

COLLEGAMENTI LEGNO – ACCIAIO CON CONNETTORI METALLICI A GAMBO CILINDRICO.

Ing. Ovidio Italiano – Analista STACEC Srl

I mezzi di unione metallici a gambo cilindrico prevalentemente impiegati per i collegamenti degli elementi strutturali in legno sono distinti secondo quattro tipologie.

I chiodi, i bulloni e le viti si utilizzano sia nel caso di collegamenti diretti legno-legno sia nel caso di presenza di connessioni per mezzo di piastre metalliche provviste di apposita preforatura. Il vantaggio di tale sistema è la facile reperibilità e messa in opera dei connettori, l'elevata resistenza del collegamento mentre gli svantaggi sono costituiti da motivi prettamente estetici legati alla necessità di dover ubicare sempre a vista le piastre metalliche in modo da consentire un agevole alloggiamento del mezzo di unione nel foro della piastra stessa.

Gli spinotti si utilizzano sempre in presenza di piastre metalliche disposte a scomparsa in appositi intagli praticati alle estremità dell'elemento in legno da collegare. Tali sistemi presentano il vantaggio di essere in grado di perforare contemporaneamente sia il legno che l'acciaio e pertanto di non necessitare di preforatura e di costituire un insieme collegante completamente o parzialmente reso invisibile.

Ogni collegamento sarà caratterizzato dalla capacità portante caratteristica, $F_{v,ef,Rk}$, determinata, tra l'altro, dallo spessore delle piastre in acciaio impiegate.

Le piastre in acciaio di collegamento di spessore 't' vengono definite in funzione del diametro 'd' del gambo del mezzo di unione secondo il seguente prospetto.

<i>piastre SOTTILI</i>	$t \leq \frac{d}{2}$
<i>piastre INTERMEDIE</i>	$\frac{d}{2} < t < d$
<i>piastre SPESSE</i>	$t \geq d$

Il numero di elementi collegati e/o delle piastre di acciaio e la disposizione del mezzo di unione determinano il numero dei piani di taglio. Ad esempio, come riportato dalla figura 1, un collegamento effettuato con spinotti e con due piastre in acciaio disposte internamente ad un unico elemento ligneo collegato, genera 4 piani di taglio.

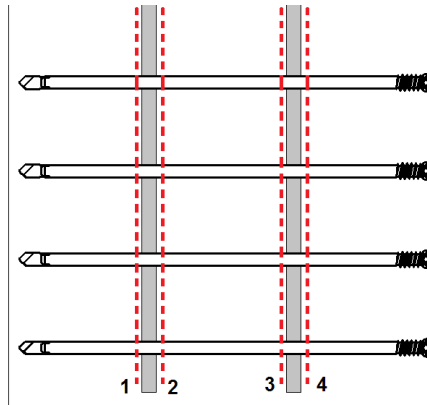


Figura 1

Un collegamento, invece, con doppio coprighiunto in acciaio e con bulloni genera due piani di taglio (figura 2).

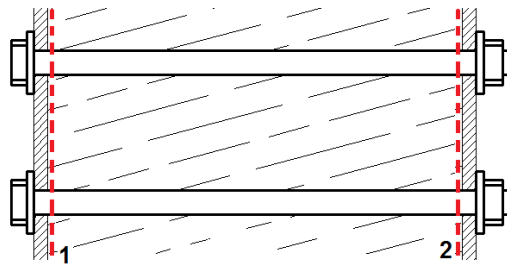


Figura 2

Nei collegamenti con mezzi di unione con più di due piani di taglio la suddetta capacità portante della connessione, $F_{v,ef,Rk}$, è data dalla somma della resistenza di ciascuno dei piani di taglio stessi. La resistenza di ciascun piano di taglio va valutata, però, come per le unioni con due piani di taglio, considerando le triplette (legno acciaio - legno) oppure (acciaio - legno - acciaio) alle quali quel piano di taglio appartiene (figura 3).

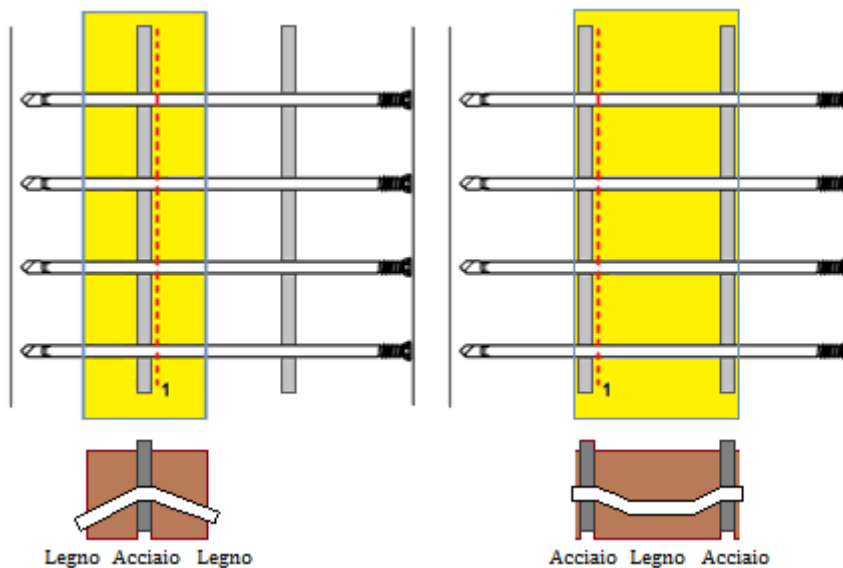


Figura 3

Inoltre la presenza di più mezzi di unione nei collegamenti, tutti dello stesso tipo e dimensione, determina una capacità portante totale che potrebbe risultare inferiore alla semplice somma delle singole capacità portanti offerte da ciascun mezzo di unione.

Infatti, per una fila composta da 'n' mezzi di unioni disposti parallelamente alla direzione della fibratura, la capacità portante caratteristica efficace nella stessa direzione della fila è assunta pari a :

$$F_{v,ef,Rk} = n_f \cdot F_{v,Rk}$$

dove:

n_f è il numero efficace di mezzi di unione in linea parallelamente alla fibratura.

$F_{v,Rk}$ è la capacità portante caratteristica di ciascun mezzo di unione parallelamente alla fibratura.

Il valore di n_f risulterà sempre minore o uguale a 1 e sarà funzione della reciproca distanza, del diametro del gambo e della tipologia dei mezzi di unione, della presenza di preforatura e del sistema di connessione.

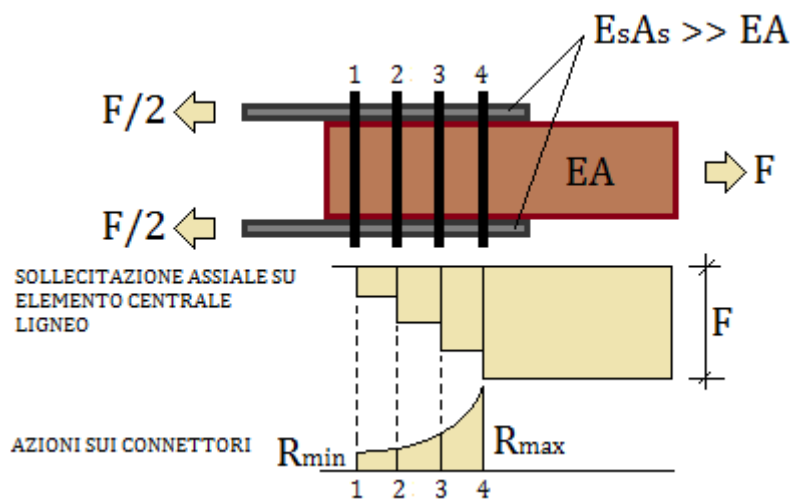


Figura 4

Nella figura 4 si riporta un caso di collegamento di un elemento in legno con connettori tutti uguali, sottoposto ad azione di trazione / compressione, per mezzo di piastre in acciaio con rigidezza assiale molto maggiore di quella corrispondente alla parte in legno. Con tale esempio è possibile valutare come i connettori disposti in posizione 4 siano quelli più sollecitati mentre quelli in posizione 1 i meno carichi. Infatti essendo la forza assorbita dal singolo mezzo di unione proporzionale allo scorrimento a cui viene sottoposto ed essendo quest'ultimo legato al valore dello sforzo normale residuo è lecito pensare che le sollecitazioni esercitate sui connettori diminuiscano procedendo dalla posizione 4 alla posizione 1.

Ovviamente tutto ciò risulta influenzato anche dalla rigidezza del singolo connettore sino al punto che se si potesse disporre (in un ipotetico caso limite) di una rigidezza infinita per tali elementi allora gli unici ad essere sollecitati sarebbero quelli disposti in posizione 4.

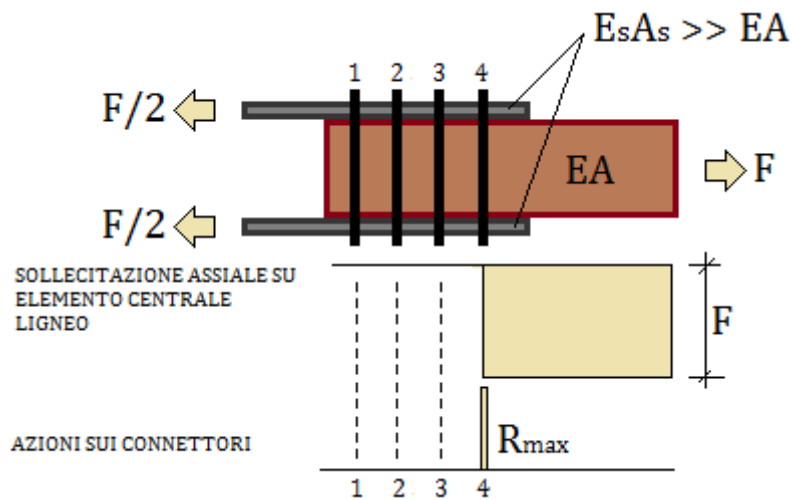


Figura 5

Per quanto si è finora affermato si intuisce come, almeno per quanto riguarda il regime di comportamento elastico lineare, esiste un numero massimo di connettori, e di conseguenza una dimensione massima delle piastre colleganti in acciaio, oltre il quale non risulta conveniente spingersi a seguito dell'apporto incrementale fornito alla resistenza globale del collegamento.

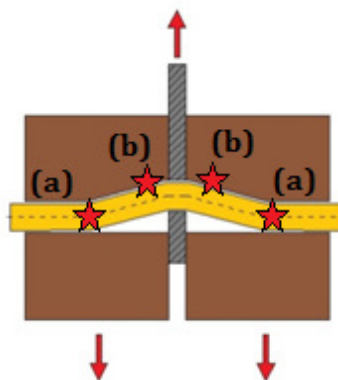
Il calcolo del valore di n_f viene effettuato generalmente con procedure empiriche riportate dalle varie normative tecniche. Ad esempio, seguendo le indicazioni contenute in merito nell'Eurocodice 5, per chiodi disposti in due file parallele alla fibratura e quattro colonne, con reciproca distanza delle colonne pari a 7 volte il diametro del proprio gambo, il numero efficace di chiodi è pari a

$$n_f = 2 \cdot 4^{0.7} = 5.27$$

E pertanto, per come anticipato, è proprio di tale valore (e non di 8) che si deve tenere conto nella valutazione della capacità portante totale del collegamento in direzione parallela alla fibratura.

Per quanto riguarda il calcolo della capacità portante caratteristica, $F_{v,Rk}$, di ciascun mezzo di unione parallelamente alla fibratura, si fa affidamento prevalentemente su una formulazione, proposta inizialmente da Johansen nel 1949 e successivamente completata da molti altri ricercatori, articolata su diverse modalità di collasso dettate da esperienze di natura empirica e sperimentale.

Tali evidenze sperimentali hanno infatti messo in evidenza come i meccanismi di rottura siano innescati da fenomeni di rifollamento della parte compressa del legno a seguito della pressione esercitata dal connettore metallico oppure da casi di snervamento del connettore stesso con formazione di una o più cerniere plastiche.



La figura precedente illustra, ad esempio, la collocazione sia delle cerniere plastiche (a) a seguito del raggiunto snervamento del gambo del connettore metallico sia dei fenomeni di rifollamento della parte legnosa (b) nel caso di una connessione a doppio taglio di un elemento in legno per mezzo di una piastra di acciaio di qualsiasi spessore interposta come elemento centrale.

La resistenza al rifollamento è determinata dalla capacità del legno a non subire deformazioni localizzate per schiacciamento in prossimità dei punti di contatto con il connettore metallico a seguito delle azioni trasmesse dal mezzo di unione stesso. Tali deformazioni sono fortemente influenzate da aspetti legati alla geometria e alla meccanica del collegamento come la direzione della forza esercitata dal connettore rispetto alla direzione della fibratura del legno, le dimensioni del gambo e del foro, la massa volumica del legno e generano, ovviamente, l'ovalizzazione del foro di alloggiamento e determinando la criticità dell'intero sistema di connessione.

La resistenza a snervamento del mezzo di unione metallico risulta, invece, funzione della forma e della dimensione della sezione trasversale del gambo oltre che dalle caratteristiche meccaniche dell'acciaio impiegato.

La capacità portante caratteristica $F_{v,Rk}$ per chiodi, bulloni, spinotti e viti, per singolo mezzo di unione e per singolo piano di taglio (intendendo per piano di taglio quanto detto anche in precedenza definendo i collegamenti con mezzi di unione con più di due piani di taglio - fig.3) viene calcolata in funzione dei modi di rottura innescati.

Sono stati convenzionati, a questo scopo, 11 diverse modalità di rottura in funzione dello spessore, del numero e della disposizione delle piastre in acciaio che di seguito verranno indicizzate con una lettera dell'alfabeto procedendo da "a" verso "m".

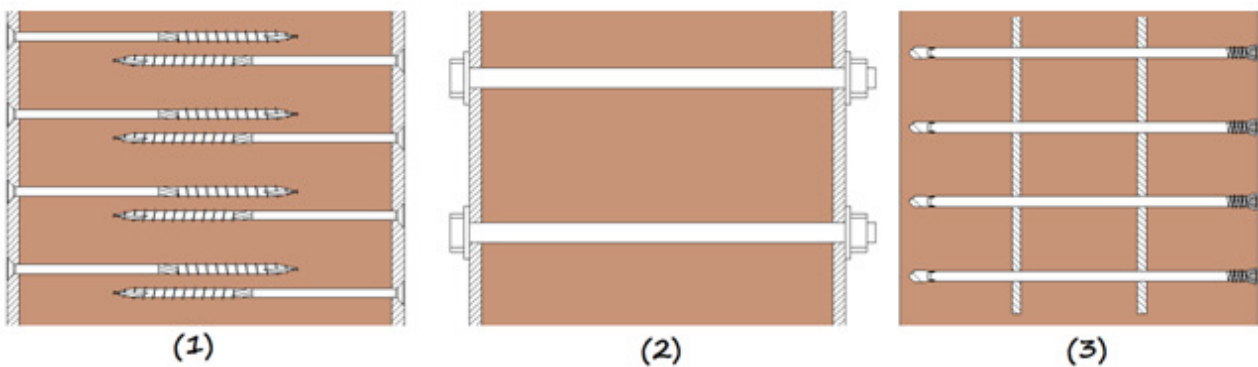


Figura 6

Per piastre in acciaio definite 'sottili' a taglio singolo (Fig.6 - 1) si ha:

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} F_{v,Rk,a} \\ F_{v,Rk,b} \end{cases}$$

Per piastre in acciaio definite 'spesse' a taglio singolo (Fig.6 - 1) si ha:

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} F_{v,Rk,c} \\ F_{v,Rk,d} \\ F_{v,Rk,e} \end{cases}$$

Per piastre in acciaio qualsiasi interposta come elemento centrale di una connessione a doppio taglio (Fig.6 - 3) si ha:

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} F_{v,Rk,f} \\ F_{v,Rk,g} \\ F_{v,Rk,h} \end{cases}$$

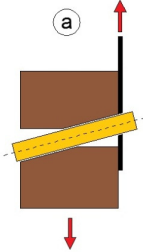
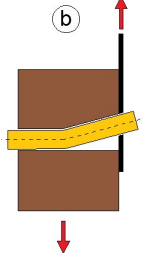
Per piastre in acciaio definite 'sottili' poste come elementi esterni di una connessione a doppio taglio (Fig.4 - 2) si ha:

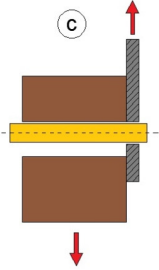
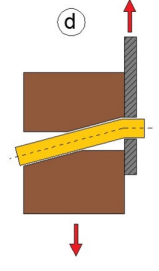
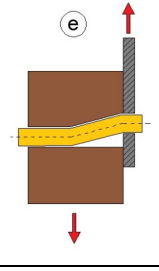
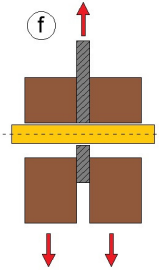
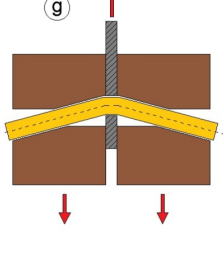
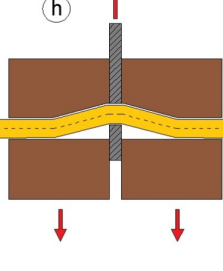
$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} F_{v,Rk,j} \\ F_{v,Rk,k} \end{cases}$$

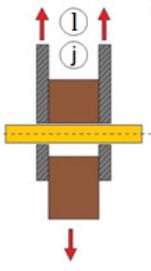
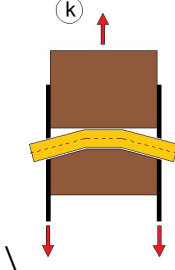
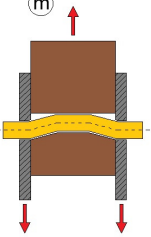
Per piastre in acciaio definite 'spesse' poste come elementi esterni di una connessione a doppio taglio (Fig.4 - 2) si ha:

$$F_{v,Rk} = \min \begin{cases} F_{v,Rk,l} \\ F_{v,Rk,m} \end{cases}$$

Ad ogni formulazione proposta, pertanto, corrisponde più modi di rottura del mezzo di unione. Nel prospetto seguente viene riportato sia la formulazione da adottare nella valutazione della capacità portante caratteristica per singolo piano di taglio e per singolo mezzo di unione 'F_{v,Rk}' sia la rappresentazione grafica del modo di rottura associato del mezzo di unione stesso.

$F_{v,Rk}$	MODO DI ROTTURA ASSOCIATO
$F_{v,Rk,a} = 0.4 \cdot f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d$	
$F_{v,Rk,b} = 1.15 \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	

$F_{v,Rk,c} = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d$	
$F_{v,Rk,d} = f_{h,k} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left(\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right) + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	
$F_{v,Rk,e} = 2.30 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	
$F_{v,Rk,f} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d$	
$F_{v,Rk,g} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left(\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right) + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	
$F_{v,Rk,h} = 2.30 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	

$F_{v,Rk,j} = 0.5 \cdot f_{h,2,k} \cdot t_2 \cdot d$	
$F_{v,Rk,k} = 1.15 \cdot \sqrt{2 \cdot M_{y,Rk} \cdot f_{h,2,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	
$F_{v,Rk,m} = 2.30 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,2,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}$	

Nelle formule precedenti è stata utilizzata la seguente terminologia:

- $f_{h,k}$ è la resistenza caratteristica a rifollamento nell'elemento ligneo.
- t_1 è il minore degli spessori dell'elemento ligneo oppure la profondità di penetrazione.
- t_2 è lo spessore dell'elemento ligneo centrale.
- d è il diametro del mezzo di unione.
- $M_{y,Rk}$ è il momento caratteristico di snervamento per il mezzo di unione.
- $F_{ax,Rk}$ è la capacità caratteristica a estrazione per il mezzo di unione (nulla nel caso degli spinotti).

I valori ' $f_{h,k}$ ', ' $F_{ax,Rk}$ ' e ' $M_{y,Rk}$ ' possono essere calcolati in funzione della tipologia di mezzi di unione impiegata secondo quanto riportato ai punti 8.3 (chiodi), 8.5 (bulloni), 8.6 (spinotti) e 8.7 (viti) della UNI EN1995-1-1.

Nota il valore di ' $F_{v,Rk}$ ' e noto il numero efficace di mezzi di unione ' n_f ' si può calcolare la capacità portante ' $F_{v,ef,Rk}$ ' dell'intera connessione.

E' fondamentale evitare modi di rottura reciprocamente incompatibili nei mezzi di unione contemporaneamente presenti del collegamento. A tale proposito, ad esempio, un modo di rottura tipo 'f' non può risultare compatibile con il modo 'g' o 'h'.

La capacità caratteristica a estrazione per il mezzo di unione, $F_{ax,Rk}$, viene citata nelle precedenti formulazioni, nonostante si stia calcolando un resistenza nella direzione ortogonale alla direzione di penetrazione del connettore, a seguito dell'*effetto fune*. Una volta, infatti, innescati i modi di rottura che generano cerniere plastiche nei gambi, si instaura tale meccanismo che conferisce al collegamento ulteriori risorse di resistenza. Il connettore, con esclusione degli spinotti, raggiunto lo snervamento

comincerà, come illustrato nella figura 7, a seguito della presenza del vincolo alla sua estremità, costituito dal dado del bullone o dalla testa del chiodo o della vite, a essere sottoposto ad azioni di trazione che si tramutano in azioni di compressione sugli elementi collegati generando delle forze di attrito tra le piastre in metallo e le parti in legno.

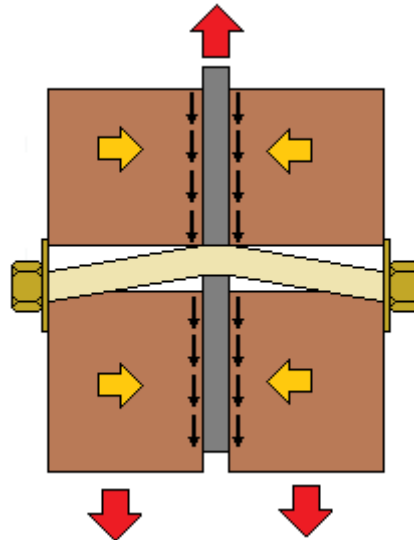


Figura 7

Purtroppo tutta la teoria di Johansen fin qui esposta presenta alcuni limiti che risiedono proprio nelle ipotesi poste alla base della teoria stessa.

In particolare essa non tiene in nessun conto della distanza dei connettori dai bordi o dalle estremità e per tale motivo non considera le criticità di collasso della parte lignea causate da stati sollecitazionali ortogonali alla direzione della fibratura che possono causare meccanismi di rottura fragile (figura 8) per valori anche inferiori della capacità portante caratteristica, F_{v,ef,Rk_v} , calcolata con il metodo di Johansen.

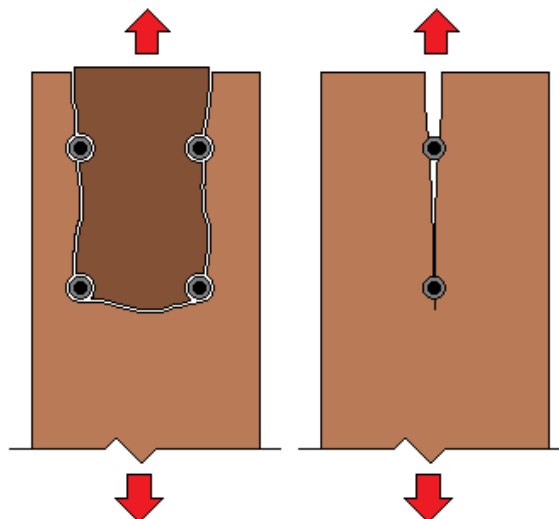


Figura 8

Per ovviare a tale problema tutte le norme tecniche che adottano la teoria di Johansen hanno assunto come contromisura delle prescrizioni che indicano le distanze minime dai bordi e dalle estremità dell'elemento ligneo oltre che le reciproche distanze tra i connettori.

L'utilizzo di tali prescrizioni non deve esonerare il progettista, però, dal continuare a considerare l'effetto gruppo ed il numero efficace dei mezzi di unione del quale si è discusso ampiamente in precedenza.

La suddetta teoria, inoltre, riesce, anche se solo tramite le ipotesi fatte, a valutare il carico limite del collegamento associato allo snervamento del gambo del connettore ovvero al rifollamento della parte lignea, ma non è in grado di fornire nessuna informazione in merito alla deformabilità del nodo e pertanto in merito alla rigidità da adottare, in seno di analisi strutturali, all'interno del modello di calcolo.

A tale riguardo, purtroppo, neanche dalle prove forze – scorrimento effettuate in laboratorio si è potuto ottenere un risultato univoco tra le varianti di collegamento e/o di connettori sottoposte ad esame presentando, essi, comportamenti meccanici completamente differenti in merito sia di duttilità che di rigidità iniziale.

La capacità di rigidità e di duttilità del singolo connettore, come visto in precedenza, influenza sia la distribuzione delle sollecitazioni tra tutti i connettori in funzione della propria posizione geometrica assunta nel collegamento sia il comportamento generale della connessione stessa il quale, alla luce di quanto sopra riportato, dovrebbe essere sempre inteso come semirigido.

La conoscenza del valore di rigidità, anche se approssimata, di ognuno dei collegamenti e pertanto la previsione del corretto vincolo interno o esterno nel modello di calcolo consentirà al progettista di valutare, più esattamente, la distribuzione delle sollecitazioni nell'ambito della struttura ma anche di effettuare le verifiche di stabilità con le lunghezze libere di inflessione corrette.

A tale scopo si fa riferimento ad una procedura convenzionale, contenuta in tutte le norme tecniche con varie versioni, basata sulla valutazione del modulo di scorrimento K_s che risulterà funzione del tipo e del diametro del gambo del connettore impiegato oltre che della massa volumica del legno e che sarà sempre riferito a ogni singolo elemento di collegamento e a ogni singolo piano di taglio.

Il parametro così calcolato K_s potrà essere impiegato in tutte le verifiche agli stati limite di esercizio mentre per le verifiche agli stati limite ultimi si farà riferimento al modulo K_u calcolato semplicemente come $K_u = 2/3 K_s$.

Ing. OVIDIO ITALIANO
Analista STACEC s.r.l.