

長大橋バフティング解析の精緻化のための2, 3の要点

Some keys to sophistication of buffeting analysis for long-span bridges

勝地 弘*, 北川 信**, 山田 均***

Hiroshi KATSUCHI*, Makoto KITAGAWA** and Hitoshi YAMADA***

*M.S., 横浜国立大学助手, 工学部建設学科(〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

**工修, 本州四国連絡橋公団設計部長(〒651-0088 神戸市中央区小野柄通 4-1-22)

***工博, 横浜国立大学教授, 工学部建設学科(〒240-8501 横浜市保土ヶ谷区常盤台 79-5)

Buffeting analysis for long-span bridges is used to evaluate the design wind loads. It has been conservatively executed neglecting coupling effects among modes because of analytical simplicity and safety margin, while multi-mode-coupling analysis is executed for flutter and its effectiveness has been proved. The authors showed in a previous study that multi-mode-coupling analysis was effective even for buffeting, and there were some remarkable significance in the multi-mode-coupling analysis. In this study, using this multi-mode-coupling buffeting analysis, parameter studies on buffeting analysis were carried out in order to sophisticate the methodology, consequently some keys (flutter derivatives, angle of attack, uw -cospectrum, etc.) to the sophistication of the buffeting evaluation for long-span bridges were pointed out.

Key Words: buffeting analysis, mode coupling, flutter derivative, uw -cospectrum

1. まえがき

自然風の風速変動に起因するバフティング現象は、長大橋の耐風設計で検討すべき重要な項目の1つである。特に、吊橋や斜張橋の吊構造部分の投影面積が大きい場合、吊構造の断面が風荷重によって決定され得る。現行の耐風設計における風荷重の算定は、設計基準風速(10分間平均風速)から求められる風荷重に風速変動に係わる補正係数を乗じることで行われる¹⁾。そして、この風速変動に係わる補正係数は、対象とする長大橋と想定される自然風特性をモデル化して、バフティング解析を行うことで得られる断面力のガスト応答倍率(断面力の最大期待値/平均風速成分から算出される静的断面力)から設定される。長大橋のバフティング応答の推定は、例えば、タウトストリップ試験や全橋模型試験などでも行われるが、時間と費用の問題、風洞試験での自然風の再現が難しいことなどから、解析による検討が一般的である。したがって、特に構造断面が風荷重によって決定されるような場合には、バフティング解析の精度が設計の合理性、構造の経済性を左右することとなり、バフティング解析の信頼性が求められることとなる。

これまで、長大橋を対象としたバフティング解析手法が多くの研究者によって提案されてきた。近年、計算機能力の向上に助けられ、より合理的、精緻な解析手法が提案され、例えば時間領域では、松本ら²⁾、松本ら³⁾、Minh et al.⁴⁾、また振動数領域では、Jain et al.⁵⁾の研究があげられる。これ

らは、いずれも共通して、長大橋特有の振動モード間の空力連成現象がバフティング応答に及ぼす影響の把握に着目しているといえることができる。

また、著者の一人も、Jain et al.の解析手法を発展させて明石海峡大橋に適用し、空力連成を考慮したバフティング解析の有効性を示すとともに、連成現象のメカニズムについて考察を加えた⁶⁾。さらに、本論文では、バフティング解析における振動モード間の連成の重要性を含め、長大橋のバフティングを推定する上で重要となるであろう2, 3の因子の影響度を、明石海峡大橋を対象として解析的に検討した結果を述べ、長大橋のバフティング解析手法のさらなる合理化、精緻化について議論を加える。

2. バフティング解析手法

本研究でのバフティング解析は、構造物の振動モードと変動風のパワースペクトル密度を用いる振動数領域での解析であり、Scanlan & Jones の定式化^{5), 7)}に従っている。

モード解析においては、構造物の変位は i 次振動モードの基準座標 $\xi_i(t)$ 、モード関数 $h_i(x)$ 、 $p_i(x)$ 、 $\alpha_i(t)$ 、そして桁幅 B を用いて、次のように表される。

$$\text{鉛直: } h(x, t) = \sum_i h_i(x) B \xi_i(t) \quad (1a)$$

$$\text{水平: } p(x, t) = \sum_i p_i(x) B \xi_i(t) \quad (1b)$$

$$\text{ねじれ: } \alpha(x, t) = \sum_i \alpha_i(x) \xi_i(t) \quad (1c)$$

ここで, x は橋軸に沿っての座標, t は時間である。

構造物に作用する空気力としては, 自励空気力とバフエティング空気力を考え, それらが線形的に重ね合わされるとしている。自励空気力は, Scanlan の定式化に従い, 非定常空気力係数を用いて次のように表される。

$$L_{ae} = \frac{1}{2} \rho U^2 B \left[KH_1^* \frac{\dot{h}}{U} + KH_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{U} + K^2 H_3^* \alpha + K^2 H_4^* \frac{h}{B} + KH_5^* \frac{\dot{p}}{U} + K^2 H_6^* \frac{p}{B} \right] \quad (2a)$$

$$D_{ae} = \frac{1}{2} \rho U^2 B \left[KP_1^* \frac{\dot{p}}{U} + KP_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{U} + K^2 P_3^* \alpha + K^2 P_4^* \frac{p}{B} + KP_5^* \frac{\dot{h}}{U} + K^2 P_6^* \frac{h}{B} \right] \quad (2b)$$

$$M_{ae} = \frac{1}{2} \rho U^2 B^2 \left[KA_1^* \frac{\dot{h}}{U} + KA_2^* \frac{B\dot{\alpha}}{U} + K^2 A_3^* \alpha + K^2 A_4^* \frac{h}{B} + KA_5^* \frac{\dot{p}}{U} + K^2 A_6^* \frac{p}{B} \right] \quad (2c)$$

ここで, L_{ae} , D_{ae} , M_{ae} はそれぞれ揚力(L), 抗力(D), 空力モーメント(M)の自励空気力成分を, ρ : 空気密度, U : 風速, $K (= \omega B/U)$: 無次元振動数, ω : 円振動数, $(\cdot)$ は時間に関する微分を表す。また, $H_1^*, \dots, H_6^*, P_1^*, \dots, P_6^*, A_1^*, \dots, A_6^*$ は非定常空気力係数であり, K の関数である。

また, バフエティング(b) 空気力は, 静的3分力係数を用いて準定常理論に従い, 次のように表される。

$$L_b = \frac{1}{2} \rho U^2 B \left[C_L \chi_L'' (2 \frac{u}{U}) + (C_L' + C_D) \chi_L'' \frac{w}{U} \right] \quad (3a)$$

$$D_b = \frac{1}{2} \rho U^2 B \left[C_D \chi_D'' (2 \frac{u}{U}) + C_D' \chi_D'' \frac{w}{U} \right] \quad (3b)$$

$$M_b = \frac{1}{2} \rho U^2 B^2 \left[C_M \chi_M'' (2 \frac{u}{U}) + C_M' \chi_M'' \frac{w}{U} \right] \quad (3c)$$

ここで, C_L , C_D , C_M はそれぞれ揚力係数, 抗力係数, 空力モーメント係数, $(\cdot)$ は迎角に関する微分, u , w はそれぞれ主流風速変動, 鉛直風速変動を表す。また, χ は断面の空力アドミッタンスを表し, 上下添え字は対応する風速変動成分, 空気力成分を示す。

フーリエ変換を施して得られる無次元振動数(K) 領域での多自由度モデル構造系の振動方程式は, 次のようにマトリクス表示することができる。

$$\mathbf{E} \bar{\xi} = \bar{\mathbf{Q}}_b \quad (4)$$

ここで,

$$\mathbf{E}_{ij} = -K^2 \delta_{ij} + i K \mathbf{A}_{ij}(K) + \mathbf{B}_{ij}(K) \quad (5)$$

$i = \sqrt{-1}$, また式(5)の添え字 i, j は振動モードを表す。E,

$\bar{\mathbf{Q}}_b$ は, それぞれインピーダンスマトリクス, バフエティング空気力ベクトルである。

桁断面の非定常空気力が断面種類や迎角変化に伴って橋軸方向に変化する場合, 式(5)の減衰マトリクス $\mathbf{A}$, 剛性マトリクス $\mathbf{B}$ の ij 項は次のように表される。

$$\mathbf{A}_{ij}(K) = 2\zeta_i K_i \delta_{ij} - \frac{\rho B^4 l K}{2I_i} [G_{h_i h_j}^{H_1^*} + G_{h_i \alpha_j}^{H_2^*} + G_{h_i p_j}^{H_3^*} + G_{p_i p_j}^{P_1^*} + G_{p_i \alpha_j}^{P_2^*} + G_{p_i h_j}^{P_3^*} + G_{\alpha_i h_j}^{A_1^*} + G_{\alpha_i \alpha_j}^{A_2^*} + G_{\alpha_i p_j}^{A_3^*}] \quad (6)$$

$$\mathbf{B}_{ij}(K) = K_i^2 \delta_{ij} - \frac{\rho B^4 l K^2}{2I_i} [G_{h_i h_j}^{H_3^*} + G_{h_i h_j}^{H_4^*} + G_{h_i p_j}^{H_5^*} + G_{p_i \alpha_j}^{P_3^*} + G_{p_i p_j}^{P_4^*} + G_{p_i h_j}^{P_5^*} + G_{\alpha_i \alpha_j}^{A_3^*} + G_{\alpha_i h_j}^{A_4^*} + G_{\alpha_i p_j}^{A_5^*}] \quad (7)$$

ここで, δ_{ij} はクロネッカーデルタ関数, I_i は i 次モードの一般化質量であり, また G_{*}^{*} で表されるモード積分は,

$$G_{h_i h_j}^{H_1^*} = \int_0^l H_1^*(x) h_i(x) h_j(x) \frac{dx}{l} \quad (8a)$$

$$G_{h_i \alpha_j}^{H_2^*} = \int_0^l H_2^*(x) h_i(x) \alpha_j(x) \frac{dx}{l} \quad (8b)$$

$\vdots$

のように定義される。

式(6), (7)におけるマトリクス $\mathbf{A}$, $\mathbf{B}$ の対角項($i = j$)は, 振動モード間の連成がない1自由度の振動に対応し, 一方, 非対角項($i \neq j$)の存在は, 異なる振動モード間の構造的連成と非定常空気力係数を介した空力的連成効果をもたらすこととなる。

基準座標ベクトル $\bar{\xi}$ のパワースペクトル密度 $\mathbf{S}_{\xi\xi}$ は, 式(4)から次のように求められる。

$$\mathbf{S}_{\xi\xi}(K) = \mathbf{E}^{-1} \mathbf{S}_{\mathbf{Q}_b \mathbf{Q}_b} [\mathbf{E}^*]^{-1} \quad (9)$$

ここで, $\mathbf{E}^*$ は $\mathbf{E}$ の転置共役マトリクス, $\mathbf{S}_{\mathbf{Q}_b \mathbf{Q}_b}$ はバフエティング空気力のパワースペクトル密度をそれぞれ表す。

バフエティング空気力ベクトルを次のように定義すると,

$$\bar{\mathbf{Q}}_{b_i}(K) = \frac{1}{I_i} \left(\frac{B}{U} \right)^2 \int_0^l [\mathbf{L}_b(K) h_i B + \mathbf{D}_b(K) p_i B + \mathbf{M}_b(K) \alpha_i] dx \quad (10)$$

バフエティング空気力のパワースペクトル密度 $\mathbf{S}_{\mathbf{Q}_b \mathbf{Q}_b}$ が次のように得られる。

$$\begin{aligned} S_{Q_{b_i} Q_{b_j}}(K) &= (\rho B^4 l / 2U)^2 \\ &\times \frac{1}{I_i I_j} \int_0^l \int_0^l \{ \tilde{q}_i(x_A) \tilde{q}_j(x_B) S_{uu}(x_A, x_B, K) \\ &+ \tilde{r}_i(x_A) \tilde{r}_j(x_B) S_{vv}(x_A, x_B, K) + [\tilde{q}_i(x_A) \tilde{r}_j(x_B) \\ &+ \tilde{r}_i(x_A) \tilde{q}_j(x_B)] C_{uv}(x_A, x_B, K) + i [\tilde{q}_i(x_A) \tilde{r}_j(x_B) \\ &- \tilde{r}_i(x_A) \tilde{q}_j(x_B)] Q_{uv}(x_A, x_B, K) \} \frac{dx_A}{l} \frac{dx_B}{l} \end{aligned} \quad (11)$$

ここで、

$$\tilde{q}_i(x) = 2[C_L \chi_L^u h_i(x) + C_D \chi_D^u p_i(x) + C_M \chi_M^u \alpha_i(x)] \quad (12)$$

$$\tilde{r}_j(x) = (C'_L + C'_D) \chi_L^w h_j(x) + C'_D \chi_D^w p_j(x) + C'_M \chi_M^w \alpha_j(x) \quad (13)$$

ここで、 S_{uu} 、 S_{ww} は主流風速変動、鉛直風速変動のパワースペクトル密度をそれぞれ表し、 C_{uw} 、 Q_{uw} は uw クロススペクトルのコスペクトル、クオドラルスペクトル密度をそれぞれ表す。

変動空気力の空間相関、すなわちクロススペクトル密度は、本研究では Roberts & Surry の提案式⁸⁾に従って、次のように設定した。

$$\begin{aligned} S_{uu}(x_A, x_B, K) &= S_{uu}(K) R_{uu}(x_A, x_B, K) \\ &= S_{uu}(K) \exp \left\{ -\frac{0.7468c}{2\pi} \frac{|x_A - x_B|}{L_3} \sqrt{1 + 70.8 \left(\frac{KL_3}{2\pi B} \right)^2} \right\} \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} S_{ww}(x_A, x_B, K) &= S_{ww}(K) R_{ww}(x_A, x_B, K) \\ &= S_{ww}(K) \exp \left\{ -\frac{0.7468c}{2\pi} \frac{|x_A - x_B|}{L_4} \sqrt{1 + 70.8 \left(\frac{KL_4}{2\pi B} \right)^2} \right\} \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} C_{uw}(x_A, x_B, K) &= C_{uw}(K) R_{uw}(x_A, x_B, K) \\ &= C_{uw}(K) \sqrt{R_{uu}(x_A, x_B, K) \cdot R_{ww}(x_A, x_B, K)} \end{aligned} \quad (16)$$

ここで、 $c(=8)$ はディケイファクターであり、 $L_3(=70\text{ m})$ および $L_4(=40\text{ m})$ は変動風の乱れスケールに対応する。なお、 L_3 および L_4 は、明石海峡大橋の全橋模型試験での計測値をもとに設定した。

いま、バフェティング空気力の空間相関を次のようなモード相関積分を定義して表わす。

$$H_{r_i s_j}^{T_{mn}}(K) = \int_0^l \int_0^l r_i(x_A) s_j(x_B) R_{mn}(x_A, x_B, K) \frac{dx_A}{l} \frac{dx_B}{l} \quad (17)$$

ここで、 r_i および s_j はモード関数であり、 h_i 、 p_i あるいは α_i を表わす。また、 m および n は u あるいは w を表わし、 T は mn に応じて C あるいは S を表わす。

式(17)を使うことで、式(11)は次のように書き直すことが出来る。

$$\begin{aligned} S_{Q_{b_i} Q_{b_j}}(K) &= \left(\frac{\rho B^4 l}{2U} \right)^2 \frac{1}{I_i I_j} \left[Y_{ij}^{S_{uu}}(K) S_{uu}(K) \right. \\ &\quad \left. + Y_{ij}^{S_{ww}}(K) S_{ww}(K) + Y_{ij}^{C_{uw}}(K) C_{uw}(K) \right] \end{aligned} \quad (18)$$

ここで、

$$\begin{aligned} Y_{ij}^{S_{uu}}(K) &= (2C_L |\chi_L|)^2 H_{h_i h_j}^{S_{uu}} + (2C_D |\chi_D|)^2 H_{p_i p_j}^{S_{uu}} \\ &\quad + (2C_M |\chi_M|)^2 H_{\alpha_i \alpha_j}^{S_{uu}} + 4C_L C_D (\chi_L \chi_D^* H_{h_i p_j}^{S_{uu}} \\ &\quad + \chi_D \chi_L^* H_{p_i h_j}^{S_{uu}}) + 4C_L C_M (\chi_L \chi_M^* H_{h_i \alpha_j}^{S_{uu}} \\ &\quad + \chi_M \chi_L^* H_{\alpha_i h_j}^{S_{uu}}) + C'_D C'_M (\chi_D \chi_M^* H_{p_i \alpha_j}^{S_{uw}} \\ &\quad + \chi_M \chi_D^* H_{\alpha_i p_j}^{S_{uw}}) \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} Y_{ij}^{S_{ww}}(K) &= ((C'_L + C'_D) |\chi_L|)^2 H_{h_i h_j}^{S_{ww}} + (C'_D |\chi_D|)^2 H_{p_i p_j}^{S_{ww}} \\ &\quad + (C'_M |\chi_M|)^2 H_{\alpha_i \alpha_j}^{S_{ww}} + (C'_L + C'_D) C'_D (\chi_L \chi_D^* H_{h_i p_j}^{S_{ww}} \\ &\quad + \chi_D \chi_L^* H_{p_i h_j}^{S_{ww}}) + (C'_L + C'_D) C'_M (\chi_L \chi_M^* H_{h_i \alpha_j}^{S_{ww}} \\ &\quad + \chi_M \chi_L^* H_{\alpha_i h_j}^{S_{ww}}) + C'_D C'_M (\chi_D \chi_M^* H_{p_i \alpha_j}^{S_{ww}} \\ &\quad + \chi_M \chi_D^* H_{\alpha_i p_j}^{S_{ww}}) \end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned} Y_{ij}^{C_{uw}}(K) &= 2\{2(C'_L + C'_D) C_L |\chi_L|^2 H_{h_i h_j}^{C_{uw}} \\ &\quad + 2C_D C'_D |\chi_D|^2 H_{p_i p_j}^{C_{uw}} + 2C_M C'_M |\chi_M|^2 H_{\alpha_i \alpha_j}^{C_{uw}} + [C_L C'_D \\ &\quad + (C'_L + C'_D) C_D] (\chi_L \chi_D^* H_{h_i p_j}^{C_{uw}} + \chi_D \chi_L^* H_{p_i h_j}^{C_{uw}}) + [C_L C'_M \\ &\quad + (C'_L + C'_D) C_M] (\chi_L \chi_M^* H_{h_i \alpha_j}^{C_{uw}} + \chi_M \chi_L^* H_{\alpha_i h_j}^{C_{uw}}) + (C_D C'_M \\ &\quad + C'_D C_M) (\chi_D \chi_M^* H_{p_i \alpha_j}^{C_{uw}} + \chi_M \chi_D^* H_{\alpha_i p_j}^{C_{uw}})\} \end{aligned} \quad (21)$$

ここで、*は複素共役を示す。

空力アドミッタンスに関しては、明石海峡大橋全橋模型試験での検討結果⁹⁾を踏まえ、抗力に関しては Davenport 式を、揚力、空力モーメントに関しては準定常理論を用いた。

$$\text{抗力: } |\chi_D(K)|^2 = \left\{ \frac{2}{(cK')^2} [cK' - 1 + \exp(-cK')] \right\} \quad (22)$$

$$\text{揚力, 空力モーメント: } |\chi_L(K)|^2 = |\chi_M(K)|^2 = 1 \quad (23)$$

ここで、 $K' = DK/2\pi B$ 、 D は桁高である。

また、変動風速のパワースペクトル密度は、主流変動風速に関して日野スペクトルを、鉛直変動風速に関して Bush & Panofsky スペクトルを用いた。

$$\begin{aligned} S_{uu}(K) &= 0.4751 \frac{u^2}{\beta} \left\{ 1 + \left(\frac{K}{2\pi\beta} \frac{U}{B} \right)^2 \right\}^{-5/6} \\ \beta &= 0.01718 \frac{\alpha K_r U_{10}}{I_u^3} \left(\frac{z}{10} \right)^{(2m-3)\alpha-1} \end{aligned} \quad (24)$$

$$S_{ww}(K) = 0.632w^2 \frac{z/f_{\max}}{U[1 + 1.5(Kz/2\pi B f_{\max})^{5/3}]} \quad (25)$$

ここで、 $\alpha(=1/8)$ はべき指数、 $K_r(=0.0025)$ は表面摩擦係数を表し、修正係数である $m(=3)$ および $f_{\max}(=0.4)$ は全橋模型試験での計測値をもとに設定した。また、 $U_{10}(=46.0\text{ m/s})$ は明石海峡大橋に対する基本風速である。

さらに、 uw コスペクトル密度 C_{uw} については、全橋模型試験での計測値がないため、経験的に提案されている次の式を用いた¹⁰⁾。

$$C_{uw}(K) = -\frac{14zu_*^2}{U[1 + 9.6(Kz/2\pi B)]^{2.4}} \quad (26)$$

ここで、 u_s は表面摩擦速度である。

一方、 uw クオドスペクトル密度 Q_{uw} については、これまでに計測例が見当たらないこと、また式(11)から判るように、その影響度がモード関数の積の差となるため、他の項と比較して影響度が非常に小さくなると考えられることから、本研究では無視することとした。

以上から、物理座標に関する共分散マトリクスが次のように導かれる。

$$\sigma_h^2(x_1, x_2) = \int_0^\infty \sum_i \sum_j B^2 h_i(x_1) h_j(x_2) S_{\xi_i \xi_j}(f) df \quad (27a)$$

$$\sigma_p^2(x_1, x_2) = \int_0^\infty \sum_i \sum_j B^2 p_i(x_1) p_j(x_2) S_{\xi_i \xi_j}(f) df \quad (27b)$$

$$\sigma_\alpha^2(x_1, x_2) = \int_0^\infty \sum_i \sum_j \alpha_i(x_1) \alpha_j(x_2) S_{\xi_i \xi_j}(f) df \quad (27c)$$

ここで、 f は振動数である。

以上は、振動モード間の連成を厳密に考慮した定式化(連成解析)であるが、モード間の連成を無視した1自由度振動の重ね合わせとして応答を評価する従来の手法に対しては、式(6)、(7)、(11)において、全ての非対角項をゼロとして解析を行い、得られた振動モードの個数分の応答値を2乗平均することで等価な応答が得られる(SRSS 応答: Square-root of the sum of squares) (非連成解析)。

$$SRSS(x) = \sqrt{\sigma_{q_1}^2(x) + \sigma_{q_2}^2(x) + \dots + \sigma_{q_n}^2(x)} \quad (28)$$

ここで、 $q = h, p$ あるいは α であり、 n は振動モード数である。

表-1 解析に用いた固有振動モード

次数	モード形	固有振動数	特 記
1	LT	0.0388 Hz	水平対称1次
2	V	0.0652	鉛直対称1次
3	V(A)	0.0753	
4	LT(A)	0.0770	
5	LT(S)	0.0783	
6	LT(A, S)	0.0785	
7	V(A, S)	0.0850	
10	V	0.122	鉛直対称2次
11	LT	0.127	水平対称2次
12	TL	0.155	ねじれ対称1次
13	V	0.164	鉛直対称3次
14	V(A)	0.171	
22	V(S)	0.180	
23	V(S)	0.180	
25	TL(A)	0.211	ねじれ逆対称1次
26	LT(S)	0.221	
27	V	0.225	鉛直対称4次

注) LT:ねじれを伴う水平モード, TL:水平を伴うねじれモード, V:鉛直モード, A:逆対称モード, S:側径間卓越モード

3. 解析結果

(1) 基本ケース

明石海峡大橋は、フラッターに対する安定化対策として、鋼床版中央部のオープングレーチング下方に鉛直スタビライザーを設置している。本研究では、この鉛直スタビライザーを設置しない断面を”基本断面”と呼び、基本ケースとしてまず最初に解析を行う。

一方、鉛直スタビライザーを設置することで、断面の動的・静的空力特性が変化し、バフティング特性も変化することが予想されるが、本研究では鉛直スタビライザーを全径間にわたって設置したケースを”改良断面”と呼び、基本断面と同じく基本ケースとして解析を行う。

解析には、補剛桁の振動が卓越する17の振動モード(表-1参照)を用いた。また、非定常空力は、強制振動法で計測された $H_1^*, \dots, H_4^*, A_1^*, \dots, A_4^*, P_2^*, P_3^*, P_5^*, P_6^*$ (図-1参照)を用い、 P_1^* については準定常理論で評価した。

$$P_1^* = -2C_D / K \quad (29)$$

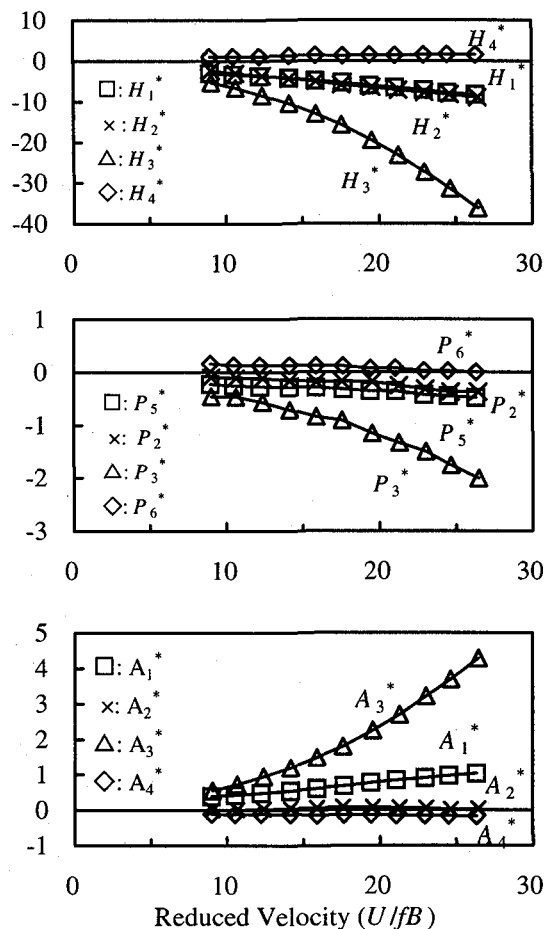
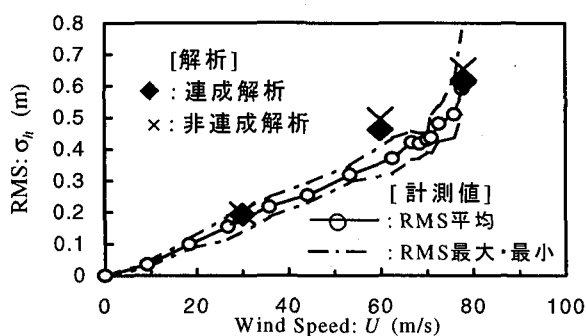
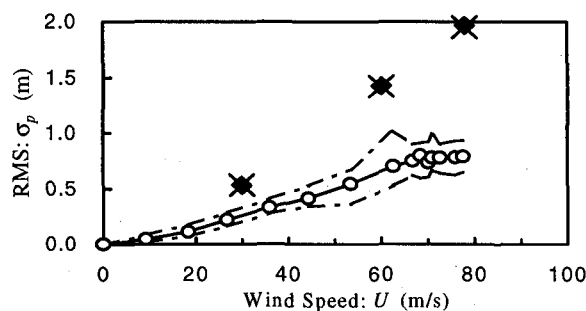


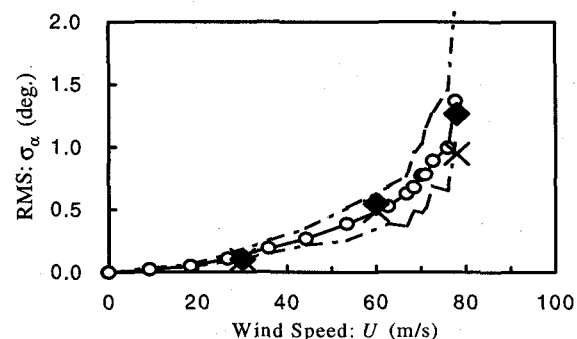
図-1 基本断面(迎角0度)の非定常空力係数



(a) 鉛直変位



(b) 水平変位



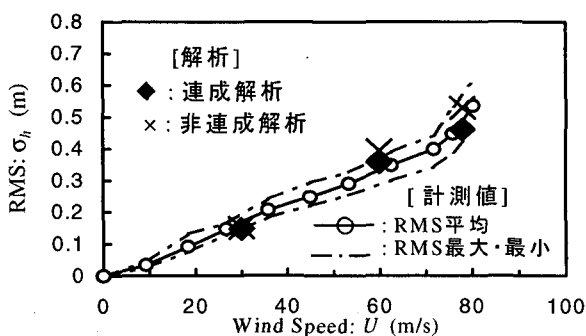
(c) ねじれ変位

図-2 基本断面のバフティング解析結果

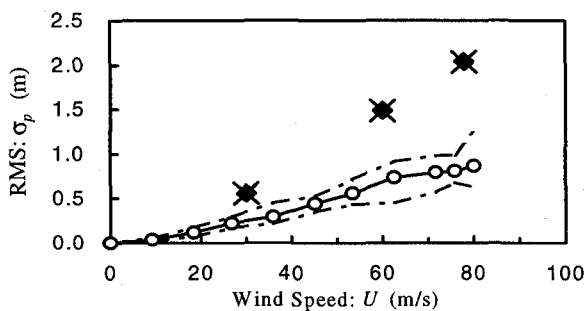
図-2に基本断面(迎角0度)を対象として解析した結果を、全橋模型試験での計測値と比較して示す。基本ケースでの解析は、風速を30, 60, 78m/sと変えて行った。また、計測値は、実橋での10分間に対応するデータが15回計測されたため、それらの平均値と最大・最小値を風速との関係で示している。

この結果より、鉛直、ねじれ変位の解析値は計測値と概ねよい対応をしている。そして、鉛直変位では連成解析が非連成解析を下回り、逆にねじれ変位では連成解析が非連成解析を上回っている。また、この傾向は風速の上昇とともに顕著となっている。特に、ねじれ変位においては、計測値もそうであるが、高風速領域での応答値の風速に対する非線形性が連成解析ではよく捉えられている。

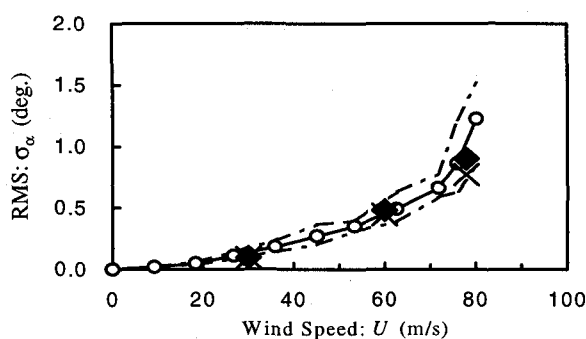
明石海峡大橋全橋模型試験では、曲げとねじれが連成した連成フラッターが観測されたが、この影響が高風速領域



(a) 鉛直変位



(b) 水平変位



(c) ねじれ変位

図-3 改良断面のバフティング解析結果

ではバフティング応答にも現れており、また連成解析で再現できたものと考えられる。

次に、改良断面(迎角0度)の解析結果を図-3に示す。基本断面と同様に、鉛直曲げとねじれ変位において、計測値とよい対応をしている。また、連成解析と非連成解析の関係も基本断面と同じである。

一方、基本断面、改良断面とも水平変位においては、解析値と計測値に約2倍の乖離が見られる。これについては、例えば、変動風速の空間相関¹⁾、空力アドミタンス⁹⁾、乱流中の3分力係数、準定常理論による空力減衰評価や本論文で述べるパラメータの影響に関して調査されたが、未だ決定的な結論は得られていない。空気力や空間相関構造の評価になお問題があると考えられるが、本研究では検討の対象外とした。

(2) 比較ケース

比較ケースとして、基本断面を対象として迎角 -2 度、 $+1$ 度のケース、非定常空気力の抗力成分(P_i^* : $i = 2, 3, 5$ および 6)を無視したケース(迎角 0 度)、 uw クロススペクトルを無視したケース(迎角 0 度)を解析した。

明石海峡大橋の全橋模型は、風荷重を受けて大きく水平にたわむとともに、補剛桁に無視し得ないねじれ変形を伴った。非定常空気力係数や3分力係数は、迎角の関数であり、フラッターに関しては、このねじれ変形によって生じる橋軸方向の迎角変化、すなわち空力特性の変化が大きく影響を及ぼしていることが判明している¹²⁾。

バフエーティング解析においては、フラッター解析と異なり、橋軸方向に変化する空力特性を逐一考慮することは、解析上たいへん煩雑な手続きを必要とする。このため、基本ケースでは、橋軸方向全体に迎角が 0 度として解析している。しかしながら、非定常空気力係数や3分力係数が迎角の関数となっていることから、バフエーティング応答に対しても何らかのねじれ変形の影響があるものと推察される。

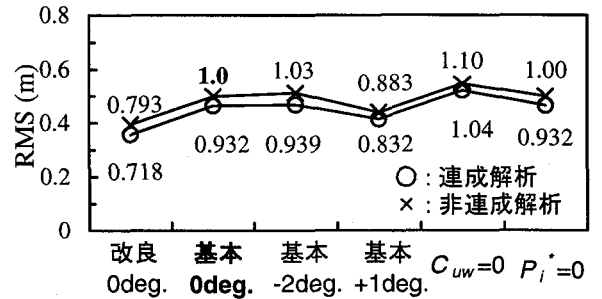
比較ケースでは、この影響を簡便に調査する。すなわち、比較ケースでは、全橋模型試験の結果を踏まえて、設計基準風速(60m/s)時の中央径間および側径間補剛桁の平均的な静的ねじれ角、 -2 度および $+1$ 度を全径間にわたって仮定して解析を行った。

また、フラッター解析では、従来、重要視されていなかった非定常空気力の抗力成分(P_i^* : $i = 2, 3, 5$ および 6)が、大きなねじれ変形状態では非常に大きな影響を持つことが判明している¹²⁾が、この抗力成分を無視した場合のバフエーティング応答も比較ケースとして解析した。

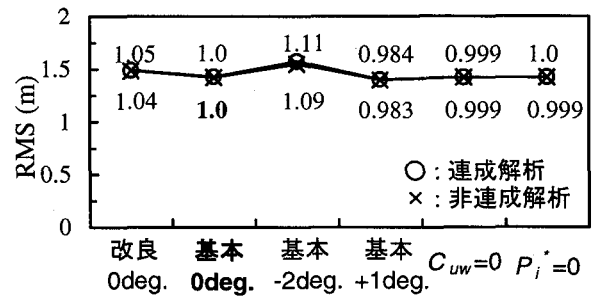
さらに、 uw コススペクトルについては、実測例がほとんど見あたらず、バフエーティング解析においてもこれまで無視されてきた。基本ケースでは、式(26)に示すように文献を参考

として設定しているが、比較ケースでは C_{uw} を無視したケースを解析した。

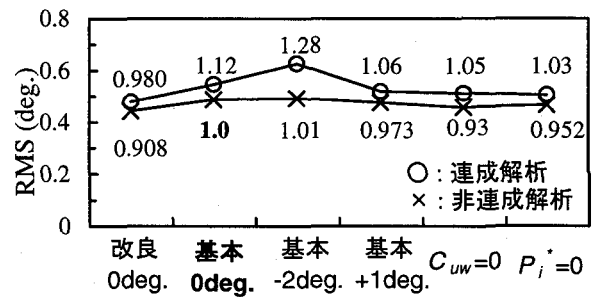
基本ケースを含めて、比較ケースの迎角を変えたケースの断面の3分力係数を表-2に示す。各空気力成分のバフエーティング応答に対する支配的な係数(絶対値あるいは勾配)について、基本断面(迎角 0 度)との比を()に示した。比較ケースの解析結果を基本ケースを含めて図-4に示す。各ケースとも、風速 60m/s で解析されており、○が連成解析、×が非連成解析を示す。また、図中に示す数値は、基本断面(迎角 0 度)の非連成解析に対する比を示す。



(a) 鉛直変位(σ_h)



(b) 水平変位(σ_p)



(c) ねじれ変位(σ_α)

図-4 各ケースの応答値の比較
(風速 60m/s)

表-2 各ケースの3分力係数

断面 迎角	C_L	C_D	C_M
	C_L'	C_D'	C_M'
基本 0 deg.	0.0942	0.3862	0.0104
	1.905 (1.0)	0.0	0.2717 (1.0)
基本 -2 deg.	0.0379	0.3916	0.0015
	2.091 (1.098)	-0.2707	0.2412 (0.888)
基本 +1 deg.	0.1183	0.3863	0.0148
	1.612 (0.846)	0.0602	0.2540 (0.935)
改良 0 deg.	0.0247	0.4205	0.0132
	1.192 (0.626)	0.0	0.3065 (1.128)

注) ()は、各列における基本断面(迎角 0 度)との比。

4. 長大橋バフエーティング解析の精緻化のための要点

(1) 連成解析の有効性

これまで長大橋のバフエーティング解析は、実務的には明石海峡大橋耐風設計要領¹⁾に規定するガスト応答解析要領

に従って行われてきた。これは、振動モード間の連成作用を無視した非連成解析であり、式(28)に示すように各振動モードごとのバフエティング応答値を2乗平均することで全体の応答を評価するものである。

しかしながら、図-2, 3に示すように連成解析と非連成解析との間には、水平方向を除いて明らかな差が見られた。明石海峡大橋の場合では、設計基準風速60m/sで、連成解析は非連成解析に対して、鉛直応答が-6.8% (基本断面)、-9.5% (改良断面)、ねじれ応答が+11.9% (基本断面)、+7.9% (改良断面)の違いを示しており(図-4参照)、全橋模型試験結果とも概ね整合するものである。特に、対風応答のうち、鉛直変位よりもねじれ変位が構造的には問題となる長大橋において、高風速領域での風速に対する非線形なねじれ応答がよく再現されているという点に限れば、長大橋のバフエティング解析においても連成解析の有効性が示されていると言える

(2) 自励空気力のバフエティング応答への作用

既に述べたように、バフエティング解析においては、解析の簡便性から橋軸方向の迎角変化を考慮しない。本研究では、簡便に全径間にわたって一定の迎角として解析した。

図-4の解析結果(応答)を見ると、迎角-2度では概ね応答値が増大し、逆に+1度では減少している。これは、表-2に示すそれぞれのケースの3分力係数(および勾配)の増減割合にはほぼ対応しており($C_L' \rightarrow \sigma_h, C_D \rightarrow \sigma_p, C_M' \rightarrow \sigma_\alpha$)、3分力係数(および勾配)の違いが直接的にはバフエティング応答を支配していることが判る。しかしながら、迎角-2度のねじれ変位(連成解析)においては、3分力係数の変化と対応していない。迎角-2度の C_M' は11%ほど減少しているにもかかわらず、連成解析の応答 σ_α は逆に(連成解析の迎角0度と比較して)15%も増大している。また、改良断面のねじれ変位についても C_M' と σ_α の増減傾向が逆となっている。

このことは、バフエティング応答の直接の要因であるバフエティング空気力でなく、振動系のインピーダンスを決める自励空気力に原因があると考えられることから、各ケースの非定常空気力係数の変化を調べた。無次元風速 $U/fB \equiv 12.3$ (風速約65m/sに対応)において、基本断面(迎角0度)の非定常空気力係数を1とした時の他のケースの係数の比率を表-3に示す。基本断面(迎角0度)には、()に係数の符号も示した。

ここで注目されるのは、 A_2^* と P_2^*, P_3^*, P_5^* の変化である。まず、改良断面で C_M' が増大しているにもかかわらず σ_α が減少しているのは、 A_2^* が大きく負の値に変化してねじれの空力減衰が増大した結果と考えられる。 A_2^* は対角項に影響を及ぼすため、非連成解析においても連成解析と同様の傾向を示している。しかしながら、明石海峡大橋のガスト応答解析要領では、ねじれの空力減衰をゼロとしていることから(基本的に安全側の評価であるが)、異なる非定常空気

表-3 各ケースの非定常空気力係数の比較
($U/fB \equiv 12.3$)

	Org. 0 deg.	Org. -2 deg.	Org. +1 deg.	Mod. 0 deg.
H_1^*	1.0 (-)	1.20	0.949	0.849
H_2^*	1.0 (-)	0.686	1.04	0.989
H_3^*	1.0 (-)	1.14	0.924	0.862
H_4^*	1.0 (+)	0.359	1.03	0.877
P_2^*	1.0 (-)	1.62	0.440	2.47
P_3^*	1.0 (-)	2.84	0.346	0.543
P_5^*	1.0 (-)	3.02	0.274	0.539
P_6^*	1.0 (+)	0.755	0.714	1.18
A_1^*	1.0 (+)	1.14	0.992	1.20
A_2^*	1.0 (+)	-1.24	1.97	-3.93
A_3^*	1.0 (+)	1.13	0.914	1.20
A_4^*	1.0 (-)	0.870	0.903	0.535

注) 基本ケース(Org., 0 deg.)を1としたときの各係数の倍率を示す。()は、基本ケースの係数の符号を示す。

力特性を持つ断面のバフエティング応答を的確に評価することはできない。

次に、基本断面(迎角-2度)においては、 A_2^* が負の値となっているが、 P_2^*, P_3^*, P_5^* が大きく負の方向へ増大している。明石海峡大橋のフラッターは非定常空気力の抗力成分、特に P_2^*, P_3^*, P_5^* が大きく影響し、フラッターを不安定化させていることが確認されている^{6), 13)}。これは、式(6), (7)における P_2^*, P_3^*, P_5^* に対応するモード積分値のうち、フラッターに大きく寄与しているモード相互間の成分が正となるため⁶⁾、負迎角とともに増大する非定常空気力の効果によって系の減衰が低下し、結果としてフラッターが早く発現したと推察される。したがって、基本断面(迎角-2度)では、たとえ A_2^* が負になって安定化しても、 P_2^*, P_3^*, P_5^* が大きく増大して系を(フラッターに関して)不安定化させる結果、ねじれ応答も増大するものと考えられる。

このことは、比較ケースの1つである($P_i^* = 0$)の結果からも裏付けられる。 $P_i^* = 0$ とした解析では、ねじれの応答(σ_α)が減少しており、 $P_i^* (i = 2, 3, 5 \text{ および } 6)$ は、ねじれバフエティングを増大する効果を持つことが判る。

(3) C_{mw} のバフエティング応答への作用

本研究では、通常無視される uw コスベクトル、 C_{mw} を式(26)のように入力した。比較ケースでは、 C_{mw} の効果を調べるために、 $C_{mw} = 0$ として解析した。

結果は、図-4に示すように、鉛直変位 σ_h が連成解析で12% ($= 1.04 / 0.932$) 増大し、逆にねじれ変位 σ_α が同6% ($= 1.05 / 1.12$) 減少した。これは、式(26)に示す C_{mw} の定義から判るように、 C_{mw} は負の値を取るため、直接的には鉛直変位を抑える働きをされると考えられる。一方、ねじれ変位を増大させる効果は、式(17)におけるモード相関積分のうち、モード11と12に関する $H_{m\alpha}$ の対角項がいずれも負の値を取り、同じ対角項の $H_{\alpha\alpha}$ の値(正值)と比べて無視できない

程度の大きさを有するため、結局 C_{uw} の負と H_{μ} の負が掛け合わさって正となってねじれの励振力となるためと考えられる。

C_{uw} の効果に関しては、Minh¹⁴⁾ によっても研究がなされており、本研究と同程度の影響度が指摘されている。また、Lions' Gate 橋の検討¹⁵⁾でも、ねじれバフティングの解析に uw クロススペクトルを考慮しているが、 C_M' が小さいことと固有振動数が相対的に高いことが理由と推察されるが、その影響はほとんど無いことが報告されている。

C_{uw} の設定の妥当性については問題が残るが、 C_{uw} の有無で鉛直、ねじれ変位とも10%程度の差が応答値に生じ得ることは、今後の長大橋のバフティング推定(解析)に際して注意が必要である。

5. 結論

本研究では、明石海峡大橋を事例として、長大橋のバフティング応答をより精緻に、解析的に推定する際の要点を検討した。得られた結論を以下にまとめる。

(1) 明石海峡大橋を凌ぐような長大橋では、固有振動数の低下に伴い、設計の対象とする無次元風速が大きくなり、連成フラッターが必然的に予想されることとなる。これに伴い、バフティングにおいても振動モード間の連成が顕著になると考えられ、本研究で明らかとなったように、モード連成を考慮したバフティング解析が精緻化の上で必要となる。

(2) 迎角を変化させた解析結果から明らかとなったように、長大橋のバフティング応答は単にバフティング空気力の大小のみに影響されるのではなく、自励空気力の作用によるインピーダンスの変化にも敏感に影響されることが判った。これは、非定常空気力の抗力成分を無視した解析結果からも言えることである。これらのことは(1)の結論とも関連するが、対象とする無次元風速領域が高くなるほど、この影響は顕著となることから、フラッター解析と対応して、バフティング解析も自励空気力、すなわち非定常空気力を用いた解析が必要となる。

ただし、モード連成および自励空気力の影響がどの程度の規模の長大橋から顕著となるかについては、固有振動特性あるいはスパン長、非定常空気力特性などと関連させながら、今後明らかとしていくべき課題と考えられる。

(3) uw コスベクトル C_{uw} は、明石海峡大橋の場合では、鉛直、ねじれのバフティング応答に10%程度の影響を及ぼすことが判明した。 C_{uw} は、実測例が少ないことから、未だ不明な部分が多いが、その影響度は無視し得ないと考えられることから、 uw クロススペクトルに対する今後の研究が必要と考えられる。

謝辞

本論文は、第1著者が本州四国連絡橋公団在職中に留学した Johns Hopkins 大学で行った解析研究をもとにまとめ

たものである。研究の指導を受けた N. P. Jones 教授、R. H. Scanlan 教授、そして本研究での解析プログラムの基礎となる解析プログラムを開発した Dr. A. Jain (元 Johns Hopkins 大学院生、現 Hart Consultant Group, USA)に、誌面を借りて謝意を表する。

参考文献

- 1) 本州四国連絡橋公団: 明石海峡大橋耐風設計要領・同解説, 1990.
- 2) 松本勝, 陳新中, 白石成人: 空力連成を考慮した長大橋ガスト応答解析, 第13回風工学シンポジウム論文集, pp.227-232, 1994.
- 3) 松本泰尚, 藤野陽三, 木村吉郎: 状態方程式表示を用いたガスト応答解析の定式化の試み, 土木学会論文集, No.543 /I-36, pp.175-186, 1996.
- 4) Minh, N. N., Miyata, T. and Yamada, H.: Complex-Mode Buffeting Analysis of Long-Span Bridges, *J. of Structural Engineering*, JSCE, Vol.44A, pp.929-936, 1998.
- 5) Jain, A., Jones, N.P. and Scanlan, R.H.: Coupled Flutter and Buffeting Analysis of Long-Span Bridges, *J. Str. Engrg.*, ASCE, 122(7), pp.716-725, 1996.
- 6) Katsuchi, H., Jones, N. P., Scanlan, R. H. and Akiyama, H.: A Study of Mode Coupling in Flutter and Buffeting of the Akashi-Kaikyo Bridge, *J. Struct. Mech. Earthquake Eng.*, JSCE, No. 598/I-44, pp.21-36, 1998.
- 7) Scanlan, R.H. and Jones, N.P.: Aeroelastic Analysis of Cable-Stayed Bridges, *J. Struct. Engrg.*, ASCE, 116(2), pp.279-297, 1990.
- 8) Roberts, J.B. and Surry, D.: Coherence of Grid-Generated Turbulence, *Journal of Engrg. Hydraulics*, ASCE, 99(6), pp.1227-1245, 1973.
- 9) 佐藤弘史, 松野英明, 北川信: 明石海峡大橋の補剛桁に関する空力アドミタンスの評価, 第13回風工学シンポジウム論文集, pp.131-136, 1994.
- 10) Kaimal, J.C., Wyngaard, J.C., Izumi, Y. and Cote, O.R.: Spectral Characteristics of Surface-Layer Turbulence, *Quart. J. Royal Met. Soc.*, 98, pp.563-589, 1972.
- 11) 金崎智樹, 宮田利雄, 北川信, 鳥海隆一, 井上浩男: 明石海峡大橋全橋模型ガスト応答特性の一検討, 第13回風工学シンポジウム論文集, pp.233-238, 1994.
- 12) 勝地弘, 宮田利雄, 北川信, 佐藤弘史, 樋上 秀一: 明石海峡大橋大型風洞試験での連成フラッター特性に関する考察, 第13回風工学シンポジウム論文集, pp.383-388, 1994.
- 13) Katsuchi, H., Jones, N. P., Scanlan, R. H. and Akiyama, H.: Multi-Mode Flutter and Buffeting Analysis of the Akashi-Kaikyo Bridge, *Proc. of 8th U. S. National Conference on Wind Engineering*, MD, USA, 1997.
- 14) Minh, N. N.: Aeroelastic Complex-Mode Method for Coupled Buffeting of Long-Span Bridges, *Doctoral Thesis submitted to Yokohama National University*, 1998.
- 15) Irwin, H.P.A.H.: Wind Tunnel and Analytical Investigations of the Response of Lions' Gate Bridge to A Turbulent Wind, *Laboratory Technical Report*, NRC, Canada, 1977.

(1998年9月18日受付)