

**PROBLEMATICHE PROGETTUALI E PROPOSTE DI
SOLUZIONE PER CONTROVENTI IN ACCIAIO A DIAGONALE
TESA ATTIVA**

**DESIGN PROBLEMS AND SOLUTION PROPOSALS FOR
STEEL BRACING WITH ACTIVE TENSILE DIAGONAL**

Luca Bomben
Università degli Studi di Trieste
Dipartimento di Ingegneria e Architettura
Trieste, Italy
luca.bomben@phd.units.it

Claudio Amadio
Università degli Studi di Trieste
Dipartimento di Ingegneria e Architettura
Trieste, Italy
amadio@units.it

ABSTRACT

In this work some design issues related to the behavior of X-concentric braced steel frames are analyzed, by examining the behavior of both mono- and multi-story buildings. The paper collects the essential and most significant results of the works [1], [2].

In [1], pushover curves analytically obtainable, able to grasp the elasto-plastic behavior of the X-CBFs, are proposed. In particular, a pushover “spindle”, characterized by two trilinear analytical capacity curves defined for an X-CBF system subjected to prefixed lateral forces distribution, is defined. The reliability of this analytical proposal is verified by a series of numerical comparisons obtained through an accurate finite element model, calibrated on the basis of experimental results. The proposal is extended to whole single- and multi-storey structures, showing a good correspondence with the numerical results of the analyzed case studies. In [2], a general method for the design of X-CBF systems, applicable to single- and multi-storey structures, is presented. The method is based on the use of an elastic modal analysis with a response spectrum, which is carried out using an appropriate modified elastic stiffness of diagonal bracings. The reliability of the proposed method is validated through the analysis of significant case studies, making a series of numerical comparisons carrying out time-history non-linear dynamic analysis.

SOMMARIO

Nel presente lavoro vengono approfondite una serie di problematiche progettuali relative ai controventi in acciaio a diagonale tesa attiva (detti anche a croce di Sant’Andrea), analizzando sia il comportamento di edifici monopiano industriali che multipiano. La memoria raccoglie i risultati essenziali e più significativi dei lavori [1], [2]. In [1] viene proposta la costruzione di curve di

pushover determinabili analiticamente, in grado di cogliere il comportamento elasto-plastico di sistemi con controventi concentrici ad X. In particolare si definisce un “fuso” di pushover, caratterizzato da due curve analitiche trilineari di capacità definite su un sistema controventato assoggettato ad una prefissata distribuzione di forze laterali. La bontà di tale proposta analitica viene evidenziata da una serie di confronti numerici ottenuti con un accurato modello di calcolo agli elementi finiti validato su risultati sperimentali. La proposta è poi estesa ad intere strutture monopiano e multipiano, evidenziando per i casi studio analizzati un’ottima corrispondenza con i risultati numerici. In [2] viene presentato un metodo generale di progettazione, applicabile sia ad edifici monopiano industriali che multipiano, dotati di questa tipologia di controvento. Il metodo è basato sull’utilizzo dell’analisi elastica modale con spettro di risposta, condotta tramite l’utilizzo di una rigidezza elastica opportunamente modificata. Mediante l’analisi di una serie di casi studio, si dimostra l’affidabilità del metodo progettuale proposto, effettuando una serie di confronti numerici.

1 INTRODUZIONE

I controventi concentrici a croce di Sant’Andrea sono sistemi molto diffusi in aree ad elevata sismicità, per la loro capacità di resistere alle azioni orizzontali, per l’elevata capacità dissipativa e per la loro economicità. In particolare, durante un evento sismico, l’energia viene dissipata attraverso le diagonali, che plasticizzano a trazione ed instabilizzano a compressione, con possibile presenza di fenomeni di pinching, mentre travi e colonne vengono solitamente progettate per rimanere in campo elastico [3]–[5]. Questa particolare tipologia di controventamento è particolarmente utilizzata nelle costruzioni in acciaio, sia in sistemi monopiano (edifici industriali) che multipiano (edifici residenziali e per uffici).

Le normative vigenti trattano in modo diverso tra loro il fenomeno di buckling della diagonale compressa. La EN1998-1 (Eurocodice 8, [3]), secondo un’analisi sismica elastica, richiede di considerare il contributo della sola diagonale tesa. Questa metodologia di progettazione può però condurre a strutture poco economiche e strutturalmente poco efficienti, come sottolineato in diversi studi [6]–[8]. Se il progettista vuole considerare anche il contributo della diagonale compressa, è necessario condurre analisi non-lineari, statiche o dinamiche, più accurate ma sicuramente più complesse delle elastiche [9]. La normativa americana AISC 341-16 [4] richiede invece di considerare anche il contributo della diagonale compressa. Devono essere condotte due analisi separatamente: una elastica, in cui si assume come resistenza delle diagonali il valore di plasticizzazione a trazione ed il limite di pre-buckling a compressione, ed una plastica, con resistenza plastica a trazione e di post-buckling a compressione [4], [10]. Le normative canadese [11] e giapponese [12], in modo simile, richiedono due diverse verifiche per le due fasi di comportamento, proponendo però diverse relazioni. Per tali motivazioni, è stato proposto in [2] un metodo di progettazione semplificato basato su analisi elastica multimodale con spettro di risposta, considerando il contributo di entrambe le diagonali ed utilizzando una rigidezza complessiva del sistema modificata, ottenibile attraverso una opportuna riduzione di sezione delle diagonali. Considerando la sola diagonale tesa la rigidezza totale del sistema sarebbe sottostimata; viceversa, considerando entrambe le diagonali la rigidezza sarebbe sovrastimata. Per cui il comportamento reale di un controvento concentrico ad X risulta intermedio a queste due condizioni.

Per quanto riguarda il comportamento isteretico dei controventi concentrici ad X, esso è stato approfonditamente analizzato negli ultimi trent’anni, sia teoricamente che sperimentalmente. Molti studi, come in [13]–[16], hanno dimostrato come un controvento di questo tipo assoggettato ad azioni orizzontali crescenti, monotone o cicliche, sia caratterizzato da tre fasi di comportamento. Nella prima fase (fase di pre-buckling) entrambe le diagonali sono attive; nella seconda (fase di post-buckling) la diagonale compressa è instabilizzata e considerata in bando; nella terza (fase plastica) la diagonale tesa entra in campo plastico.

La modellazione del comportamento non-lineare nelle diverse fasi è complessa e può condurre ad errori di valutazione [13], [17]. In particolare, sono state sviluppate diverse categorie di modellazione [9], [18]: modelli fenomenologici; modelli ad elementi strutturali con diversi possibili approcci per la descrizione dell'interazione tra azioni assiali e flessionali e degli effetti del secondo ordine; modelli ad elementi finiti tridimensionali di dettaglio. I secondi sono generalmente i più usati, consentendo di ottenere risultati accurati senza eccedere nell'onere computazionale. I controventi a croce di Sant'Andrea possono essere modellati attraverso elementi beam incernierati tra loro; la plasticità può essere definita come concentrata oppure distribuita lungo l'elemento, secondo un approccio a fibre.

Nella sezione 2 della presente memoria viene data la caratterizzazione delle proposte di costruzione di curve di pushover analitiche, definita in [1]. Nella sezione 3 viene invece descritta la procedura di progettazione secondo analisi multimodale con spettro di risposta con rigidità del sistema modificata, riportata in [2]. Per entrambe le trattazioni si riportano i risultati fondamentali dei casi studio analizzati, ai fini della validazione delle procedure proposte.

2 TRACCIAMENTO DI CURVE DI PUSHOVER ANALITICHE

2.1 Caratterizzazione delle curve

Come detto in premessa, un X-CBF è caratterizzato da un comportamento caratterizzato da tre fasi. La rigidità in seconda fase K_2 , trascurando il contributo post-critico della diagonale compressa, può essere calcolata considerando lo schema statico riportato in Fig. 1, ottenendo la seguente formulazione:

$$K_2 = \frac{V_B}{\delta} = \frac{E \cdot A_d \cdot \cos^2 \Phi}{l_d} \quad (1)$$

Con V_B taglio di base; δ spostamento in sommità; E modulo di Young; A_d area trasversale della diagonale; Φ : angolo trasverso-diagonale; l_d : lunghezza della diagonale.

La rigidità della prima fase K_1 può essere considerata come il doppio di K_2 .

Il taglio critico V_{cr} , che divide la prima dalla seconda fase, può essere calcolato considerando entrambe le diagonali:

$$V_{cr} = V_{cr,2} = 2 \cdot N_{cr,d} \cdot \cos \Phi \quad (2)$$

dove $N_{cr,d}$ è il carico critico della singola diagonale.

Il taglio plastico V_{pl} si calcola invece considerando un sistema a singola diagonale:

$$V_{pl} = V_{pl,1} = A_d \cdot \frac{f_y}{\gamma_m} \cdot \cos \Phi \quad (3)$$

Analizzando il contributo della diagonale compressa, si possono identificare 3 differenti comportamenti post-critici (Fig. 2): perdita di carico istantanea (curva 1); comportamento perfettamente plastico (curva 3); situazioni intermedie, con softening più o meno rilevante (curva 2). La tendenza che in generale si osserva è il passaggio dalla curva 1 alla 3 al diminuire della snellezza della diagonale.

Come ovvio, il comportamento complessivo dell'intero controvento è dato dalla somma dei contributi a trazione e compressione nelle diverse fasi. Tenendo conto della variabilità del comportamento post-critico della diagonale compressa si definiscono due curve, Upper e Lower Bound, che sottendono un fuso di pushover (Fig. 3) al cui interno deve ricadere la soluzione di progetto. In aggiunta vengono definiti i parametri: $V_{cr,1}$: taglio critico per un sistema a singola diagonale; V_{pl}^* : taglio plastico massimo, ottenibile sommando a $V_{pl,1}$ l'aliquota aggiuntiva data dal mantenimento del carico critico nel caso di diagonale sufficientemente tozza. δ_{pl} : drift di interpiano corrispondente al raggiungimento dello snervamento della diagonale in un modello con diagonale

compressa in bando; δ_u : drift di interpiano ultimo (in [1] si sono considerati i valori limite riportati in [19]).

La fase 1 della curva è caratterizzata dalla rigidezza K_1 , sino al raggiungimento del carico critico $V_{cr,2}$. Gli andamenti in fase 2 e 3 dipendono dal comportamento post-critico della diagonale compressa, secondo quanto riportato in Fig. 2. Trascurando il trend (1) di Fig. 3, caso estremo tipico di elementi a fune, ci si aspetta che la curva di capacità del controvento ricada tra:

- Curva Lower Bound, caratterizzata da una rigidezza in fase 2 (identificabile come $K_{2,LB}$) inferiore alla formulazione di K_2 riportata nell'equazione (1) e da un taglio plastico $V_{pl,1}$ in fase 3;
- Curva Upper Bound, caratterizzata da una rigidezza in fase 2 pari alla formulazione riportata nell'equazione (1) e da un taglio plastico V_{pl}^* in fase 3;

La curva Lower Bound può essere presa come curva di capacità di riferimento, volendo operare a favore di sicurezza.

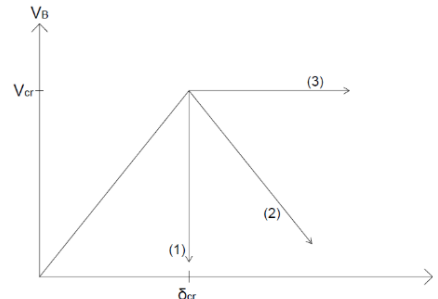
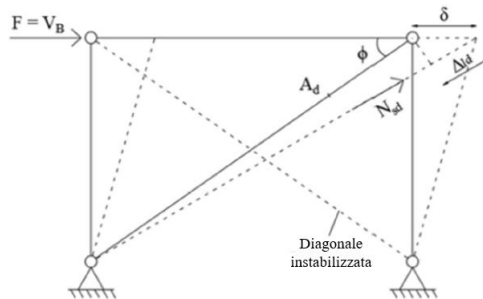


Fig. 1. Schema di calcolo per la rigidezza della seconda fase K_2 .

Fig. 2. Possibili comportamenti post-critici della diagonale compressa.

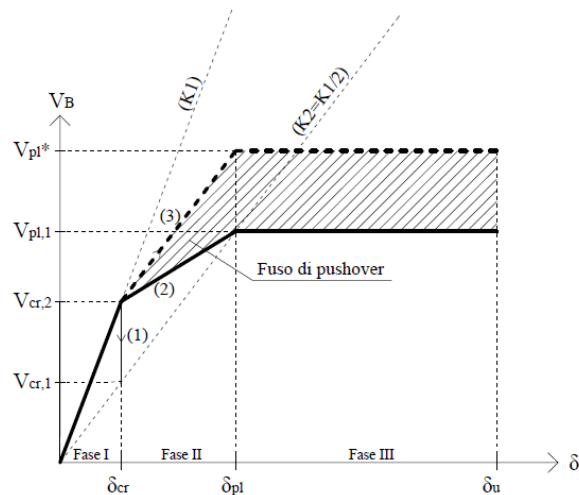


Fig. 3. Fuso di pushover sotteso da curve Lower Bound (curva continua) e Upper Bound (curva tratteggiata).

2.2 Validazione del modello e comparazioni numeriche

Come precedentemente anticipato, la modellazione di un X-CBF è generalmente complesso a causa delle molte variabili coinvolte. Per questo è stato considerato un modello di calcolo, a plasticità diffusa a fibre, validato attraverso i risultati delle prove sperimentali condotte sul provino BC0 da Wakabayashi [13]. Il test sperimentale consiste nell'imporre uno spostamento ciclico orizzontale su un controvento scarico, la cui geometria è desunta da [13], [19]. Per quanto riguarda la definizione di condizioni di vincolo esterno, connessione tra gli elementi ed imperfezioni iniziali si rimanda a [1]. In **Fig. 4** si riporta un'immagine del modello numerico a fibre implementato in SAP2000 [20]; in **Fig. 5** si riporta il confronto tra curva numerica e curva sperimentale, evidenziandone l'ottima corrispondenza.

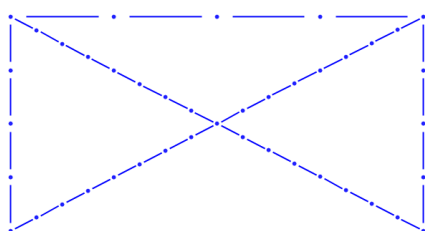


Fig. 4. Rappresentazione del modello numerico a fibre.

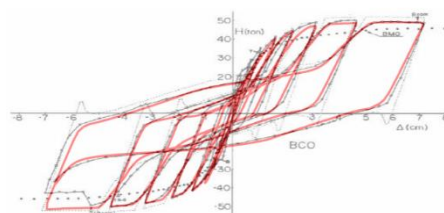


Fig. 5. Confronto tra curva numerica (in rosso) e sperimentale (curva BC0, con tratto nero continuo; lo sfondo con ciclo sperimentale è tratto da [13]).

Il sistema validato è stato poi fatto variare, considerando anche altri profili di diagonale (la diagonale del profilo BC0 è caratterizzata da un profilo H100x50x4x6, con snellezza normalizzata pari 2.12), valutando così sistemi caratterizzati da diverse rigidità laterali. Su questi sono state condotte diverse analisi statiche non lineari monotone, con il fine di validare la procedura proposta. In tutto sono stati valutati 5 diversi profili di diagonale, passando da una snellezza normalizzata minima di 1.12 ad una massima di 4.21. La curva di capacità numerica è risultata sempre all'interno del fuso analitico, per tutti i casi analizzati. Inoltre, il fuso risulta tanto più stretto quanto maggiore è la snellezza normalizzata della diagonale, a causa delle minori riserve post-critiche disponibili. Nelle **Fig. 6** e **Fig. 7** si riportano, a titolo esemplificativo, i confronti tra curve numeriche ed analitiche relativi a due diversi profili utilizzati per la diagonale.

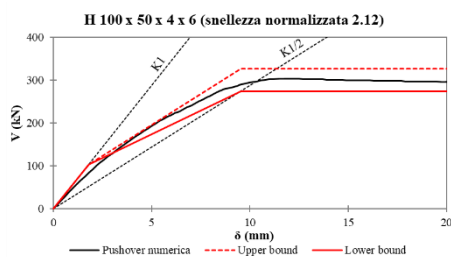


Fig. 6. Confronto tra curve numeriche ed analitiche per il controvento con diagonale H100x50x4x6.

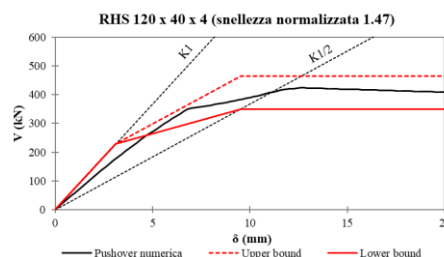


Fig. 7. Confronto tra curve numeriche ed analitiche per il controvento con diagonale RHS120x40x4.

2.3 Applicazione a sistemi monopiano e multipiano

La formulazione proposta è stata applicata ad intere strutture regolari, monopiano e multipiano, rendendo possibile una stima iniziale complessiva delle curve di capacità limite di un'intera struttura.

Per il caso monopiano, assumendo una disposizione simmetrica dei controventi, i tagli critico $V_{cr,2,tot}$ e plastico $V_{pl,1,tot}$ (o $V_{pl,tot}^*$) dell'intera struttura si ottengono moltiplicando le quantità relative al singolo controvento per il numero di controventi presenti nella direzione in analisi; i corrispondenti spostamenti critico $\delta_{cr,tot}$ e plastico $\delta_{pl,tot}$ sono assunti pari a quelli dei singoli controventi.

Per il caso di edificio multipiano si assume l'ipotesi di progetto ottimale secondo la quale buckling e plasticizzazione avvengono contemporaneamente ai vari livelli. Da ciò consegue che i tagli critico e plastico dell'intera struttura siano dati dalle corrispondenti quantità relative ai controventi del primo livello. Le rigidzze complessive del sistema, sia in fase 1 che 2 e per entrambe le curve, vengono determinate considerando una somma in serie delle singole quantità di ogni piano. Sulla base dei tagli precedentemente definiti si definiscono infine gli spostamenti in condizione critica e plastica, che consentono la completa definizione delle curve.

In [1] sono reperibili le formulazioni analitiche proposte, caso per caso. Tali proposte sono state validate attraverso l'analisi di 4 casi studio, per edifici mono- o multi-piano e progettati con fattore di struttura unitario o pari a 4. Per la caratterizzazione di tali sistemi, carichi, geometrie, caratterizzazione dell'azione sismica e profili di progetto finali, si rimanda altresì ad [1].

In **Fig. 8** e **Fig. 9** si riportano delle viste dei modelli numerici; in Fig. 10 e Fig. 11, a titolo esemplificativo, si riportano le curve numeriche ed analitiche relative ai casi studio multipiano.

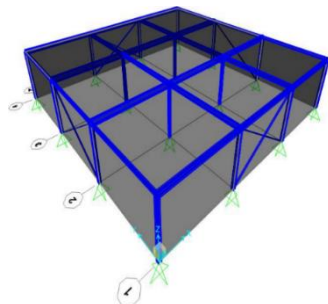


Fig. 8. Modello numerico dei casi studio multipiano.

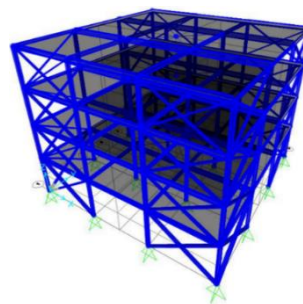


Fig. 9. Modello numerico dei casi studio multipiano.

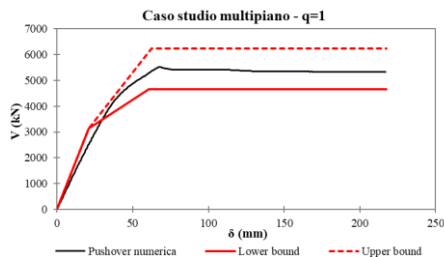


Fig. 10. Confronto tra curva numerica ed analitiche per il caso studio multipiano con $q=1$.

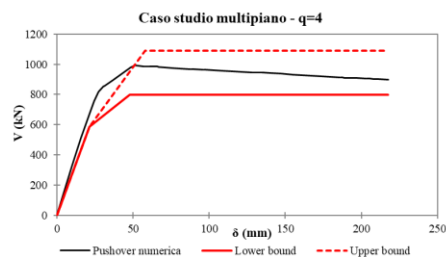


Fig. 11. Confronto tra curva numerica ed analitiche per il caso studio multipiano con $q=4$.

3 PROGETTAZIONE MEDIANTE USO DI UNA RIGIDEZZA EQUIVALENTE PER L'ANALISI ELASTICA MODALE CON SPETTRO DI RISPOSTA

3.1 Definizione di rigidità secante equivalente

In questa sezione si presenta un metodo di progettazione di sistemi controventati con controventi concentrici ad X basato sull'utilizzo di un'analisi elastica modale con spettro di risposta, da condurre utilizzando un'opportuna rigidità secante equivalente K_{sec} . Tale rigidità è definibile a partire dalla curva Lower Bound per il singolo controvento, definita al punto 2, nella quale, come detto, la rigidità di seconda fase $K_{2, LB}$ è inferiore al valore di rigidità di post-buckling fornito dall'equazione (1). K_{sec} è definito dalla pendenza della retta passante per l'origine ed intersecante la curva trilineare in corrispondenza di un punto di progetto, che viene assunto pari a $0,9 V_{pl}$ (Fig. 12).

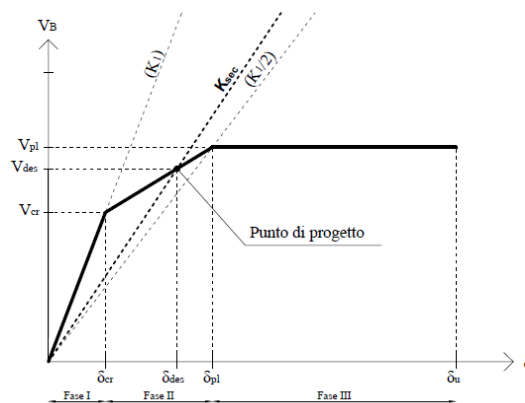


Fig. 12. Definizione della rigidità secante equivalente K_{sec} .

La struttura viene dunque progettata in fase 2, con diagonale in trazione ancora in fase elastica e diagonale compressa instabilizzata. Il metodo, per come formulato, prevede di tenere in conto anche del contributo della diagonale compressa. Questo conduce ad un aumento della rigidità rispetto alla condizione indicata dall'Eurocodice [3], con diagonale compressa trascurata, e ad un conseguente aumento dell'azione sismica. Inoltre, assumendo tale punto di progetto, si progetta la diagonale tesa in modo tale da essere prossimi alla condizione di limite plastico della struttura.

Omettendo la trattazione analitica completa, per la quale si rimanda a [2], si ottengono le seguenti formulazioni della rigidità secante equivalente K_{sec} o di variazione rispetto alla rigidità di prima fase $\Delta K(\%)$, con termini noti dalla Sezione 2 della memoria:

$$K_{sec} = \frac{V_{des} \cdot (V_{pl} - V_{cr})}{\delta_{pl} \cdot (V_{des} - V_{cr}) + \delta_{cr} \cdot (V_{pl} - V_{des})} \quad (4)$$

$$\Delta K(\%) = \frac{K_1 - K_{sec}}{K_1} = 1 - \frac{V_{des} \cdot (V_{pl} - V_{cr}) \cdot \delta_{cr}}{[\delta_{pl} \cdot (V_{des} - V_{cr}) + \delta_{cr} \cdot (V_{pl} - V_{des})] \cdot V_{cr}} \quad (5)$$

3.2 Procedura di progettazione

Per la progettazione di un generico X-CBF si prevedono 4 step.

3.2.1. Step 1: Predimensionamento del controvento a singola diagonale attraverso analisi statica equivalente

Si predimensiona il sistema conducendo inizialmente un'analisi statica lineare equivalente. Si calcola dunque il taglio di base complessivo, secondo quanto riportato al §7.3.3.2 di [21], assumendo un periodo T_1 da formulazione C7.3.2 come in [22] e valutando opportunamente il fattore di struttura, secondo una struttura che rimanga in campo elastico, con q unitario, oppure entrare in campo plastico, adottando un q da norma. Il taglio deve essere poi adeguatamente ripartito ai diversi piani, tenendo conto degli eventuali effetti torsionali. Ripartendo i tagli di piano sui singoli controventi si ottiene il taglio di progetto di step 1 sul generico controvento i -esimo $V_{sd,i}^{(1)}$. Eguagliando tale valore al taglio di design V_{des} , corrispondente al punto di progetto precedentemente definito, si ottiene l'area finale di progetto della diagonale al primo step, secondo uno schema di calcolo a singola diagonale (Fig. 13):

$$A_{d,i}^{(1)} = \frac{V_{sd,i}^{(1)}}{0.9 \cdot f_{yd} \cdot \cos \Phi} \quad (6)$$

Tale relazione, insieme alle richieste di snellezza normalizzata compresa tra 1.3 e 2 e di rapporto di sovrarresistenza massimo non superiore al 25% (§7.5.5 - [21]), consente di ottenere un primo dimensionamento delle diagonali.

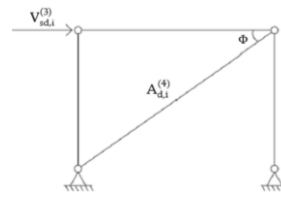
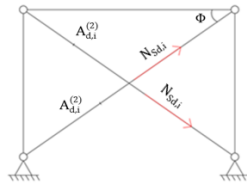
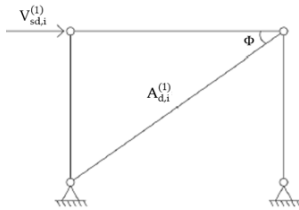


Fig. 13. Schema dello step 1. Fig. 14. Schema dello step 3. Fig. 15. Schema dello step 4.

3.2.2. Step 2: Calcolo della correzione di rigidezza per il sistema a doppia diagonale

In questo secondo step viene calcolata la correzione da applicare al sistema a doppia diagonale, con diagonali definite allo step 1, in modo tale da giungere ad un sistema a doppia diagonale con rigidezza modificata e ridotta. La rigidezza secante equivalente K_{sec} è ottenibile applicando la correzione data dall'equazione (5) alla rigidezza K_1 (sistema a doppia diagonale con aree $A_{d,i}^{(1)}$). La correzione percentuale ΔK_i può essere altresì vista come una correzione in termini di area di sezione trasversale della diagonale. Applicando dunque tale correzione all'area ottenuta al primo step (eq. 6) si ottiene il nuovo valore ridotto di area di sezione trasversale $A_{d,i}^{(2)}$:

$$A_{d,i}^{(2)} = A_{d,i}^{(1)} \cdot (1 - \Delta K_i) \quad (7)$$

3.2.3. Step 3: Analisi multimodale con spettro di risposta con rigidezza secante equivalente

Si procede successivamente alla effettuazione dell'analisi dinamica lineare sul sistema a doppia diagonale con area ridotta appena definito (Fig. 14). L'analisi conduce a sforzi assiali di progetto $N_{sd,i}$, corrispondenti a tagli risultanti finali $V_{sd,i}^{(3)}$ sul controvento.

3.2.4. Step 4: Calcolo delle aree finali di progetto

Il taglio $V_{sd,i}^{(3)}$ consente di determinare il profilo finale di progetto delle diagonali. Questo step di analisi corrisponde, per la definizione data del punto di progetto, ad un sistema con diagonale compressa instabilizzata e dunque in bando. Per questo motivo l'area finale di progetto (equazione 8) è calcolabile considerando un sistema a singola diagonale assogettato ad un taglio pari a $V_{sd,i}^{(3)}$.

$$A_{d,i}^{(4)} = \frac{V_{sd,i}^{(3)}}{0.9 \cdot f_{yd} \cdot \cos \Phi} \quad (8)$$

3.3 Casi studio e validazione del metodo

Il metodo proposto può essere usato per la progettazione di intere strutture mono- e multi-piano. Sono stati analizzati [2] 8 casi studio, in base alle seguenti differenziazioni:

- strutture mono- o multi-piano;
- configurazione delle strutture controventanti simmetrica o non simmetrica;
- fattore di struttura 1 o 4.

La progettazione delle 8 diverse strutture è stata condotta agli SLU per i carichi verticali e sulla base del metodo di progettazione proposto per le azioni sismiche. Per la definizione dettagliata delle condizioni di progetto e la caratterizzazione finale delle strutture controventanti si rimanda a [2]. Si riportano, da **Fig. 16** a **Fig. 19**, le immagini dei modelli numerici implementati in SAP2000 [20].

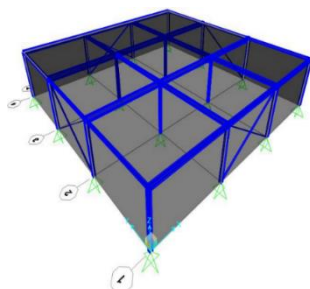


Fig. 16. Modello numerico per le strutture monopiano regolari.

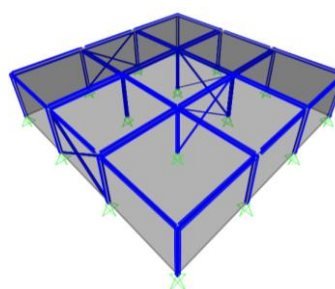


Fig. 17. Modello numerico per le strutture monopiano irregolari.

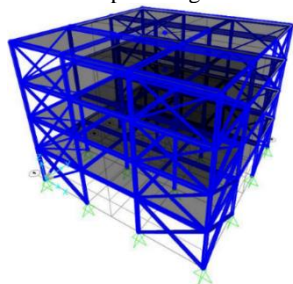


Fig. 18. Modello numerico per le strutture multipiano regolari.

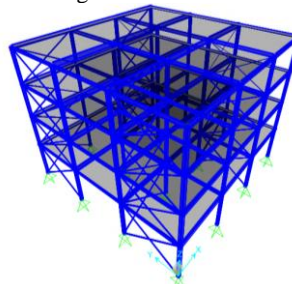


Fig. 19. Modello numerico per le strutture multipiano irregolari.

3.3.1. Discussione sui risultati ottenuti per i casi studio monopiano

Per i 4 casi studio monopiano analizzati si è osservato come, generalmente, i valori di taglio $V_{sd}^{(3)}$ ottenuti da analisi spettrale su sistemi con rigidità modificata siano prossimi ai valori ottenuti da analisi statica semplificata $V_{sd}^{(1)}$ (**Tabella 1**). Questo indica come i modi superiori di vibrazione non siano particolarmente significativi per questa tipologia di struttura. Più nel dettaglio:

- per i casi con controventamenti simmetrici i rapporti sono prossimi all'unità;
- per i casi con controventamenti non simmetrici, invece, i valori derivanti dai due step tendono ad allontanarsi a causa dell'influenza dei modi di vibrare torsionali che comportano, passando da step 1 a step 3, un incremento di tagliante sui controventi esterni (gruppo 1) ed un decremento su quelli interni (gruppo 2).

3.3.2. Discussione sui risultati ottenuti per i casi studio multipiano

Come per i casi monopiano, anche per i multipiano i valori di taglio $V_{sd}^{(3)}$ ottenuti da analisi spettrale su sistemi con rigidità modificata sono risultati prossimi ai valori ottenuti da analisi statica semplificata $V_{sd}^{(1)}$ (**Tabella 2 e Tabella 3**).

Si osservano differenze limitate per i casi dissipativi con $q=4$: gli sforzi di taglio da analisi spettrale sono in generale lievemente inferiori ai corrispondenti da statica equivalente.

Più nel dettaglio:

- con $q=1$, per configurazione simmetrica, i rapporti sono sempre prossimi ad 1 mentre con configurazione non simmetrica sorgono delle differenze causate dalla partecipazione dei modi di vibrazione torsionali;
- con $q=4$, per entrambe le configurazioni, l'analisi spettrale conduce a tagli inferiori. Questo è dovuto principalmente al fatto che nell'analisi statica equivalente i periodi di vibrazione sono calcolati sulla base della relazione analitica da normativa, conducendo a periodi in generale inferiori rispetto ai periodi reali da analisi modale.

Tabella 1. Rapporti $V_{sd}^{(3)}/V_{sd}^{(1)}$ per i casi studio monopiano.

Casi studio		Controventi	$V_{sd}^{(3)}/V_{sd}^{(1)}$
Strutture simmetriche	Caso studio 1: $q=1$	-	0.99
	Caso studio 2: $q=4$	-	0.99
Strutture non simmetriche	Caso studio 3: $q=1$	Controventi esterni	1.10
		Controventi interni	0.93
	Caso studio 4: $q=4$	Controventi esterni	1.03
		Controventi interni	0.91

Tabella 2. Rapporti $V_{sd}^{(3)}/V_{sd}^{(1)}$ per il caso studio multipiano con struttura simmetrica.

Livello	Rapporto $V_{sd}^{(3)}/V_{sd}^{(1)}$ Struttura simmetrica	
	Caso studio 5	Caso studio 6
	$q=1$	$q=4$
1	1.01	0.87
2	1.00	0.88
3	1.04	0.89
4	1.09	1.01

Tabella 3. Rapporti $V_{sd}^{(3)}/V_{sd}^{(1)}$ per il caso studio multipiano con struttura non simmetrica.

Livello	Ratio $V_{sd}^{(3)}/V_{sd}^{(1)}$ Struttura non simmetrica			
	Caso studio 7		Caso studio 8	
	$q=1$		$q=4$	
	G1	G2	G1	G2
1	1.36	1.36	0.73	0.93
2	1.29	0.88	0.83	0.84
3	1.43	0.97	0.96	0.88
4	1.41	1.11	0.90	1.07

3.3.3. Analisi dinamiche non lineari

Con l'obiettivo di validare ulteriormente la metodologia, sono state condotte analisi non lineari time-history, limitatamente ai casi studio con configurazione simmetrica dei sistemi controventanti. Le strutture sono state assoggettate a 3 accelerogrammi artificiali spettro-compatibili, generati dal programma SIMQKE [23]. Sono inoltre state condotte delle analisi pushover monotone, determinando gli spostamenti target conseguenti all'applicazione dello spettro elastico da normativa secondo il metodo N2 [24]. I diagrammi taglio di base – spostamento del nodo di controllo derivanti dalle analisi statiche e dinamiche non lineari sono forniti insieme in un unico grafico in formato ADRS, in seguito a trasformazione dei sistemi MDOF in SDOF.

In generale le analisi con accelerogrammi spettro-compatibili hanno messo in evidenza come le strutture progettate con q unitario rimangono effettivamente in campo elastico mentre quelle progettate con q pari a 4 entrano in campo plastico garantendo i limiti di duttilità richiesti e l'obiettivo di progettazione prefissato. Inoltre, gli spostamenti massimi richiesti dagli accelerogrammi sono risultati prossimi agli spostamenti target ottenuti da analisi statica non lineare. Si rimanda a [2] per i risultati complessivi ottenuti.

4. CONCLUSIONI

Nella presente memoria sono state analizzate alcune problematiche di progettazione relative a sistemi controventati con controventi concentrici a croce di Sant'Andrea, riportando i risultati essenziali prodotti nei lavori [1] e [2]. È stata dapprima proposta la costruzione di un "fuso" di pushover, caratterizzato da due curve di capacità trilineari. Si è dimostrato come tale caratterizzazione analitica consenta di cogliere il reale comportamento elasto-plastico di una struttura controventata con controventi concentrici ad X. La rigidezza laterale in fase di Post-buckling non è generalmente pari alla metà di quella di Pre-Buckling, ma inferiore e variabile con la snellezza della diagonale. Le curve analitiche trilineari consentono di formare un campo entro il quale ricadono le curve di capacità numeriche, come osservato dalle analisi pushover monotone condotte su singoli controventi (su un modello di calcolo opportunamente validato) a diagonale variabile. In generale, l'ampiezza di tale fuso diminuisce all'aumentare della snellezza normalizzata della diagonale, a causa delle minori riserve post-critiche disponibili. La proposta è stata estesa e validata anche per intere strutture monopiano e multipiano, confermando la bontà della proposta. In definitiva l'approccio proposto può essere utilizzato sia direttamente per la progettazione di una struttura regolare, considerando cautelativamente la curva inferiore di Lower Bound come curva di capacità, sia come strumento di controllo per la valutazione della correttezza del modello numerico. Successivamente è stato proposto un nuovo approccio di progettazione, basato sull'utilizzo di analisi multimodale con spettro di risposta, considerando una rigidezza del sistema opportunamente modificata attraverso una riduzione di sezione delle diagonali, entrambe considerate nella modellazione. Molte delle attuali normative vigenti richiedono infatti di considerare solamente o la fase di "pre-buckling" o quella di "post-buckling", per condurre un'analisi elastica di una struttura controventata. Se si considerasse solamente la diagonale tesa la rigidezza complessiva sarebbe sottovalutata; al contrario, considerando anche la diagonale compressa, si otterrebbe un rigidezza sovrastimata. Il reale comportamento di un controvento concentrico ad X è dunque intermedio a queste due situazioni limite. La metodologia proposta è stata validata attraverso diversi casi studio. Il metodo proposto si è dimostrato efficace per la progettazione di edifici monopiano e multipiano, con comportamento elastico e dissipativo, con configurazione dei controventi simmetrica e non simmetrica.

RINGRAZIAMENTI

Questa ricerca è stata finanziata dal Progetto DPC-ReLUIs 2019-2021 (WP12).

BIBLIOGRAFIA

- [1] C. Amadio, L. Bomben, and S. Noè, Analytical Pushover Curves for X-Concentric Braced Steel Frames', Buildings, vol. 12, no. 4, p. 413, 2022.

- [2] C. Amadio, L. Bomben, and S. Noè, 'Design of X-Concentric Braced Steel Frame Systems Using an Equivalent Stiffness in a Modal Elastic Analysis', *Buildings*, vol. 12, no. 3, p. 359, 2022.
- [3] European Committee for Standardization, Eurocode 8, design of structures for earthquake resistance, 2004.
- [4] American Institute of Steel Construction, Seismic provisions for structural steel buildings, 2016.
- [5] J. Goggins and S. Salawdeh, Validation of nonlinear time history analysis models for single-storey concentrically braced frames using full-scale shake table tests, *Earthquake Engng Struct. Dyn.*, vol. 42, no. 8, pp. 1151–1170, 2013.
- [6] S. Costanzo, M. D'Aniello, and R. Landolfo, Proposal of design rules for ductile X-CBFS in the framework of EUROCODE 8, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 48, no. 1, pp. 124–151, 2019.
- [7] A. Y. Elghazouli, Assessment of European seismic design procedures for steel framed structures, *Bulletin of Earthquake Engineering*, vol. 8, no. 1, pp. 65–89, 2010.
- [8] S. Costanzo and L. Raffaele, Concentrically Braced Frames: European vs. North American Seismic Design Provisions, *The Open Civil Engineering Journal*, vol. 11, no. 1, pp. 453–463, 2017.
- [9] M. D'Aniello, G. La Manna Ambrosino, F. Portioli, and R. Landolfo, Modelling aspects of the seismic response of steel concentric braced frames, *Steel and Composite Structures*, vol. 15, no. 5, pp. 539–566, 2013.
- [10] Uang C.-M and Bruneau M, State-of-the-Art Review on Seismic Design of Steel Structures, *Eng. Journal of Structural Engineering*, vol. 144, no. 4, 2018.
- [11] Canadian Standards Association, Design of steel structures, 2019.
- [12] E.M. Marino, M. Nakashima, K. M. Mosalam, Comparison of European and Japanese seismic design of steel building structures, *Engineering Structures*, vol. 27, pp. 827–840, 2005.
- [13] M. Wakabayashi, C. Matsui, K. Minami, and I. Mitani, Inelastic Behavior of Full-Scale Steel Frames with and without Bracings. Disaster Prevention Research Institute, Kyoto University, 2010.
- [14] R. G. Black, W. A. Wenger, E. P. Popov, Inelastic Buckling of Steel Struts under Cyclic load Reversals. Earthquake Engineering Research Center, Berkeley, USA, 1980.
- [15] A. Kanyilmaz, Role of compression diagonals in concentrically braced frames in moderate seismicity: A full scale experimental study, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 133, pp. 1–18, 2017.
- [16] Chen Z et al., Experimental seismic behavior of SCFRT column chevron concentrically braced frames, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 133, pp. 141–155, 2017.
- [17] Z. Zhao, H. Liu, and B. Liang, Novel numerical method for the analysis of semi-rigid jointed lattice shell structures considering plasticity, *Advances in Engineering Software*, vol. 114, pp. 208–214, 2017.
- [18] P. Uriz, F. C. Filippou, and S. A. Mahin, Model for Cyclic Inelastic Buckling of Steel Braces, *J. Struct. Eng.*, vol. 134, no. 4, pp. 619–628, 2008.
- [19] B. Faggiano, A. Formisano, G. Vaiano, and F. M. Mazzolani, Numerical Study on Concentric Braced X Frames under Monotonic and Cyclic Loads, *KEM*, vol. 763, pp. 633–641, 2018.
- [20] I. Computers and Structures, SAP2000: integrated software for structural analysis and design. Berkeley Calif.: CSI, 2006.
- [21] Ministero delle infrastrutture e dei trasporti, Norme tecniche per le costruzioni 2018, Italy, 2018.
- [22] Ministero delle infrastrutture e dei trasporti, Circolare applicativa NTC 2018, Italy, 2019.
- [23] D. A. Gasparini and E. Vanmarcke, SIMQKE: A program for artificial motion generation. User's manual and documentation. Cambridge, MA: M.I.T. Dept. of Civil Engineering, 1976.
- [24] P. Fajfar and P. Gaspersic, The N2 method for the seismic damage analysis of RC buildings, *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 25, no. 1, pp. 31–46, 1996.

PAROLE CHIAVE

Controventi concentrici a croce di Sant'Andrea – Buckling – Rigidezza laterale – Progettazione di sistemi controventati – Analisi multimodale con spettro di risposta – Analisi non lineari