono stati registrati valori della capacità portante compresi tra 51.6 e 61.5 kN con un CoV del 8.8%. Questi valori di carico sono stati raggiunti per spostamenti importanti, mediamente pari a 28.1 mm con coefficienti di variazione (CoV $\delta_{\text{peak}}=7.9\%$) in linea a quelli registrati per la capacità portante. Tutte le prove hanno evidenziato un comportamento iniziale quasi lineare seguito da un tratto non lineare con perdita di rigidità, a sua volta seguito da un incremento di rigidità fino al raggiungimento della capacità portante. Quanto registrato è in linea con quanto osservato da Sørensen J., et al. (2017). In particolare, il comportamento a taglio del tassello rappresenta solo la prima fase del meccanismo di trasferimento del carico. Quando lo spostamento aumenta, sul tassello si sviluppano gradualmente tensioni assiali; in questa fase il tassello è soggetto ad azioni combinate di taglio-trazione. Nella fase finale, il tassello è soggetto quasi esclusivamente a trazione ed il carico è trasferito, tra i due elementi di calcestruzzo, con un meccanismo a catenaria. Questo meccanismo tuttavia, si attiva solo per grandi spostamenti.

Se analizziamo il tratto iniziale, la variazione di rigidità, per i test 2 e 3, avviene per una forza di circa 20 kN, mentre per il test numero 1 la si osserva a circa 30 kN. Le differenze riscontrate, in termini di carico, possono essere attribuite alla presenza di un'intercapedine tra i due elementi (la cui estensione dipende dalle imperfezioni insite nella fase di realizzazione dei campioni) che influenza la luce di taglio del tassello. Pertanto è possibile attribuire allo snervamento a taglio del tassello ($F_{v,ym} = 34.5$ kN, con $f_{ym} = 526$ MPa e $d = 11.8$ mm) la variazione di rigidità registrata nei vari test ed in particolare la duttilità osservata nel test 1.

Per tutte e 3 le prove è stato osservato lo sfilamento del tassello dal cordolo, con rottura del legame di adesione nell'interfaccia resina-calcestruzzo. Il cordolo, al termine della prova, risultava interessato da importanti lesioni ed espulsioni di calcestruzzo come si può osservare da Fig. 6-9 a,b e c. Viceversa, sul trasverso non sono stati osservati danneggiamenti. In Fig. 6-9 d,e si osservano i coni di rottura e i detriti che derivano dalla rottura del cordolo. Il tassello risulta fortemente plasticizzato con deformazioni residue importanti nella direzione di applicazione del carico (vedi Fig. 6-9 d).

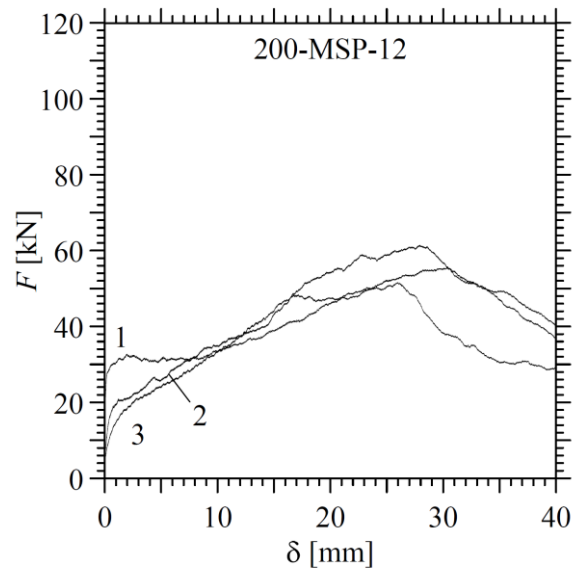


Fig. 6-8 Prove di taglio parallelo monotono su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.



a)



b)



c)



d)



e)



f)

Fig. 6-9. Prove di taglio parallelo monotono su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

6.5.2 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali degli elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 16$ mm (Fig. 6-10). Per questa geometria sono state effettuate 3 prove monotone che hanno restituito una capacità portante media di 66.3 kN, con un aumento del 18% rispetto alla media dei risultati ottenuti, a parità di cordolo, su tassello di diametro 12 mm. I test sono stati caratterizzati da un CoV pari a 1.4%, con una riduzione dell'84% rispetto ai test precedentemente esposti.

Anche per questa geometria è stata osservata una riduzione della rigidità del collegamento in corrispondenza di carichi compresi tra 35 e 40 kN, ovvero in corrispondenza del 40-50% di F_{peak} . È stato osservato tuttavia, un incremento medio (circa 60%) del tratto elastico iniziale, dove la connessione lavora principalmente per azioni taglianti. Una volta raggiunta la capacità portante massima è stato registrato un degrado della resistenza piuttosto contenuto, se confrontato coi risultati precedenti. La prova 200-MSP-16-3 è stata caratterizzata addirittura da un secondo picco (67.2 kN) superiore al primo, in corrispondenza di uno spostamento pari a 78.2 mm.

La capacità portante dell'unione è stata raggiunta, per tutte le prove, per spostamenti elevati, mediamente pari a 24 mm (CoV $\delta_{\text{peak}}=8.9\%$). Infine, è stata osservata una riduzione media di δ_{peak} del 14.5% rispetto alle prove con tassello di diametro 12 mm e cordolo 200 mm.

Per tutte e 3 le prove, in accordo con quanto già osservato per il tassello da 12 mm, è stato registrato lo sfilamento del tassello dal cordolo, con rottura del legame di adesione nell'interfaccia resina-calcestruzzo. Il cordolo, al termine della prova, risultava interessato da importanti lesioni ed espulsioni di calcestruzzo come si può osservare da Fig. 6-11a,b e c. In particolare, la prova 200-MSP-16-1 è stata caratterizzata da un cono asimmetrico il cui sviluppo interessava solo metà della sezione del cordolo; le restanti prove sono invece state caratterizzate da una modalità di rottura simmetrica. Viceversa, sul trasverso non sono stati osservati danneggiamenti. In Fig. 6-d ed f si osservano i coni di rottura e i detriti che derivano dalla rottura del cordolo. Il tassello risulta fortemente plasticizzato con deformazioni residue importanti nella direzione di applicazione del carico (vedi Fig. 6-e).

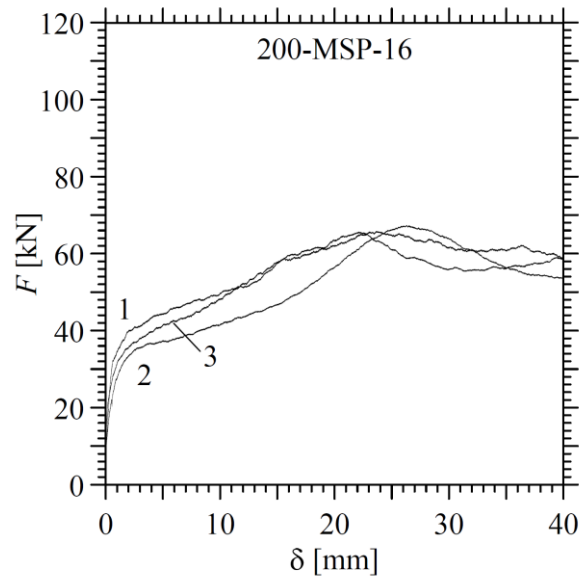


Fig. 6-10 Prove di taglio parallelo monotono su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.



a)



b)



c)



d)



e)



f)

Fig. 6-11. Prove di taglio parallelo monotono su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

6.5.3 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 250$ mm

In questa sezione vengono riportati i risultati sperimentali dei 3 test condotti su elementi di lato 250 mm e tassello di diametro $d = 16$ mm (Fig. 6-12). Per questa geometria è stata registrata una capacità portante media di 103.1 kN, con un incremento del 55.5% rispetto alla media dei risultati ottenuti, a parità tassello, su cordolo 200 mm. Tuttavia, i test sono stati caratterizzati da un CoV elevato pari all'12.9%. L'incremento della sezione trasversale del cordolo ha incrementato anche il tratto iniziale dove il collegamento lavora principalmente a taglio. Per questa geometria, infatti, il degrado è stato osservato a 46 kN per il test 1 e a 56 kN per i test 2 e 3, con un aumento medio del 40% rispetto alla sezione da 200 mm. Per la prova 250-MSP-16-1 il degrado di rigidezza è avvenuto in corrispondenza del 40% di F_{peak} , mentre per il test 2 e 3 rispettivamente per il 54% e 62%. La capacità portante dell'unione è stata raggiunta, per tutte le prove, per spostamenti importanti, mediamente pari a 29.7 mm (CoV $\delta_{peak}=21.5\%$). Si osserva pertanto un incremento medio di δ_{peak} del 23.8% rispetto alle prove con tassello di diametro 16 mm e cordolo 250 mm. I test 250-MSP-16-2 e 250-MSP-16-3 sono stati caratterizzati da un degrado graduale della resistenza una volta raggiunta la loro capacità portante, mentre per la prova 250-MSP-16-1 è stata osservata una sostanziale conservazione della resistenza fino a spostamenti pari a 61 mm.

L'incremento di sezione trasversale ha ridotto la formazione di lesioni sul cordolo e l'ampiezza dei coni risultava particolarmente contenuta (vedi Fig. 6-13 a) o asimmetrica (vedi Fig. 6-13 b,c) su una porzione limitata di sezione. Pur incrementando la resistenza dell'unione, non sono stati osservati danneggiamenti sul trasverso come si evince da Fig. 6-13 d,e ed f. Anche in questo caso, il tassello è risultato fortemente plasticizzato con deformazioni residue importanti nella direzione di applicazione del carico. Per tutte e tre le prove, in accordo con quanto già osservato per i test monotoni, è stato registrato lo sfilamento del tassello dal cordolo, con rottura del legame di adesione nell'interfaccia resina-calcestruzzo.

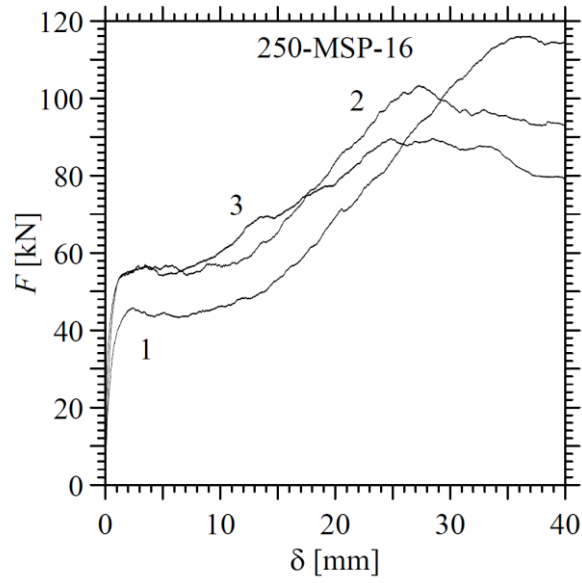


Fig. 6-12. Prove di taglio parallelo monotono su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 16$ mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.



a)



b)



c)



d)



e)



f)

Fig. 6-13. Prove di taglio parallelo monotono su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 16$ mm

6.6 Prove cicliche

I risultati principali dei test eseguiti con protocollo di carico ciclico (CSP) sono riassunti nel seguito, separatamente per le tre geometrie. Si veda la Tab. 6.2 per la matrice riassuntiva dei test dove vengono riportati, per ogni prova, la capacità portante dell'unione (F_{peak}) e lo spostamento al picco (δ_{peak}). Tutte le prove cicliche sono state iniziate in tiro ("T"), ovvero utilizzando il martinetto in chiusura e proseguite in spinta ("S"), ovvero utilizzando il martinetto in apertura. Con riferimento a questa simbologia, si riportano i valori di picco nelle due fasi ($F_{peak,S}$, $F_{peak,T}$) a cui corrispondono i valori di spostamento massimo e minimo al picco ($\delta_{peak,max}$, $\delta_{peak,min}$). Gli spostamenti riportati sono il risultato della media degli spostamenti relativi tra cordolo e traverso (L_6 e L_7). I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni geometria, rispettivamente in Fig. 6-14, Fig. 6-16 e Fig. 6-18. Anche in questo caso si riportano gli spostamenti relativi mediati su due trasduttori.

6.6.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm

I risultati sperimentali degli elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm sono presentati in Fig. 6-14; ogni prova ciclica è riportata separatamente e confrontata con le prove monotone, a parità di geometria. Per tutte le prove, la resistenza massima è stata sviluppata in spinta, con un carico mediamente pari a 31.7 kN. È stata registrata pertanto una riduzione del 34% rispetto alle prove monotone. Il CoV di $F_{peak,T}$, pari al 40.8%, è risultato fortemente condizionato dal test numero 2, per il quale è stata osservata una capacità portante pari a 16.9 kN, con una riduzione del 55% e 58% rispetto alle altre 2 prove. In Fig. 6-14a, l'involuppo della prova 200-CSP12-1 risulta ben descritto dalle prove monotone ed in particolare dal test 20-MSP12-1; è possibile osservare il raggiungimento di $F_{peak,T}$ per spostamenti contenuti ($\delta_{peak,max} = 1.99$ mm) in accordo col comportamento, del primo tratto, della prova MSP. Il degrado di resistenza, registrato per le prove monotone, è bene colto anche col protocollo ciclico, dove si rileva anche una leggera ripresa di rigidità per i cicli in spinta. Tuttavia, per tutti i campioni è stata osservata una rottura a taglio-trazione del tassello per fatica che non permette lo sviluppo del comportamento a catenaria osservato sulle prove monotone. I test numero 2 e 3 hanno registrato la perdita di rigidità iniziale per valori di carico più bassi. Nel primo caso, tale valore è stato conservato nei cicli successivi fino a rottura, mentre nel secondo è stato registrato un graduale incremento di resistenza a fronte di spostamenti residui allo scarico importanti. Alla luce di quanto appena esposto, sono state rilevate dispersioni importanti sugli spostamenti al picco (CoV $\delta_{peak,min} = 66.7$ %), con un valore medio pari a 15.9 mm.

A parità di spostamento, è stata osservata una riduzione importante di resistenza passando dal primo al secondo ciclo e una riduzione limitata dal secondo al terzo. All'aumentare dei cicli, inoltre, sono state registrate importanti perdite di rigidezza.

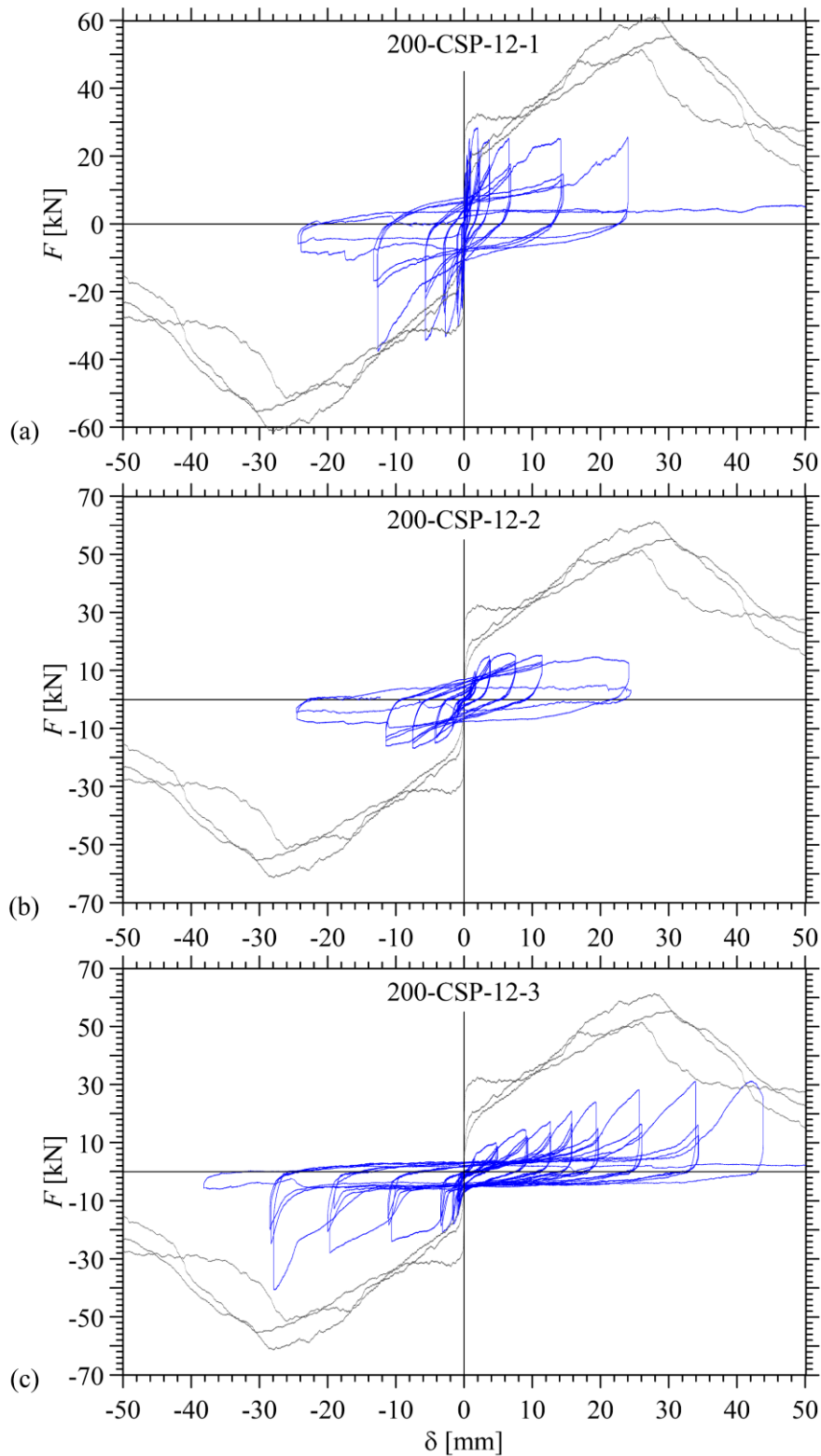


Fig. 6-14. Prove di taglio parallelo ciclico su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

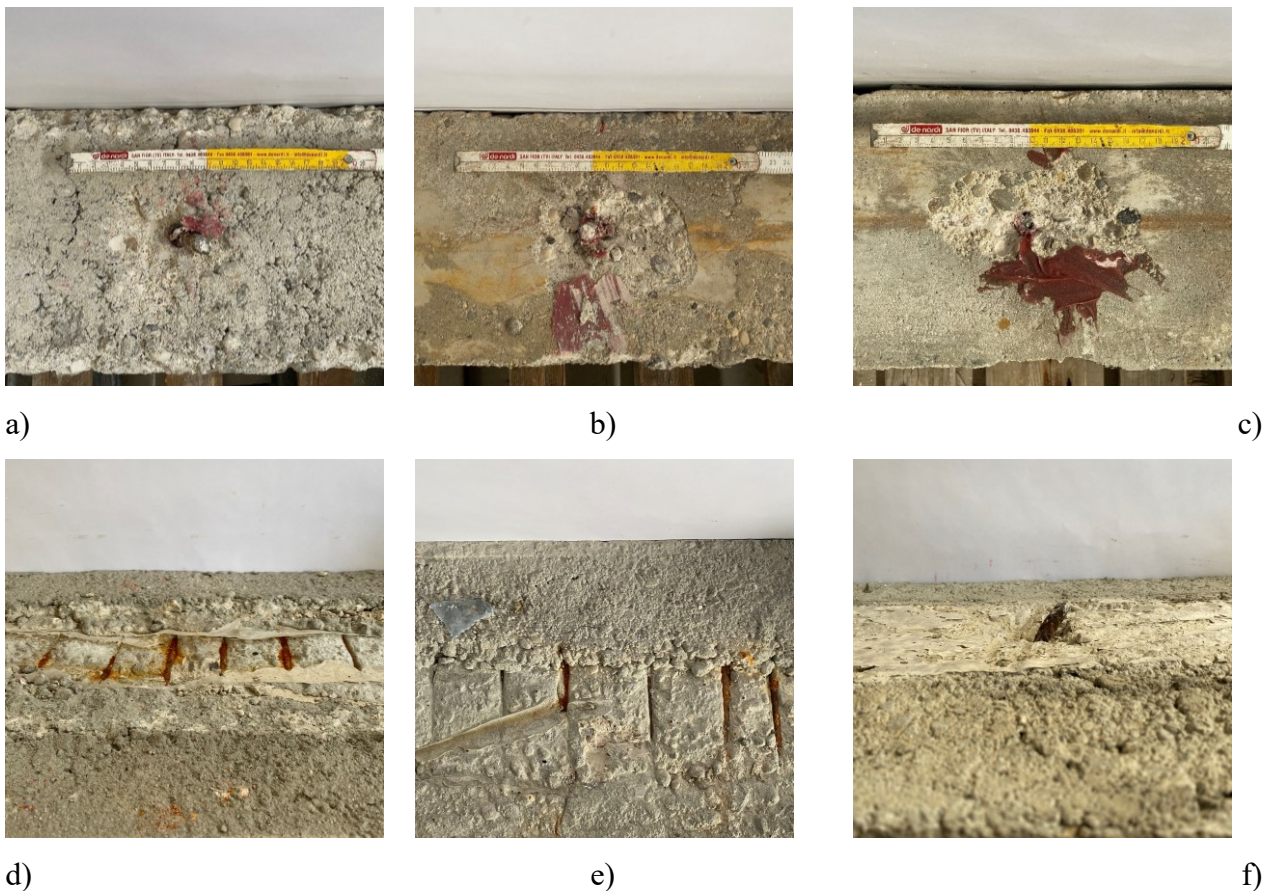


Fig. 6-15. Prove di taglio parallelo ciclico su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

Al termine della prova non sono state osservate lesioni rilevanti sugli elementi in calcestruzzo (vedi Fig. 6-15). La rottura del tassello è avvenuta in prossimità della superficie del traverso per le prime 2 prove e all'interfaccia col cordolo per il terzo test.

6.6.2 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 200$ mm

In questa sezione vengono riportati i risultati sperimentali degli elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 16$ mm (vedi Fig. 6-16). Anche per questa geometria, è stata rilevata (per tutte le prove) una rottura oligociclica per carichi di fatica del tassello. Non sono state osservate inoltre lesioni sugli elementi di calcestruzzo. La resistenza massima è stata sviluppata in tiro per i test 1 e 3, ed in spinta per il campione numero 2. In particolare, per la prova 200-CSP-16-3 è stata registrata una differenza del 35% variando la direzione del carico. La media assoluta delle capacità portanti ($F_{\text{peak}} = 46.8$ kN) è risultata il 70.6% della media ottenuta, a parità di geometria, col protocollo di carico monotono. È stato registrato invece un incremento del 47.6% di F_{peak} , a parità di protocollo e sezione trasversale

del cordolo, aumentando il diametro del connettore. Le considerazioni fatte per la serie precedente, in termini di curva carico-spostamento, possono essere estese a questi test.

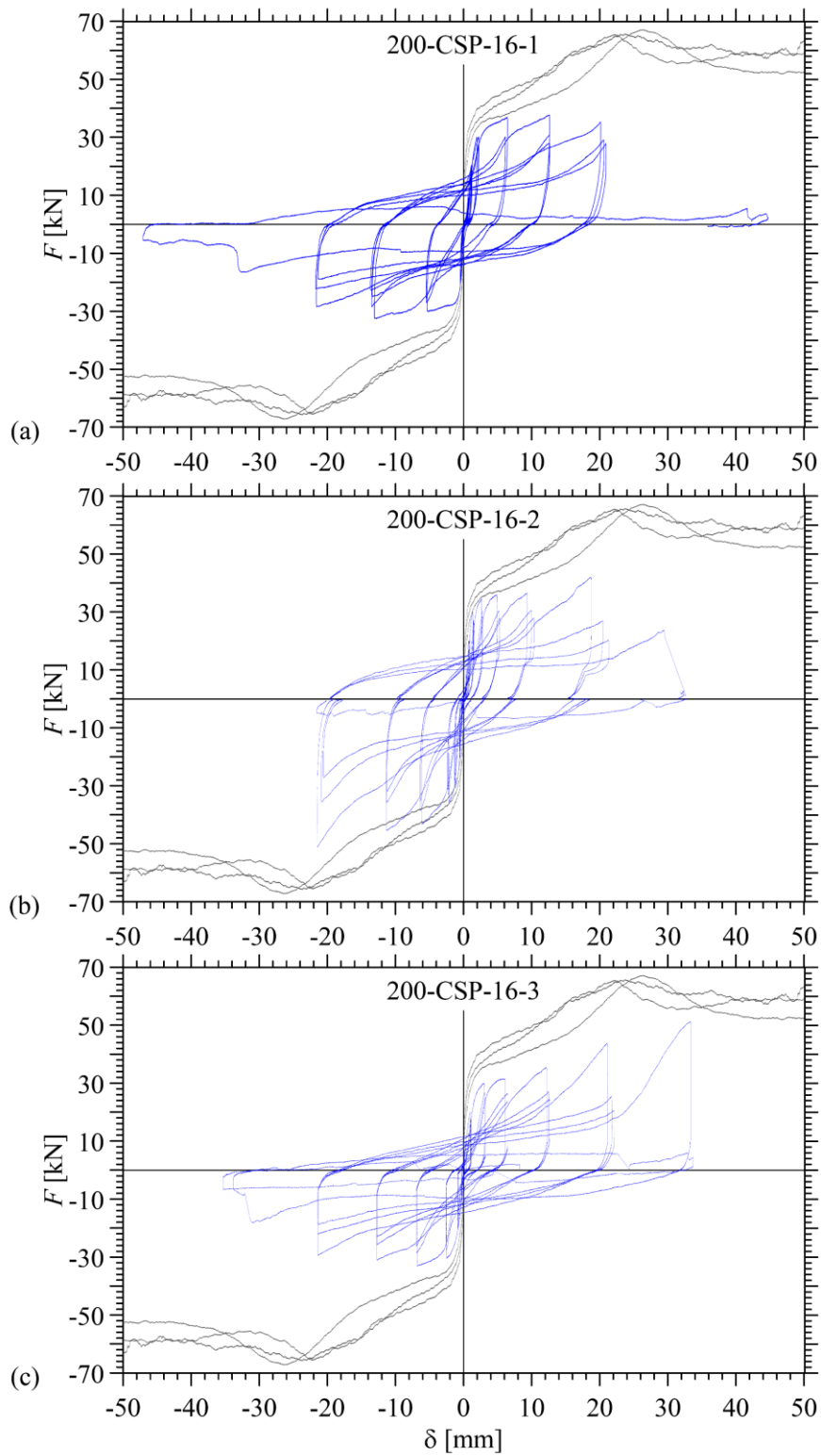


Fig. 6-16. Prove di taglio parallelo ciclico su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

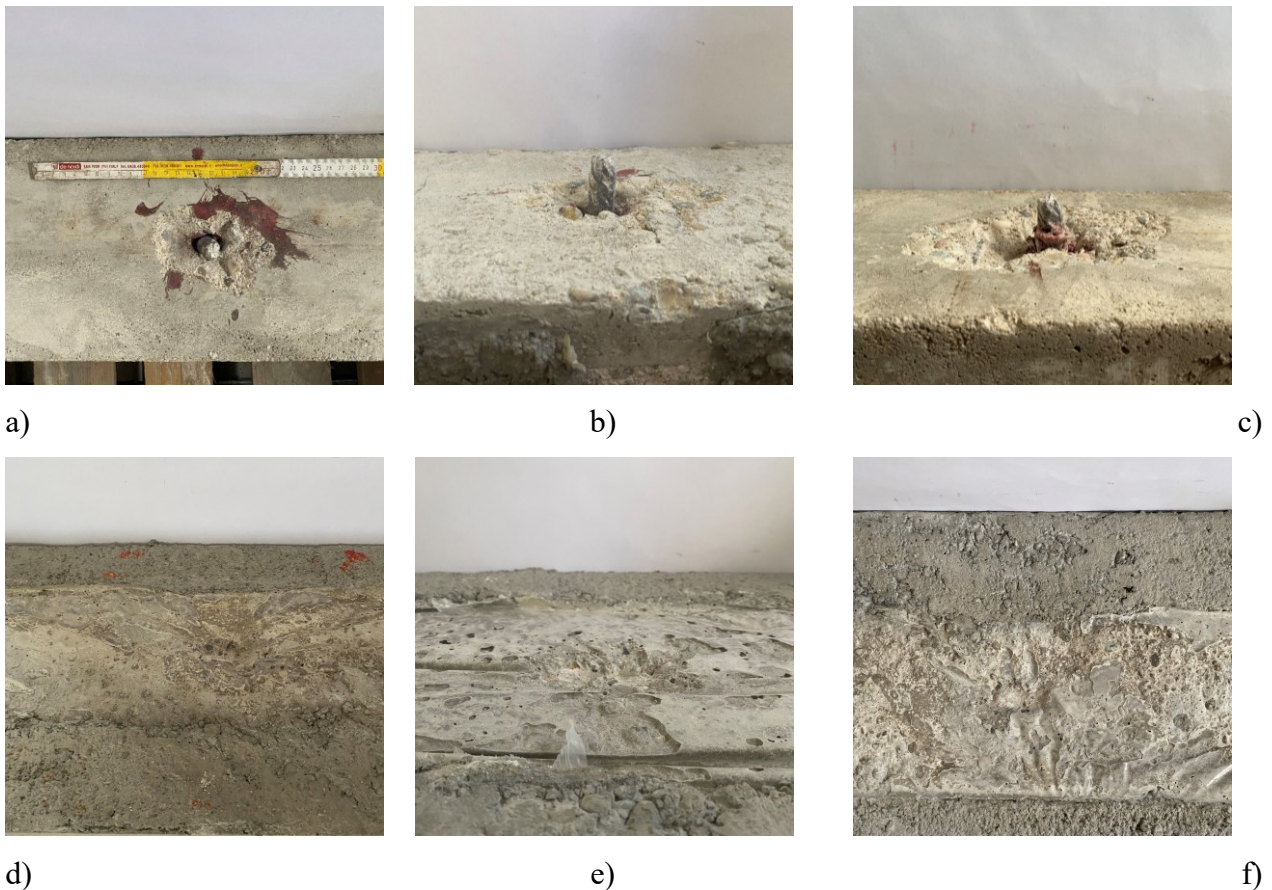


Fig. 6-17. Prove di taglio parallelo ciclico su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 16$ mm

6.6.3 Tassello $d = 16$ mm e cordolo $B = 250$ mm

Si riportano infine, a completamento della campagna sperimentale, i risultati delle prove su elementi di lato 250 mm e tassello di diametro $d = 16$ mm (vedi Fig. 6-18).

Per tutte le prove, la resistenza massima è stata sviluppata in tiro, mediamente pari a 46.1 kN. A differenza di quanto osservato per i test monotoni, dove l'aumento della sezione trasversale del cordolo ha comportato incrementi importanti di capacità portante, per il protocollo ciclico è stato registrato un decremento dell'1.5%. La variazione del protocollo di carico ha determinato quindi una perdita di resistenza pari al 55%. I vantaggi, a parità di protocollo, sono stati osservati invece in termini di dispersione dei risultati, con un CoV di $F_{\text{peak,T}}$ pari a 3.9% con una riduzione del 76% rispetto a quello calcolato, in termini assoluti, per la geometria precedente. Gli involuppi delle tre prove sono ben rappresentati, sia in spinta che in trazione, dalla prova 250-MSP-16-1. Anche in questo caso è stata osservata la rottura per fatica del tassello, la quale avviene, per tutte le prove, all'interfaccia col traverso. Non sono state rilevate lesioni sugli elementi in calcestruzzo come si può osservare dalle immagini riportate in Fig. 6-19.

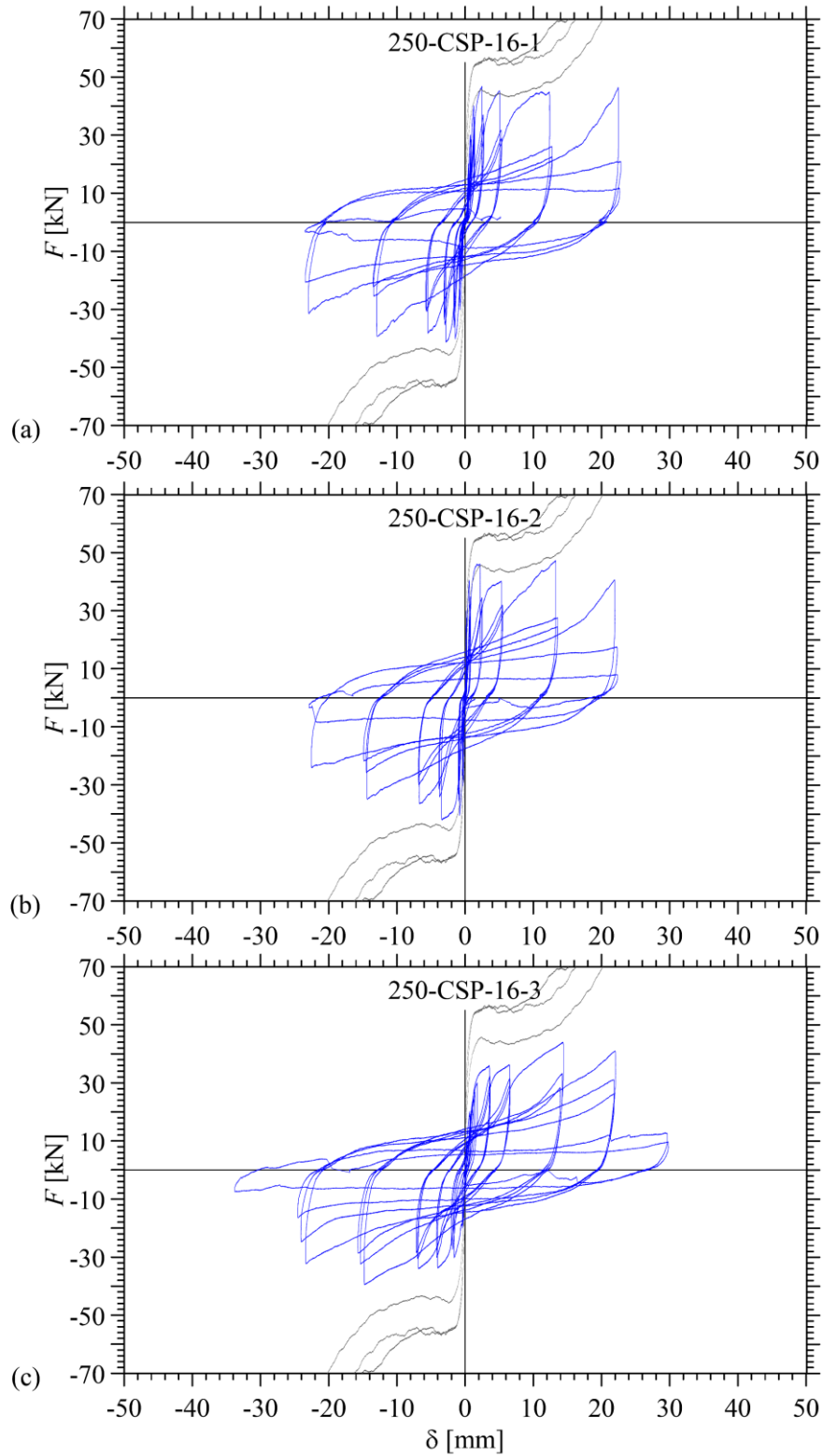


Fig. 6-18. Prove di taglio parallelo ciclico su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 16$ mm

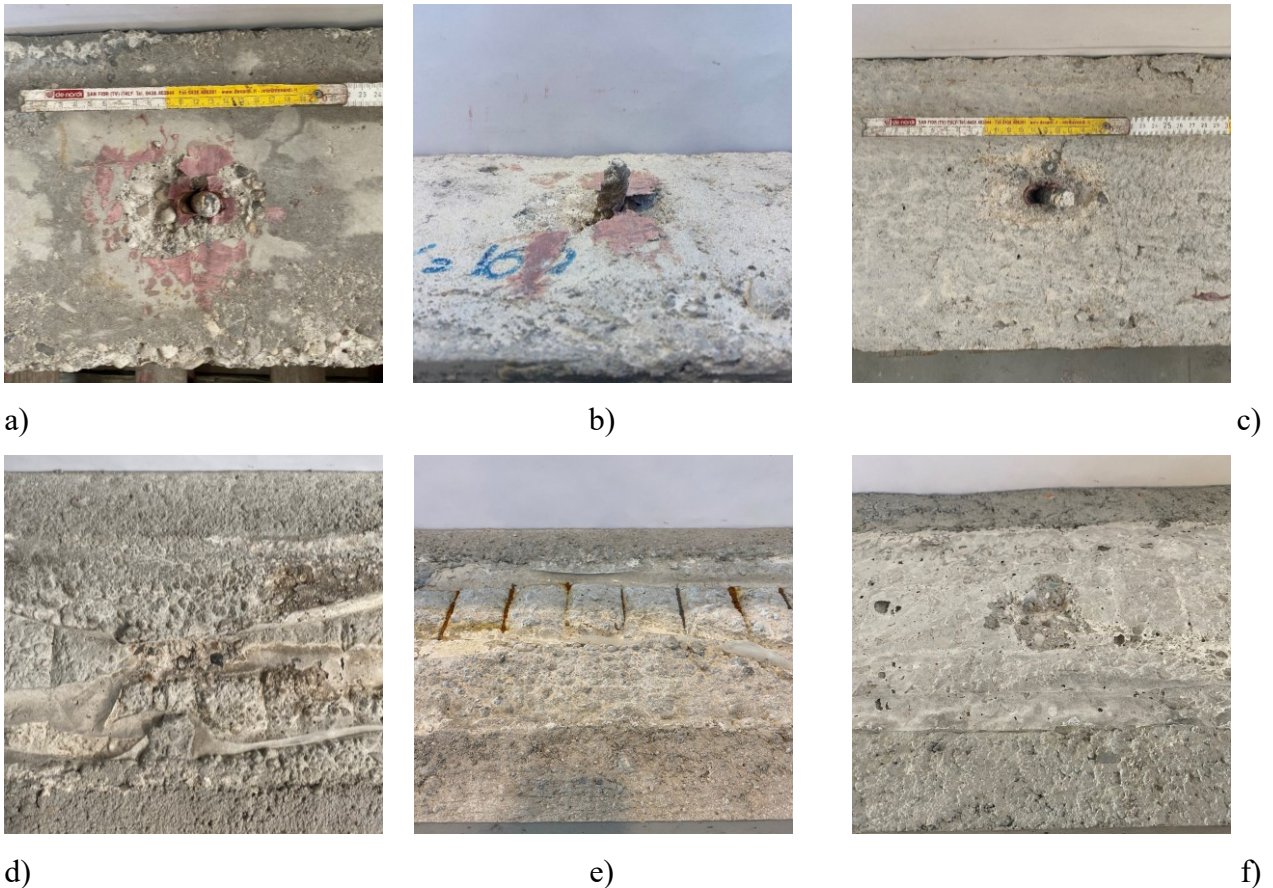


Fig. 6-19. Prove di taglio parallelo ciclico su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 16$ mm

6.7 Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 2

Le modalità di rottura tipiche per i tasselli singoli sottoposti ad azioni taglianti possono interessare il tassello in acciaio, l'elemento di calcestruzzo oppure la superficie di adesione tra essi. Il primo caso vede la rottura a taglio del tassello e tipicamente si osserva quando il connettore è posto a sufficiente distanza dai bordi dell'elemento di cls. Se tale distanza risulta limitata e la forza di taglio risulta diretta verso il bordo, la connessione raggiunge la sua capacità portante per rottura del bordo o dello spigolo. Se la profondità di posa risulta limitata, questa modalità si può osservare anche per azioni parallele al bordo. Infine, la rottura all'interfaccia può verificarsi solo nel caso in cui la forza di adesione non risulti sufficiente a resistere alla forza di trazione prodotta dalla deformazione trasversale.

Vengono di seguito riportate le formulazioni proposte da EC2-4 (CEN, 2018) per la determinazione della resistenza dell'unione, in funzione della modalità di rottura. Secondo tale approccio, la connessione perviene a collasso secondo la modalità caratterizzata dal valore minore. Alcune considerazioni vengono effettuate utilizzando le formulazioni proposte da Grosser (2012).

6.7.1 Rottura a taglio del tassello

La resistenza caratteristica a taglio $V_{Rk,s}$ di un singolo ancoraggio post-installato incollato, in caso di rottura lato acciaio, è ottenuta dalla seguente equazione:

$$V_{Rk,s} = k_s \cdot A_s \cdot f_u \quad \text{Eq. 6.1}$$

dove A_s è la sezione trasversale netta del tassello, f_{uk} è la resistenza caratteristica a trazione dell'acciaio. k_s vale 0.6 per $f_{uk} < 500$ MPa e vale 0.5 per f_{uk} compresa tra 500 e 1000 MPa. Si rimanda a Tab. 5.1 dove sono riportati i valori ottenuti nella campagna sperimentale di caratterizzazione per le barre di armatura e per i tasselli impiegati.

6.7.2 Rottura per pry-out

La resistenza caratteristica per taglio $V_{Rk,cp}$ di un ancoraggio post-installato incollato in caso di rottura per pry-out è ottenuta dalla seguente equazione:

$$V_{Rk,cp} = \min\{k_3 \cdot N_{Rk,p}; k_3 \cdot N_{Rk,c}\} \quad \text{Eq. 6.2}$$

Dove k_3 può essere posto uguale a 1 per $h_{ef} < 60$ mm, o può essere posto uguale a 2 per $h_{ef} \geq 60$ mm.

6.7.3 Rottura del bordo

La resistenza caratteristica per taglio $V_{Rk,c}$ di un ancoraggio post-installato incollato in caso di rottura del bordo è ottenuta dalla seguente equazione:

$$V_{Rk,c} = V_{Rk,c}^0 \cdot \gamma_{A,V} \cdot \gamma_{s,V} \cdot \gamma_{h,V} \cdot \gamma_{a,V} \cdot \gamma_{re,V} \quad \text{Eq. 6.3}$$

dove il valore della resistenza caratteristica di un singolo tassello caricato perpendicolarmente al bordo è calcolato come:

$$V_{Rk,c}^0 = k_v \cdot d^\alpha \cdot h_{ef}^\beta \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot c_1^{1.5} \cdot \quad \text{Eq. 6.4}$$

con k_v che vale 1.7 o 2.4 rispettivamente per calcestruzzo fessurato non fessurato. f_{ck} è la resistenza cilindrica a compressione del cls, c_1 è distanza dal bordo, d il diametro esterno del tassello, $\alpha = 0.1(h_{ef}/c_1)^{0.5} \leq 1$ e $\beta = 0.1(d/c_1)^{0.2}$. Questa espressione è valida per $h_{ef} < 12d$, con h_{ef} lunghezza effettiva di infissione del tassello.

Il fattore $\gamma_{A,V} = A_{c,V}/A_{c,V}^0$ tiene conto dell'effetto geometrico della spaziatura, delle distanze dal bordo e dell'effetto dello spessore dell'elemento in calcestruzzo. $A_{c,V}^0 = 4c_1$ è l'area effettiva di sviluppo del meccanismo di rottura, mentre $A_{c,V}$ è l'area ideale. Il fattore $\gamma_{s,V} = 0.7 + 0.3 \cdot c_1/1.5c_1 \leq 1$ è un ulteriore parametro che considera l'incidenza delle distanze dai bordi e la corrispettiva distribuzione di sforzi all'interno dell'elemento di calcestruzzo. Il fattore $\gamma_{-}(h,V) = (1.5c_1/h)^{0.5} \geq 1$ tiene in considerazione la variazione di resistenza non uniforme lungo l'altezza dell'elemento di calcestruzzo. Per valutare l'incidenza della direzione del carico, rispetto al bordo dell'elemento di calcestruzzo, si utilizza il parametro $\gamma_{\alpha,V} = (1/((\cos\alpha_v)^2 + (0.5\sin\alpha_v)^2))^{0.5} \geq 1$. Esso vale 1 per forze dirette perpendicolarmente al bordo e vale 2 per forze dirette parallelamente. Infine, viene adottato un fatto $\gamma_{re,V}$ per tenere in conto l'effetto di una eventuale armatura di rinforzo. Tale contributo vale 1 per il calcestruzzo non fessurato e 1.4 per calcestruzzo fessurato e armatura fitta (staffe passo 100 mm). Si noti che per calcestruzzo fessurato la presenza di armatura non determina un incremento di resistenza, essendo $k_V \gamma_{re,V} = 1.7 \cdot 1.4 = 2.4$.

Nel 2012 Grosser, a seguito di una vasta campagna sperimentale propone alcune variazioni alla formulazione di EC2-4 appena proposta, ovvero:

$$V_{Rk,c,G} = V_{Rk,c,90^\circ}^0 \cdot \gamma_{h,V} \cdot \gamma_{re,V} \quad \text{Eq. 6.5}$$

con $V_{Rk,c,90^\circ}^0 = k_v \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot c_1^{2/3} \cdot d \cdot \gamma_{l,V}$ resistenza caratteristica del bordo di calcestruzzo, dove $k_v = 24.5$ in caso di calcestruzzo fessurato e 35 in caso di calcestruzzo non fessurato, f_{ck} è la resistenza cilindrica a compressione del cls, c_1 la distanza dal bordo, d il diametro esterno del tassello, $\gamma_{l,V}$ vale $(l_f/12d)^{0.5} \leq 1$ con l_f effettiva infissione del tassello. Il fattore $\gamma_{h,V}$ tiene conto dello spessore dell'elemento di calcestruzzo come $\gamma_{h,V} = (h/h_{cr,V})^{0.75} \leq 1$ con $h_{cr,V} = 4 \cdot d + c_1$. Il fattore $\gamma_{re,V}$ tiene invece conto dell'effetto della posizione dell'ancoraggio nel calcestruzzo fessurato o non fessurato e dell'influenza positiva dell'armatura di bordo sulla resistenza al cedimento del bordo del calcestruzzo: $\gamma_{re,V} = 1$ per ancoraggi senza rinforzo di bordo o staffe, $\gamma_{re,V} = 1.4$ per ancoraggi con rinforzo di bordo ($d_s \geq 12mm$) e staffe a passo ravvicinato ($d_s \geq 12mm, s \leq 100mm$) e $c_1 \geq 100mm$

6.7.4 Considerazioni

Secondo l'approccio progettuale di EC2-4, la modalità di rottura effettiva è quella che restituisce il valore di capacità portante minimo tra tutti quelle possibili. Nello specifico, per le geometrie analizzate ed i materiali impiegati, si deve analizzare la rottura del bordo dell'elemento in

calcestruzzo. I risultati, riassunti in Tab. 6.3, sono ottenuti utilizzando i valori medi delle proprietà dei materiali, i quali sono stati determinati attraverso prove di caratterizzazione sperimentali.

Confrontando i valori sperimentali con i risultati forniti dalla formulazione analitica, con la sola eccezione del campione 200-CSP-12-2, si osserva una sottostima generale dei secondi rispetto ai primi. Per quanto riguarda i test monotoni si riscontra una differenza ($Diff_1$) media del 47.7% ($B=200$ mm, $d=12$ mm), 52.3% ($B=200$ mm, $d=16$ mm) e del 57.3% ($B=250$ mm, $d=16$ mm). Una correlazione maggiore, tra risultati analitici e sperimentali, si osserva invece impiegando la formulazione di Grosser (2012) con differenze percentuali rispettivamente del 42.3%, 35.5% e 51.1% ($Diff_2$). L'incremento di correlazione risulta particolarmente evidente sulla geometria con cordolo da 200 mm e tassello di diametro 16 mm.

La modalità di rottura osservata per i test monotoni, tuttavia, risulta differente da quella proposta dalle formulazioni analitiche. Nello specifico, tutti i campioni hanno raggiunto la rottura per spostamenti importanti, col tassello sollecitato prevalentemente a sforzi di trazione. Questa configurazione di sforzi, resa possibile dall'ovalizzazione del foro che accoglie il tassello, ha determinato una rottura per sfilamento del tassello ovvero per pry-out. Pertanto, la rottura è avvenuta all'interfaccia tra resina-calcestruzzo e/o tra resina-barra. Sono state osservate tuttavia lesioni importanti e cedimenti del calcestruzzo incrementando il diametro del tassello e diminuendo la sezione trasversale del cordolo. Quindi, le prove sperimentali suggeriscono, per queste geometrie, una rottura combinata tra i meccanismi appena descritti. Un confronto con la formulazione analitica di rottura per pry-out è riportato in Tab. 6.4, da cui si osserva un notevole miglioramento in termini previsionali, con differenze medie del 6.1%, 13.6% e 29.4% ($Diff_3$).

I confronti sin qui commentati sono stati effettuati esclusivamente per le prove monotone. I test ciclici, infatti, sono stati caratterizzati dalla rottura del tassello per fatica con lesioni quasi del tutto assenti lato calcestruzzo. Per questi test non si ritiene opportuno effettuare un confronto con la modalità di rottura di pry-out; si riporta il solo confronto con la modalità di rottura del bordo di calcestruzzo perché rilevante in termini normativi (vedi Tab. 6.3).

Tab. 6.3 Prove di taglio parallelo. Vengono riportate per ogni prova: la distanza del tassello dal bordo, il diametro del tassello e la resistenza media cilindrica a compressione del calcestruzzo f_c . Inoltre, sono riportati i valori analitici della modalità di rottura del bordo secondo EC2-4($V_{R,c}^0$) e secondo Grosser ($V_{R,c,G}^0$) il valore della capacità portante registrata nel test. Infine, sono riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$) tra la capacità portante ottenuta nei test e quella analitica.

Test	Etichetta del provino	c_1 [mm]	d [mm]	f_{cm} [MPa]	$V_{Rm,c}^0$ [kN]	$\gamma_{h,v}$	$V_{Rm,c}$ [kN]	$Diff_1$ [%]	$V_{Rm,c,G}$ [kN]	$Diff_2$ [%]	F_{peak} [kN]
1	200-MSP-12-1	100	12	14.2	16.24	1.00	29.24	-47.3	32.3	-41.8	55.47
2	200-MSP-12-2	100	12	14.2	16.24	1.00	29.24	-52.4	32.3	-47.5	61.47
3	200-MSP-12-2	100	12	14.2	16.24	1.00	29.24	-43.4	32.3	-37.5	51.64
4	200-CSP-12-1	100	12	14.2	16.24	1.00	29.24	-22.2	32.3	-14.1	37.59
5	200-CSP-12-2	100	12	14.2	16.24	1.00	29.24	73.4	32.3	91.5	16.86
6	200-CSP-12-3	100	12	14.2	16.24	1.00	29.24	-28.1	32.3	-20.6	40.65
7	200-MSP-16-1	100	16	14.2	18.26	0.97	31.82	-51.5	43.0	-34.4	65.63
8	200-MSP-16-2	100	16	14.2	18.26	0.97	31.82	-52.7	43.0	-36.1	67.34
9	200-MSP-16-3	100	16	14.2	18.26	0.97	31.82	-52.7	43.0	-36.0	67.21
10	200-CSP-16-1	100	16	14.2	18.26	0.97	31.82	-15.9	43.0	13.7	37.85
11	200-CSP-16-2	100	16	14.2	18.26	0.97	31.82	-37.7	43.0	-15.8	51.1
12	200-CSP-16-3	100	16	14.2	18.26	0.97	31.82	-38.1	43.0	-16.2	51.38
13	250-MSP-16-1	125	16	14.2	24.21	1.00	43.58	-62.7	49.9	-57.3	116.88
14	250-MSP-16-2	125	16	14.2	24.21	1.00	43.58	-57.8	49.9	-51.7	103.37
15	250-MSP-16-3	125	16	14.2	24.21	1.00	43.58	-51.4	49.9	-44.3	89.66
16	250-CSP-16-1	125	16	14.2	24.21	1.00	43.58	-7.1	49.9	6.5	46.91
17	250-CSP-16-2	125	16	14.2	24.21	1.00	43.58	-8.0	49.9	5.4	47.4
18	250-CSP-16-3	125	16	14.2	24.21	1.00	43.58	-1.2	49.9	13.3	44.1

(a) $Diff_1 = 100(V_{Rm,c} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$

(b) $Diff_2 = 100(V_{Rm,c,G} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$

Tab. 6.4 Prove di taglio parallelo. Vengono riportate per ogni prova: la distanza del tassello dal bordo, il diametro del tassello e la resistenza media cilindrica a compressione del calcestruzzo f_c . Inoltre, sono riportati i valori analitici della modalità di rottura per pry-out secondo EC2-4($V_{R,cp}^0$) e il valore della capacità portante registrata nel test. Infine, sono riportate le differenze percentuali ($Diff_1$) tra la capacità portante ottenuta nei test e quella analitica.

Test	Etichetta del provino	c_1 [mm]	d [mm]	f_{cm} [MPa]	$N_{Rm,c}^0$ [kN]	$\gamma_{a,N}$	$\gamma_{s,N}$	$V_{Rm,cp}$ [kN]	F_{peak} [kN]	$Diff_1$ [%]
1	200-MSP-12-1	100	12	14.2	54.49	0.56	0.87	52.5	55.47	-5.4
2	200-MSP-12-2	100	12	14.2	54.49	0.56	0.87	52.5	61.47	-14.6
3	200-MSP-12-2	100	12	14.2	54.49	0.56	0.87	52.5	51.64	1.6
7	200-MSP-16-1	100	16	14.2	83.89	0.42	0.83	57.7	65.63	-12.1
8	200-MSP-16-2	100	16	14.2	83.89	0.42	0.83	57.7	67.34	-14.4
9	200-MSP-16-3	100	16	14.2	83.89	0.42	0.83	57.7	67.21	-14.2
13	250-MSP-16-1	125	16	14.2	83.89	0.52	0.83	72.1	116.88	-38.3
14	250-MSP-16-2	125	16	14.2	83.89	0.52	0.83	72.1	103.37	-30.3
15	250-MSP-16-3	125	16	14.2	83.89	0.52	0.83	72.1	89.66	-19.6

(a) $Diff_3 = 100(V_{Rm,cp} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$

6.8 Conclusioni

Questa campagna sperimentale è volta allo studio del comportamento di un tassello che esplica il collegamento tra due elementi costituiti da percentuali di armatura e classe di calcestruzzo differenti. Sono state eseguite 18 prove di taglio con direzione della forza parallela all'asse longitudinale degli elementi; 9 test sono stati condotti con un protocollo di carico monotono e 9 prove sono state effettuate con protocollo ciclico. Sono state testate varie geometrie al fine di valutare l'influenza della distanza del tassello dal bordo non caricato nonché l'incidenza del suo diametro.

I risultati più significativi ottenuti dai test possono essere riassunti come segue.

- Il comportamento del tassello sotto carico monotono è stato caratterizzato da un tratto iniziale estremamente rigido nel quale è sottoposto a sforzi prevalentemente taglianti. A seconda della distanza tra gli elementi di calcestruzzo, esso si plasticizza riducendo sensibilmente la sua rigidità. Infine, per grandi spostamenti si osserva una ripresa di rigidità con il connettore soggetto principalmente ad azioni assiali. Il tassello può quindi attingere a riserve di resistenza importanti ma solo per grandi spostamenti.
- Con protocollo di carico monotono, a parità di geometria dell'elemento in calcestruzzo debolmente armato, sono stati riscontrati vantaggi aumentando il diametro del tassello e la lunghezza di infissione ($10d$), con un incremento del 18.7% di F_{peak} . Un incremento del 54.9% è invece stato osservato, a parità di tassello, aumentando la sezione trasversale del cordolo (da 200 a 250 mm). Analizzando il solo tratto iniziale, dove la connessione lavora principalmente a taglio, sono stati osservati incrementi medi del 60.9% e del 40.5%, al variare rispettivamente del diametro del tassello e della sezione trasversale dell'elemento in ca.
- L'applicazione di un protocollo di carico ciclico non permette all'unione di attingere alle sovraresistenza che si attiva dopo lo snervamento del tassello. In questo caso la connessione perviene al collasso per rottura oligociclica del connettore. Una riduzione del 43.6%, del 29.8% e del 55.4% di F_{peak} è stato quindi osservata variando il protocollo di carico, rispettivamente per le tre geometrie analizzate. Questo aspetto risulta determinante in fase di progettazione dove è necessario limitare la capacità portante dell'unione al primo tratto della risposta carico-spostamento.

- Con protocollo di carico ciclico, a parità di geometria dell'elemento in calcestruzzo debolmente armato, sono stati riscontrati vantaggi aumentando il diametro del tassello e la lunghezza di infissione ($10d$), con un incremento del 47.6% di F_{peak} . Non sono invece stati osservati vantaggi aumentando la sezione trasversale del cordolo, a parità di tassello; in questo caso è stato osservato un decremento del 3.1% di F_{peak} .
- Tutti i campioni sottoposti a carico monotono hanno raggiunto la rottura per pry-out, ovvero per cedimento del legame di aderenza all'interfaccia tra tassello-resina-calcestruzzo. Inoltre, sui cordoli di sezione 200 mm sono state osservate lesioni importanti dell'elemento di calcestruzzo con rottura dei bordi più o meno estese. I meccanismi di rottura individuati non vengono colti dalle formulazioni di EC2-4, le quali sottostimano sistematicamente i risultati sperimentali. Una correlazione migliore tra i risultati è stata osservata applicando la formulazione di Grosser (2012).

BIBLIOGRAFIA

- Akiyama, Tomoaki, et al. "Experimental study on performance of bonded anchors in the low strength reinforced concrete." Proceedings of 13th World Conference on Earthquake Engineering, paper. No. 748. 2004.
- Fischinger, Matej, et al. "Cyclic response of dowel connections in precast structures." 15th WCEE, Lisbon (2012).
- Fuchs, Werner, Rolf Eligehausen, and John E. Breen. "Concrete capacity design (CCD) approach for fastening to concrete." *Structural Journal* 92.1 (1995): 73-94.
- Grosser P. R., Load-bearing behavior and design of anchorages subjected to shear and torsion loading in uncracked concrete, Ph.D. thesis, University of Stuttgart (2012).
- Kremmyda, Georgia D., Yasin M. Fahjan, and Spyros G. Tsoukantas. "Nonlinear FE analysis of precast RC pinned beam-to-column connections under monotonic and cyclic shear loading." *Bulletin of earthquake engineering* 12.4 (2014): 1615-1638.
- Kwon, Gunup, Michael D. Engelhardt, and Richard E. Klingner. "Behavior of post-installed shear connectors under static and fatigue loading." *Journal of Constructional Steel Research* 66.4 (2010): 532-541.
- Minghini, Fabio, and Nerio Tullini. "Seismic retrofitting solutions for precast RC industrial buildings struck by the 2012 earthquakes in Northern Italy." *Frontiers in Built Environment* 7 (2021): 631315.
- Muciaccia, Giovanni. "Design Approach for Lateral Capacity of Dowel-Type Steel Connections in Precast Reinforced Concrete Elements." *Frontiers in Built Environment* (2021): 36.
- Psycharis, Ioannis N., and Harris P. Mouzakis. "Shear resistance of pinned connections of precast members to monotonic and cyclic loading." *Engineering Structures* 41 (2012): 413-427.

Randl, Norbert. "Design recommendations for interface shear transfer in fib Model Code 2010." *Structural Concrete* 14.3 (2013): 230-241.

Rasmussen, B. H. "Strength of transversely loaded bolts and dowels cast into concrete." *Laboratoriet for Bugningastatik, Denmark Technical University, Meddelelse* 34.2 (1962).

Sørensen, Jesper H., et al. "Testing and modeling dowel and catenary action in rebars crossing shear joints in RC." *Engineering Structures* 145 (2017): 234-245.

Takase, Yuya. "Testing and modeling of dowel action for a post-installed anchor subjected to combined shear force and tensile force." *Engineering Structures* 195 (2019): 551-558.

Tullini, Nerio, and Fabio Minghini. "Grouted sleeve connections used in precast reinforced concrete construction—Experimental investigation of a column-to-column joint." *Engineering Structures* 127 (2016): 784-803.

Vintzeleou, E. N., and T. P. Tassios. "Behavior of dowels under cyclic deformations." *Structural Journal* 84.1 (1987): 18-30.

Zoubek, Blaž, et al. "Cyclic failure analysis of the beam-to-column dowel connections in precast industrial buildings." *Engineering Structures* 52 (2013): 179-191.

Zoubek, Blaž, Matej Fischinger, and Tatjana Isakovic. "Estimation of the cyclic capacity of beam-to-column dowel connections in precast industrial buildings." *Bulletin of Earthquake Engineering* 13.7 (2015): 2145-2168.

7 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE

In presenza di eventi sismici, l'azione che si instaura fra struttura esistente e telaio di rinforzo, può dare luogo a sforzi di taglio verticali sul sistema di connessione, che si combinano con quelli di trazione e taglio orizzontale analizzati nei capitoli precedenti. Il comportamento sperimentale di connessioni post-installate soggette ad azioni di taglio perpendicolare all'asse longitudinale dell'elemento di calcestruzzo forma l'oggetto del presente capitolo.

7.1 Materiali

In questa sezione sono riportati i materiali impiegati all'interno della campagna sperimentale. Per quanto riguarda le prove di caratterizzazione effettuate sulle barre di armatura e sui tasselli, si rimanda alla sezione 5.3.1. L'installazione dei tasselli è stata effettuata con resina Hilti HIT-RE 500 V3 (si veda sezione 5.3.3). Il getto di classe C12/15 (vedi Tab. 5.2), scelto per simulare la struttura esistente, è stato impiegato per la realizzazione degli elementi denominati "cordolo". Il getto C28/32 (vedi Tab. 6.1) è stato invece utilizzato per la realizzazione degli elementi denominati "traverso", i quali simulano il comportamento della struttura di rinforzo.

7.2 Setup di prova e protocollo di carico

Tutti i test sono stati eseguiti nel Laboratorio di Ingegneria Idraulica e Strutturale "Paolo Lamberti" dell'Università degli Studi di Ferrara.

Il banco prova, schematizzato in Fig. 7-1, è costituito dai medesimi elementi impiegati per le prove di taglio parallelo, visti nel capitolo precedente. In questo caso le piastre forate vengono posizionate ortogonalmente all'asse del martinetto per permettere il posizionamento del campione. Il carico, applicato con un martinetto con capacità di carico di 500 kN, è stato trasferito sulla sezione terminale del "traverso" per mezzo di due elementi in acciaio, sufficientemente rigidi, collegati tra loro con

quattro barre filettate M24, interne al provino e parallele al suo asse longitudinale. Il passaggio delle barre all'interno degli elementi di calcestruzzo è garantito da quattro tubi di alluminio di diametro 35 mm annegati all'interno dei getti. Gli elementi che trasferiscono il carico sono sostenuti da due rulli. La prova di taglio è stata quindi effettuata imponendo uno spostamento all'elemento superiore (traverso) e contrastando il movimento dell'elemento inferiore (cordolo); in contrapposizione a quanto effettuato per le prove di taglio parallelo. Il vincolo longitudinale viene realizzato per mezzo di quattro scarpette nervate opportunamente imbullonate al banco prova e rese solidati tra loro per mezzo di barre filettate M24. Questo accorgimento permette di minimizzare i giochi dei vincoli. La forza, applicata all'interfaccia dei due elementi in calcestruzzo, viene quindi contrastata dalla reazione fornita dalle scarpette; questo genera un momento ribaltante che deve essere assorbito da appositi vincoli verticali. Tali vincoli vengono realizzati con profili UPN 80 accoppiati, imbullonati al telaio per mezzo di barre filettate per contrastare eventuali sollevamenti del traverso. La lettura del carico è stata effettuata con una cella di carico con fondo scala di 500 kN e sensibilità nominale di 2 mV/V.

Trasduttori lineari di spostamento, con corsa compresa tra 50 e 200 mm, sono stati impiegati per acquisire gli spostamenti. I trasduttori sono stati alimentati con un alimentatore da banco capace di generare un voltaggio fino a 60V su più canali. Ad ogni trasduttore è stata fornita la tensione raccomandata dal produttore. L'acquisizione dei segnali è stata effettuata con schede National Instruments provviste di filtri per minimizzare il rumore di fondo introdotto dall'inverter del martinetto e insito nella catena di misura. È stato sviluppato un codice LabVIEW per il controllo in tempo reale di carico e spostamento.

Sono stati utilizzati 10 trasduttori lineari (vedi Fig. 7-2), denominati nel seguito L_i (con $i = 1, \dots, 10$), per misurare spostamenti assoluti e relativi. In particolare, sono stati utilizzati due trasduttori, con corsa da 50 mm ($i = 1$ e 2), posizionati su basi magnetiche per monitorare lo spostamento assoluto del cordolo ovvero il vincolo fornito alla configurazione di prova. Due trasduttori con corsa da 150 mm ($i = 4$ e 5), sono stati posizionati su basi magnetiche e monitorano gli spostamenti assoluti del traverso. Lo spostamento relativo dei due elementi in calcestruzzo è stato rilevato con due trasduttori ($i = 6$ e 7) collegati a piastre tassellate nel traverso e col tastatore in battuta sul cordolo. Eventuali rotazioni possono essere colte grazie al loro posizionamento simmetrico, rispetto all'asse di applicazione del carico, di ogni coppia di trasduttori. Gli spostamenti assoluti dei due elementi di calcestruzzo sono stati monitorati in mezzzeria grazie a due trasduttori con corsa 200 mm ($i = 3$ e 8), muniti di tastatore e posti su basi magnetiche. Infine, sono stati posizionati due trasduttori con corsa 25 mm ($i = 9$ e 10),

muniti di tastatore e posti su basi magnetiche, al fine di monitorare eventuali rotazioni o traslazioni verticali del traverso.

Lo scopo principale della campagna sperimentale è quello di caratterizzare il comportamento del tassello post installato rispetto ad una forza tagliante diretta ortogonalmente all'asse longitudinale degli elementi in calcestruzzo armato. Le prove sono condotte in controllo di spostamento e per questo setup di prova si è scelto di controllare lo spostamento relativo tra il traverso e il cordolo, ottenuto dalla differenza dei trasduttori L_8 e L_3 .

I protocolli di carico impiegati sono i medesimi adottati per i test effettuati nel capitolo precedente, a cui si rimanda.

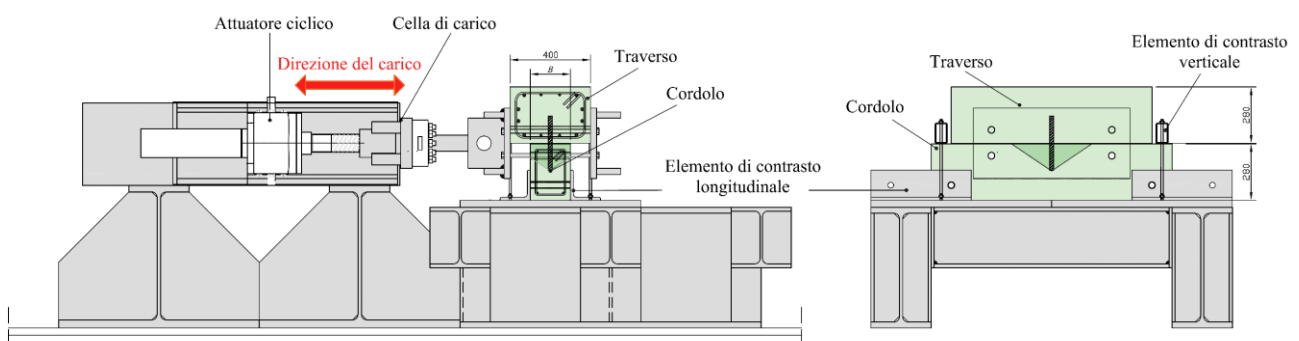


Fig. 7-1. Prove di taglio ortogonale: Setup di prova

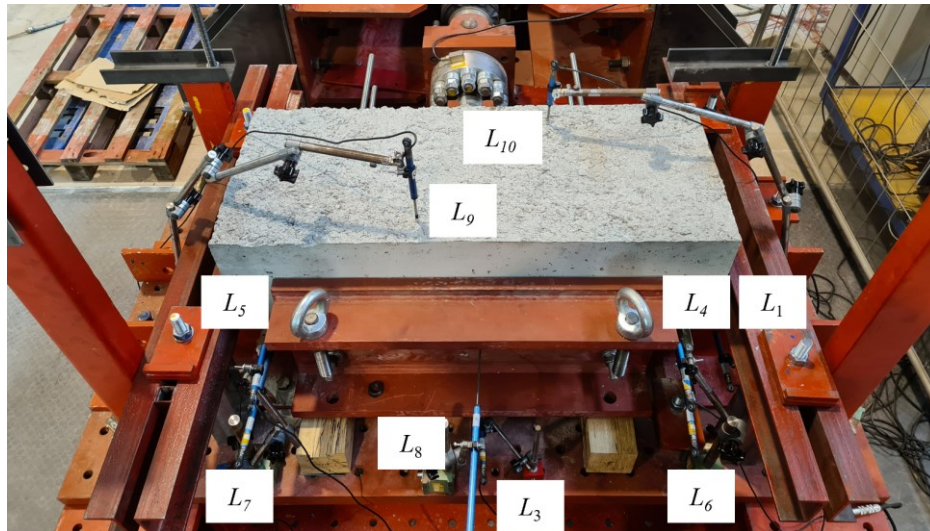


Fig. 7-2. Prove di taglio ortogonale: configurazione degli strumenti

7.3 Caratteristiche e denominazione dei provini

Al fine di valutare il comportamento a taglio di un tassello post installato in un elemento snello in calcestruzzo debolmente armato e gettato in opera in un elemento di rinforzo densamente armato, sono state effettuate 7 prove; 3 con protocollo di carico monotono e 4 cicliche. A differenza di quanto fatto nel capitolo precedente, in questa fase della campagna sperimentale la direzione della forza risulta ortogonale all'asse longitudinale del cordolo e del traverso. Gli elementi di calcestruzzo sono stati realizzati con la medesima gabbia di armatura adottata per le prove di taglio ortogonale. In particolare, il "cordolo" è stato armato con $2\varnothing 10$ inferiori, $2\varnothing 10$ superiori e 6 staffe $\varnothing 8$ passo 150 mm (Fig. 7-3 a); il getto è stato realizzato con una miscela di classe C12/15. L'elemento di rinforzo è invece stato realizzato con una gabbia d'armatura costituita da $8\varnothing 16$ e $4\varnothing 12$ collocati in prossimità degli angoli e con 12 staffe $\varnothing 8$ passo 75 (Fig. 7-3 b); il getto è stato effettuato con una miscela di classe C28/35.

Per valutare l'influenza delle distanze dal bordo, con riferimento a quanto già fatto per la trazione e il taglio parallelo, si è scelto di variare la distanza del connettore dal bordo. Pertanto, sono stati realizzati cordoli di sezione 280×200 mm e 280×250 mm e lunghezza 1.2 m. Tutti i tasselli erano di diametro 12 mm e sono stati installati sulla faccia di lato 200×1200 mm ovvero su quella di lato 250×1200 mm. La loro lunghezza di infissione all'interno del cordolo risultava pari a 120 mm ($10d$), mentre era piegata a L lato traverso (vedi Fig. 7-4). All'interno dei getti sono stati inseriti quattro tubi in alluminio di diametro 35 mm che permettono il passaggio di quattro barre filettate M24. Tali barre avevano lo scopo di collegare le piastre preposte al trasferimento del carico dal martinetto al

campione. Infine, sul traverso sono stati inseriti altri due tubi in alluminio per poter collegare le scarpette e minimizzare i giochi della configurazione di prova.

Con riferimento a quanto appena esposto, si adotta la seguente sigla per individuare le singole prove:

Sezione cls - Tipo di prova – Diametro del tassello d - Numero della prova

dove:

- Sezione cls, $B = 200$ o 250 mm;
- Il tipo di prova è identificato tramite un acronimo relativo a protocollo di carico (es. monotono, "M", o ciclico, "C"), e sollecitazione sul connettore (taglio (shear) diretto ortogonalmente all'asse longitudinale dell'elemento di calcestruzzo, "SO"). Questa nomenclatura è adottata per uniformarsi alle prove sin qui presentate, ma in questa fase della campagna sperimentale tutti i test sono stati condotti applicando una forza tagliante ortogonale all'asse longitudinale dei provini.
- $d = 12$ mm;
- Numero del test = 1, ..., 4.

La realizzazione dei campioni è avvenuta in tre fasi:

- Fase 1: realizzazione del cassero in acciaio mantenendo orizzontali le facce di $120 \times B$ e collocamento della gabbia di armatura del cordolo mantenuta in posizione da distanziatori per assicurare il copriferro di progetto. Esecuzione del getto di calcestruzzo di classe C12/15 opportunamente vibrato.
- Fase 2: trascorsi 28 giorni di maturazione, realizzazione del foro di diametro 16 mm e profondità 120 mm sulla faccia superiore del cordolo, ovvero sul lato di larghezza B . Una volta eseguito il foro si procede ad un'adeguata pulizia del foro con aria compressa, attenendosi alle indicazioni del produttore della resina. Inserito il tassello si attende il completo indurimento della resina.
- Fase 3: posizionamento telo di plastica sulla faccia superiore del cordolo. si procede alla cassetatura del traverso mantenendo orizzontali le facce di 1000×400 mm e centrandole rispetto al tassello. Collocamento della gabbia di armatura mantenuta in posizione da distanziatori per assicurare il copriferro di progetto e dei tubi di alluminio di diametro 35 mm e spessore 1.5mm. Esecuzione del getto di calcestruzzo di classe C28/35 opportunamente vibrato.

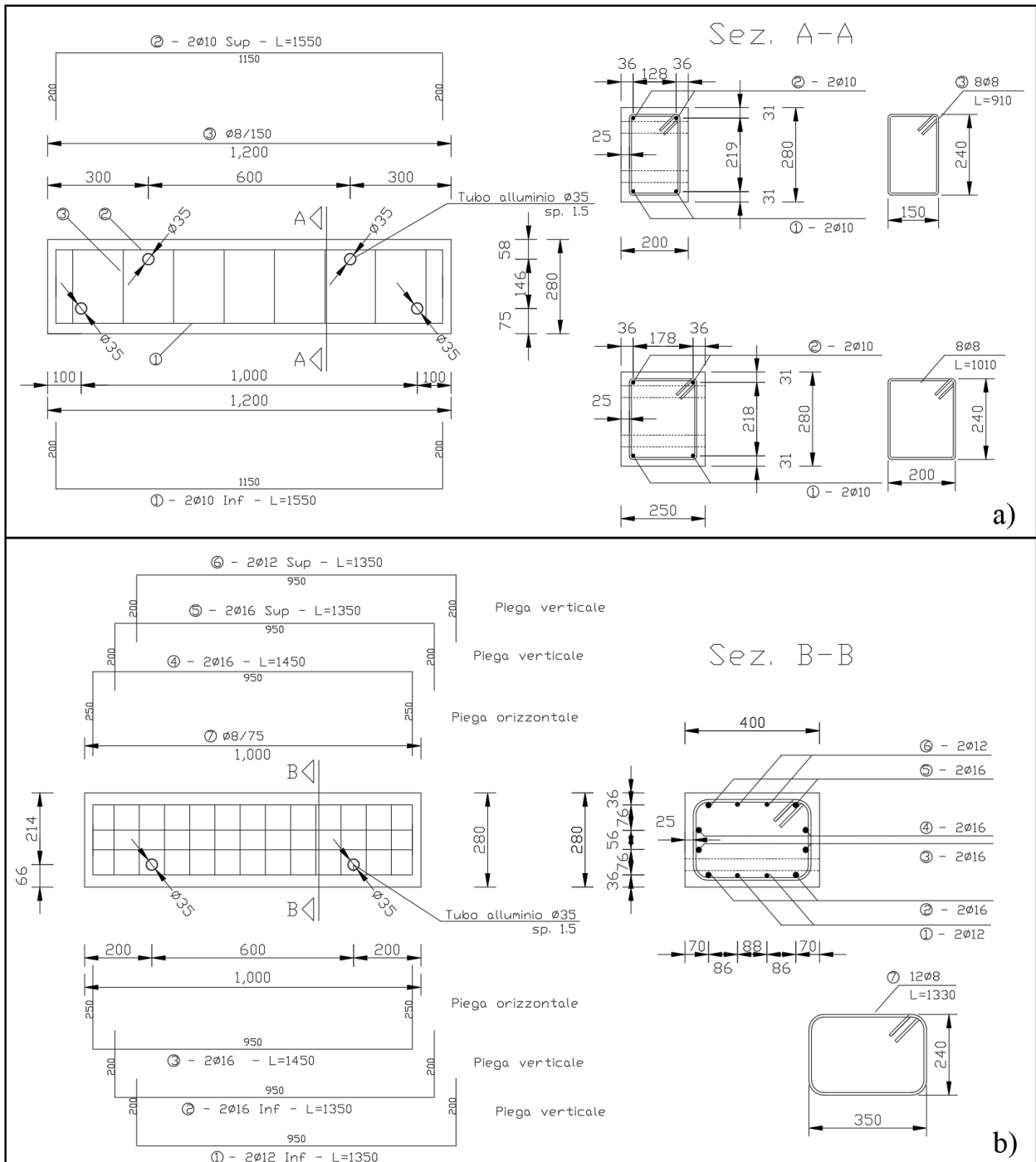


Fig. 7-3. Prove di taglio ortogonale: Particolari costruttivi dei provini di cls: Armatura dell'elemento di calcestruzzo debolmente armato ("cordolo") (a) e armatura dell'elemento di calcestruzzo fortemente armato ("traverso")(b)

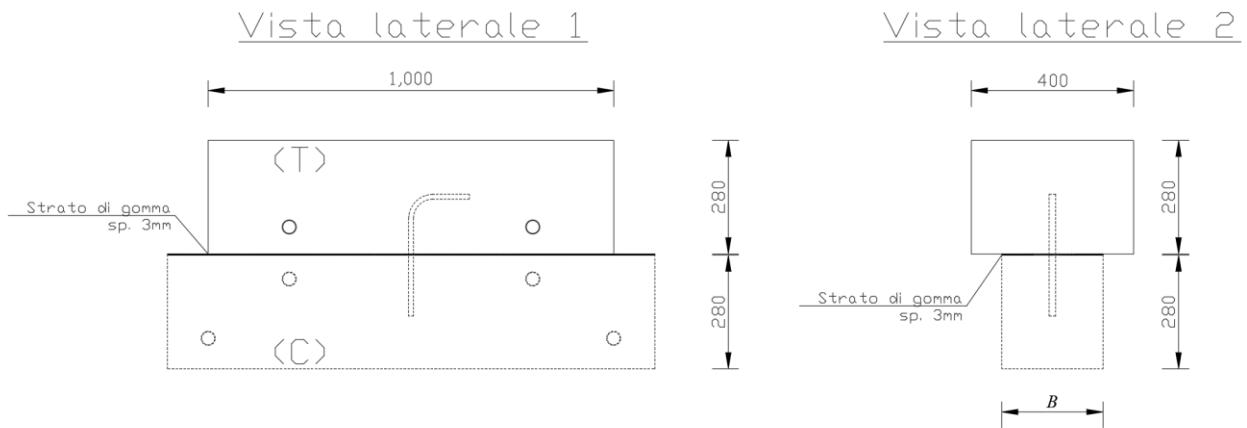


Fig. 7-4. Prove di taglio ortogonale. Particolari costruttivi dei provini di cls: viste laterali dei campioni

Il campione è rappresentato in Fig. 7-4 e alcune immagini delle fasi di realizzazione dei provini sono riportate in Fig. 7-5. I test sono stati eseguiti dopo 28 giorni dalla maturazione del getto del traverso.

7.4 Prove monotone

I risultati principali dei test eseguiti con protocollo di carico monotono (MSO) sono riassunti nel seguito, separatamente per le due geometrie.

Si veda la Tab. 7.1 per la matrice riassuntiva dei test, dove vengono riportati (per ogni prova) la capacità portante dell'unione (F_{peak}) e lo spostamento al picco (δ_{peak}). Tutte le prove monotone sono state eseguite utilizzando il martinetto in chiusura, ovvero imponendo spostamenti del cordolo diretti verso la cella di carico. Si sceglie di denominare questa direzione con la lettera "T" (tiro). Con riferimento a questa simbologia, si riportano i valori di picco ($F_{peak,T}$) e i rispettivi spostamenti ($\delta_{peak,max}$). Gli spostamenti riportanti sono il risultato della differenza degli spostamenti assoluti tra traverso e cordolo (L_8 e L_3). I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni geometria, rispettivamente in Fig. 7-6 e Fig. 7-8.



Fig. 7-5. Prove di taglio ortogonale. Fase 1: realizzazione del cassero in acciaio e collocamento della gabbia di armatura del cordolo (a,b). Fase 3: realizzazione del cassero in acciaio e collocamento della gabbia di armatura del trasverso; posizionamento del cordolo (c,d). Maturazione dei provini (e).

Tab. 7.1 Prove di taglio ortogonale su tasselli. Matrice delle prove sperimentali. Sono riportate: la capacità portante della connessione F_{peak} e lo spostamento δ_{peak} .

Test	Etichetta del provino	Lato sezione [mm]	Protocollo di carico	Diametro del tassello [mm]	Numero di getto	Capacità portante I [kN]	Spostamento a $F_{peak,I}$ [mm]	Capacità portante II [kN]	Spostamento a $F_{peak,II}$ [mm]
Simbolo	B		d			$F_{peak,T}$	$\delta_{peak,max}$	$F_{peak,S}$	$\delta_{peak,min}$
1	200-MSO-12-1	200	M	12	1	29.5	4.02		
2	200-CSO-12-1	200	C	12	1	37.7	4.16		
3	200-CSO-12-2	200	C	12	1	37.4	3.10		
4	250-MSO-12-1	200	M	12	1	29.1	6.65	-29.5	-7.60
5	250-MSO-12-2	200	M	12	2	27.2	4.78	-32.5	-7.22
6	250-CSO-12-1	200	C	12	2	34.9	6.39	-33.1	-3.56
7	250-CSO-12-2	200	C	12	2	30.4	18.05	-38.7	-7.16

7.4.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali dei cordoli di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm (vedi Fig. 7-6). La prova è stata caratterizzata da un tratto sostanzialmente elastico sino al picco ($F_{peak} = 29.5$ kN) con un leggero degrado di rigidità per valori superiori al 90% di F_{peak} . Una volta raggiunto il picco, la curva carico-spostamento è stata caratterizzata da un aumento progressivo degli spostamenti a carico pressoché costante fino al raggiungimento di un secondo picco ($F_{peak,2} = 30.8$ kN) in corrispondenza di uno spostamento pari a 12.1 mm. Superato questo picco è stato osservato un degrado costante di resistenza fino ad una capacità portante residua del 40% in corrispondenza di uno spostamento pari a 40 mm. Il comportamento strutturale osservato può essere interpretato con lo snervamento a taglio del tassello ($F_{v,ym} = 34.5$ kN, con $f_{ym} = 526$ MPa e $d = 11.8$ mm), il quale conferisce all'unione estrema duttilità.

La prova è stata caratterizzata dalla rottura del bordo di calcestruzzo dell'elemento con getto di classe C12/15 e bassa percentuale di armatura (cordolo, vedi Fig. 7-7 a); non sono state osservate invece rotture lato trasverso. Sul cordolo, l'espulsione del calcestruzzo ha interessato metà sezione, in accordo con la direzione del carico applicato. Il tassello al termine della prova è apparso fortemente plasticizzato come mostrato in Fig. 7-7b, e la rottura è avvenuta sia all'interfaccia tra ancorante e calcestruzzo sia tra tassello e ancorante.

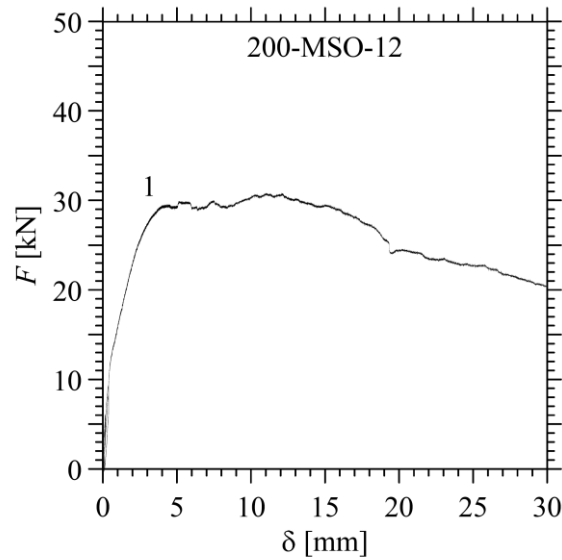


Fig. 7-6 Prove di taglio ortogonale monotono su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.



Fig. 7-7. Prove di taglio parallelo monotono su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

7.4.2 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm

Si riportano in questa sezione i risultati sperimentali degli elementi di lato 250 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm (Fig. 7-8). Per questa geometria sono state effettuate 2 prove monotone che hanno restituito una capacità portante media di 37.6 kN, con un aumento del 27% rispetto al primo picco della prova effettuata, a parità di tassello, su cordolo di 200 mm. I test sono stati caratterizzati da una dispersione dei risultati estremamente contenuta, con un CoV di F_{peak} pari all'0.5%. Al picco è stato registrato uno spostamento medio pari a 3.6 mm con un CoV del 20.7%. Per entrambe le prove è stata osservata una riduzione graduale di resistenza, con una capacità portante residua pari a circa il 65 % di F_{peak} , per spostamenti prossimi a 30 mm. In particolare, il test 1 è stato caratterizzato da un

tratto a forza costante a seguito del raggiungimento della sua capacità portante. Anche per questa geometria valgono le considerazioni effettuate circa lo snervamento del tassello a taglio.

Entrambe le prove sono state caratterizzate dalla rottura del bordo di calcestruzzo dell'elemento con getto di classe C12/15 e bassa percentuale di armatura (cordolo, vedi Fig. 7-9 a,b); non sono state rilevate rotture lato traverso (vedi Fig. 7-9 c). Sul cordolo, l'espulsione del calcestruzzo ha interessato metà sezione, in accordo con la direzione del carico applicato. La rottura è avvenuta all'interfaccia tra ancorante e calcestruzzo.

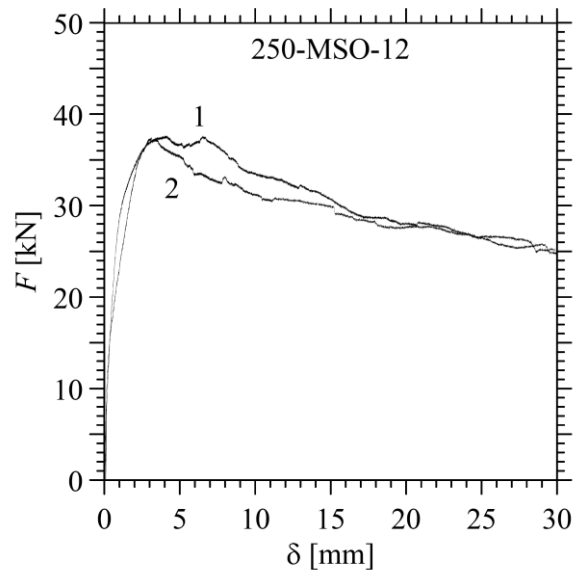


Fig. 7-8 Prove di taglio ortogonale monotono su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm. Le etichette delle curve all'interno dei grafici corrispondono ai numeri di prova riportati nella seconda colonna di Tab. 5.4.



a)



b)



c)

Fig. 7-9. Prove di taglio ortogonale monotono su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

7.5 Prove cicliche

I risultati principali dei test eseguiti con protocollo di carico ciclico (CSO) sono riassunti nel seguito, separatamente per le tre geometrie. Si veda la Tab. 7.1 per la matrice riassuntiva dei test, dove vengono riportati (per ogni prova) la capacità portante dell'unione (F_{peak}) e lo spostamento al picco (δ_{peak}). Tutte le prove cicliche sono state iniziate in tiro ("T"), ovvero utilizzando il martinetto in chiusura e proseguite in spinta ("S"), ovvero utilizzando il martinetto in apertura. Con riferimento a questa simbologia, si riportano i valori di picco nelle due fasi ($F_{peak,S}$, $F_{peak,T}$) a cui corrispondono i valori di spostamento massimo e minimo al picco ($\delta_{peak,max}$, $\delta_{peak,min}$). Gli spostamenti riportanti sono il risultato della differenza degli spostamenti assoluti di cordolo e traverso (L_3 e L_8). I grafici forza-spostamento sperimentali sono riportati, per ogni geometria, rispettivamente in Fig. 7-10 e Fig. 7-12.

7.5.1 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 200$ mm

I risultati sperimentali degli elementi di lato 200 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm sono presentati in Fig. 7-10; ogni prova ciclica è riportata separatamente e confrontata con la prova monotona, a parità di geometria. Per tutte le prove, la resistenza massima è stata sviluppata in spinta, mediamente pari a 31 kN. Pertanto, non è stata registrata una variazione in termini di capacità portante variando il protocollo di carico. Tra spinta e tiro è stata osservata una differenza media del 9%. Il CoV di F_{peak} , è risultato pari al 6.7% e 4.7%, rispettivamente per la fase in spinta e quella in tiro. In termini di spostamenti al picco sono stati rilevati incrementi rispetto allo spostamento in corrispondenza del primo picco della prova monotona, con una variazione dell'84% in spinta e del 30 % in tiro: Entrambe le prove cicliche sono state ben descritte, in termini di inviluppo, dalla prova monotona. A parità di spostamento, è stata osservata una riduzione importante di resistenza passando dal primo al secondo ciclo, mentre è stata rilevata una riduzione limitata dal secondo al terzo. Non sono state riscontrate variazioni di rigidità importanti, all'aumentare dei cicli, fino al carico di picco; tuttavia, sono stati osservati degradi rilevanti nei cicli successivi.

Entrambe le prove sono state caratterizzate dalla rottura del bordo di calcestruzzo dell'elemento con getto di classe C12/15 e bassa percentuale di armatura (cordolo, vedi Fig. 7-11 a,b); non sono state osservate invece rotture lato traverso (vedi Fig. 7-11 c). A differenza della prova monotona, l'espulsione del calcestruzzo è avvenuta in entrambe le direzioni di carico. La rottura è avvenuta all'interfaccia tra ancorante e calcestruzzo e il tassello ha evidenziato importanti deformazioni residue al termine della prova, coerentemente con la direzione dell'ultimo ciclo di carico e con lo spostamento residuo.

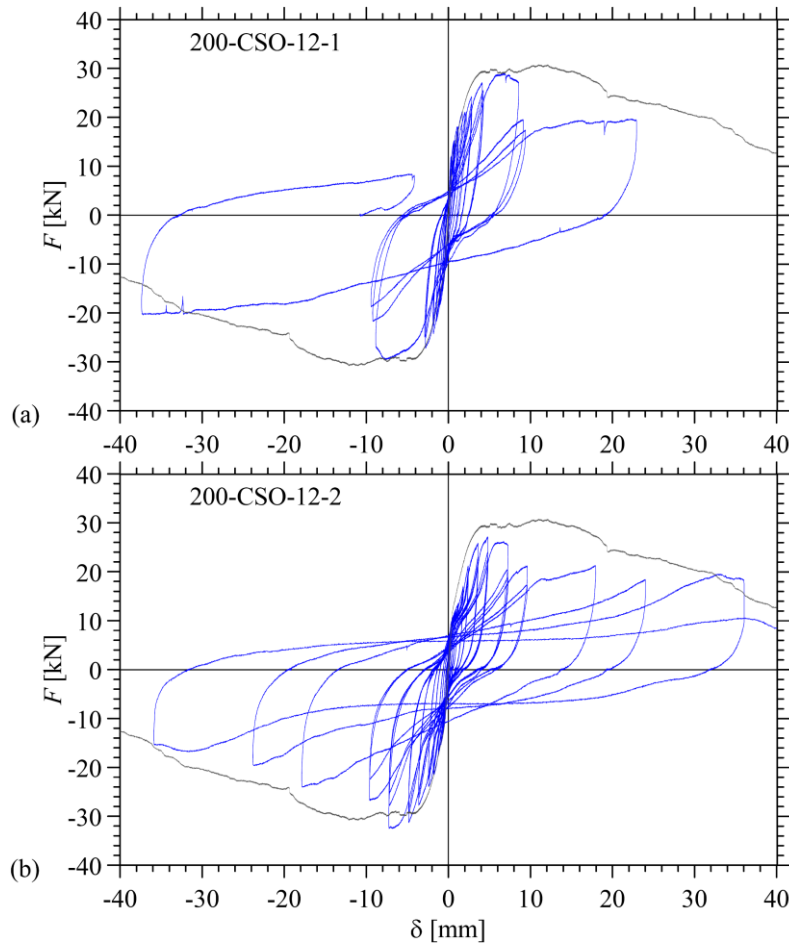


Fig. 7-10 Prove di taglio ortogonale ciclico su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

7.5.2 Tassello $d = 12$ mm e cordolo $B = 250$ mm

Si riportano infine, a completamento della campagna sperimentale, i risultati delle prove su elementi di lato 250 mm e tassello di diametro $d = 12$ mm (vedi Fig. 7-12).

La resistenza massima è stata sviluppata per il primo test in tiro con una differenza, tra le due fasi, del 5%, mentre è stata raggiunta in spinta per il test 2, con una riduzione del 21% in fase di tiro. Analizzando il valore assoluto di F_{peak} , è stata rilevata una capacità portante media pari a 36,8 kN con un incremento del 18,7% rispetto alle prove cicliche su cordolo da 200 mm, a parità di connettore. A parità di geometria sono state osservate invece una riduzione del 2,1%, variando il protocollo di carico, rispetto ai test monotoni.

Anche per questa geometria, le prove cicliche sono apparse ben descritte, in termini di involuppo, dalle 2 prove monotone. A parità di spostamento, è stata osservata una riduzione importante di resistenza passando dal primo al secondo ciclo, mentre è stata registrata una riduzione limitata dal

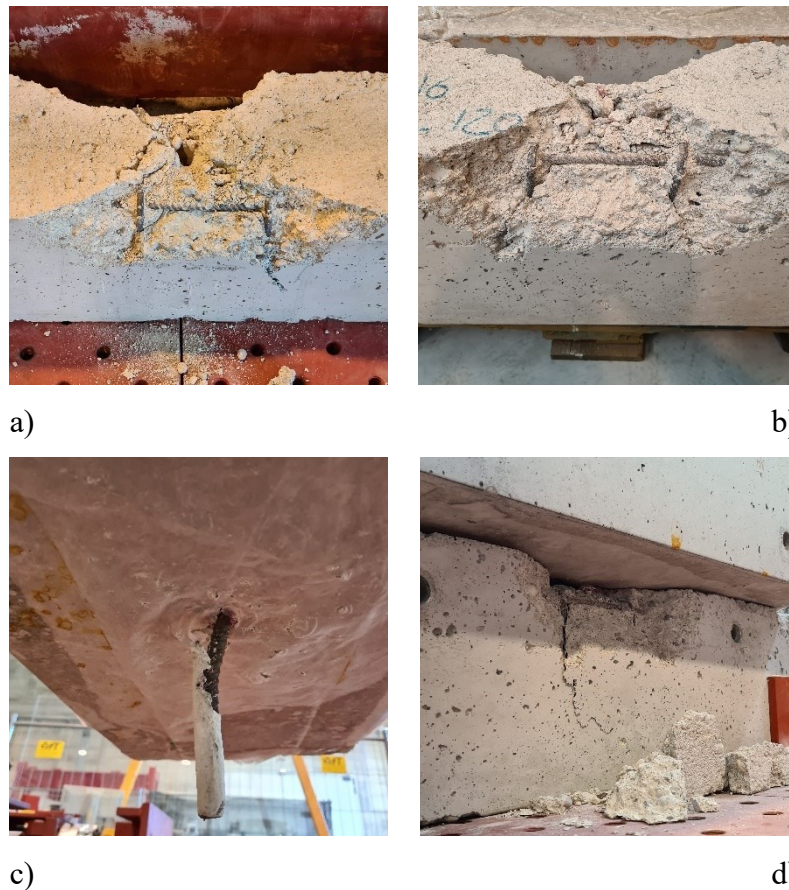


Fig. 7-11. Prove di taglio ortogonale ciclico su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 200$ mm e tassello $d = 12$ mm

secondo al terzo. Non sono state rilevate variazioni di rigidità importanti, all'aumentare dei cicli, fino al carico di picco mentre sono stati osservati degradi rilevanti nei cicli successivi. L'unica eccezione è fornita dalla prova 200-CSO-12-2, la quale sembra esaurire la fase elastica in corrispondenza di uno spostamento di 7.1 mm ($F = 29.3$ kN), in linea con quanto osservato sulle altre prove. Successivamente si osservano 3 cicli caratterizzati da una riduzione di rigidità e carico allo spostamento imposto di 9.5 mm per poi raggiungere la resistenza massima al quarto ciclo ad uno spostamento di 18 mm, a fronte di una riduzione importante in termini di rigidità. Escludendo questo comportamento si osserva un incremento del 57% in termini di δ_{peak} , a parità di geometria, rispetto ai test effettuati con protocollo monotono.

Coerentemente con quanto osservato sin qui, entrambe le prove sono state caratterizzate dalla rottura del bordo di calcestruzzo dell'elemento con getto di classe C12/15 e bassa percentuale di armatura (cordolo, vedi Fig. 7-13 a,b); non sono state osservate rotture lato traverso (vedi Fig. 7-13 c). Il tassello non ha presenta importanti deformazioni residue al termine della prova, ma questo è dovuto al protocollo di carico; le prove, per questa serie, sono state terminate in corrispondenza della

configurazione iniziale, ovvero con spostamento pari a 0 mm. La rottura è avvenuta all'interfaccia tra ancorante e calcestruzzo.

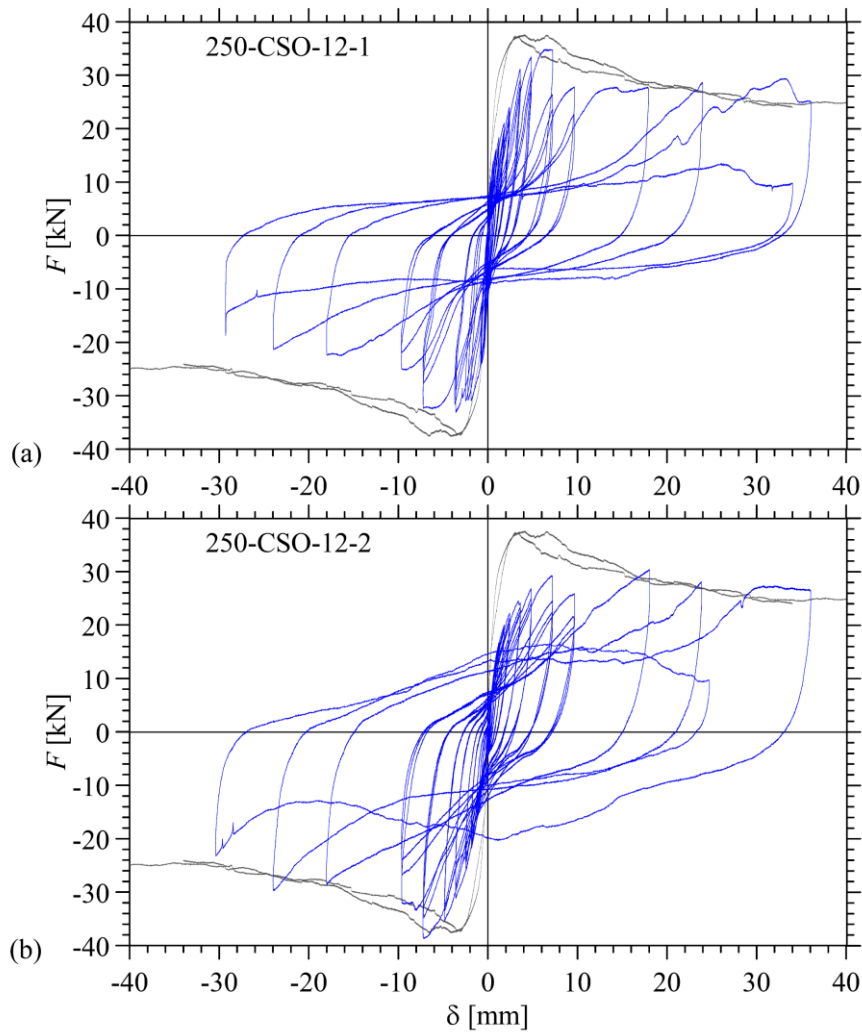


Fig. 7-12 Prove di taglio ortogonale ciclico su tasselli. Curve forza-spostamento ottenute su provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

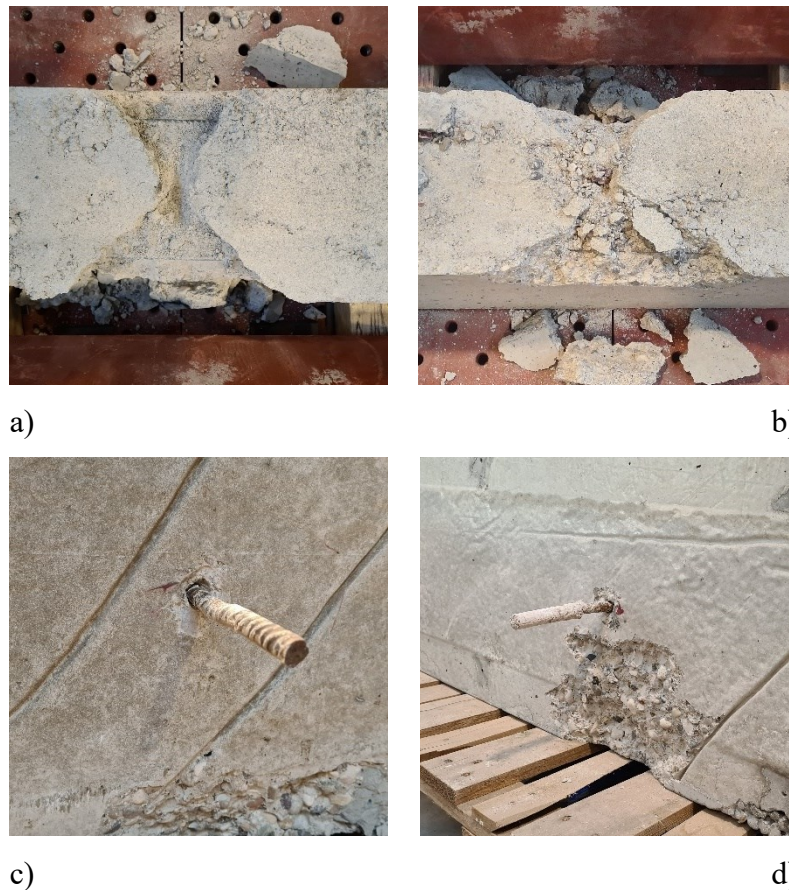


Fig. 7-13. Prove di taglio ortogonale ciclico su tasselli: modalità di rottura per provini con sezione trasversale $B = 250$ mm e tassello $d = 12$ mm

7.6 Confronto con l'approccio progettuale dell'Eurocodice 2

Con riferimento a quanto riportato nella sezione 6.7, si riporta in Tab. 7.2 il confronto tra i risultati sperimentali e quelli analitici riferiti alla modalità di rottura del bordo dell'elemento in calcestruzzo proposta da EC2-4. Nello specifico viene adottata l'Eq. 6.3, ponendo il coefficiente $\gamma_{a,v}$ uguale a 1. Questo fattore considera l'inclinazione della direzione della forza rispetto al bordo di calcestruzzo analizzato. Pertanto, rispetto alle prove con taglio parallelo all'asse degli elementi di cls, le previsioni normative suggeriscono un valore di resistenza dell'unione dimezzato, a parità di geometria. Per quanto riguarda questi test, la modalità di rottura dell'unione prevista da EC2-4 è coerente a quella osservata nei test sperimentali. In termini di resistenza, si osserva una sottostima generale dei valori analitici rispetto a quelli sperimentali. Per quanto riguarda i test monotoni si riscontra una differenza del 50.4% per i campioni con $B=200$ mm e $d=12$ mm; una differenza media del 36.7% viene invece osservata a parità di tassello per le sezioni da 250 mm. Previsioni meno accurate si registrano invece sulle prove con protocollo di carico ciclico, con differenze del 61.1% e del 46.7% rispettivamente per i cordoli di lato 200 mm ovvero 250 mm.

Tab. 7.2 Prove di taglio ortogonale. Vengono riportate per ogni prova: la distanza del tassello dal bordo, il diametro del tassello e la resistenza media cilindrica a compressione del calcestruzzo f_c . Inoltre, sono riportati i valori analitici della modalità di rottura del bordo secondo EC2-4($V_{R,c}$) e secondo Grosser ($V_{R,c,G}$) il valore della capacità portante registrata nel test. Infine, sono riportate le differenze percentuali ($Diff_1$, $Diff_2$) tra la capacità portante ottenuta nei test e quella analitica.

Test	Etichetta del provino	c_1 [mm]	d [mm]	f_{cm} [MPa]	$V_{Rm,c}^0$ [kN]	$\gamma_{h,v}$	$V_{Rm,c}$ [kN]	Diff ₁ [%]	$V_{Rm,c,G}$ [kN]	Diff ₂ [%]	F_{peak} [kN]
1	200-MSO-12-1	100	12	14.2	16.24	1.00	14.62	-50.4	16.8	-42.9	29.50
2	200-CSO-12-1	100	12	14.2	16.24	1.00	14.62	-61.2	16.8	-55.3	37.70
3	200-CSO-12-2	100	12	14.2	16.24	1.00	14.62	-60.9	16.8	-55.0	37.40
4	250-MSO-12-1	125	12	14.2	21.76	1.00	19.58	-33.6	22.7	-23.1	29.50
5	250-MSO-12-2	125	12	14.2	21.76	1.00	19.58	-39.8	22.7	-30.2	32.50
6	250-CSO-12-1	125	12	14.2	21.76	1.00	19.58	-43.9	22.7	-35.0	34.90
7	250-CSO-12-2	125	12	14.2	21.76	1.00	19.58	-49.4	22.7	-41.4	38.70

$$(a) \quad Diff_1 = 100(V_{Rm,c} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$$

$$(b) \quad Diff_2 = 100(V_{Rm,c,G} - \bar{F}_{peak}) / \bar{F}_{peak}$$

Una correlazione maggiore, tra risultati analitici e sperimentali, si osserva invece impiegando la formulazione di Grosser (2012), che per la direzione di carico analizzata vale:

$$V_{Rk,c,G} = V_{Rk,c,0^\circ}^0 \cdot \gamma_{h,v} \cdot \gamma_{re,v} \quad \text{Eq. 7.1}$$

con $V_{Rk,c,0^\circ}^0 = k_v \cdot \sqrt{f_{ck}} \cdot c_1^{4/3} \cdot \gamma_{d,v} \cdot \gamma_{l,v}$ resistenza caratteristica del bordo di calcestruzzo, dove $k_v = 9.5$ in caso di calcestruzzo fessurato e 13.5 in caso di calcestruzzo non fessurato, f_{ck} è la resistenza cilindrica a compressione del cls, c_1 la distanza dal bordo, $\gamma_{l,v}$ vale $(l_f/12d)^{0.5} \leq 1$ (con l_f effettiva infissione del tassello) e $\gamma_{d,v}$ vale $0.5(d/d_0) \leq 1$ (con d diametro del tassello e d_0 diametro di riferimento pari a 25 mm). I fattori $\gamma_{h,v}$ e $\gamma_{re,v}$ considerano rispettivamente l'influenza dell'altezza dell'elemento in calcestruzzo e la presenza di armatura e per la loro valutazione si rimanda all'Eq. 6.3. Si osserva pertanto una sottostima generale dei risultati analitici, ma con differenze percentuali minori rispetto alla formulazione fornita da EC2-4. Il miglioramento più consiste di correlazione si osserva per i cordoli di sezione 250 mm con una riduzione percentuale media, tra le due formulazioni, dell'9.3%; una variazione media del 6.5 % si osserva invece per i campioni di sezione 200 mm.

7.7 Conclusioni

Questa campagna sperimentale è volta allo studio del comportamento di un tassello che esplica il collegamento tra due elementi costituiti da percentuali di armatura e classe di calcestruzzo differenti. Sono state eseguite 7 prove di taglio con direzione della forza ortogonale all'asse longitudinale degli elementi; 3 test sono stati condotti con un protocollo di carico monotono e 4 prove sono state effettuate con protocollo ciclico. Sono state testate varie geometrie al fine di valutare l'influenza della distanza del tassello dal bordo non caricato.

I risultati più significativi ottenuti dai test possono essere riassunti come segue.

- Il comportamento del tassello sotto carico monotono è stato caratterizzato da un tratto sostanzialmente elastico lineare fino al picco, con un leggero degrado di resistenza in corrispondenza del 90% di F_{peak} . Per tutte le prove è stato osservato un comportamento duttile con un degrado post-picco estremamente limitato. Sono state osservate capacità portanti residue pari a circa il 60% di F_{peak} in corrispondenza di spostamenti 10 volte superiori a δ_{peak} . L'aumento della sezione trasversale del cordolo (da 200 a 250 mm) ha determinato un incremento del 27.1% di F_{peak} .
- È stata osservata un'ottima correlazione tra le curve carico-spostamento monotone e l'involuppo delle prove cicliche a parità di geometria. Al variare del protocollo di carico sono state osservate differenze del +5.1% (cordolo da 200 mm) e del -2.4% (cordolo da 250 mm). Pertanto, a differenza di quanto osservato per le prove con taglio parallelo, il protocollo ciclico non determina una riduzione di capacità portante.
- Tutte le prove sono state caratterizzate dalla rottura del bordo di calcestruzzo: A differenza dei test MSP, la distanza dal bordo limitata, non ha portato ad una rottura per pry-out, nel caso di protocollo monotono, o ad una rottura oligociclica del tassello, nel caso di protocollo ciclico.
- Le formulazioni analitiche riportate in EC2-4 sottostimano costantemente i valori rilevati nei test sperimentali, con differenze superiori al 40%. Stime più accurate sono state osservate applicando la formulazione proposta da Grosser (2012), in particolare sulla geometria caratterizzata dalla distanza dal bordo maggiore. Una buona predittività è stata invece osservata sulle modalità di rottura.

BIBLIOGRAFIA

CEN, European committee for standardization. EN 1992-4:2018, Eurocode 2-Design of concrete structures-Part 4: design of fastenings for use in concrete.

Grosser P. R., Load-bearing behavior and design of anchorages subjected to shear and torsion loading in uncracked concrete, Ph.D. thesis, University of Stuttgart (2012).

INDICE DELLE FIGURE

FIG. 1-1 TIPOLOGIE DI ROTTURE FRAGILI IN UNIONI A GAMBO CILINDRICO.....	6
FIG. 1-2 TIPOLOGIA A: FASI DI MONTAGGIO (A) ED ESEMPIO DI CAMPIONE SOGGETTO A PROVA (B)	9
FIG. 1-3 TEST PRELIMINARI: CAMPIONI DI TIPOLOGIA A CON CONNETTORE ORTOGONALE ALLA FIBRATURA.....	9
FIG. 1-4 TIPOLOGIA B: FASI DI MONTAGGIO (A) ED ESEMPIO DI CAMPIONE SOGGETTO A PROVA CON CONNETTORI ORTOGONALI ALLA LAMINAZIONE (B).....	10
FIG. 1-5 TEST PRELIMINARI: CAMPIONI DI TIPOLOGIA B.....	11
FIG. 1-6 TIPOLOGIA C: FASI DI MONTAGGIO (A) ED ESEMPIO DI CAMPIONE SOGGETTO A PROVA ON CONNETTORI ORTOGONALI ALLA LAMINAZIONE (B).....	12
FIG. 1-7 TEST PRELIMINARI: CAMPIONI DI TIPOLOGIA C.....	12
FIG. 1-8 TIPOLOGIA D: FASI DI MONTAGGIO (A), ASSONOMETRIA ELEMENTO “A” (B), ESEMPIO DI CAMPIONE SOGGETTO A PROVA (C) ED ESPLOSO DELL’ELEMENTO “A” (D).....	14
FIG. 1-9 TEST PRELIMINARI: CAMPIONI DI TIPOLOGIA D CON CONFINAMENTO TRASVERSALE.....	14
FIG. 1-10 TIPOLOGIA F: FASI DI MONTAGGIO (A) ED ESEMPIO DI CAMPIONE SOGGETTO A PROVA (B)	15
FIG. 1-11 TEST PRELIMINARI: CAMPIONI DI TIPOLOGIA E	16
FIG. 1-12. SETUP DI PROVA PER TEST DI TRAZIONE MONOTONA.....	19
FIG. 1-13. DISPOSIZIONE DEI TRASDUTTORI DI SPOSTAMENTO.....	20
FIG. 1-14. TEST PRELIMINARI: CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN TRAZIONE MONOTONA SU UNIONI DI TIPOLOGIA A	22
FIG. 1-15. TEST PRELIMINARI: MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE SU UNIONI DI TIPOLOGIA A.....	22
FIG. 1-16. TEST PRELIMINARI: CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN TRAZIONE MONOTONA SU UNIONI DI TIPOLOGIA B	23
FIG. 1-17. TEST PRELIMINARI: MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE SU UNIONI DI TIPOLOGIA B.....	24
FIG. 1-18. TEST PRELIMINARI: CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN TRAZIONE MONOTONA SU UNIONI DI TIPOLOGIA C	25
FIG. 1-19. TEST PRELIMINARI: MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE SU UNIONI DI TIPOLOGIA C.....	25
FIG. 1-20. TEST PRELIMINARI: CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN TRAZIONE MONOTONA SU UNIONI DI TIPOLOGIA D	26
FIG. 1-21. TEST PRELIMINARI: MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE SU UNIONI DI TIPOLOGIA E	27
FIG. 1-22. TEST PRELIMINARI: CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN TRAZIONE MONOTONA SU UNIONI DI TIPOLOGIA E	28
FIG. 1-23. TEST PRELIMINARI: MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE SU UNIONI DI TIPOLOGIA E	28
▪ FIG. 1-24. TEST PRELIMINARI: CONFRONTO DELLE TIPOLOGIE DI UNIONI TESTATE.....	29
FIG. 2-1 SEZIONE ASSONOMETRICA DEL GIUNTO DI TIPOLOGIA A.....	34
FIG. 2-2 FASI DI MONTAGGIO DELLA CONNESSIONE TIPOLOGIA A	35
FIG. 2-3 TIPOLOGIA A: $B = 50$. CURVA FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN COMPRESSIONE MONOTONA (PROVE MCO). CURVE 1 E 2: PROVINI B-50-12.9-MCO-100-1 E B-50-12.9-MCO-100-2 SENZA FORZA DI PRECARICO;	

CURVA 3: PROVINO B-50-12.9-MCO-100-3 CON PRECARICO CORRISPONDENTE AD UNA COPPIA DI SERRAGGIO DI 40 NM.....	43
FIG. 2-4 TIPOLOGIA A: $B=50$. PROVINI NON PRECARICATI AL TERMINE DELLE PROVE MCO: ROTTURA PER SPACCO DELL'ELEMENTO LIGNEO (A, B) E INSTABILITÀ DELLA BARRA FILETTATA (C).....	43
FIG. 2-5. TIPOLOGIA A: $B=50$. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA PROVE IN TRAZIONE MONOTONA: (A, C, E) PROVE MTP E (B, D, F) PROVE MTO. DISTANZA DAL BORDO LONGITUDINALE (A, B) $A_1 = 50$ MM, (C, D) 100 MM E (E, F) 150 MM. LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 2.4. LE CURVE ROSSE IN (B, D, F) SONO LE (PARTI IN TRAZIONE DEI) DIAGRAMMI DI INVILUPPO MEDIO OTTENUTI DA PROVE CICLICHE DI PULL-PULL SU PROVINI CON CLASSE DEL CONNETTORE 12.9.....	46
FIG. 2-6 TIPOLOGIA A: $B=50$. MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI IN LVL DI FAGGIO CON CONNETTORE (A, B, C) IN TRAZIONE MONOTONA (MTP), CON PROTOCOLLO CICLICO (D, E, F) CLASSE DEL CONNETTORE 12.9 E (G, H, I) S355. (J, K, L) CLASSE DEL CONNETTORE S355 AL TERMINE DEL PROTOCOLLO CICLICO. DISTANZA LONGITUDINALE DALLA TESTA DEL PROVINO (A, D, G, J) $A_1 = 50$ MM, (B, E, H, K) 100 MM AND (C, F, I, L) 150 MM.....	47
FIG. 2-7 TIPOLOGIA A: $B=50$. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA TEST CICLICI SU PROVINI DI LVL DI FAGGIO CON DISTANZA DEL CONNETTORE DALLA TESTA DEL PROVINO $A_1 = 50$ MM: CLASSE DEL CONNETTORE (A, C, E) 12.9 E (B, D, F) S355.	51
FIG. 2-8 TIPOLOGIA A: $B=50$. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA TEST CICLICI SU PROVINI DI LVL DI FAGGIO CON DISTANZA DEL CONNETTORE DALLA TESTA DEL PROVINO $A_1 = 100$ MM: CLASSE DEL CONNETTORE (A, C, E) 12.9 E (B, D, F) S355.	52
FIG. 2-9 TIPOLOGIA A: $B=50$. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA TEST CICLICI SU PROVINI DI LVL DI FAGGIO CON DISTANZA DEL CONNETTORE DALLA TESTA DEL PROVINO $A_1 = 150$ MM: CLASSE DEL CONNETTORE (A, C, E) 12.9 E (B, D, F) S355.	53
FIG. 2-10 TIPOLOGIA A: $B=50$. MODALITÀ DI ROTTURA OSSERVATE AL TERMINE DEI TEST CICLICI. (CLASSE DEL CONNETTORE 12.9): (A) PROVINO B-50-12.9-CO-100-1; (B) PROVINO B-50-12.9-CO-150-2.	53
FIG. 2-11 TIPOLOGIA A: $B=50$. VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO. IN ROSSO È RIPORTATO IL VALORE DI $F_{RM,MEAS}$ SECONDO EC5; LA LINEA TRATTEGGIATA INDICA IL CAMPO DI NON APPLICABILITÀ DELLA FORMULAZIONE.	56
FIG. 2-12 TIPOLOGIA A: $B=60$ MM. MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). CONNETTORI S355 AL TERMINE DELLA PROVA (G,H,I). DISTANZA LONGITUDINALE DALLA TESTA DEL PROVINO $A_1 = 50$ MM (A, D, G), 100 MM (B, E, H) E 150 MM (C, F, I).	67
FIG. 2-13. TIPOLOGIA A: $B=60$ MM. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). DISTANZA DAL BORDO LONGITUDINALE $A_1 = 50$ MM (A, B), 100 MM (C, D) E 150 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 2.6 E TAB. 2.7.	68
FIG. 2-14 TIPOLOGIA A: $B=80$ MM, MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). CONNETTORI S355 AL TERMINE DELLA PROVA (G,H,I). DISTANZA LONGITUDINALE DALLA TESTA DEL PROVINO $A_1 = 50$ MM (A, D, G), 100 MM (B, E, H) E 150 MM (C, F, I).	72
FIG. 2-15. TIPOLOGIA A: $B=80$ MM. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). DISTANZA DAL BORDO LONGITUDINALE $A_1 = 50$ MM (A, B), 100 MM (C, D) E 150 MM (E, F). LE	

ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 2.6 E TAB. 2.7.	73
FIG. 2-16 TIPOLOGIA A. MODALITÀ DI ROTTURA LATO ACCIAIO: ROTTURA DEL FILETTO DALLA BARRA LONGITUDINALE (A), ROTTURA DEL CONNETTORE DI GRADO S355, $D=28\text{MM}$ E $L=90\text{MM}$ (B), ROTTURA DELLA FILETTATURA DEL DADO (C).E SNERVAMENTO DEL DADO ALL'INTERNO DEL PROVINO (D).	77
FIG. 2-17 TIPOLOGIA A: $B=100\text{ MM}$ MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI: IN LVL DI ABET (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). CONNETTORI S355 AL TERMINE DELLA PROVA (G,H,I). DISTANZA LONGITUDINALE DALLA TESTA DEL PROVINO $A_1 = 50\text{ MM}$ (A, D, G), 100 MM (B, E, H) E 150 MM (C, F, I).	78
FIG. 2-18. TIPOLOGIA A: $B=100\text{ MM}$. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). DISTANZA DAL BORDO LONGITUDINALE $A_1 = 50\text{ MM}$ (A, B), 100 MM (C, D) E 150 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 2.6 E TAB. 2.7.	79
FIG. 2-19 TIPOLOGIA A. VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO.	80
FIG. 2-20 TIPOLOGIA A. VALORI DI A_k , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). IL CAMPO CAMPITO IN BLU INDICA LA TRANSIZIONE TRA $F_{RM,MEAS}$ E $F_{RM,MEAS,II}$	83
FIG. 2-21 TIPOLOGIA A. VALORI DI δ_{peak} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).	84
FIG. 2-22 TIPOLOGIA A. VALORI DI δ_u , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).	85
FIG. 2-23 VALORI DI K , K_{SER} , K_U E K_{PEAK} PER IL PROVINO B-60-S355-MTO-150-3.	86
FIG. 2-24 TIPOLOGIA A. VALORI DI K , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).	87
FIG. 2-25 TIPOLOGIA A. VALORI DI K_{SER} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). VENGONO RIPORTATI, IN LINEA TRATTEGGIATA, I VALORI ANALITICI DI K_{SER} [EC5] AL VARIARE DEL DIAMETRO DEL CONNETTORE.	88
FIG. 2-26 TIPOLOGIA A. VALORI DI K_U PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). VENGONO RIPORTATI, IN LINEA TRATTEGGIATA, I VALORI ANALITICI DI K_U [EC5] AL VARIARE DEL DIAMETRO DEL CONNETTORE.	89
FIG. 2-27 TIPOLOGIA A. VALORI DI K_{PEAK} PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA DISTANZA DEL CONNETTORE DAL BORDO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).	90
FIG. 3-1 SEZIONE ASSONOMETRICA DEL GIUNTO TIPOLOGIA E	98
FIG. 3-2 FASI DI MONTAGGIO DELLA CONNESSIONE TIPOLOGIA E	98
FIG. 3-3 INSERTO TIPOLOGIA UNIONE E	102
FIG. 3-4 TIPOLOGIA E: MODALITÀ DI ROTTURA OSSERVATE NELLE PROVE	105
FIG. 3-5 INSERTO AVVITATO ($D = 25\text{ MM}$) AL TERMINE DELLA PROVA.	105
FIG. 3-6. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 60\text{ MM}$, INSERTO CON $D = 25\text{ MM}$ E PREFORO DA 22 MM : PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA	

DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 3.2 E TAB. 3.3 ..	111
FIG. 3-7 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 60$ MM, INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I).....	112
FIG. 3-8 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 80$ MM, INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I).....	114
FIG. 3-9. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 80$ MM, INSERTO CON $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 3.2 E TAB. 3.3 ..	115
FIG. 3-10 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 100$ MM, INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I).....	117
FIG. 3-11. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 100$ MM, INSERTO CON $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 3.2 E TAB. 3.3 ..	118
FIG. 3-12 CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 60$ MM, INSERTO CON $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 3.6 E TAB. 3.7. .	124
FIG. 3-13 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 60$ MM, INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I).....	125
FIG. 3-14 CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 80$ MM, INSERTO CON $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 3.6 E TAB. 3.7. .	127
FIG. 3-15 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 80$ MM, INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I).....	128
FIG. 3-16 CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 100$ MM, INSERTO CON $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA PRIMA COLONNA DELLA TAB. 3.6 E TAB. 3.7.	131

FIG. 3-17 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 100$ MM, INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I).....	132
FIG. 3-18 CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI DI LVL DI FAGGIO CON $B = 80$, $L=100$ MM E $D = 22$ MM. PROVE NON CONFINATE (A) E PROVE CONFINATE (B).....	134
FIG. 3-19 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 80$ MM, INSERTO $D = 22$ E $L = 100$ MM. CAMPIONI SENZA CONFINAMENTO TRASVERSALE (A, B, C) E CON CONFINAMENTO (D, E, F).....	135
FIG. 3-20 CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI DI LVL DI FAGGIO, $L= 50$ MM E $D = 16$ MM. SEZIONE TRASVERSALE $B = 50$ MM (A,B) E $B = 60$ MM (C,D). PROVE NON CONFINATE (A,C) E PROVE CONFINATE (B,D).....	137
FIG. 3-21 MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI CON INSERTO $D = 15$ E $L = 50$ MM: CAMPIONI SENZA CONFINAMENTO TRASVERSALE (A, B,) , CON CONFINAMENTO (C,D) TRASVERSALE (A, B,) , SEZIONE TRASVERSALE $B=50$ MM (A,C) E SEZIONE TRASVERSALE $B=60$ MM (B,D).....	138
FIG. 3-22 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	140
FIG. 3-23 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA SEZIONE TRASVERSALE DEL PROVINO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	140
FIG. 3-24 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	141
FIG. 3-25 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA SEZIONE TRASVERSALE DEL PROVINO: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	141
FIG. 3-26 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM. INCIDENZA DEL PREFORO SUI VALORI MEDI DI F_{PEAK} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA SEZIONE TRASVERSALE DEL PROVINO.....	142
FIG. 3-27 TIPOLOGIA E, $D=25$ MM E PREFORO DA 22MM. VALORI DI B_k , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	144
FIG. 3-28 TIPOLOGIA E, $D=25$ MM E PREFORO DA 20.5MM. VALORI DI B_k , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	145
FIG. 3-29 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORI MEDI DI δ_{peak} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	146
FIG. 3-30 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORI MEDI DI δ_{peak} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	146
FIG. 3-31 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORI DI K , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	149
FIG. 3-32 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORI DI K , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).....	150
FIG. 3-33 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORI DI K_{SER} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). VENGONO RIPORTATI, IN LINEA CONTINUA, I VALORI ANALITICI DI K_{SER} SECONDO LA FORMULAZIONE DI EC5 E DEL PRODUTTORE DEGLI INSERTI.....	152

FIG. 3-34 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORI DI K_{SER} , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). VENGONO RIPORTATI, IN LINEA CONTINUA, I VALORI ANALITICI DI K_{SER} SECONDO LA FORMULAZIONE DI EC5 E DEL PRODUTTORE DEGLI INSERTI.	152
FIG. 3-35 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORI DI K_u , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). VENGONO RIPORTATI, IN LINEA CONTINUA, I VALORI ANALITICI DI K_{SER} SECONDO LA FORMULAZIONE DI EC5 E DEL PRODUTTORE DEGLI INSERTI.	153
FIG. 3-36 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5MM. VALORI DI K_u , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B). VENGONO RIPORTATI, IN LINEA CONTINUA, I VALORI ANALITICI DI K_{SER} SECONDO LA FORMULAZIONE DI EC5 E DEL PRODUTTORE DEGLI INSERTI.	153
FIG. 3-37 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 22MM. VALORI DI K_u , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).	155
FIG. 3-38 TIPOLOGIA E: INSERTO $D = 25$ MM E PREFORO DA 20.5MM. VALORI DI K_u , PER OGNI SERIE, AL VARIARE DELLA LUNGHEZZA DEL CONNETTORE: SERIE SU LVL DI ABETE (A) E TEST SU LVL DI FAGGIO (B).	155
FIG. 4-1 ESEMPIO DI STRUTTURA RETICOLARE SPAZIALE.....	162
FIG. 4-2 TIPOLOGIA A: UNIONE DOWEL-NUT CON SVASO PIRAMIDALE.....	163
FIG. 4-3 TIPOLOGIA E: UNIONE CON INSERTO AVVITATO E SVASO PIRAMIDALE.....	165
FIG. 4-4 TIPOLOGIA A CON SVASO. MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). CONNETTORI S355 AL TERMINE DELLA PROVA (G,H,I). DISTANZA LONGITUDINALE DALLA TESTA DEL PROVINO $a_1 = 100$ MM (A, D, G), 150 MM (B, E, H) E 150 MM (C, F, I). SEZIONE TRASVERSALE $B= 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F).	168
FIG. 4-5. TIPOLOGIA A CON SVASO. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). DISTANZA DAL BORDO LONGITUDINALE $a_1 = 50$ MM (A, B), 150 MM (C, D) E 150 MM (E, F). SEZIONE TRASVERSALE $B= 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F).	171
FIG. 4-6 TIPOLOGIA E CON SVASO. MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI: IN LVL DI ABETE (A, B, C) E IN LVL DI FAGGIO (D, E, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, D, G), 80 MM (B, E, H) E 100 MM (C, F, I). SEZIONE TRASVERSALE $B= 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F).	174
FIG. 4-7. TIPOLOGIA E CON SVASO. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO: PROVE SU LVL DI ABETE (A, C, E) E PROVE SU LVL DI FAGGIO (B, D, F). LUNGHEZZA DELL'INSERTO $L = 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F). SEZIONE TRASVERSALE $B= 60$ MM (A, B), 80 MM (C, D) E 100 MM (E, F).	177
FIG. 4-8. TIPOLOGIA A. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE DA TEST CICLICI SU PROVINI DI LVL DI ABETE CON DISTANZA DEL CONNETTORE DALLA TESTA DEL PROVINO $a_1 = 100$ MM: ASTE PRIVE DI SVASO (A, C, E) 12.9 E ASTE SVASATE (B, D, F).	178
FIG. 4-9. TIPOLOGIA A. MODALITÀ DI ROTTURA IN TRAZIONE PER PROVINI: IN LVL DI ABETE CON DISTANZA DEL CONNETTORE DALLA TESTA DEL PROVINO $a_1 = 100$ MM: ASTE PRIVE DI SVASO (A, C, E) 12.9 E ASTE SVASATE (B, D, F).	179
FIG. 4-10 PROVE SU PROTOTIPI RETICOLARI SPAZIALI: SETUP DI PROVA	180
FIG. 4-11 PROVE SU PROTOTIPI RETICOLARI SPAZIALI: DISPOSIZIONE DEGLI STRUMENTI.....	181

FIG. 4-12	PROTOTIPO LIGNEO 1. PROTOCOLLO DI CARICO SECONDO UNI EN 595 (1995) (A) E PROTOCOLLO SPERIMENTALE (B)	182
FIG. 4-13	PROTOTIPO METALLICO REALIZZATO COL SISTEMA TETRASTEEL®	183
FIG. 4-14	SISTEMA TETRASTEEL®	183
FIG. 4-15	PROTOTIPO METALLICO. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE.....	184
FIG. 4-16	FASI DI MONTAGGIO DELLA CONNESSIONE TIPOLOGIA A CON SISTEMA TETRASTEEL®	185
FIG. 4-17	FASI DI MONTAGGIO DEL PROTOTIPO LIGNEO 1 CON SISTEMA TETRASTEEL®	186
FIG. 4-18	PROTOTIPO LIGNEO 1: NODO STRUTTURALE REALIZZATO CON SISTEMA DI MONTAGGIO TETRASTEEL®	186
FIG. 4-19	PROTOTIPO LIGNEO 1. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE. OGNI GRAFICO RIPORTA LA PROVA CICLICA EFFETTUATA IN CAMPO ELASTICO E LA PROVA MONOTONA A ROTTURA.	187
FIG. 4-20	PROTOTIPO LIGNEO 1. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEI 4 NODI STRUTTURALI NON VINCOLATI. OGNI GRAFICO RIPORTA LA PROVA CICLICA EFFETTUATA IN CAMPO ELASTICO E IL TRATTO INIZIALE DELLA PROVA MONOTONA A ROTTURA.....	188
FIG. 4-21	PROTOTIPO LIGNEO 1: PROTOCOLLO UNI EN 595 (1995). CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE.	189
FIG. 4-22	PROTOTIPO LIGNEO 1. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO A ROTTURA. COMPORTAMENTO STRUTTURALE DEI NODI SOMMITALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE (A), DEI NODI CENTRALI INFERIORI (B) E DEGLI APPOGGI (C).....	190
FIG. 4-23	PROTOTIPO LIGNEO 1: ROTTURA DEL COLLEGAMENTO ACCIAIO-LEGNO. ROTTURA DELLA BARRA FILETTATA IN CORRISPONDENZA DELLA RIDUZIONE DI SEZIONE NECESSARIA PER ACCOGLIERE LA SPINA.....	191
FIG. 4-24	PROTOTIPO LIGNEO 1: MODALITÀ DI ROTTURA.....	191
FIG. 4-25	FASI DI MONTAGGIO DELLA CONNESSIONE TIPOLOGIA A CON PRETENSIONE E RONDELLA M12 SERIE LARGA.	192
FIG. 4-26	PROTOTIPO LIGNEO 2. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE. OGNI GRAFICO RIPORTA LA PROVA CICLICA EFFETTUATA IN CAMPO ELASTICO E LA PROVA MONOTONA A ROTTURA.	193
FIG. 4-27	PROTOTIPO LIGNEO 2. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEI 4 NODI STRUTTURALI NON VINCOLATI. OGNI GRAFICO RIPORTA LA PROVA CICLICA EFFETTUATA IN CAMPO ELASTICO E IL TRATTO INIZIALE DELLA PROVA MONOTONA A ROTTURA.....	195
FIG. 4-28	PROTOTIPO LIGNEO 2: PROTOCOLLO UNI EN 595 (1995). CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE.	196
FIG. 4-29	PROTOTIPO LIGNEO 2. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO A ROTTURA. COMPORTAMENTO STRUTTURALE DEI NODI SOMMITALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE (A), DEI NODI CENTRALI INFERIORI (B) E DEGLI APPOGGI (C).....	197
FIG. 4-30	PROTOTIPO LIGNEO 2. INSTABILITÀ DEL CORRENTE SUPERIORE PRE-COLLASSO.....	198
FIG. 4-31	PROTOTIPO LIGNEO 2. MODALITÀ DI ROTTURA.....	198
FIG. 4-32	PROTOTIPO LIGNEO 2. DEFORMAZIONE DELLA SEZIONE TERMINALE DELLE ASTE LIGNEE SOGGETTE A COMPRESSIONE.	199
FIG. 4-33	PROTOTIPO LIGNEO 2. MODALITÀ DI TRASFERIMENTO DEL CARICO.	199

FIG. 4-34 PROTOTIPO LIGNEO 3. COLLEGAMENTO “DOWEL-NUT” CON PIASTRA METALLICA (SP=4 MM) E COPPIA DI SERRAGGIO 40 NM.	200
FIG. 4-35 PROTOTIPO LIGNEO 3. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE. OGNI GRAFICO RIPORTA LA PROVA CICLICA EFFETTUATA IN CAMPO ELASTICO E LA PROVA MONOTONA A ROTTURA.	200
FIG. 4-36 PROTOTIPO LIGNEO 3. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEI 4 NODI STRUTTURALI NON VINCOLATI. OGNI GRAFICO RIPORTA LA PROVA CICLICA EFFETTUATA IN CAMPO ELASTICO E IL TRATTO INIZIALE DELLA PROVA MONOTONA A ROTTURA.....	202
FIG. 4-37 PROTOTIPO LIGNEO 3: PROTOCOLLO UNI EN 595 (1995). CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEGLI 8 NODI STRUTTURALI E DELLA MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE.	203
FIG. 4-38 PROVA A ROTTURA SU PROTOTIPO RETICOLARE SPAZIALE: CONFIGURAZIONE C. CURVE CARICO SPOSTAMENTI DEI TRASDUTTORI: L_1, L_2 E L_9 (A), L_4 E L_7 (B) E L_3, L_5, L_6 E L_8 (C).....	204
FIG. 4-39 PROTOTIPO LIGNEO 3. INSTABILITÀ DEL CORRENTE SUPERIORE PRE-COLLASSO.....	204
FIG. 4-40 PROTOTIPO LIGNEO 3. MODALITÀ DI ROTTURA.	205
FIG. 4-41 PROTOTIPO LIGNEO 3. MODALITÀ DI TRASFERIMENTO DEL CARICO.	205
FIG. 4-42 CONFRONTO DEI PROTOTIPI. CURVE CARICO-SPOSTAMENTO DEI 4 NODI STRUTTURALI NON VINCOLATI E DELLA SEZIONE DI MEZZERIA DEL CORRENTE SUPERIORE. IN NERO (GRAFICO A,B,C,D) VIENE RIPORTATA LA RISPOSTA STRUTTURALE DELLA RETICOLARE METALLICA.	206
FIG. 5-1 PROVE DI PULL-OUT PER LA DETERMINAZIONE DELLA TENSIONE DI ADERENZA TRA IL TASSELLO E IL CALCESTRUZZO.....	221
FIG. 5-2. PROVE DI TRAZIONE: SETUP DI PROVA	224
FIG. 5-3. PROVE DI TRAZIONE: SISTEMA DI MONITORAGGIO.	225
FIG. 5-4. PROVE DI TRAZIONE: PARTICOLARI COSTRUTTIVI DEI PROVINI DI CLS: ARMATURA DELL’ELEMENTO DI CALCESTRUZZO (A) E PARTICOLARE DEL TASSELLO (B).....	226
FIG. 5-5. PROVE DI TRAZIONE. FASE 1: REALIZZAZIONE DEL CASSERO IN ACCIAIO E COLLOCAMENTO DELLA GABBIA DI ARMATURA (A), ESECUZIONE DEL GETTO DI CALCESTRUZZO DI CLASSE C12/15 (B).....	227
FIG. 5-6. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL’INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.	229
FIG. 5-7. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	230
FIG. 5-8. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM.....	231
FIG. 5-9. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER IL PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM.....	231
FIG. 5-10. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	232
FIG. 5-11. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER IL PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	233

FIG. 5-12. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO ASSOLUTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM (A), $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ (B) E $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ (C). LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.....	233
FIG. 5-13. PROVE DI TRAZIONE CICLICA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	235
FIG. 5-14. PROVE DI TRAZIONE MONOTONA SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER IL PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	236
FIG. 5-15. PROVE DI TRAZIONE CICLICA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM.....	237
FIG. 5-16. PROVE DI TRAZIONE CICLICA SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER IL PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM.....	237
FIG. 5-17. PROVE DI TRAZIONE CICLICA SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	238
FIG. 5-18. PROVE DI TRAZIONE CICLICA SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER IL PROVINO CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	239
FIG. 5-19 RAPPRESENTAZIONE SCHEMATICA DELLA ROTTURA DEL CONO DI CLS (FUCHS, ELIGEHAUSEN, AND BREEN (1995)).....	242
FIG. 6-1. STATO DELL'ARTE.	252
FIG. 6-2. PROVE DI TAGLIO PARALLELO: SETUP DI PROVA.....	256
FIG. 6-3. PROVE DI TAGLIO PARALLELO: CONFIGURAZIONE DEGLI STRUMENTI.....	257
FIG. 6-4. PROVE DI TAGLIO PARALLELO: PARTICOLARI COSTRUTTIVI DEI PROVINI DI CLS: ARMATURA DELL'ELEMENTO DI CALCESTRUZZO DEBOLMENTE ARMATO ("CORDOLO") (A) E ARMATURA DELL'ELEMENTO DI CALCESTRUZZO FORTEMENTE ARMATO ("TRAVERSO")(B).....	259
FIG. 6-5. PROVE DI TAGLIO PARALLELO. PARTICOLARI COSTRUTTIVI DEI PROVINI DI CLS: VISTE LATERALI DEI CAMPIONI.....	260
FIG. 6-6. PROVE DI TAGLIO PARALLELO. FASE 1: REALIZZAZIONE DEL CASSERO IN ACCIAIO E COLLOCAMENTO DELLA GABBIA DI ARMATURA DEL CORDOLO (A,B). FASE 2: REALIZZAZIONE DEL TASSELLO POST-INSERITO NEL CORDOLO (C). FASE 3: REALIZZAZIONE DEL CASSERO IN ACCIAIO E COLLOCAMENTO DELLA GABBIA DI ARMATURA DEL TRAVERSO; POSIZIONAMENTO DEL CORDOLO (D). MATURAZIONE DEI PROVINI (E).	261
FIG. 6-7 PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI.....	262
FIG. 6-8 PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.....	264
FIG. 6-9. PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM.....	264
FIG. 6-10 PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.....	266

FIG. 6-11. PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM	266
FIG. 6-12. PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.....	268
FIG. 6-13. PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM	268
FIG. 6-14. PROVE DI TAGLIO PARALLELO CICLICO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	270
FIG. 6-15. PROVE DI TAGLIO PARALLELO CICLICO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	271
FIG. 6-16. PROVE DI TAGLIO PARALLELO CICLICO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM	272
FIG. 6-17. PROVE DI TAGLIO PARALLELO CICLICO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM	273
FIG. 6-18. PROVE DI TAGLIO PARALLELO CICLICO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM	274
FIG. 6-19. PROVE DI TAGLIO PARALLELO CICLICO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 16$ MM	275
FIG. 7-1. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE: SETUP DI PROVA.....	287
FIG. 7-2. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE: CONFIGURAZIONE DEGLI STRUMENTI	288
FIG. 7-3. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE: PARTICOLARI COSTRUTTIVI DEI PROVINI DI CLS: ARMATURA DELL'ELEMENTO DI CALCESTRUZZO DEBOLMENTE ARMATO ("CORDOLO") (A) E ARMATURA DELL'ELEMENTO DI CALCESTRUZZO FORTEMENTE ARMATO ("TRAVERSO")(B).....	290
FIG. 7-4. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE. PARTICOLARI COSTRUTTIVI DEI PROVINI DI CLS: VISTE LATERALI DEI CAMPIONI	291
FIG. 7-5. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE. FASE 1: REALIZZAZIONE DEL CASSERO IN ACCIAIO E COLLOCAMENTO DELLA GABBIA DI ARMATURA DEL CORDOLO (A,B). FASE 3: REALIZZAZIONE DEL CASSERO IN ACCIAIO E COLLOCAMENTO DELLA GABBIA DI ARMATURA DEL TRAVERSO; POSIZIONAMENTO DEL CORDOLO (C,D). MATURAZIONE DEI PROVINI (E).....	292
FIG. 7-6 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE MONOTONO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.....	294
FIG. 7-7. PROVE DI TAGLIO PARALLELO MONOTONO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	294
FIG. 7-8 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE MONOTONO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM LE ETICHETTE DELLE CURVE ALL'INTERNO DEI GRAFICI CORRISPONDONO AI NUMERI DI PROVA RIPORTATI NELLA SECONDA COLONNA DI TAB. 5.6.....	295
FIG. 7-9. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE MONOTONO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	295

FIG. 7-10 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE CICLICO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	297
FIG. 7-11. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE CICLICO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 200$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	298
FIG. 7-12 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE CICLICO SU TASSELLI. CURVE FORZA-SPOSTAMENTO OTTENUTE SU PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	299
FIG. 7-13. PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE CICLICO SU TASSELLI: MODALITÀ DI ROTTURA PER PROVINI CON SEZIONE TRASVERSALE $B = 250$ MM E TASSELLO $D = 12$ MM	300

INDICE DELLE TABELLE

TAB. 1.1 CLASSE DI RESISTENZA DELL'ACCIAIO IMPIEGATO NEI COLLEGAMENTI.....	17
TAB. 1.2 PROPRIETÀ FISICHE E MECCANICHE FORNITE DA POLLMEIER PER L'LVL DI FAGGIO.....	18
TAB. 1.3 PROVE PRELIMINARI. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO RIPO- RTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} , E LE RIGIDENZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.	21
TAB. 2.1 PROPRIETÀ FISICHE E MECCANICHE DELL'LVL DI FAGGIO PER CAMPIONI CON $B=50$ MM. I TEST SONO STATI CONDOTTI IN CONFORMITÀ CON EN 408 (2010).....	38
TAB. 2.2 PROPRIETÀ FISICHE E MECCANICHE DELL'LVL DI FAGGIO PER CAMPIONI CON $B=60, 80$ E 100 MM. I TEST SONO STATI CONDOTTI IN CONFORMITÀ CON EN 408 (2010).....	38
TAB. 2.3 PROPRIETÀ FISICHE E MECCANICHE DELL'LVL DI ABETE PER I CAMPIONI CON $B=60, 80$ E 100 MM. I TEST SONO STATI CONDOTTI IN CONFORMITÀ CON EN 408 (2010).....	39
TAB. 2.4 TIPOLOGIA A: $B=50$. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO RIPO- RTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE RESISTENZA A RIFOLLAMENTO F_H , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} , LO SPOSTAMENTO ULTIMO δ_U E LA MODALITÀ DI ROTTURA. INOLTRE, SONO RIPO- RTATE ANCHE LE COPPIE DI SERRAGGIO INIZIALMENTE APPLICATE E LE RIGIDENZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.	45
TAB. 2.5 TIPOLOGIA A: $B=50$. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK}, COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} ($\delta_{PEAK},$ $COV_{\delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO ANCHE RIPO- RTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂ E DIFF ₃) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.	48
TAB. 2.6 TIPOLOGIA A: $B=60, 80$ E 100 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO RIPO-RTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE RESISTENZA A RIFOLLAMENTO F_H , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} , LO SPOSTAMENTO ULTIMO δ_U E LA MODALITÀ DI ROTTURA. INOLTRE, SONO RIPO-RTATE LE RIGIDENZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.....	62
TAB. 2.7 TIPOLOGIA A: $B=60, 80$ E 100 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE. SONO RIPO-RTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE RESISTENZA A RIFOLLAMENTO F_H , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} , LO SPOSTAMENTO ULTIMO δ_U E LA MODALITÀ DI ROTTURA. INOLTRE, SONO RIPO-RTATE LE RIGIDENZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.....	63
TAB. 2.8 TIPOLOGIA A: $B=60, 80$ E 100 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK}, COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} ($\delta_{PEAK}, COV_{\delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO ANCHE RIPO-RTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂ E DIFF ₃) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.....	64
TAB. 2.9 TIPOLOGIA A: $B=60, 80$ E 100 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK}, COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} ($\delta_{PEAK}, COV_{\delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE. SONO ANCHE	

RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂ E DIFF ₃) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.....	64
TAB. 2.10 TIPOLOGIA A: B =60, 80 E 100 MM. VALORE CARATTERISTICO E MEDIO DELLA RESISTENZA DI RIFOLLAMENTO $F_H (F_{H,K,K}, F_{H,M,P}, F_{H,M})$, DELLA CAPACITÀ PORTANTE DELL'UNIONE $F_R (F_{R,K}, F_{R,M}, F_{R,M,MEAS})$, E SECONDO EQ $F_{PEAK,M,MOD2}$ PER SERIE DI TEST OMOGENEI SU PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E FAGGIO.	83
TAB. 2.11 TIPOLOGIA A: B =60, 80 E 100 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI $K (K, CoV_K)$, $K_{SER} (K_{SER}, CoV_{KSER})$, $K_U (K_U, CoV_{K_U})$ E $K_{PEAK} (K_{PEAK}, CoV_{K_{PEAK}})$ PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO ANCHE RIPOSTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂) TRA LA RIGIDEZZA OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.....	86
TAB. 2.12 TIPOLOGIA A: B =60, 80 E 100 MM . VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI $K (K, CoV_K)$, $K_{SER} (K_{SER}, CoV_{KSER})$, $K_U (K_U, CoV_{K_U})$ E $K_{PEAK} (K_{PEAK}, CoV_{K_{PEAK}})$ PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE. SONO ANCHE RIPOSTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂) TRA LA RIGIDEZZA OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.	86
TAB. 3.1 GEOMETRIA DELL'INSERTO RAMPA BL [®]	102
TAB. 3.2 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 22 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONI TRASVERSALI B =60, 80 E 100 MM. SONO RIPOSTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPOSTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.....	106
TAB. 3.3 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 22 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONI TRASVERSALI B =60, 80 E 100 MM. SONO RIPOSTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPOSTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.....	107
TAB. 3.4 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 22 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI $F_{PEAK} (F_{PEAK}, CoV_{F_{PEAK}})$ E $\delta_{PEAK} (\delta_{PEAK}, CoV_{\delta_{PEAK}})$ PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONI TRASVERSALI B =60, 80 E 100 MM. SONO ANCHE RIPOSTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂ E DIFF ₃) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.....	108
TAB. 3.5 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 22 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI $F_{PEAK} (F_{PEAK}, CoV_{F_{PEAK}})$ E $\delta_{PEAK} (\delta_{PEAK}, CoV_{\delta_{PEAK}})$ PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONI TRASVERSALI B =60, 80 E 100 MM. SONO ANCHE RIPOSTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF ₁ , DIFF ₂ E DIFF ₃) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA.	108
TAB. 3.6 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 20.5 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONI TRASVERSALI B =60, 80 E 100 MM. SONO RIPOSTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPOSTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.....	119
TAB. 3.7 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 20.5 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONI TRASVERSALI B =60, 80 E 100 MM. SONO RIPOSTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA	

CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO..... 120

TAB. 3.8 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK} , COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} (δ_{PEAK} , $COV_{\Delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONI TRASVERSALI $B=60, 80$ E 100 MM. SONO ANCHE RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$, $DIFF_2$ E $DIFF_3$) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA. 120

TAB. 3.9 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK} , COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} (δ_{PEAK} , $COV_{\Delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONI TRASVERSALI $B=60, 80$ E 100 MM. SONO ANCHE RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$, $DIFF_2$ E $DIFF_3$) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA. 121

TAB. 3.10 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 22 MM E $L=100$ MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONE TRASVERSALE $B=80$. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO. ... 133

TAB. 3.11 TIPOLOGIA E: DIAMETRO INSERTO 16 MM E $L=50$ MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONE TRASVERSALE $B=50$ E 60 MM. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA F- δ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO..... 136

TAB. 3.12 TIPOLOGIA E: INSERTO $D=25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI K (K , COV_K), K_{SER} (K_{SER} , COV_{KSER}), K_U (K_U , COV_{KU}) E K_{PEAK} (K_{PEAK} , COV_{KPEAK}) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONE TRASVERSALE $B=60, 80$ E 100 MM. SONO ANCHE RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$, $DIFF_2$) TRA LA RIGIDEZZA OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA. 147

TAB. 3.13 TIPOLOGIA E: INSERTO $D=25$ MM E PREFORO DA 22 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI K (K , COV_K), K_{SER} (K_{SER} , COV_{KSER}), K_U (K_U , COV_{KU}) E K_{PEAK} (K_{PEAK} , COV_{KPEAK}) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONE TRASVERSALE $B=60, 80$ E 100 MM. SONO ANCHE RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$, $DIFF_2$) TRA LA RIGIDEZZA OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA. 147

TAB. 3.14 TIPOLOGIA E: INSERTO $D=25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI K (K , COV_K), K_{SER} (K_{SER} , COV_{KSER}), K_U (K_U , COV_{KU}) E K_{PEAK} (K_{PEAK} , COV_{KPEAK}) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONE TRASVERSALE $B=60, 80$ E 100 MM. SONO ANCHE RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$, $DIFF_2$) TRA LA RIGIDEZZA OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA. 147

TAB. 3.15 TIPOLOGIA E: INSERTO $D=25$ MM E PREFORO DA 20.5 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI K (K , COV_K), K_{SER} (K_{SER} , COV_{KSER}), K_U (K_U , COV_{KU}) E K_{PEAK} (K_{PEAK} , COV_{KPEAK}) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONE TRASVERSALE $B=60, 80$ E 100 MM. SONO ANCHE RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$, $DIFF_2$) TRA LA RIGIDEZZA OTTENUTA DAI TEST E QUELLA ANALITICA. 148

TAB. 4.1 TIPOLOGIA A CON SVASO: $B=60, 80$ E 100 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE RESISTENZA A RIFOLLAMENTO F_H , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} , LO SPOSTAMENTO ULTIMO δ_U E LA MODALITÀ DI ROTTURA. INOLTRE, SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA $F-\delta$ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.	169
TAB. 4.2 TIPOLOGIA A CON SVASO: $B=60, 80$ E 100 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE RESISTENZA A RIFOLLAMENTO F_H , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} , LO SPOSTAMENTO ULTIMO δ_U E LA MODALITÀ DI ROTTURA. INOLTRE, SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA $F-\delta$ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.	170
TAB. 4.3 TIPOLOGIA A CON SVASO: $B=60, 80$ E 100 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK} , COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} (δ_{PEAK} , $COV_{\Delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO ED ABETE.	172
TAB. 4.4 TIPOLOGIA E CON SVASO: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 22 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO E SEZIONI TRASVERSALI $B=60, 80$ E 100 MM. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA $F-\delta$ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.	175
TAB. 4.5 TIPOLOGIA E CON SVASO: DIAMETRO INSERTO 25 MM E PREFORO DA 22 MM. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI ABETE E SEZIONI TRASVERSALI $B=60, 80$ E 100 MM. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LA CORRISPONDENTE TENSIONE TANGENZIALE MEDIA T_{MEAN} , LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK} E LA MODALITÀ DI ROTTURA. NELLA TABELLA SONO RIPORTATE LE RIGIDEZZE DELLA CURVA $F-\delta$ CON I RELATIVI INTERVALLI DI CALCOLO.	176
TAB. 4.6 TIPOLOGIA E CON SVASO: $B=60, 80$ E 100 MM. VALORE MEDIO E COEFFICIENTE DI VARIAZIONE DI F_{PEAK} (F_{PEAK} , COV_{FPEAK}) E δ_{PEAK} (δ_{PEAK} , $COV_{\Delta PEAK}$) PER SERIE DI TEST OMOGENEI DELLE PROVE SPERIMENTALI PER LVL DI FAGGIO ED ABETE.	176
TAB. 5.1 CARATTERIZZAZIONE SPERIMENTALE DELL'ACCIAIO DELLE BARRE DI ARMATURA E DEI TASSELLI	219
TAB. 5.2 CARATTERIZZAZIONE SPERIMENTALE DEL CLS DI CLASSE C12/15	220
TAB. 5.3 CARATTERIZZAZIONE SPERIMENTALE DEL CLS: TENSIONE DI ADERENZA	221
TAB. 5.4 PROVE DI TRAZIONE SU TASSELLI. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK}	228
TAB. 5.5 PROVE DI TRAZIONE. VENGONO RIPORTATE PER OGNI PROVA: LA LUNGHEZZA EFFETTIVA DI INFISSIONE lef , LA RESISTENZA ALL'INTERFACCIA τR E LA RESISTENZA A COMPRESSIONE DEL CALCESTRUZZO f_c . INOLTRE, SONO RIPORTATI I VALORI ANALITICI DELLE TRE MODALITÀ DI ROTTURA (NR, s, NR, c, NR, p) E IL VALORE DELLA CAPACITÀ PORTANTE REGISTRATA NEL TEST. INFINE, SONO RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI (DIFF) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA NEI TEST E QUELLA ANALITICA.	244
TAB. 6.1 CARATTERIZZAZIONE SPERIMENTALE DEL CLS DI CLASSE C28/35: PROVE SU CUBETTI.....	254
TAB. 6.2 PROVE DI TAGLIO PARALLELO SU TASSELLI. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK}	262
TAB. 6.3 PROVE DI TAGLIO PARALLELO. VENGONO RIPORTATE PER OGNI PROVA: LA DISTANZA DEL TASSELLO DAL BORDO, IL DIAMETRO DEL TASSELLO E LA RESISTENZA MEDIA CILINDRICA A COMPRESSIONE DEL CALCESTRUZZO f_c .	

INOLTRE, SONO RIPORTATI I VALORI ANALITICI DELLA MODALITÀ DI ROTTURA DEL BORDO SECONDO EC2-4(VR, c_0) E SECONDO GROSSER (VR, c, G_0) IL VALORE DELLA CAPACITÀ PORTANTE REGISTRATA NEL TEST. INFINE, SONO RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1, DIFF_2$) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA NEI TEST E QUELLA ANALITICA.	279
TAB. 6.4 PROVE DI TAGLIO PARALLELO. VENGONO RIPORTATE PER OGNI PROVA: LA DISTANZA DEL TASSELLO DAL BORDO, IL DIAMETRO DEL TASSELLO E LA RESISTENZA MEDIA CILINDRICA A COMPRESSIONE DEL CALCESTRUZZO f_c . INOLTRE, SONO RIPORTATI I VALORI ANALITICI DELLA MODALITÀ DI ROTTURA PER PRY-OUT SECONDO EC2-4(VR, c_{p0}) E IL VALORE DELLA CAPACITÀ PORTANTE REGISTRATA NEL TEST. INFINE, SONO RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1$) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA NEI TEST E QUELLA ANALITICA.	279
TAB. 7.1 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE SU TASSELLI. MATRICE DELLE PROVE SPERIMENTALI. SONO RIPORTATE: LA CAPACITÀ PORTANTE DELLA CONNESSIONE F_{PEAK} E LO SPOSTAMENTO δ_{PEAK}	293
TAB. 7.2 PROVE DI TAGLIO ORTOGONALE. VENGONO RIPORTATE PER OGNI PROVA: LA DISTANZA DEL TASSELLO DAL BORDO, IL DIAMETRO DEL TASSELLO E LA RESISTENZA MEDIA CILINDRICA A COMPRESSIONE DEL CALCESTRUZZO f_c . INOLTRE, SONO RIPORTATI I VALORI ANALITICI DELLA MODALITÀ DI ROTTURA DEL BORDO SECONDO EC2-4(VR, c) E SECONDO GROSSER (VR, c, G) IL VALORE DELLA CAPACITÀ PORTANTE REGISTRATA NEL TEST. INFINE, SONO RIPORTATE LE DIFFERENZE PERCENTUALI ($DIFF_1, DIFF_2$) TRA LA CAPACITÀ PORTANTE OTTENUTA NEI TEST E QUELLA ANALITICA.	301