

Lo Smorzamento nel Comportamento Dinamico degli Elementi Strutturali in Composito Fibrorinforzato

G. Boscato¹ e S. Russo²

ABSTRACT: this research shows the preliminary results of modal analysis of free flexural vibrations of an experimental study campaign on GFRP pultruded profiles with different cross section, different length and boundary conditions, considering both principal stiffness axis. The experimental results were compared with numerical and FEM analysis highlighting a negligible difference between the experimental and theoretical values, (Turvey G. I. et al. 2004). To verify the real use of this material in the seismic zone is very important to know the material capacity to dissipate energy by damping ratios, that in this research were determined by the logarithmic decrement analysis and half-power bandwidth method.

1 INTRODUZIONE

In questi ultimi anni l'ingegneria civile ha incrementato l'utilizzo degli elementi strutturali pultrusi GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer), sia per le nuove strutture all GFRP che per i rinforzi strutturali di edifici esistenti. I vantaggi che questi materiali offrono sono il ridotto peso proprio, la resistenza alla corrosione e l'elevata durabilità. Rispetto ai materiali tradizionali, quali acciaio e legno, i compositi fibrorinforzati a matrice polimerica con comportamento anisotropo trasversalmente isotropo (Di Tommaso A. et al. 2003) presentano delle sostanziali differenze sia per il comportamento statico strutturale che per la risposta alle azioni dinamiche. Per quanto riguarda la risposta alle azioni statiche i profili pultrusi sono già stati oggetto di molte ricerche a differenza del comportamento dinamico non ancora completamente indagato e qui approfondito.

Le strutture possono essere soggette a meccanismi di risonanza quando le oscillazioni indotte dai carichi esterni, o le forze che si generano all'interno del materiale, o le eccitazioni ambientali, coincidono con le frequenze dei modi propri di vibrare originate dall'interazione delle proprietà elastiche ed inerziali del materiale stesso.

Quando la vibrazione interessa un' elemento o un sistema strutturale già soggetto a carichi statici i fenomeni tensionali e deformativi possono venire amplificati arrivando in alcuni casi ad alti livelli di danno.

La risposta dinamica degli elementi strutturali è condizionata dalle proprietà del materiale (densità, rigidità e isteresi), dalla geometria dell'elemento e dalla configurazione statica; può essere suddivisa in singoli moti indipendenti, chiamati modi di vibrare, definiti dagli autovalori (frequenza e smorzamento) e dagli autovettori (forme modali).

Nella presente ricerca gli autovalori dei profili pultrusi GFRP sono stati determinati per mezzo della FRF (Frequency Response Function) ricostruita attraverso la serie di eccitazioni date dalle battute sperimentali. Ad ogni impulso sperimentale (Fig. 1) l'elemento è stato eccitato con impulsi a banda larga ottenuti per mezzo di un martello strumentato e la conseguente risposta dinamica è stata registrata da una serie di accelerometri. Ogni accelerazione percepita si riferisce ad una precisa direzione e ad una specifica

¹ Ph.D. Student, Dipartimento di Costruzione dell'Architettura, Università Iuav di Venezia

² Professore Associato, Dipartimento di Costruzione dell'Architettura, Università Iuav di Venezia

posizione. Nella time history di ogni prova, la FRF è stata ricavata dalla FFT (Fast Fourier Transform) della risposta normalizzata sulla FFT dell'impulso di eccitazione. Per evitare l'amplificazione errata di spurie nei spettri, per l'eccitazione causata dal rumore di fondo, sono stati identificati gli autovalori, per mezzo della risposta di frequenza, senza normalizzazione.

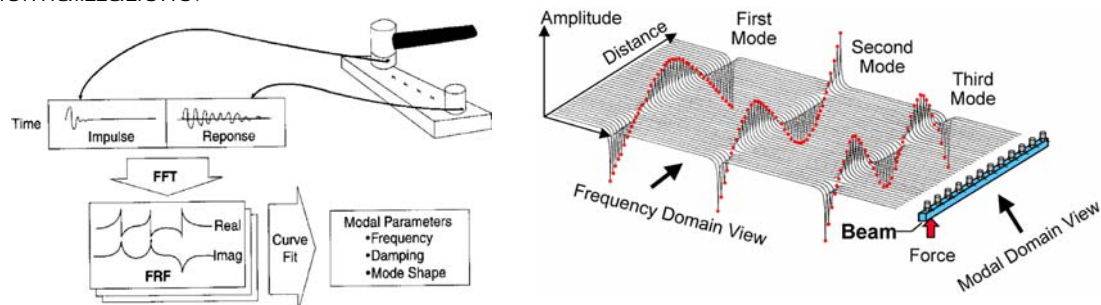


Figura 1: Schema della prova sperimentale per l'acquisizione ed elaborazione dei dati

Nella definizione dei parametri modali per l'analisi del comportamento dinamico dei profili pultrusi GFRP approfondiremo, nella presente ricerca, il meccanismo che definisce la capacità di dissipare energia; frequenze e forme modali, infatti, sono già state trattate dagli autori di questa memoria in un precedente studio (Bastianini et al. 2006). Nei materiali tradizionali la caratterizzazione dello smorzamento è di difficile determinazione, diventa più complessa nei materiali anisotropi quali i compositi fibrorinforzati a matrice polimerica. I meccanismi che controllano lo smorzamento dei materiali compositi FRP, sono: il comportamento viscoelastico della matrice e/o fibre, lo smorzamento termoplastico dovuto allo spostamento del flusso di energia dalle zone compresse a quelle tese, lo smorzamento coulombiano per la perdita di aderenza nell'interfaccia fibra-matrice e la dissipazione dell'energia per la presenza di lesioni. Trattandosi di vibrazioni naturali e di piccole ampiezze e quindi di deformazioni viscoelastiche indagheremo lo smorzamento di tipo viscoelastico lineare ζ dell'elemento strutturale attraverso un approccio analitico e sperimentale a livello macromeccanico, (Gibson R.F. 1992).

2 CARATTERISTICHE DEL MATERIALE E DEGLI ELEMENTI STRUTTURALI

Gli elementi strutturali FRP sono prodotti per mezzo della pultrusione e sono costituiti da fibre ad alta resistenza E-Glass annegate in una resina vinilestere.

Le caratteristiche meccaniche dei profili pultrusi sono elencate nella Tabella 1; fanno riferimento ad elementi con una percentuale di fibra pari al 48% del volume, (Di Tommaso A. et al. 2003).

Tabella 1: Caratteristiche meccaniche dei profili GFRP

Densità	γ	1850 daN/m ³
Modulo Elastico	E_L (Longitudinale)	23000 MPa
	E_T (Trasversale)	8500 MPa
Modulo di Taglio	G	3000 MPa
Coefficiente di Poisson	ν_L (Longitudinale)	0.23
	ν_T (Trasversale)	0.09

Le due tipologie di profili utilizzati in questa ricerca hanno differenti proprietà geometriche: uno con sezione trasversale aperta simmetrica e l'altro con sezione trasversale chiusa, rispettivamente indicati con "I" e "square". Nella Tabella 2, riportata di seguito, sono elencate le dimensioni di entrambi i profili.

Tabella 2: Dimensioni dei profili GFRP

Profili	L(cm)	I_{xx} (cm ⁴)	I_{yy} (cm ⁴)	A (cm ²)
"I" 100x50x8mm	300	209.2	17.02	14.72
"square" 100x100x10mm	240	492		36

3 ATTREZZATURA, SET-UP E METODOLOGIA DELLE PROVE SPERIMENTALI

Per quanto riguarda l'attrezzatura utilizzata e la metodologia adottata per le prove sperimentali si fa riferimento alla dettagliata descrizione degli autori di questa memoria presente in un precedente studio (Bastianini et al. 2006).

Entrambi gli schemi statici, appoggio-appoggio e completamente incastrato, sono stati realizzati nel primo caso posizionando le travi su appoggi cilindrici a 5 cm dalle rispettive estremità, vedi le Figure 2 e 3, mentre per la seconda configurazione, la condizione di vincolo incastro-incastro, è stato applicato un carico assiale di 10 kN al profilo per mezzo di una pressa di 600 ton.

I sensori sono stati posizionati su entrambi gli assi di rigidezza, I_{xx} e I_{yy} , alla stessa distanza tra uno e l'altro come riportato nella tabella seguente, Tabella 3.

Tabella 3: Posizione dei sensori

Profili	Lunghezza (cm)	n.° dei sensori	Distanza tra i sensori (cm)
"I" con I_{xx}	300	8	31
"I" con I_{yy}		6	40
"square"	240	8	25.5

Per questa analisi sperimentale non è determinante conoscere la reale distanza tra i sensori, ma è invece importante che gli autovettori siano definiti considerando l'ordine in cui sono stati posizionati i sensori.

Le prove sperimentali sui profili con le condizioni di vincolo appoggio-appoggio sono state realizzate con dei semplici supporti posizionati sotto la trave. L'azione esterna perturbatrice è stata particolarmente bassa e, quindi, il profilo non ha subito alcun spostamento verticale dai rispettivi supporti durante l'eccitazione esterna.



Figura 2. Prova del profilo "I"

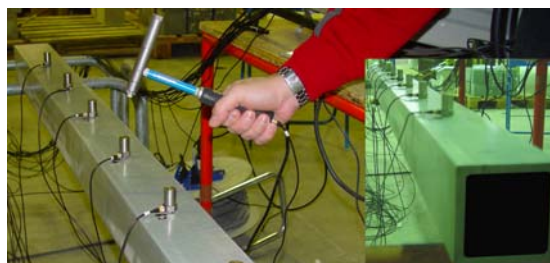


Figura 3. Prova del profilo "square"

4 APPROCCIO ANALITICO

I risultati sperimentali sono stati confrontati sia con i valori determinati per mezzo delle formulazioni analitiche che con i risultati ricavati dall'analisi agli elementi finiti.

4.1 Formulazioni numeriche e analisi agli elementi finiti

Per l'approccio numerico l'elemento strutturale è stato considerato a sezione costante e le forme modali sul piano dei principali assi d'inerzia, rispettivamente I_{xx} e I_{yy} .

Per la determinazione delle frequenze naturali delle travi con configurazione statica, appoggio-appoggio, abbiamo usato la seguente formulazione:

$$f_n = n^2 \cdot \frac{\pi}{2} \cdot \frac{I}{l^2} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I \cdot g}{A \cdot \gamma}} \quad (1)$$

Per la determinazione delle frequenze naturali delle travi completamente incastrate abbiamo invece applicato la formulazione riportata di seguito

$$f_n = \frac{(kl)^2}{l^2} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I \cdot g}{A \cdot \gamma}} \quad (2)$$

Nel caso della trave completamente incastrata l'equazione della frequenza è la seguente:

$$\cos kl \cosh kl = 1 \quad (3)$$

Dove per ogni modo di vibrare abbiamo $kl = 4.730$ per il modo fondamentale, 7.853 e 10.996, rispettivamente per il secondo ed il terzo modo di vibrare; con n uguale al numero dei modi di vibrare e, quindi, f_n è uguale alla frequenza del modo n . Le seguenti indicazioni A , l , E , I , γ , g e kl rappresentano rispettivamente l'area della sezione trasversale, la lunghezza del profilo, il modulo elastico, il momento d'inerzia, la densità del materiale e l'accelerazione dovuta alla gravità e l'autovalore.

Per realizzare lo schema statico della trave completamente incastrata ai profili è stato applicato un carico assiale pari a 10 kN; nell'approccio analitico dobbiamo considerare il carico applicato ed il peso proprio attraverso le seguenti relazioni:

$$f_n^I = f_n \cdot \sqrt{1 - \frac{P}{P_{cr}}} \quad (4)$$

dove:

$$P_{cr} = \frac{n^2 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot I_{yy}}{l_0^2} \quad (5)$$

Mentre la lettera P indica la somma tra il carico applicato e il peso proprio, f_n^I mostra la frequenza naturale con il carico applicato e l_0 è uguale a $\frac{1}{2} l$.

La modellazione FE eseguita mediante software è stata adottata per calcolare e determinare le frequenze naturali e le forme modali. Il programma agli elementi finiti, usato per eseguire l'analisi degli autovalori, è lo Straus7 Release 2 per mezzo del procedimento Natural Frequency Solver. Per verificare che il processo di calcolo non abbia dimenticato nessuna operazione per la determinazione degli autovalori abbiamo adottato il metodo del controllo numerico sturm.

Come per l'approccio numerico anche questa analisi è stata condotta considerando i profili con le due condizioni di vincolo, appoggio-appoggio e completamente incastrato, e considerando entrambi gli assi di rigidezza, (I_{xx} e I_{yy}).

La modellazione agli elementi finiti è stata condotta considerando le travi come un materiale omogeneo con proprietà elastiche ortotrope. Per ottenere dei risultati più precisi le travi sono state modellate con elementi plate di 5cm x 5cm; i nodi sono stati posizionati ad ogni punto di unione degli elementi. Per il profilo a "I" abbiamo 873 nodi e 768 plates, invece per il profilo "square" abbiamo 393 nodi e 384 plates.

Le caratteristiche meccaniche utilizzate in questa analisi, e quindi applicate ad ogni elemento plate, sono le stesse mostrate nella tabella 1.

Uno degli obiettivi di questa ricerca è conoscere le frequenze naturali e le forme modali delle travi sul piano y-z, vedi figura 4. Perciò per garantire la configurazione appoggio-appoggio una delle estremità delle travi è stata vincolata in modo da impedire gli spostamenti lungo gli assi x,y,z (DX, DY, DZ) e le rotazioni intorno all'asse y e z (RY, RZ), mentre all'altra estremità non è stato reso possibile lo spostamento lungo l'asse delle y (DY), vedi figura 4(A). Per lo schema statico incastro-incastro sono state bloccate entrambe le estremità della trave, Figura 4(B).

I valori delle frequenze naturali ottenuti con l'approccio numerico e con l'analisi agli elementi finiti mostrano risultati pressoché concordi con i dati sperimentali; tale tendenza è particolarmente evidente per il primo modo di vibrare, Tabelle 4,5.

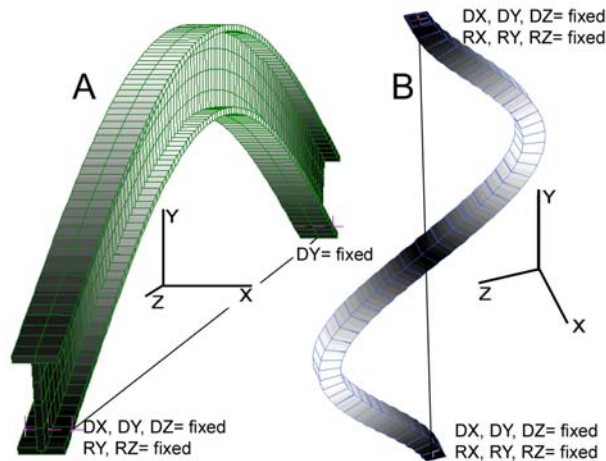


Figura 4: (A) Primo modo di vibrare del profilo ad "I", appoggio-appoggio; (B) secondo modo di vibrare del profilo "square", incastro-incastro

5 IL COEFFICIENTE DI SMORZAMENTO

Lo smorzamento è un parametro che coinvolge l'insieme dei fattori che innescano il meccanismo di dissipazione dell'energia quali: frequenza, ampiezza e condizioni ambientali come temperatura e umidità. Nei materiali compositi fibrorinforzati a matrice polimerica il meccanismo predominante che causa la dissipazione dell'energia è lo smorzamento viscoso dovuto al comportamento viscoelastico della matrice e/o delle fibre, (Gibson R.F. 1992). Per misurare la velocità con cui il sistema oscillatorio disperde energia rispetto alla propria velocità di oscillazione, e quindi determinare la grandezza di difficile misurazione che controlla tale meccanismo, quale il coefficiente di smorzamento, sono stati usati due diversi approcci LDA (Logarithmic Decrement Analysis) e HPB (Half Power Bandwidth), rispettivamente analisi del decremento logaritmico nel dominio del tempo e analisi per mezzo della larghezza di banda nel dominio della frequenza.

5.1 Determinazione del coefficiente di smorzamento per mezzo dell'analisi del decremento logaritmico LDA

Dall'analisi dei dati sperimentali delle vibrazioni libere, considerate nel dominio del tempo, è stato determinato il coefficiente di smorzamento viscoso. Il comportamento oscillatorio sinusoidale subisce una riduzione dei valori delle ampiezze definito dal decremento logaritmico determinato analiticamente dal logaritmo naturale del rapporto tra due ampiezze massime successive nell'intervallo di tempo di un periodo smorzato di uno o più cicli, rispettivamente Eq. (6) ed Eq. (7).

$$\delta = \ln \frac{x_0}{x_n} \quad (6)$$

$$\delta = \frac{1}{n} \cdot \ln \frac{x_0}{x_n} \quad (7)$$

dove δ = decremento logaritmico; x_0 = ampiezza iniziale; x_n = ampiezza finale; n = numero di cicli. Il coefficiente di smorzamento ζ viene determinato per mezzo della seguente relazione matematica, Eq. (8).

$$\zeta = \left(1 + \frac{4 \cdot \pi^2}{\delta^2} \right)^{-0.5} \quad (8)$$

che può essere semplificata Eq. (9) per piccoli valori di ζ , e cioè quando $(1 - \zeta^2)^{0.5}$ è circa uguale a 1.

$$\xi \cong \frac{\delta}{2 \cdot \pi} \quad (9)$$

5.2 Determinazione del coefficiente di smorzamento per mezzo del metodo dell'ampiezza di banda HPB

Il parametro della larghezza di banda HPB, ovvero dello smorzamento, ringing time o fattore di merito, viene definito nel dominio della frequenza e viene usato quando vi è una ridotta capacità di dissipare energia, (Naghypour M. et al. 2005). La larghezza di banda corrisponde all'intervallo di frequenza sotteso, dell'oscillazione libera della frequenza interessata, entro una quantità N (con $N > 1$) dalla rispettiva ampiezza di picco (vedi Fig. 5), quantificando indirettamente la velocità della risposta del trasduttore all'insorgere e allo svanire della vibrazione. La figura seguente, Figura 5, mostra la larghezza di banda BW compresa tra le frequenze di banda f_i e f_{i+1} .

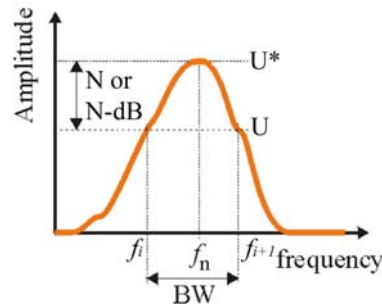


Figura 5. Larghezza di banda

La durata dell'oscillazione libera, che è direttamente legata alla larghezza di banda, viene misurata considerando i punti iniziali e finali dell'oscillogramma compreso nell'intervallo N (con $N = U/U^*$ con N sempre > 1) che è stato posto uguale alla misura di tipo logaritmico $\pm 3\text{dB}$ (per $20 \cdot \log_{10} U/U^* = \pm 3\text{dB}$), subiscono un'attenuazione (-14dB o -40dB) rispetto al valore di picco massimo dell'ampiezza. Nelle oscillazioni meccaniche libere lo smorzamento viene quantificato analiticamente dal rapporto tra la frequenza libera di vibrazione e larghezza di banda come espresso dalla seguente relazione Eq. (10).

$$BW = f_n \cdot \sqrt{1 - 2\xi^2 + 2\xi\sqrt{(N^2 - 1) \cdot (1 - \xi^2)}} - \sqrt{1 - 2\xi^2 - 2\xi\sqrt{(N^2 - 1) \cdot (1 - \xi^2)}} \quad (10)$$

dove f_n = frequenza naturale; $BW = f_{i+1} - f_i$ (larghezza di banda) ed $N = U/U^*$.

La relazione lineare tra ξ e BW/f_n è valida solo per bassi valori di ξ (Jones D. I. G. 2001); con valori bassi di ξ e con $N = 2^{1/2}$ la relazione Eq. (10) viene semplificata ottenendo la seguente formulazione, Eq. (11):

$$\xi_{BW} = \frac{BW}{2 \cdot f_n} \quad (11)$$

dove ξ_{BW} = coefficiente di smorzamento determinato per mezzo del metodo della larghezza di banda.

6 ANALISI DEI RISULTATI

Le seguenti tabelle 4, 5 riassumono, per ogni profilo e configurazione di prova, le frequenze naturali dei tre differenti approcci, quali FEM, analisi numerica con le Eq. (1, 2, 4) e risultati sperimentali.

Tabella 4. Risultati de profilo a "I"

Modi di vibrare	Appoggio-appoggio			Incastro-incastro		
	FEM (Hz)	Teorico (Hz)	Exp. (Hz)	FEM (Hz)	Teorico (Hz)	Exp.(Hz)
	I_{xx}					
1	24.38	24.59	25.02	49.79	32.96	29.90
2	92.78	98.36	94.6	129.39	132.38	112.30
3	191.68	221.32	195.31	237.06	271.98	210.57
	I_{yy}					
1	7.07	7.01	8.54	9.45	9.39	12.66
2	28.23	28.05	28.53	37.8	37.76	36.31
3	63.24	63.12	63.78	77.19	77.57	74.76

Tabella 5. Risultati del profilo "square"

Modi di vibrare	Appoggio-appoggio			Incastro-incastro		
	FEM (Hz)	Teorico (Hz)	Exp. (Hz)	FEM (Hz)	Teorico (Hz)	Exp.(Hz)
1	37.66	38.34	32.04	74.00	79.275	39.67
2	140.04	153.34	106.04	189.10	153.08	163.27
3	275.07	345.03	225.83	339.89	345.48	297.54

Le Tabelle 6 e 7 elencano i valori dello smorzamento ricavati per mezzo del decremento logaritmico (LDA) e attraverso il metodo della larghezza di banda (HPB). La prima tabella mostra i coefficienti di smorzamento ζ determinati nel dominio del tempo evidenziando, per ogni ciclo considerato, delle differenze trascurabili tra i risultati e, quindi, la completa indipendenza dal variare delle ampiezze di vibrazione. Come già trattato in precedenti studi (Gibson R. F. 1992 e Gibson R. F. et al. 1976) si nota che a bassi valori di ampiezza il fattore di smorzamento, nei compositi fibrorinforzati a matrice polimerica non lesionati, non è influenzato dall'ampiezza. La seconda tabella, Tabella 7, elenca i risultati relativi al coefficiente ζ calcolati nel dominio della frequenza. I risultati ottenuti, che fanno riferimento ai primi tre modi di vibrare, mostrano un'evidente influenza del valore della frequenza nel coefficiente di smorzamento.

Tabella 6: Coefficiente di smorzamento determinato per mezzo del metodo LDA

Profili	Condizioni di vincolo	Asse di rigidezza	Coefficiente di smorzamento		
			7 cicli	12 cicli	18 cicli
"square"	Appoggio-appoggio	$I_{xx}=I_{yy}$	0.017	0.012	/
	Incastrato		0.017	0.016	0.016
"I"	Appoggio-appoggio	I_{xx}	0.018	0.022	0.021
		I_{yy}	0.012	0.012	0.011
	Incastrato	I_{xx}	0.010	0.011	0.010
		I_{yy}	0.054	/	/

Tabella 7: Coefficiente di smorzamento determinato per mezzo del metodo HPB

Profili	Condizioni di vincolo	Asse di rigidezza	Coefficiente di smorzamento		
			Modo 1	Modo 2	Modo 3
"square"	Appoggio-appoggio	$I_{xx}=I_{yy}$	0.037	0.022	0.008
	Incastrato		0.057	0.013	0.008
"I"	Appoggio-appoggio	I_{xx}	0.035	0.016	0.008
		I_{yy}	0.018	0.014	/
	Incastrato	I_{xx}	0.021	0.011	0.006
		I_{yy}	0.030	0.010	0.009

7 CONCLUSIONI

Da una prima analisi dei risultati ottenuti possiamo trarre le seguenti considerazioni:

- La buona concordanza tra i risultati sperimentali e i dati ricavati dalla modellazione numerica e agli elementi finiti evidenzia da un lato la possibilità di utilizzare modelli di uso comune anche per elementi in composito, dall'altro la buona omogeneità meccanica del materiale.
- I dati relativi alle frequenze dei modi propri di vibrare dei profili in presenza dello schema statico appoggio-appoggio confermano la similarità dei risultati sperimentali con quelli ottenuti dall'approccio analitico e dall'analisi agli elementi finiti.
- I bassi valori del coefficiente di smorzamento, in presenza di basse ampiezze, associato alla poca incidenza del peso proprio degli elementi strutturali in composito fibrorinforzato, sembrerebbero evidenziare una ridotta risposta dinamica; tali risultati sono supportati dallo studio di altri autori sul comportamento dinamico di due sistemi strutturali costruiti interamente con profili FRP, (Aluri, S. et al. 2005).

8 SVILUPPI

Si intende verificare l'effetto del comportamento dinamico dei profili pultrusi FRP di un telaio tridimensionale per valutare ed eventualmente incrementare il meccanismo che determina la capacità di dissipare energia agendo o a livello micromeccanico nello smorzamento isteretico o a livello macromeccanico.

9 RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

Aluri S., JinKa C., GangaRao H.V.S. 2005. "Dynamic Response of Three Fiber Reinforced Polymer Composite Bridge". *Journal of Bridge Engineering*, ASCE, 722-730.

Bastianini F., Boscato G., Russo S., Sciarretta F., 2006. "Risposta dinamica degli elementi strutturali PFRP", *Convegno nazionale Sperimentazione su materiali e strutture*, Venezia 6-7 dicembre, pp. 590-600.

Di Tommaso A., Arduini M., Focacci F., Russo S., 2003. "Le Strutture in Materiale Composito, *Ingegneria delle strutture*", Vol. 3, cap. XVIII, Edizioni UTET, Torino, Italia.

Faella G., Ramasco R., 2003. "La Dinamica Strutturale", *Ingegneria delle strutture*, Vol. 2, cap. VIII, Edizioni UTET, Torino, Italia, pp. 329-473.

Gibson R.L., 1992. "Damping characteristics of composite materials and structures", *Journal of Materials Engineering and Performance*, 1(1), 11-20.

Gibson R.L., Plunkett R., 1976. *Dynamic Mechanical Behaviour of Fiber-Reinforced Composites: Measurement and Analysis*. *J. Composite Materials*, Vol.10, 325-341.

Jones D.I.G., 2001. "Handbook of Viscoelastic Vibration Damping" John Wiley & Sons Ltd, Chichester, London.

Naghypour M., Taheri F., Zou G.P. 2005. "Evaluation of Vibration Damping of Glass-Reinforced-Polymer-Reinforced Glulam Composite Beams". *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 1044-1050.

Nori, C.V., McCarty, T.A., and Mantena, P.R., 1996. "Vibration analysis and finite-element modeling of pultruded hybrid composites," *Composites Part B-Engineering*, 27, 3-4, 329-337.

Schwarz B. I., Richardson M. I., 1999. "Experimental modal analysis", *CSI Reliability Week*, Orlando, FL.

Turvey G. I., Mulcahy N., 2004. "Free vibration of clamped pultruded GRP circular plates with central cut-outs", *Fourth International Conference on Thin-Walled Structures*, I Loughlan, pp. 927-934.

Vangipuram, R., Mantena, P.R., Hickling, R., 1994. "Material characterization of pultruded glass epoxy composites using ultrasonic and vibration measurements", in *Proc. National Conf. on Noise Control Engineering: Progress in Noise Control for Industry*, Noise Control Foundation, Pugkeepsie, Chap. 165, 831-836.