

長大斜張橋 (架設系) のガスト応答解析と3次元模型試験

Buffeting Analysis and Model Experiment for a Long-Span
Cable-Stayed Bridge under Canti-Levered Erection

田中 洋* 山村信道** 藤原 亨*** 南條正洋****

By Hiroshi TANAKA, Nobumichi YAMAMURA, Tohru FUJIWARA and Masahiro NANJOH

Three-dimensional buffeting response behavior of a long-span cable-stayed bridge under canti-levered erection is examined by analysis and 1/65 scale full model test. The analysis is an extension of previous works^{1)~3)} with some modifications such as, e.g. the use of quasi-steady flutter derivatives to evaluate aerodynamic damping and the use of Sears' function for aerodynamic admittance to vertical cross-wind turbulence. The results obtained by analysis and model test showed reasonable consistency and the safety of the bridge under erection has been confirmed.

Key words : buffeting analysis, cable-stayed bridge, canti-levered erection

1. まえがき

本稿では、中央スパン長490mを有する斜張橋（生口橋）の架設系を対象として、ガスト応答解析と3次元模型試験の結果を比較・考察する。乱流の影響による橋体の動的応答は、補剛トラス形式の吊橋などの場合、変動抗力による橋軸直角方向の水平変位が一般に卓越し、変動揚力による補剛トラスの鉛直変位・回転（ねじれ）変位は、さほど大きくない²⁾。一方、本橋のように、偏平箱桁状の補剛桁を有する斜張橋の特に架設系では、例えば、閉合前の鉛直曲げ剛性が低い時点で、鉛直方向にも水平変位と同程度の動的変位が生じる。また、補剛桁の回転（ねじれ）角によって空力係数が変化し、静的・動的に非線型挙動を示すことも予想される。本稿の解析、及び、3次元模型試験は、架設段階での耐風安全性を確認する一方、本格的な模型試験により、変動抗力・変動揚力に対する3次元応答解析の精度を検証する機会を得たものである。解析方法は、自励空気を考慮した3次元ガスト応答解析の諸式^{1)~3)}を主体として、自励空気に準定常空気を適用し、補剛桁の断面形状が翼型に近い点を考慮して揚力・モーメント荷重の空力アドミッタンスに Sears 関数を用いるなど、多少の変更を加えた。なお、3次元模型試験は、一様流・乱流の両方について実施し、ギャロッピング・連成フラッター・渦励振（限定振動）、及び、ガスト応答などの耐風性状を検討⁴⁾したが、本稿では、一様流中の静的変位と変動風による動的応答の範囲を解析値と比較・考察する。

-
- | | | |
|---------|-------------------------|---------------------------|
| * 工修 | 日立造船 (株) 鉄構設計部 | (〒554 大阪市 此花区 桜島 1-3-40) |
| ** 工博 | 日立造船 (株) 鉄構設計部 | (〒554 大阪市 此花区 桜島 1-3-40) |
| *** 工修 | 本州四国連絡橋公団 第三建設局 向島工事事務所 | (〒722 広島県 御調郡 向島町 5890-1) |
| **** 工修 | (株)ニチゾウテック 技術開発部 | (〒554 大阪市 此花区 桜島 1-2-23) |

2. 解析方法の概要

3次元ガスト応答解析の諸式¹⁾⁻³⁾の概要に加えて、本稿の解析で用いた準定常空気力、及び、その他の補足事項を示す。ガスト応答の運動方程式は、変形法の運動方程式に振動モード $\{\phi_{in}\}$ の直交性を適用して、次式のように表される。なお、自励空気力についても、振動モードの直交性を仮定する。

$$\ddot{x}_n(t) + 2\tilde{\eta}_n \cdot \tilde{\omega}_n \cdot \dot{x}_n(t) + \tilde{\omega}_n^2 \cdot x_n(t) = \{\phi_{in}\}^T \cdot \{F_{in}^B(t)\} / M_n^* \quad (1)$$

ここに、 $x_n(t)$:基準座標、 $\tilde{\eta}_n$:受風時の減衰比 ($=\delta_n/2\pi$)、 $\tilde{\omega}_n$:受風時の等価角速度 [rad/s]、 $\{\phi_{in}\}$:部材(i)の振動モード縦距 ($=\{\phi_{kn} + \phi_{in}\} / 2$) (Fig.1)、 $F_{in}^B(t)$:ガスト成分の荷重項 であり、 M_n^* は次式の意味である。

$$M_n^* = \{\phi_{in}\}^T \cdot [M] \cdot \{\phi_{in}\} \quad ([M]: \text{質量行列}) \quad (2)$$

$\tilde{\omega}_n$, $\tilde{\eta}_n$ は、非定常空気力係数 $P_{ji}^* \cdot H_{ji}^* \cdot A_{ji}^*$ を用いて、

$$\tilde{\omega}_n = \omega_n \cdot \left[1 + (\rho/2M_n^*) \cdot \sum_i B_i^2 \cdot \phi_{in}^\alpha \cdot [\tilde{\eta}] \cdot \{\phi_{in}^y, \phi_{in}^z, \phi_{in}^\alpha\} \cdot L_i \right]^{-1/2} \quad (3)$$

$$[\tilde{\eta}] = [H_{3i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot B_i, P_{3i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot A_i, A_{3i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot B_i^2]$$

$$\tilde{\eta}_n = (\omega_n / \tilde{\omega}_n) \cdot h_n^m - (\rho/4M_n^*) \cdot \sum_i B_i \cdot \{\phi_{in}^y, \phi_{in}^z, \phi_{in}^\alpha\}^T \cdot [\tilde{h}] \cdot \{\phi_{in}^y, \phi_{in}^z, \phi_{in}^\alpha\} \cdot L_i \quad (4)$$

$$[\tilde{h}] = \begin{bmatrix} H_{1i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot B_i & 0 & H_{2i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot B_i^2 \\ 0 & P_{1i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot A_i & P_{2i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot A_i \cdot B_i \\ A_{1i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot B_i^2 & 0 & A_{2i}^*(\tilde{r}_{in}) \cdot B_i^3 \end{bmatrix}$$

ここに、 ω_n :無風時の角速度 [rad/s]、 h_n^m :構造減衰比 ($=\delta_n^m/2\pi$)、 ρ :空気密度 [$t \cdot s^2/m^4$]、 A_i :受圧面積 [m^2/m]、 B_i :補剛桁の橋床幅 (主ケーブルの外径) [m]、 L_i :補剛桁・主ケーブルの水平長 (主塔の鉛直長) [m]、 $\tilde{r}_{in} = B_i \cdot \tilde{\omega}_n / \bar{v}_i$:受風時の無次元振動数、 $\bar{v}_i$:平均風速 [m/s]、 $\{\phi_{in}^y, \phi_{in}^z, \phi_{in}^\alpha\}$:振動モード $\{\phi_{in}\}$ の y 軸方向・z 軸方向、及び、x 軸回りの各成分 (Fig.1) である。

有風時に生じる微小な振動数の変化 (A_{3i}^* の影響) を無視して、自励空気力に準定常空気力を用いると、 $P_{ji}^* \cdot H_{ji}^* \cdot A_{ji}^*$ ($j=1,2,3$) は次式で表される。 $C_{Di} \cdot C_{Li} \cdot C_{Mi}$ は部材(i)の3分力係数である。

$$\left. \begin{aligned} P_{1i}^* &= -2C_{Di}/\tilde{r}_{in}, P_{2i}^* = (dC_{Di}/d\alpha)/\tilde{r}_{in} = C'_{Di}/\tilde{r}_{in} \\ P_{3i}^* &= (dC_{Di}/d\alpha)/\tilde{r}_{in}^2 = C'_{Di}/\tilde{r}_{in}^2 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\left. \begin{aligned} H_{1i}^* &= -[(dC_{Li}/d\alpha) + C_{Di} \cdot A_i/B_i]/\tilde{r}_{in} = -(C'_{Li} + C_{Di} \cdot A_i/B_i)/\tilde{r}_{in} \\ A_{2i}^* &= -(dC_{Mi}/d\alpha)/(2\tilde{r}_{in}) = -C'_{Mi}/(2\tilde{r}_{in}), H_{2i}^* = H_{3i}^* = 0, A_{1i}^* = A_{3i}^* = 0 \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

なお、2次元模型試験で $V-\delta$ 曲線が得られている場合 (連成比が小さい範囲) は、式(6)に代えて次式を適用すると、 A_{2i}^* の精度が改善される。

$$\left. \begin{aligned} H_{1i}^* &= 4m\eta \cdot (h^m\eta \cdot \omega\eta/\tilde{\omega}\eta - h\eta)/(\rho \cdot b^2) \\ A_{2i}^* &= 4m\theta \cdot (h^m\theta \cdot \omega\theta/\tilde{\omega}\theta - h\theta)/(\rho \cdot b^4) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

ここに、 $m\eta \cdot m\theta$:模型の質量・極慣性モーメント、 b :模型の幅 [m]、添字 $\eta \cdot \theta$:鉛直振動・ねじれ振動を示す。式(5)、(6)の $P_{2i}^* \cdot P_{3i}^* \cdot A_{2i}^*$ は補剛桁だけに適用し、その他の部材 ($=0$) とする。また、 H_{1i}^* は補剛桁・主ケーブルに適用し、主塔部材 ($=0$) とする。変動風速の主流方向、及び、鉛直方向の両成分

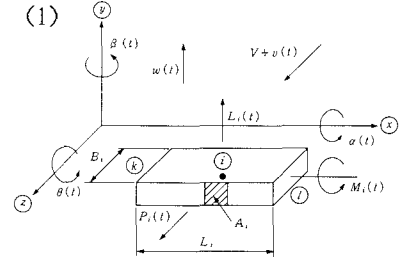


Fig. 1 Member i in global coordinate

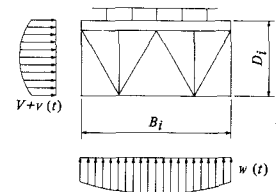


Fig. 2 Aerodynamic admittance for typical cross-section

(Fig.2)を $v_i(t)$, $w_i(t)$ とすれば, 式(1)の右辺は次式のように書き換えられる。

$$\{\phi_{in}\}^T \cdot \{F_{in}^B(t)\} / M_n^* = \{P_{in}\}^T \cdot \{v_i(t)\} + \{Q_{in}\}^T \cdot \{w_i(t)\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} P_{in} &= 2[\bar{P}_{in}] \cdot \{\phi_{in}^y, \phi_{in}^z, \phi_{in}^x\} / (\bar{v}_i \cdot M_n^*) \\ [\bar{P}_{in}] &= [\bar{L}_i \cdot G_{Bi}(\xi_n), \bar{P}_i \cdot G_{Di}(\xi_n), \bar{M}_i \cdot G_{Bi}(\xi_n)] \\ Q_{in} &= [\bar{Q}_{in}] \cdot \{\phi_{in}^y, \phi_{in}^z, \phi_{in}^x\} / (\bar{v}_i \cdot M_n^*) \\ [\bar{Q}_{in}] &= [\bar{P}_i \cdot G_{Di}(\xi_n) + \bar{L}'_i \cdot G_{Bi}(\xi_n), \bar{P}'_i \cdot G_{Di}(\xi_n), \bar{M}'_i \cdot G_{Bi}(\xi_n)] \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$\left. \begin{aligned} \bar{P}_i &= \rho \cdot \bar{v}_i^2 \cdot C_{Di} \cdot A_i \cdot L_i / 2, \quad \bar{P}'_i = \rho \cdot \bar{v}_i^2 \cdot C'_{Di} \cdot A_i \cdot L_i / 2 \\ \bar{L}_i &= \rho \cdot \bar{v}_i^2 \cdot C_{Li} \cdot B_i \cdot L_i / 2, \quad \bar{L}'_i = \rho \cdot \bar{v}_i^2 \cdot C'_{Li} \cdot B_i \cdot L_i / 2 \\ \bar{M}_i &= \rho \cdot \bar{v}_i^2 \cdot C_{Mi} \cdot B_i^2 \cdot L_i / 2, \quad \bar{M}'_i = \rho \cdot \bar{v}_i^2 \cdot C'_{Mi} \cdot B_i^2 \cdot L_i / 2 \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

式(9)の $G_{Di}(\xi_n), G_{Bi}(\xi_n)$ ^{5)~7)}は, 部材(i)の受圧面と主流方向の幅(Fig.2)に関する空力アドミッタンスであり, $G_{Di}(\xi_n)$ は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} G_{Di}^2(\xi_n) &= 2(k \cdot \xi - 1 + e^{-k \cdot \xi}) / (k \cdot \xi)^2 & (k \cdot \xi \leq 10) \\ G_{Di}^2(\xi_n) &= 2(k \cdot \xi - 1) / (k \cdot \xi)^2 & (k \cdot \xi > 10) \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

$$\xi = \xi_n \cdot D_i / \bar{v}_i, \quad D_i: \text{受圧面の幅 (桁高さ)} [m]$$

ここに, 通常 $k = 7 \sim 8$ ^{5), 6)}, ξ_n : 受風時の等価振動数 [Hz]である。 $G_{Bi}(\xi_n)$ は Sears関数^{6), 7)}より,

$$\left. \begin{aligned} G_{Bi}^2(\xi_n) &= (a + \eta) / [a + (\pi \cdot a + 1) \cdot \eta + 2\pi \cdot \eta^2] \\ \eta &= \pi \cdot \xi_n \cdot B_i / \bar{v}_i, \quad B_i: \text{橋床幅} [m], \quad a = 0.1811 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

補剛桁以外の主ケーブル・主塔などは, 式(8)~(10)の C_{Di} を含む項だけを用いる。主塔のような垂直部材は, $Q_{in} = 0$ とし, ケーブル部材は, $G_{Di}(\xi_n) = 1$ を用いる^{5), 6)}。部材(i, j)に作用する変動風速を $v_i(t)$, $w_i(t)$, 及び, $v_j(t)$, $w_j(t)$ とすれば, それらの相関スペクトル密度は, 次式で与えられる。

$$S_{v_{ij}}(\xi_n) = J_{ij}^2(\xi_n) \cdot [S_{v_i}(\xi_n) \cdot S_{v_j}(\xi_n)]^{1/2}, \quad S_{w_{ij}}(\xi_n) = J_{ij}^2(\xi_n) \cdot [S_{w_i}(\xi_n) \cdot S_{w_j}(\xi_n)]^{1/2} \quad (13)$$

ここに, $S_{v_i}(\xi_n) \cdot S_{w_i}(\xi_n)$: 主流方向と鉛直方向のパワー・スペクトル密度^{8), 9)}, $J_{ij}^2(\xi_n)$: 部材(i, j)間の空間修正関数であり,

$$\left. \begin{aligned} J_{ij}^2(\xi_n) &= (1/L_i \cdot L_j) \cdot \int_{L_i} \int_{L_j} e^{-\gamma_{ij}} \cdot dL_i \cdot dL_j \\ \gamma_{ij} &= 2\xi_n \cdot k \cdot [(\Delta x)^2 + (\Delta y)^2]^{1/2} / (\bar{v}_i + \bar{v}_j), \quad k = 8 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

と定義される⁶⁾。Fig.3の場合について, 式(14)の近似解を示す。

(a) 部材(i, j)において(i=j)の場合(Fig.3(a))

$$\left. \begin{aligned} J_{ij}^2(\xi_n) &= 2(\gamma_i - 1 + e^{-\gamma_i}) / \gamma_i^2 \quad (\gamma_i \leq 10) \\ J_{ij}^2(\xi_n) &= 2(\gamma_i - 1) / \gamma_i^2 \quad (\gamma_i > 10) \\ \gamma_i &= \xi_n \cdot k \cdot [(\Delta x_i)^2 + (\Delta y_i)^2]^{1/2} / \bar{v}_i \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

(b) 部材(i, j)の水平・鉛直投影が重複しない場合(Fig.3(b))

$$\left. \begin{aligned} |\Delta X_{ij}| &\geq (|\Delta x_i| + |\Delta x_j|) / 2 \\ |\Delta Y_{ij}| &\geq (|\Delta y_i| + |\Delta y_j|) / 2 \\ J_{ij}^2(\xi_n) &= e^{-\gamma_{ij}} \cdot (\sinh \gamma_i / \gamma_i) \cdot (\sinh \gamma_j / \gamma_j) \\ \gamma_{ij} &= 2\xi_n \cdot k \cdot [(\Delta X_{ij})^2 + (\Delta Y_{ij})^2]^{1/2} / (\bar{v}_i + \bar{v}_j) \\ \gamma_i &= \xi_n \cdot k \cdot [(\Delta x_i)^2 + (\Delta y_i)^2]^{1/2} / (\bar{v}_i + \bar{v}_j) \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

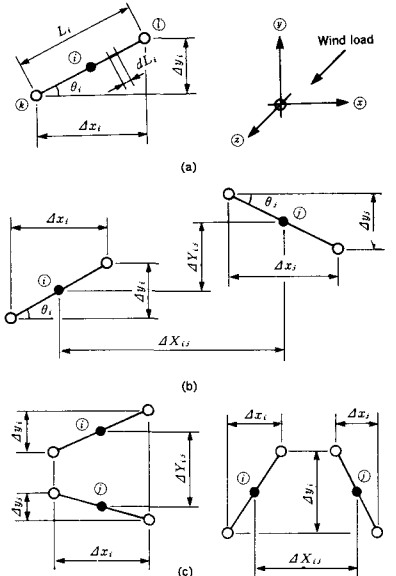


Fig. 3 Joint-acceptance for typical members (Projections to x-y plane)

$$\sinh \gamma_i / \gamma_i = 1 \quad (\gamma_i \leq 0.001)$$

$$J_{ij}^2(\tilde{\gamma}_n) = 0 \quad (\gamma_{ij} - \gamma_i - \gamma_j > 10)$$

(c) 部材(i,j)の水平・鉛直投影が重複する場合(Fig.3(c))

$$\left. \begin{aligned} J_{ij}^2(\tilde{\gamma}_n) &= 2e^{-\gamma_{ij}} \cdot (\gamma_i - 1 + e^{-\gamma_i}) / \gamma_i^2 & (\gamma_i \leq 10) \\ J_{ij}^2(\tilde{\gamma}_n) &= 2e^{-\gamma_{ij}} \cdot (\gamma_i - 1) / \gamma_i^2 & (\gamma_i > 10) \\ J_{ij}^2(\tilde{\gamma}_n) &= 0 & (\gamma_{ij} > 10) \\ \gamma_{ij} &: \text{式(16)に同じ, } \gamma_i = 2\tilde{\gamma}_n \cdot k \cdot [(\Delta x)^2 + (\Delta y)^2]^{1/2} / (\bar{v}_i + \bar{v}_j) \\ \Delta x &= (|\Delta x_i| + |\Delta x_j|) / 2, \Delta y = (|\Delta y_i| + |\Delta y_j|) / 2 \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

変位・加速度・部材力などの応答を同形式で表すため、次式の等価モード $\{\Psi_{in}\}$ を用いる。

$$\left. \begin{aligned} \{\Psi_{in}\} &= \{\phi_{in}\} \quad (\text{変位}), \quad \{\Psi_{in}\} = 4\pi^2 \cdot \tilde{\gamma}_n^2 \cdot \{\phi_{in}\} \quad (\text{加速度}) \\ \{\Psi_{in}\} &= [k] \cdot [A] \cdot \{\phi_{kn}, \phi_{in}\} \quad (\text{部材力}) \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

ここに、 $[k]$:部材剛性行列、 $[A]$:全体座表系から部材座標系への変換行列、 $\{\phi_{kn}, \phi_{in}\}$:部材(i)の両端(k,l)でのモード縦距

応答 $R(t)$ のパワー・スペクトル密度を $S_R(f)$ とし、その振動数(=f)に関する k 次モーメントを $\lambda^{(k)}$ と表せば、次の諸式を得る。

$$\lambda^{(k)} = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^M \rho^{(k)}_{mn} \cdot \Psi_m \cdot \Psi_n \cdot [\{P_{im}\}^T \cdot [(\lambda^{(k)}_{ij,mm} \cdot \lambda^{(k)}_{ij,nn})^{1/2}] \cdot \{P_{jn}\} + \{Q_{im}\}^T \cdot [(\lambda^{(k)}_{ij,mm} \cdot \lambda^{(k)}_{ij,nn})^{1/2}] \cdot \{Q_{jn}\}] \quad (19)$$

$$\left. \begin{aligned} \lambda^{(0)}_{ij,mm} &= \lambda^{(2)}_{ij,mm} / \tilde{\gamma}_m^2 = S^v_{ij}(\tilde{\gamma}_m) / [64\pi^3 \cdot \tilde{h}_m \cdot \tilde{\gamma}_m^3] \\ \lambda^{(1)}_{ij,mm} &\doteq (1 - 2\tilde{h}_m / \pi) \cdot \lambda^{(0)}_{ij,mm} \cdot \tilde{\gamma}_m \\ \lambda^{(0)}_{ij,mm} &= \lambda^{(2)}_{ij,mm} / \tilde{\gamma}_m^2 = S^w_{ij}(\tilde{\gamma}_m) / [64\pi^3 \cdot \tilde{h}_m \cdot \tilde{\gamma}_m^3] \\ \lambda^{(1)}_{ij,mm} &\doteq (1 - 2\tilde{h}_m / \pi) \cdot \lambda^{(0)}_{ij,mm} \cdot \tilde{\gamma}_m \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

ここに、 $\rho^{(k)}_{mn}$: k 次モーメントのモード相関係数^{1)~3)}、 $S^v_{ij}(\tilde{\gamma}_m) \cdot S^w_{ij}(\tilde{\gamma}_m)$: 式(13)の相関スペクトル密度、 $\tilde{\gamma}_m = \tilde{\omega}_m / 2\pi$: 式(3)の等価振動数[Hz]、 $\tilde{h}_m$: 式(4)で与えられる受風時の減衰比 (= $\delta_m / 2\pi$)

平均風速 $\bar{v}_i$ と変動風速 $v_i(t)$ 、 $w_i(t)$ による合計応答 $\Sigma R(t)$ の期待値を $E[R]$ と表せば、次式の解を得る。

$$E[R] = \bar{R} + p \cdot (\lambda^{(0)})^{1/2}, \quad g = (E[R] / \bar{R})^{1/2} \quad (21)$$

ここに、 $\bar{R}$: 平均風速 $\bar{v}_i$ による応答、 p : 最大応答倍率の期待値 (ガスト応答倍率)、 g : 風速修正係数

応答倍率の期待値 p は一般に Davenport 公式^{5), 6)} で計算されるが、厳密には、応答パワー・スペクトル密度 $S_R(f)$ の形状係数 (バンド幅) η を考慮した Der Kiureghian の次式^{1), 3)} を用いるとよい。

$$\left. \begin{aligned} p &= \{2 \log_e(f_e \cdot T)\}^{1/2} + 0.5772 / \{2 \log_e(f_e \cdot T)\}^{1/2} \\ q &= 1.2 / \{2 \log_e(f_e \cdot T)\}^{1/2} - 5.4 / [13 + \{2 \log_e(f_e \cdot T)\}^3] \quad (\leq 0.65) \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

ここに、 q : 最大応答倍率 (ガスト応答倍率) の標準偏差、 f_e : 等価振動数[Hz] (次式で計算する)

$$\left. \begin{aligned} f_e &= \bar{f} = (\lambda^{(2)} / \lambda^{(0)})^{1/2} & (2\eta > 0.69) \\ f_e &= [1.63 \cdot (2\eta)^{0.45} - 0.38] \cdot \bar{f} & (0.1 < 2\eta \leq 0.69) \\ f_e &= \text{MAX}(2.1/T, 4\eta \cdot \bar{f}) & (2\eta \leq 0.1) \\ \eta &= \{1 - (\lambda^{(1)})^2 / (\lambda^{(0)} \cdot \lambda^{(2)})\}^{1/2}, \quad T: \text{持続時間[sec]} \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

形状係数 (バンド幅) η の値は、通常、0.3~0.7位の範囲にある場合が多く、式(22)、(23)と Davenport 公

式による p 値は大差がない。しかし、特定モードが卓越する場合は応答パワー・スペクトル密度が狭帯域 (narrow band) 化して、式(22),(23)による p 値がかなり低下する^{1), 3)}。例えば、次節の例では、橋軸直角方向の水平変位に対して $\eta=0.1\sim0.18$ であり、 p 値はDavenport公式より約10%小さい。

3. 応答解析と3次元模型試験の比較

応答解析、及び、3次元模型試験の対象とする構造系（主桁の閉合直前）をFig. 4, Photo 1 に示す。3次元模型は縮尺比(=1/65)、全長 (= 約 6m) で、計測には日立造船 (株) の大型汎用風洞（測定部：幅 8m・高さ 3m・長さ 23m, 3次元モードでの風速範囲： $V=0.3\sim15\text{m/s}$) をゲッチングン型式で使用した (Fig. 5)。模型（補剛桁・中央スパン部）の断面をFig. 6に、実橋と模型の主要な諸元をTable 1 に対比して示す。また、橋軸直角（水平）方向・鉛直方向、及び、回転（ねじれ）の各1次振動モードについて、振動数とモード縦距の解析値（実橋×相似比）と模型の計測値をFig. 7に比較する。

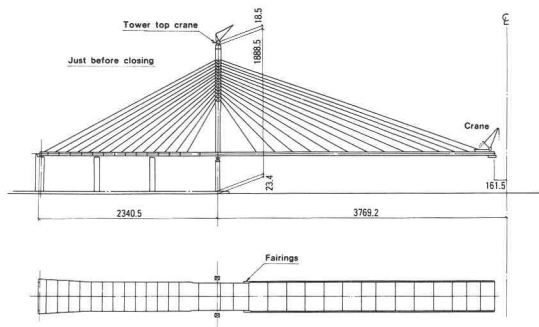


Fig. 4 Model setup (Erection stage)

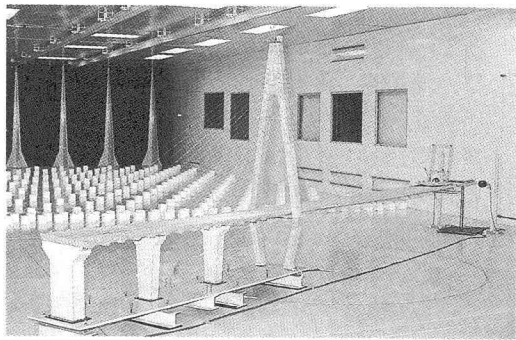


Photo 1 Model setup (Erection stage)

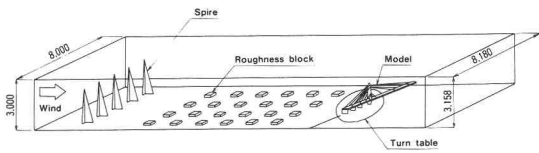


Fig. 5 Experimental setup in boundary layer wind tunnel

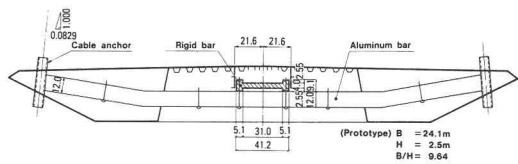


Fig. 6 Model section (Main span)

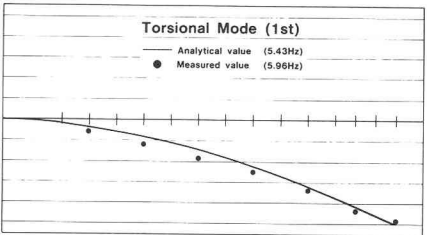
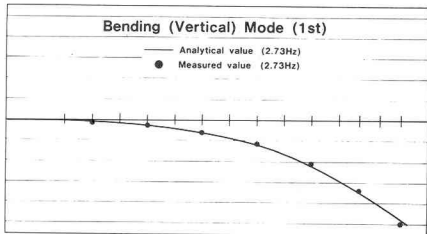
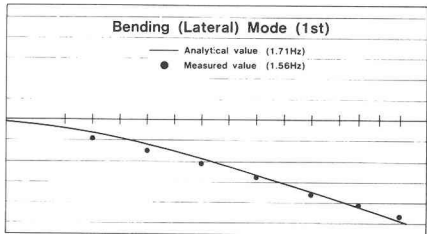


Fig. 7 Frequencies and modal shapes

部分模型で計測した3分力係数をFig. 8, Table 2に示す。これより、一様流中で補剛桁の張り出し部の先端に生じる静的変位（橋軸直角方向の水平変位・ねじれ角:実橋値）を計算して、3次元模型の計測値（ α 相似比）と比較（Fig. 9）する。この際、ケーブル・主塔・架設機材などの抗力係数 C_D は、本四・耐風設計基準⁵⁾に準拠した。また、受風時の回転（ねじれ）角による3分力係数の変化を考慮して計算した。鉛直変位は、揚力係数 $C_L \approx 0$ であり、計測値が不安定なため省略する。

乱流の特性は、観測データ¹⁰⁾を参照して次の諸数値を目標とした。

主流方向の乱れ強さ : $I_u = 18(\%)$, 鉛直方向の乱れ強さ : $I_w = 9(\%)$
 主流方向の乱れスケール : $L_{xu} = 90(m)$, 鉛直方向の乱れスケール : $L_{xw} = 12(m)$

風速の鉛直分布べき指数 : $\alpha = 0.21$ (1/4.76)

風洞での計測点 ⑧ (Fig.10) について、平均風速と乱れ強さ（計測時間：200点 $\times$ 50(ms)=10(sec)，実橋換算の持続時間： $T \approx 1.3(\text{min})$ ）の鉛直分布をFig.11に示す。同じ計測点 ⑧で、補剛桁の高さ（ $H=0.7m$ ）での乱流スペクトル（計測時間：4096点 $\times$ 20(ms)=81.9(sec)，実橋換算の持続時間： $T \approx 11(\text{min})$ ）を日野公式⁸⁾、Busch・Panofsky式⁹⁾と Fig.12 に比較する。図中の細線は、計測値にhanning-windowを適用した値、太線は最小2乗法を用いて10次の多項式で近似した値（応答解析に適用）を示す。この場合の乱流特性（実橋換算： $\bar{v}=32.2(m/s)$ ）は、

主流方向の乱れ強さ : $I_u = 13.7(\%)$, 鉛直方向の乱れ強さ : $I_w = 9.1(\%)$
 主流方向の乱れスケール : $L_{xu} = 50(m)$, 鉛直方向の乱れスケール : $L_{xw} = 15.6(m)$
 主流方向の乱れの分散 : $\bar{u}^2=19.4(m^2/s^2)$, 鉛直方向の乱れの分散 : $\bar{w}^2 = 8.5(m^2/s^2)$

である。乱れの分散が鉛直方向に一定⁶⁾と仮定して、日野公式、Busch・Panofskyの式と比較すると、粗度係数はそれぞれ $K_z=0.005$ 、及び、 $K_z=0.008$ に相当する。

乱流の応答解析（実橋を計算）に用いた主要な諸元を次に示す。

風速の鉛直分布べき指数 : $\alpha = 1/5.2166$, 空間相関係数 : $k = 7^{5)}$

構造減衰率 : $\delta^m_H = 0.016$ (橋軸直角方向の水平振動モード), $\delta^m_v = 0.02$ (鉛直振動モード),
 $\delta^m_\theta = 0.053$ (ねじれ振動モード)

適用スペクトル : 風洞での計測値 (Fig.12), 持続時間 : $T = 10(\text{min})$

鉛直分布べき指数 α 、及び、構造減衰率 δ^m_θ (ねじれ振動時) は実用設計の規定値^{5), 6)}より大きい、模型試験との比較の便宜上、風洞・模型での計測値（減衰率は、各方向ごとに1次振動モードの値）を用いた。空間相関係数は、 $k=15$ 位を妥当とする所説もあるが、ここでは、応答値が安全（過大）側となる設計上の規定値とした。応答解析での使用モード数は、変位のみを対象とするので20次までとした。

補剛桁の張り出し部の先端に生じる水平変位（橋軸直角方向）、鉛直変位、及び、回転（ねじれ）角について、動的応答の2乗平均値（RMS値）を3次元模型の計測値（ α 相似比）とFig.13に比較する。模型の計測時間は、4096点 $\times$ 5(ms)=20.48(sec)で、実橋での持続時間に換算すると $T=2.8(\text{min})$ に相当する。また、Fig.13の横軸（風速）は補剛桁の高さでの平均風速を示す。この結果を考察すると、水平変位の解析値と計測値が最もよく一致しており、鉛直変位は一部を除いて計測値が大きい。回転（ねじれ）角は、風速によって両者の大小関係が変化している。

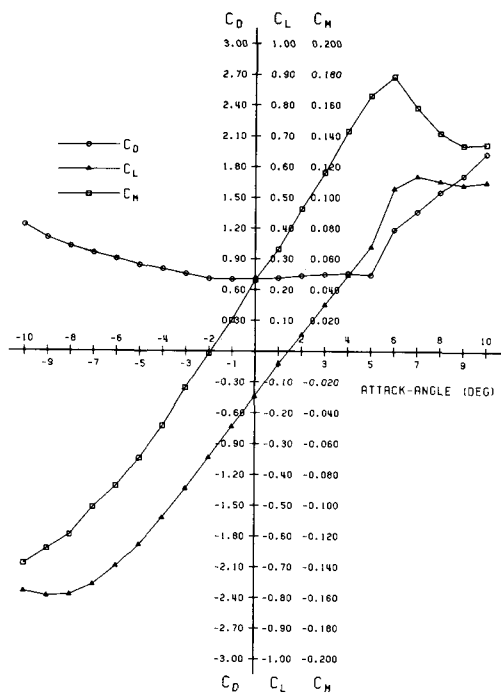
つぎに、式(22),(23)の応答倍率を用いた最大応答の期待値、及び、期待値+標準偏差値と3次元模型の最大応答値（ α 相似比）をFig.14に比較する。模型試験での最大応答値は、時間内の最大倍振幅を計測して、その(1/2)とした。Fig.14によれば、水平変位の計測値は、ほとんど応答解析の期待値以内に収まり、 $\bar{v}=30(m/s)$ 付近のみ、期待値+標準偏差値に近い個所がある。鉛直変位と回転（ねじれ）角については、低風速領域では計測値が応答解析の期待値を上回り、部分的に期待値+標準偏差値を越える個所もあるが、高風速領域では計測値が期待値以内に収まっている。特に、回転（ねじれ）角は、高風速になる程、解析値より小さい。これらの理由を付記すると、

Table 1 Stiffness, mass and moment of inertia
(Prototype vs. model)

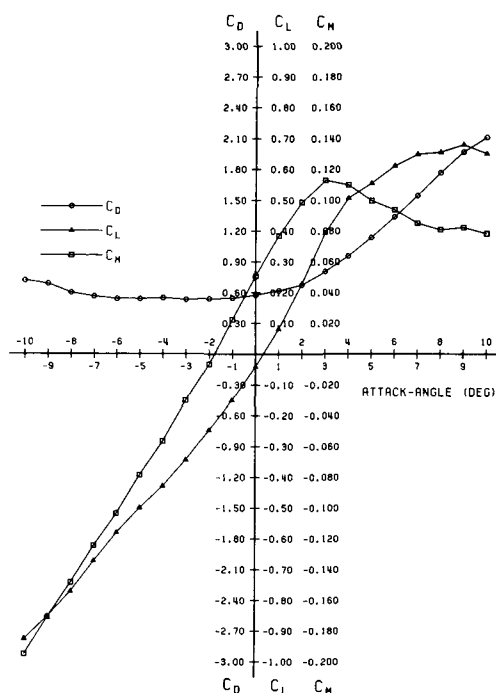
		Prototype bridge	Ratio	(n=65)	
				所要 値	実 際 値
Main girder (Main span)	E·I _x	1.874~3.209×10 ¹¹ (tf·m ²)	1/n ⁵	17.013	16.963 (kgf·m ²)
	E·I _y	94.94~109.9×10 ¹⁰ (tf·m ²)		850.65	851.01 (kgf·m ²)
	G·J	0.937~2.812×10 ¹² (tf·m ²)		9.0753	8.9235 (kgf·m ²)
	w	10.631~22.541 (t/m)		1/n ²	25.20~53.40 (g/cm)
	I _p	5.185~2.667·7 (t·m)		1/n ⁴	2.550~3.741
Main girder (Side span)	E·I _x	4.589~6.550×10 ¹² (tf·m ²)	1/n ⁵	47.023	47.145 (kgf·m ²)
	E·I _y	242.5~515.3×10 ¹⁰ (tf·m ²)		2751.9	2767.5 (kgf·m ²)
	G·J	6.977~9.053×10 ¹² (tf·m ²)		62.743	66.744 (kgf·m ²)
	w	43.627~168.68 (t/m)		1/n ²	103.7~399.2 (g/cm)
	I _p	1500.8~2684.0 (t·m)		1/n ⁴	8.408~15.04
Cables	E·A	1.162~1.855×10 ¹¹ (tf)	1/n ¹	423~675	422~660 (kgf)

Table 2 Drag, lift and moment coefficients
of girders ($\alpha=0^\circ$)

		Main Span (Steel-Girder)	Side Span (P.C.-Girder)
Drag	C _D	0.70648	0.57613
	dC _D /d α	0.27425	2.09668
Lift	C _L	-0.14595	-0.04090
	dC _L /d α	5.83305	6.61133
Moment	C _M	0.04630	0.05067
	dC _M /d α	1.31394	1.56214

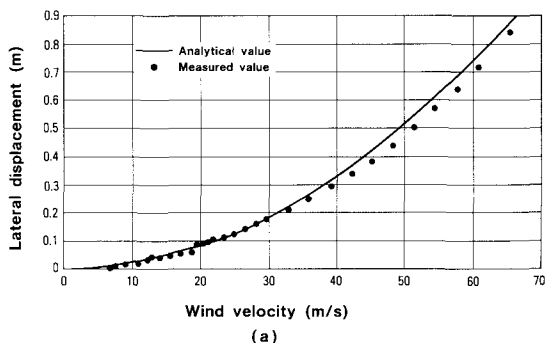


(A) MAIN SPAN (STEEL-GIRDER)

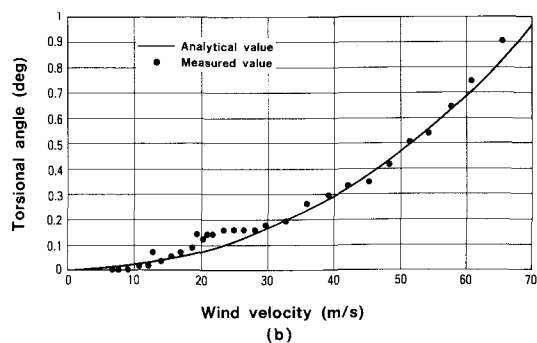


(B) SIDE SPAN (P.C.-GIRDER)

Fig. 8 Drag, lift and moment coefficients
of girders



(a)



(b)

Fig. 9 Static displacement at girder forehead
(Uniform flow)

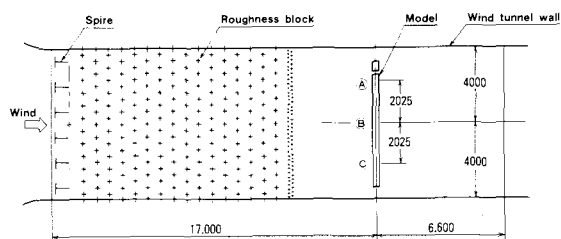


Fig. 10 Measuring point ①—③

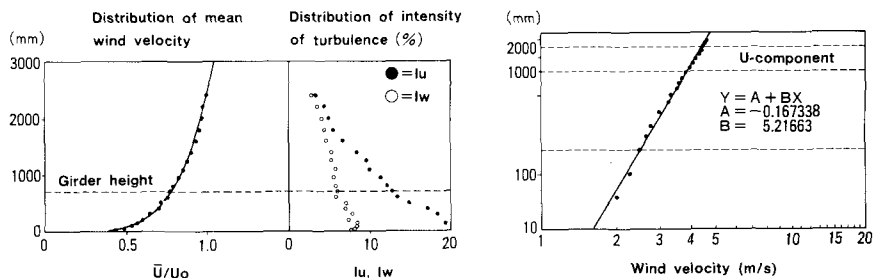


Fig. 11 Characteristics of wind at Pt. ③ ($U_0 = 5 \text{ m/s}$)

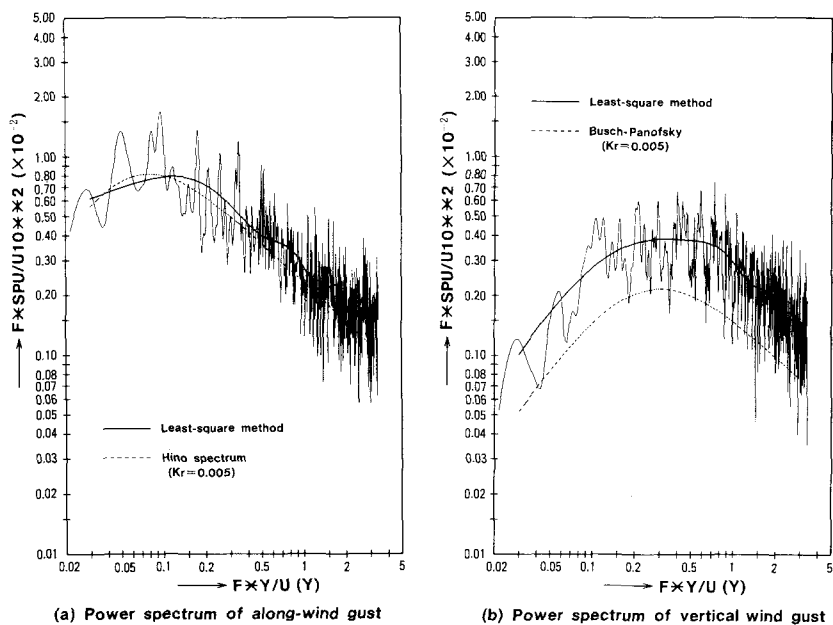
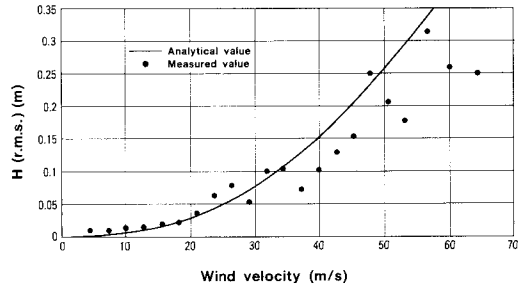


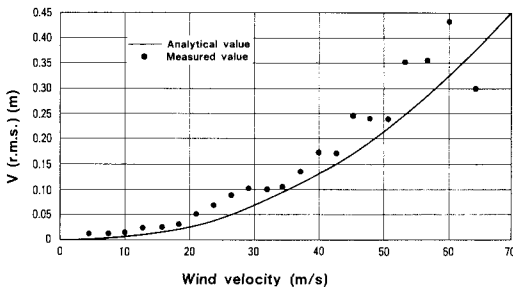
Fig. 12 Measured power spectra at girder height ($\bar{U} = 4 \text{ m/s}$)

① 振動の計測値には橋体の存在によって生じる乱流 (signature-turbulence¹¹⁾) の影響の成分が含まれている。一様流中での振幅⁴⁾を参照すると、例えば、 $\bar{v} = 20 \text{ (m/s)}$ 付近で鉛直振幅 (0.015m)、回転角 ($\approx 0.05^\circ$) 程度の応答が生じており、これらの振動は高風速領域に至ってもあまり発達していない。また、一部分の風速で渦励振による限定振動が加味された傾向も認められる。以上の事実より、低風速領域の計測値が応答解析値より大きい理由が説明される。水平変位については、一様流中での振幅が小さい。

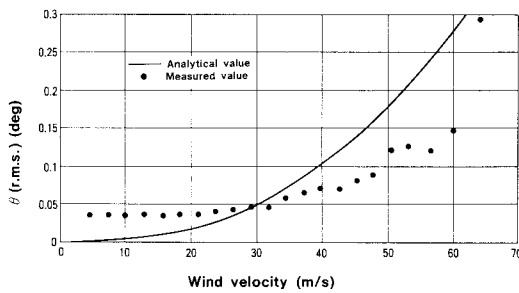
② 回転（ねじれ）角の計測値が高風速領域で解析値より相当小さい（期待値の0.7～0.8倍以内である）が、この現象は、主として、3次元模型のねじれ振動数（1次）が所要値より約10%高いことに起因している。応答解析の諸式(8)～(21)から概算すると、振動数の誤差によって、模型の回転（ねじれ）角は正解の約0.7倍になると予想され、計測値と解析値の相違が説明される。Fig.13の2乗和平均値の比較も同様の理由による。



(a) R.M.S. lateral displacement (m)

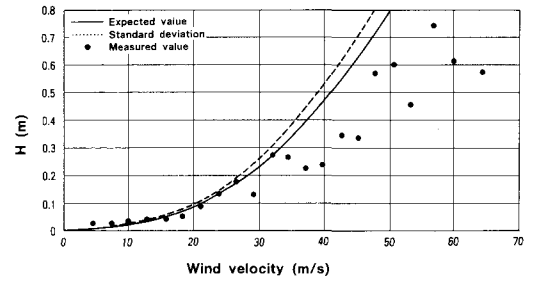


(b) R.M.S. vertical displacement (m)

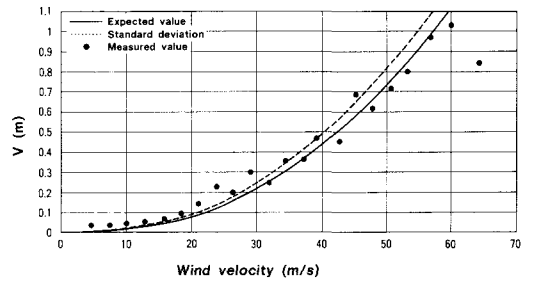


(c) R.M.S. rotation (deg)

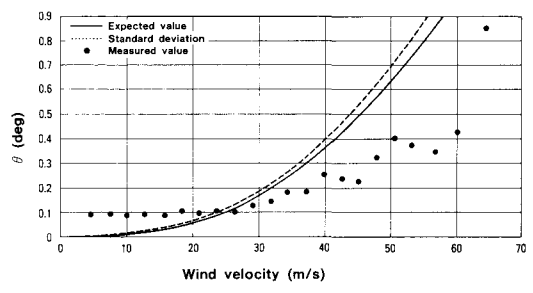
Fig.13 R.M.S.displacements at girder forehead



(a) Lateral displacement (m)



(b) Vertical displacement (m)



(c) Torsional angle (deg)

Fig.14 Peak displacements at girder forehead

4. あとがき

斜張橋の架設系を対象として、3次元ガスト応答解析と模型試験の結果を比較・考察した。静的変位(Fig.9)と動的（最大）変位(Fig.14)の合計値で比較すると、設計上で問題となる平均風速 $\bar{v}=30\sim50(\text{m/s})$ の範囲では、水平変位の計測値が解析値の約 $85\pm15(\%)$ 、ねじれ角の計測値は解析値の約 $78\pm13(\%)$ に相当する。また、鉛直（動的）変位の計測値は応答解析の期待値と期待値+標準偏差値の付近に分布しており、応答解析と模型試験の結果との対応は、ほぼ妥当なものと考えられる。特に、本例（架設時）の設計風速 $\bar{v}=31(\text{m/s})$ （桁高き位置）付近では、良好な結果を得ている。なお、本文の応答解析で揚力・モーメント荷重の空力アドミッタンスに用いた Sears 関数は、剝離流がない偏平（対称）翼断面に対する理論式であり、鉛直方向のガストによる変動揚力を与える。したがって、橋体の断面形状によっては、剝離流による鉛直方

向の圧力変動・渦励振など(wake-excitation)の影響分だけ過小側の誤差を生じる^{1,2)}。Deavenportの G_{Bi}^2 (f_n) (式(11)の $\xi=f_n \cdot B_i / \bar{v}_i$; $k=7 \sim 8$)^{2), 3)}を用いると、鉛直変位・回転(ねじれ)角の評価はSears関数より安全側になる。また、本稿の場合は模型での $V-\delta$ 曲線が計測されていないため式(6)の準定常空気を力を用いたが、 $V-\delta$ 曲線が得られている場合は、式(7)を適用すると、特に、ねじれ振動時の空力減衰項の精度が改善される。

参 考 文 献

- 1) 山村信道・田中 洋：長大構造物のガスト応答解析，日立造船技報，48-1 (1987)
- 2) 山村信道・田中 洋・植田利夫：自励空気を考慮した長大橋梁の3次元ガスト応答解析，日立造船技報，49-1 (1988)
- 3) Tanaka, H., Yamamura N. and Tatsumi, M.: The 3-dimensional Buffeting Response Analysis of Flexible MDF Systems, Jour. of Wind Eng., JWE No. 37 (1988)
- 4) 本四公団・日立造船：生口橋・架設時桁の耐風安定性に関する風洞試験報告書，1989.12
- 5) 本四公団：耐風設計基準・同解説 (1976)，及び，付録C
- 6) 本四公団：明石海峡大橋耐風設計要領(案)(1989)，及び，付録・風洞試験要領(案)・ガスト応答解析
- 7) Sears, W.R.: Some Aspects of Non-Stationary Airfoil Theory and its Practical Application, Jour. of Aeronautical Sciences, 8-3 (1941)
- 8) 日野幹雄：瞬間最大値と評価時間の関係(特に突風率について)，土木学会論文集，117 (1965)
- 9) Busch, N.E. and Panofsky, H.A.: Recent Spectra of Atmospheric Turbulence, Quart. Jour. Royal Met. Society, 94 (1968)
- 10) 建設省・土木研究所：生口橋全橋模型実験報告書 (1988)
- 11) Lin, W.H.: Forced and Self-Excited Responses of a Bluff Structure in a Turbulent Wind, Ph. Doctor thesis to Princeton Univ., USA (1976)
- 12) Jancauskas, E.D.: The Cross-Wind Excitation of Bluff Structures and the Incident Turbulence Mechanism, Ph. Doctor thesis to Monash Univ., Australia (1983)

(1990年10月12日受付)