

# Comportamento e analisi non lineare di nuclei in calcestruzzo armato

A. Dazio<sup>1</sup>, K. Beyer<sup>2</sup> ■

## Sommario

Nuclei in calcestruzzo armato (CA) sono spesso utilizzati per irrigidire le strutture in zona sismica e, se progettati in modo corretto, ne garantiscono un comportamento adeguato. I recenti terremoti de L'Aquila e del Cile hanno però mostrato come nuclei apparentemente costruiti in modo ragionevole hanno subito seri danni. In quest'ambito un'importante difficoltà consiste nella limitata disponibilità, sia nella letteratura tecnica che nelle norme strutturali, di indicazioni di progetto specifiche. Nonostante la complessità di questi elementi strutturali spiccatamente tridimensionali, la maggior parte delle norme chiede al progettista di trattare i nuclei in maniera analoga ai setti rettangolari, senza però specificare dove questa analogia risieda. Questo articolo vuole fornire un contributo alla comprensione del comportamento anelastico dei nuclei nonché alla sua modellazione. In una prima parte sono discussi aspetti importanti riguardanti le caratteristi-

che di forza-spostamento di nuclei a "U", prendendo spunto dai risultati di alcune prove sperimentali recentemente svolte dagli autori. Nella seconda parte invece, viene proposta una strategia di modellazione numerica semplificata, in grado di cogliere le peculiarità del comportamento isteretico mostrate dall'evidenza sperimentale. La cosiddetta Wide Column Analogy (WCA), sviluppata a partire dagli anni sessanta del secolo scorso per l'analisi elastica di pareti a sezione sagomata, permette di modellare nuclei tridimensionali tramite elementi a trave. Scegliendo adeguatamente le caratteristiche di questi elementi è possibile simulare in maniera abbastanza accurata il comportamento ciclico anelastico dei nuclei. L'efficacia e la semplicità della strategia proposta sono mostrate sia riproducendo i risultati sperimentali presentati, sia proponendo una serie di raccomandazioni pratiche di facile applicazione per la modellazione di nuclei in CA.

## 1. Introduzione

In molti edifici in calcestruzzo armato (CA) buona parte della rigidità laterale è garantita da nuclei adibiti a vano scale oppure ascensore. Un nucleo è un elemento strutturale con una sezione cellulare chiusa su tre lati e aperta oppure parzialmente chiusa da travi tozze sul quarto. Esistono numerose forme possibili per la sezione di nuclei. La più

semplice è rappresentata dalla forma a "U" (Fig. 1a) ma sezioni a più cellule (Fig. 1b) sono comunque molto comuni. Specialmente in edifici alti, forme anche ben più complesse di quelle sopraccitate sono facilmente riscontrabili (Fig. 1c). La figura 1d mostra l'esempio di un nucleo che a parte per i solai è aperto su un lato mentre la figura 1e mostra un nucleo parzialmente chiuso.

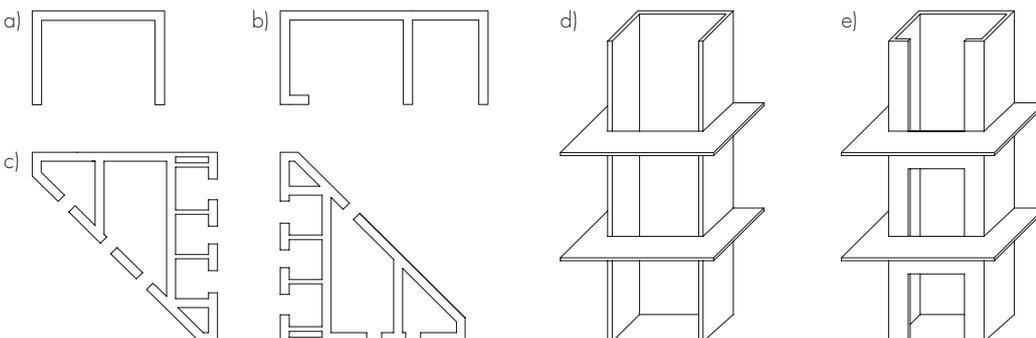


Fig. 1  
Sezioni tipiche di nuclei in CA (a-c) ed esempi di un nucleo aperto (d) e di uno chiuso (e). La sezione (c) è quella della Victoria Tower Block a Mannheim in Germania (Bergmeister e Wörner, 2003).

<sup>1</sup> Centro Europeo di Formazione e Ricerca in Ingegneria Sismica, Pavia - ✉ [alessandro.dazio@eucentre.it](mailto:alessandro.dazio@eucentre.it)

<sup>2</sup> Politecnico Federale di Losanna, Svizzera - ✉ [katrin.beyer@epfl.ch](mailto:katrin.beyer@epfl.ch)



Fig. 2 Edificio aquilano irrigidito da setti in CA (a) e rottura fragile per taglio di uno di essi (b).

Fig. 3 Dettagli della rottura per taglio alla base di un vano ascensore osservati a seguito del terremoto de L'Aquila.

Per nuclei a sezione semplice è possibile ottenere, tramite la gerarchia delle resistenze, un comportamento anelastico ciclico stabile e affidabile. Tuttavia, la maggior parte degli edifici esistenti è stata progettata in maniera convenzionale e gli effetti del terremoto su questo tipo di strutture sono stati chiaramente riscontrati durante i sopralluoghi tecnici svolti nelle aree colpite dal terremoto de L'Aquila del 6 Aprile 2009. Un edificio aquilano irrigidito da nuclei è raffigurato in figura 2a. L'edificio è suddiviso in tre parti separate tramite giunti. Ogni tratto è irrigidito trasversalmente da telai tamponati e longitudinalmente da una parete rettangolare, una parete a "U" e un vano ascensore. La figura 2b mostra una delle pareti a "U" che, come tutti gli altri setti dell'edificio, ha subito una rottura per taglio alla base. Degna di nota è la possente armatura longitudinale delle ali che non era confinata. La mancanza di confinamento ha fatto sì che la zona soggetta a compressione all'interno dell'ala collassasse. L'armatura longitudinale è caratterizzata da una sovrapposi-

zione lunga circa 80 cm che ha tenuto. L'armatura di taglio è formata da staffe chiuse tramite un gancio a 90° che, a seguito dell'espulsione del copriferro, si sono aperte. I ferri delle staffe sono lisci mentre quelli dell'armatura longitudinale sono ad aderenza migliorata. Un edificio adiacente che presentava le medesime caratteristiche strutturali, durante il sisma ha subito un danneggiamento simile con rottura per taglio alla base dei nuclei come chiaramente evidenziato dalla figura 3. In entrambi i casi si è trattato di rottura fragile che ha impedito lo sviluppo di un meccanismo di risposta più duttile. Grazie alla loro forma i nuclei sono in grado di resistere a sforzi sismici agenti in qualunque direzione orizzontale e possiedono inoltre una rigidità torsionale marcata. Queste due caratteristiche rendono il loro comportamento ben più complesso rispetto a quello di pareti a sezione rettangolare con o senza ingrossamenti alle estremità. Per questo motivo non è immediatamente chiaro come adattare indicazioni e regole di progetto valide per pareti rettangolari

alla trattazione di nuclei pur aventi una sezione relativamente semplice.

Sebbene i nuclei a forma di "U" siano molto popolari e vengano adottati spesso nella pratica, in passato sono stati condotti solo pochi esperimenti sul comportamento sismico di questo tipo di elementi strutturali. A conoscenza degli autori, la più importante campagna sperimentale è stata svolta nell'ambito di un progetto di ricerca comune dei laboratori di Ispra e Saclay (Reynouard e Fardis, 2001). Diversi provini sono stati costruiti e testati sia in regime quasi-statico ciclico che dinamico. I provini erano progettati per duttilità media secondo una versione precedente dell'Eurocodice 8 (CEN, 1994), tenendo però già conto delle modifiche proposte per la versione 2001 della stessa normativa, visto che questa era in fase di revisione quando i provini sono stati progettati (Ile and Reynouard, 2005).

La campagna sperimentale svolta dagli autori al Politecnico Federale di Zurigo (che verrà presentata in seguito) si prefiggeva di complementare i test quasi-statici ciclici svolti a Ispra considerando sezioni dei nuclei a "U" diverse. A differenza dei nuclei testati a Ispra, i provini del progetto di ricerca zurighese, non sono stati progettati seguendo le prescrizioni di una normativa particolare, bensì sono stati progettati per alta duttilità, seguendo indicazioni progettuali rappresentanti lo stato dell'arte attuale, evitando quelle eccessivamente conservative riguardo al dimensionamento per taglio e scor-

rimento per taglio. Era opinione degli autori che questo approccio potesse fornire le migliori indicazioni riguardo ai meccanismi responsabili della trasmissione degli sforzi all'interno di nuclei a "U" e potesse indicare gli aspetti critici del loro comportamento. Nell'ambito del progetto è stato possibile testare solamente due provini. Pertanto si è deciso di focalizzare le indagini sperimentali sul comportamento dei nuclei per differenti direzioni di carico e sono stati identificati i seguenti obiettivi:

- Valutazione dei meccanismi di collasso per nuclei a "U". In particolar modo osservare se tali elementi sono suscettibili a rotture fragili per taglio oppure a scorrimenti per taglio.
- Acquisire evidenza sperimentale a riguardo del degrado ciclico della rigidità dei nuclei nonché della loro resistenza e capacità deformativa quando soggetti a carichi bi-direzionali.
- Individuare le deformazioni (flessionale, di taglio, di scorrimento) di nuclei a "U" in dipendenza della direzione di carico.

L'articolo è diviso in due parti. La prima discute i principali risultati di queste prove sperimentali, allo scopo di sensibilizzare il lettore sugli importanti fenomeni che governano il comportamento anelastico ciclico di nuclei in CA. La conoscenza di questi fenomeni è di fondamentale importanza sia per la progettazione che per la modellazione numerica dei nuclei. Quest'ultima verrà discussa nella seconda parte dell'articolo.

## 2. Prove sperimentali al Politecnico Federale di Zurigo

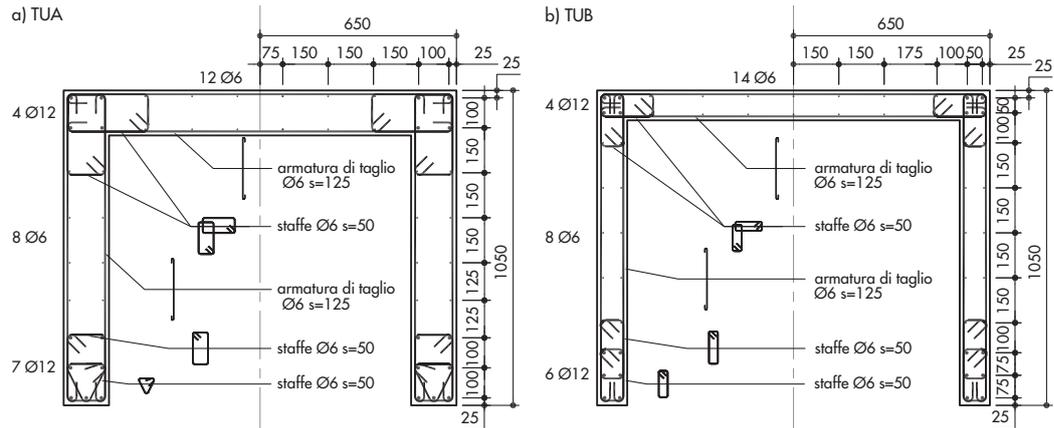
### 2.1 Provini

Due nuclei a "U", costruiti in scala 1:2, sono stati testati in regime quasi-statico ciclico presso il laboratorio di ingegneria strutturale del Politecnico Federale di Zurigo (ETHZ). La sezione dei due nuclei è raffigurata in figura 4 e differisce fundamentalmente solo riguardo lo spessore delle pareti. Le pareti del provino A (TUA) avevano uno spessore di 0.15 m mentre quelle del provino B (TUB) avevano uno spessore di 0.10 m; ciò corrisponde in realtà a spessori di rispettivamente 0.30 m e 0.20 m. Entrambi i nuclei sono stati progettati secondo la gerarchia delle resistenze e sottoposti ad un carico verticale costante durante tutta la durata del test. La geometria della sezione trasversale dei provini, nonché importanti indicazioni riguardanti le dimensioni delle singole pareti, il valore dello sforzo assiale e i contenuti d'armatura sia tra-

sversale che longitudinale sono riassunte in tabella 1. Inoltre la stessa tabella riporta anche i dati relativi alle prove dei nuclei testati al centro di ricerca di Ispra (Pégon *et al.*, 2000).

L'impianto di prova dei test all'ETHZ è raffigurato in figura 5. Tre attuatori idraulici controllavano il movimento in testa al provino: l'attuatore EO caricava l'anima e i due attuatori NS caricavano le ali (Fig. 5c). Gli attuatori erano collegati alla testa del provino tramite il cosiddetto "collare", vale a dire la porzione sommitale delle pareti del provino che sia per TUA che TUB aveva uno spessore di 0.30 m. La storia di carico applicata era bi-direzionale come mostrato in figura 5b. Essa comprendeva ad ogni livello di duttilità un ciclo parallelo all'anima ( $O \rightarrow A \rightarrow B \rightarrow O$ ), un ciclo parallelo alle ali ( $O \rightarrow C \rightarrow D \rightarrow O$ ), un ciclo in direzione diagonale ( $O \rightarrow E \rightarrow F \rightarrow O$ ) e un movimento a forma di "8" ( $O \rightarrow A \rightarrow G \rightarrow D \rightarrow C \rightarrow H \rightarrow O$ ). Durante questi cicli, la rotazione attorno all'asse verticale in testa al

Fig. 4  
Sezione trasversale e  
armatura dei provini TUA  
(a) e TUB (b).  
Tutte le dimensioni in [mm].



provino è stata impedita dai due attuatori in corrispondenza delle ali (attuatori NS-E e NS-O). Questi cicli di carico sono stati ripetuti alle diverse duttilità di spostamento  $\mu_{\Delta}=1, 2, 3, 4, 6$  e 8 fino al raggiungimento del collasso. Per spostamenti inferiori al limite di snervamento ( $\mu_{\Delta}=1$ ) sono stati applicati dei cicli di carico leggermente diversi, infatti ci si è limitati ad applicare i cicli nelle direzioni EO, NS e diagonale.

Durante i test, lo stato deformativo dei provini è stato monitorato tramite un gran numero di strumenti di misura. Oltre alle forze applicate e agli spostamenti globali in testa al provino, sono stati misurati in modo continuato anche l'allungamento assiale dei quattro spigoli verticali del

nucleo, le deformazioni per taglio, lo scorrimento alla base del nucleo e le deformazioni dell'armatura trasversale. Inoltre, in corrispondenza di punti particolari durante la storia di carico, il movimento del provino è stato temporaneamente interrotto e numerose altre misurazioni locali sono state eseguite, come ad esempio la misurazione dell'apertura delle fessure. Una visione d'insieme dell'impianto di misura è presentata in figura 5c. I prossimi capitoli sono dedicati alla discussione dei meccanismi di rottura di entrambi i provini nonché al loro comportamento isteretico con speciale enfasi sulle deformazioni per taglio in funzione della direzione di carico.

Tabella 1 - Importanti proprietà dei nuclei TUA e TUB nonché di quelli testati a Ispra

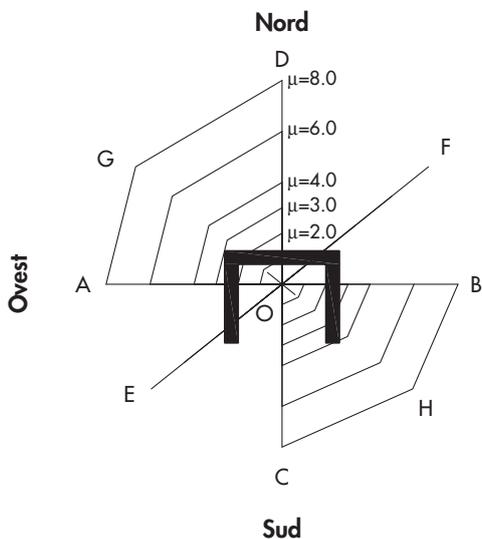
	TUA	TUB	Ispra
Scala	1:2	1:2	1:1
Luce di taglio $M/T$	2.95 m <sup>1)</sup> /3.35 m <sup>2)</sup>	2.95 m <sup>1)</sup> /3.35 m <sup>2)</sup>	3.90 m <sup>1,2)</sup>
Rapporto della luce di taglio $h/l_w$	2.81 <sup>1)</sup> /2.58 <sup>2)</sup>	2.81 <sup>1)</sup> /2.58 <sup>2)</sup>	3.12 <sup>1)</sup> /2.60 <sup>2)</sup>
Carico assiale assoluto/relativo <sup>3)</sup>	780 kN/0.02	780 kN/0.04	2120 kN/0.10-0.12
Rapporti di snellezza: $t_w/l_{anima}/t_w/l_{ala}$	0.12/0.14	0.08/0.10	0.17/0.20
Contenuto d'armatura verticale: $\rho_{tot}$	0.71%	1.01%	0.56%
Contenuto d'armatura orizzontale: $\rho_{h,anima}/\rho_{h,ala}$	0.30%/0.30%	0.45%/0.45%	0.54%/0.32%

<sup>1)</sup> direzione NS (parallela alle ali); <sup>2)</sup> direzione EO (parallela all'anima); <sup>3)</sup> alla base del nucleo

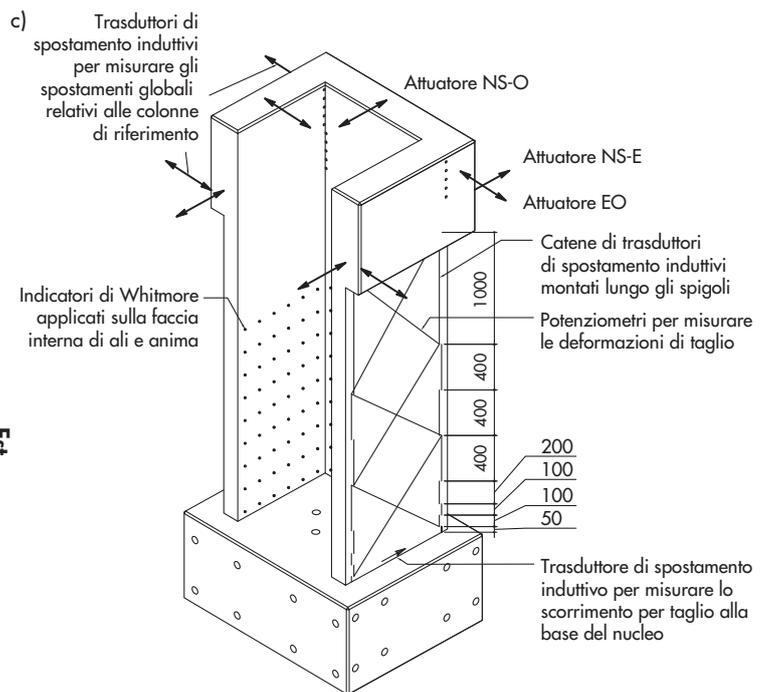


Fig. 5  
 Prove quasi-statiche cicliche su nuclei a "U" eseguite all'ETH di Zurigo: Foto dell'impianto di prova (a), storia di carico bidirezionale (b) e impianto di misura adottato (c).

b)



c)



## 2.2 Meccanismi di rottura

### TUA

Il provino TUA è collassato a causa della rottura a trazione dell'armatura longitudinale. Uno sbandamento delle barre longitudinali è stato osservato per la prima volta durante i cicli in direzione diagonale, alla posizione E di  $\mu_{\Delta}=6$ , in corrispondenza delle barre D12 poste all'angolo esterno dell'ala ovest. La direzione diagonale è particolarmente critica perché, a parità di duttilità di spostamento globale, genera deformazioni locali maggiori. A causa dello sbanda-

mento e del conseguente danneggiamento locale le barre D12 si sono rotte a trazione durante il livello di duttilità successivo ( $\mu_{\Delta}=8$ , Posizione D). È interessante notare che le prime barre a rompersi sono state due barre D6 posizionate lungo il bordo esterno dell'ala ovest. La rottura è avvenuta durante il carico verso la Posizione B, in corrispondenza di  $\mu_{\Delta}=8$ . Da un punto di vista teorico, assumendo l'ipotesi di Bernoulli, queste barre D6 dovrebbero aver sofferto delle deformazioni medie minori rispetto a quelle delle barre D12. Però, le deformazioni

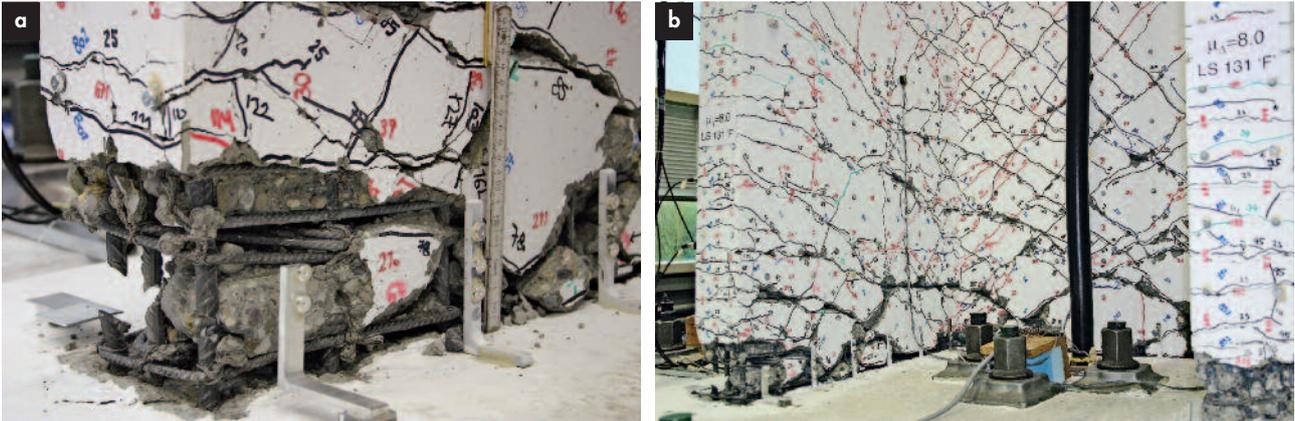


Fig. 6  
TUA: Rottura delle barre D12 in corrispondenza dell'ala ovest (a) e parte inferiore del nucleo fotografata in Posizione F durante il ciclo diagonale a  $\mu_{\Delta}=8$  (b, collasso del nucleo).

locali delle barre D6 a livello fessurativo sono state verosimilmente maggiori a causa della maggiore distanza tra le fessure flessionali in corrispondenza di queste barre nonché per la loro migliore aderenza rispetto alle barre D12. La minore distanza tra le fessure flessionali è dovuta sia alla minore staffatura orizzontale in corrispondenza delle barre D6 (vedi Fig. 4a), sia al minore contenuto di armatura longitudinale al di fuori delle zone di bordo (parte terminale delle ali e angoli). La migliore aderenza delle barre D6 è dovuta sia al loro diametro minore sia alla minore estensione della zona affetta da espulsione del copriferro. Per questo motivo è importante non ridurre eccessivamente il tasso d'armatura nella zona centrale delle pareti, come per altro già osservato in Dazio *et al.* (2009) nel caso di pareti rettangolari.

Un vero e proprio collasso del calcestruzzo non è stato osservato durante il test del provino TUA. L'espulsione del copriferro è iniziata in corrispondenza dei cicli a duttilità  $\mu_{\Delta}=3$ , mantenendosi però limitata fino al ciclo diagonale di  $\mu_{\Delta}=4$ . Nelle aree di bordo confinate, il calcestruzzo all'interno della gabbia d'armatura ha mantenuto la sua integrità fino alla fine del test mentre nelle zone non confinate delle ali e dell'anima a partire da  $\mu_{\Delta}=8$ , il calcestruzzo ha cominciato a scomporsi in blocchi. Questi erano delimitati dalle fessure create durante le fasi di carico nelle differenti direzioni, e avevano la tendenza a muoversi relativamente tra loro specialmente quando la rispettiva porzione di nucleo era in tensione, vista anche l'importante apertura delle fessure causata dal basso tasso d'armatura longitudinale, come discusso in precedenza.

A causa della storia di carico bi-direzionale, la fessurazione del nucleo (sia nelle ali che nell'anima) si è rivelata molto complessa, come mostrato in figura 7. Mentre la fessurazione dell'anima è molto simile a quella riscontrabile in

una parete rettangolare sottoposta a carico ciclico, le ali hanno mostrato fessure con inclinazione differente, in relazione della direzione di carico. Le fessure più inclinate sono state riscontrate in corrispondenza delle Posizioni E e H presso l'ala in compressione. Questa è una prima indicazione del fatto che, in caso di carico diagonale, l'ala in compressione è chiamata a sostenere gli sforzi di taglio maggiori e che quindi, deve venir progettata di conseguenza.

### TUB

Il provino TUB è collassato a seguito dello schiacciamento della biella compressa nella parte dell'anima sprovvista di armatura di confinamento. Ciò si è verificato durante il ciclo a forma di "8" di  $\mu_{\Delta}=6$ , in corrispondenza del carico da Posizione H a Posizione B. Nel caso del provino TUB, l'espulsione del copriferro è iniziata già durante i cicli a  $\mu_{\Delta}=2$  ma l'armatura longitudinale non si è resa visibile fino al ciclo NS di  $\mu_{\Delta}=4$ . A seguito della storia di carico bi-direzionale, l'espulsione del copriferro si è estesa dalle zone di bordo confinate verso le regioni non confinate. In queste ultime, la porzione di sezione persa a causa dell'espulsione del copriferro si è rivelata molto maggiore rispetto alle zone confinate, come mostrato dalla figura 8. È questa riduzione della sezione che ha portato allo schiacciamento della biella compressa menzionato in precedenza, dato che in quella regione lo spessore dell'anima era ridotto a soli 3 cm.

La fessurazione del provino TUB è riportata in figura 9. Rispetto al provino TUA la distanza tra le fessure era minore e la porzione superiore del nucleo ha presentato una fessurazione molto più marcata. Inoltre le fessure maggiormente inclinate riscontrate nelle ali soggette a compressione quando caricate in Posizione E e H, avevano un'inclinazione ancora maggiore rispetto a TUA ( $\sim 25^\circ$  rispetto a  $\sim 30^\circ$ ).

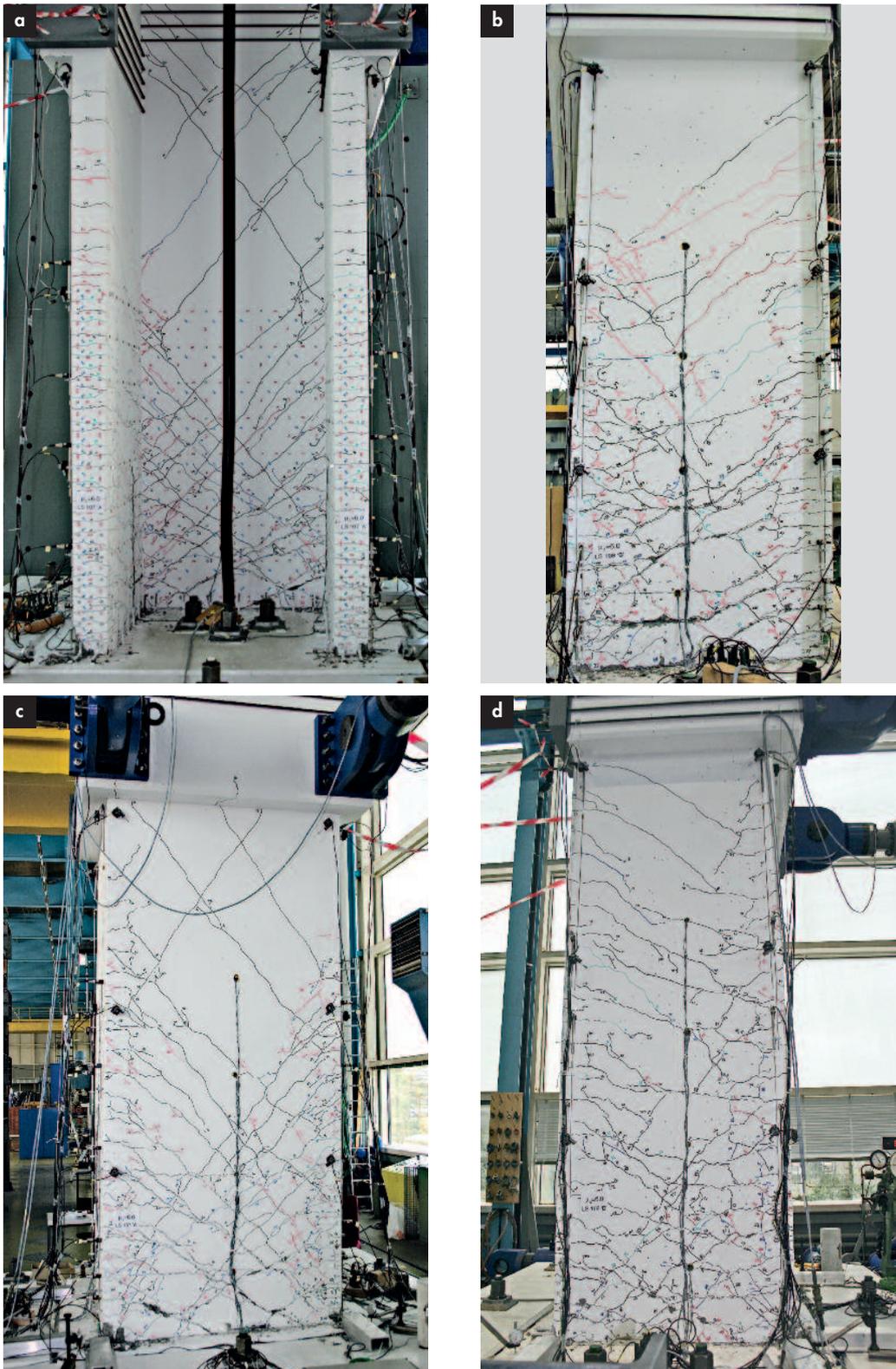


Fig. 7  
Stato di fessurazione  
pressoché finale del provino  
TUA (foto scattate alle  
Posizione A e B durante il  
ciclo EO a  $\mu_A=6$ ): Facciata  
sud (a), facciata ovest (b),  
facciata nord (c) e facciata  
est (d).

A differenza di un tipico collasso per schiacciamento della biella compressa, il collasso del provino TUB non si è rivelato estremamente fragile in quanto parte del carico imposto è stato trasmesso dalle zone confinate presenti alle estremità dell'anima. Queste hanno agito come colonne tozze mentre il pannello dell'anima

posizionato al di sopra della zona interessata dallo schiacciamento ha funzionato da trave, creando un sistema portante alternativo. Questo meccanismo a telaio è chiaramente visibile in figura 8b dove l'inclinazione pronunciata delle due colonne tozze è facilmente individuabile. Nonostante questo sistema portante alternativo,

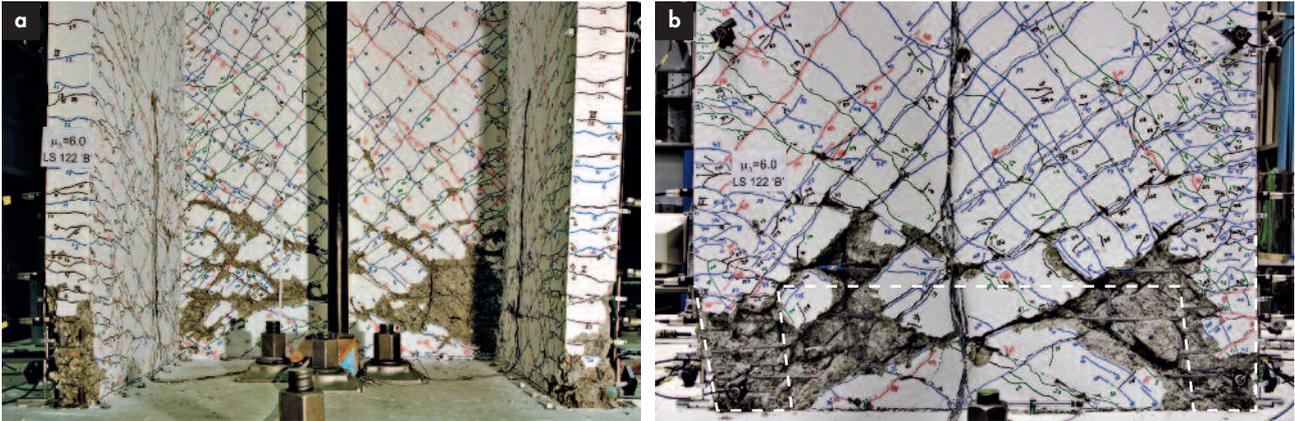


Fig. 8  
 Provino TUB: Facciata sud (a) e facciata nord (b) in Posizione B durante il ciclo di carico a forma di "8" di  $\mu_{\Delta}=6$  (collasso del nucleo). La linea tratteggiata in (b) illustra il meccanismo a telaio con colonne tozze che si è sviluppato durante le ultime fasi del test.

la rigidità del nucleo è diminuita sensibilmente e la resistenza raggiunta in corrispondenza della Posizione B era meno dell'80% della resistenza raggiunta durante i cicli precedenti. Per questo motivo il test è stato interrotto e il nucleo scaricato.

Nessuna delle barre longitudinali del provino TUB si è rotta a trazione prima che la biella compressa si schiacciasse. Nonostante ciò, è stato comunque riscontrato uno sbandamento delle barre longitudinali durante il ciclo diagonale (O→E) con  $\mu_{\Delta}=6$ . A sbandare per prime sono state due barre D12, nella zona di bordo dell'ala ovest.

Il comportamento del provino TUB ha mostrato un'importante degrado del calcestruzzo non-confinato a seguito del carico bi-direzionale. Questo aspetto va quindi considerato quando viene progettato lo spessore delle pareti del nucleo. Inoltre, come già osservato nell'ambito del provino TUA durante il carico in direzione diagonale, l'ala a compressione è chiamata a trasmettere la maggior parte degli sforzi di taglio e va progettata di conseguenza.

### 2.3 Comportamento isteretico

La distribuzione delle forze interne alle pareti di un nucleo a "U" sottoposto a un regime di carico bi-direzionale è molto complessa e richiede considerazioni speciali durante la fase di progetto. Al fine di dare al lettore un'idea di come le forze nelle diverse pareti variano al mutare della direzione di carico, la figura 10 riporta le forze misurate dai diversi attuatori durante i cicli di duttilità  $\mu_{\Delta}=4$ . Nei diagrammi, i punti che corrispondono alle posizioni di carico definite in figura 5b sono indicati con un marcatore a croce e con la lettera corrispondente alla posizione. Oltre alle forze dei singoli attuatori, sono state rappresentate le risultanti dei momenti flettenti e degli spostamenti. Queste sono state cal-

colate a partire dalle grandezze misurate nelle direzioni EO e NS tramite la radice quadrata della somma dei quadrati ("SRSS"). Per definizione, le quantità "SRSS" sono sempre positive. Allo scopo di tracciare curve di isteresi più facilmente interpretabili, sia i momenti "SRSS" che gli spostamenti "SRSS" vengono moltiplicati per il segno degli spostamenti in direzione NS; vale a dire:

$$M_{SRSS} = \sqrt{M_{EO}^2 + M_{NS}^2} \cdot \text{sgn}(\Delta_{NS}) \quad (1a)$$

$$\Delta_{SRSS} = \sqrt{\Delta_{EO}^2 + \Delta_{NS}^2} \cdot \text{sgn}(\Delta_{NS}) \quad (1b)$$

Nella seguente discussione sul comportamento isteretico di nuclei sottoposti a differenti direzioni di carico, sarà posta particolare enfasi solamente sui cicli in direzione EO, NS e diagonale. Per queste tre direzioni di carico il comportamento isteretico è presentato in grafici differenti, vale a dire, ogni grafico contiene solamente i cicli in una data direzione.

Per i provini TUA e TUB le curve di isteresi di forza-spostamento sono rappresentate rispettivamente in figure 11 e 12. Per i cicli in direzione diagonale sono rappresentate quattro differenti curve di isteresi: Nel primo diagramma (diagramma e) le curve di isteresi nelle direzioni EO e NS sono combinate in grandezze "SRSS" come da equazione (1). Nei tre diagrammi seguenti (diagrammi f-h) le curve di isteresi degli attuatori EO e NS sono rappresentate separatamente. In seguito, le caratteristiche più importanti di queste curve saranno discusse brevemente. A differenza dei meccanismi di rottura che, come visto, differivano sensibilmente tra TUA e TUB, l'andamento delle curve di isteresi è molto simile per entrambi i provini, per cui verranno proposte osservazioni applicabili sia a TUA che TUB.

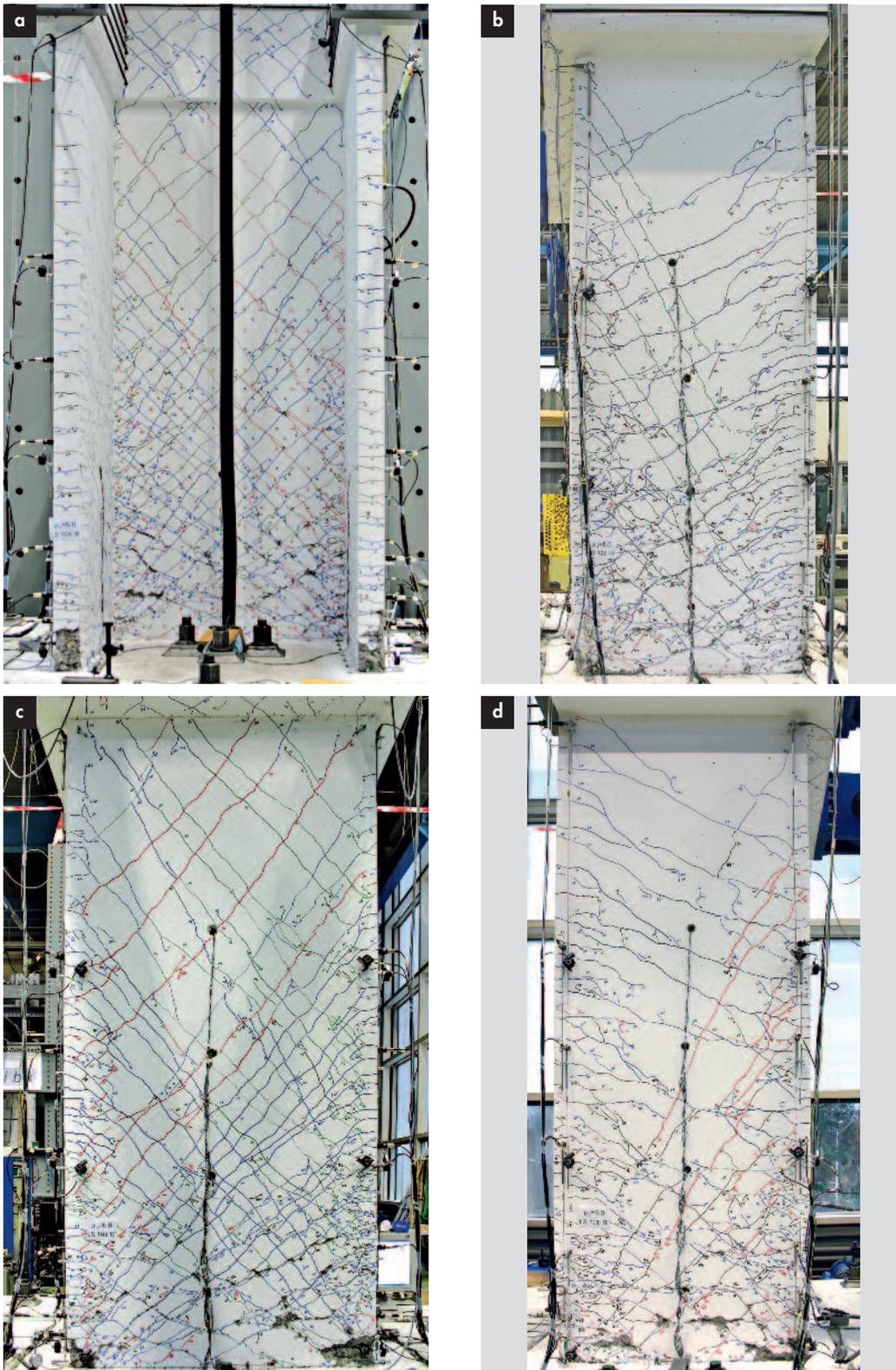


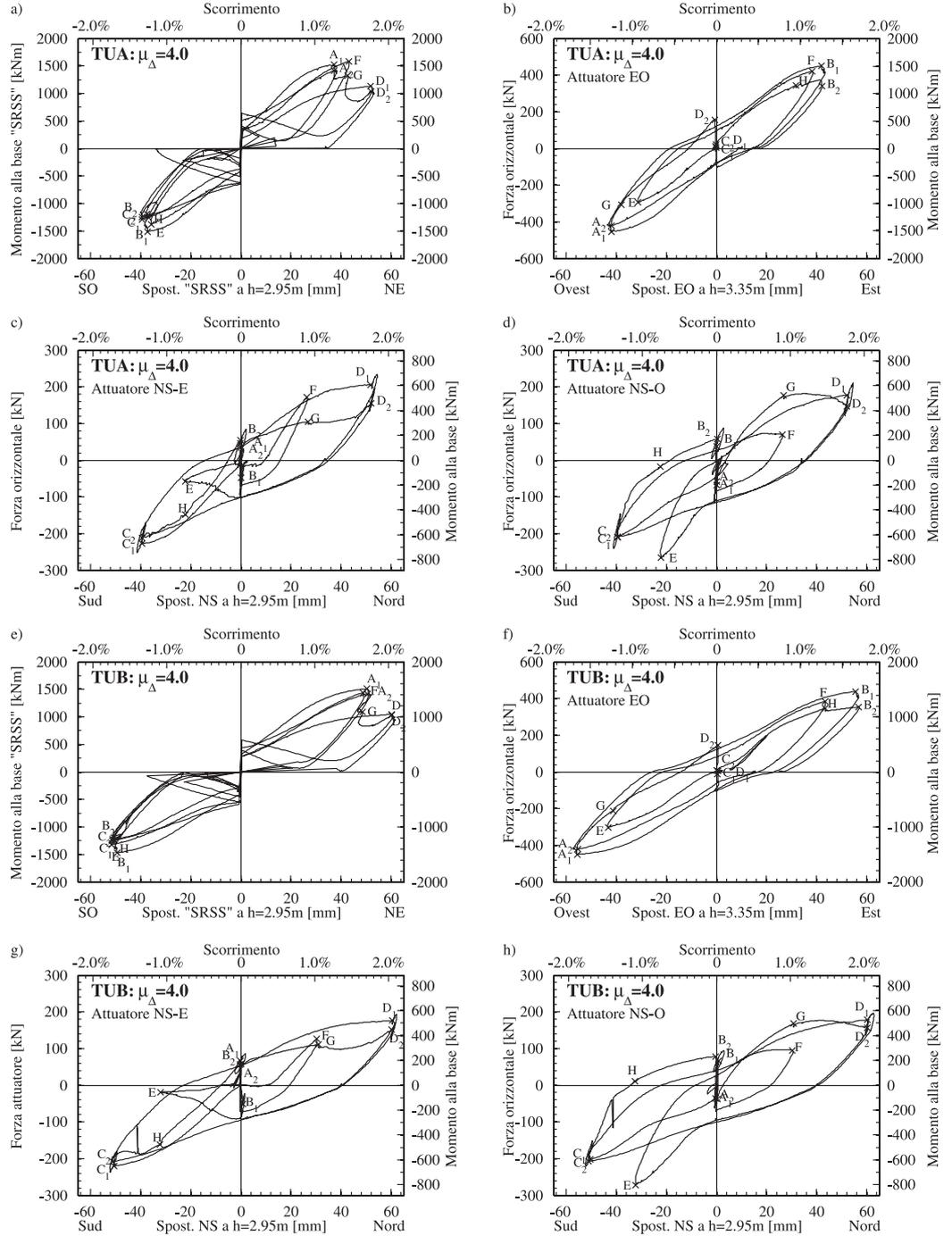
Fig. 9  
Stato di fessurazione  
pressoché finale del provino  
TUB (foto scattate alle  
Posizione B durante il ciclo  
EO a  $\mu_{\Delta}=6$ ): Facciata sud  
(a), facciata ovest (b),  
facciata nord (c) e facciata  
est (d).

*Cicli in direzione EO:*

Le figure 11a (TUA) e 12a (TUB) mostrano le curve di forza spostamento dell'attuatore EO misurate durante i cicli in direzione EO. Anche se queste sono state assemblate utilizzando solamente i dati relativi a cicli in direzione EO facenti parte di una ben più complessa storia di carico, la forma di queste curve di isteresi é molto simile

a quella che ci si potrebbe attendere da esperimenti svolti su una parete a sezione rettangolare soggetta a una storia di carico mono-direzionale. Quando il nucleo viene caricato in direzione EO, i due attuatori montati in direzione NS servono ad impedire rotazioni in testa al provino. Le forze necessarie a impedire questa rotazione sono rappresentate nei diagrammi 11b e

Fig. 10  
Curve di isteresi per i provini TUA (a-d) e TUB (e-h) per i cicli di carico a duttilità  $\mu_{\Delta}=4.0$ .



12b. Queste coppie di forze sono necessarie dato che il centro di taglio di una sezione a "U" si trova all'esterno dell'anima, quindi disassato rispetto alla linea d'azione dell'attuatore EO. All'aumentare della duttilità di spostamento, il centro di taglio si sposta verso il centro dell'anima facendo sì che le forze nei due attuatori NS diminuiscano (Pégon *et al.*, 2000a).

**Cicli in direzione NS**

Quando il nucleo a "U" è caricato in direzione parallela alle ali (Posizioni C e D) la distribuzione delle forze è semplice in quanto il nucleo è cari-

cato parallelamente al suo asse di simmetria. La forza totale in direzione NS è divisa in egual misura tra le due ali mentre la forza nell'anima dovrebbe essere pari a zero. In realtà la differente fessurazione e il diverso stato tensionale raggiunto dalle due ali durante i cicli precedenti causano tipicamente leggere differenze nelle forze agenti sulle ali. Ad esempio, in corrispondenza della Posizione C, l'ala ovest era tipicamente meno rigida e quindi attraeva meno forza rispetto all'ala est. In corrispondenza della Posizione B, che è la posizione di carico immediatamente precedente al ciclo in direzione NS, l'ala ovest era in trazione.

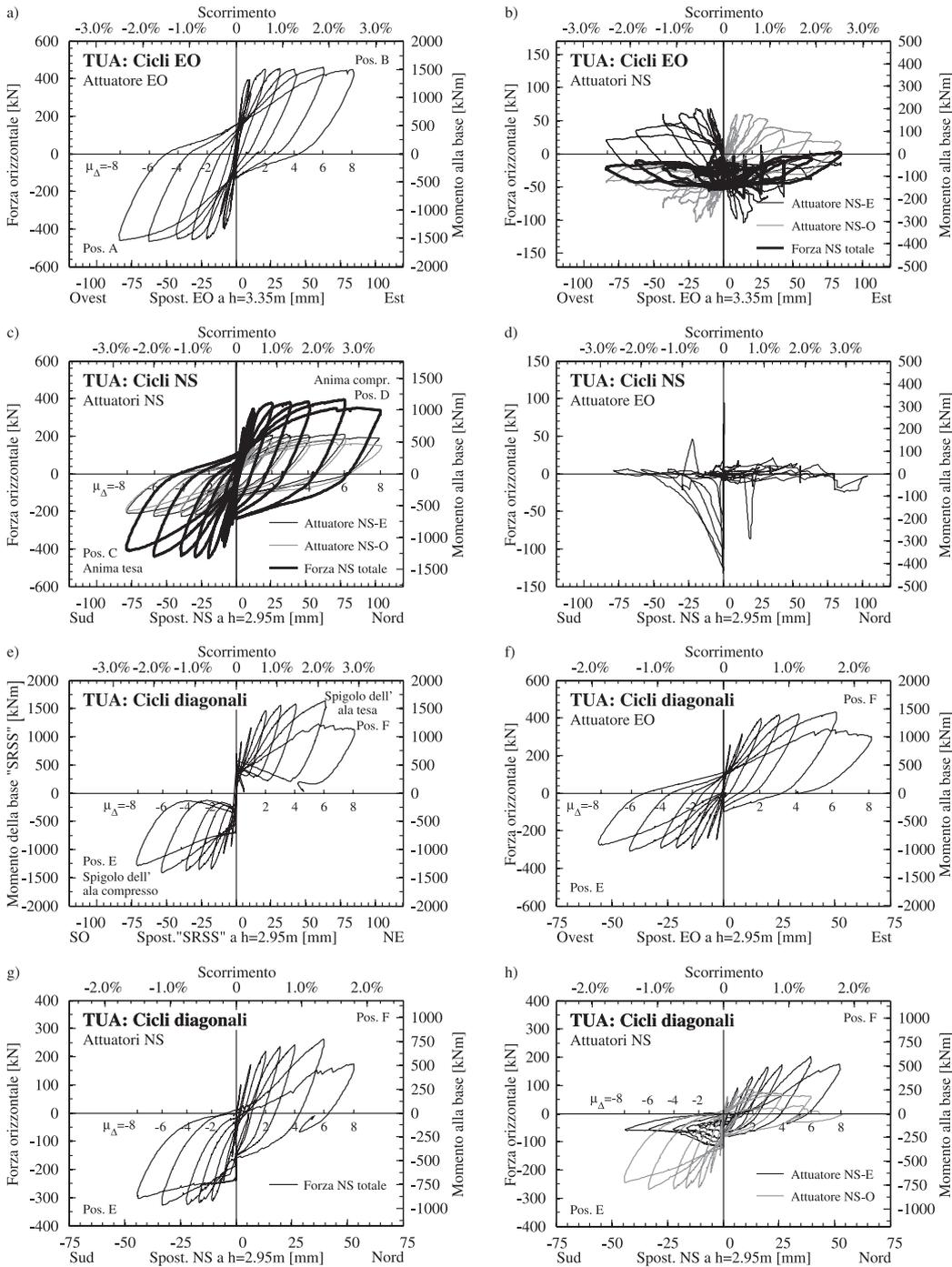


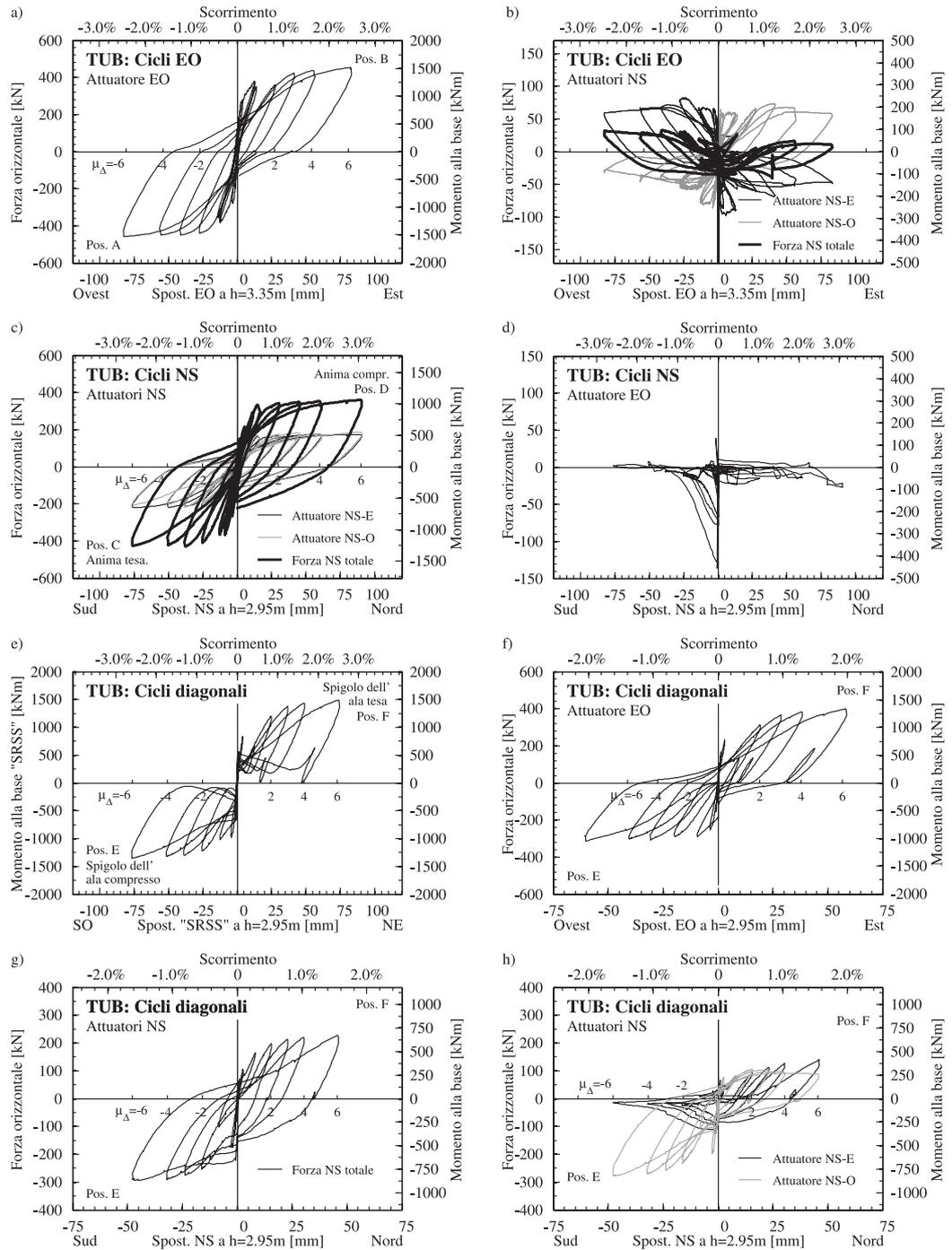
Fig. 11  
 Provino TUA: Curve di forza-spostamento per cicli in direzione EO (a+b), in direzione NS (c+d) e in direzione diagonale (e-h).

Nonostante il nucleo sia stato richiamato in posizione verticale (Posizione O) prima di iniziare il ciclo in direzione NS, le fessure nell'ala ovest erano comunque più aperte rispetto a quelle dell'ala est che si trovava in compressione in corrispondenza della Posizione B. Per questo motivo all'inizio del ciclo in direzione NS la rigidità dell'ala ovest era minore della rigidità dell'ala est, per cui anche la forza nell'ala ovest era minore rispetto a quella dell'ala est.

I diagrammi 11c e 12c mostrano le curve di forza-spostamento dei due attuatori NS nonché la somma delle loro forze che corrisponde

ovviamente alla forza totale in direzione NS. Anche se la resistenza flessionale totale nelle due direzioni era praticamente identica, la forma delle curve di isteresi differisce sensibilmente in funzione della direzione di carico. Per spostamenti positivi, cioè quando l'anima è in compressione, le curve di isteresi sono molto panciute. Mentre per spostamenti negativi, cioè quando l'anima è in trazione e le estremità delle ali in compressione, le curve di isteresi sono meno panciute e assomigliano molto a quelle ottenute per i cicli in direzione EO discussi in precedenza.

Fig. 12  
 Provino TUB: Curve di forza-spostamento per cicli in direzione EO (a+b), in direzione NS (c+d) e in direzione diagonale (e-h).



Se il nucleo fosse stato caricato solamente in direzione NS, in teoria per mantenere nullo lo spostamento in direzione EO, nessuna forza sarebbe stata necessaria in questa direzione. Dato che però, all'inizio del ciclo in direzione NS il nucleo veniva riportato in posizione verticale la forza nell'attuatore EO con la quale si iniziava il ciclo in direzione NS era diversa da zero. Come mostrato dai diagrammi 11d e 12d questa forza diminuiva però velocemente con l'aumentare dello spostamento in direzione NS e raggiungeva un valore vicino allo zero in corrispondenza della Posizione C.

**Cicli in direzione diagonale**

La direzione di carico diagonale genera il comportamento più complesso dei nuclei, fondamentalmente per le seguenti ragioni:

- La rigidezza delle ali è molto differente se queste risultano essere in trazione o in compressione. Quando l'ala è in compressione ha una rigidezza maggiore rispetto a quando si trova in trazione.
- Il luogo in cui gli sforzi di taglio possono effettivamente venir trasmessi dal nucleo alle fondazioni è molto limitato dal fatto che la fessura orizzontale tra nucleo e fondazione è aperta

- lungo quasi l'intera superficie della sezione.
- Meccanismi di flessione fuori piano giocano probabilmente un ruolo importante nel trasferimento dei carichi.

I diagrammi 11e-h e 12e-h mostrano le curve di isteresi di forza-spostamento per i cicli in direzione diagonale. I diagrammi 11f e 12f mostrano le curve di isteresi dell'attuatore EO. Si nota una chiara differenza tra queste curve e quelle ottenute per la direzione di carico EO (Figg. 11a e 12a): La strizione delle curve di isteresi è molto più marcata ed in particolare presso la Posizione E, la forza massima raggiunta è molto minore rispetto a quella misurata presso la Posizione A. L'opposto vale per la forza totale applicata in direzione NS (Figg. 11g e 12g): In Posizione E la forza totale massima in direzione NS è solamente poco inferiore a quella misurata presso la Posizione C mentre presso la Posizione F la forza totale in direzione NS è molto più piccola rispetto alla Posizione D. Le singole forze agenti sulle ali e sull'anima durante i cicli in direzione diagonale erano la risultante: (1) delle forze richieste per traslare il nucleo lungo la direzione diagonale e (2) della coppia di forze applicate dagli attuatori NS per evitare rotazioni attorno all'asse verticale in testa al provino. In corrispondenza della Posizione E (vale a dire quando l'ala ovest è in compressione) le forze generate per far fronte a queste due esigenze si sono sommate in modo tale da generare una forza importante nell'ala ovest e una ben più piccola nell'ala est. Questa osservazione corrisponde all'osservazione fatta in precedenza e tale per cui si è riscontrata un'inclinazione maggiore delle fessure dell'ala temporaneamente in compressione. Le forze agenti nei singoli attuatori NS sono raffigurate nei diagrammi 11h e 12h. È interessante osservare come durante della fase di carico  $O \rightarrow E$ , la forza massima nell'ala est non sia stata raggiunta in corrispondenza del picco di spostamento bensì poco dopo il transito dallo spostamento zero. Questa forza è diminuita in continuazione e in corrispondenza del picco di spostamento aveva un valore molto più piccolo rispetto alla forza agente sull'ala ovest attualmente in compressione. In termini di progettazione del nucleo, ciò significa che per carichi in questa direzione diagonale sarebbe opportuno dimensionare l'ala in compressione per l'intera risultante della forza di taglio parallela alle ali.

In corrispondenza della Posizione F, quando lo spigolo est della sezione era in compressione, la coppia di forze richiesta per impedire la rotazione in testa al provino aveva la conseguenza di ridurre la forza nell'ala in compressione (ala

est) e di aumentare la forza nell'ala in trazione (ala ovest). Per questo motivo le forze nelle due ali erano maggiormente bilanciate. Mentre per TUA la forza applicata all'ala est in corrispondenza della Posizione F era comunque sensibilmente maggiore a quella applicata all'ala ovest (Fig. 11h), per TUB la forza nelle ali presso la Posizione F era simile (Fig. 12h).

Le figure 11e e 12e rappresentano i momenti "SRSS" in funzione degli spostamenti "SRSS". La forma delle curve di isteresi è abbastanza particolare perché tipicamente i momenti "SRSS" non raggiungono lo zero quando lo spostamento in direzione NS è zero creando dei salti nelle curve di scarico.

## 2.4 Deformazioni di taglio

È risaputo che per pareti rettangolari il cui comportamento è prettamente flessionale, il rapporto tra le deformazioni di taglio ( $\Delta_s$ ) e la deformazione a flessione ( $\Delta_f$ ) è approssimativamente costante indipendentemente dall'ampiezza delle deformazioni totali (Vallenas *et al.*, 1979; Oesterle *et al.*, 1984; Dazio, 2000; Beyer *et al.*, 2008b; Dazio *et al.*, 2009; Beyer *et al.*, 2010). Ciò vale approssimativamente anche per pareti non-rettangolari con comportamento prettamente flessionale se si considera una particolare direzione di carico. Per differenti direzioni di carico però, il valore del rapporto  $\Delta_s/\Delta_f$  può variare significativamente. La figura 13a mostra il rapporto  $\Delta_s/\Delta_f$  per le cinque principali direzioni di carico considerate durante i test (Fig. 5b). La figura 13b mostra invece le forze nelle ali e nell'anima misurate al picco di deformazione corrispondente alle diverse posizioni di carico a duttilità  $\mu_{\Delta}=4$ .

Lo sforzo di taglio agente sulle diverse pareti del nucleo (ali e anima) influisce certamente sul rapporto  $\Delta_s/\Delta_f$ . Come indicato in figura 13a questo sembra però non essere l'unico parametro importante visto che il rapporto  $\Delta_s/\Delta_f$  tende a essere maggiore per le pareti sottoposte a trazione. Questo effetto è riscontrabile, per esempio, nell'anima quando il nucleo è caricato in Posizione E ( $\Delta_s/\Delta_f=0.30$ ) oppure nell'ala opposta allo spigolo compresso quando il nucleo è caricato in Posizione F ( $\Delta_s/\Delta_f=0.53$ ). Per una discussione più dettagliata dei rapporti  $\Delta_s/\Delta_f$  nonché per i risultati relativi al provino TUB che confermano quelli di TUA, il lettore può fare riferimento a Beyer *et al.* (2008a).

I rapporti  $\Delta_s/\Delta_f$  a tratti molto elevati presentati in figura 13a, lasciano intuire che per un'accurata predizione delle forze agenti nelle diverse pareti del nucleo occorre tener conto della loro rigidità effettiva di taglio.

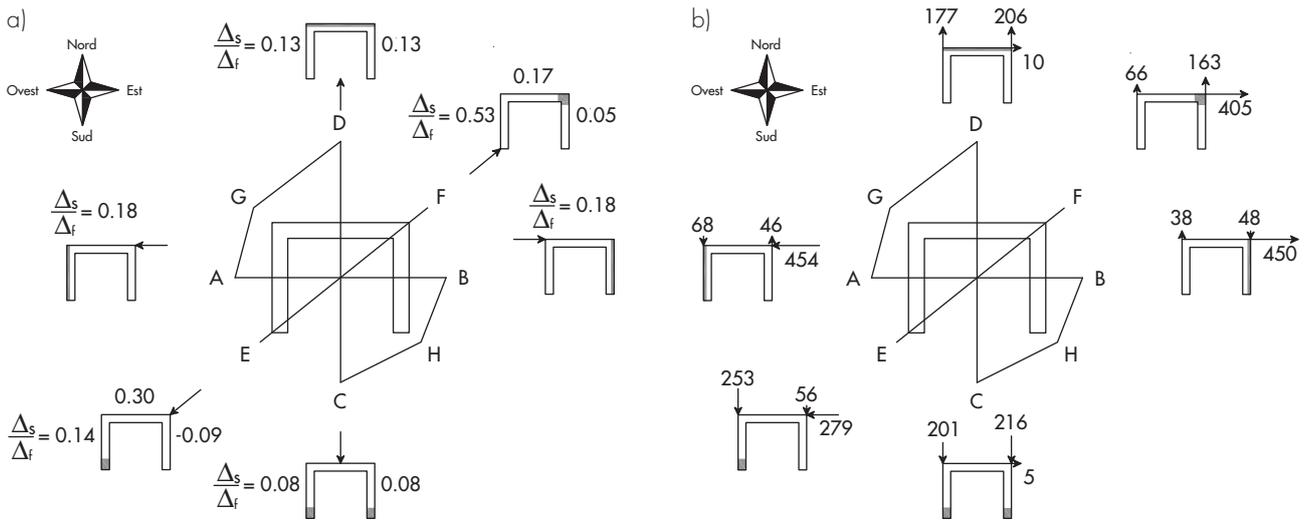


Fig. 13  
 Provino TUA: Rapporti  $\Delta_s/\Delta_f$   
 medi in funzione della  
 direzione di carico (a) e  
 forze negli attuatori in  
 corrispondenza dei picchi  
 di deformazione a duttilità  
 $\mu_\Delta=4$  (b).

### 3. Modellazione numerica dei nuclei

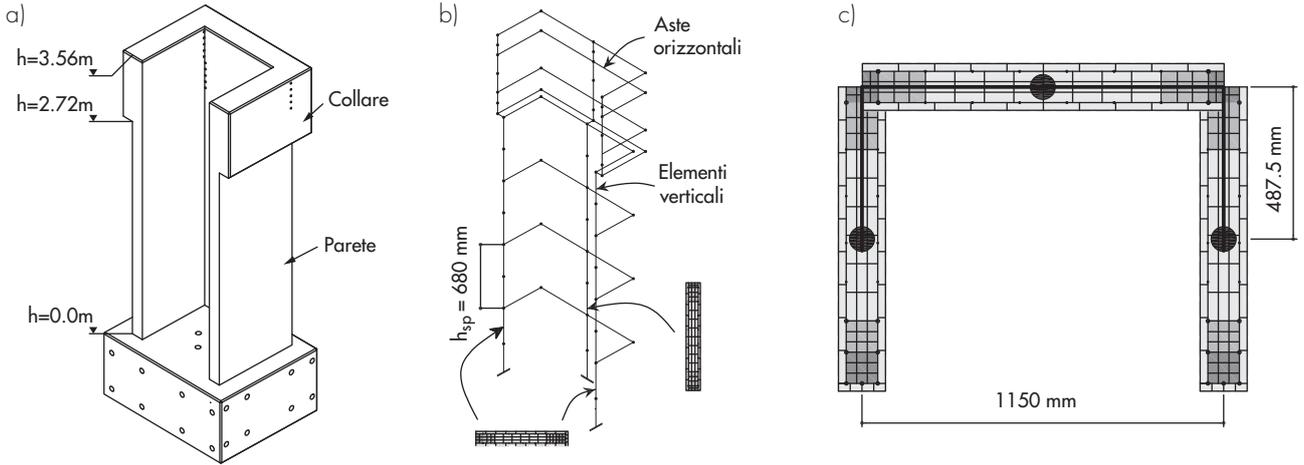
#### 3.1 Modellazione del provino TUA

L'approccio scelto in questo studio per modellare i nuclei in CA è conosciuto in campo internazionale con il nome di "wide-column analogy" (WCA). Questa scelta è stata fatta perché, a differenza dei modelli a trave singola ("stick model") dove la sezione sagomata dei nuclei a "U" è ridotta a un solo elemento (Mazars *et al.*, 2006), i modelli "wide-column" (WCM) rappresentano il nucleo quale elemento strutturale a tre dimensioni. In un modello WCM di un nucleo, le ali e le anime vengono modellate tramite elementi a trave verticali posizionati in corrispondenza del baricentro delle ali e delle anime. Questi elementi verticali vengono collegati da aste orizzontali ("links") posizionate lungo l'asse debole delle sezioni e aventi nodi comuni agli angoli. I vantaggi di una modellazione a tre dimensioni sono evidenti. Ciò permette di attribuire le proprietà di rigidità individualmente ad ogni singola parete e, come discusso in precedenza, questo aspetto è di fondamentale importanza per cogliere correttamente il comportamento isteretico dei nuclei carichi bidirezionalmente. Inoltre, si possono individuare gli sforzi sezionali agenti su ogni singola parete, che sono fondamentali per il loro dimensionamento. Quale alternativa alla modellazione WCA è senz'altro possibile utilizzare un modello con elementi a guscio a prezzo di un carico computazionale significativamente maggiore.

La WCA è stata originariamente sviluppata per la modellazione di pareti planari con aperture importanti (e.g. Clough *et al.*, 1964) ed è stata solo in seguito estesa a strutture non-planari (e.g. MacLeod and Hosny, 1977). Nonostante la WCA venga spesso utilizzata per l'analisi sismica di strutture, non esiste praticamente nessuna indicazione bibliografica che discuta l'as-

semblaggio di WCM con caratteristiche anelastiche degli elementi a trave. Il grosso della ricerca svolta in passato si è concentrato sul comportamento di WCM con proprietà elastiche e sull'eliminazione degli svantaggi inerenti alla discretizzazione di elementi strutturali planari tramite elementi a trave. Scopo di questa sezione è quello di descrivere la modellazione WCA del provino TUA giustificando le ipotesi fatte a tale proposito. Per motivi di spazio non sarà possibile presentare il modello del provino TUB nonché l'effetto di ipotesi di modellazione differenti da quelle proposte. Per una discussione più dettagliata del processo di modellazione viene fatto riferimento alla pubblicazione Beyer *et al.* (2008b).

Il modello WCM del provino TUA considerato in questo studio è stato implementato nel software di ricerca "Opensees" (Mazzone *et al.*, 2006). Questo software è stato scelto per la grande flessibilità e l'ampia scelta di elementi strutturali a disposizione. Ciò nonostante, il modello WCM qui presentato fa uso esclusivamente di elementi e leggi dei materiali comunemente implementate in molti pacchetti di software commerciali, come ad esempio SAP2000 (CSI, 2010) oppure Seismostruct (Seismosoft, 2010). La figura 14a mostra il modello WCM del provino TUA. Per modellare gli elementi verticali che rappresentano le ali e l'anima sono stati utilizzati degli elementi a trave formulati in spostamento. La sezione di ogni parete è stata modellata con un approccio a fibre che ne definiscono le proprietà flessionali e assiali (Fig. 14c). Gli elementi a trave utilizzati sono infinitamente rigidi al taglio, quindi per simulare la corretta rigidità a taglio sono state inserite delle molle di lunghezza zero in corrispondenza dei nodi situati a mezz'altezza rispetto alle aste orizzontali (Fig. 14b).



### Rigidità di taglio degli elementi verticali

In un primo modello ("modello di riferimento"), le caratteristiche delle molle sono state definite in modo da rappresentare la rigidità di taglio della sezione non fessurata  $k_{s0}$  assumendo un'area di taglio  $A_{s0}=0.8A_{gross}$ . Tale ipotesi sovrastima in maniera chiara la rigidità di taglio in presenza di deformazioni anelastiche. Come visto in precedenza, la rigidità di taglio di pareti duttili è direttamente correlata alle deformazioni flessionali e quindi diminuisce all'aumentare della deformazione totale della struttura. Tuttavia, dato che la maggior parte dei codici di calcolo strutturale non permette né di considerare direttamente l'interazione tra rigidità di taglio e rigidità né di attualizzare la rigidità di taglio durante l'analisi, è necessario fare uso di una rigidità di taglio media. In un secondo modello ("Modello aggiornato") la rigidità di taglio

$$k_s(\mu_\Delta) = \frac{F_n(\mu_\Delta)}{\Delta_s(\mu_\Delta)} \quad (2)$$

è stata definita in corrispondenza di una duttilità di spostamento  $\mu_\Delta=4.0$  basandosi sui rapporti  $\Delta_s/\Delta_f$  individuati sperimentalmente per le direzioni di carico principali (EO e NS, vedi Sezione 2.4). La forza  $F_n(\mu_\Delta)$  necessaria al calcolo di  $k_s(\mu_\Delta)$  corrisponde al taglio riscontrato sulla sezione considerata per una data direzione di carico in corrispondenza della duttilità  $\mu_\Delta$ .

In un tipico caso di analisi strutturale, i rapporti  $\Delta_s/\Delta_f$  individuati sperimentalmente non sono disponibili e le deformazioni di taglio  $\Delta_s$  devono venir stimate in modo analitico per poter definire la rigidità di taglio  $k_s$ . A questo scopo si può utilizzare la seguente equazione semi-empirica:

$$\frac{\Delta_s}{\Delta_f} = 1.5 \frac{\varepsilon_m}{\phi \cdot \tan \beta} \frac{1}{H_n}, \quad (3)$$

dove  $\varepsilon_m$  è l'allungamento assiale della parete al baricentro della sezione in corrispondenza dello spostamento flessionale  $\Delta_f$ ,  $\phi$  è la curvatura corrispondente,  $H_n$  è la luce di taglio della parete, mentre in prima approssimazione l'inclinazione delle fessure  $\beta$  può venir assunta pari a  $45^\circ$ . Le grandezze  $\varepsilon_m$  e  $\phi$  vengono facilmente individuate tramite un'analisi di momento-curvatura. Per una discussione dettagliata dell'equazione (3) e delle approssimazioni inerenti al suo utilizzo si veda Beyer *et al.* (2010) dove è stata sviluppata.

### Proprietà delle aste orizzontali

In letteratura (Avramidis, 1991; Reynouard e Fardis, 2001) si raccomanda di modellare le aste orizzontali che uniscono gli elementi verticali come aste rigide, a parte per la rigidità torsionale che è assunta pari a

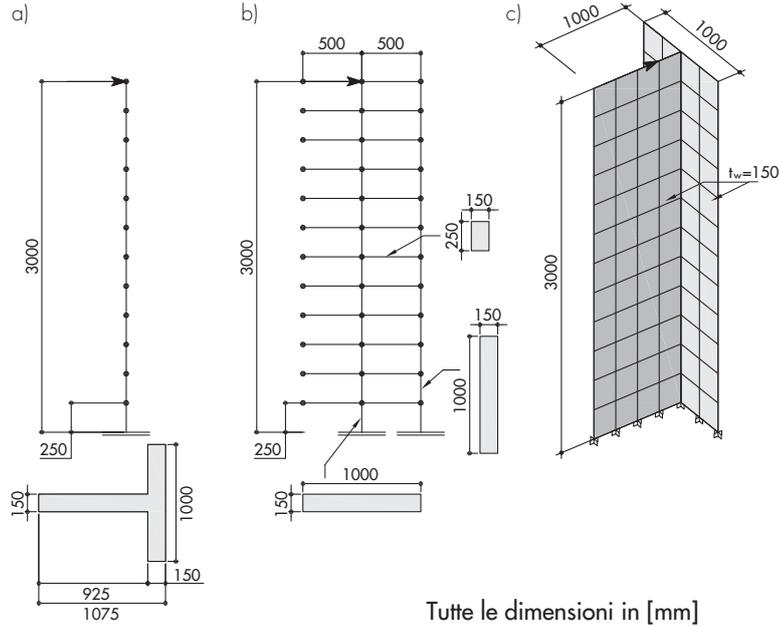
$$GK_{el} = \frac{G \cdot h_{sp} \cdot t_w^3}{3}, \quad (4)$$

dove  $G$  è il modulo di taglio,  $h_{sp}$  è la distanza verticale delle aste orizzontali e  $t_w$  è lo spessore della parete. Assegnando una flessibilità torsionale alle aste orizzontali, la sezione trasversale del nucleo non è più costretta a rimanere piana permettendo il suo svergolamento. Gli scriventi ritengono però opportuno assegnare alle aste orizzontali anche una flessibilità di taglio  $GA_s$  per deformazioni nel piano della parete, al fine di considerare gli effetti dovuti agli sforzi di taglio verticali.

Per dimostrare la necessità di una flessibilità al taglio delle aste orizzontali viene ora analizzata la deformata di una mensola verticale con sezione a "T" soggetta ad un carico orizzontale agente in testa. A questo proposito la mensola di figura 15 viene modellata secondo quattro strategie differenti: (i) modello ad asta singola con sezione a "T", (ii) WCM in cui le aste orizzontali

Fig. 14  
Isometria del provino TUA (a), WCM (b) e suddivisione a fibre della sezione trasversale di TUA dove vengono mostrate sia la posizione degli elementi verticali che orizzontali (c).

Fig. 15  
Modello di una mensola con sezione a "T": Modello a trave singola (a) WCM (b) e modello con elementi a guscio (c).

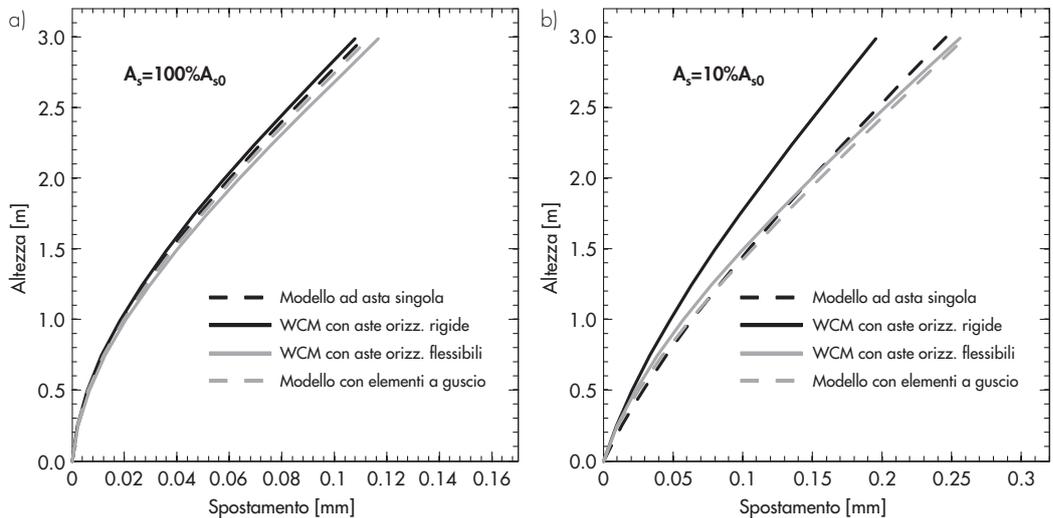


Tutte le dimensioni in [mm]

sono rigide, (iii) WCM in cui le aste orizzontali sono flessibili al taglio verticale, e (iv) modello con elementi a guscio. Tutti i modelli considerati sono elastici e vengono analizzati con il codice commerciale SAP2000 (CSI, 2010). Gli elementi verticali del modello ad asta singola e dei WCM possiedono sia una flessibilità flessionale che di taglio. I modelli ad asta singola e con elementi a guscio servono da prova comparativa per i modelli WCM in quanto modellano correttamente la rigidità di taglio. I risultati delle analisi sono raffigurati in figura 16. Per rigidità di taglio importanti ( $A_s = A_{s0} = 0.8A_{gross} = 0.8h_{sp}t_w$ , Fig. 16a) il WCM con aste orizzontali rigide è leggermente più rigido rispetto al modello ad asta singola e al modello con elementi a guscio, mentre il WCM con aste orizzontali flessibili al taglio è leggermente più

flessibile. Quest'ultimo comportamento era atteso in quanto i momenti parassitari (Lew e Narov, 1983; Stafford Smith e Girgis, 1986) generati dal fatto di concentrare gli sforzi di taglio agenti lungo i bordi della parete in forze di taglio discrete presso le aste orizzontali causano un'ulteriore deformazione flessionale degli elementi verticali. Questo fenomeno illustrato in figura 17 non ha nessuna giustificazione fisica, tuttavia introduce una flessibilità fittizia nel modello. Nel caso di una rigidità di taglio ridotta al 10% di  $A_{s0}$  (Fig. 16b) la differenza tra i due modelli WCM aumenta sensibilmente: il modello ad aste rigide è chiaramente troppo rigido mentre il modello ad aste flessibili produce una deformata molto simile a quelle dei due modelli di comparazione. Questo semplice esempio mostra come sia opportuno modellare le aste

Fig. 16  
Deformata elastica di quattro modelli differenti di una mensola con sezione a "T" nel caso corrispondente a una sezione non fessurata (a) e a una rigidità di taglio ridotta (b).



orizzontali di un WCM flessibili al taglio e non solamente a torsione mentre le rimanenti proprietà sono da prevedere rigide. Ciò vale soprattutto qualora si voglia modellare il comportamento del nucleo in campo anelastico dove, come visto in precedenza, la rigidità di taglio diminuisce sensibilmente.

Nel "modello di riferimento" del provino TUA, che riflette le linee guida di modellazione corrispondenti allo stato dell'arte attuale, le aste orizzontali sono state modellate solamente con una rigidità torsionale pari a  $GK_{el}$ , mentre nel "modello aggiornato" la rigidità torsionale è stata ridotta a  $0.25GK_{el}$  e la flessibilità di taglio  $GA_s$ , discussa in precedenza, è stata introdotta. Il valore di  $GA_s$  è stato stimato sulla base del modello a traliccio equivalente proposto da Park e Paulay (1975), assumendo che le deformazioni di taglio siano concentrate nelle zone centrali delle pareti, ovvero al di fuori delle zone di bordo dove è presente l'armatura longitudinale di piccolo diametro (vedi Fig. 4). In alternativa, la rigidità di taglio teorica elastica delle aste

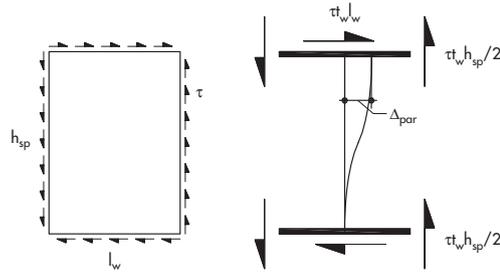


Fig. 17 Parete soggetta a uno sforzo di taglio uniforme lungo i bordi e corrispondente modello WCM soggetto a momenti parassitari e deformazioni flessionali artificiali.

orizzontali  $GA_{s0}$  può venir ridotta dello stesso valore come per la rigidità di taglio delle aste verticali per deformazioni nel piano; vale a dire

$$GA_s = GA_{s0} \cdot \frac{k_s}{k_{s0}} = 0.8h_{sp}t_w G \cdot \frac{k_s}{k_{s0}} \quad (5)$$

dove  $k_{s0}$  è la rigidità di taglio della sezione dell'asta verticale non fessurata mentre la rigidità  $k_s$  è definita in equazione (2).

*Risultati delle simulazioni numeriche*

Figura 18 mostra le curve di isteresi ottenute sia per il "modello di riferimento" che per il

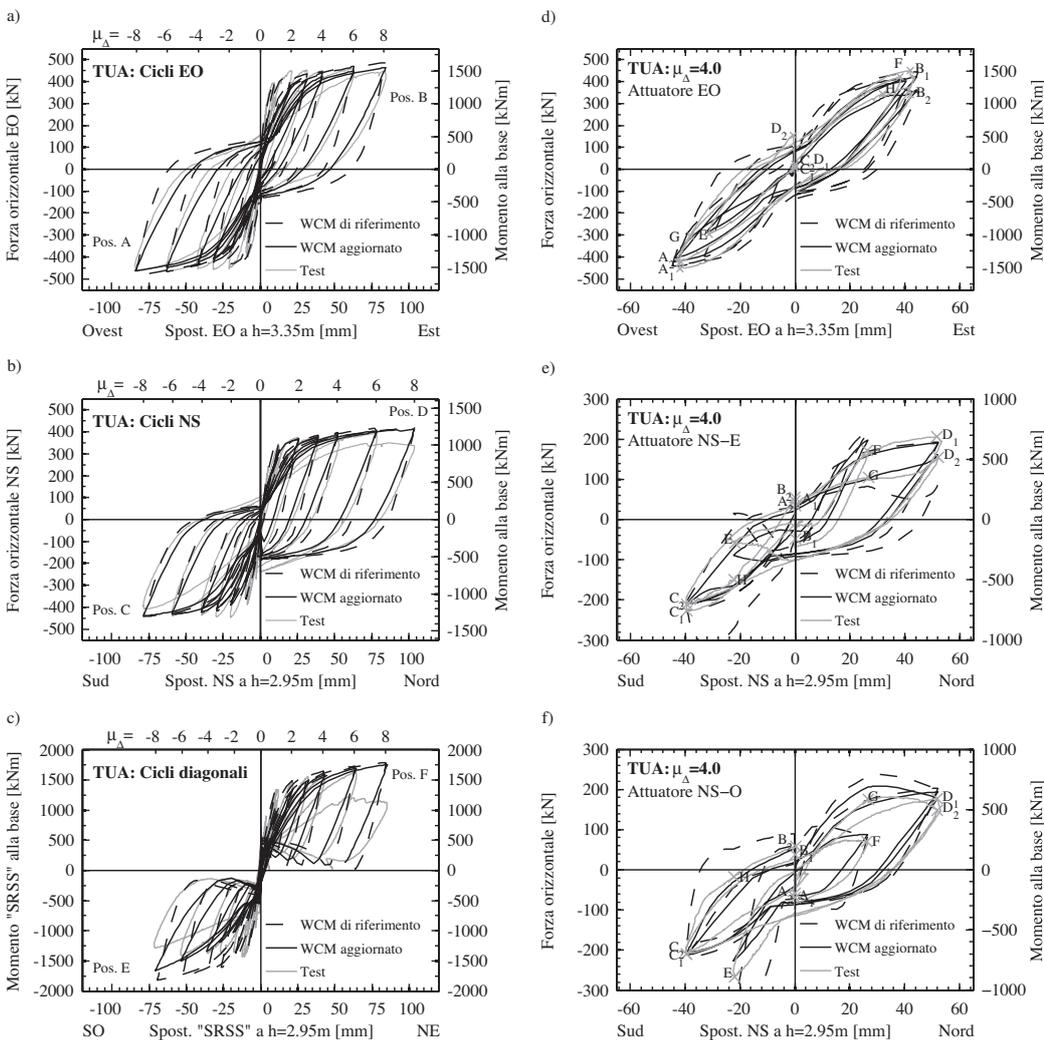
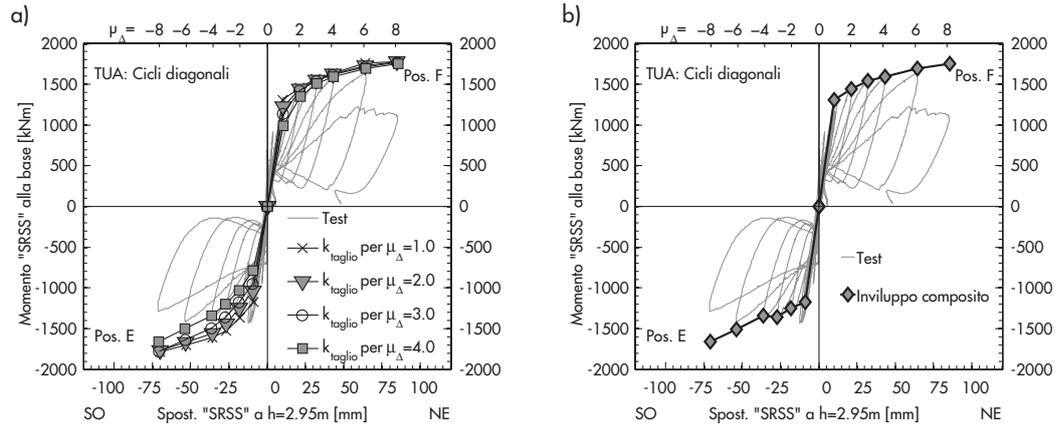


Fig. 18 Confronto dei risultati ottenuti tramite il modello WCM con proprietà rispecchianti lo stato dell'arte ("modello di riferimento") nonché il modello WCM con aste orizzontali flessibili al taglio ("modello aggiornato") con i risultati sperimentali. Isteresi di forza-spostamento del provino TUA durante i cicli in direzione EO, NS e diagonale (a-c) nonché singole forze nei tre attuatori durante i cicli a  $\mu_{\Delta}=4.0$  (d-f).

Fig. 19  
Confronto degli involupei di forza-spostamento in direzione diagonale calcolati per diverse rigidzze di taglio delle aste verticali con i risultati sperimentali. Singoli involupei (a) e involucro composito (b).



“modello aggiornato” paragonate alle curve d’isteresi ottenute sperimentalmente per il provino TUA e discusse in Sezione 2.3. I diagrammi della colonna di sinistra mostrano le curve d’isteresi per i cicli paralleli all’anima (Fig. 18a), paralleli alle ali (Fig. 18b) e in direzione diagonale (Fig. 18c) mentre nella colonna di destra sono riportati i diagrammi raffiguranti le forze nei tre attuatori durante i cicli a duttilità  $\mu_{\Delta}=4.0$  (Figg. 18d-f).

I diagrammi mostrano come il “modello di riferimento” è troppo rigido sia durante le fasi di carico che di scarico della struttura. Ciò fa sì che, specialmente per la direzione diagonale, si riscontra una sovrastima delle forze effettivamente raggiunte durante la prova. Il “modello aggiornato” invece riproduce i risultati sperimentali in maniera abbastanza accurata per  $\mu_{\Delta} \geq 4.0$ . Durante i cicli con una duttilità inferiore a  $\mu_{\Delta}=4.0$  il modello è troppo flessibile dato che la rigidezza di taglio delle pareti è stata modellata come lineare elastica e corrispondente al valore riscontrato per  $\mu_{\Delta}=4.0$ .

La figura 19 mostra l’effetto che la rigidezza di taglio delle aste orizzontali ha sul comportamento di forza-spostamento del nucleo. In figura 19a è rappresentato l’involuppo dei cicli in direzione diagonale calcolato per differenti rigidzze di taglio e dove le differenze sono particolarmente evidenti per la posizione di carico E. In figura 19b i valori di picco ottenuti dai WCM con le differenti rigidzze di taglio sono congiunti in modo tale da ottenere un involucro composito. I due punti in corrispondenza di  $\mu_{\Delta}=1.0$  sono stati calcolati tramite un WCM con rigidezza di taglio rappresentativa di  $\mu_{\Delta}=1.0$ , quelli in corrispondenza di  $\mu_{\Delta}=2.0$  con una rigidezza rappresentativa di  $\mu_{\Delta}=2.0$ , e via dicendo. Il paragone con le curve d’isteresi sperimentali indica come il metodo proposto sia in grado di fornire una stima attendibile dell’involuppo.

### 3.2 Linee guida per la modellazione WCM di nuclei in CA

Nella sezione precedente sono stati brevemente discussi alcuni aspetti riguardanti la modellazione WCM di nuclei in CA. Basandosi sulle considerazioni appena fatte e su ulteriori analisi svolte (vedi Beyer *et al.*, 2008b), viene ora proposta, facendo riferimento alla figura 20, una serie di indicazioni più generali riguardante la modellazioni di nuclei in CA soggetti a importanti deformazioni anelastiche.

- La sezione sagomata del nucleo può venir suddivisa in sezioni planari assegnando metà dell’area d’angolo all’ala e metà all’anima (Fig. 20, schema A). Tuttavia, anche altre suddivisioni (e.g. intera area d’angolo assegnata interamente all’anima o all’ala come da schemi B e C in figura 20) conducono a risultati simili.
- La maggior parte degli studi esistenti sui WCM con caratteristiche elastiche pongono solitamente la distanza verticale  $h_{sp}$  delle aste orizzontali pari all’altezza interpiano  $h_p$ . Tuttavia, la distanza tra le aste non deve essere eccessiva al fine di ridurre l’effetto dei momenti parassitari sul comportamento globale del modello. I risultati ottenuti simulando il comportamento del provino TUA suggeriscono che una distanza delle aste orizzontali pari al minimo di circa un quinto della luce di taglio  $H_n \approx 0.7H_{tot}$  (Stafford Smith e Girgis, 1986), oppure di metà lunghezza della parete del nucleo, fornisce buoni risultati (la lunghezza della parete corrisponde alla maggiore delle lunghezze di anima e ali).
- Alle aste orizzontali viene tipicamente assegnata una flessibilità torsionale  $GK_{el}$  al fine di permettere lo svergolamento della sezione. Alcuni autori (Avramidis, 1991; Reynouard e Fardis, 2001) propongono di calcolare  $GK_{el}$  come  $Gh_{sp}t_w^3/3$  (vedi Sezione 3.1). I relativi

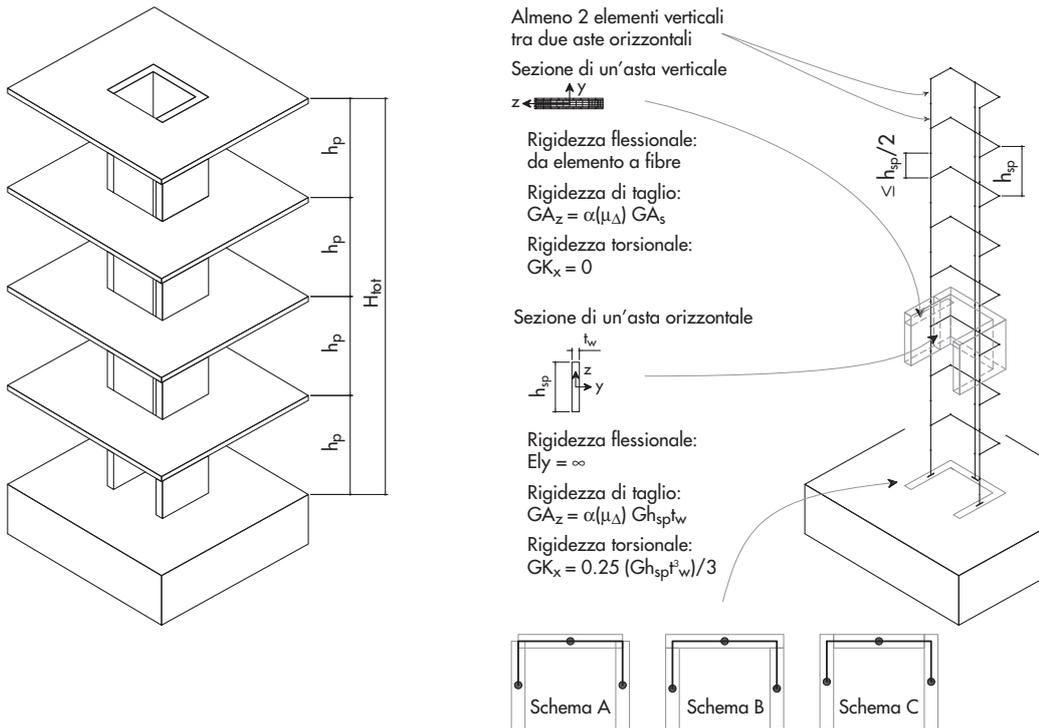


Fig. 20  
Linee guida per la modellazione "Wide Column Analogy (WCA)" di nuclei in Calcestruzzo Armato (CA).

studi sono però basati sull'analisi elastica dei nuclei. Per questo motivo viene qui suggerito di ridurre la flessibilità torsionale per tener conto sia della fessurazione che delle deformazioni anelastiche delle pareti che compongono il nucleo. Il fattore di riduzione proposto è pari a 0.25, tuttavia è bene ricordare che i risultati delle analisi svolte non si sono mostrati particolarmente sensibili a questo parametro.

- Nella letteratura consultata nell'ambito del presente studio, le aste orizzontali sono tipicamente modellate come rigide a parte per la flessibilità torsionale discussa nel punto precedente. Qui viene però suggerito di assegnare alle aste orizzontali anche una flessibilità di taglio nel piano  $GA_z$  al fine di considerare adeguatamente le deformazioni dovute agli sforzi di taglio trasmessi lungo i bordi delle singole pareti in corrispondenza degli spigoli tra ali e anima. Anche se inserendo tale flessibilità si viola la compatibilità delle deformazioni alle giunzioni tra ali e anima, tale inconsistenza è giudicata accettabile in quanto il WCM è solamente un modello semplificato di quello che è un'elemento strutturale estremamente complesso. La flessibilità di taglio delle aste orizzontali è necessaria per modellare correttamente la rigidità globale del nucleo analizzato.
- Gli elementi a due nodi e due punti di integrazione formulati in spostamento utilizzati

per modellare le aste verticali, vale a dire le pareti, dei WCM sin qui discussi sono il tipo di elemento più comunemente implementato in codici di calcolo strutturale. Essi sono caratterizzati da un andamento lineare della curvatura lungo l'elemento e tendono a produrre dei risultati inaccurati se l'andamento effettivo della curvatura è significativamente non-lineare. Si è osservato come almeno due elementi verticali messi tra due aste orizzontali consecutive siano necessari per fornire risultati attendibili. La lunghezza di un elemento è quindi inferiore o uguale a  $h_{sp}/2$ , il che richiede la presenza di nodi ad altezze intermedie rispetto alle aste orizzontali.

- Agli elementi verticali utilizzati sono state assegnate delle sezioni a fibre in modo da cogliere in modo efficace sia l'iterazione tra sforzo assiale e momento flettente che l'allungamento assiale al baricentro delle sezioni. Le caratteristiche assiali e flessionali sono automaticamente calcolate a partire dalle leggi di comportamento uni-assiali assegnate alle fibre di calcestruzzo e acciaio. Le ulteriori flessibilità dell'elemento (taglio  $GA_z$ , torsione  $GK_x$ ) sono state considerate separatamente e assegnate caratteristiche lineari. Qualora il codice di calcolo lo permettesse, sarebbe però più accurato utilizzare una rigidità di taglio accoppiata alle deformazioni flessionali delle singole pareti (vedi punto seguente).

- Assegnando agli elementi verticali una rigidità di taglio  $GA_z$  corrispondente alla sezione non fessurata delle pareti si ottiene una sovrastima considerevole della rigidità attuale, il che influenza i risultati in maniera sensibile. La rigidità di taglio di una parete in CA deformata oltre il limite elastico diminuisce al diminuire della rigidità flessionale. Nel caso di nuclei, la rigidità di taglio dipende ulteriormente dalla direzione di carico. Tuttavia, normali codici di calcolo non permettono di aggiornare la rigidità di taglio durante l'analisi. In prima approssimazione e per ovviare a questa difficoltà oggettiva, la rigidità utilizzata per la simulazione del provino TUA è quella corrispondente a un livello di duttilità pari a 4.0, che corrisponde circa alla metà della duttilità massima raggiunta durante la prova sperimentale. Si è inoltre osservato che nel caso di una storia di carico bi-direzionale, la rigidità di taglio per ali e anima che meglio approssima il comportamento sperimentale del nucleo è quella corrispondente alle direzioni di carico principali. Qualora il nucleo sia parte di un'intera struttura, la distribuzione della rigidità di taglio delle pareti lungo l'altezza della struttura deve tener conto che in realtà le deformazioni per taglio sono concentrate nella zona plastica del nucleo.
  - La campagna sperimentale svolta non ha permesso di ottenere informazioni attendibili a riguardo della rigidità di taglio  $GA_y$  delle aste verticali per deformazioni fuori-piano in quanto queste non sono state misurate durante i test. Tuttavia, le analisi svolte hanno mostrato come i risultati siano poco sensibili al valore assunto e, in prima ipotesi, si consiglia di assumere un valore pari ad un quarto della rigidità di taglio per deformazioni nel piano.
  - La rigidità torsionale degli elementi verticali  $GK_x$  non è stata considerata dagli scriventi in quanto le prove sperimentali sono state svolte impedendo le deformazioni per torsione in testa al provino. Tuttavia, Xenidis *et al.* (1993) consiglia di porre la rigidità torsionale delle aste verticali pari a zero.
- Queste indicazioni sono state formulate basandosi su un numero limitato di prove sperimentali e simulazioni numeriche su nuclei a "U". La loro applicazione a altre configurazioni sezionale va valutata con cautela.

#### 4. Conclusioni

L'articolo si prefigge di contribuire alla corretta progettazione di nuclei in CA soggetti a importanti deformazioni anelastiche dovute all'azione sismica. Per questo motivo in una prima parte sono stati presentati i risultati di prove quasi-statiche svolte su due nuclei in CA con sezione sagomata a "U". Nonostante i nuclei in CA vengano spesso utilizzati nella pratica, l'evidenza sperimentale è scarsa e si ritiene che le prove svolte possano contribuire sia alla comprensione dei fenomeni che caratterizzano il comportamento sismico di questi importanti elementi strutturali sia alle formulazioni di linee guida per il loro progetto. Ciò è necessario in quanto la maggior parte delle norme odierne si concentra ancora solo sul dimensionamento di setti rettangolari e la loro applicazione ai nuclei sagomati è spesso tutt'altro che evidente caricando il progettista di decisioni gravose, come ad esempio la distribuzione dei tagli agenti nelle ali in funzione della direzione di carico. Le prove hanno mostrato come la direzione di carico maggiormente critica sia quella diagonale in quanto le resistenze raggiunte sono potenzialmente minori rispetto a quelle ipotizzate tramite analisi sezionale e la capacità di deformazione è inferiore a

quella nelle altre direzioni. Spesso, nella fase di progetto la direzione diagonale non viene però considerata in quanto molti codici per l'analisi delle sezioni sagomate dei nuclei non permettono di svolgere analisi all'infuori delle direzioni principali. Perciò la seconda parte dell'articolo presenta una strategia di modellazione numerica relativamente semplice basata sulla Wide-Column Analogy (WCA) che permette di cogliere il comportamento isteretico bi-direzionale dei nuclei in maniera abbastanza accurata. Sulla base dei risultati sperimentali ottenuti e grazie a studi numerici, riassunti in precedenza e presentati dettagliatamente in Beyer *et al.* (2008c), è stato possibile produrre una serie di raccomandazioni pratiche per la caratterizzazione del modello numerico WCM (Wide-Column Model) proposto. A questo proposito si è riscontrato che le ipotesi fatte a riguardo della rigidità di taglio degli elementi verticali hanno un effetto importante sul comportamento isteretico del nucleo e soprattutto sulla distribuzione degli sforzi all'interno delle pareti che lo compongono. La corretta valutazione delle rigidità di taglio permette inoltre di spiegare importanti fenomeni riscontrati durante la sollecitazione diagonale del nucleo.

## Bibliografia

- Avramidis I.E. (1991) - Zur Kritik des äquivalenten Rahmenmodells für Wandscheiben und Hochhauskerne (Critica del modello a telaio equivalente per la modellazione di setti e nuclei in edifici alti). *Bautechnik* 68(8), 275-285.
- Bergmeister K., Wörner J.D. (2003) - BetonKalender. Ernst & Sohn, Berlino, Germania.
- Beyer K., Dazio A., Priestley M.J.N. (2008a). "Seismic design of torsionally eccentric buildings with U-shaped RC walls". Research Report ROSE - 2008/03. IUSS Press, Pavia.
- Beyer K., Dazio A., Priestley M.J.N. (2008b) - Quasi-static cyclic tests of two U-shaped reinforced concrete walls. *Journal of Earthquake Engineering*, 12(7): 1023-1053.
- Beyer K., Dazio A., Priestley M.J.N. (2008c) - Inelastic wide-column models for U-shaped reinforced concrete walls. *Journal of Earthquake Engineering*, 12(S1):1-33.
- Beyer K., Dazio A., Priestley M.J.N. (2010) - Shear deformations of slender RC walls under seismic loading. *ACI Structural Journal*, in press.
- CEN (1994) - Eurocode 8: Design provisions for earthquake resistance of structures, Part 1: General rules, Part 1-1: Seismic actions and general requirements for structures; Part 1-2: General rules for buildings; Part 1-3: Specific rules for various materials and elements. ENV 1998-1-1, 1-2 and 1-3, European Committee for Standardisation, Brussels, Belgium.
- Clough R.W., King I.P., Wilson E.L. (1964) - Structural analysis of multistory buildings. *Journal of the Structural Division, ASCE* 90(ST3), 19-34.
- CSI (2010) - SAP2000 – Static and Dynamic Finite Element Analysis of Structures. Computer and Structures, Inc., Berkeley, California.
- Dazio A. (2000) - Entwurf und Bemessung von Tragwandgebäuden unter Erdbebeneinwirkung (Progetto e dimensionamento sismico di edifici irrigiditi da setti in CA). Diss. ETH Nr. 13739. ETH Zurich. (<http://e-collection.ethbib.ethz.ch/view/eth:23609>)
- Dazio A., Beyer K., Bachmann H. (2009) - Quasi-static cyclic tests and plastic hinge analysis of RC structural walls. *Engineering Structures*, 31: 1556-1571.
- Ile N., Reynouard J.M. (2005) - Behaviour of U-shaped walls subjected to uniaxial and biaxial cyclic lateral loading. *Journal of Earthquake Engineering* 9(1), 67-94.
- Lew I.P., Narov F. (1983) - Three-dimensional equivalent frame analysis of shearwalls. *Concrete International* 5:10, 25-30.
- MacLeod I.A., Hosny H.M. (1977) - Frame analysis of shear wall cores. *Journal of the Structural Division, ASCE* 103(ST10), 2037-2047.
- Mazars J., Kotronis P., Ragueneau F., Casaux, G. (2006) - Using multifiber beams to account for shear and torsion. Applications to concrete structural elements. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 195, 7264-7281.
- Mazzoni S., McKenna F., Scott M.H., Fenves G.L. (2006) - OpenSees Command Language Manual. OpenSees v1.7.3, University of California, Berkeley, USA.
- Oesterle R.G., Aristizabal-Ochoa J.D., Shiu K.N., Corley W.G. (1984) - Web Crushing of Reinforced Concrete Structural Walls. *ACI Journal* 81:3, 231-241.
- Park R., Paulay T. (1975) - *Reinforced Concrete Structures*. John Wiley and Sons, Inc., New York.
- Pégon P., Plumier C., Pinto A., Molina J., Gonzalez P., Tognoli P., Hubert O. (2000a) - U-shaped walls: Quasi-static test in the X direction - Test report. *TMR-ICONS-TOPIC5, JRC Special Publication No.1.01.28*, JRC Ispra, Italy.
- Pégon P., Plumier C., Pinto A., Molina J., Gonzalez P., Tognoli P., Hubert O. (2000b) - U-shaped walls: Quasi-static test in the X and Y directions - Test report. *TMR-ICONS-TOPIC5, JRC Ispra, Italy*.
- Reynouard J.M., Fardis M.N. (2001) - Shear wall structures. *CAFEEL-ECOEST/ICONS Thematic Report No. 5*, LNEC (Laboratório Nacional de Engenharia Civil), Lisboa, Portugal.
- SeismoSoft (2010) - SeismoStruct – A computer program for static and dynamic nonlinear analysis of framed structures. Disponibile in rete presso: <http://www.seismosoft.com>, Messina, Italy.
- Stafford Smith B., Girgis A. (1986) - Deficiencies in the wide column analogy for shearwall core analysis. *Concrete International* 8:4, 58-61.
- Vallenas J.M., Bertrero V.V., Popov E.P. (1979) - Hysteretic Behavior of Reinforced Concrete Structural Walls. *Report UBC/EERC-79/20*, University of California, Berkeley, California, USA.
- Xenidis H., Athanopoulou A., Avramidis I.E. (1993) - Modelling of shear wall cores under earthquake loading using equivalent frames. *Proc. of the 2nd European Conference on Structural Dynamics: EURO DYN '93*, Trondheim, Norway, 901-910.