

CRITERI DI VERIFICA PER UN SISTEMA COSTITUITO DA ELEMENTI TRALICCIATI IN ACCIAIO INGLOBATI NEL CALCESTRUZZO

CLAUDIO AMADIO, *Università di Trieste*
SVEVA SORGON, *Università di Trieste*
GIUSEPPE SURACI, *Professionista in Udine*

SUMMARY

The use of STEC (Steel Truss Encased in Concrete) elements represent an effective alternative with respect to more traditional structural systems. It allows to exploit at the best the mechanical properties of the component materials and to reduce on-site work and time of construction. Design rules have yet to be supplied for STEC components, due to a lack of specific tests and research studies. In order to partially cover this gap, two beams in the first and second phase, i.e. before and after the completing casting, and an external beam-to-column joint have been tested to collapse and numerically analyzed by using the Abaqus finite element package. By using the experimental and numerical results, some criteria to check displacements at serviceability and to predict bending capacity at collapse in the first and second phase are here presented. Design criteria to predict the shear capacity of the beam in first and second phase are presented too. At last, also for the node, the resistant mechanisms and design criteria are proposed. The results presented in the paper can be important to understand the performance of members and connections made of box steel trusses embedded in concrete also for other similar typologies.

1. INTRODUZIONE

Nel presente lavoro si presentano i risultati inerenti lo studio numerico-sperimentale effettuato su elementi tralicciati misti acciaio-calcestruzzo di nuova concezione, appositamente pensati per un utilizzo sismico. Il sistema costruttivo analizzato è composto da singoli elementi costituiti da tralici scatolari ottenuti dall'assemblaggio di due tralici piani, ciascuno dei quali costituito da due correnti

paralleli (formati da due angolari), mutuamente collegati con aste di parete inclinate (tondi lisci). Come illustrato in figura 1, i collegamenti nodali fra gli elementi scatolari, si realizzano mediante piatti metallici saldati che trovano posto negli interspazi tra le coppie di angolari che costituiscono i quattro correnti posti ai vertici delle sezioni trasversali.

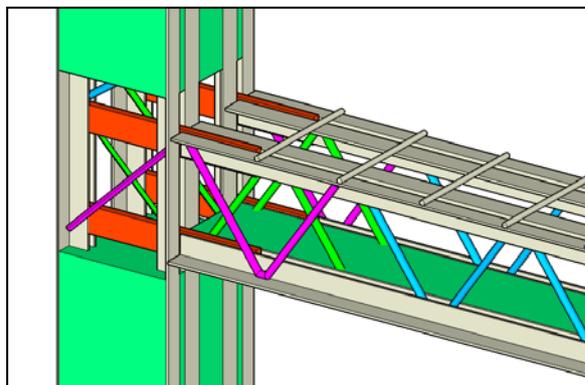


Figura 1. Particolare del nodo trave-colonna prima del getto di completamento

Particolarmente importante per il funzionamento d'insieme risulta il comportamento del nodo trave colonna e della trave in prima e seconda fase. Nel lavoro si riportano i risultati sperimentali ottenuti su questi elementi, assieme all'interpretazione dei risultati utili ai fini applicativi ed applicabili anche ad altre tipologie.

2. CONFRONTO NUMERICO - SPERIMENTALE

Al fine di meglio comprendere i risultati delle prove sperimentali presentate in [1] e di individuare degli adeguati criteri di progetto, si è analizzato il comportamento della trave in prima e seconda fase e del nodo mediante il codice agli elementi finiti Abaqus [2]. Per i test numerici effettuati sulle travi provate sperimentalmente, il comportamento numerico è stato aderente a quello osservato durante le prove condotte in laboratorio. A riprova di ciò, nelle figure 2a, 2b e 2c è riportato un confronto tra le risposte numeriche monotone e sperimentali cicliche in termini di carico-freccia in mezzzeria della trave in prima e seconda fase e di carico-spostamento di estremità del nodo trave-colonna.

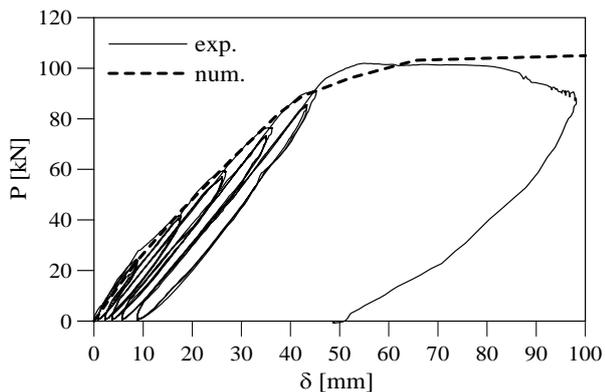


Figura 2a. Trave in prima fase: carico-freccia in mezzeria della trave

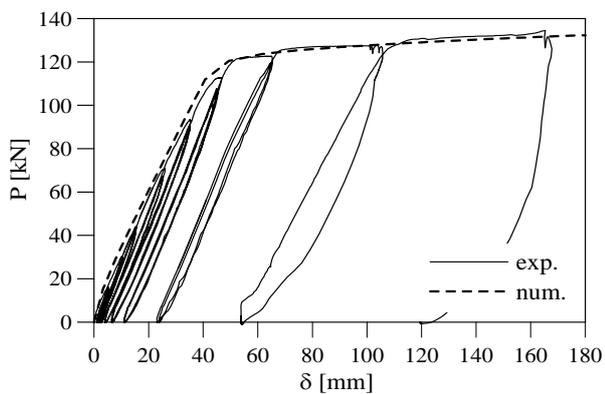


Figura 2b. Trave in seconda fase: carico-freccia in mezzeria della trave

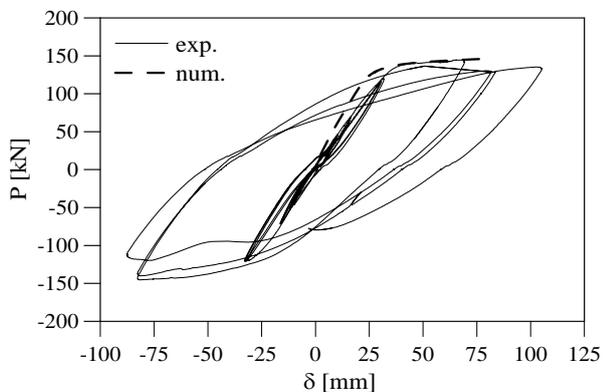


Figura 2c. Nodo trave-colonna: carico-freccia

3. DEFORMABILITA' DELLA TRAVE IN PRIMA E SECONDA FASE

Dalle prove numeriche e sperimentali condotte [1], è stato possibile calcolare la rigidità equivalente della trave (EJ_{eq}) per ogni incremento di carico, così da valutare come essa vari con il

progredire della fessurazione nel calcestruzzo. Con riferimento allo schema di carico di fig. 3 valevole per entrambe le travi, supposta nota la rigidità costante EJ

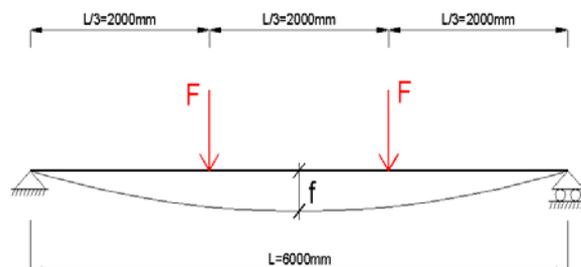


Figura 3. Schema statico delle travi sperimentali

la freccia elastica è pari a:

$$f = 0.035 \cdot \frac{F \cdot l^3}{EJ} \quad (1)$$

Si può così determinare il valore di una rigidità elastica equivalente per ogni valore del carico, sulla base della relazione:

$$EJ_{eq} = 0.035 \cdot \frac{F \cdot l^3}{f} \quad (2)$$

Riportando in un diagramma l'andamento di tale parametro nei diversi cicli di carico, si è ottenuta la risposta sperimentale riportata in figura 4 e 5. Sullo stesso grafico è riportato l'andamento della rigidità equivalente della trave determinata per via numerica; assieme ai valori di rigidità ottenuti nelle ipotesi limite di assenza di fessurazione (EJ_I) e di fessurazione determinata sulla base del metodo n nella sezione più sollecitata (EJ_{II}). Come si può osservare la valutazione delle rigidità EJ_I e EJ_{II} permette di individuare gli estremi dell'intervallo in cui si situa la rigidità EJ_{eq} dello stato parzialmente fessurato. Volendo fornire una legge semplificata per EJ_{eq} al variare del momento flettente, così da permettere un calcolo immediato della freccia in condizione di esercizio, si è adottata la relazione proposta dall'Eurocodice2 [3], in base alla quale la relazione che descrive la variazione della rigidità con l'aumentare del momento flettente risulta:

$$EJ_{eq} = EJ_I \quad \text{per } M < M_{fess} \quad (3)$$

$$EJ_{eq} = \xi \cdot EJ_I + (1 - \xi) \cdot EJ_{II} \quad \text{per } M > M_{fess} \quad (4)$$

con:

$$\xi = \left(\frac{M_{fess}}{M} \right)^2 \quad (5)$$

essendo M_{fess} il momento di prima fessurazione. Come si può osservare, per entrambi le travi la curva semplificata, basata sulle relazioni 3 e 4 fornisce un valore della rigidezza equivalente confrontabile con i valori trovati per via numerica e sperimentale ed in genere a favore di sicurezza. Così operando, il calcolo della freccia può essere ricavato in modo estremamente agevole utilizzando la teoria elastica.

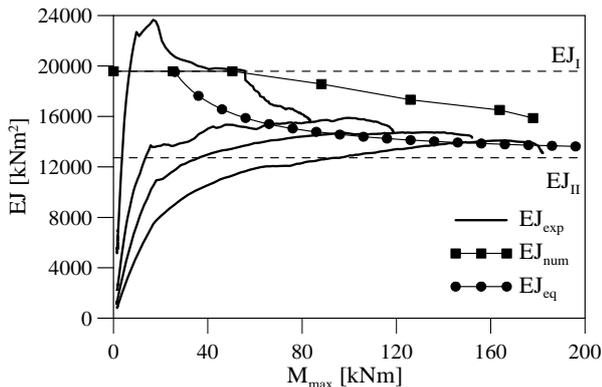


Figura 4. Trave in prima fase: andamento delle rigidzze al variare del momento flettente

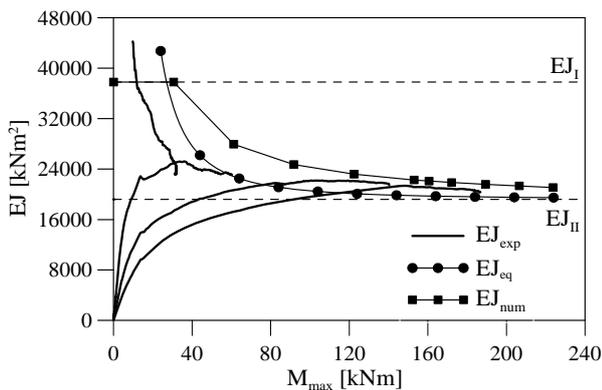


Figura 5. Trave in seconda fase: andamento delle rigidzze al variare del momento flettente

4. FLESSIONE IN PRIMA FASE

In prima fase, il sistema metallico delle travi tralicciate non è completamente confinato dal calcestruzzo di completamento, pertanto gli angolari superiori compressi possono instabilizzare sotto l'azione dei carichi (Fig. 6, 7). La determinazione del momento flettente che comporta questo tipo di instabilità, fornisce quindi la condizione limite per questo tipo di trave. Per quanto riguarda il calcolo del momento ultimo, si propone che esso sia determinato secondo una procedura simile a quella adottata nelle travi

snelle di acciaio. Il momento resistente di progetto si assume infatti pari a:

$$M_{cr} = \chi \cdot \beta_w \cdot W_{pl,y} \cdot f_y / \gamma_{M1} \quad (6)$$

dove:

$\chi(\alpha, \bar{\lambda})$ = coefficiente di riduzione per l'instabilità flesso - torsionale;

α = coefficiente di imperfezione pari 0,49 (curva "c" dell'EC3 [4]);

$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{M_{pl} \cdot \beta_w}{M_{cr,E}}}$ = snellezza normalizzata della trave;

β_w = coefficiente di riduzione che tiene conto del tipo di sezione adottata;

$\beta_w = 1$ per sezioni trasversali di classe 1 o 2;

$\beta_w = W_{el,y} / W_{pl,y}$ per sezioni di classe 3;

M_{pl} = momento plastico della sezione;

$$M_{cr,E} = N_{cr,E} \cdot z = \frac{\pi^2 \cdot EJ}{L_{eq}^2} \cdot z = \text{momento critico}$$

Euleriano, dove $L_{eq} = f(k, a, l, EJ)$, k rappresenta la rigidezza elastica di una singola molla, determinabile sulla base dello schema riportato in figura 6, a è l'interasse tra queste, EJ rappresenta la rigidezza flessionale elastica del corrente costituito dagli angolari compressi, e z il braccio della coppia interna dell'intera trave. Per determinare il momento critico Euleriano ci si rifà infatti alla teoria della stabilità elastica, andando a ricercare il carico critico di un'asta compressa (corrente superiore del sistema metallico) vincolata lateralmente da un sistema continuo di molle elastiche (aste diagonali + trasversi), caratterizzato dalla costante $\beta = k / a$.

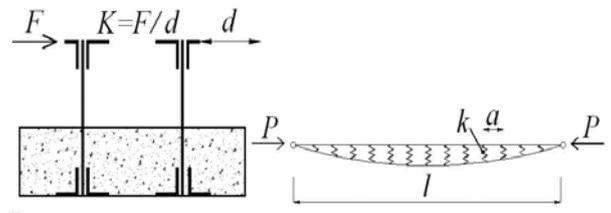


Figura 6. Schema di analisi corrente compresso

Il carico $N_{cr,E}$ può pertanto essere determinato mediante l'equazione generale [5]:

$$N_{cr,E} = \frac{\pi^2 EJ}{l^2} \left(m^2 + \frac{\beta l^4}{m^2 \pi^4 EJ} \right) \quad (7)$$

dove m rappresenta il numero di semionde della deformata critica della trave ed assume valori interi (1,2,3,...). Per valori molto elevati di β ed m , in via approssimata il carico critico può essere stimato attraverso la relazione:

$$N_{cr,E} = 2\sqrt{EJ\beta} \quad (8)$$

Sulla base di una comparazione numerica effettuata al fine di determinare il carico critico Eurliano, si è osservato che il valore del momento critico determinato in base alla (6) è pari a 603 kNm, conservativo rispetto a quello ottenuto per via numerica (730 kNm).



Figura 7. Instabilità locale sulla trave sperimentale

5. FLESSIONE IN SECONDA FASE

Per le travi in seconda fase il sistema metallico si ritrova completamente confinato dal calcestruzzo di completamento che ha raggiunto la sua maturazione, con benefici notevoli per quanto riguarda una possibile instabilità locale. Per tale motivo, nella verifica a flessione in seconda fase, il momento resistente M_{Rd} può in genere essere calcolato sulla base di un calcolo plastico. Effettuando un confronto tra i risultati sperimentali e quelli ottenuti secondo la teoria plastica, si ha che il carico di collasso sperimentale risulta pari a 270kN, contro i 225kN ottenuti teoricamente per la seconda fase, avendo trascurato l'incrudimento dell'acciaio.

6. COMPORTAMENTO A TAGLIO

Attingendo ai risultati sperimentali e numerici, si analizzano ora i meccanismi resistenti propri delle travi reticolari miste nel caso di sollecitazione tagliante. Si vogliono, in particolare, cogliere i contributi resistenti forniti dall'acciaio e dal

calcestruzzo. Il primo contributo è dovuto agli angolari (V_{ang}), che oltre a riprendere il momento flettente, assorbono anche una quota degli sforzi taglianti in virtù della loro non trascurabile rigidità a taglio. Il secondo contributo è dovuto alle aste di parete (V_{diag}) che grazie alla loro resistenza a trazione contribuiscono in modo determinante al taglio resistente complessivo della trave. Il terzo è dovuto al calcestruzzo confinato entro la struttura reticolare (V_{cls}), che assorbe parte del taglio attraverso i meccanismi di effetto pettine, effetto spinotto, effetto ingranamento degli inerti ed effetto arco e collabora con le armature nel meccanismo resistente ultimo. Per comprendere tali contributi si sono modellate due travi di differente luce (6m e 2m), le analisi hanno riguardato la sola trave metallica e la trave reticolare mista in prima e seconda fase.

6.1. ANALISI TRAVE SPERIMENTALE IN SOLO ACCIAIO (L = 6 m)

In questo tipo di analisi, mediante il codice ABAQUS si è inizialmente analizzata numericamente la sola trave in acciaio, corrispondente a quella testata sperimentalmente in prima fase [1], trascurando gli effetti del secondo ordine.

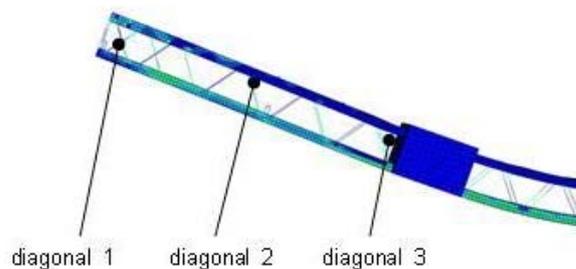


Figura 8. Posizione aste analizzate in Abaqus

Note le tensioni nell'acciaio, determinate per via numerica, il contributo delle aste diagonali è stato valutato sulla base della relazione:

$$V_{diag} = \sigma_s \cdot A_d \cdot n_b \cdot \sin \alpha \quad (9)$$

dove

σ_s è la tensione nell' asta diagonale;

A_d è l'area della sezione trasversale dell'asta diagonale;

n_b è il numero di braccia delle aste diagonali;

α angolo di inclinazione delle aste di parete.

Il contributo a taglio dovuto agli angolari è stato considerato pari alla differenza fra il taglio totale e quello assorbito dalle diagonali. Con

riserimento alle aste diagonali di figura 8 i risultati ottenuti sono riportati nella figura 9, dove si nota come il taglio venga assorbito, indipendentemente dal livello di carico, quasi totalmente dalle aste diagonali (80-90%), modellate come beam collegate rigidamente agli angolari, e in minima parte dagli angolari (10-20%).

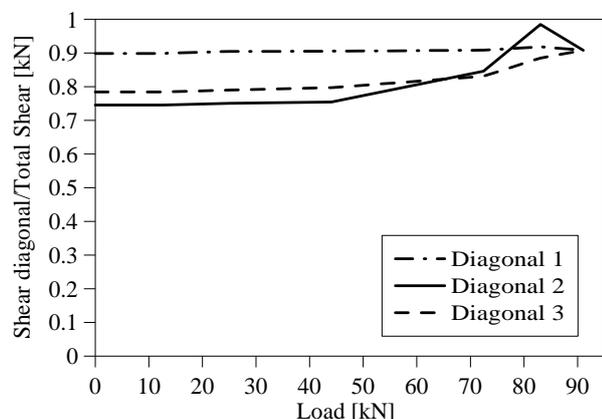


Figura 9. Distribuzione taglio nelle diagonali ottenuto numericamente

6.2. ANALISI TRAVE SPERIMENTALE IN PRIMA FASE (L = 6 m)

Con riferimento alle stesse aste diagonali di figura 8 i risultati ottenuti per via numerica sulla trave sperimentale in prima fase sono riportati nelle figure 10 e 11. Il taglio nelle aste diagonali è stato valutato anche in questo caso attraverso la relazione (11).

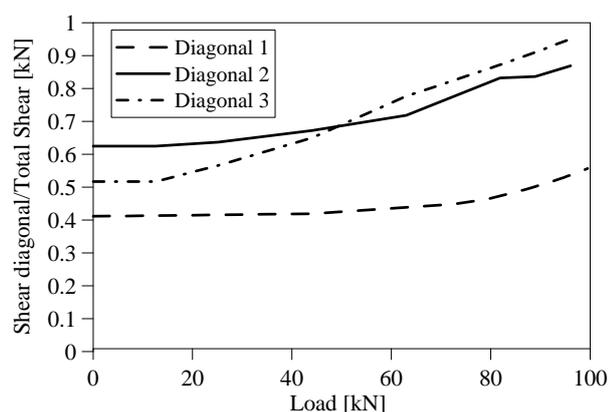


Figura 10. Distribuzione taglio nelle diagonali ottenuto numericamente

Si osserva come le diagonali 2 e 3 assorbano una quantità di taglio maggiore rispetto alla diagonale 1 per il fatto che vicino al punto di applicazione dei carichi il fenomeno della fessurazione è molto sviluppato e viene a mancare l'effetto arco.

Nelle diagonali metalliche il rapporto fra taglio assorbito dalle stesse rispetto a quello sollecitante non è costante in quanto il contributo del calcestruzzo viene perso progressivamente con l'aumento del carico a causa della fessurazione.

Per un confronto diretto con i risultati ottenuti sulla base delle tensioni determinate per via numerica e quelle sperimentali, si diagramma in figura 11 l'andamento del carico assorbito dalla diagonale 1. Si può osservare come l'attendibilità della soluzione numerica sia buona.

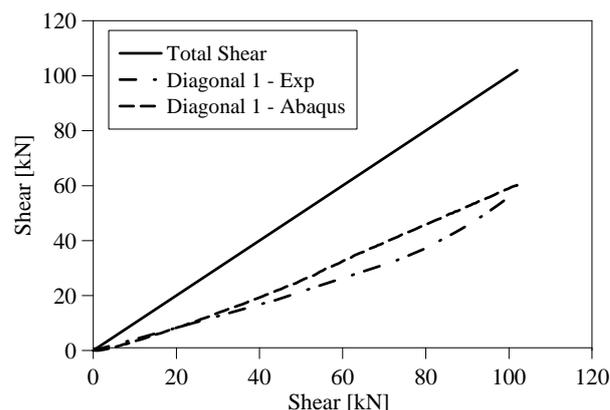


Figura 11. Taglio ripreso dalla diagonale 1, confronto numerico-sperimentale trave in prima fase

Applicando il rapporto precedentemente trovato fra carico di taglio assorbito dagli angolari e quello assorbito dalle diagonali, in figura 12 si riporta la distribuzione del taglio fra acciaio e calcestruzzo lungo il primo terzo di trave in prossimità del carico massimo della trave (si ricorda che il collasso nella trave è avvenuto per flessione).

Si osserva come il contributo medio del calcestruzzo sul taglio totale vari tra il 40% e il 4% calcolato rispettivamente in una sezione in cui la sollecitazione di flessione è minima o massima.

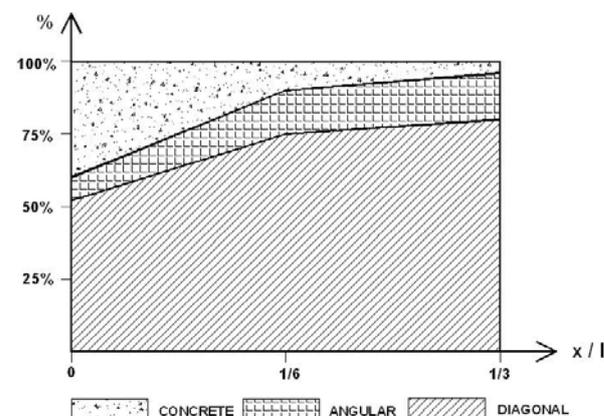


Figura 12. Distribuzione taglio fra i vari componenti nella trave in prima fase

6.3. ANALISI TRAVE SPERIMENTALE IN SECONDA FASE (L = 6 m)

Analogamente a quanto visto per la trave in prima fase, in figura 13 si riporta l'andamento degli sforzi di taglio assorbito dalle diagonali sulla base della relazione 9 e delle tensioni ottenute per via numerica. Si può facilmente osservare come in questo caso il calcestruzzo collabori in modo significativo alla ripresa del taglio sollecitante.

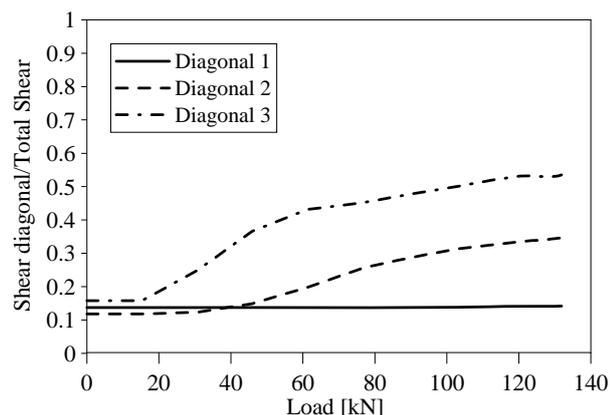


Figura 13. Distribuzione taglio nelle diagonali ottenuta numericamente

Per un confronto diretto con i risultati ottenuti sperimentalmente, si diagramma in figura 14 l'andamento del taglio assorbito dalle diagonali poste nella sezione in prossimità degli appoggi, ossia nella diagonale 1.

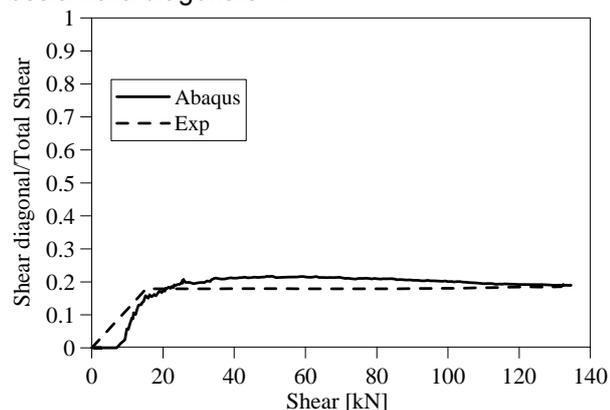


Figura 14. Taglio ripreso dalla diagonale 1: confronto numerico-sperimentale trave in seconda fase

Si può osservare come le curve ottenute sulla base delle tensioni determinate per via numerica e sperimentale siano praticamente coincidenti. In figura 15 si riporta la distribuzione del taglio lungo la trave testata sperimentalmente nelle condizioni di carico massimo.

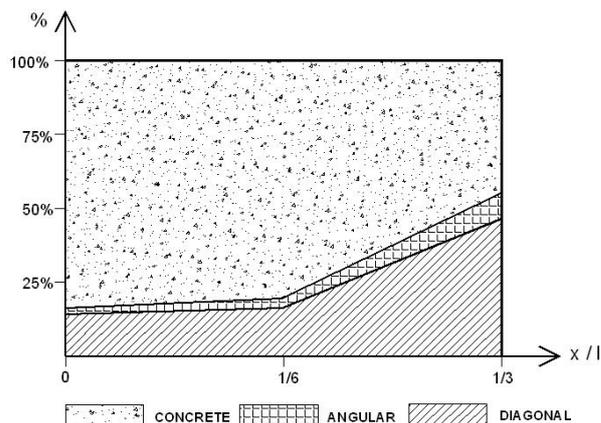


Figura 15. Distribuzione del taglio fra i vari componenti lungo la trave in seconda fase

Si osserva come il contributo del calcestruzzo sul taglio totale, nel primo terzo di trave, vari tra il 83% e il 45%, calcolato rispettivamente in una sezione in cui la sollecitazione di flessione è minima o massima. Il forte contributo del calcestruzzo in prossimità degli appoggi si è visto dipendere da un significativo effetto arco. L'analisi numerica è stata ovviamente condotta, visto il collasso per flessione della trave, per valori del taglio che non raggiungono quelli ultimi. Per questo motivo lo studio numerico è stato effettuato anche su una trave di lunghezza limitata pari a 2 metri, dove il collasso avviene per taglio.

6.4. TRAVE METALLICA (L = 2 m)

Considerando il solo sistema metallico si è analizzata la struttura di figura 16, soggetta ad un carico concentrato in mezzeria. Il taglio ultimo della trave, ottenuto trascurando gli effetti del secondo ordine, è risultato di 198kN, diviso rispettivamente fra le aste diagonali, $V_{Rd,diag}=171kN$, e i profilati longitudinali $V_{Rd,ang}=27kN$.

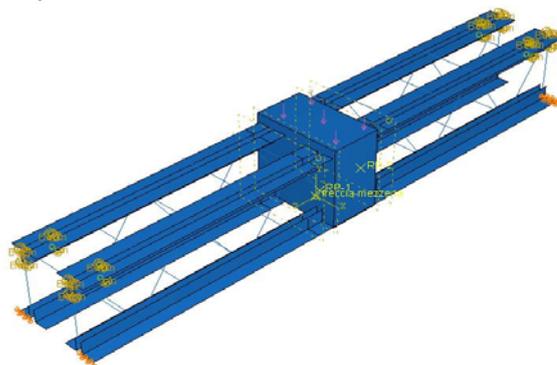


Figura 16. Sistema metallico analizzato in Abaqus

Lo studio numerico è stato condotto analizzando il comportamento ultimo anche con l'aggiunta del calcestruzzo, in modo da individuare il contributo di resistenza a taglio in I e in II fase (Fig. 17).

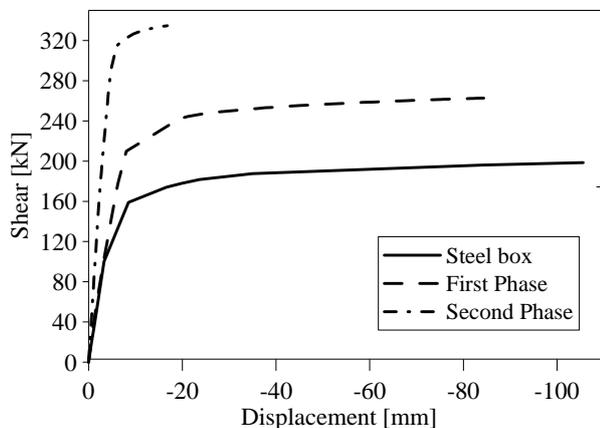


Figura 17. Taglio - spostamento in mezzeria travi L=2m

6.5. Trave in prima fase (L = 2 m)

La presenza della soletta parziale di calcestruzzo, delle stesse dimensioni della trave sperimentale, porta il sistema ad un meccanismo plastico per un valore del taglio pari 263kN (Fig. 17). Sottraendo il contributo del sistema metallico ($V_{Rd,diag} + V_{Rd,ang}$), la resistenza a taglio del calcestruzzo ($V_{Rd,cls}$) trovata per via numerica in condizioni ultime è risultata di 65kN. In tabella 1 sono riassunti i risultati trovati per via numerica.

	VRd num
VRd,cls (kN)	65
VRd,diag (kN)	171
VRd,ang (kN)	27
VRd (kN)	263

Tabella 1. Taglio trave in prima fase ottenuto mediante analisi numerica

6.6. Trave in seconda fase (L = 2 m)

La presenza del calcestruzzo nella trave avente la stessa sezione di quella sperimentata in seconda fase porta il sistema a collassare per taglio per un valore di 336kN (Fig.17). Sottraendo il contributo del sistema metallico ($V_{Rd,diag} + V_{Rd,ang}$), la resistenza a taglio del calcestruzzo ($V_{Rd,cls}$) trovata per via numerica si può considerare pari a 138kN. I risultati ottenuti sono riportati in Tabella 2.

	VRd num
VRd,cls (kN)	138
VRd,diag (kN)	171
VRd,ang (kN)	27
VRd (kN)	336

Tabella 2. Taglio trave in seconda fase ottenuto mediante analisi numerica.

7. MODELLAZIONE ANALITICA DEL TAGLIO

Sulla base dei risultati numerici ottenuti al punto precedente, si riportano ora due possibili modellazioni a taglio, adottabili per la trave reticolare mista in seconda e prima fase.

7.1. MODELLO 1: TRAVE IN SECONDA FASE

Un primo modello resistente adottabile per la trave in seconda fase è proposto in fig. 18.

Il meccanismo è a traliccio multiplo costituito da elementi di parete tesi che formano il traliccio metallico e da puntoni d'anima di calcestruzzo inclinati di un angolo θ variabile.

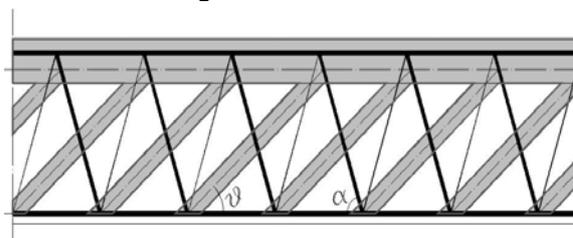


Figura 18. Modello a traliccio con struttura d'anima isostatica non interamente metallica

Per le travi in esame, dalla conformazione geometrica del traliccio ne consegue che le aste di parete tese hanno inclinazione α pari a 53° e le bielle di calcestruzzo inclinazione θ pari a 33° ($1 \leq \cot \theta \leq 2.5$). In queste ipotesi è immediato calcolare il taglio resistente lato calcestruzzo e lato acciaio mediante le note espressioni [03]:

$$V_{Rcd} = 0.9b \cdot d \cdot v \cdot \sigma_{cd} \sin^2 \theta (\cot \alpha + \cot \theta) \quad (10)$$

$$V_{Rsd} = A_{sw} \cdot f_{yd} \frac{0.9 \cdot d}{s} \cdot \sin \alpha \cdot (\cot \alpha + \cot \theta) \quad (11)$$

con:

b larghezza dell'anima;

d altezza utile della sezione;

$\nu = 0.5$ coefficiente che tiene conto della reale distribuzione delle tensioni lungo la biella;

A_{sw} area armatura trasversale diagonali tese;

s interasse tra le diagonali tese;

σ_{cd} tensione di progetto del calcestruzzo;

f_{yd} tensione di progetto dell'acciaio.

La resistenza a taglio della trave è ovviamente fornita dalla minore tra la resistenza a taglio-compressione e quella a taglio-trazione:

$$V_{Rd} = \min(V_{Rcd}, V_{Rsd}) \quad (12)$$

7.2. MODELLO 2: TRAVE IN SECONDA FASE

In questo secondo modello la trave è assimilata ad una trave composta da un traliccio metallico immerso in una matrice di calcestruzzo (Fig. 19). Al fine di ottenere una modellazione semplificata a favore di sicurezza, si trascura la quota di taglio ripresa dagli angolari adottando un modello resistente costituito da un traliccio semplice dotato di un corrente compresso in calcestruzzo ed uno teso in acciaio e da un sistema di aste diagonali tese e compresse in solo acciaio (fig. 20), considerando efficaci anche le diagonali compresse perché stabilizzate dal calcestruzzo. In sintesi il taglio ripreso dalla trave reticolare mista può essere calcolato come somma del contributo dovuto al solo traliccio metallico e al contributo del calcestruzzo racchiuso dal traliccio, considerato come una trave in c.a non armata a taglio, avente armatura longitudinale pari a quella degli angolari.

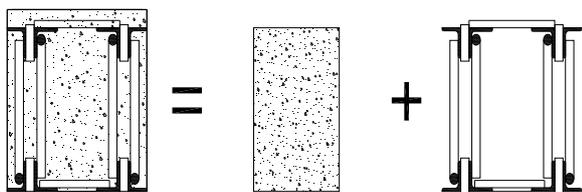


Figura 19. Schema di calcolo alla base del modello 2

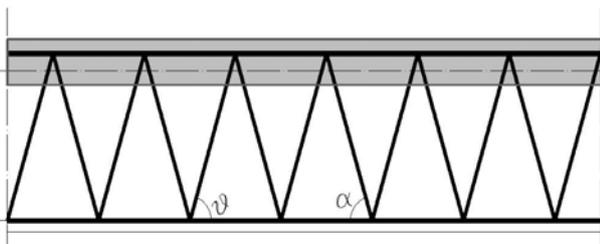


Figura 20. Modello a traliccio con struttura d'anima isostatica interamente metallica

Sulla base di quanto sopra esposto il taglio ultimo resistente risulta:

$$V_{Rd} = V_{Rdiag} + V_{Rcls} \quad (13)$$

con:

$$V_{Rdiag} = A_{sw} \cdot f_{yd} \cdot \sin\alpha \quad (14)$$

taglio ripreso dal traliccio metallico (aste di parete) e:

$$V_{Rcls} = [C_{Rd,c} \cdot k (100\rho_1 \cdot f_{ck})^{1/3}] b_w \cdot d \quad (15)$$

quota di taglio assorbita dal calcestruzzo attraverso i meccanismi: effetto pettine, effetto spinotto, effetto dell'ingranamento degli inerti ed effetto arco, valutati sulla base delle relazioni proposte dall'EC2 [3] e NTC2008 [6], per le travi in calcestruzzo non armate a taglio. Avendo assunto:

$C_{Rd,c} = 0.18 / \gamma_c$ tensione tangenziale resistente di base [3];

$k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2$ coefficiente che mette in

evidenza la minore efficacia dell'ingranamento al crescere dell'altezza utile d (espressa in mm);

$\rho_1 = \frac{A_{sl}}{b_w \cdot d} \leq 0.02$ rapporto di armatura

longitudinale;

b_w larghezza dell'anima;

f_{ck} tensione cilindrica caratteristica del cls.

In tabella 3 vengono riassunti i valori trovati per via teorica e quelli trovati per via numerica.

	VRd num	MOD1	MOD2
VRd,cls (kN)	138	(492)	58
VRd,diag (kN)	171	239	171
VRd,ang (kN)	27	---	---
VRd (kN)	336	239	229

Tabella 3. Taglio trave in seconda fase – confronto analisi numerica – analisi teorica MOD1 e MOD2.

Si osserva come entrambe le formulazioni proposte siano a favore di sicurezza.

7.3. TRAVE IN PRIMA FASE

La resistenza a taglio della trave in prima fase deve essere valutata sulla base dell'instabilità del traliccio metallico e del contributo del calcestruzzo. La soletta di

calcestruzzo, dato l'esiguo spessore, a differenza della trave in seconda fase, non riesce a connettere le aste diagonali per tutta l'altezza della trave per cui il collasso avviene per plasticizzazione o instabilità della diagonale compressa a seconda della sua snellezza. Per questo motivo si fa riferimento al solo modello 2, ed operando a favore di sicurezza, si trascura il contributo a taglio dovuto ad effetto arco e pettine del calcestruzzo adottando un modello resistente in solo acciaio. I valori ottenuti sono riportati in tabella 4.

	VRd num	MOD2
VRd,cls (kN)	65	(77)
VRd,diag (kN)	171	171
VRd,ang (kN)	27	---
VRd (kN)	263	171

Tabella 4. Taglio trave in prima fase – confronto analisi numerica – analisi teorica MOD2.

Si osserva come la formulazione proposta sia a favore di sicurezza e le differenze siano essenzialmente dovute alle ipotesi di trascurare il contributo a taglio del calcestruzzo della soletta.

8. COMPORTAMENTO A TAGLIO DEL NODO SPERIMENTALE

Sulla base dei risultati sperimentali e di quelli ottenuti dalla modellazione con il codice Abaqus, si analizza il comportamento a taglio del nodo trave-colonna con l'obiettivo di cogliere i contributi forniti dal calcestruzzo e dall'acciaio attraverso opportuni meccanismi resistenti.



Figura 21. Sistema metallico nodo trave-colonna prima del getto di calcestruzzo

Come si osserva in figura 21, il nodo in esame è racchiuso dalle lame orizzontali della trave e dagli angolari verticali del pilastro, questi elementi trasferiscono sul nodo le azioni indotte dai carichi applicati sulla trave facendo

intervenire anche il calcestruzzo [1]. Nelle Fig. 22, 23 si riporta l'andamento delle tensioni, ottenute tramite il codice ABAQUS, all'interno del calcestruzzo e nella parte metallica, per un carico di 146 kN.

Si osserva come la formazione della biella compressa nel nodo sia evidente, con valori di tensione che raggiungono i 10 MPa.

Si può anche notare come le tensioni di compressione siano maggiori nella sezione trasversale della trave, in prossimità del giunto, rispetto a quelle presenti nei pilastri.

Ciò è dovuto alla formazione della cerniera plastica nella trave in prossimità del collegamento fra le lame metalliche e i profilati longitudinali, dove l'acciaio cambia la sua sezione, riducendosi.

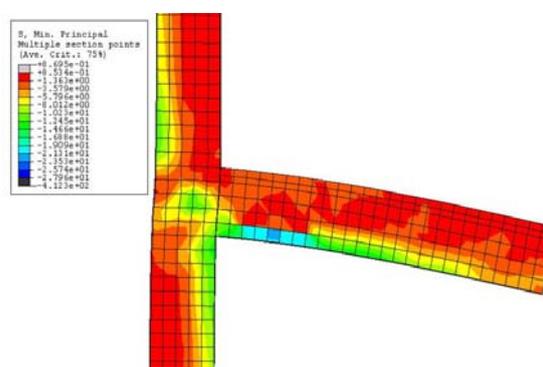


Figura 22. Carico 146 kN: formazione della biella compressa

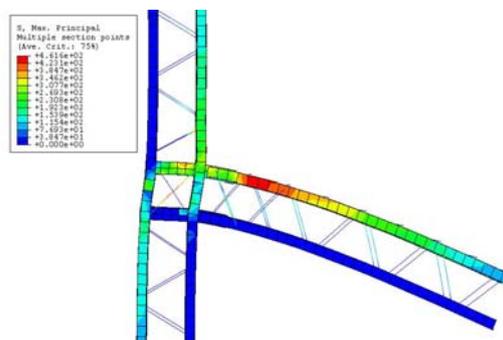


Figura 23. Carico 146 kN: plasticizzazione dei profili longitudinali

9. VERIFICA A TAGLIO DEL NODO

Per il nodo oggetto di studio si possono fare le seguenti osservazioni:

- il meccanismo a puntone tipico dei nodi in cemento armato è presente anche nel nodo di un sistema tralicciato acciaio-calcestruzzo con la formazione di una biella compressa di cls come in fig. 24a;

- nel nodo può considerarsi presente anche un meccanismo a traliccio al quale partecipano le diagonali assieme alle armature orizzontali e verticali; costituite dalle due lame metalliche orizzontali e dai profilati angolari verticali del pilastro (fig. 24b), avendo indicato con:

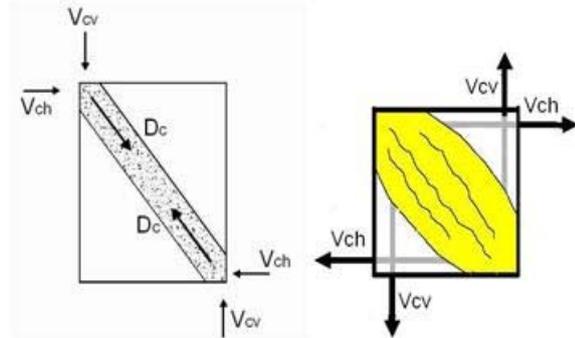


Figura 24a. Meccanismo a puntone

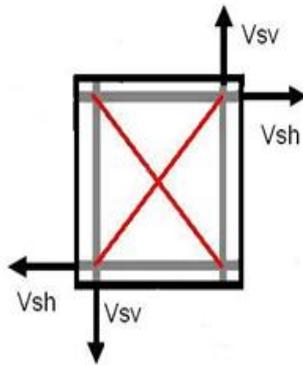


Figura 24b. Meccanismo a traliccio

D_c la forza di compressione nel meccanismo a puntone;

V_{ch} e V_{cv} il contributo della diagonale compressa alla resistenza a taglio del nodo;

V_{sh} e V_{sv} il contributo delle armature presenti nel nodo alla resistenza a taglio del nodo.

Si può pertanto porre il taglio resistente del nodo come somma di due contributi, quello del calcestruzzo dovuto al meccanismo a puntone, e quello dell'armatura:

$$V_R = V_{R_{cls}} + V_{R_{acciaio}} \quad (16)$$

con:

$$V_{R_{cls}} = 15 \cdot \frac{0.25 f_{ctk}}{\gamma_c} \cdot b_j \cdot h_j \quad (17)$$

$$V_{R_{cls}} = 20 \cdot \frac{0.25 f_{ctk}}{\gamma_c} \cdot b_j \cdot h_j \quad (18)$$

resistenza a taglio per elementi non armati (EC2 versione 2003 [3]), rispettivamente per nodi esterni ed interni, dove:

b_j larghezza pilastro;

h_j altezza trave;

$$V_{R_{acciaio}} = V_{diag} = n_{diag} \cdot A_d \cdot f_{ys} \cdot \cos \alpha \quad (19)$$

resistenza a taglio dell'acciaio (dovuta alle aste diagonali presenti nel nodo);

con

n_{diag} = numero diagonali tese e compresse presenti nel nodo;

A_d = area trasversale della singola diagonale;

α angolo tra la diagonale e l'orizzontale.

In queste ipotesi, per il nodo oggetto di studio il taglio resistente ripreso dal calcestruzzo attraverso l'espressione (17) risulta pari a 450 kN, mentre il taglio ripreso dalle quattro diagonali attraverso l'espressione (19) risulta essere pari a 314 kN per un totale di 764 kN, contro i 670 kN ottenuti per via sperimentale a causa del prematuro collasso a taglio della trave.

Al fine di garantire un buon funzionamento ciclico dei due meccanismi resistenti si stabiliscono ora delle regole per limitare le tensioni di compressione e trazione all'interno del nodo e garantire un opportuno confinamento.

L'effetto delle azioni sul nodo può essere valutato anche sulla base dello stato tensionale da esse indotto. Lo sforzo normale N_c trasmesso dal pilastro sovrastante ed il taglio V_{jbd} generano infatti delle tensioni normali σ e tensioni tangenziali τ che si possono determinare dividendo le azioni per l'area efficace del nodo, $b_j \times h_{jc}$, dove h_{jc} è la distanza tra le armature estreme del pilastro. Si ha quindi:

$$\sigma = \sigma_j = \frac{N_c}{b_j \cdot h_{jc}} \quad \tau = \tau_j = \frac{V_{jbd}}{b_j \cdot h_{jc}} \quad (20a, b)$$

In base al cerchio di Mohr, è possibile determinare lo stato tensionale in una generica giacitura (fig.25). In particolare le tensioni principali di compressione e trazione risultano rispettivamente:

$$\sigma_\eta = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} + \frac{\sigma}{2} \quad (21)$$

$$\sigma_\xi = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} - \frac{\sigma}{2} \quad (22)$$

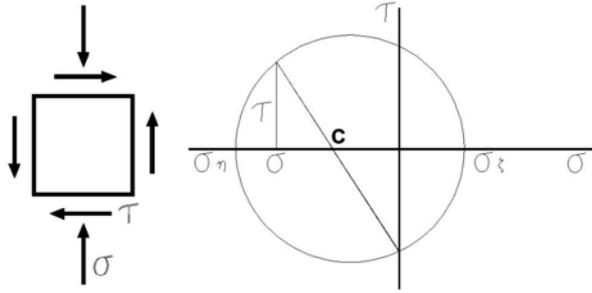


Figura 25. Stato tensionale indotto nel nodo.

Imponendo che la tensione di compressione σ_η non superi il valore $\eta \cdot f_{cd}$, dove η è un coefficiente riduttivo che tiene conto della contemporanea presenza di compressione e trazione nelle direzioni ortogonali [6]:

$$\eta = \alpha_j \left(1 - \frac{f_{ck}}{250} \right) \quad (23)$$

con α_j che vale 0.6 per nodi interni e 0.48 per nodi esterni; si ha:

$$\tau \leq \eta \cdot f_{cd} \sqrt{1 - \frac{\sigma}{\eta \cdot f_{cd}}} \quad (24)$$

Ovvero, come nella NTC08, punto 7.4.4.3.1 [6]:

$$V_{jbd} \leq \eta \cdot f_{cd} \cdot b_j \cdot h_{jc} \sqrt{1 - \frac{v_d}{\eta}} \quad (25)$$

essendo v_d la tensione nominale normalizzata:

$$v_d = \frac{\sigma}{f_{cd}} \quad (26)$$

Contemporaneamente occorre controllare che la tensione di trazione σ_ξ non superi la resistenza a trazione f_{ctd} , ciò porta alla condizione:

$$\tau \leq f_{ctd} \sqrt{1 + \frac{\sigma}{f_{ctd}}} \quad (27)$$

ovvero:

$$V_{jbd} \leq f_{ctd} \cdot b_j \cdot h_{jc} \sqrt{1 + \frac{N_c}{f_{ctd} \cdot b_j \cdot h_{jc}}} \quad (28)$$

Per evitare la rottura a trazione del calcestruzzo, bisogna considerare nel nodo l'effetto di confinamento indotto dalla eventuale armatura di confinamento presente nel nodo. Se A_{sh} è l'area totale delle armature, predisposte a questo scopo, la tensione di confinamento σ_{conf} indotta nel calcestruzzo può essere posta nella forma [08]:

$$\sigma_{conf} = \frac{A_{sh} \cdot f_{yd}}{b_j \cdot h_{jw}} \quad (29)$$

dove h_{jw} è la distanza tra le armature superiori ed inferiori della trave. Lo stato tensionale nel nodo si modifica di conseguenza e la tensione principale di trazione risulta:

$$\sigma_\xi = \sqrt{\left(\frac{\sigma - \sigma_{conf}}{2} \right)^2 + \tau^2} - \frac{\sigma + \sigma_{conf}}{2} \quad (30)$$

Imponendo che essa non superi la resistenza a trazione f_{ctd} , si ottiene:

$$\sigma_{conf} \geq \frac{\tau^2}{f_{ctd} + \sigma} - f_{ctd} \quad (31)$$

ovvero la condizione:

$$\frac{A_{sh} \cdot f_{yd}}{b_j \cdot h_{jw}} \geq \frac{(V_{jbd} / b_j h_{jc})^2}{f_{ctd} + v_d f_{cd}} - f_{ctd} \quad (32)$$

In accordo quindi con quanto prescritto al punto 7.4.4.3 delle Norme Tecniche per le costruzioni [6,7], anche per questo tipo di nodo si propone di effettuare due verifiche:

- la verifica della biella compressa: ossia la compressione diagonale indotta nel nodo non deve eccedere la resistenza a compressione del calcestruzzo. Il requisito può ritenersi soddisfatto se è verificata l'eq. (25);
- la verifica a confinamento: ossia per evitare che la massima trazione diagonale del calcestruzzo ecceda la resistenza a trazione f_{ctd} , deve essere previsto un adeguato confinamento come da equazione (32).

10. CONCLUSIONI

Con il presente lavoro si è voluto fornire un primo contributo volto ad individuare i meccanismi resistenti propri degli elementi tralicciati misti acciaio-calcestruzzo basati sull'impiego di angolari e tondi di parete. Sulla base delle prove sperimentali a flessione effettuate sulle travi, che hanno messo in evidenza un buon comportamento degli elementi analizzati, con un collasso caratterizzato da meccanismi ben individuabili legati all'instabilità locale in prima fase e alla completa plasticizzazione in seconda fase, sono stati presentati degli idonei modelli di calcolo.

Le considerazioni teoriche sul comportamento a taglio della trave, assieme alle modellazioni numeriche effettuate, hanno

permesso di individuare dei primi criteri di verifica anche per il taglio. In particolare, per la trave in seconda fase il taglio ripreso dalla trave reticolare mista è stato valutato mediante due modelli. Nel modello1 il meccanismo resistente è stato assunto a traliccio multiplo, costituito da elementi di parete tesi che formano il traliccio metallico e da puntoni d'anima di calcestruzzo inclinati di un angolo θ variabile. Nel modello2 la trave è stata assimilata ad una trave composta da un traliccio metallico immerso in una matrice di calcestruzzo.

La prova ciclica effettuata sul nodo trave-colonna, assieme alle analisi numeriche effettuate, hanno permesso di evidenziare anche in questo caso i meccanismi e le verifiche da effettuare. Analogamente a quanto avviene per i nodi in c.a., per il nodo in esame sono stati individuati due meccanismi di base di trasferimento del taglio uno basato sulla presenza di un puntone compresso di calcestruzzo ed uno basato su un meccanismo a traliccio dovuto alla presenza delle diagonali in acciaio. Tutti i modelli presentati sono risultati a favore di sicurezza e caratterizzati da notevole semplicità concettuale ed applicativa.

11. BIBLIOGRAFIA

- [01] **C. AMADIO, L. MACORINI, S. SORGON, G. SURACI** "Analisi di un sistema ibrido sismo – resistente costituito da elementi tralicciati in acciaio inglobati nel calcestruzzo". Atti del Congresso CTE2008, Roma, Novembre 5-8.
- [02] **ABAQUS** User's Manual—Version 6.5.1 2004. Hibbit, Karlsson & Sorenson: Pawtucket, RI, U.S.A.
- [03] **EUROCODICE 2** "Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings", CEN, European Committee for Standardization, 2003.
- [04] **EUROCODICE 3** "Design of composite steelstructures - Part 1.1: General rules and rules for buildings, Part 1.8 Design of Joints, Part 1.10 Material toughness and through-thickness properties", CEN, European Committee for Standardization, 2003.
- [05] **TIMOSHENKO**, "Théorie de la stabilité élastique, " McGraw – Hill, Book Company, INC. 1961.
- [06] **NTC 2008**, "Nuove norme tecniche per le costruzioni". Decreto Ministeriale 14 gennaio 2008.
- [07] **AICAP**, Associazione Italiana Calcestruzzo Armato e Precompresso, "Guida all'uso dell'Eurocodice 2, progettazione di strutture in calcestruzzo armato". Vol.I 2006.
- [08] **R. PARK and T. PAULEY**, "Reinforced Concrete Structures", Wiley Interscience publication, 1975.

Contatti con gli autori:

Amadio Claudio: amadio@units.it

Sorgon Sveva: ing.sorgon@libero.it

Suraci Giuseppe: suraci.giuseppe@studiosuraci.it