

ANALISI IN DOMINIO DI FREQUENZA DELLA RISPOSTA
ALL'AZIONE DEL VENTO DI PONTI SOSPESI DI GRANDE
LUCE: REGIME DI BUFFETTING 3-D

M.Majowiecki, S.Pinardi
Universita' di Bologna

SOMMARIO.

Nella progettazione dei ponti sospesi di grande luce lo studio della loro sensibilità all'azione del vento costituisce un capitolo fondamentale. Le ultime realizzazioni e i progetti attualmente in corso mettono in evidenza una netta biforcazione del concetto progettuale attraverso la contrapposizione tra modelli d'impalcato "aerodinamici" e quindi trasparenti all'azione del vento e modelli di impalcati rigidi.

Questa biforcazione sottolinea il grado di sensibilità del problema, l'importanza e la necessità di "nuove" concezioni strutturali. Tra queste, la riscoperta della soluzione in tensostruttura con cavi irrigidenti inferiori inclinati o meno rispetto al piano verticale. Le potenzialità di questa soluzione sono state messe in evidenza operando alcuni confronti con la soluzione classica mediante una analisi nel dominio delle frequenze effettuato con l'elaboratore su modelli bidimensionali (modello-sezione) e tridimensionali.

A questo scopo e continuando quanto esposto in [1], sono stati implementati due programmi di analisi nel dominio di frequenza: il primo è dedicato allo studio di modelli sezione con 2 gradi di libertà (g.d.l.) (traslazione verticale e rotazione) noti che siano i dati geometrici e meccanici della sezione d'impalcato e i suoi coefficienti aerodinamici, il secondo è rivolto a modelli tridimensionali e, previa un'analisi modale volta ad ottenere i modi di vibrare del ponte, permette di valutare i parametri statistici dei g.d.l. e di drag, lift e twist delle sezioni.

1. CRITERI PROGETTUALI.

Nel settore della progettazione dei ponti sospesi lo storico conflitto tra la soluzione ad impalcato aerodinamicamente trasparente e quella ad impalcato ad alta rigidità e conseguente alta resistenza all'azione del vento, è oggi messo in evidenza dalle opere più importanti attualmente in costruzione: il ponte sospeso sullo Storebealt (Danimarca) con luce centrale di 1624 m e con impalcato aerodinamicamente efficiente e il ponte Akashi Kaikyo (Giappone) con

luce centrale di 1990 m ed impalcato di tipo reticolare ad elevata rigidità.

Il criterio di progettazione di base nel primo caso si pone come obiettivo la riduzione delle azioni dovute al vento mentre nel secondo caso si affida ad un incremento della resistenza della struttura.

Questa biforcazione nei criteri di progetto rivela come si sia raggiunto oggi, nel campo dei ponti sospesi, un fase di incertezza che porta a domandarsi quali siano gli schemi d'impalcato da impiegare per le grandissime luci, oltre cioè i 2000 m, e se sia ancora opportuno riproporre lo schema classico del ponte sospeso senza introdurre elementi innovativi.

Tali domande si pongono ancora più pressanti passando all'analisi di applicazioni future come il ponte sullo Stretto di Messina (luce = 3300 m) e il ponte a più campate sullo Stretto di Gibilterra (luci di 5000 m).

Questi progetti futuri richiedono, infatti, per il salto di scala implicato, non solo un'analisi riguardante le prestazioni aerodinamiche dell'impalcato ma anche l'introduzione di nuove risorse strutturali (in aggiunta a quelle fornite dallo schema classico).

Tali innovazioni devono far fronte alle incertezze che sono la vera causa della divergenza dei criteri progettuali: queste incertezze risiedono nella modellazione del sistema ed in particolare delle azioni, nei metodi d'indagine attualmente usati e che hanno portato alla realizzazione di gallerie del vento sempre più larghe per poter ospitare modelli in scala minore e quindi più fedeli alla struttura reale nelle loro caratteristiche geometriche, dinamiche ed aerodinamiche.

In numerosi recenti congressi sono state messe in evidenza da autorevoli esperti le incertezze derivanti dai risultati ottenuti con i vari metodi d'indagine a cui ancora oggi non si può rinunciare: sperimentali (come i tests in galleria del vento: si veda l'impossibilità di garantire l'uguaglianza dei numeri di Reynolds) e analitici (ad esempio l'artificiosa separazione di fenomeni tipicamente non lineari come il flutter e il buffeting).

Nella direzione di una revisione della concezione strutturale, va considerata la proposta di un ponte sospeso in tensostruttura a doppio effetto secondo un modello ispirato all'idea progettuale di S. Musmeci, per l'attraversamento dello Stretto di Messina.

I punti salienti dell'idea di Musmeci sono essenzialmente due:

- 1) l'introduzione della fune traente (o fune stabilizzante) con curvatura contrapposta a quella della fune portante;
- 2) l'adozione dello strallo che permette di eliminare i pendini più lunghi (quelli in prossimità delle pile).

La presenza accanto al sistema dei cavi portanti di un sistema di cavi stabilizzanti porta ad avere una vera e propria tensostruttura e i benefici che derivano da tale nuova concezione strutturale sono:

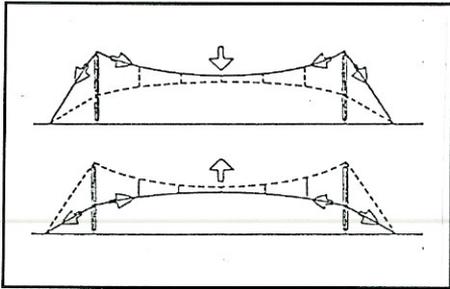
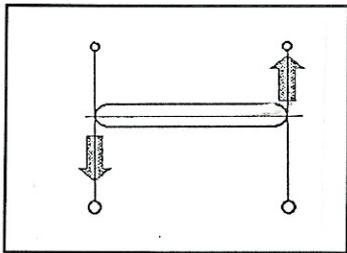


Figura 1

1) effetto stabilizzante nei confronti dei movimenti verticali (figura 1): il ricorso a sistemi tensostrutturali nelle coperture di grande luce dimostra come questa soluzione rappresenti il sistema di stabilizzazione migliore rispetto ad altri (incremento delle masse, irrigidimento mediante elementi strutturali secondari) perchè economico, leggero e con ottime prestazioni dinamiche;



2) incremento della rigidità torsionale: la coppia di funi stabilizzanti si sostituisce all'impalcato nella funzione di garantire una sufficiente rigidità torsionale della struttura. La larghezza dell'impalcato rappresenta ora il braccio dell'azione stabilizzante esercitata dai due sistemi di cavi (figura 2);

Figura 2

3) ulteriore riduzione dei pesi propri dell'impalcato a cui compete ora il meno impegnativo ruolo di struttura portante secondaria con il compito di trasferire i carichi ai pendini e quindi alla tensostruttura. Una prima importante conseguenza di ciò è la possibilità di adottare box di altezza minore e quindi soggetti ad una azione di Drag di minore intensità.

Il sistema di cavi traenti così ipotizzato può diventare non solo un sistema per introdurre ulteriore rigidità nella struttura (sistema che al contrario di quello classico non perde la sua efficacia all'aumentare della luce) ma anche sede di smorzamento strutturale se si prevede l'inserimento, in corrispondenza dei punti d'ancoraggio di tali cavi, di smorzatori viscosi o isteretici (figura 3).

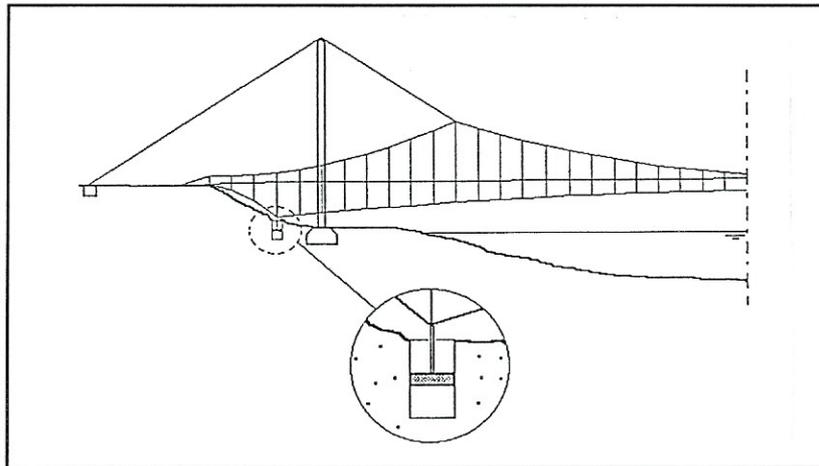


Figura 3

Il sistema strutturale così concepito dovrebbe quindi garantire una migliore prestazione aerodinamica: all'introduzione di queste riserve strutturali di rigidità e smorzamento dovrebbe corrispondere un incremento della velocità critica per flutter e una riduzione della risposta statica e dinamica all'azione del vento soprattutto in termini di spostamenti verticali e torsionali.

Per quanto riguarda la resistenza al drag si può riscontrare, nella soluzione in tensostruttura, un primo consistente beneficio in termini di azioni di minore intensità grazie alla possibilità di adottare ora, per l'impalcato, box di altezza minore e quindi di minore ingombro e maggiore "trasparenza".

L'obiettivo di incrementare la resistenza in termini strutturali può essere invece raggiunto con due soluzioni:

1) la separazione delle tre corsie (due stradali e una ferroviaria) in tre distinti impalcati ciascuno dei quali dotato di un proprio sistema di cavi portanti e stabilizzanti. Si prevede poi di collegare tra loro, a livello d'impalcato, i tre ponti che così si vengono a delineare, mediante puntoni trasversali e aste diagonali in modo da realizzare nel piano dell'impalcato stesso uno schema di trave reticolare la cui altezza (pari alla distanza tra gli impalcati esterni) può essere dosata in modo da garantire una sufficiente rigidità nei confronti dell'azione di drag (figura 4).

Lo spazio compreso tra gli impalcati consente inoltre quella ventilazione della struttura che le prove in galleria hanno mostrato essere necessaria per ridurre l'azione del vento in particolare quella di lift.

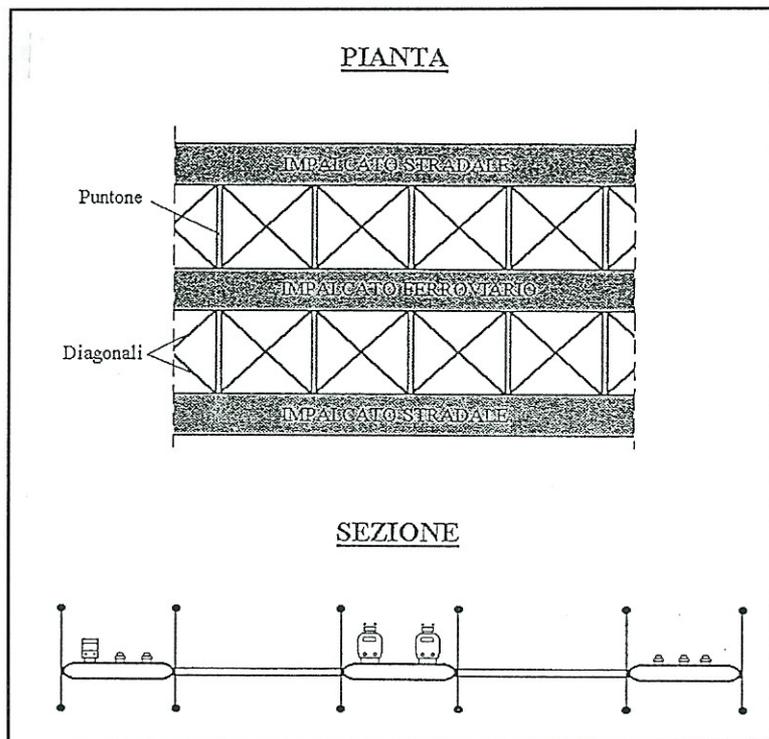


Figura 4

2) La disposizione dei cavi stabilizzanti su piani non più verticali (come era stato ipotizzato fino ad ora) ma su piani inclinati in modo che la rigidità tensostrutturale (prima attiva solo in direzione verticale) acquisti ora anche una componente orizzontale tale da contrastare direttamente le azioni di drag.

1.1 IL PROBLEMA DEL BUFFETTING IN CONDIZIONI D'ESERCIZIO.

Convenzionalmente è possibile distinguere gli effetti del vento sui ponti in due categorie: quelli tipicamente nonlineari che possono dare origine a fenomeni d'instabilità della struttura (flutter, torsional divergence, ecc.) e quelli come il buffetting dovuti alla variabilità del carico agente per effetto della turbolenza del vento. Mentre l'analisi dei primi gioca un ruolo fondamentale nella definizione della forma aerodinamica da dare all'impalcato volta ad escludere la possibilità di insorgere di fenomeni d'instabilità aeroelastica, l'analisi del buffetting costituisce il problema principale nell'analisi della struttura in condizioni d'esercizio.

2. IL PROGRAMMA DI ANALISI DINAMICA SU MODELLI TRIDIMENSIONALI.

Allo scopo di analizzare comparativamente la risposta in esercizio di diverse soluzioni strutturali è stato sviluppato un programma per l'analisi dinamica aleatoria dell'azione turbolenta del vento (Buffeting) su modelli tridimensionali di ponti sospesi.

Con tale programma è possibile effettuare il calcolo e la successiva integrazione della matrice $[S_x(n)]$ delle varianze e covarianze dei gradi di libertà (g.d.l.) x_i del ponte giungendo così a determinare:

- a) parametri statistici (standard deviation, fattore di picco, valore di picco) dei g.d.l.;
- b) parametri statistici relativi al Drag, Lift e Rotazione di ciascuna sezione d'impalcato;
- c) grafici degli spettri delle componenti (x,y e z) di spostamento dei nodi e delle componenti (Drag, Lift e Rotazione) di spostamento delle sezioni.

Le ipotesi introdotte tendono principalmente alla linearizzazione del problema e a consentire così l'applicazione dei metodi di analisi nel dominio di frequenza: 1) struttura con comportamento elastico lineare, 2) linearità del legame tra componenti fluttuanti della velocità del vento e forzanti, 3) stazionarietà e gaussianità del processo "vento", 4) uguaglianza tra le forze aerodinamiche in flusso turbolento e quelle in flusso laminare a parità di velocità media.

2.1 RISPOSTA NEL DOMINIO DI FREQUENZA DI UN SISTEMA A PIU' GRADI DI LIBERTA' (MDOF) AD UNA AZIONE ALEATORIA.

Si considerino le equazioni del moto di un sistema lineare smorzato a n gradi di libertà:

$$[m]_d \{\ddot{x}(t)\} + [c]\{\dot{x}(t)\} + [k]\{x(t)\} = \{f(t)\}$$

dove:

$[m]_d, [c], [k]$ = matrici d'inerzia (o delle masse), di smorzamento e di rigidezza ($n \times n$ simmetriche);

$\{x(t)\}$ = vettore delle leggi orarie dei gradi di libert  del sistema;

$\{f(t)\}$ = vettore delle forzanti applicate.

Nel caso in cui la generica forzante $f_i(t)$ sia rappresentata da un processo aleatorio ergodico la prima importante conseguenza   che anche la risposta $x_i(t)$ risulta essere un processo dello stesso tipo.

Dopo aver ricavato la matrice $[u]$ $n \times n$ degli autovettori (normalizzati rispetto alle masse) e gli n autovalori ω_i^2 che definiscono le vibrazioni libere del sistema non smorzato, se si indicano con $[h(\omega)]_d$ la matrice diagonale delle risposte in frequenza e con $[S_f(\omega)]$ la matrice degli spettri delle forzanti, la matrice degli spettri dei g.d.l.   quindi data da

$$[S_x(\omega)] = [u][h^*(\omega)]_d [u]^T [S_f(\omega)] [u][h(\omega)]_d [u]^T$$

dove $h_i(\omega) = \frac{1}{\omega_i^2} \frac{1}{1 - \frac{\omega^2}{\omega_i^2} + i2\xi \frac{\omega}{\omega_i}}$   la funzione di trasferimento

associata all' i -esimo modo di vibrare (i   l'unita  immaginaria).

L'integrazione della matrice $[S_x(\omega)]$ sull'asse delle frequenze f permette di ricavare la matrice delle varianze e covarianze della risposta $\{x(t)\}$.

$$[\sigma_x^2] = \int_0^{\infty} [S_x(f)] df$$

mentre il valore atteso del fattore di picco K nell'intervallo di tempo T si ottiene come

$$K_i = \frac{x_i^{\max} - x_i^{\text{medio}}}{\sigma_{x_i x_i}} = \sqrt{2 \ln(v_i T)} + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ln(v_i T)}}$$

$$\text{essendo } v_i = \frac{\sqrt{\int_0^{\infty} f^2 S_{x_i x_i}(f) df}}{\sigma_{x_i x_i}}$$

2.1.1 Definizione delle forzanti e relativa matrice degli spettri.

Disponendo il sistema di riferimento in modo da avere l'asse x orizzontale e parallelo all'asse longitudinale del ponte, l'asse y orizzontale e parallelo alla direzione principale del vento e l'asse z

verticale, considero una generica sezione del ponte secondo un piano parallelo al piano coordinato yz (figure 5 e 6).

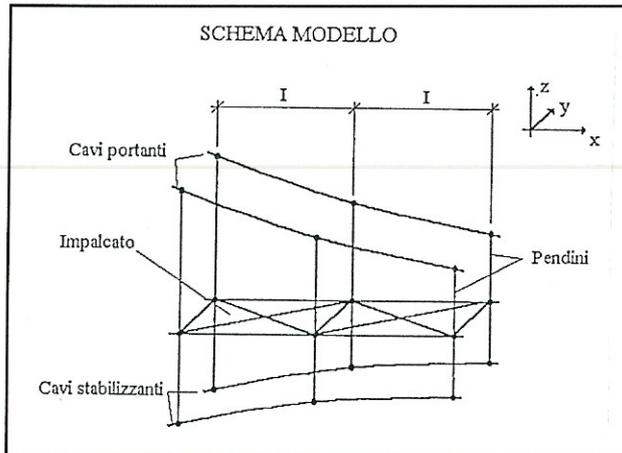


Figura 5

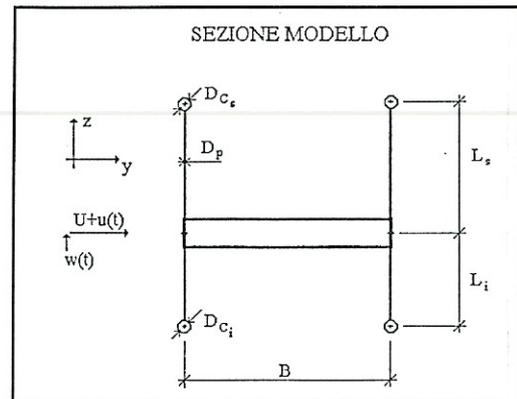


Figura 6

Si assume il vento come processo aleatorio stazionario e gaussiano con velocità media $U(z)$, si trascura la componente fluttuante $v(t)$ diretta secondo x mentre si considerano le rimanenti componenti $u(t)$ (secondo y) e $w(t)$ (secondo z).

Per ciascun nodo di cavo superiore (ed inferiore se presente) la parte fluttuante delle tre componenti della forzante generata dal vento (e concentrata nel nodo) vale:

$$F_x(t) = F_z(t) = 0 \quad F_y(t) = \rho U D_{c*} \cdot I C_{D_{c*}} u(t) + \rho U D_p \frac{L_*}{2} C_{D_p} u(t)$$

e la parte media:

$$\bar{F}_x = \bar{F}_z = 0 \quad \bar{F}_y = \frac{1}{2} \rho U D_{c*}^2 I C_{D_{c*}} + \frac{1}{2} \rho U^2 D_p \frac{L_*}{2} C_{D_p}$$

dove

* = s,i (superiore, inferiore),

I = interasse dei pendini (\cong lunghezza d'influenza del cavo),

D_{c*} = diametro del cavo *,

D_p = diametro del pendino,

L_* = lunghezza del pendino *,

$C_{D_{c*}}$ e C_{D_p} = coefficienti di drag del cavo * e del pendino rispettivamente.

Le forzanti F_D , F_L , e M agenti sull'impalcato vengono ripartite sui nodi (2 per sezione) di quest'ultimo (figura 7):

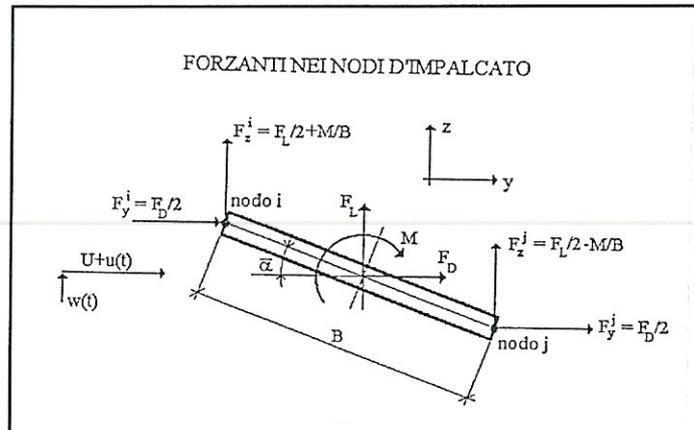


Figura 7

componenti fluttuanti

$$F_x(t) = 0 ;$$

$$F_y(t) = \frac{1}{2} \rho B I U C_D(\bar{\alpha}) u(t) + \frac{1}{2} \rho U D_p \frac{L_s + L_i}{2} C_{D_p} u(t) + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{2} \rho B I U C'_D(\bar{\alpha}) \right) w(t) ;$$

$$F_z(t) = \frac{1}{2} \rho B I U C_L(\bar{\alpha}) u(t) \pm \rho B I U C_M(\bar{\alpha}) u(t) + \\ + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{2} \rho B I U C'_L(\bar{\alpha}) \right) w(t) \pm \frac{1}{2} \rho B I U C'_M(\bar{\alpha}) w(t)$$

componenti medie

$$\bar{F}_x = 0 ;$$

$$\bar{F}_y = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{2} \rho B I U^2 C_D(\bar{\alpha}) \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{1}{2} \rho U^2 D_p \frac{L_s + L_i}{2} C_{D_p} \right) ;$$

$$\bar{F}_z = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{2} \rho B I U^2 C_L(\bar{\alpha}) \right) \pm \frac{1}{2} \rho U^2 B I C_M(\bar{\alpha}) ;$$

dove

$\bar{\alpha}$ = angolo di rotazione medio della sezione,

C_D , C_D , C_M , C'_D , C'_L e C'_M = coefficienti aerodinamici dell'impalcato e loro derivate prime.

OSS.:

1) Si è proceduto alla linearizzazione delle espressioni secondo quanto segue:

- per il quadrato della velocità del vento

$$|\vec{v}(t)|^2 = (U + u(t))^2 + (w(t))^2 = U^2 \left(1 + \frac{2u(t)}{U} + \frac{u^2(t)}{U^2} + \frac{w^2(t)}{U^2} \right) \cong U^2 \left(1 + \frac{2u(t)}{U} \right)$$

- per i coefficienti aerodinamici

$$C_i(\alpha) \cong C_i(\bar{\alpha}) + \left(\frac{dC_i(\alpha)}{d\alpha} \Big|_{\alpha=\bar{\alpha}} \right) (\alpha - \bar{\alpha}) = C_i - C_i' \bar{\alpha} + C_i' \alpha$$

essendo α l'angolo d'attacco del vento

$$\alpha = \alpha_{\text{impalcato}} + \frac{w(t)}{U + u(t)} \cong \alpha_{\text{impalcato}} + \frac{w(t)}{U}$$

- 2) la forza di drag agente sul generico pendino è stata ripartita tra il nodo di cavo e quello d'impalcato posti alla sua estremità;
- 3) per la componente nodale di Lift generata dal Momento si assume segno + se il nodo (come in figura) è sul lato d'ingresso del vento, il segno - se il nodo è sul lato d'uscita.

In forma sintetica la generica componente fluttuante F_* (* = y, z) della forzante agente sul generico nodo n della struttura ha la seguente forma:

$$F_*^n(t) = \beta_*^{u,n} u_n(t) + \beta_*^{w,n} w_n(t)$$

e in forma matriciale (eliminando la componente F_x sempre nulla)

$$\{F(t)\} = [\beta] \{vel(t)\}$$

$$\{F(t)\} = \begin{Bmatrix} F_x^1(t) \\ F_y^1(t) \\ \dots \\ F_x^2(t) \\ F_y^2(t) \\ \dots \\ F_x^{NN}(t) \\ F_y^{NN}(t) \end{Bmatrix} \quad \{vel(t)\} = \begin{Bmatrix} u_1(t) \\ w_1(t) \\ u_2(t) \\ w_2(t) \\ \dots \\ u_{NN}(t) \\ w_{NN}(t) \end{Bmatrix}$$

$$[\beta] = \begin{bmatrix} \beta_x^{u,1} & \beta_x^{w,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \beta_y^{u,1} & \beta_y^{w,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \dots & \dots \\ 0 & 0 & \beta_x^{u,2} & \beta_x^{w,2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \beta_y^{u,2} & \beta_y^{w,2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \dots & \dots & 0 & 0 \\ \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \beta_x^{u,NN} & \beta_x^{w,NN} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \beta_y^{u,NN} & \beta_y^{w,NN} \end{bmatrix}$$

La matrice $[S_F(\omega)]$ degli spettri delle forzanti vale quindi

$$[S_F(\omega)] = [\beta] [S_{vel}(\omega)] [\beta]^T$$

dove $[S_{vel}(\omega)]$ è la matrice degli spettri delle componenti $u(t)$ e $w(t)$ nei nodi

$$[S_{vel}(\omega)] = \begin{bmatrix} S_{u_1 u_1} & S_{u_1 w_1} & S_{u_1 u_2} & S_{u_1 w_2} & \dots & \dots \\ S_{w_1 u_1} & S_{w_1 w_1} & S_{w_1 u_2} & S_{w_1 w_2} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ S_{u_2 u_1} & S_{u_2 w_1} & S_{u_2 u_2} & S_{u_2 w_2} & \dots & \dots \\ S_{w_2 u_1} & S_{w_2 w_1} & S_{w_2 u_2} & S_{w_2 w_2} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & S_{u_{NN} u_{NN}} & S_{u_{NN} w_{NN}} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & S_{w_{NN} u_{NN}} & S_{w_{NN} w_{NN}} \end{bmatrix}$$

e $[S_F(\omega)]$ è posta nella forma

$$[S_F(\omega)] = \begin{bmatrix} S_{u_1 u_1}^F & S_{u_1 w_1}^F & S_{u_1 u_2}^F & S_{u_1 w_2}^F & \dots & \dots \\ S_{w_1 u_1}^F & S_{w_1 w_1}^F & S_{w_1 u_2}^F & S_{w_1 w_2}^F & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ S_{u_2 u_1}^F & S_{u_2 w_1}^F & S_{u_2 u_2}^F & S_{u_2 w_2}^F & \dots & \dots \\ S_{w_2 u_1}^F & S_{w_2 w_1}^F & S_{w_2 u_2}^F & S_{w_2 w_2}^F & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & S_{u_{NN} u_{NN}}^F & S_{u_{NN} w_{NN}}^F \\ \dots & \dots & \dots & \dots & S_{w_{NN} u_{NN}}^F & S_{w_{NN} w_{NN}}^F \end{bmatrix}$$

Componenti di $[S_{vel}(\omega)]$:

$$S_{u_i u_j}(\omega) = \begin{cases} S_{u_i}(\omega) & \text{se } i = j \\ \sqrt{S_{u_i}(\omega) S_{u_j}(\omega)} \cdot \text{Coh}_{i,j}^u(\omega) & \text{se } i \neq j \end{cases}$$

$$S_{w_i w_j}(\omega) = \begin{cases} S_{w_i}(\omega) & \text{se } i = j \\ \sqrt{S_{w_i}(\omega) S_{w_j}(\omega)} \cdot \text{Coh}_{i,j}^w(\omega) & \text{se } i \neq j \end{cases}$$

$$S_{u_i w_j}(\omega) = S_{w_j u_i}(\omega) = 0 \quad \forall i, j$$

Per quanto riguarda gli spettri $S_u(\omega)$, $S_w(\omega)$ e le funzioni di coerenza delle componenti fluttuanti della velocità del vento, vi è la possibilità di considerare sia quelli proposti in letteratura (Davenport, Simiu, ecc) sia quelli ottenuti sperimentalmente.

OSSERVAZIONI:

1) Per ridurre la mole dei calcoli e l'occupazione in memoria, sfruttando l'annullamento di tutte le componenti $F_x(t)$ e la regolarità della matrice $[\beta]$, è possibile compattare ulteriormente le espressioni matriciali e ordinare in modo appropriato la sequenza delle operazioni in esse riportate.

2) Sono state implementate opzioni con le quali è possibile ridurre i tempi di calcolo grazie alla applicazione di criteri (A. Der Kiureghian, R.S. Harichandran) che stabiliscono a priori, basandosi

sulle frequenze proprie della struttura e su formule derivate dallo studio di eccitazioni a banda ristretta, quali termini matriciali sono trascurabili.

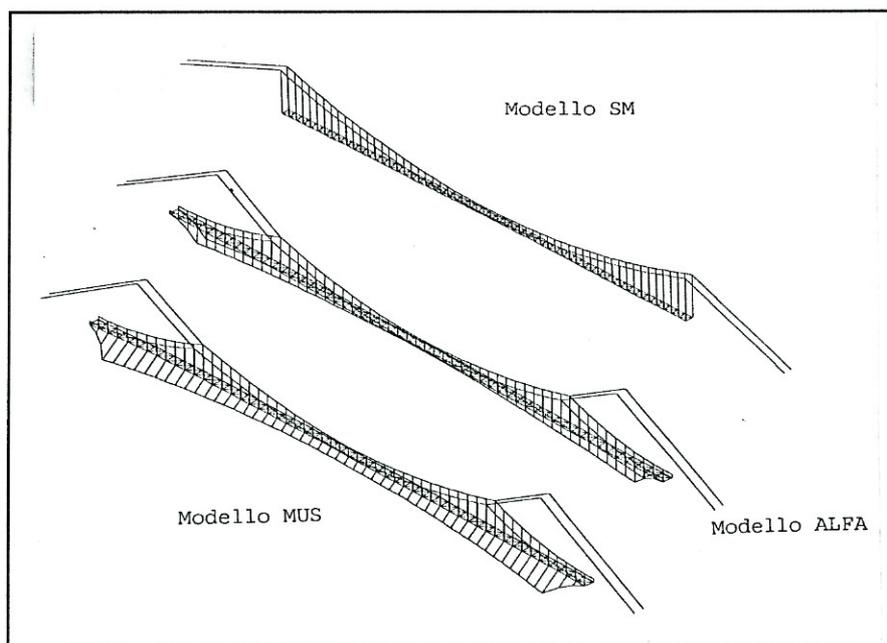
3) Il numero dei passi di frequenza, che incide pesantemente sui tempi di calcolo ma, nello stesso tempo, permette di cogliere con sufficiente precisione la forma (con relativi picchi alti e stretti) delle funzioni di ammettenza modali, può essere settato dall'utente stesso per via grafica-interattiva.

3. ALCUNI RISULTATI.

Con il programma la cui impostazione è stata brevemente descritta nella sezione precedente, sono stati presi in esame tre modelli che rappresentano:

- 1) la soluzione di ponte proposta per l'attraversamento dello Stretto di Messina (soluzione SM);
- 2) una soluzione derivata dalla proposta originaria di S.Musmeci, con cavi stabilizzanti posti su piani verticali (soluzione ALFA);
- 3) come al punto 2) ma con cavi stabilizzanti inclinati (soluzione MUS).

Il confronto è stato effettuato a parità di sezione d'impalcato (e quindi di coefficienti aerodinamici), attribuendo agli impalcati dei modelli ALFA e MUS quello previsto per la soluzione SM.



Nella tabella seguente sono riportati i periodi dei primi sei modi di vibrare (dei venti complessivamente trovati) di ciascun modello:

I grafici successivi consentono un confronto delle prestazioni dei tre modelli in termini di spostamento in direzione del vento (Drag), in direzione verticale (Lift) e di rotazione della sezione di mezzeria ad un Livello 3 della velocità del vento.

Va sottolineato come questi confronti siano stati effettuati ipotizzando lo stesso tipo di impalcato di quello proposto nel progetto dell'attraversamento dello Stretto di Messina: sono stati utilizzati quindi i medesimi coefficienti aerodinamici mentre è possibile prevedere, per le soluzioni in tensostruttura, l'adozione di un impalcato con caratteristiche di minore resistenza aerodinamica e quindi soggetto, mediamente, a forzanti di minore intensità'.

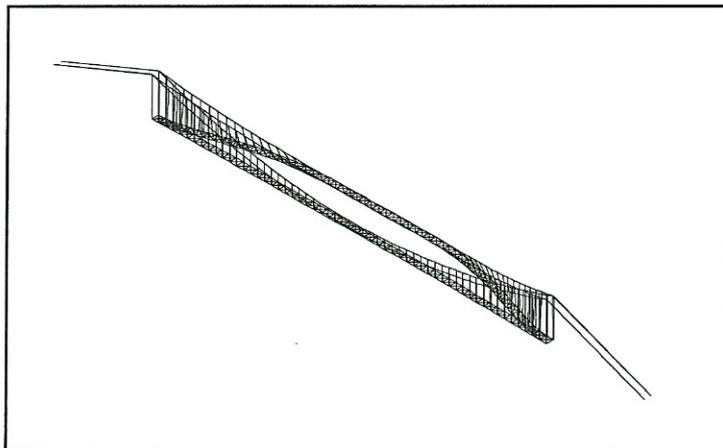
Nella colonna MUSR della tabella "Confronto DRAG" è riportata una stima degli effetti del vento su un modello a tensostruttura tipo MUS ma con impalcato di minor ingombro aerodinamico come previsto nella tesi di M.Peroni (vedere bibliografia): l'altezza dei box passerebbe dal valore originale di circa 3 m (box + alettone) a circa 1 m. e questo dovrebbe riflettersi, se solo consideriamo la componente media, in una riduzione dello spostamento di drag di circa un terzo.

Confronto DRAG Sezione di mezzeria Livello 3 [m]							
Modello	SM	ALFA	Var. %	MUS	Var. %	MUSR	Var. %
Standard Deviation	1.87	2.09	+11.7%	1.55	-17.1%		
Valore medio	9.74	9.74	0%	7.42	-23.8%	≈3.3	-66%
Picco max	15.20	15.88	+4.5%	12.01	-21.0%		
Picco min	4.28	3.60		2.83			

Confronto LIFT Sezione di mezzeria Livello 3 [m]					
Soluzione	SM	ALFA	Var. %	MUS	Var. %
Standard Deviation	0.20	0.168	-16%	0.121	-39.5%
Valore medio	-0.864	-0.441	-49%	-0.370	-57.2%
Picco max	-0.226	0.106		0.023	
Picco min	-1.502	-0.988	-34.2%	-0.764	-49.1%

Confronto ROTAZIONE Sezione di mezzeria Livello 3 [deg]					
Soluzione	SM	ALFA	Var. %	MUS	Var. %
Standard Deviation	0.163	0.134	-17.8%	0.199	+22.1%
Valore medio	-0.262	-0.144	-45.0%	0.057	-78.2%
Picco max	0.260	0.294		0.700	
Picco min	-0.784	-0.583	-25.6%	-0.586	-25.3%

Nr. MODO	Modello SM		Modello ALFA		Modello MUS	
	T [s]	MODO	T [s]	MODO	T [s]	MODO
1	32.1	DRAG 1° Simm.	31.2	DRAG 1° Simm.	27.7	DRAG 1° Simm.
2	20.6	DRAG 1° Antim.	19.6	DRAG 1° Antim.	19.0	DRAG 1° Antim.
3	15.4	DRAG 2° Simm.	13.9	DRAG 2° Simm.	13.6	DRAG 2° Simm.
4	14.6	LIFT 1° Antim.	11.0	TORS.2° Simm.	10.8	LIFT 2° Simm.
5	14.3	TORS.1° Antim.	11.0	LIFT 2° Simm.	10.8	TORS. Simm.
6	13.3	LIFT 1° Simm.	10.7	LIFT 1° Antim.	10.6	LIFT 1° Antim.



Modello SM: Modo di vibrare nr.1

I grafici di figura 8 riportano sinteticamente il valore massimo, minimo, medio e la standard deviation dello spostamento in direzione del vento (Drag), in direzione verticale (Lift) e di rotazione della sezione di mezzeria del modello Mus in corrispondenza di tre livelli della velocità del vento: Livello 1 $V_{10}=36$ m/sec, Livello 2 $V_{10}=42$ m/sec, Livello 3 $V_{10}=46$ m/sec.

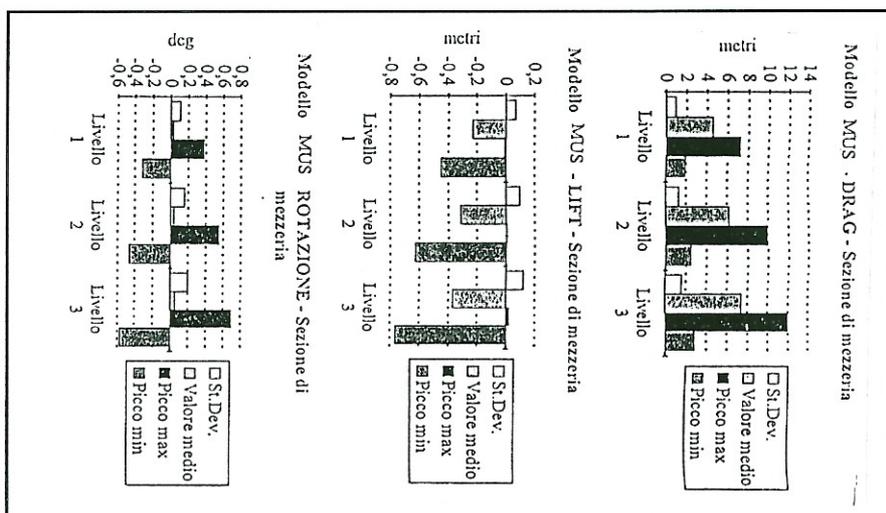
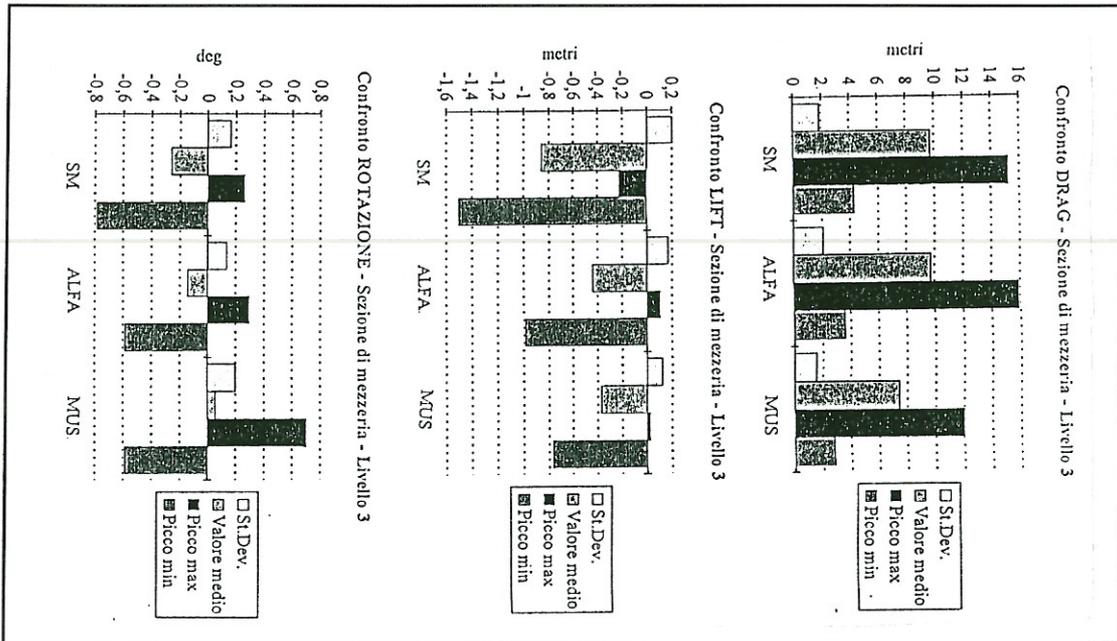
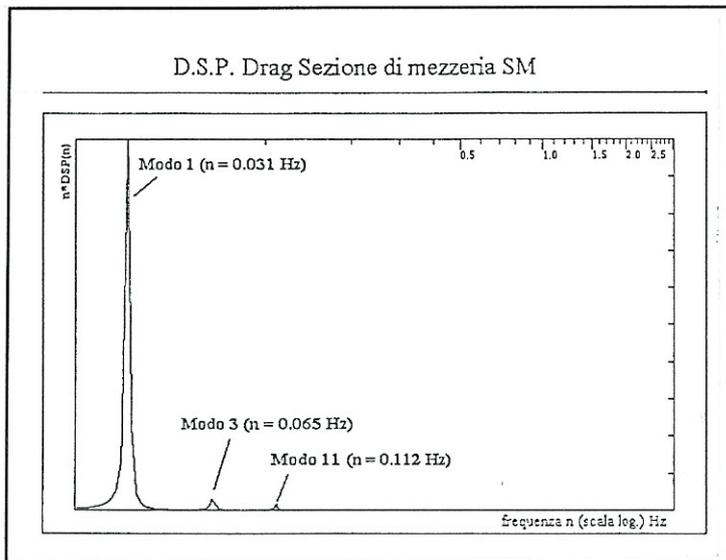


Figura 8



Si riporta infine il grafico della Densita' di potenza spettrale (D.S.P.) della componente di spostamento Drag della sezione di mezzeria del modello SM.



4. CONCLUSIONI.

Nel settore della progettazione di ponti sospesi di grande luce le incertezze insite nella modellazione delle azioni derivanti dai metodi d'indagine (sperimentali e non) attualmente disponibili e la carenza strutturale delle soluzioni tradizionali che si tenderebbe ad

applicare pur in presenza di consistenti salti di scala, sottolinea la necessità di una nuova impostazione progettuale in grado di compensare tali incertezze attraverso il conferimento di nuove risorse strutturali atte a garantire la necessaria "riserva" di sicurezza. In questo articolo sono stati esposti alcuni risultati del confronto (in termini di comportamento dinamico sotto l'azione turbolenta del vento) tra modelli tridimensionali di ponti sospesi: uno di questi si ispira all'idea introdotta in un recente passato da S.Musmeci di una soluzione in tensostruttura per l'attraversamento dello Stretto di Messina.

Tali risultati mettono in evidenza l'esistenza di margini di miglioramento nella concezione strutturale.

5. BIBLIOGRAFIA.

- [1] C.Borri, M.Majowiecki, P.Spinelli; "The aerodynamic advantages of a double-effect large-span bridge under wind loading", SPACE STRUCTURES 4, Guildford, London, 1993."
- [2] Clough, Penzien; "Dynamic of structures", McGrawHill.
- [3] S.Pinardi; "Analisi dinamica aleatoria dell'azione del vento nei ponti sospesi, con particolare riguardo alla soluzione progettuale del ponte sullo Stretto di Messina", Tesi di Laurea, Università di Bologna.
- [4] M.Peroni; "Progetto di una soluzione in tensostruttura per l'attraversamento dello Stretto di Messina con un ponte sospeso di grande luce, con particolare riguardo all'analisi dinamica aleatoria dell'azione del vento", Tesi di laurea, Università di Bologna.
- [5] M.Corbo; "Analisi dinamica aleatoria nel dominio delle frequenze degli effetti del vento sulle strutture leggere di grandi dimensioni", Tesi di laurea, Università di Bologna.
- [6] G.Sintini; "Analisi dinamica sismica aleatoria nel dominio delle frequenze. Metodo approssimato per la determinazione della risposta strutturale. Verifica di un edificio multipiano sospeso in zona sismica", Tesi di laurea, Università di Bologna.
- [7] P.Spinelli; "Alcuni elementi di teoria della probabilità e statistica", appunti relativi al Corso "Effetti del vento sulle costruzioni" tenuto dal Prof. B.J.Vickery a Bologna, Novembre 1990.
- [8] E.Simiu, R.H.Scanlan; "Wind effects on structures", Wiley-Interscience.
- [9] B.J.Vickery; "Effetti del vento sulle costruzioni", dispense del corso omonimo tenutosi a Bologna, Novembre 1990.
- [10] R.H.Scanlan, N.P.Jones; "Stochastic aspects of bridge aeroelasticity under turbulent flow", Probabilistic Engineering Mechanics, 1992.
- [11] R.H.Scanlan; "Wind dynamics of long span bridges", Aerodynamics of large bridges, Allan Larsen Editor.
- [12] G.Solari; "Analisi numerica per la determinazione della risposta strutturale nel piano del vento", Costruzioni metalliche n.3, 1984.
- [13] G.Solari; "Metodi analitici per la determinazione della risposta strutturale nel piano del vento", Costruzioni metalliche n.4, 1984.

- [14] G.Solari, D.Stura;"Sulla determinazione della risposta dinamica all'azione del vento della copertura delle tribune dello stadio G.Carlini in Genova", Costruzioni metalliche n.2 e 3, 1985.
- [15] A.Iannuzzi, P.Spinelli;"Effetti del vento sugli impalcati da ponte: comportamento aerodinamico e simulazione numerica", Costruzione metalliche n.1 e 2, 1986.
- [16] C.Augusti, C.Borri, P.Spinelli;"Interazione dinamica vento-strutture: impostazione del problema ed alcuni risultati", Associazione italiana per l'analisi delle sollecitazioni, XII Convegno nazionale.
- [17] G.L.Larose, A.G.Davenport, J.P.C.King;"Wind effects of long span bridges: consistency of wind tunnel results", Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, 41-44, 1992.
- [18] F.Brancaleoni, G.Diana;"The aerodynamic design of the Messina straits bridge", Ingegneria del vento in Italia 1992, 2° Convegno nazionale.
- [19] R.S.Harichandran;"Random vibration under propagating excitation: closed-form solutions", Journal of the engineering mechanics division, ASCE (1992), 575-586.
- [20] A.Der Kiureghian;"Structural response to stationary excitation", Journal of the engineering mechanics division, ASCE 106 (1980), 1195-1213.
- [21] A.Der Kiureghian;"A response spectrum method for random vibration analysis of MDOF systems", Earthquake engineering and structural dynamics, Vol. 9, 419-435 (1981).
- [22] R.S.Harichandran;"An efficient, adaptive algorithm for large-scale random vibration analysis", Earthquake engineering and structural dynamics, Vol.22, 151-165, (1993).
- [23] M.Majowiecki;"Tensostrutture: progetto e verifica", CISIA Acciaio.
- [24] P.Matildi, C.Foti, A.Sollazzo;"Tensostrutture e sistemi reticolari spaziali", Italsider, Collana tecnico scientifica per la progettazione di strutture in acciaio.