

Proposta di impalcati innovativi per ponti sospesi di grande luce

Gianni Bartoli ^a, Piero D'Asdia ^b, Sofia Febo ^b, Claudio Mannini ^a, Stefano Pastò ^a,
Lorenzo Procino ^a

^aDICeA/CRIACIV, Facoltà di Ingegneria dell'Università degli Studi di Firenze

^bPRICOS/CRIACIV, Facoltà di Architettura dell'Università "G. D'Annunzio" di Chieti-Pescara

ABSTRACT

This paper presents the results of an ongoing research about the aeroelastic performance of long-span suspension bridges characterized by steel multiple-box deck. As it is well known, the multiple-box deck represents a good structural solution with respect to the aeroelastic stability of those type of structures. Nevertheless, with the increase of the span length the frequencies of the first modes of vibration decrease and also the ratio of the torsional frequencies to the correspondent vertical bending frequencies drops, so that it becomes difficult to guarantee flutter critical wind speeds higher than the design wind speed. The conventional techniques of aerodynamic improvement of the deck are often expensive and also not very efficient for span length beyond a certain limit. Therefore, starting from the expertise gained in the Messina Strait Bridge design, an innovative approach to the design of very-long-span bridges is proposed. In particular, a parametric analysis of multiple-box decks is outlined herein, in order to obtain structural configurations with ratios of torsional to vertical bending frequencies of modes susceptible to couple lower than unity. A bridge structure with these characteristics, on the one hand, is not prone to classical flutter instability and, on the other hand, offers the possibility to reduce significantly the construction costs, which is an aspect of primary importance in the design of this type of structures.

SOMMARIO

Nella presente memoria vengono presentati i risultati di una ricerca in atto sulle prestazioni aeroelastiche dei ponti sospesi di grandissima luce ad impalcato multi-cassone in acciaio. Come ben noto, l'impalcato multi-cassone costituisce una buona soluzione strutturale nei confronti della stabilità aeroelastica dei ponti di grande luce. Tuttavia, con l'aumento della luce le frequenze dei primi modi di vibrare della struttura si abbassano e si riduce il rapporto tra le frequenze torsionali e le corrispondenti frequenze di flessione verticale, così che diventa difficile garantire che l'instabilità per flutter classico si manifesti per velocità del vento superiori a quelle di progetto. I classici interventi tesi a migliorare l'aerodinamica dell'impalcato risultano spesso costosi e poco efficaci per luci oltre un certo limite. Partendo dall'esperienza acquisita nella progettazione del ponte sullo Stretto di Messina, la ricerca propone un approccio innovativo alla progettazione di ponti sospesi di grandissima luce, sviluppando configurazioni strutturali di impalcato multi-cassone, con rapporto tra le frequenze torsionale e flessionale suscettibili di accoppiamento inferiore a uno. Un ponte con tali caratteristiche oltre ad essere in grado di scongiurare fenomeni di instabilità dovuta a flutter classico, evidenzia anche la possibilità di ottenere rilevanti economie sui costi di costruzione, aspetto quest'ultimo di primaria importanza per tali opere.

PAROLE CHIAVE: ponti sospesi, grandissima luce, impalcato bi-cassone, aeroelasticità, flutter, rapporto di frequenza.

1. INTRODUZIONE

Nella presente memoria vengono presentati i risultati di una ricerca sui ponti sospesi di grandissima luce ad impalcato multi-cassone in acciaio, costituiti da travi a cassone longitudinali a sostegno

delle vie di corsa, e da travi trasversali (a cassone o meno) portate dai pendini. Il tema è di assoluta attualità in quanto, come ben noto, a fronte dell'aumento della luce dei moderni ponti sospesi nascono una serie di problematiche legate alle prestazioni aeroelastiche dell'impalcato e, di conseguenza, alla sicurezza e alla stabilità dell'intera struttura in presenza di azioni eoliche.

In realtà, l'impalcato multi-cassone, oltre a presentare generalmente coefficienti statici di drag molto bassi, costituisce già di per sé una buona soluzione strutturale nei confronti della stabilità aeroelastica dei ponti di grande luce. Ne è un esempio efficace quello studiato per il progetto di attraversamento dello Stretto di Messina (Brancaleoni & Diana, 1993; Diana *et al.*, 1995; D'Asdia & Sepe, 1998).

Ciononostante, con l'aumentare della luce del ponte, il contributo della rigidità dei cavi di sospensione diventa predominante rispetto a quella dell'impalcato, cosicché il rapporto tra la prima frequenza torsionale e la corrispondente frequenza di flessione verticale tende ad un valore prossimo all'unità (ad esempio circa 1.3 se la distribuzione delle masse è costante sulla larghezza dell'impalcato), e quindi, ove le proprietà aerodinamiche della sezione siano tali da escludere il flutter ad un grado di libertà, inevitabilmente si ha l'insorgere del flutter classico a due gradi di libertà per velocità di vento non molto elevate (Dyrbye & Hansen, 1997). In questo caso, tentare di aumentare la separazione tra le frequenze critiche ricorrendo a particolari soluzioni strutturali, come ad esempio i pendini incrociati (Bartoli *et al.*, 2006; Febo, 2007), può non essere l'unica soluzione.

La ricerca in corso, partendo dall'esperienza acquisita nella progettazione del ponte sullo Stretto di Messina, propone un approccio innovativo alla progettazione di ponti sospesi di grandissima luce attraverso uno studio di impalcato multi-cassone con rapporto tra le frequenze torsionale e flessionale suscettibili di accoppiamento inferiore a uno (Febo, 2007; Bartoli *et al.*, 2007; D'Asdia & Febo, 2007). Un ponte con tali caratteristiche, oltre ad essere in grado di scongiurare fenomeni di instabilità dovuta a flutter classico, che coinvolgono i primi modi di vibrare, ovvero quelli di interesse rispetto alla velocità del vento di progetto (e.g. Dyrbye & Hansen, 1997), evidenzia anche la possibilità di ottenere rilevanti economie sui costi di costruzione, aspetto quest'ultimo di primaria importanza per tali opere.

Conservando inalterate alcune caratteristiche dell'originale ponte di Messina, ovvero la luce della campata centrale (3300 m) e quella delle campate laterali (960 m sulla riva Sicilia e 810 m sulla riva Calabria), la freccia del cavo di sospensione (300 m) e l'altezza delle torri (circa 380 m), i ponti in esame presentano impalcato a cassoni gemelli con interasse tra i cavi di sospensione pari a 26m (Fig. 1). La stessa procedura è stata ripetuta per lo stesso impalcato con interasse fra cassoni maggiorato di 13 m e 26 m, come meglio descritto nella Sezione 1.

Una volta note le caratteristiche geometriche delle strutture esaminate, ottenute tenendo conto del nuovo schema di carichi agenti sui traversi (ad esempio l'eliminazione del cassone ferroviario del progetto originale del ponte di Messina), sono state effettuate una serie di analisi numeriche sui modelli globali dei ponti "tipo Messina" al fine di approfondire il comportamento degli stessi sotto carichi statici ed eolici, come meglio esplicitato nella Sezione 2. Le indagini numeriche, in particolare, hanno avuto come oggetto, in primo luogo, la valutazione dei modi naturali delle strutture sotto soli carichi permanenti, e, in secondo luogo, la valutazione del comportamento aeroelastico con l'utilizzo dei risultati delle prove statiche effettuate nella Galleria del Vento del CRIACIV.

Vista la notevole importanza che riveste l'azione aerodinamica ed il problema aeroelastico nella progettazione di tali impalcato, si è proceduto, ad effettuare una serie di test sperimentali nella suddetta Galleria del Vento con l'obiettivo di studiare la sensibilità della risposta dell'impalcato nei confronti dell'azione aerodinamica. Le prove, di carattere statico ed aeroelastico, sono state effettuate su modelli in scala circa pari a 1:100, come meglio riportato nella Sezione 4.

Infine, per verificare la fattibilità dei modelli di ponte esaminati sono state effettuate un'altra serie di analisi numeriche per la valutazione delle pendenze massime trasversali assunte in mezzera dall'impalcato, così come previsto nelle *Specifiche di progetto del ponte di Messina* 1992.

Tutte le indagini preliminari fin qui descritte mostrano come la configurazione di impalcato bi-cassone dei ponti "tipo Messina", oltre a presentare l'inversione delle frequenze critiche, e quindi un'elevata sicurezza nei confronti dell'instabilità aeroelastica, sono realmente fattibili.

2. MODELLI ESAMINATI

Lasciando invariata la filosofia del progetto del ponte di Messina, e considerando, per semplicità di analisi, solo la parte di impalcato destinata al traffico veicolare, sono state analizzate tre diverse configurazioni di ponte sospeso che conservano inalterate alcune caratteristiche dell'originale, come la luce della campata centrale (3300 m) e quella delle campate laterali (960 m sulla riva Sicilia e 810 m sulla riva Calabria), la freccia del cavo di sospensione (300 m) e l'altezza delle torri (circa 380 m) mentre sono state variate la forma dell'impalcato multi-cassone, l'interasse dei cavi, la forma delle torri di sospensione e la forma del traverso. Infine, trattandosi di uno studio preliminare, i ponti esaminati sono stati assunti solo stradali.

In particolare, i modelli di impalcato analizzati sono stati:

- impalcato bi-cassone con interasse fra i cavi di sospensione pari a 26 m (Fig. 1);
- impalcato bi-cassone con interasse fra i cavi di sospensione pari a 39 m (Fig. 2);
- impalcato bi-cassone con interasse fra i cavi di sospensione pari a 52 m (Fig. 3).

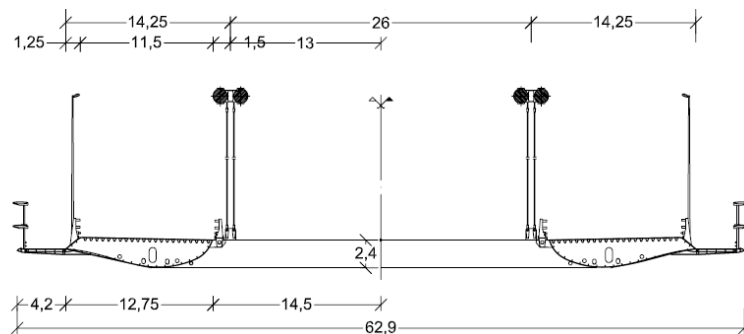


Figura 1. Sezione dell'impalcato del ponte "tipo Messina" con interasse tra i cavi pari a 26 m

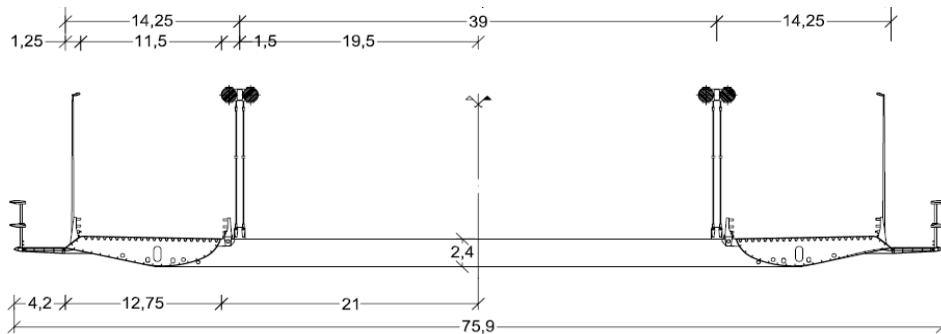


Figura 2. Sezione dell'impalcato del ponte "tipo Messina" con interasse tra i cavi pari a 39 m

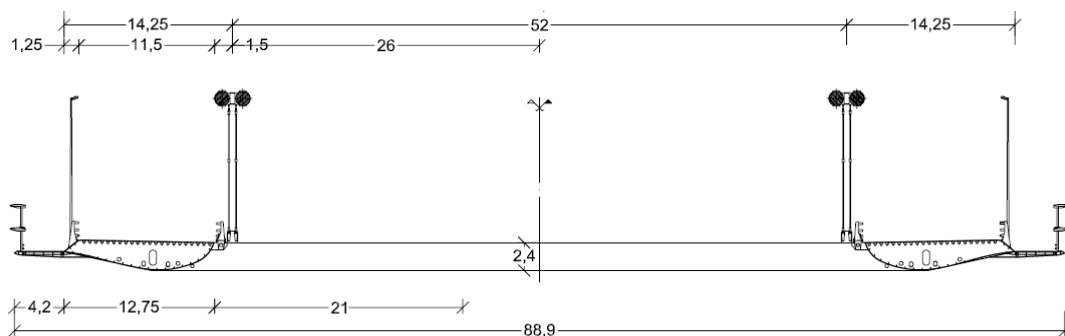


Figura 3. Sezione dell'impalcato del ponte "tipo Messina" con interasse tra i cavi pari a 52 m

Nello specifico, partendo dalla configurazione di impalcato adottato per il progetto di Messina '92, la configurazione di cui al punto (a), pur conservando la larghezza originaria, $B = 52$ m, e la posizione e la geometria dei cassoni stradali, presenta una modifica della posizione dei cavi di sospensione i quali risultano traslati all'interno dei cassoni stradali, ad interasse quindi di 26 m.

La configurazione di cui al punto (c) è stata ottenuta con la stessa procedura traslando però la posizione dei cassoni stradali all'esterno dei cavi di sospensione, i quali conservano l'interasse originario pari a 52 m; in questo ultimo caso la larghezza dell'impalcato risulta essere pari a $B = 78$ m. La scelta di aumentare l'interasse tra i cavi nelle configurazioni esaminate è scaturita dal fatto che tale circostanza, pur aumentando di poco il valore del momento in mezzzeria (a causa dell'aumento della massa del solo traverso), riduce di circa il 50% la rotazione dello stesso rispetto al caso con interasse 26 m se sottoposto a uguale forza concentrata unitaria, con notevoli benefici in termini di pendenze trasversali dell'impalcato in esercizio.

La configurazione di cui al punto (b) rappresenta un caso intermedio tra le configurazioni (a) e (b), con interasse tra i cavi portanti pari a 39 m e larghezza dell'impalcato pari a 65 m.

Per tutte le configurazioni esaminate, il traverso, in conseguenza dell'eliminazione dei grigliati e del cassone ferroviario (e quindi delle azioni permanenti e accidentali agenti su di esso), risulta essere ovviamente di dimensioni ridotte rispetto all'originale adottato per Messina '92. Per le stesse ragioni anche le dimensioni dei cavi di sospensione e delle torri risultano ridotte rispetto alla dimensione originaria di Messina '92.

La conformazione degli impalcati presentati, segue l'obiettivo di ottenere ponti sospesi di grande luce per i quali sia possibile ipotizzare l'inversione delle frequenze suscettibili di accoppiamento per flutter, intervenendo esclusivamente sulla distribuzione delle masse in gioco. La scelta, invece, di conservare la conformazione dei cassoni stradali dell'originale Messina '92 garantisce comunque il persistere di un buon comportamento aerodinamico (risposta statica sotto vento, distacco di vortici, risposta al vento turbolento).

Una volta definita la geometria dell'impalcato, alla luce dello schema di carichi di esercizio agenti sui traversi, sono stati calcolati i nuovi pesi permanenti dell'impalcato, così come mostrato in Tabella 1.

Tabella 1. Confronto tra i pesi strutturali degli impalcati esaminati

	Messina '92 (t/m)	Config. a. (t/m)	Config. b. (t/m)	Config. c. (t/m)
Peso impalcato	23,4	12,8	13,3	13,8
Peso cavi	30,0	21,0	21,5	21,5
TOTALE	53,4	33,8	34,8	35,3
% rid. acciaio	--	-37 %	-35 %	-34 %

Come si evince dai risultati mostrati in Tabella 1, pur con tutte le cautele legate alle semplificazioni effettuate, i margini di ottimizzazione dei costi di costruzione sembrano essere reali. Persino immaginando di introdurre sugli impalcati esaminati il cassone ferroviario così come era stato studiato per il ponte di Messina '92 (il quale rappresentava circa il 20% del peso permanente dell'intero impalcato) continuano ad essere possibili margini di guadagno in termini di peso strutturale.

3. RISULTATI DELLE ANALISI NUMERICHE IN ASSENZA DI AZIONI EOLICHE

Per ciascun ponte sospeso con le configurazioni di impalcato così come riportate ai punti (a), (b) e (c) della precedente Sezione 2 e per l'originale ponte di Messina '92, è stato costruito un modello numerico globale ad elementi finiti "trave" e "cavo". Su ogni modello, in configurazione di equilibrio sotto carichi permanenti, è stata effettuata un'analisi modale al fine di ricavare le frequenze e le forme modali dei modi naturali più significativi. I risultati sono riportati nella successiva Tabella 2.

Dopo aver indicato con R_{F1} il rapporto fra la frequenza del primo modo torsionale e la corrispondente, in termini di forma modale, frequenza flessionale, e con R_{F2} il rapporto fra la frequenza del secondo modo torsionale e la corrispondente frequenza del modo flessionale, se ne riportano in Tabella 3 i valori ricavati.

Dall'esame dei risultati riportati nelle Tabelle 2 e 3 si evidenzia che, in assenza di vento, i ponti con impalcato (a), (b) e (c), presentano un rapporto tra le frequenze dei primi modi suscettibili di accoppiamento pari a circa uno. Si tratta di una circostanza che è a vantaggio di sicurezza nei confronti dell'instabilità aeroelastica dovuta a flutter classico in quanto, come ben noto, in presenza

di vento, la frequenza del primo modo torsionale tende a diminuire mentre quella flessionale tende ad aumentare, riducendo R_{F1} a valori inferiori a uno. Viceversa, i rapporti tra le frequenze dei modi superiori, R_{F2} , risultano essere, già in assenza di vento, inferiori all'unità.

Tabella 2. Confronto tra i valori in frequenza dei modi naturali delle configurazioni esaminate

	Messina '92	Config. a.	Config. b.	Config. c.
	Freq. (Hz)	Freq. (Hz)	Freq. (Hz)	Freq. (Hz)
1° laterale simmetrico a un'onda	0,031	0,031	0,031	0,031
2° laterale antisimmetrico a due onde	0,052	0,050	0,049	0,049
1° verticale antisimmetrico a due onde	0,060	0,061	0,061	0,061
2° verticale simmetrico a tre onde	0,081	0,082	0,082	0,082
1° torsionale antisimmetrico a due onde	0,080	0,061	0,061	0,061
2° torsionale simmetrico a tre onde	0,101	0,075	0,077	0,078

Tabella 3. Confronto tra i valori dei rapporti di frequenza R_{F1} e R_{F2} per le configurazioni esaminate

	R_{F1}	R_{F2}
Messina '92	1,33	1,25
Configurazione a.	1,00	0,91
Configurazione b.	1,00	0,94
Configurazione c.	1,00	0,95

4. RISULTATI DELLE PROVE IN GALLERIA DEL VENTO

Al fine di caratterizzare aerodinamicamente gli impalcati a cassoni gemelli precedentemente discussi, nonché di verificare l'effettiva immunità nei confronti del flutter classico di un sistema con la frequenza torsionale minore della corrispondente frequenza di flessione verticale, una serie di prove sperimentali sono state svolte nella galleria del vento a strato limite sviluppato del CRIACIV. La galleria (del tipo a circuito aperto), presenta una camera di prova di dimensioni in sezione pari a $2.42 \text{ m} \times 1.60 \text{ m}$, e si possono raggiungere velocità del vento fino a circa 30 m/s .

Il modello sezione dell'impalcato di tipo (a), realizzato in legno (Fig. 4), in scala 1:92.6, è lungo 2.33 m e largo 0.562 m .

Un primo set di prove di tipo statico è stato realizzato collegando il modello a sei celle dinamometriche ad una componente tramite un sistema di bielle, come mostrato in Fig. 5. Sono così stati misurati i coefficienti di trascinamento (C_D), portanza (C_L) e momento (C_M) per vari angoli di incidenza del vento, i cui andamenti sono riportati in Fig. 6. Sono state testate due configurazioni, con e senza gli spoiler laterali previsti nel progetto di Messina '92. I valori di tali coefficienti aerodinamici risulteranno utili nelle analisi numeriche discusse nella sezione seguente.



Figura 4. Modelli sezione testati nella galleria del vento del CRIACIV

Il suddetto modello sezione è stato anche sospeso elasticamente in galleria del vento per realizzare prove di tipo aeroelastico (Figg. 7-8 e Mannini, 2006 per maggiori dettagli sul set-up). Come già detto, tali test avevano lo scopo di confermare la non suscettibilità di un sistema a due gradi di libertà con la frequenza di pitching (rotazione) inferiore a quella di heaving (spostamento verticale)

nei confronti del flutter classico. Inoltre, data l'assoluta novità di tale tipo di struttura, si è ritenuto utile verificare che il sistema non incorresse in fenomeni aeroelastici non previsti. Sono state analizzate le quattro configurazioni descritte in Tab. 4, che si differenziano per il rapporto di frequenza (compreso fra 0.789 e 1.000), per la presenza o meno degli spoiler laterali e per l'angolo iniziale d'attacco. La velocità del vento è stata aumentata fino al sopraggiungere di una qualche instabilità oppure fino al valore massimo compatibile con la resistenza del modello. I risultati sono riportati in Tab. 4 e Fig. 9

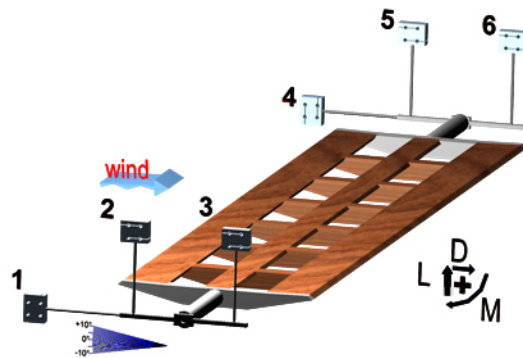


Figura 5. Schema del set-up utilizzato per i test statici in galleria del vento

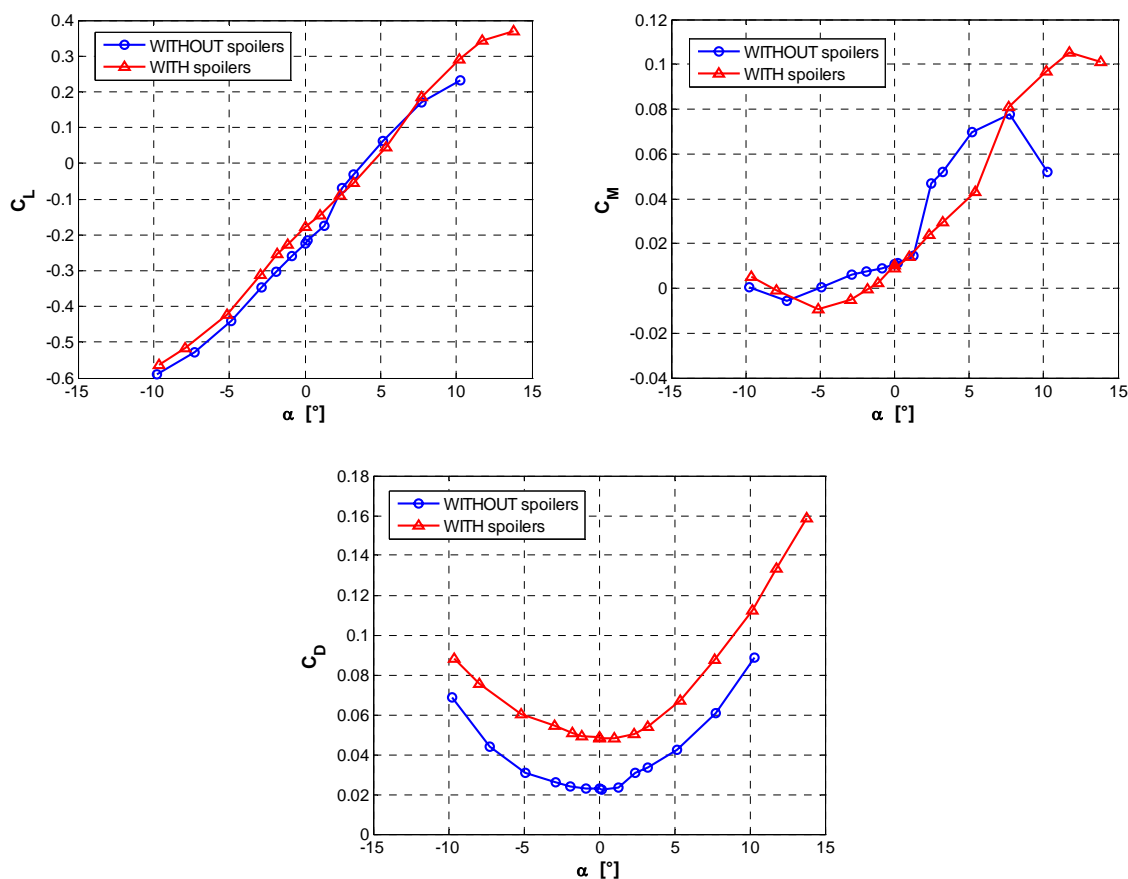


Figura 6. Coefficienti aerodinamici di forza per l'impalcato nella configurazione con e senza spoiler (numeri di Reynolds pari rispettivamente a $Re_B = 700000$ e $Re_B = 800000$). Tali coefficienti sono normalizzati rispetto alla larghezza $B = 0.562$ m del modello ed espressi secondo le convenzioni schematizzate in Fig. 5.

In nessuna delle configurazioni analizzate si è registrata l'instabilità per flutter classico e le prove sono state generalmente interrotte per il verificarsi della divergenza torsionale o per l'eccessiva deformazione del modello. Solo nel caso della Conf-2, dato il notevole angolo d'attacco raggiunto per alte velocità del vento (circa $+11^\circ$), si è registrata, com'era prevedibile, un'instabilità per flutter

torsionale. Infine, la Fig. 10 mostra come l'evoluzione delle frequenze sotto vento risulti conforme a quanto previsto, con la frequenza di spostamento verticale che resta sostanzialmente costante o cresce leggermente e quella di rotazione che invece diminuisce in maniera significativa, andando così a ridurre ulteriormente il rapporto fra le frequenze.

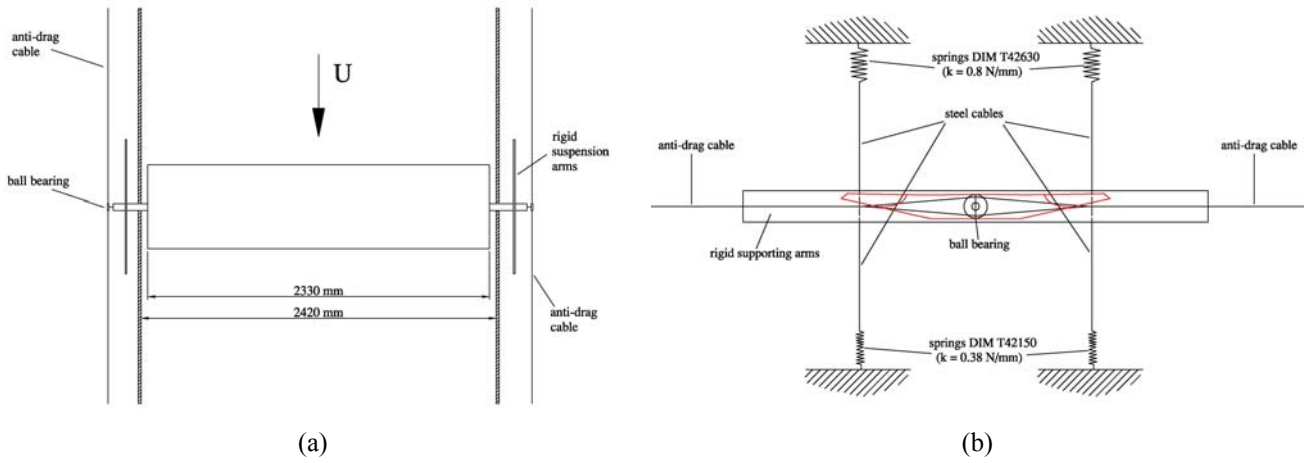


Figura 7. Pianta (a) e prospetto (b) schematici del set-up aeroelastico



Figura 8. Vista laterale del sistema di sospensione elastica per i test aeroelastici

Tabella 4: Configurazioni sottoposte in galleria del vento a prove aeroelastiche. U_c e U_{Rc} sono rispettivamente le velocità del vento critica e la velocità ridotta critica. α_0 è l'angolo iniziale d'attacco (senza vento), f_{h0} e $f_{\omega 0}$ sono rispettivamente le frequenze (senza vento) di spostamento verticale e rotazione, mentre $\gamma_\omega = f_{\omega 0} / f_{h0}$ è il rapporto di frequenza. DT = divergenza torsionale; FT = flutter torsionale; NR = instabilità non raggiunta.

	Spoiler	α_0 [°]	γ_ω	f_{h0} [Hz]	$f_{\omega 0}$ [Hz]	U_c [m/s]	U_{Rc} [-]	Instabilità
Conf-1	sì	0	0.789	2.18	1.71	20.3	21.1	DT
Conf-2	sì	+4.3	0.789	2.18	1.71	15.4	16.0	FT
Conf-3	sì	0	0.920	2.18	2.02	27.4	24.1	DT
Conf-4	no	0	1.000	2.27	2.27	> 22.8	> 17.9	NR

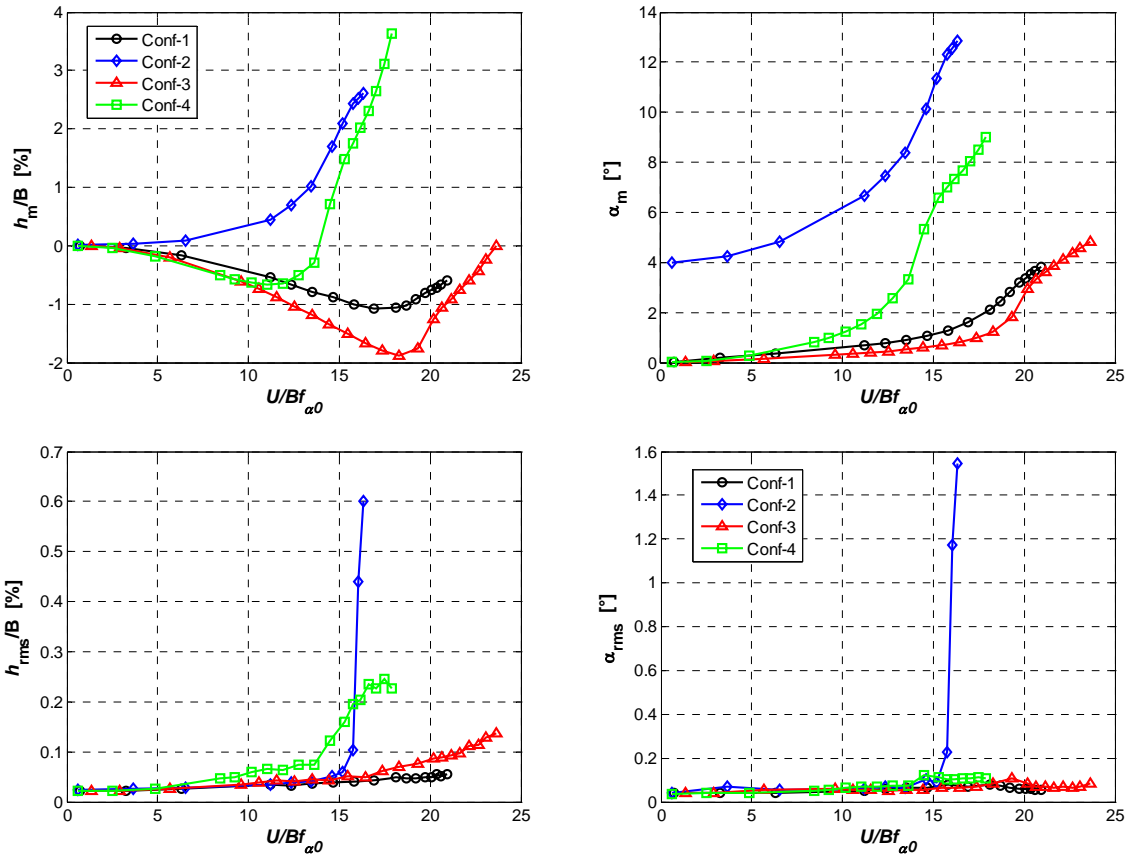


Figura 9. Valore medio e deviazione standard degli spostamenti verticali (h) e delle rotazioni (α) dei modelli sezione elasticamente sospesi in galleria del vento per varie velocità del vento. $f_{\alpha 0}$ è la frequenza di rotazione in assenza di vento

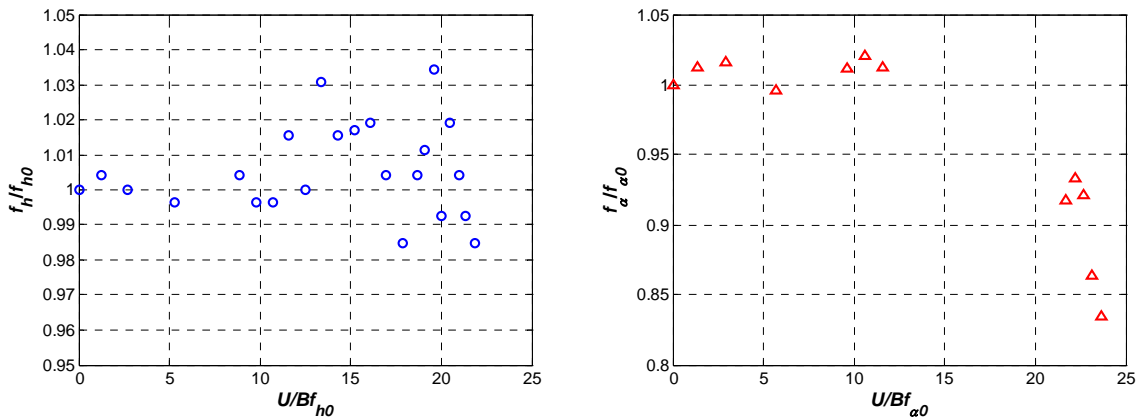


Figura 10. Evoluzione delle frequenze di spostamento verticale e rotazione sotto vento per la configurazione Conf-3

5. RISULTATI DELLE ANALISI NUMERICHE IN PRESENZA DI AZIONI EOLICHE

A corredo delle analisi modali e sperimentali, sui modelli numerici globali di tre ponti sospesi, ciascuno con impalcato così come definito nella Sezione 2, sono state effettuate una serie di analisi numeriche in Time-History (durata dell'analisi pari a 1000 sec. e durata della velocità di rampa del vento pari a 100 sec.), utilizzando le forze aeroelastiche ricavate dai coefficienti statici riportati nella precedente Sezione, seguendo l'approccio Quasi-Statico (Febo, 2007).

I risultati evidenziano che per tutte le configurazioni esaminate, il flutter classico non si istaura fino a velocità del vento molto alte e quindi irrilevanti dal punto di vista progettuale. Dopo aver definito, seguendo la convenzione di segni riportata in Fig. 11, con F_y e F_z le forze aeroelastiche di spinta e portanza agenti sull'impalcato, con M_x il momento aerodinamico, con S_z lo spostamento verticale

dell'impalcato e con R_x la rotazione attorno all'asse longitudinale, si riportano, in Fig. 12 e Fig. 13, a titolo di esempio, i risultati delle analisi numeriche per il ponte sospeso con impalcato (c) sottoposto ad una velocità di vento pari a 90 m/s.

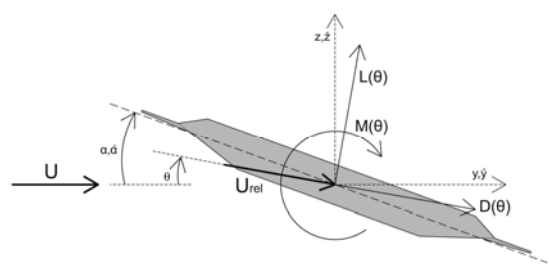


Figura 11. Convenzione di segni per forze e spostamenti

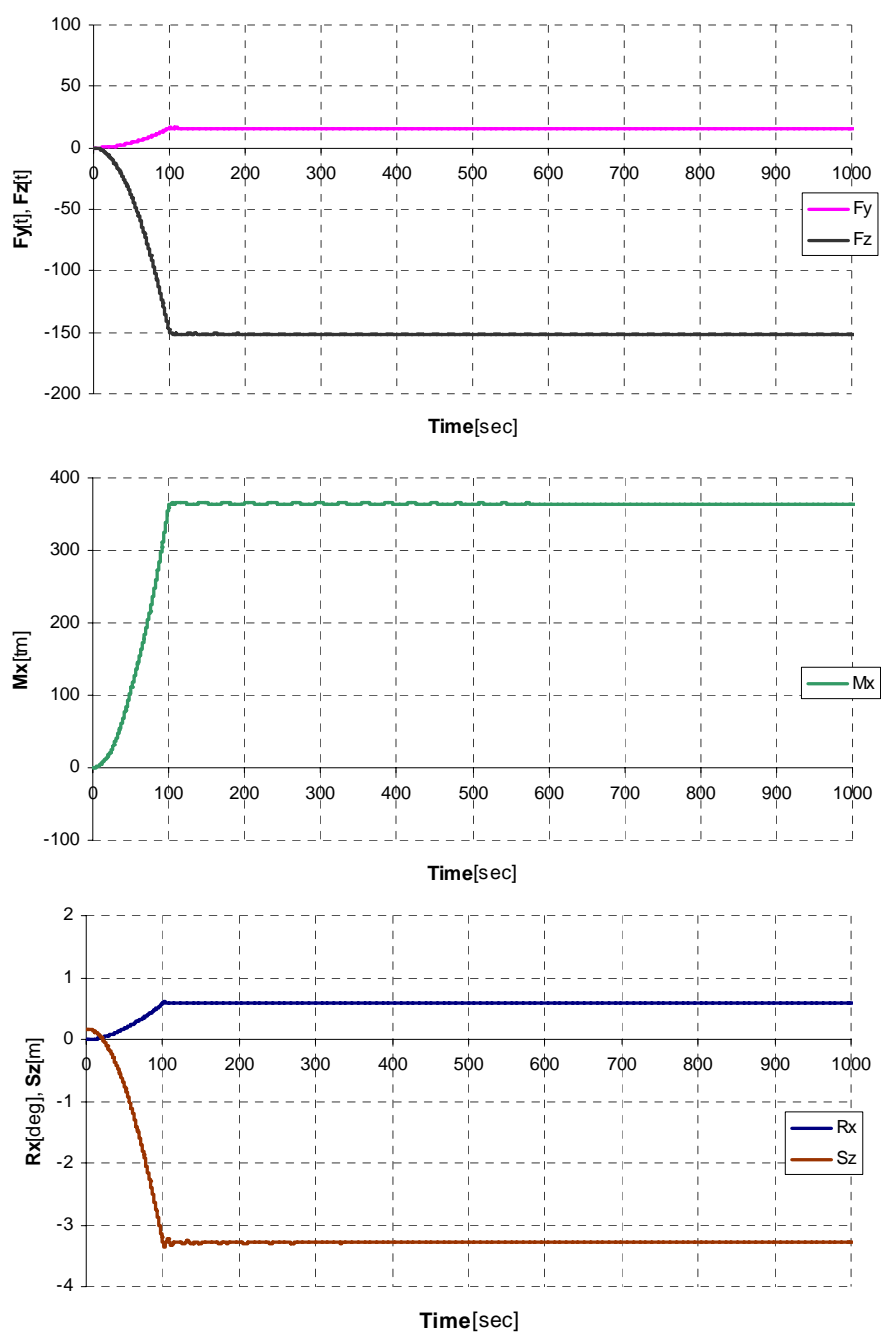


Figura 12. Risultati dell'analisi in Time-History per il ponte sospeso con impalcato tipo (c) senza spoiler e velocità del vento pari a 90 m/s

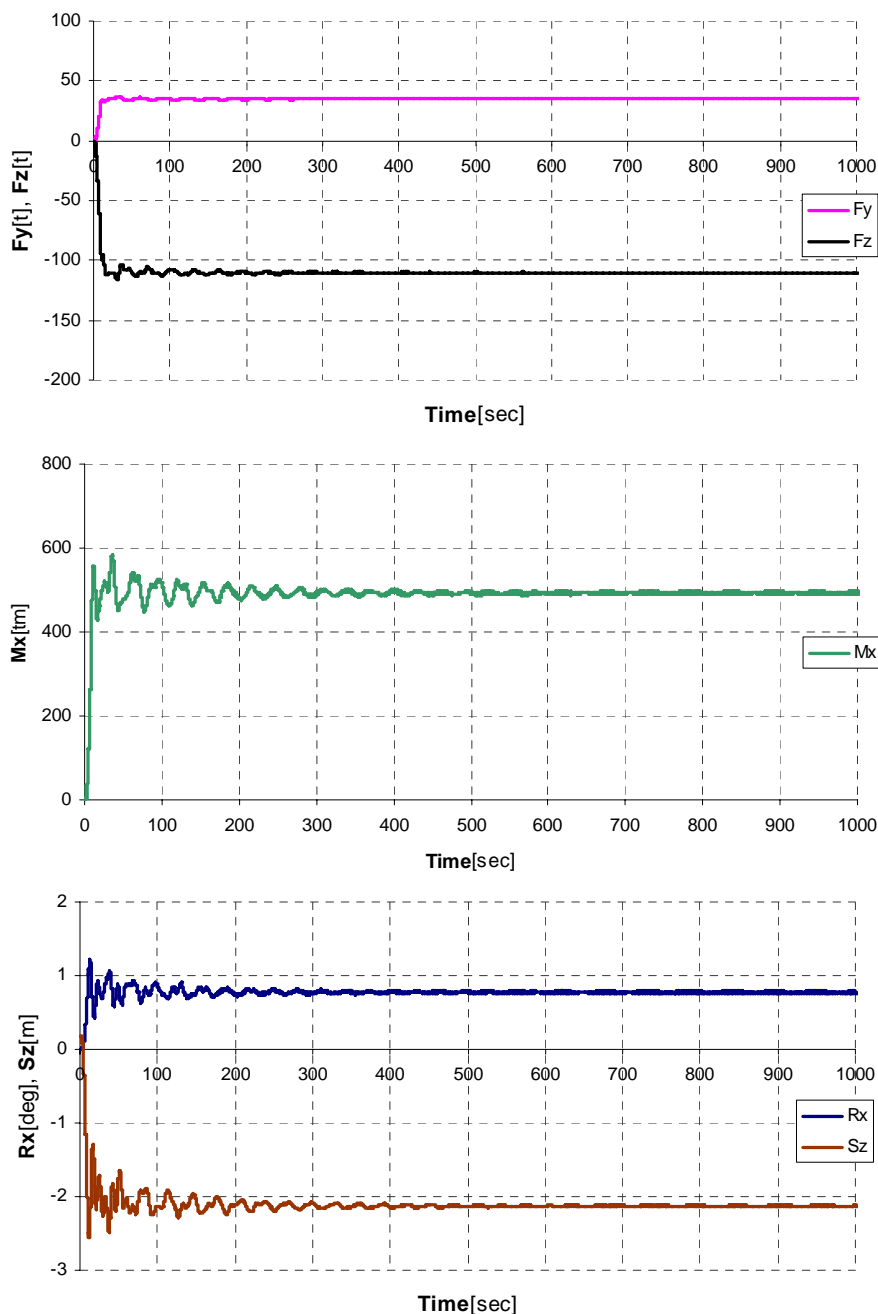


Figura 13. Risultati dell'analisi in Time-History per il ponte sospeso con impalcato tipo (c) con spoiler e velocità del vento pari a 90 m/s

6. STUDIO DI FATTIBILITA'

Al fine di completare lo studio sulla fattibilità dei ponti sospesi esaminati, sono state effettuate una serie di indagini numeriche su modelli globali per verificare le condizioni di carico previste nelle *Specifiche di progetto del ponte di Messina 1990*, e, in particolare, quelle per valutare le deformazioni verticali e rotazionali assunte dall'impalcato in servizio. Le condizioni di carico esaminate sono quelle riportate in Fig. 14 e in Fig. 15.

I risultati dell'analisi statica mostrano che tutte le configurazioni esaminate, sottoposte a carichi accidentali secondo lo schema di azioni LC1, presentano deformazioni verticali e torsionali accettabili (tutti i valori sono al di sotto dell'1%) nel pieno rispetto delle specifiche originali stabilite per l'originale progetto del ponte di Messina '92.

Lo stesso non avviene per le configurazioni di ponte sottoposto a carichi accidentali secondo lo schema di azioni LC2. Tale condizione di carico risulta essere particolarmente gravosa, soprattutto nel caso specifico dei ponti sospesi e, sebbene le deformazioni verticali rientrano nei limiti stabiliti

dalle Specifiche di Messina '92 (tutti i valori sono al di sotto dell'1%), i risultati dell'analisi statica mostrano che le deformazioni torsionali non rispettano tali limiti. Ciononostante, l'aumento della distanza tra i cavi di sospensione, riducendo sensibilmente la deformazione torsionale, sembra essere una soluzione strutturale non eccessivamente costosa per ridurre le rotazioni dell'impalcato all'interno dei limiti stabiliti dalle Specifiche di Messina '92. Nel caso specifico del ponte con impalcato (c), infatti, la deformazione torsionale si avvicina al valore dell'8% (Fig. 16).

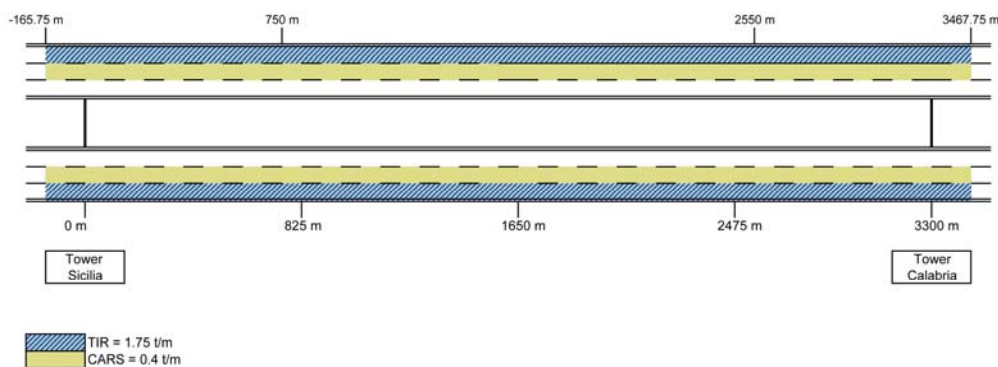


Figura 14. Schema delle azioni per la condizione di carico 1 (LC1)

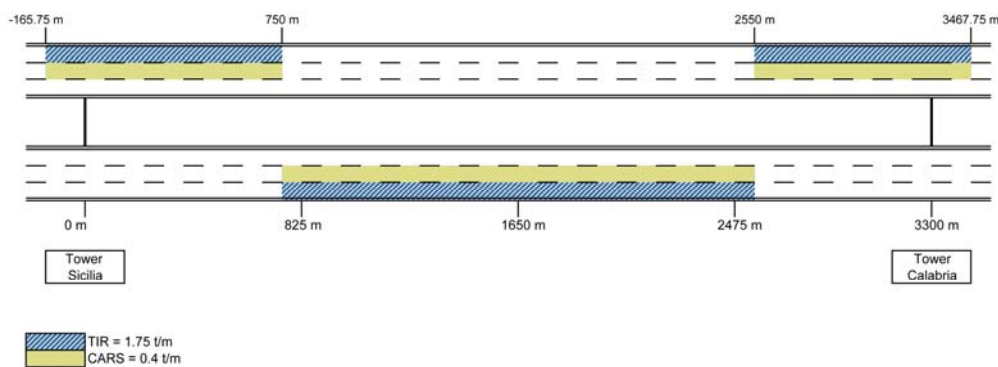


Figura 15. Schema delle azioni per la condizione di carico 2 (LC2)

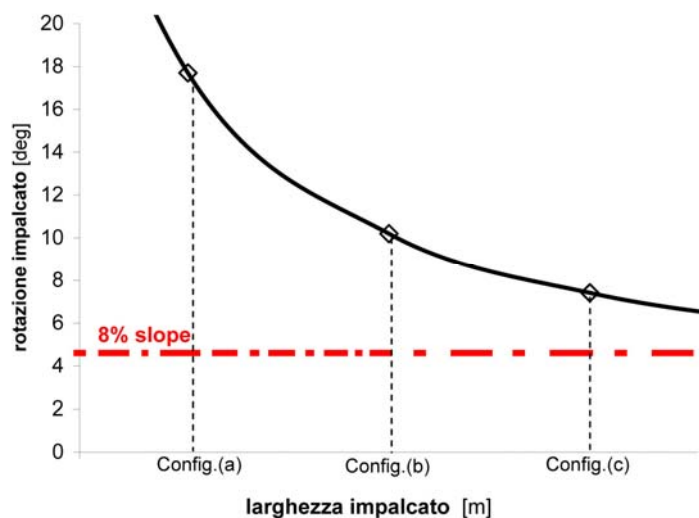


Figura 16. Deformazioni torsionali dei ponti con impalcato (a), (b) e (c)

7. CONCLUSIONI

Nella presente memoria sono stati presentati i risultati di una ricerca in atto sulle prestazioni aeroelastiche dei ponti sospesi di grandissima luce ad impalcato multi-cassone in acciaio, nel caso specifico del flutter classico.

Le prove aeroelastiche in galleria del vento hanno confermato che il flutter classico non può manifestarsi in un sistema in cui la frequenza torsionale risulta essere inferiore alla corrispettiva frequenza di flessione verticale. Inoltre, nel range di velocità ridotte raggiungibili in galleria del vento, non sono stati osservati fenomeni aeroelastici non previsti.

Le prove statiche sui medesimi modelli sono invece servite principalmente a fornire i dati aerodinamici di input per analisi di tipo numerico sulla stabilità aeroelastica del prototipo, realizzate mediante un modello globale agli elementi finiti della struttura.

Le analisi numeriche e sperimentali mostrano come i ponti sospesi di grande luce con configurazioni di impalcato bi-cassone, con masse concentrate maggiormente all'esterno dei cavi di sospensione, sono ragionevolmente fattibili.

8. BIBLIOGRAFIA

- Bartoli G., D'Asdia P., Febo S., Mannini C., Pastò S., Procino L. (2006). Analisi di sensibilità aeroelastica nella progettazione di ponti sospesi di grande luce. Parte II: aspetti progettuali, In D'Asdia P., Sepe V., Febo S. (Eds.), *Atti del 9° Convegno Nazionale di Ingegneria del Vento*, IN-VENTO, Pescara, pp. 35-44
- Bartoli G., D'Asdia P., Febo S., Mannini C., Pastò S., Procino L. (2007). Innovative solutions for the design of long-span bridges: investigation on the aeroelastic behavior of multiple-box girder deck sections, *Proc. 12th International Conference on Wind Engineering*, ICWE, Cairns, Australia, pp. 2359-2366
- Brancaleoni F., Diana G. (1993). The aerodynamic design of the Messina Straits Bridge, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol. 48, pp. 395-409
- D'Asdia P., Sepe V. (1998). Aeroelastic instability of long span suspended bridges: a multi-mode approach, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol. 74-76, pp. 849-857
- D'Asdia P., Febo S. (2007). Proposta di ponte sospeso con frequenze torsionali più basse delle flessionali, *Proc. XXI CTA*, Catania
- Diana G., Falco M., Bruni S., Cigada A., Larose G.L., Damsgaard A., Collina A. (1995). Comparisons between wind tunnel tests on a full aeroelastic model of the proposed bridge over Stretto di Messina and numerical results, *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, Vol. 54-55, pp. 101-113
- Dyrbye C., Hansen S. (1997). *Wind Loads on Structures*, John Wiley & Sons, New York
- Febo S. (2007). *Impalcati e Schemi Strutturali per Ponti di Grandissima Luce*, Ph.D. thesis, Università di Chieti-Pescara
- Mannini C. (2006). *Flutter Vulnerability Assessment of Flexible Bridges*, Ph.D. thesis, Università di Firenze – TU Braunschweig, Verlag Dr. Müller, Saarbrücken, 2008.
- Scanlan R.H., Tomko J.J. (1971). Airfoil and bridge deck flutter derivatives, *J. Eng. Mech. Div. Proc. ASCE*, Vol. 97, pp. 1717-1737
- Simiu E., Scanlan R.H. (1996). *Wind Effects on Structures*, third edition, John Wiley & Sons, New York