

IDENTIFICAZIONE STRUTTURALE DI UNA STRUTTURA REALE IN ACCIAIO MEDIANTE PROVE IMPULSIVE CON MARTELLO STRUMENTATO

G. BUDA

Dipartimento di Ingegneria Civile e Ambientale - sez. Ingegneria Strutturale, Università di Catania, Catania.

SOMMARIO

Questo lavoro presenta l'identificazione dinamica di una struttura reale in acciaio mediante prove di tipo impulsivo eseguite per mezzo di un martello strumentato. Per la struttura è stato formulato un modello preliminare agli elementi finiti utilizzando degli elementi trave a nodi semi-rigidi, assimilando le giunzioni a delle molle i cui valori di rigidità sono oggetto dell'identificazione. I parametri modali della struttura reale sono stati stimati dalle Funzioni di Risposta Impulsiva (IRFs) ottenute dalla IFFT delle Funzioni di Risposta in Frequenza (FRFs) sperimentali. La stima dei parametri modali della struttura è stata effettuata nel dominio del tempo con il metodo sviluppato da Ibrahim (ITD). I parametri modali stimati, in particolare le frequenze di risonanza, sono stati utilizzati per l'implementazione di una procedura di aggiornamento ai minimi quadrati di un modello preliminare agli elementi finiti.

ABSTRACT

This work presents the dynamic identification of a real steel structure by means of impulsive testing method with instrumented sledge-hammer. A finite element model of the structure has been formulated using a beam element with semi-rigid joints, describing the junctions of the structure with a springs that represents the parameter to be identified. The modal parameters of the real structure have been estimated by means of the Impulse Response Functions (IRFs) obtained by the IFFT of the experimental Frequency Response Functions (FRFs). The Ibrahim Time Domain (ITD) method has been used for the estimation of the modal parameters of the structure. The modal parameters, in particular, the resonant frequencies, have been used for updating the preliminary finite element model by means of a minimum least square procedure.

1. INTRODUZIONE

Nel presente lavoro viene riportata una esperienza sperimentale di identificazione strutturale su una struttura reale in acciaio di medie dimensioni, utilizzando alcune delle tecniche di analisi modale sperimentale già consolidate da diverso tempo in letteratura, ma solitamente applicate a sistemi meccanici in condizioni ottimali di laboratorio.

Le tecniche di estrazione dei parametri modali consentono la stima delle frequenze, dei rapporti di smorzamento e delle forme modali del sistema reale, che possono essere utilizzati per la correzione di un modello analitico agli elementi finiti. La disponibilità di un modello attendibile è di fondamentale importanza ai fini del calcolo della risposta strutturale reale.

Nel presente lavoro verrà descritta la struttura oggetto della sperimentazione e verrà formulato un modello analitico preliminare sulla base delle informazioni geometriche e meccaniche, successivamente verrà descritta l'organizzazione e la modalità di esecuzione delle prove dinamiche. I parametri modali verranno stimati con la tecnica sviluppata da Ibrahim [1, 2, 3, 4] nota in letteratura come *ITD method*, la stima verrà eseguita su un numero considerevole di prove ed una media dei risultati stimati sarà utilizzata come modello sperimentale del sistema strutturale. Infine, il modello numerico verrà aggiornato mediante una procedura ai minimi quadrati che minimizza la distanza tra le frequenze naturali di vibrazione del sistema. La scelta dei parametri da aggiornare è effettuata su una analisi di sensitività eseguita su tutti i parametri realisticamente modificabili della struttura, che nel caso specifico sono le rigidità dei nodi strutturali.

2. DESCRIZIONE DELLA STRUTTURA

Il corpo edilizio oggetto dello studio qui riportato è costituito da una struttura in acciaio ad una elevazione che sarà destinata ad accogliere dei locali commerciali e delle rimesse auto.

La struttura è realizzata in acciaio con elementi tubolari e scatolari saldati in opera del tipo Fe 360. Gli elementi portanti principali sono 10 telai semplici a portale disposti nella direzione trasversale e collegati, nella direzione longitudinale, tramite delle travi scatolari a sezione rettangolare disposte longitudinalmente. Il telaio si sviluppa su pianta rettangolare allungata di 5.00 x 29.80 m con due altezze differenti, una di 3.50 m l'altra di 4.50 m, e piano di copertura inclinato.

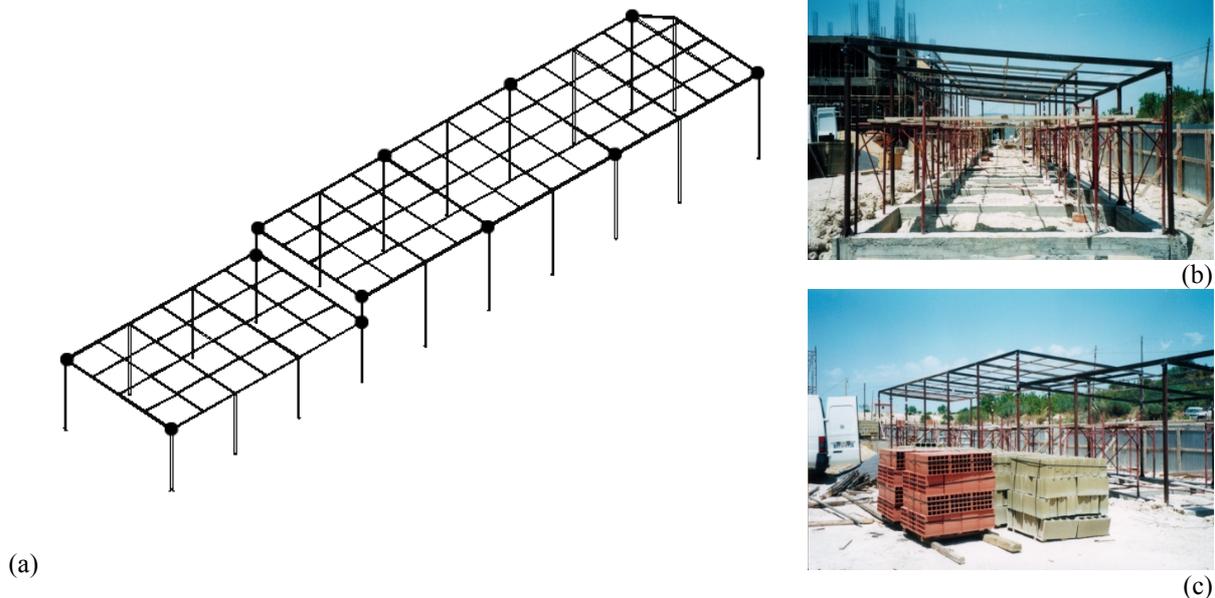


Figura 1. (a) Rappresentazione tri-dimensionale della struttura. • Stazioni di misura. (b) Vista trasversale del telaio. (c) Particolare della zona di separazione dei due livelli della copertura.

La struttura metallica è supportata da una fondazione realizzata in calcestruzzo armato del tipo a travi rovesce ed il collegamento della struttura alla fondazione avviene mediante tirafondi in acciaio e bullonatura su flangia saldata. La struttura di sostegno della copertura (travetti) è realizzata con degli elementi scatolari in acciaio saldati in opera. I travetti metallici, del tipo scatolare 30x40x3.25 mm hanno un interasse pari a 150 cm. Le travi principali sono tutte realizzate con scatolari 100x60x3 mm e sono inclinate in quanto seguono la pendenza della copertura. Le colonne risultano costituite da profili tubolari del diametro esterno di \varnothing 88.90 mm e spessore 2.9 mm alla cui testa sono saldate le travi principali mediante piastre in acciaio delle dimensioni di 100x80x10 mm con fazzoletti irrigidenti 100x100 mm dello spessore di 10 mm saldate fra la testa del palo e lo scatolare principale. Alla base delle colonne sono state previste delle piastre quadrate di 200x200 mm e spessore 10 mm saldate ai montanti tramite fazzoletti irrigidenti ed imbullonate con quattro tirafondi ciascuna alla trave di fondazione in calcestruzzo armato di dimensioni 50x35 cm. In Fig. 1a è riportata una rappresentazione tri-dimensionale della struttura in studio, nelle Fig. 1b e 1c alcune foto della struttura metallica realizzata.

3. MODELLO AGLI ELEMENTI FINITI

Il modello agli elementi finiti è stato formulato utilizzando lo Structural Dynamic ToolboxTM (SDT) implementato in ambiente MATLABTM [5]. L'intero corpo è stato discretizzato attraverso l'uso di elementi trave a nodi semi-rigidi secondo la formulazione presentata da RATCLIFFE [6], le procedure relative agli elementi trave con nodi semi-rigidi sono state implementate e inserite all'interno dello SDT. In particolare, nella formulazione utilizzata, la rigidità generalizzata dell'estremità dell'asta è valutata come un'aliquota della rigidità generalizzata della trave di Eulero-Bernoulli secondo un coefficiente del tipo $(\alpha/(1-\alpha))$. La trave con nodi semi-rigidi è equivalente ad una trave di Eulero-Bernoulli con delle molle poste alle estremità nodali che avranno una rigidità nulla ($\alpha=0$) nel caso di comportamento a cerniera dell'estremità e valore coincidente al valore d'incastro perfetto nel caso di molle infinitamente rigide ($\alpha=1$). I parametri α , così definiti, si prestano particolarmente bene ad essere trattati all'interno di una procedura di aggiornamento.

Gli elementi trave adottati sono a 12 gradi di libertà ed utilizzano la matrice di massa in forma coerente, mentre il modello analitico finale del telaio ha 1272 gradi di libertà. Particolare accortezza è stata posta al posizionamento dei nodi strutturali, che sono stati collocati in corrispondenza della giunzione reali dei vari elementi. Anche i nodi alla base delle colonne sono state considerate con vincolo semi-rigido, al fine di modellare al meglio il collegamento con la struttura di fondazione.

3.1. Caratterizzazione geometrica e meccanica dei materiali utilizzati

Per ognuno degli elementi costruttivi, colonne, travi e travetti, sono stati prelevati dei campioni, al fine della determinazione della densità di massa, del rilievo delle dimensioni effettive dei profilati e della determinazione del modulo elastico. La densità di massa è stata determinata attraverso la determinazione dei pesi e dei volumi dei singoli campioni. Una stima dei moduli elastici è stata effettuata attraverso delle prove di carico-scarico di tipo statico a compressione eseguite in laboratorio su macchina universale e misurando le deformazioni medie attraverso degli estensimetri. I cicli si sono sviluppati in un intervallo pari ad 1/3 del carico limite di snervamento per il tipo di acciaio utilizzato. I risultati ottenuti, insieme alle caratteristiche geometriche dei provini, sono riportati nella Tab. 1.

Tabella 1. Caratteristiche geometriche e meccaniche degli elementi strutturali.

Elemento	I_x [cm ⁴]	I_y [cm ⁴]	J [cm ⁴]	Area [cm ²]	Densità massa [Ns ² /m ⁴]	Modulo elastico [kN/m ²]
Colonna – Ø 88.90 x 2.9	72.52	72.52	145.04	7.84	7630.23	$2.0820 \cdot 10^8$
Trave – 100 x 60 x 3	126.24	56.65	119.10	9.24	7408.67	$2.0615 \cdot 10^8$
Travetto – 40 x 30 x 3.25	8.64	5.38	9.89	4.13	7752.88	$2.1141 \cdot 10^8$

La caratterizzazione geometrica e meccanica dei singoli elementi ha consentito di eliminare queste quantità come parametri incogniti della procedura di aggiornamento del modello agli elementi finiti.

4. ORGANIZZAZIONE DELLE PROVE SPERIMENTALI

Il modello agli elementi finiti ha fornito le informazioni necessarie per il collocamento dei sensori di misura. Questi si sono disposti, Fig. 1a, in modo tale da fornire una adeguata descrizione delle prime forme modali del sistema. Per la realizzazione della prova sono stati utilizzati 15 accelerometri che consentono la misura di 15 gradi di libertà traslazionali rispetto ai 1272 gradi di libertà del modello. Il rapporto tra queste quantità costituisce il rapporto di incompletezza delle misure che nel caso specifico vale 0.0118.

4.1. Descrizione della strumentazione di prova

L'apparecchiatura di prova è costituita dai trasduttori di accelerazione (accelerometri), dal sistema di acquisizione dati e dal martello strumentato.

Sono stati utilizzati n° 15 trasduttori di accelerazione di tipo capacitivo della SETRA con campo di utilizzazione di $\pm 2g$ e sensitività nominale di 0.5 V/g. I trasduttori sono stati fissati sulla struttura previa applicazione di basette in acciaio saldate alla struttura. I trasduttori sono stati collegati al sistema di alimentazione, costituito da una centralina di alimentazione con tensione di 24 V (DC), ed al sistema di acquisizione mediante cavi multipolo schermati della lunghezza di circa 20 m. Al fine di limitare il rumore dovuto alla vibrazione di tali cavi, questi sono stati assicurati al fusto mediante fascette di serraggio in materiale plastico. In Fig. 2a è mostrata una stazione di misura mono-assiale. In Fig. 2b è mostrato il sistema di acquisizione dati dinamici con il quale sono state condotte le prove.

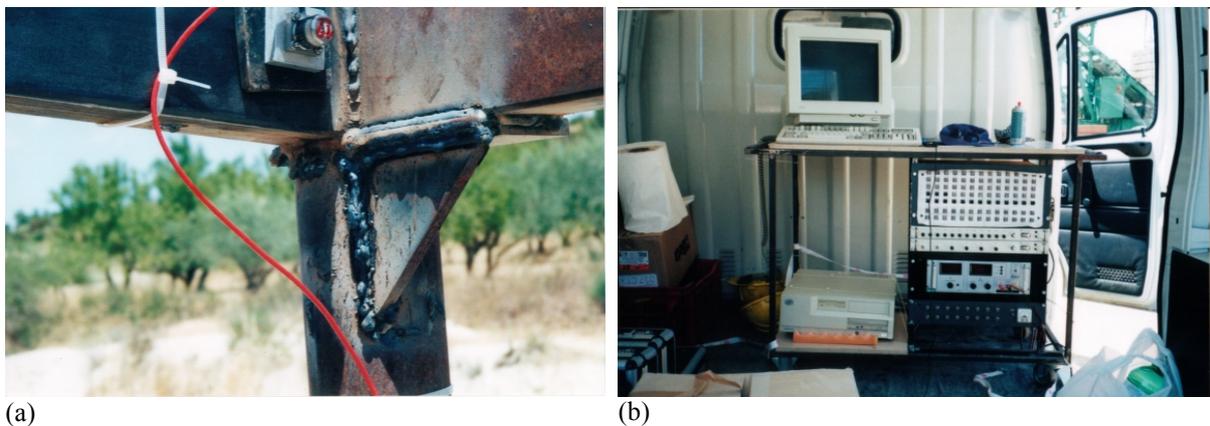


Figura 2. (a) Stazione di misura tipo e particolare della connessione saldata trave-colonna. (b) Sistema di acquisizione dati e condizionatore dei segnali accelerometrici.

Il sistema di acquisizione è costituito da un convertitore analogico-digitale a 16 bit della National Instruments modello AT-MIO-16E e da un personal computer. I segnali sono stati acquisiti attraverso un software specifico realizzato in ambiente LabVIEW™ capace di gestire tempi di campionamento e durata dell'acquisizione in modo interattivo e di registrare i dati in formato ASCII. Il sistema di eccitazione è costituito da un martello strumentato della PCB Piezotronics modello 086C20 con sensitività nominale di 0.22 mV/N e campo di utilizzo da 0 a 22000 N.

4.2. Prove impulsive con martello strumentato

Le azioni impulsive sono state applicate mediante il martello strumentato descritto precedentemente in corrispondenza di tutti i punti di misura strumentati. Su ogni punto di misura sono stati eseguiti numerosi colpi. Scartando le registrazioni di scarsa qualità considerando per la media 5 segnali per ogni stazione di misura. I segnali sono stati acquisiti con una frequenza di campionamento di 500 Hz, una durata T di 5 secondi ed un tempo di *pre-trigger* pari al 5% del tempo T . La durata è stata scelta in modo da avere un segnale di risposta praticamente nullo alla fine del periodo di acquisizione. Le FRF sono state determinate attraverso lo stimatore H_2 [7], che minimizza l'effetto del rumore sul segnale di risposta. I segnali sono stati trattati mediante l'uso delle tecniche di *windowing* [7], in particolare l'uso della *force-window* per il segnale di eccitazione e dell'*exponential-window* [7] per il segnale di risposta.

5. ESTRAZIONE DEI PARAMETRI MODALI

L'estrazione dei parametri modali è stata effettuata nel dominio del tempo mediante il metodo di Ibrahim. Tale metodo, infatti, consente di descrivere il rumore presente in un segnale attraverso componenti modali fittizie, caratterizzate da ulteriori valori di frequenza, di smorzamento e di forme di vibrazione. Durante il processo di identificazione, quindi, vengono stimati sia gli effettivi modi strutturali sia quelli legati al rumore ambientale, chiamati modi computazionali. Alcuni indici consentono, alla fine del procedimento, di separare i modi strutturali da quelli computazionali. I segnali impulsivi nel dominio del tempo sono stati ottenuti applicando alle FRF sperimentali l'algoritmo della trasformata inversa veloce di Fourier (IFFT).

Il procedimento di identificazione secondo il metodo di Ibrahim è governato dal numero di gradi di libertà del modello, m , dal numero dei campioni dei segnali delle risposte, q , e dagli intervalli di tempo Δt_1 , Δt_2 e Δt_3 . Nel caso specifico il procedimento è stato implementato numerose volte, variando i parametri rappresentativi in maniera da ottenere la migliore stima possibile delle frequenze, dei rapporti di smorzamento e delle forme modali del sistema. Sono stati considerati i seguenti valori: $m = 160$, $q = 1000$, $\Delta t_1 = \Delta t$, $\Delta t_2 = 8\Delta t$, $\Delta t_3 = 3\Delta t$ in cui Δt è l'intervallo di campionamento con cui sono stati acquisiti i dati (1/500 s).

Per distinguere i modi strutturali da quelli computazionali è stato utilizzato il Fattore di Coerenza e di Confidenza Modale (MSCCF), introdotto da GAO e RANDALL [8]. Per i modi strutturali il valore di MSCCF è pari all'unità, mentre in caso di modi non-strutturali tende a zero. Per tenere conto delle incertezze del calcolo, un modulo maggiore di 0.90 ed una fase compresa tra $\pm 10^\circ$ del MSCCF sono stati assunti come caratterizzanti i modi strutturali. Tra i modi identificati, inoltre, sono stati scartati quelli con un rapporto di smorzamento maggiore del 10% perché non verosimile, in relazione alla tipologia della struttura considerata. Una ulteriore selezione è stata eseguita eliminando i modi che presentano una forte complessità

modale nel senso algebrico del termine. La stima dei modi di vibrazione è stata effettuata su tutte e 15 le prove impulsive eseguite. La media dei valori identificati è eseguita con una procedura che associa tra loro le forme modali attraverso i coefficienti di MAC. I risultati della procedura di identificazione sono riportati nella Tab. 2 in cui sono indicati in ordine crescente le frequenze naturali identificate e i relativi rapporti di smorzamento modale.

Tabella 2. Parametri modali identificati. Frequenze e rapporti di smorzamento.

Modo	1	2	3	4	5	6	7	8	9
[Hz]	2.601	3.272	3.584	4.129	4.825	6.179	6.883	8.605	8.930
[%]	4.39	3.50	3.18	2.54	2.40	1.88	1.69	1.56	1.53

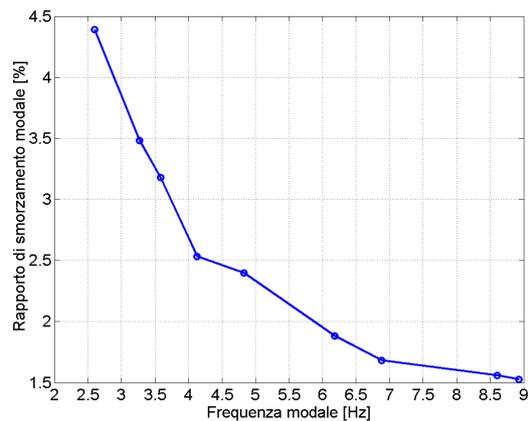


Figura 3. Andamento del rapporto di smorzamento al variare della frequenza modale.

Nella Fig. 3 viene riportato un diagramma frequenza-rapporto di smorzamento che mostra la diminuzione del rapporto di smorzamento al crescere della frequenza modale con evidente andamento non-lineare.

6. AGGIORNAMENTO DEL MODELLO AGLI ELEMENTI FINITI

Dalla fase di identificazione è stato possibile stimare i primi modi di vibrazione della struttura, determinando i valori delle frequenze naturali di vibrazione, i rapporti di smorzamento modale e 9 forme modali sui 15 gradi di libertà misurati. Incompatibilità tra il numero dei gradi di libertà del modello analitico e le componenti modali misurate è stata superata applicando la tecnica di riduzione IRS (Improved Reduced System) al modello analitico [9].

Per l'aggiornamento del modello analitico si è utilizzata una tecnica di minimizzazione del funzionale errore costruito sulla distanza tra le frequenze del modello analitico e il modello sperimentale. Il funzionale dell'errore sarà del tipo:

$$J(\alpha) = \sum_{i=1}^{nf} (f_{i,analitica}(\alpha) - f_{i,sperimentale})^2 \quad (1)$$

dove α sono i parametri da aggiornare ed nf il numero di frequenze utilizzate. Il funzionale è non-lineare e la soluzione di minimo viene determinata per via iterativa linearizzando il

problema attraverso uno sviluppo in serie di Taylor [7], ottenendo una espressione al primo ordine del tipo riportata in (2)

$$\varepsilon = S\Delta\alpha \quad (2)$$

dove $\varepsilon = f_{\text{analitica}} - f_{\text{sperimentale}}$ è il residuo, S è la matrice delle sensitività degli autovalori e $\Delta\alpha$ è la correzione del parametro da identificare. La soluzione di minimo è stata ottenuta mediante una tecnica di minimizzazione vincolata ai minimi quadrati. Nel caso specifico, i vincoli applicati sui parametri rispettano la condizione $0 \leq \alpha \leq 1$, mentre la sensitività dell'autovalore richiesta nella (2) può essere determinata in forma numerica secondo quanto riportato da RATCLIFFE [6], HEYLEN [7].

La procedura di aggiornamento del modello analitico usa come criterio di arresto l'errore globale percentuale (EG%) definito attraverso la relazione (3).

$$EG\% = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{nf} (f_{i,\text{analitica}} - f_{i,\text{sperimentale}})^2}{\sum_{i=1}^{nf} (f_{i,\text{sperimentale}})^2}} \times 100 \quad (3)$$

L'aggiornamento del modello si arresta quando la variazione dell'EG% risulta inferiore alla soglia prefissata per almeno 3 iterazioni.

6.1 Selezione di parametri da aggiornare

Il modello preliminare è stato formulato inserendo i nodi semi-rigidi nei punti in cui si attende un comportamento vincolare di non perfetto incastro tra gli elementi. Il posizionamento di tali nodi è quindi dettato da una analisi costruttiva della struttura. In particolare, si sono assunti come parametri possibili per l'aggiornamento del modello le rigidzze flessionali e torsionali dei nodi posti alla base delle colonne di sostegno, collegamento con la fondazione; quelle dei nodi in elevazione di collegamento tra le colonne e le travi principali longitudinali; quelle dei nodi in elevazione tra le travi principali trasversali e longitudinali.

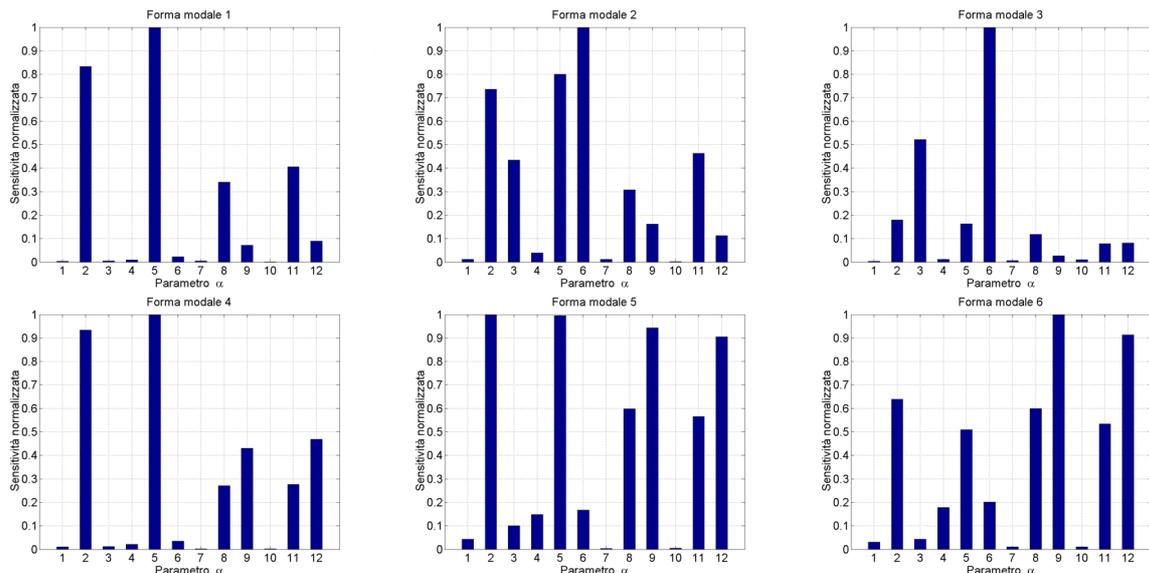


Figura 4. Sensività dell'autovalore per i primi 6 modi di vibrazione.

I parametri sono stati accorpati per tipologia in 4 gruppi ottenendo un totale di 12 parametri potenzialmente aggiornabili. La scelta tra questi parametri è stata effettuata eseguendo un'analisi della sensitività degli autovalori [7] per i primi 6 modi strutturali e scegliendo come parametri da aggiornare quelli che presentano un valore superiore al 20% della massima sensitività per il modo considerato, Fig. 4. Tale analisi ha escluso tutti i parametri legati alla rigidità torsionale dei nodi, che pertanto non sono stati considerati nella procedura di aggiornamento. Il numero totale dei parametri si è ridotto alle 8 rigidità flessionali dei nodi la cui denominazione adottata è riportata nella Tab. 3.

Tabella 3. Denominazione dei parametri da aggiornare.

Collegamento semi-rigido	Dir. longitudinale	Dir. trasversale
Colonna - Fondazione	α_1	α_2
Colonna - Trave longitudinale	α_3	α_4
Trave trasversale - Trave longitudinale (nodi lato h=3.50 m)	α_5	α_6
Trave trasversale - Trave longitudinale (nodi lato h=4.50 m)	α_7	α_8

La procedura di aggiornamento ha fatto uso di 5 frequenze di vibrazione tra quelle identificate. E' stato scartato il modo a 4.825 Hz perché presenta un basso coefficiente di MAC relativamente al modello preliminare, dovuto probabilmente alla non adeguata capacità descrittiva della forma modale da parte della disposizione strumentale adottata.

Durante la procedura iterativa di aggiornamento la corrispondenza tra le frequenze del modello corretto, alla iterazione corrente, e quello sperimentale viene garantita associando i modi che presentano il coefficiente MAC più elevato.

I risultati della procedura di identificazione sono riportati nella Tab. 4 in cui sono riportati i valori dei coefficienti α del modello preliminare e i valori identificati del modello aggiornato.

Tabella 4. Valori dei parametri di rigidità dei nodi prima e dopo l'aggiornamento.

Modello	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5	α_6	α_7	α_8
Preliminare	0.500	0.500	0.500	0.500	0.500	0.500	0.500	0.500
Aggiornato	0.610	0.631	1.000	1.000	0.104	0.215	0.999	0.010

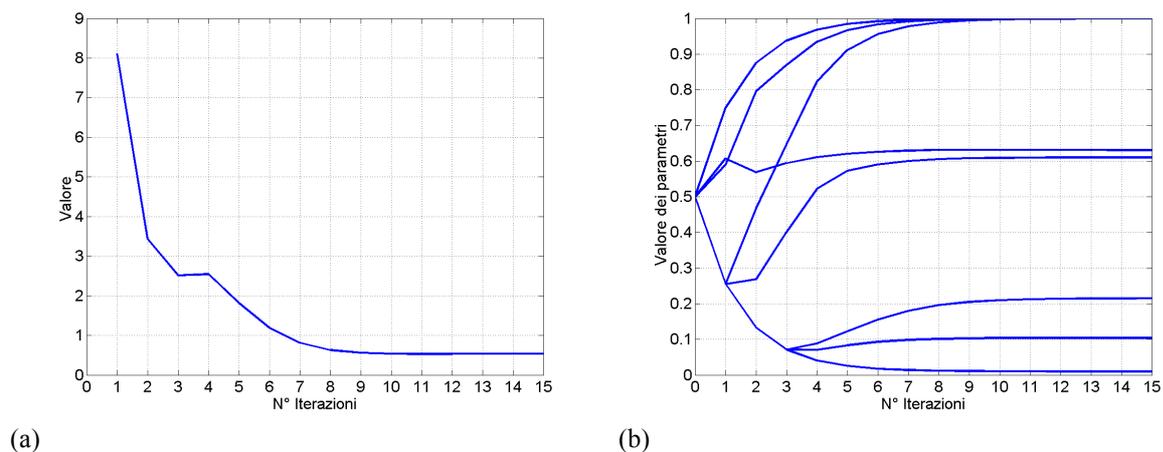


Figura 5. (a) Errore globale percentuale sulle frequenze. (b) Storia di convergenza dei parametri α .

In Fig. 5a, b sono mostrati, in funzione delle iterazioni effettuate, l'andamento dell'errore globale percentuale e la storia di convergenza dei parametri durante la procedura di

aggiornamento del modello analitico. Per i parametri selezionati è possibile registrare una regolare convergenza al valore ottimale.

Una interpretazione dei risultati ottenuti in Tab. 4 indica che le rigidzze nodali alla base delle colonne, coefficienti α_1 e α_2 , sono simili in entrambe le direzioni, un valore intorno al 60% della rigidzza di perfetto incastro, valore accettabile, se si considera l'incertezza della modalità di realizzazione e montaggio della connessione. Infatti, risulta sconosciuta la modalità di serraggio della flangia ai tirafondi. Le rigidzze nodali delle connessioni tra travi principali e colonne, coefficienti α_3 e α_4 , indicano un comportamento di perfetto incastro, in questo caso il valore ottenuto sembra fisicamente possibile, poiché la connessione è eseguita mediante l'uso di piastre di acciaio, Fig. 1a. Più complicata è l'interpretazione dei valori di rigidzza dei nodi di connessione tra travi trasversali e travi longitudinali, coefficienti α_5 , α_6 , α_7 e α_8 . I valori ridotti di rigidzza, sebbene questi siano parametri globali di tutti gli elementi, indicano un comportamento delle connessioni lontano da quello di perfetto incastro. Tale affermazione è giustificabile dal fatto che le travi trasversali sono saldate direttamente su quelle longitudinali senza l'utilizzo di adeguate piastre di rinforzo.

6.2 Confronti tra modello sperimentale identificato e i modelli agli elementi finiti

Il confronto tra il modello preliminare agli elementi finiti, il modello sperimentale e il modello aggiornato è stato eseguito con riferimento alle frequenze naturali di vibrazione ed alle FRF della struttura.

Nella Tab. 5 sono riportate relativamente alle prime 6 frequenze fondamentali della struttura, i confronti, in termini di errore relativo, tra le frequenze del modello preliminare e quelle stimate sperimentalmente nonché i coefficienti MAC tra forme modali analitiche e sperimentali. Lo stesso confronto è riportato per il modello analitico aggiornato.

Si evidenzia un globale incremento del grado di correlazione tra le forme modali, ma fondamentalmente una riduzione concreta dell'errore globale percentuale, che passa dall'8.110%, del modello preliminare, allo 0.532% del modello aggiornato. Anche i coefficienti MAC migliorano globalmente, soprattutto per la 2° e 3° forma modale.

Tabella 5. Confronto tra i parametri modali sperimentali, del modello analitico preliminare ed aggiornato.

Modo	Modello ID	Modello FE preliminare		Modello FE aggiornato			
	Freq. [Hz]	Freq. [Hz]	Errore [%]	MAC [%]	Freq. [Hz]	Errore [%]	MAC [%]
1	2.601	2.672	-2.653	98.26	2.631	-1.114	97.77
2	3.272	3.315	-1.308	67.28	3.234	-1.330	87.87
3	3.584	3.370	+6.370	60.52	3.585	-0.028	94.30
4	4.129	4.512	-8.487	93.62	4.138	-0.217	95.06
5	4.825	5.237	-7.867	5.64	4.816	+0.187	5.05
6	6.179	6.781	-8.886	85.09	6.177	+0.032	86.17
EG% = 8.110 %				EG% = 0.532 %			

Il modello aggiornato, almeno per l'intervallo di frequenze considerato, evidenzia buone capacità di descrizione della risposta reale. Tale capacità è mostrata dal confronto tra le FRF sperimentali e quelle rigenerate tramite il modello aggiornato, in cui per la generazione delle FRF analitiche sono stati utilizzati gli smorzamenti modali determinati sperimentalmente.

In Fig. 6, a titolo di esempio, sono mostrati i confronti in termini di recettanza e fase, prima e dopo la procedura di aggiornamento, di una delle FRF della struttura nell'intervallo di frequenze che va da 1 Hz a 10 Hz.

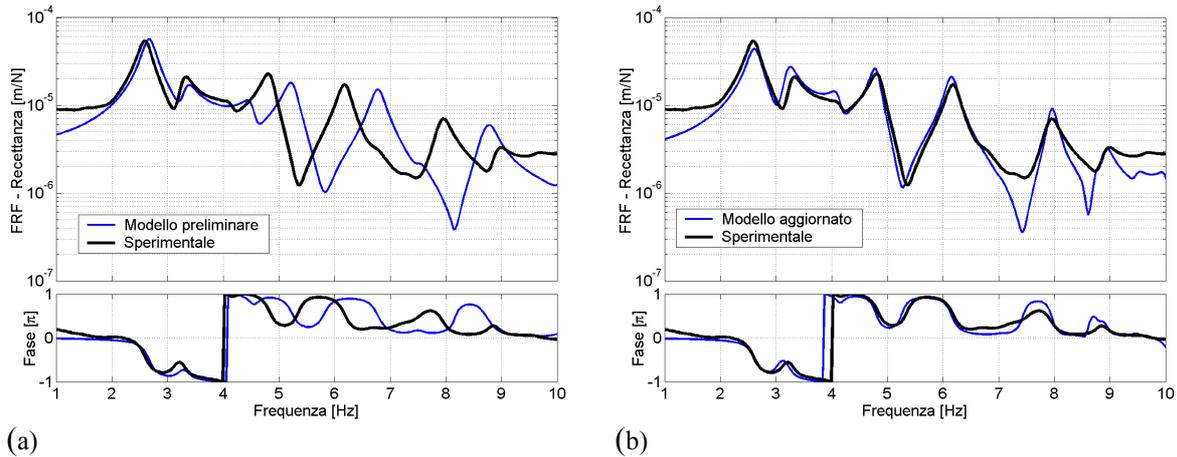


Figura 6. Correlazione tra le FRF del modello preliminare e quelle sperimentali prima (a) e dopo (b) la procedura di aggiornamento.

7. CONCLUSIONI

E' stata presentata una procedura di analisi modale sperimentale su una struttura metallica reale. I parametri modali stimati nel dominio del tempo hanno fornito una buona caratterizzazione del comportamento modale reale della struttura. Lo studio ha consentito l'aggiornamento di un modello analitico agli elementi finiti a nodi semi-rigidi, mediante l'uso delle frequenze di risonanza naturali, ottenendo un buon accordo con le prime 6 frequenze fondamentali del sistema reale. L'identificazione ha utilizzato come parametri incogniti le rigidzze nodali tra gli elementi strutturali fornendo una stima delle probabili condizioni di vincolo del sistema.

8. RIFERIMENTI BIBLIOGRAFICI

- [1] Ibrahim S. R. and Mikulcik E. C.: A method for direct identification of vibration parameters from the free response, *The Shock and Vibration Bulletin*, Vol. 47, pp.183-198 (1977).
- [2] Ibrahim S. R. and Mikulcik E. C.: The experimental determination of vibration parameter from time response, *The Shock and Vibration Bulletin*, Vol. 46, pp. 187-196 (1976).
- [3] Pappa R. S. and Ibrahim S. R.: A parametric study of Ibrahim Time Domain identification algorithm, *The Shock and Vibration Bulletin*, Vol. 51, pp. 43-72 (1981).
- [4] Ibrahim S. R.: Modal confidence factor in vibration testing, *Journal of Spacecraft and Rockets*, Vol. 15, pp. 313-316 (1978).
- [5] Balmes E., *Structural Dynamic Toolbox User Manual*, Paris, France: Scientific Software Group (1997).
- [6] Ratcliffe M. J., Lieven A. J.: A generic element-based method for joint identification, *Mechanical System and Signal Processing* 14(1), pp. 3-28 (2000).
- [7] Heylen W., Lammens S., Sas P.: *Modal analysis theory and testing*, Katholieke Universiteit Leuven, Belgium (1997).
- [8] Gao Y. and Randall R. B.: The ITD mode-shape coherence and confidence factor and its application to separating eigenvalue positios in the Z-plane, *Mechanical Systems and Signal Processing* 14(2), pp. 167-180 (2000).
- [9] Friswell M. I., Garvey S. D. and Penny J. E. T.: The convergence of the iterated IRS method, *Journal of Sound and Vibration* 211(1), pp. 123-132 (1998).