

# Prime considerazioni a carattere sperimentale sul fattore di struttura nelle reticolari in FRP a controventi concentrici

## First experimental evaluations on the behaviour factor of the pultruded FRP strut and tie spatial structure

Giosuè Boscato<sup>1</sup>, Salvatore Russo<sup>2</sup> ■

### Sommario

La ricerca propone alcune prime valutazioni sulla determinazione del fattore di struttura  $q$  di strutture reticolari spaziali bullonate realizzate con profili in composito fibrorinforzato pultruso. Al fine di proporre una prima procedura di calcolo del fattore di struttura si è condotta in situ l'identificazione dinamica di una struttura reticolare esistente in PFRPs (Pultruded Fiber Reinforced Polymers) da cui si è poi calibrato un modello numerico agli elementi finiti impiegato nell'ipotesi di equivalenza cinematica impiegata per il calcolo di  $q$ , ciò ben sapendo che le leggi costitutive del materiale FRPs (Fiber Reinforced Polymers) pultruso sono di tipo elasto-fragile. La capacità di dissipazione della struttura, oggetto di studio, è stata infatti assegnata alla tipologia adottata - a controventi reticolari concentrici - attraverso il criterio della gerarchia delle resistenze, basato sull'individuazione delle parti della struttura capaci di dissipare. L'analisi è stata condotta anche ipotizzando alcune variazioni tipologiche rispetto alla struttura di base indagando la variabilità del fattore di struttura  $q$ .

**Parole chiave:** Struttura PFRP, identificazione dinamica, analisi modale operativa, model updating, duttilità globale, fattore di struttura.

### Abstract

*This research proposes some evaluations on the behavior factor  $q$  of pultruded FRP strut and tie spatial structure. The proposed calculation procedure is based on the dynamic identification data of existing frame made of pultruded FRPs (Fiber Reinforced Polymers). The experimental dynamic parameters were used to calibrate a numerical finite element model employed under the hypothesis of kinematic equivalence to evaluate the  $q$  factor considering the elastic-brittle behaviour of FRP material. The dissipative capacity of structure was assigned to the global geometric configuration - frame with concentric diagonal bracings - through the strength hierarchy criteria locating the dissipative zones in the tensile diagonals. The analysis was carried out considering some typological variations to investigate the variability of the behavior factor  $q$ .*

**Keywords:** PFRP structure, dynamic identification, operational modal analysis, model updating, global ductility, behaviour factor.

### 1. Introduzione

La ricerca ha l'obiettivo di dare alcune prime informazioni a carattere numerico sperimentale sulla valutazione del fattore di struttura  $q$  di strutture reticolari spaziali bullonate in composito fibrorinforzato pultruso (FRPs, Fiber Reinforced Polimers). Questo primissimo studio ottimizza la disponibilità di una delle più grandi strutture reticolari FRP, costruite in Italia, proponendo una prima valutazione di  $q$  che prende spunto dalla valutazione sperimentale dei para-

metri base dell'ingegneria sismica, determinati in situ, quali le frequenze e le forme modali. La struttura nel suo complesso offre la possibilità di testare 2 tipologie reticolari, di cui è costituita, una bassa (struttura 1) e una alta (struttura 2), sia con controventi concentrici a V che con diagonale tesa attiva. La struttura in esame, ormai ben nota (Russo 2011, Russo 2011 a e b, Russo 2012, Boscato et al., 2012), è stata costruita per proteggere temporaneamente la chiesa di Santa Maria Paganica a L'Aquila gravemente

<sup>1</sup> Laboratorio di Scienza delle Costruzioni, Università Iuav di Venezia - ✉ [gboscato@iuav.it](mailto:gboscato@iuav.it)

<sup>2</sup> Professore Associato di Tecnica delle Costruzioni, Università Iuav di Venezia - ✉ [russo@iuav.it](mailto:russo@iuav.it)

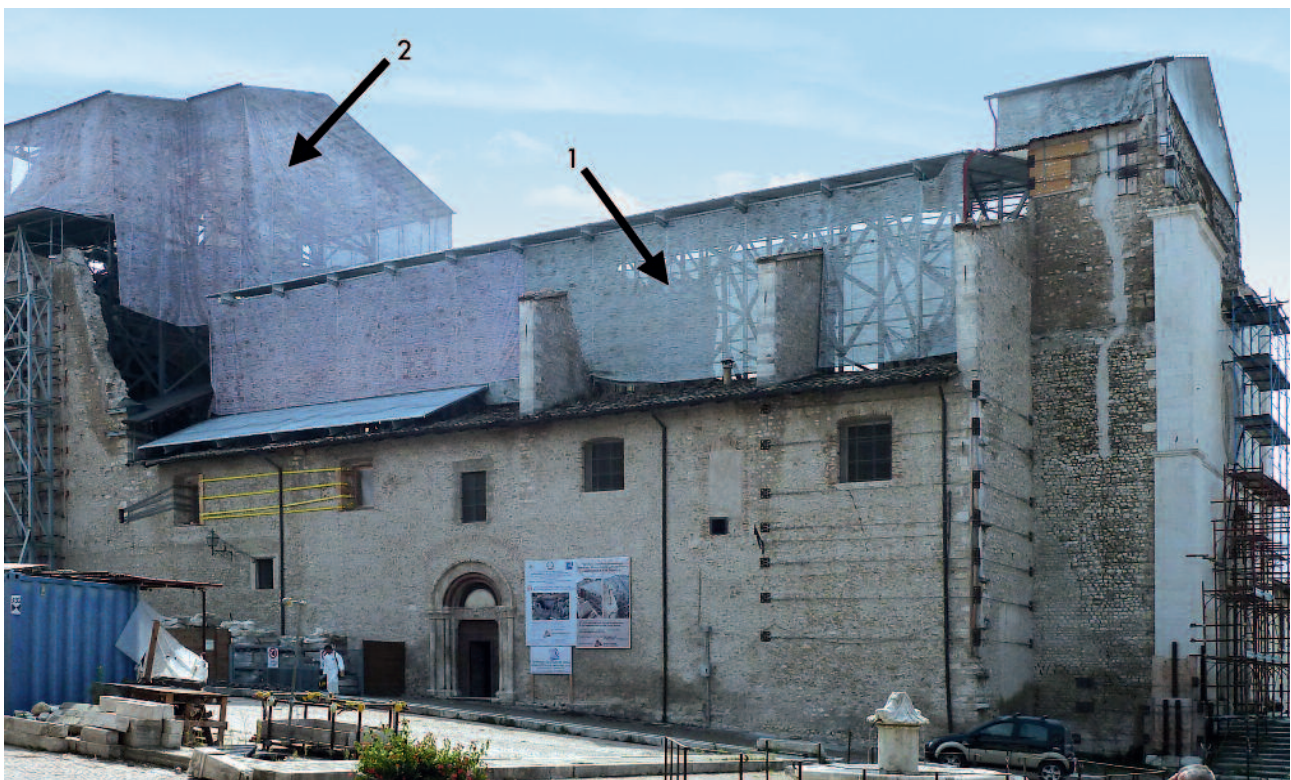
colpita dal terremoto (Boscato et al., 2012) nel 2009. Applicando la tecnica *output-only*, attraverso le sole vibrazioni ambientali, sono state determinate le principali forme modali, le relative frequenze e il coefficiente di smorzamento. I parametri dinamici ricavati sperimentalmente sono stati poi utilizzati per la calibrazione di un modello agli elementi finiti attraverso un procedimento *model updating* variando la rigidezza dei vincoli. Tale procedura è stata condotta considerando che ogni nodo delle reticolari è stato assunto come rigido, in assenza di una specifica caratterizzazione sperimentale del legame momento-curvatura, e che la struttura è comunque risultato di un sovradimensionamento condotto in assenza di specifiche normative in campo dinamico (Russo 2011a e b). Peraltro si auspica che la possibilità di poter condurre una prova a collasso dell'intera struttura provvisoria in PFRPs (Pultruded Fiber Reinforced Polymer) potrà garantire un percorso più rigoroso e chiaro per il calcolo del fattore di struttura. Ciò premesso, il modello calibrato, condizionato dalle ipotesi appena esposte, è stato poi utilizzato al fine di valutare la capacità dissipativa dell'intera struttura. Considerando gli elevati periodi di vibrazione delle strutture all-PFRPs si è applicato il criterio dell'uguaglianza del massimo spostamento (Akiyama 1995, Chopra 2007, Cosenza 2007), calcolando così il coefficiente di struttura  $q$ .

Trattandosi di tipologia a controventi concentrici è stata assegnata agli elementi diagonali la possibilità della formazione dei potenziali meccanismi di collasso, ai fini della dissipazione di energia, correlata al raggiungimento del limite di resistenza definito dalla legge costitutiva del materiale. I risultati ottenuti evidenziano che, pur in presenza di comportamento elasto-fragile del materiale, la struttura all-PFRPs indagata ha un discreto comportamento dissipativo. Lo stesso procedimento è stato applicato a strutture con tipologie diverse al fine di valutare l'incidenza della geometria.

## 2. Descrizione della struttura

Le immagini della Figura 1 mostrano le strutture 1 (bassa) e 2 (alta) oggetto del presente studio; la Figura 1a la vista globale mentre la Figura 1b illustra in dettaglio le due strutture. La Figura 2 evidenzia l'inserimento in pianta all'interno della chiesa di Santa Maria Paganica e i telai che le costituiscono (mostrati in dettaglio nelle Figure 3 e 4) indicati con le lettere da *a* a *q*; nella stessa figura vengono riportate, inoltre, le misure di massima. Per i telai da *g* a *m* della struttura 1 è stato realizzato un prolungamento della copertura (vedi asterischi della Figura 2), sino a raggiungere le murature perimetrali. Con riferimento alla Figura 2 la struttura 1 (Figura 1b) copre la navata per 607 m<sup>2</sup> e un'al-

Figura 1  
a) Vista esterna della  
struttura PFRPs e della  
chiesa.



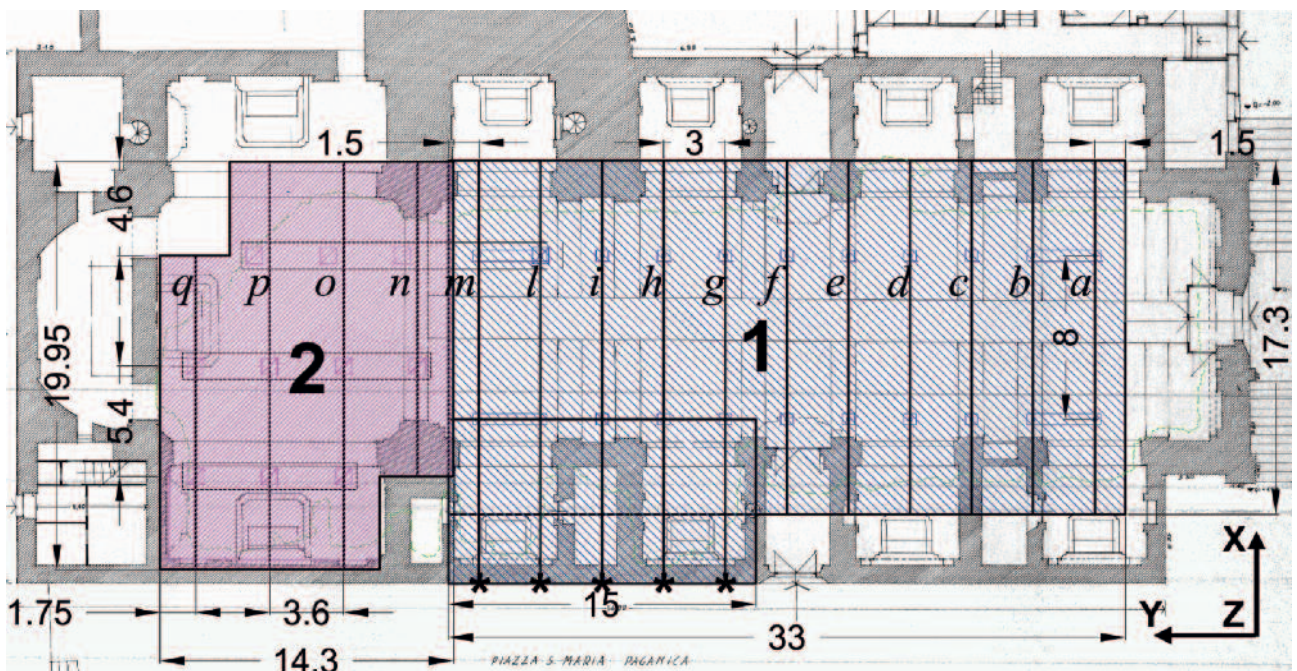


tezza massima di 22.5 m. La struttura 2 (Figura 1b) permette di riparare la zona dell'abside con una copertura di 266 m<sup>2</sup> e un'altezza di 29.4 m. Le Figure 3 e 4 mostrano, i dettagli dei telai e i plinti in CA di base tra loro collegati. Ogni elemento strutturale è indicato con la sigla composta dal numero di profili assemblati (4Cs, 4 profili a "C") e le dimensioni. La struttura semplicemente appoggiata a terra è stata progettata, combinando le azioni sismiche, i carichi e i sovraccarichi tipici dell'aquilano

(Russo 2011 a e b), considerando la vulnerabilità rispetto all'insorgenza dei fenomeni di instabilità locale (Russo 2001, Di Tommaso e Russo 2003). Le proprietà meccaniche dei profili pultrusi - determinati direttamente sui campioni dei profili utilizzati, secondo la norma UNI EN 13706 (2003) - sono indicate nella Tabella 1. Nel dettaglio il pedice z indica l'asse longitudinale del profilo mentre x, y definiscono il piano della sezione trasversale (vedi Figura 6).

Figura 1b. Dettagli delle strutture 1 (bassa) e 2 (alta).

Figura 2. Pianta delle strutture PFRPs in relazione all'impianto della chiesa (dimensioni in metri).



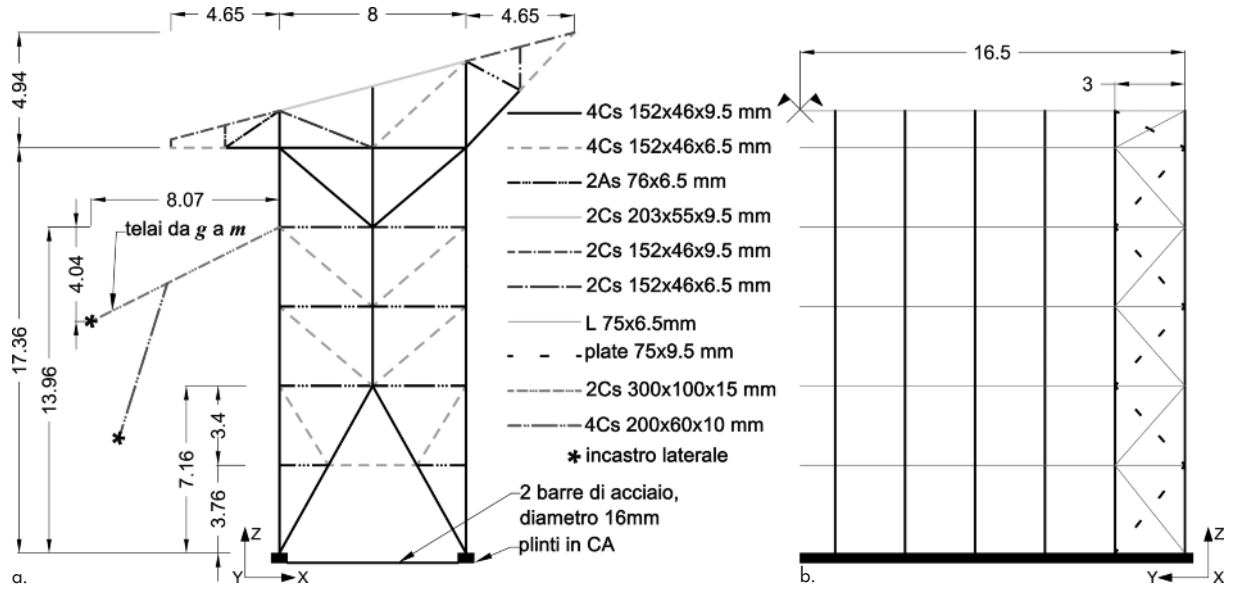


Figura 3  
Struttura 1, tipologia dei  
profili utilizzati; a) prospetto  
frontale del portale,  
b) prospetto laterale;  
dimensioni in metri (in alto).

Figura 4  
Struttura 2, tipologia dei  
profili utilizzati; a) prospetto  
frontale del portale,  
b) prospetto laterale;  
dimensioni in metri  
(a destra).

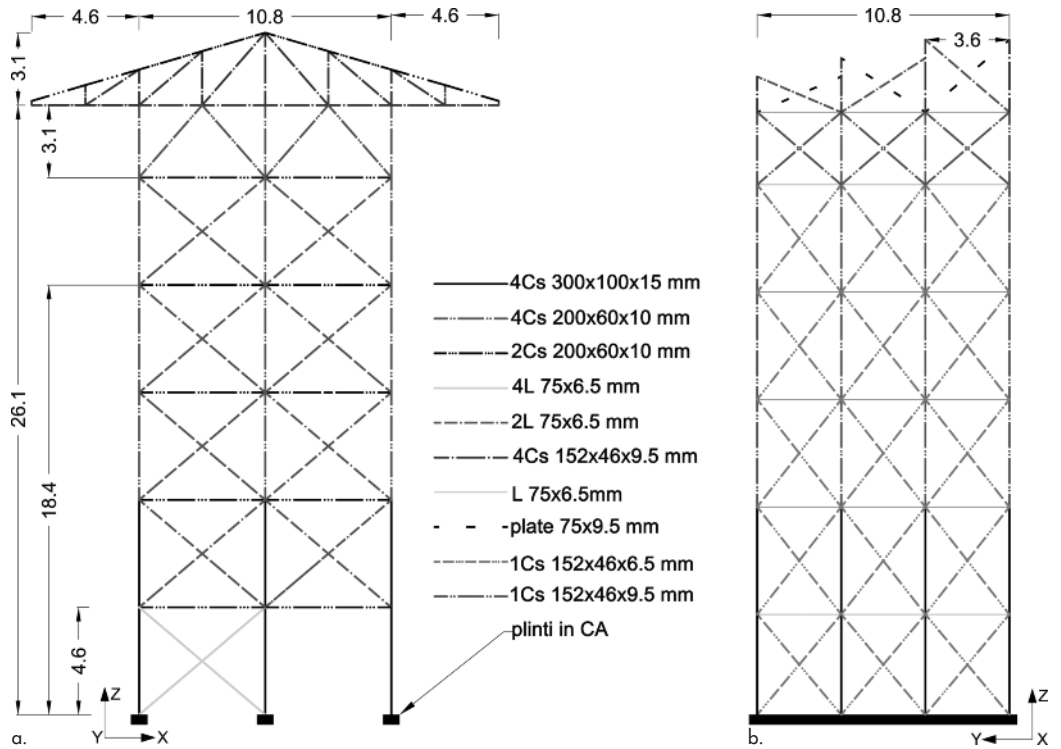


Tabella 1 - Caratteristiche meccaniche dei profili PFRPs

Caratteristiche meccaniche	Simbolo	Valore
Resistenza a trazione longitudinale	$\sigma_z$	350 MPa
Resistenza a trazione trasversale	$\sigma_x = \sigma_y$	70 MPa
Modulo elastico longitudinale	$E_z$	24.4 GPa
Modulo elastico trasversale	$E_x = E_y$	9 GPa
Modulo di taglio	$G_{xy}$	3.6 GPa
Modulo di taglio nel piano	$G_{zx} = G_{zy}$	3.2 GPa
Coefficiente di Poisson	$\nu_{zx} = \nu_{zy}$	0.23
Coefficiente di Poisson	$\nu_{xy}$	0.09
Densità	$\gamma$	1850 kg/m <sup>3</sup>
Percentuale di fibra	$V_f$	48%

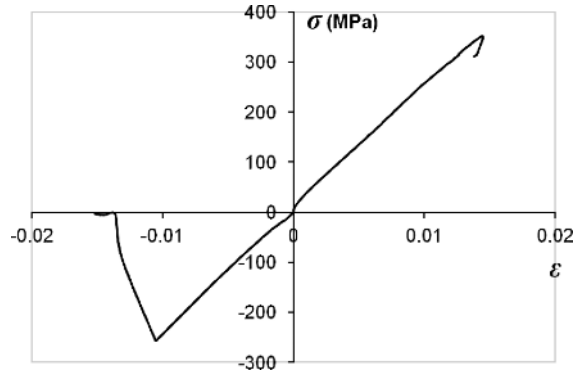
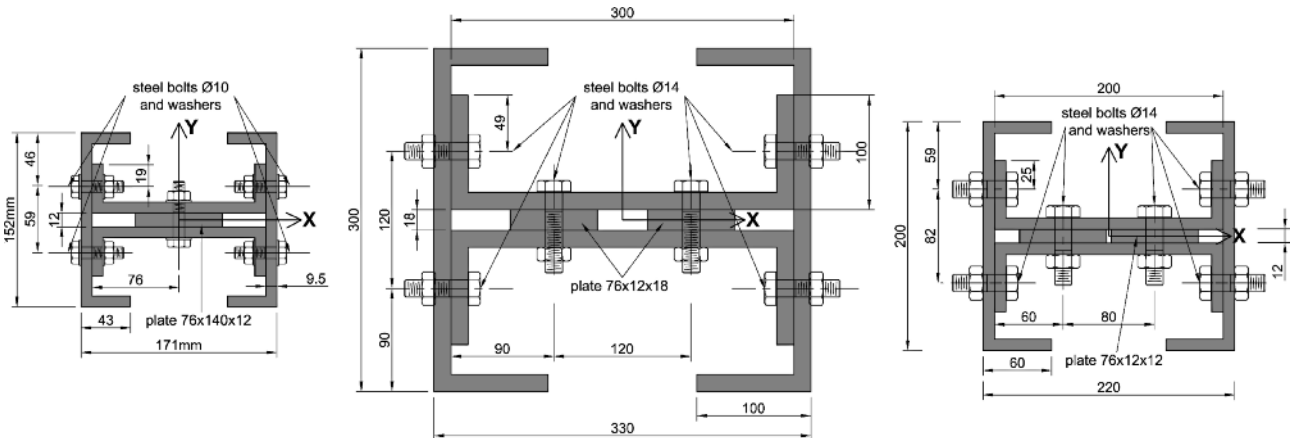


Figura 5  
Legame costitutivo del  
materiale FRP pultruso.

La Figura 5 mostra il legame costitutivo ricavato dalla media delle curve ottenute da tre campioni di materiale, testati secondo la UNI EN 13706 (2003) e il CNR-DT205/2007 (2007), utilizzato nella struttura oggetto di studio. Tutti i profili a "C", prodotti per pultrusione, sono stati assemblati per mezzo di bulloni in acciaio (classe 8.8) e calastrelli in GFRP (Figura

6) al fine di migliorare la rigidezza trasversale. I bulloni di acciaio sono parzialmente filettati per evitare eventuali danni locali causati dal diretto contatto FRP-acciaio. Il collegamento tra le diverse aste avviene per mezzo di piastre in composito prodotte attraverso la tecnologia dello stampaggio (*bag moulding*), Figura 7.

Figura 6  
Sezione trasversale dei  
principali elementi PFRP.



Struttura 1  
4 Cs di 152x46x9.5 mm

Struttura 2  
(primi due livelli)  
4 Cs di 300x100x15 mm

Struttura 2  
(livelli superiori)  
4 Cs di 200x60x10 mm



Figura 7  
Dettagli dei nodi, strutture 1  
e 2.

### 3. Analisi modale, FEM

Al fine di definire la migliore configurazione e procedura per l'identificazione dinamica è stata condotta preliminarmente un'analisi modale agli elementi finiti (FEM) dell'intera struttura reticolare con un programma di calcolo commerciale, Strand7. La Figura 8 mostra il modello della struttura costituito da 1725 elementi *beams* e

481 connessioni modellate come nodi rigidi; il materiale ha un comportamento elasto-fragile (le caratteristiche fisico-meccaniche sono indicate nella Tabella 1) e si è tenuto conto della deformabilità a taglio. Il modello è appoggiato alla base e parzialmente incastrato alla muratura esistente, telai da *g* a *m*, attraverso la struttura 1 (vedi punti con asterisco delle Figure 2 e 3).

Figura 8  
Viste generali del  
modello FEM,  
strutture 1 e 2.

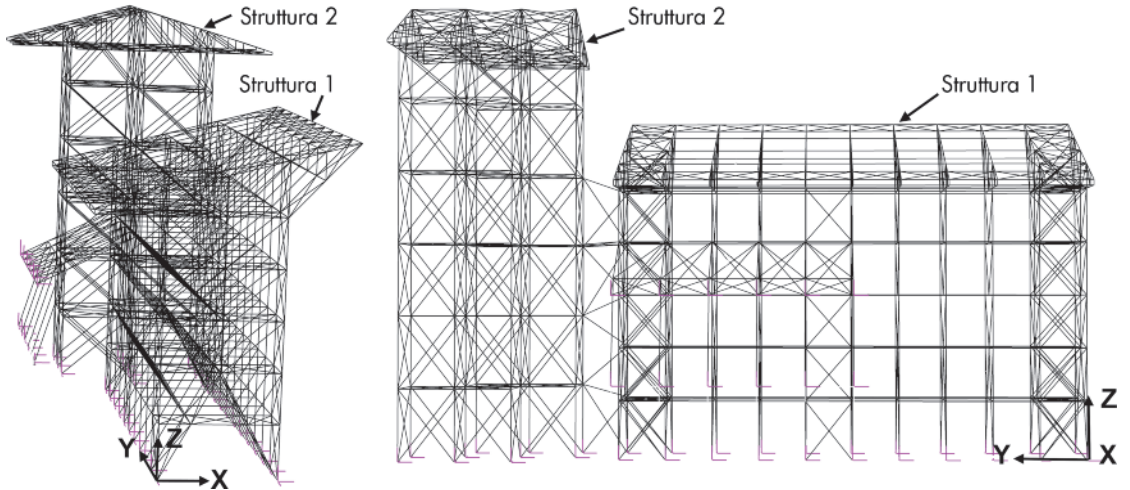


Figure 9  
Modi propri di  
vibrare, FEM.

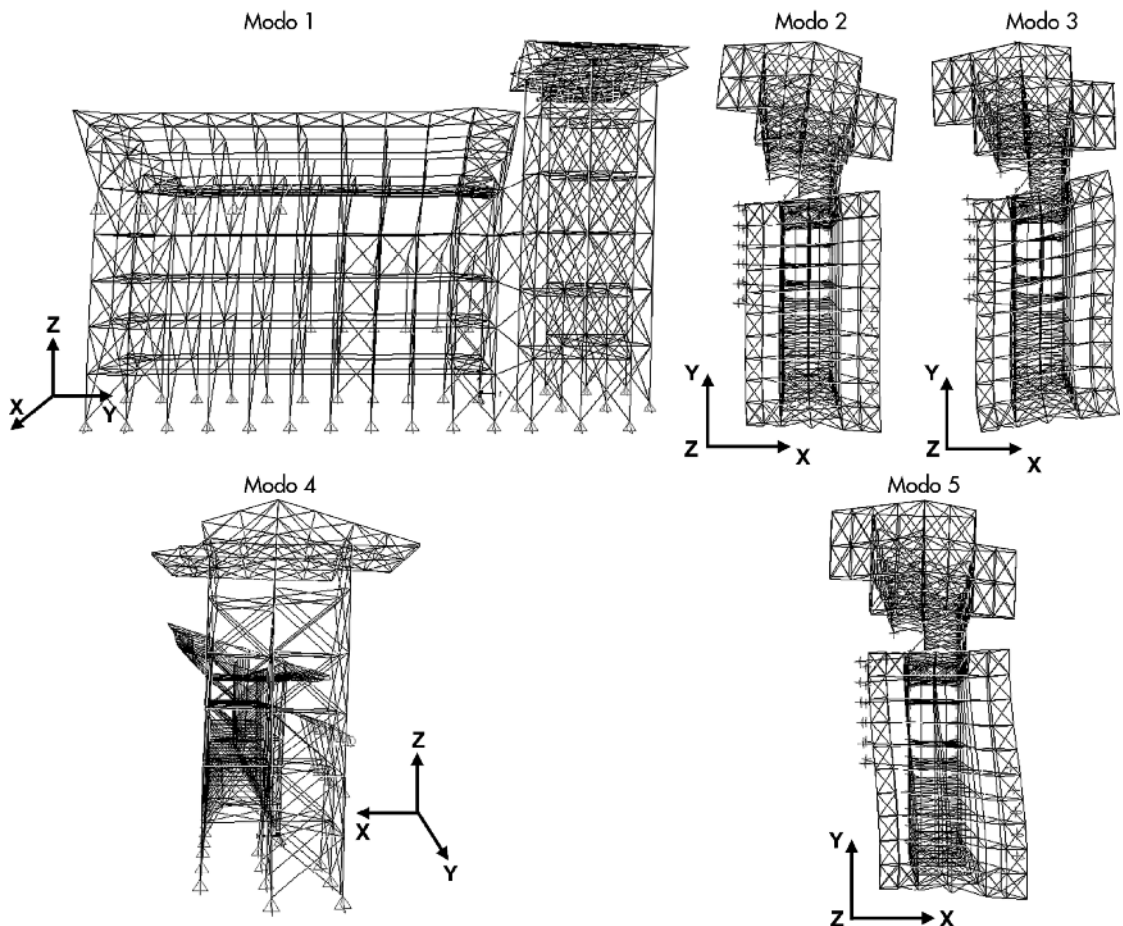


Tabella 2 - Modi propri di vibrare e massa partecipante, FEM

Modi	Frequenze (Hz)	X	Y	Z	RX	RY	RZ
1	2.23	0%	86%	0%	51%	0%	2%
2	3.20	11%	5%	0%	8%	16%	1%
3	3.31	4%	3%	0%	3%	6%	22%
4	3.85	37%	3%	0%	3%	44%	2%
5	4.18	33%	0%	0%	0%	27%	60%

La Tabella 2 elenca le percentuali della massa partecipante attivata lungo le direzioni X, Y e Z e intorno agli stessi assi (RX, RY e RZ) per ogni modo di vibrare le cui deformate sono illustrate nella Figura 9; le caselle in grigio evidenziano le percentuali massime delle masse partecipanti attivate. I risultati della Tabella 2 evidenziano un'elevata rigidità dell'intera struttura, il primo modo di vibrare ha un periodo di 0.45 secondi, coinvolgendo una percentuale massima della massa totale di circa 86% lungo la direzione Y e del 51% intorno all'asse X. Il secondo modo, con un periodo di vibrazione di 0.31 s, interessa la direzione trasversale della chiesa (asse X) eccitando una contenuta percentuale di massa (11%). Il terzo modo è di tipo torsionale con un periodo di 0.3 s; il quarto modo coinvolge prevalentemente la direzione Y mentre il quinto è principalmente di tipo rotazionale (Figura 9).

**4. Identificazione dinamica**

I modi propri di vibrare, le frequenze e il coefficiente di smorzamento sperimentali - propedeutici al calcolo di q - sono stati determinati attraverso l'analisi della risposta globale delle strutture 1 (bassa) e 2 (alta) alle vibrazioni ambientali

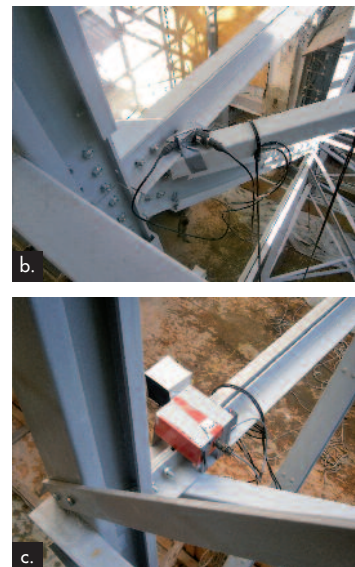
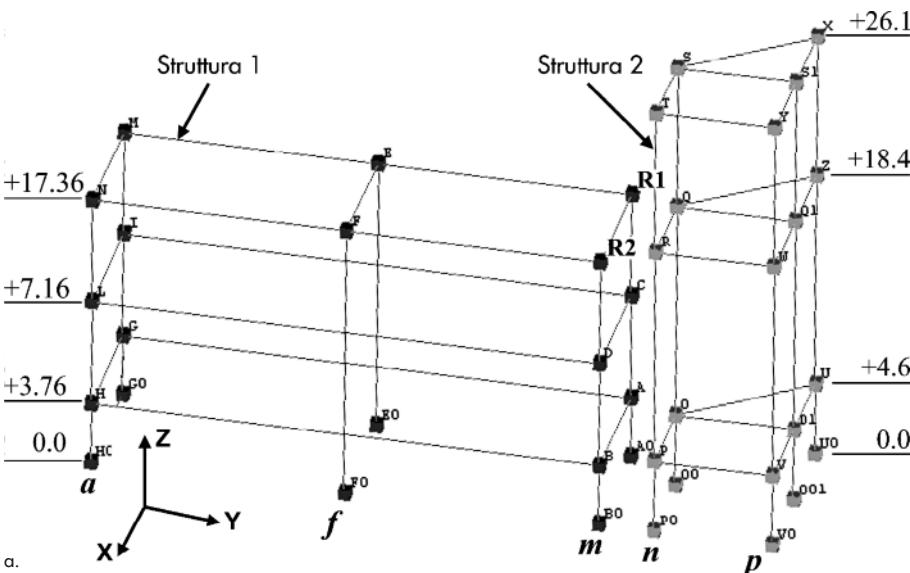
quali vento, passaggio di veicoli ed altre forme di eccitazione ad input di entità sconosciuta.

Al fine di ottenere un'identificazione dinamica globale attendibile si è definito un progetto di monitoraggio dinamico con 52 punti di misura e 4 configurazioni di acquisizione di seguito descritte (Figura 10).

Gli accelerometri, di tipo bi-assiale, sono stati disposti su tre telai nella struttura 1 (bassa) - telai a, f e m, vedi Figure 10a - e su due telai nella struttura 2 (alta), telai n e p, vedi Figura 10a. Per i telai a, m, n e p sono stati utilizzati un totale di 48 direzioni accelerometriche; mentre per il telaio f sono stati utilizzati 2 sensori biasiali, per un totale di 4 canali di acquisizione (vedi Figura 10a). Delle 52 direzioni accelerometriche i 4 punti fissi R1 e R2 per ogni set-up, telaio m (vedi Figura 10a), permettono la correlazione, a mezzo di un processo di scaling, tra le 4 configurazioni di acquisizione che interessano i 5 telai analizzati. Nella Figura 10a sono indicati i nodi monitorati, da A a N per la struttura 1, da P a Z per la struttura 2, R1 e R2 sono i nodi fissi. Nella Figura 10b e 10c sono mostrati i sensori descritti nella Tabella 3.

Le caratteristiche del sistema di acquisizione e dei sensori utilizzati sono elencate nelle Tabelle 3 e 4.

Figura 10 a) schema dei punti di misura delle struttura 1 e 2 (quote in metri), (b e c) dettaglio dei sensori (vedi Tabella 3).



a.

b.

c.

Tabella 3 - Caratteristiche dei sensori utilizzati

Numero sensori	Tipologia	Modello	Sensibilità	Risoluzione	Frequenza
9	Piezoelettrici monoassiali ICP	PCB 393A03 (vedi Figura 10b)	1 V/g con intervallo $\pm 5$ g	0.00001g rms	Minima 0.2 Hz $\pm 3$ dB
3		PCB 393B12	10 V/g con intervallo $\pm 5$ g	0.000008 g rms	Minima 0.05 Hz $\pm 3$ dB
2	Force Balance, configurazione biassiale	Sara SA10 (vedi Figura 10c)	2 V/g con intervallo $\pm 5$ g	-	Intervallo 01 Hz-20 Hz

Per ciascun canale, le misure sono state effettuate con una frequenza di campionamento pari a 200 Hz, con opportuno filtro analogico anti-aliasing e conseguente banda passante di 100 Hz, di un ordine di grandezza superiore alle frequenze di interesse calcolate in via preliminare dal modello FEM (Figura 9 e Tabella 2) dell'intera struttura.

La catena di misura è completata da due sistemi di acquisizione ad 8 canali ciascuno, autonomi e sincronizzati mediante GPS (Tabella 4).

Le misurazioni dinamiche sono state eseguite considerando l'eccitazione della struttura indotta dalle vibrazioni ambientali (segnale con transiente) durante la registrazione del segnale stazionario.

Dalle time history dei canali riferite ad un periodo di acquisizione di circa un'ora, per ognuna delle 4 configurazioni di acquisizione, sono stati estratti i dati relativi alle risposte della struttura.

La Figura 11 riporta a titolo d'esempio alcune delle registrazioni che hanno evidenziato il miglior rapporto segnale/rumore *SNR signal to noise ratio* (Hong et al., 2009), in corrispondenza di segnale con transiente. Il rapporto è espresso in decibel ed è accettabile se  $S/N > 10$  dB, mentre necessita di essere filtrato quando  $6 < S/N < 10$  dB (Capecchi e D'Ambrogio 1993). L'affidabilità dei segnali è dimostrata dall'acquisizione meno accettabile che ha un rapporto  $S/N = 21.3$  dB.

I valori massimi di accelerazione registrati (acc. (g)) durante le diverse fasi di acquisizione sono compresi nell'intervallo  $+0.00476$  g e  $-0.00475$  g per la struttura 1, nell'intervallo  $+0.00631$  e  $-0.00515$  g per la struttura 2. Ogni accelerogramma riporta il riferimento del singolo canale (Ch.) con la rispettiva direzione monitorata (dir); i tempi di registrazione espressi in secondi (s)

variano in funzione delle diverse configurazioni di acquisizione.

Per ogni registrazione è stata calcolata la funzione *crosspower spectrum* nel dominio della frequenza rispetto a più punti di misura considerati come *reference*, utile a determinare i modi di vibrare e i rispettivi parametri modali, quali frequenza, smorzamento e deformazione. Sulla base delle sole vibrazioni ambientali si è utilizzato il metodo di estrazione modale basato sulla serie di dati che rappresentano la sola risposta del sistema, costituita da una media di tutti i crospectri dei punti misurati (Van der Auweraer et al., 2001 e Guillaume et al., 2003).

Come noto il rapporto tra la risposta del sistema e la sollecitazione che la provoca è dato, in termini di grandezze modali, dalla matrice *H* secondo la seguente relazione (Equazione 1):

$$[H(\omega)] = \sum_{i=1}^n \frac{(v_i) \langle l_i^T \rangle}{j\omega - \lambda_i} + \frac{(v_i^*) \langle l_i^H \rangle}{j\omega - \lambda_i^*} \quad (1)$$

dove: *n* è il numero dei modi; \* sta ad indicare il complesso coniugato; apice *H* sta ad indicare il complesso coniugato trasposto;  $(v_i) \in C$  è il vettore delle deformate modali;  $\langle l_i^T \rangle \in C$  è il vettore dei fattori di partecipazione modale;  $\lambda_i$  sono i poli del sistema, quest'ultimi sono collegati alle frequenze naturali ( $\omega$ , autovalori) ed agli smorzamenti ( $\zeta$ ) secondo la seguente relazione (Equazione 2)

$$\lambda_i, \lambda_i^* = -\zeta_i \omega_i \pm j \sqrt{1 - \zeta_i^2} \omega_i \quad (2)$$

Nella rappresentazione del sistema dinamico tramite la matrice *H*( $\omega$ ), la risposta del sistema

Tabella 4 - Caratteristiche dei sistemi di acquisizione

Numero	Modello	Numero canali	Frequenza di campionamento	Filtri analogici	Rumore
1	PCB Piezotronics mod. 483C05	8	0.1÷50 kHz	10÷50 kHz	5nV rms
1	LMS Scadas Mobile SCRO1	8	<204.8 kHz	-	-



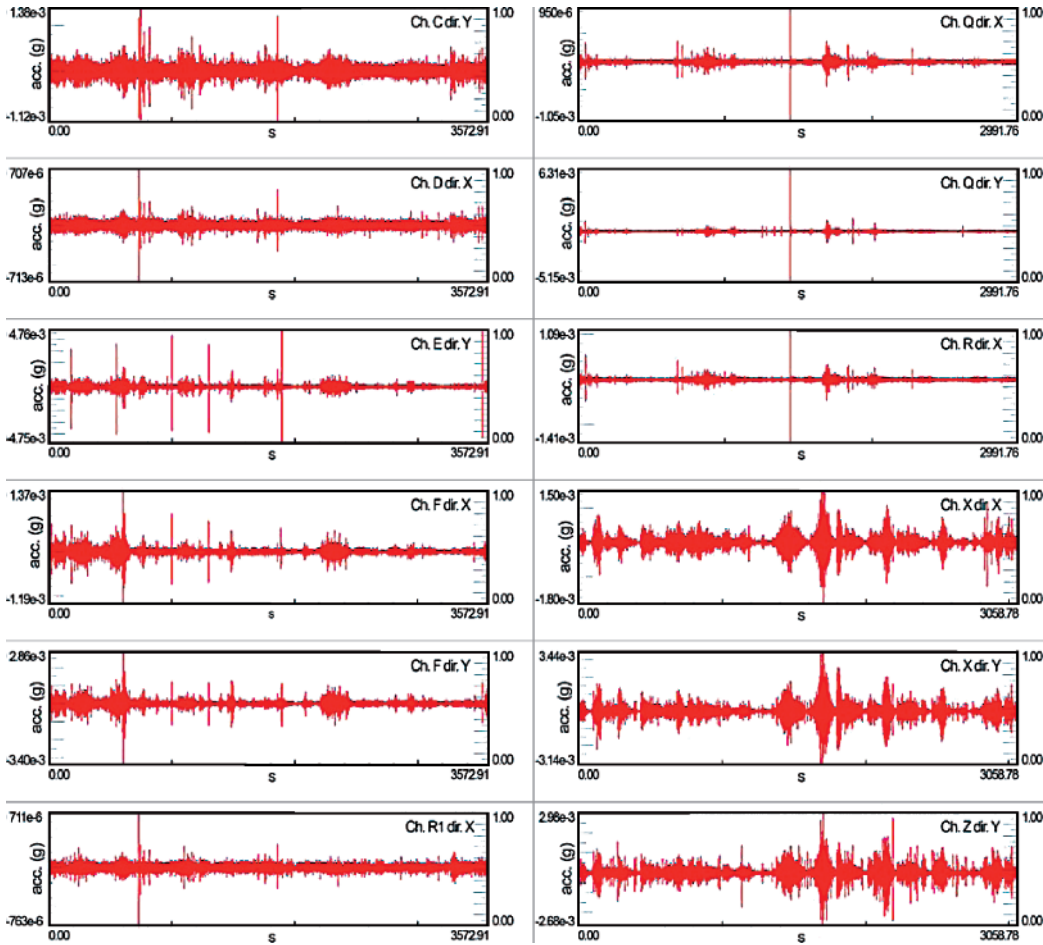


Figura 11  
Principali time history delle strutture 1 e 2, vibrazione ambientale; segnali con transiente.

stesso ad una sollecitazione di tipo dinamico che lo eccita è rappresentata nel dominio delle frequenze dalla ben nota matrice  $S_{yy} \in C^{m \times m}$  (spettro di output):

$$[S_{yy}(j\omega)] = [H(\omega)][S_{uu}(\omega)][H(\omega)]^H \quad (3)$$

dove  $S_{yy} \in C^{k \times j}$  è la matrice che rappresenta la sollecitazione cui è soggetto il sistema (spettro di input). Nell'analisi modale operativa si conosce solo la matrice  $S_{yy}$  ma, ipotizzando che lo spettro di input sia lo spettro di un segnale di entità sconosciuta, il termine centrale nella Espressione (3) è in realtà una costante ed è pertanto indipendente dalla frequenza:

$$[S_{yy}(j\omega)] = [H(\omega)][S_{uu}][H(\omega)]^H \quad (4)$$

Dalle relazioni (4) e (1) si può definire analiticamente la relazione tra lo spettro della risposta del sistema, noto perché derivato da grandezze misurate, con i parametri modali che lo caratte-

rizzano.

$$[S_{yy}(j\omega)] = \sum \frac{(v_i)\langle g_i \rangle}{-j\omega - \lambda_i} + \frac{(v_i^*)\langle g_i^* \rangle}{-j\omega - \lambda_i^*} + \frac{\langle g_i \rangle(v_i)}{-j\omega - \lambda_i} + \frac{\langle g_i^* \rangle(v_i^*)}{-j\omega - \lambda_i^*} \quad (5)$$

Nell'espressione precedente (Equazione 5) la grandezza  $\langle g_i \rangle$  è definita, in quanto i dati di partenza contengono la sola risposta del sistema, fattore di riferimento operativo. Il valore  $\langle g_i \rangle$  è funzione sia dei parametri modali del sistema sia dello spettro costante di ingresso. I modi di vibrare principali sono stati quindi identificati dalla migliore correlazione ricavata dal confronto delle funzioni cross-spettro calcolate precedentemente dalle time-history (Figura 11) di tutti i canali (Figura 10a).

Le deformate modali e i rispettivi parametri, frequenza (Hz) e smorzamento ( $\zeta$ ) per entrambe le direzioni X e Y, sono riportati di seguito nelle Figure 12 e 13, rispettivamente per la struttura 1 (bassa) e 2 (alta).

Si nota che il primo modo di vibrare delle due strutture, per entrambe le direzioni X e Y, si rileva

alla stessa frequenza (1.48 Hz per la struttura 1 (bassa) e 1.49 Hz per la struttura 2 (alta)) lungo l'asse longitudinale Y e con una variazione del 5% lungo l'asse trasversale X (2.06 Hz per la struttura 1 e 1.95 Hz per la struttura 2). La seconda forma modale (3.49 Hz) e la terza (4.17 Hz) della struttura 1 (bassa) corrispondono a modi di vibrare di tipo torsionale. La struttura 2 (alta) mostra un comportamento analogo alla 1, con la seconda forma modale a 2.04 Hz, la terza a 2.54 Hz e la quarta forma modale a 6.15 Hz corrispondono a modi di vibrare con una forte componente torsionale. Ad esclusione del primo modo si coglie il comportamento indipendente delle due strutture.

La validazione della procedura adottata viene eseguita con una stima ai minimi quadrati del fattore di scala tra due vettori (modi di vibrare) e il corrispondente coefficiente di correlazione, evidenziato dalla diagonale centrale delle Tabelle 5 e 6 attraverso i valori in grassetto delle caselle in grigio, ottenuto dalla comparazione della matrice di ciascun modo con se stesso attraverso l'applicazione del ben noto Auto Modal Assurance Criterion (Ewins 2000). Dai risultati ottenuti è evidente la buona correlazione tra i modi ricavati dalle diverse configurazioni di acquisizione e l'attendibilità del procedimento adottato per l'identificazione dinamica.

Figura 12  
Forme modali, frequenze (Hz) e coefficiente di smorzamento ( $\zeta$ ) sperimentali; Struttura 1 (bassa), direzioni X e Y.

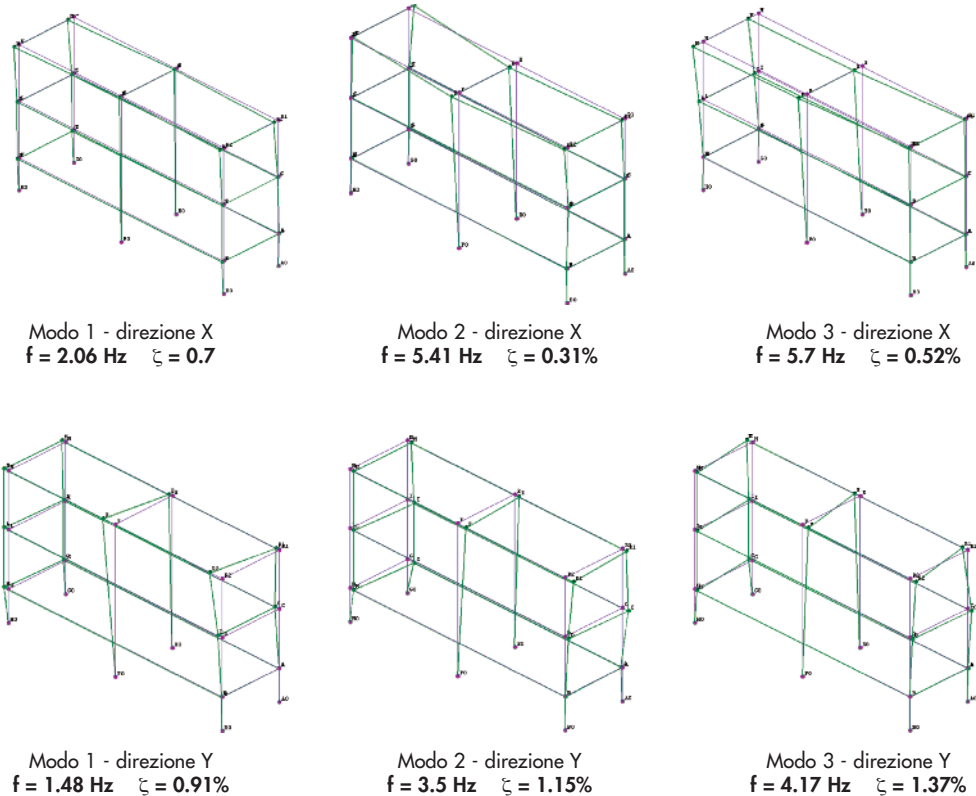
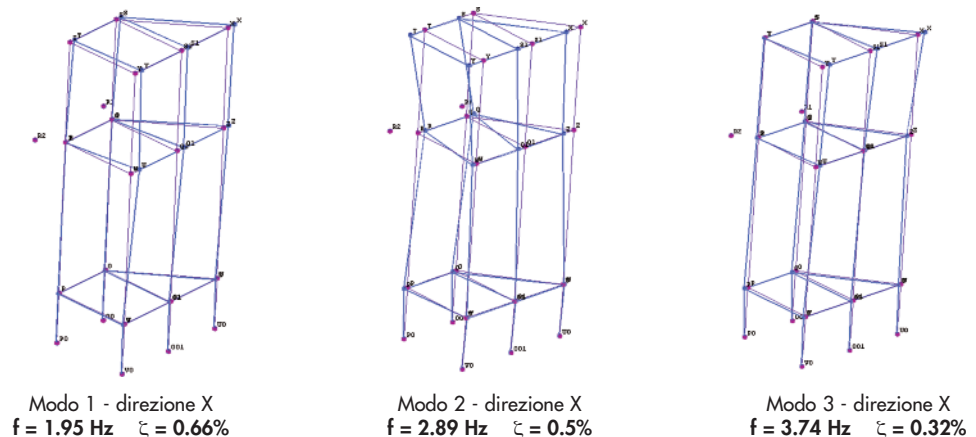
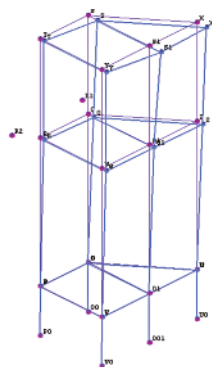
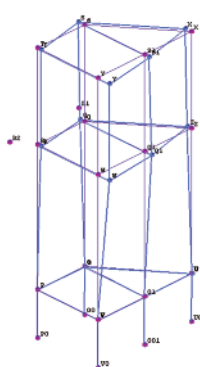


Figura 13  
Forme modali, frequenze (Hz) e coefficiente di smorzamento ( $\zeta$ ) sperimentali; Struttura 2 (alta), direzioni X e Y.

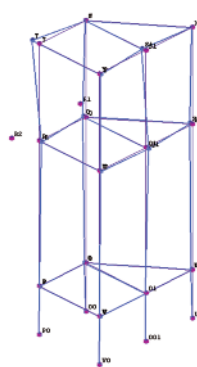




Modo 1 - direzione Y  
 $f = 1.49 \text{ Hz}$   $\zeta = 1.32\%$



Modo 2 - direzione Y  
 $f = 2.04 \text{ Hz}$   $\zeta = 1.2\%$



Modo 3 - direzione Y  
 $f = 2.53 \text{ Hz}$   $\zeta = 0.9\%$

Tabella 5 - Valori della validazione modale (AutoMAC) dei dati sperimentali (indicati tra parentesi), Struttura 1

Dir. X			
Modi	Modo 1 (2.067 Hz)	Modo 2 (5.412 Hz)	Modo 3 (5.786 Hz)
Modo 1 (2.067 Hz)	1.00	0.14	0.02
Modo 2 (5.412 Hz)	0.14	1.00	0.25
Modo 3 (5.786 Hz)	0.02	0.25	1.00
Dir. Y			
Modi	Modo 1 (1.479 Hz)	Modo 2 (3.504 Hz)	Modo 3 (4.169 Hz)
Modo 1 (1.479 Hz)	1.00	0.01	0.05
Modo 2 (3.504 Hz)	0.01	1.00	0.29
Modo 3 (4.169 Hz)	0.05	0.29	1.00

Tabella 6 - Valori della validazione modale (AutoMAC) dei dati sperimentali (indicati tra parentesi), Struttura 2

Dir. X			
Modi	Modo 1 (1.948 Hz)	Modo 2 (2.897 Hz)	Modo 3 (3.748 Hz)
Modo 1 (1.948 Hz)	1.00	0.38	0.20
Modo 2 (2.897 Hz)	0.38	1.00	0.01
Modo 3 (3.748 Hz)	0.20	0.01	1.00
Dir. Y			
Modi	Modo 1 (1.487 Hz)	Modo 2 (2.040 Hz)	Modo 3 (2.538 Hz)
Modo 1 (1.487 Hz)	1.00	0.18	0.32
Modo 2 (2.040 Hz)	0.18	1.00	0.63
Modo 3 (2.538 Hz)	0.32	0.63	1.00

### 5. Fattore di struttura q

Al fine di proseguire nella determinazione sperimentale di  $q$ , il modello FEM, generato con le caratteristiche indicate nel capitolo "Analisi modale, FEM", è stato poi calibrato sulla base dei valori sperimentali (Exp) delle frequenze attraverso la correzione graduale della rigidità del vincolo alla base del modello numerico (FEM) di partenza considerato incastrato, vedi Tabelle 7 e 8.

Partendo da una configurazione che simula l'incastrato, la rigidità alla traslazione inizialmente assunta nelle tre direzioni pari a 10000 N/mm (oltre tale limite non sono state registrate varia-

zioni) è stata poi gradualmente ridotta al fine di ottenere la migliore calibrazione fra dati sperimentali e numerici.

Per quanto riguarda la struttura 1 le rigidità dei vincoli sono state calibrate con 260 N/mm per la direzione X, 27 N/mm per la direzione Y e 3590 N/mm per la direzione Z. Il vincolo alla base della struttura 2 è stato calibrato variando le rigidità dei vincoli con valori pari a 182 N/mm per la direzione X, 345 N/mm per la direzione Y e 400 N/mm per la direzione Z.

Il modello numerico calibrato sulla base dei dati sperimentali è indicato dalla sigla FEMexp.

Tabella 7 - Struttura 1, procedura di calibrazione del modello FEM su dati sperimentali

Modi-direzione	Frequenza (Hz) Exp	Frequenza (Hz) FEM	Frequenza (Hz) FEMexp	Exp/FEMexp
1-X	1.48	2.48	1.48	1.00
2-Y	2.06	4.58	1.98	1.04
3	3.50	6.25	3.50	1.00

Tabella 8 - Struttura 2, procedura di calibrazione del modello FEM su dati sperimentali

Modi-direzione	Frequenza (Hz) Exp	Frequenza (Hz) FEM	Frequenza (Hz) FEMexp	Exp/FEMexp
1-X	1.49	3.98	1.49	1.00
2-Y	1.95	4.45	1.96	0.995
3	2.89	5.02	2.88	1.003

Nell'ultima colonna delle Tabelle 7 e 8 il rapporto tra i dati sperimentali e numerici (Exp/FEMexp) ricavati dalla calibrazione evidenzia il livello di calibrazione finale, così come si coglie la differenza del modello calibrato (FEMexp) rispetto al modello di partenza (FEM). In riferimento al calcolo di  $q$  per la configurazione a telaio con controventi concentrici (NTCO8 (2008) e EC8 (Eurocodice 8, 2004)) si è legata la capacità di dissipazione al raggiungimento del limite elastico della diagonale tesa, che nel caso del materiale FRP coincide con il limite a rottura secondo la legge costitutiva del materiale implementato nell'analisi come proprietà globale della sezione, vedi Figura 5. Si assume poi che la riduzione della resistenza di progetto sia controllata dalla duttilità globale del sistema. Il rapporto tra le forze di progetto e quelle elastiche attraverso condizioni di equivalenza di tipo cinematico permette di definire il fattore di struttura  $q$  che, considerando il tipo di ricerca, le caratteristiche della struttura e le leggi costitutive del materiale FRP (Akiyama 1995, Elnashai e Broderick 1996, Chopra 2007) viene assunto pari a:

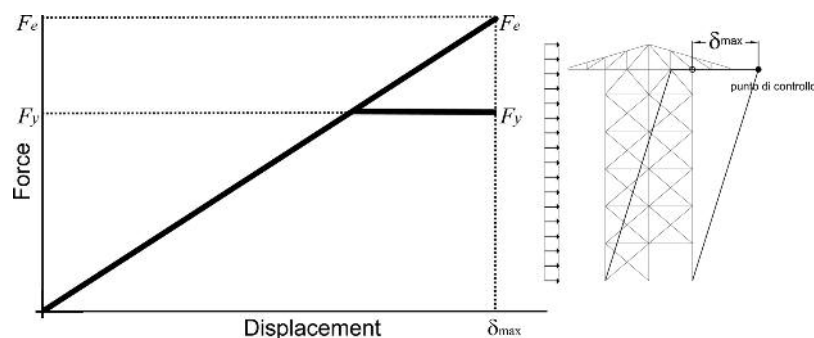
$$q = \frac{F_e}{F_y} \quad (6)$$

Il rapporto indicato in (Equazione 6) è schematizzato nella Figura 14, avendo indicato con  $F_e$  la forza applicata in campo elastico ed  $F_y$  la forza applicata al sistema che tiene conto del legame costitutivo del materiale per raggiungere il massimo spostamento  $\delta_{max}$  del punto di controllo. Nel dettaglio il profilo di carico applicato è di tipo uniforme mentre lo spostamento di collasso  $\delta_{max}$  è stato calcolato in funzione del raggiungimento del limite elastico della diagonale tesa.

Nell'analisi si è tenuto conto dei fenomeni di instabilità delle aste diagonali mentre i nodi interni sono stati modellati come rigidi, trascurando dunque gli aspetti legati al comportamento non-lineare dei nodi trave-colonna.

Al fine di verificare l'incidenza della tipologia sul calcolo sperimentale di  $q$  si sono condotte inoltre alcune comparazioni a livello numerico. Dal modello calibrato di partenza - 1Sa e 2Sa (rispettivamente Figure 15 e 17) - sono state analizzate, infatti, altre tipologie variando il numero di piani, la geometria in pianta e in altezza, cioè sia per la struttura 1 (Figure 15 e 16) sia per la 2 (Figure 17 e 18). Le curve forza-spostamento, di ogni configurazione analizzata sono illustrate attraverso il risultato dell'applicazione del metodo dell'uguaglianza del massimo spostamento (Equazione 6) mostrato nelle Figure dalla 15 alla 18. Per ogni risposta sono messe in relazione le forze necessarie al raggiungi-

Figura 14  
Schema per l'applicazione  
del metodo  
dell'uguaglianza del  
massimo spostamento.



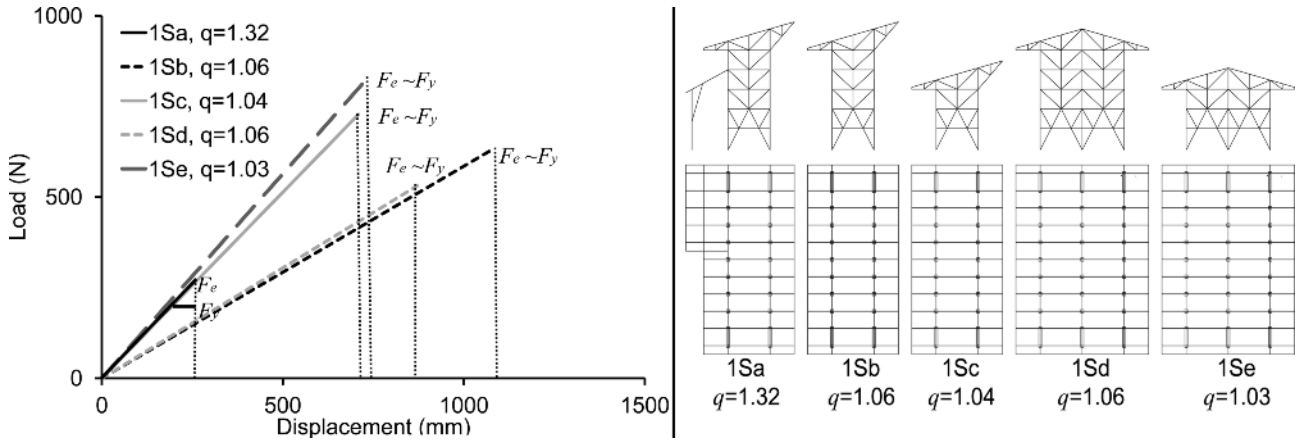


Figura 15 Uguaglianza del massimo spostamento, struttura 1; effetto su q dei piani e delle piante diverse.

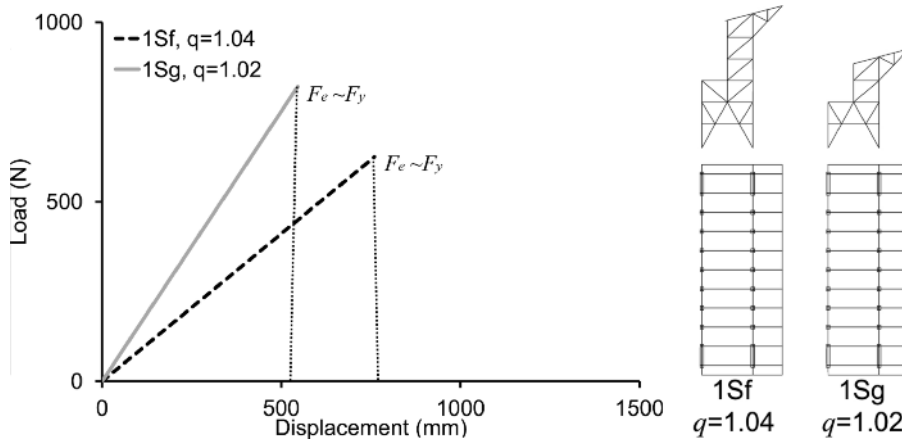


Figura 16 Uguaglianza del massimo spostamento, struttura 1; effetto su q dei piani diversi e della irregolarità in altezza.

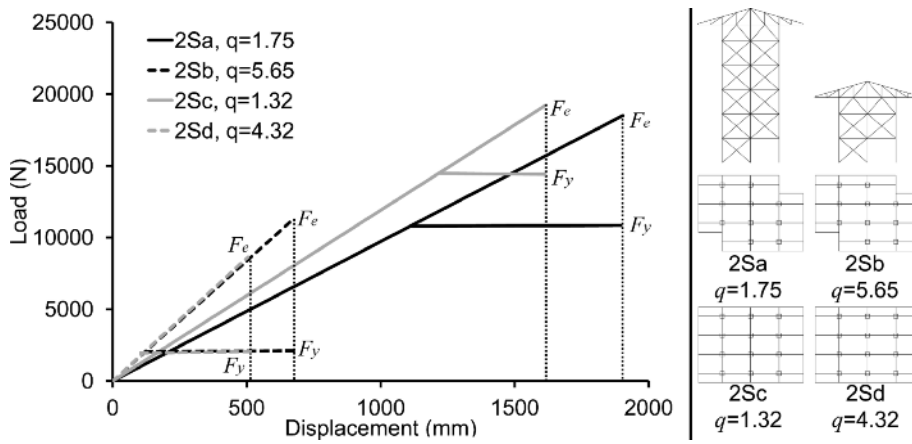


Figura 17 Uguaglianza del massimo spostamento, struttura 2; effetto su q dei piani diversi e della simmetria-asimmetria in pianta.

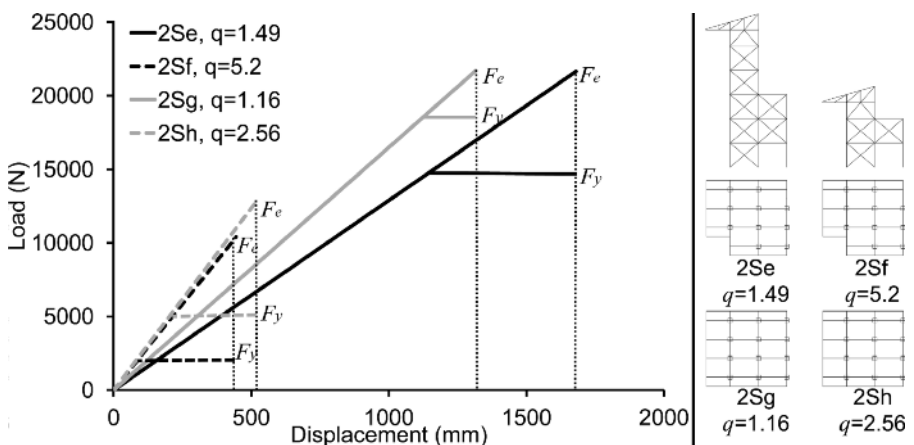


Figura 18 Uguaglianza del massimo spostamento, struttura 2; effetto su q dei piani diversi, della simmetria-asimmetria in pianta e della irregolarità in altezza.

mento dello stesso spostamento massimo misurato in corrispondenza del valore di resistenza.

Si sottolinea come la configurazione di base 1Sa garantisce un comportamento dissipativo, peraltro atteso, influenzato dalla presenza del vincolo laterale alla muratura.

La risposta della struttura 2 risulta garantire un buon livello di duttilità globale sia per la presenza dei controventi reticolari concentrici disposti in ogni direzione sia per la sovra-resistenza di progetto degli elementi trave e colonna. Per comparazione si rammenta che per le strutture in acciaio e a sezione composta acciaio-C.A. con controventi concentrici con diagonale tesa attiva e/o controventi concentrici a V, il fattore  $q$  è compreso tra 2 e 4; per le strutture a telaio in CA, tra 3.9 e 5.85; per portali iperstatici in legno, infine, tra 2.5 e 4 (EC8 (2004) e NTC08 (2008)).

## 6. Conclusioni

In relazione ad una prima valutazione numerico-sperimentale del fattore  $q$  delle due strutture reticolari spaziali in composito fibrorinforzato pultruso e bulloni in acciaio, si propongono le seguenti osservazioni conclusive:

- l'analisi modale operativa condotta sulla struttura sollecitata dalle sole vibrazioni ambientali si è rivelata affidabile ed efficace. Il processo di validazione ha evidenziato la presenza di modi accoppiati, le cui componenti possono essere identificate come modi locali di parti che rispondono in modo indipendente rispetto all'intera struttura;
- in riferimento all'identificazione dinamica la configurazione in parallelo dei portali (lungo la direzione longitudinale Y) determina la principale direzione della prima deformata modale che si verifica alla stessa frequenza per la struttura alta e per quella bassa. Lungo l'asse X trasversale i modi hanno valori di frequenza superiori rispetto alla direzione longitudinale. I successivi modi di vibrare sono prevalentemente di tipo torsionale in quanto condizionati dalla presenza del vincolo laterale alla muratura esistente;
- più in generale si conferma la tendenza alle basse frequenze delle strutture reticolari PFRPs, con il primo modo di vibrare a 1.48 Hz e un coefficiente di smorzamento  $\zeta < 1.3$ .
- la configurazione a controventi reticolari concentrici con diagonale tesa attiva della struttura 2 (alta), con il fattore  $q$  determinato pari a 1.75, evidenzia un chiaro comportamento dissipativo. In particolare per le diverse configurazioni analizzate si rileva un valore medio di  $q = 2.9$ . A tal proposito si rammenta come le strutture in acciaio con controventi concentrici a diagonale tesa attiva abbiano un fat-

tore  $q$  compreso tra 2 e 4.

- le varianti tipologiche della struttura 1 (bassa) - caratterizzata dallo sviluppo in parallelo dei portali lungo la direzione longitudinale Y - non hanno messo in evidenza significative capacità dissipative. Solo il vincolo alla muratura esistente dei telai da  $g$  a  $m$ , della configurazione base, induce un incremento delle stesse. Tale risposta è presumibilmente correlata anche all'incremento della capacità resistenziale e all'effetto torsionale indotto dal vincolo asimmetrico.
- l'incidenza della configurazione asimmetrica in pianta è particolarmente evidente nelle tipologie con il maggior numero di piani. L'elevato rapporto tra  $F_e$  e  $F_y$  è infatti dovuto alla rigidità di tali configurazioni e alla formazione di meccanismi di collasso in corrispondenza di bassi valori di  $F_y$ . Per quanto riguarda le configurazioni irregolari in altezza, le tipologie con la migliore capacità dissipativa appaiono essere quelle asimmetriche in pianta;
- i risultati ottenuti appaiono interessanti e sembrano evidenziare se tali strutture sono progettate a controventi concentrici secondo i criteri della gerarchia delle resistenze riescono a garantire un comportamento dissipativo non trascurabile con una riduzione delle forze di progetto di circa il 40%.

## 7. Sviluppi futuri

Stante la complessità del tema, il prosieguo della ricerca prevede sia una prova a rottura delle due strutture analizzate, che potrà consentire analisi più rigorose sul fattore di struttura  $q$  di reticolari FRPs a controventi concentrici, sia maggiori approfondimenti sul comportamento locale delle connessioni con riferimento alla determinazione di una appropriata legge momento-curvatura per nodi GFRP-acciaio.

## 8. Ringraziamenti

Gli autori ringraziano la ditta TopGlass [www.topglass.it](http://www.topglass.it) (produttori dei profili utilizzati per la struttura oggetto del presente lavoro) per aver finanziato il progetto di ricerca.

Le prove sperimentali sono state condotte in collaborazione con il Laboratorio di Scienza delle Costruzioni dell'Università Iuav di Venezia e la ditta ESSEBI [www.essebiweb.it](http://www.essebiweb.it).

Un ringraziamento all'Arcidiocesi dell'Aquila per aver permesso l'esecuzione delle prove di identificazione dinamica della struttura temporanea in PFRPs.

Si ringrazia l'ingegnere Alessandro Adilardi che ha collaborato alle fasi di calcolo della struttura oggetto del presente lavoro.

## Bibliografia

- Akiyama H. (1995) - An overview of global ductility Behaviour of steel structures in seismic areas. Edited by F.M. Mazzolani and V. Gioncu, Published in 1995 by E & FN Spon, 2-6 Boundary Row, London SE1 8HN. ISBN 0 419 19890 3.
- Capecchi D., D'Ambrogio W. (1993) - Experimental modal analysis and damage detection on an ancient masonry building. *Meccanica, Journal of the Italian Association of theoretical and applied Mechanics*, Volume 28, Numero 1, 1993, 13-25.
- Chopra A.K. (2007) - *Dynamics of structures*, 3<sup>rd</sup> Ed., Pearson Prentice Hall.
- CNR-DT205/2007 (2007) - Guide for the design and constructions of structures made of FRP pultruded elements, National Research Council of Italy, Advisory Board on Technical Recommendations. [http://www.cnr.it/sitocnr/ILCNR/Attivita/NormazioneeCertificazione/DT205\\_2007.html](http://www.cnr.it/sitocnr/ILCNR/Attivita/NormazioneeCertificazione/DT205_2007.html).
- Cosenza E. (2007) - Normativa e progettazione antisismica, c'è del nuovo in Italia?, *Atti del workshop Material ed approcci innovativi per il progetto in zona sismica e la mitigazione della vulnerabilità delle strutture*, Salerno, C. Faella, G. Manfredi, V. Piluso, R. Realfonzo editors, Polimetrica International Scientific Publisher. 15-30. (in Italian).
- Di Tommaso A., Russo S. (2003) - Shape influence in buckling of GFRP pultruded columns, *Mechanics of Composite Materials*, Vol. 39, No. 4, 2003.
- Ewins D.J. (2000) - *Modal testing*. Research Studies Press Ltd.
- Eurocode 8 (2004) - Design of structures for earthquake resistance. Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings. EN1998-1:2004 (E).: Formal Vote Version (Stage 49).
- Guillaume P., Van der Auweraer H., Verboven P., and Vanlanduit S., Peeters B. (2003) - A poly-reference implementation of the least-squares complex frequency domain-estimator, In *Proceedings of the 21th International Modal Analysis Conference*, Kissimmee (Florida), February 2003.
- Hong A.L., Betti R., Lin C.C. (2009) - Identification of dynamic models of a building structure using multiple earthquake records. *Structural Control and Health Monitoring*, Volume 16, Issue 2, March 2009, Pages: 178-199.
- NTC08 (2008) - Norme Tecniche per le Costruzioni (last update of the Italian Building Code), Decree of the Ministry of Infrastructures of 14<sup>th</sup> January 2008. (in Italian)
- Russo S. (2001) - Buckling of GFRP pultruded columns, International conference 'Composites in Construction', Porto, Portugal, 2001.
- Russo S. (2011) - PFRP Structure Performance as Covering of Historic Building Struck by Earthquake. Conference of Advanced Composites in Construction ACIC 2011, 6 - 8 September 2011, University of Warwick, UK.
- Russo S. (2011a) - Sulla risposta sismica di strutture in PFRP: il caso della copertura della Chiesa di S. M. Paganica all'Aquila - Parte I: il materiale, *Progettazione Sismica* n.02/2011, Cod. ISSN 1973-7432, pubblicata da IUSS Press.
- Russo S. (2011b) - Sulla risposta sismica di strutture in PFRP: il caso della copertura della Chiesa di S. M. Paganica all'Aquila - Parte II: la struttura, *Progettazione Sismica* n. 02/2011 Cod. ISSN 1973-7432, pubblicata da IUSS Press.
- Russo S. Boscato G., Mottram J.T. (2012) - Design and free vibration of a large temporary roof FRP structure for the Santa Maria Paganica church in L'Aquila. Proc. 6<sup>th</sup> Inter. Conf. on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2012), Section 8: All-FRP and Smart FRP Structures, Paper 209, pp. 8.
- Russo S. (2012) - Experimental and finite element analysis of a very large pultruded FRP structure subjected to free vibration, *Compos. Struct.*, 94(3), 1097-1105.
- UNI EN 13706, (2003) - Compositi plastici rinforzati - Specifiche per profili pultrusi; UNI EN 13706-1, "Designazione": UNI EN 13706-2, "Metodi di prova e requisiti generali"; UNI EN 13706-3 "Requisiti specifici".
- Van der Auweraer H., Guillaume P., Verboven P., Vanlanduit S. (2001) - Application of a Fast-Stabilizing Frequency Domain Parameter Estimation Method, *ASME Journal of Dynamic Systems, Measurement and Control*, vol. 123, no. 4, pp. 651-658, December 2001.