

架設時長大 PC 斜張橋の鉛直ガスト応答評価技術

伊藤 靖晃 中島 穰 小林 秀人
(技術研究所) (北海道支店) (国際支店)

Vertical Gust Response Evaluation Method of a Cable-Stayed Bridge under Erection

Yasuaki Ito, Yuzuru Nakashima and Hideto Kobayashi

長大 PC 斜張橋の張出し施工時には耐風安定性の低下が懸念され、耐風安定性の確保が施工上の重要な検討課題の 1 つとなる。橋梁に生じる空力振動の 1 つであるガスト応答の照査には、全橋模型実験もしくはガスト応答解析が用いられる。しかしながら、全橋模型実験はフラッターや渦励振の照査に用いられる部分模型実験と比較して実験コストが大きく、ガスト応答解析は評価精度が十分に検討されていないという課題を有し、ガスト応答を安価かつ短期間で精度良く評価する手法は確立されていない。そこで本研究では、全橋模型実験とガスト応答解析によりガスト応答評価を実施し、両結果の比較によりガスト応答解析の精度検証を行い、ガスト応答解析による高精度のガスト応答評価技術を構築する。適切な空気力を用いればガスト応答解析結果と全橋模型実験の結果は極めて良く一致し、ガスト応答解析により架設時長大 PC 斜張橋のガスト応答を適切に評価できることが明らかになった。

The stability against wind-induced vibration of a cable-stayed bridge is lower at the erection stage than at the completion stage. The wind resistant design at the erection stage is one of the most important subjects in the bridge construction process. Elastic model tests and gust response analysis are usually conducted to estimate the gust response amplitude. However, the experimental cost for an elastic model test is much higher than that for a section model test, while the accuracy of gust response analysis has not been investigated well yet. This study is carried out to ensure the accuracy of vertical gust response analysis of a cable-stayed bridge under erection by comparing the results of gust response analyses and an elastic model wind tunnel test. It was clarified that gust response analysis at the erection stage is a reliable means of evaluation when appropriate wind force coefficients are used.

1. はじめに

長大斜張橋ではフラッターや渦励振、ガスト応答などの空力振動が発現する可能性があり、これらの振動に対する耐風安定性の評価が必要である¹⁾。特に移動作業車を用いた長大 PC (Pre-stressed Concrete)斜張橋の張出し施工時には、完成時と比較して構造的に不安定となる。このため、耐風安定性の低下が懸念され、耐風安定性の確保が施工上の重要な検討課題の 1 つとなる。

渦励振やフラッターは橋桁の一部を再現した部分模型による風洞実験で評価が可能であるが、ガスト応答については気流や空気力の空間分布が重要な要素となるため、部分模型を用いてガスト応答の評価を行うことは困難である。このためガスト応答の評価は、剛性や質量に関する相似条件を満足した全橋模型実験²⁾、もしくはガスト応答解析³⁾によって行われる。全橋模型実験は実験コス

トが大きく、実験の難易度も高いため、全てのプロジェクトで実施することは困難である。一方、ガスト応答解析については、コスト面でのメリットは大きいものの、架設時の鉛直ガスト応答については極めて限られた検討事例⁴⁾しかなく、精度の検証が十分に行われているとは言えない。このため、ガスト応答を安価かつ短期間で精度良く評価する技術は確立されていない。

そこで本研究では、架設時の長大 PC 斜張橋を対象に全橋模型実験によるガスト応答評価とガスト応答解析を実施し、両結果の比較により鉛直ガスト応答に関するガスト応答解析の精度検証を行う。また、空気力および空力減衰の評価手法が応答解析結果に与える影響についても検討を行う。

2 章および 3 章では風洞実験によりガスト応答解析に用いる空気力の測定、および検証用データの取得を行う。まず、部分模型を用いた風洞実験により、ガスト応答解析に用いる空気力係数およ

び空力減衰を測定する。次に、全橋模型実験により乱流中での鉛直ガスト応答振幅を測定し、ガスト応答解析の検証データを取得する。4章では、風洞実験で測定した空気力係数や空力減衰を用いてガスト応答解析を実施し、全橋模型実験の結果と比較することにより、架設時の長大PC斜張橋の鉛直ガスト応答におけるガスト応答解析の精度検証を行う。

2. 実験手法および実験条件

2.1 モデル橋梁

本研究では、図-1に示す張出し構造を有する非地震国における架設時長大PC斜張橋を対象にガスト応答の検討を行った。中央支間長は375mで、最大張出し長さは185mである。主桁は図-2に示す二箱桁形式の断面形状を有し、桁高は3.0m、幅員は30.0mである。張出し架設時には図-1に示すように主桁と橋脚間に仮設ケーブルを設置し、鉛直1次モードの固有振動数の低下を抑える対策を講じている。最大張出し時における鉛直、水平およびねじれの各1次モードの固有振動数および等価質量を表-1に示す。モデル橋梁は、非地震国における橋梁を想定していること、側径間に中間橋脚がないことから、同程度の中央支間長を有する長大PC斜張橋⁵⁾と比較して、鉛直1次モードの固有振動数は極めて小さい。

架設時の設計風速は非台風域を想定し27m/sとし、地表面粗度区分はIとする。桁高における乱れ強度は約11%である⁶⁾。

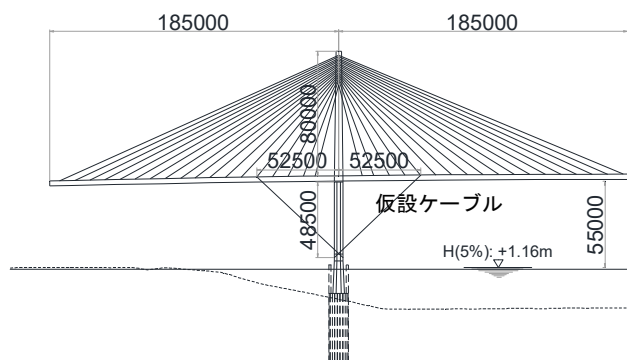


図-1 モデル橋梁の構造一般図

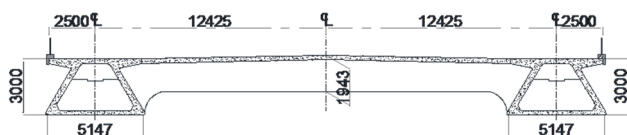


図-2 モデル橋梁の主桁断面形状

2.2 部分模型試験

ガスト応答解析に用いる空気力評価のため、部分模型を用いた静的空気力測定実験および非定常空気力測定実験を実施した。実験は清水建設技術研究所の回流式風洞(高さ0.9m、幅1.1m)で実施した。模型のスケールは1/100、模型長は1.0mである。測定は乱れ強度1.0%以下の一様流、および乱流格子で生成した乱れ強度約11%の格子乱流中で実施した。格子乱流のパワースペクトル(実スケール換算)は図-3に示すとおりESDU74031⁷⁾のカルマン型スペクトルと良く一致しており、格子乱流の乱れのスケールは実スケール換算で主流方向が10m、鉛直方向が3.5mである。

表-1 各モードの固有振動数と等価質量

モード	固有振動数	等価質量
鉛直1次	0.065 Hz	54.1 t/m
水平1次	0.080 Hz	46.9 t/m
ねじれ1次	0.356 Hz	5251.1 tm^2/m

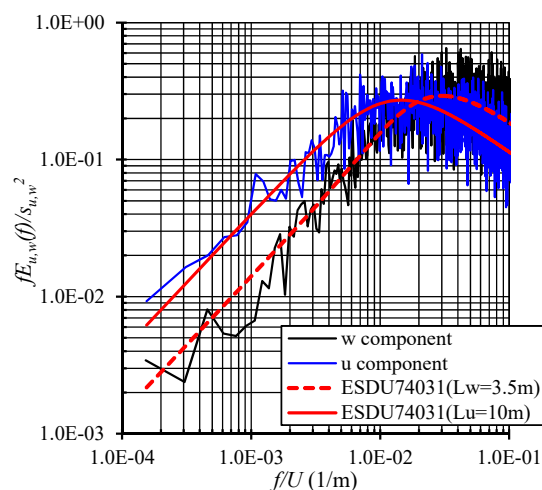


図-3 格子乱流のパワースペクトル



図-4 部分模型の設置状況

表-2 静的空気力係数の測定条件

Case	気流条件	迎角	風速(m/s)
1	一様流	-15度~+15度	5.0, 7.5
2	格子乱流	(1度毎)	5.0, 10.0

表-3 固有振動数および対数減衰率

モード	固有振動数		対数減衰率 (実測値)
	設計値	実測値	
鉛直1次	0.80Hz	0.79Hz	0.021
水平1次	0.98Hz	0.97Hz	0.035

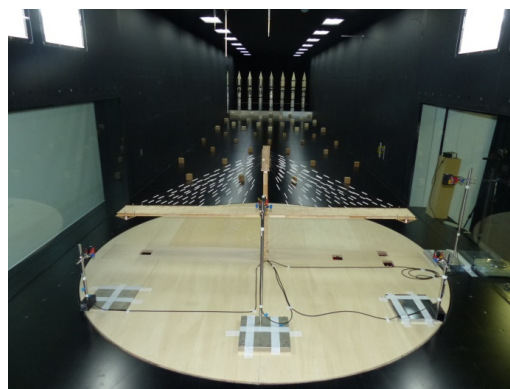


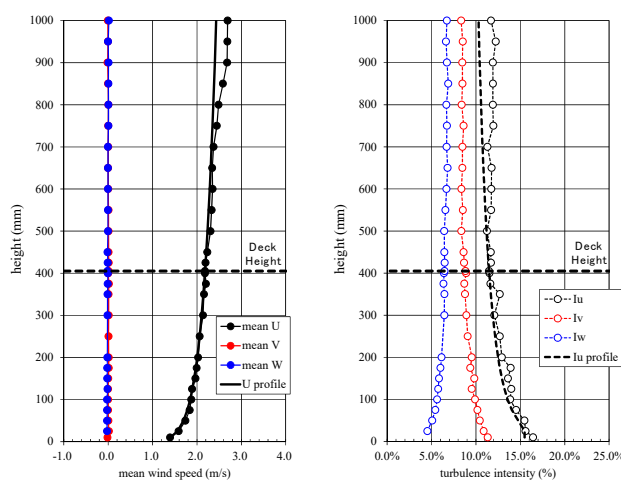
図-5 全橋模型の設置状況

静的空気力測定は、図-4に示すとおり模型の両端を三分力検出器(日章電機、LMC-3501-50N)で支持し、模型に作用する抗力、揚力、モーメントを測定した。三分力計は風路外において迎角制御装置に固定され、迎角制御装置を用いて-15度から+15度の範囲で1度毎に迎角の制御を行った。三分力計からの電圧出力は直流型歪増幅器(日章電機、DSA-100)により増幅し、224Hzのローパスフィルター(JEIC、low-pass filter type 3102)でノイズの除去を行った後、データロガー(Graphtec、Data Platform GL7000、GL7-V)を用いてサンプリング周波数1.0kHzで迎角毎に約66秒の計測を行った。静的空気力係数に対するレイノルズ数依存性の検証のため、2つの平均風速下で計測を実施した。以上、静的空気力係数の測定条件を表-2にまとめる。

非定常空気力の測定は強制加振法⁹⁾を用いて格子乱流中で行った。風路外に設置された強制加振装置により、模型に鉛直たわみ、またはねじれの各一自由度の調和振動を与え、模型に作用する非定常空気力を測定した。空気力の検出手法は静的空気力測定に準じ、模型の変位と空気力の位相差の測定のため、レーザー変位計(キーエンス、IL-300)を用いて模型変位の計測も行った。模型の加振周波数は約2Hzとし、加振振幅は鉛直たわみで片振幅10mm、ねじれで片振幅2.29度とした。

2.3 全橋模型試験

ガスト応答解析結果の精度検証に用いるため、全橋模型を用いた自由振動実験を実施し、乱流中における架設時長大PC斜張橋の鉛直ガスト応答の評価を行った。実験は清水建設技術研究所の回流式風洞(高さ2.5m、幅3.5m)において、地表粗度区分Iの境界層乱流中で実施した。全橋模型の縮尺は1/150とし、図-5に示すように主塔



(a) 平均風速 (b) 乱れ強度

図-6 気流の鉛直プロファイル

を含む橋全体の外形を再現した。また、質量および剛性に関する相似条件²⁾を満足するように設計しており、橋梁の挙動を正確に再現することが可能である。ガスト応答の主たる検討対象である鉛直1次モード、および水平1次モードの固有振動数の設計値と実測値、対数減衰率の実測値を表-3に示す。両モードとも固有振動数は設計値と良く一致することが確認された。

実験に用いた気流の平均風速および乱れ強度の鉛直プロファイルを、道路橋耐風設計便覧⁶⁾に基づく目標値と合わせて図-6に示す。また、桁高における変動風速の鉛直成分のパワースペクトル(実スケール換算)をBusch&Panofsky⁹⁾のパワースペクトルと合わせて図-7に示す。主流方向の平均風速および乱れ強度は、目標値と極めて良く一致することが確認された。なお、桁高における鉛直成分の乱れ強度は6.5%であった。変動風速の鉛直成分のパワースペクトルは、ガスト応答解析に用いられるBusch&Panofskyのパワースペ

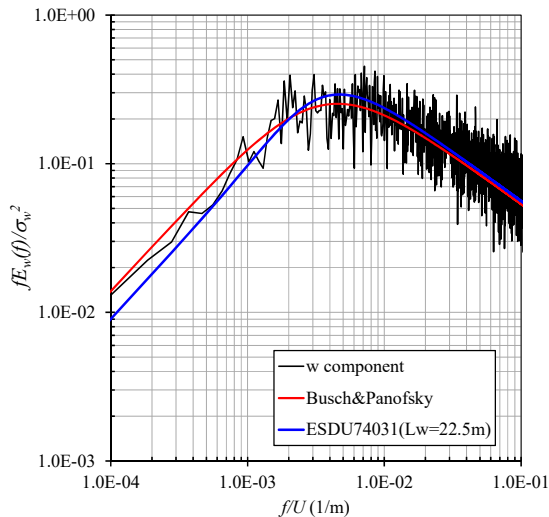


図-7 変動風速の鉛直成分のパワースペクトル

クトルと乱れのスケールも含めて極めて良く一致することが確認された。

橋桁および主塔の振動振幅の測定はレーザー変位計(キーエンス、IL-300, IL-600, IL-2000)を用いて行った。低風速域での風洞気流のバラツキの影響を低減するため、実スケールで80分相当の評価時間を採用し、評価時間内での応答変位の最大値および標準偏差を算出した。サンプリング周波数は1.0kHz、風速毎の計測時間は約393秒である。

3. 実験結果

3.1 静的空気力係数

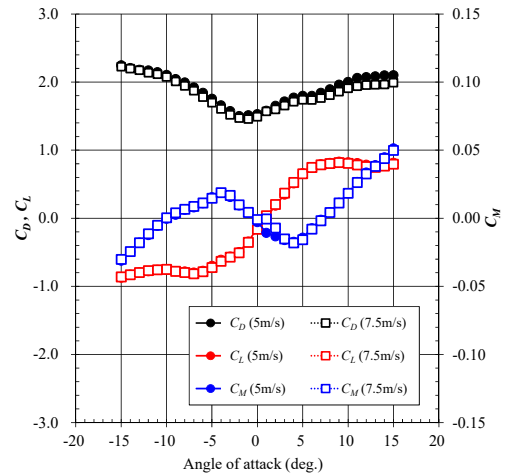
模型に作用する平均空気力は、次式で示す抗力、揚力、およびモーメントの各空気力係数により、構造軸上で評価した。

$$C_D = \frac{Drag}{\frac{1}{2}\rho U^2 DL} \quad (1)$$

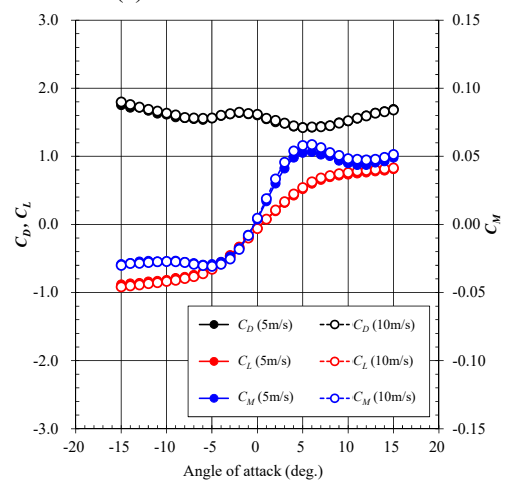
$$C_L = \frac{Lift}{\frac{1}{2}\rho U^2 BL} \quad (2)$$

$$C_M = \frac{Moment}{\frac{1}{2}\rho U^2 B^2 L} \quad (3)$$

ただし、*Drag*: 平均抗力、*Lift*: 平均揚力、*Moment*: 平均モーメント、 C_D : 抗力係数、 C_L : 揚力係数、 C_M : モーメント係数、 ρ : 空気密度、 U : 平均風速、 B : 桁幅、 D : 桁高、 L : 模型の長さである。計測した各空気力係数を図-8に示す。絶対値の大きな迎角域ではブロック率が5%を超え、静



(a) 一様流中の測定結果



(b) 乱流中の測定結果

図-8 静的空気力係数

的空気力係数が一定の影響を受けていると考えられるため注意を要する。ただし、ガスト応答解析に用いられる低迎角域の空気力係数にブロック率が与える影響は小さく、ガスト応答解析の精度検証に与える影響は小さいと考えられる。いずれの気流中においても0度付近での揚力係数勾配が大きく、図-8に示した揚力係数から算出される揚力係数勾配は、一様流中で10.24、乱流中で7.88であった。また、いずれの空気力係数においても、明確なレイノルズ数依存性は生じないことが確認された。

3.2 非定常空気力係数

模型に作用する非定常空気力は、次式で定義されるScanlan&Tomko¹⁰⁾の非定常空気力係数を用いて評価した。

$$L_u = \rho b^2 \omega_F H_1^* \dot{\eta} + \rho b^3 \omega_F H_2^* \dot{\phi} + \rho b^3 \omega_F^2 H_3^* \phi + \rho b^2 \omega_F^2 H_4^* \eta \quad (4)$$

$$M_u = \rho b^3 \omega_F A_1^* \dot{\eta} + \rho b^4 \omega_F A_2^* \dot{\phi} + \rho b^4 \omega_F^2 A_3^* \phi + \rho b^3 \omega_F^2 A_4^* \eta \quad (5)$$

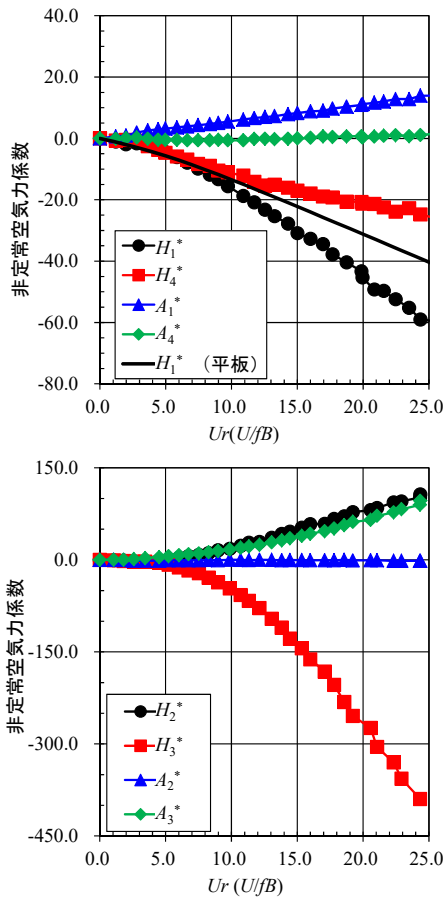


図-9 格子乱流中の非定常空気力係数

ただし、 L_u : 非定常揚力、 M_u : 非定常モーメント、 $H_1^* \sim H_4^*$ 、 $A_1^* \sim A_4^*$: 非定常空気力係数、 b : 半幅員(= $B/2$)、 ω_F : フラッター角振動数、 η : 鉛直たわみ変位、 ϕ : ねじれ変位である。格子乱流中での非定常空気力係数の測定結果を、ポテンシャル理論で算出される二次元平板¹¹⁾の H_1^* と合わせて図-9に示す。鉛直ガスト応答において空力減衰項として作用する¹²⁾ H_1^* は、全ての風速域において負値であり、絶対値も二次元平板より大きいことが確認された。このため、鉛直ガスト応答の評価では空力減衰が強く影響すると考えられる。一方、ねじれ振動において空力減衰項として作用する¹²⁾ A_2^* は0付近でほぼ一定値であり、ねじれ振動に対する空力減衰の効果は極めて小さいことが確認された。

3.3 鉛直ガスト応答

橋軸直角方向から気流が作用した場合の主桁先端(最大張り出し位置)での最大鉛直変位および標準偏差(実スケール換算、片振幅)を図-10に黒丸で示す。さらに設計風速における主桁先端の応答変位のパワースペクトルを図-11に黒線で

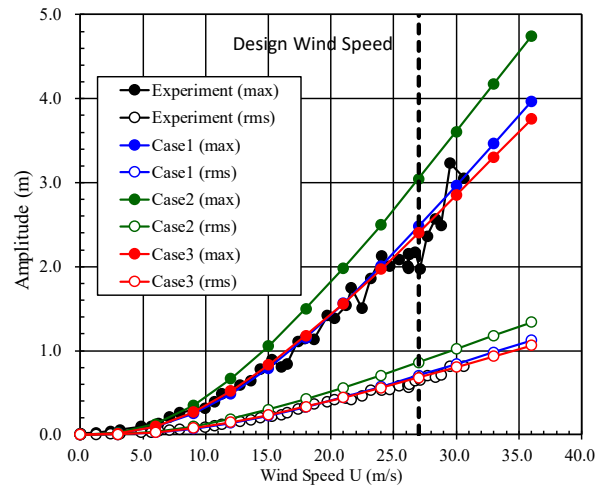


図-10 鉛直たわみ応答の最大値および標準偏差

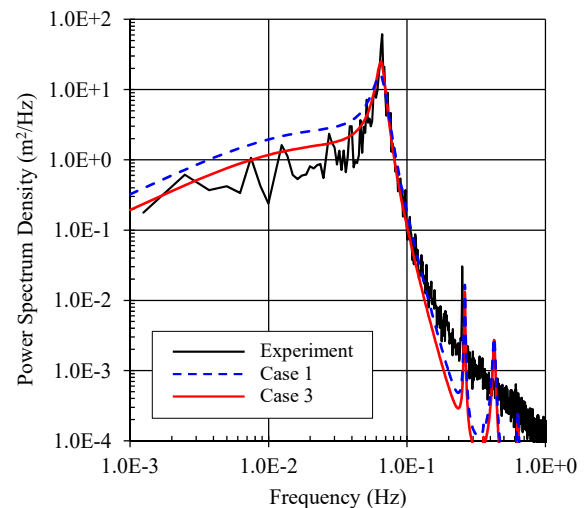


図-11 鉛直たわみ応答のパワースペクトル

示す。風洞実験の結果、本研究で対象としたモデル橋梁では、設計風速において最大2.2mの比較的大きな鉛直たわみ応答が生じることが確認された。また、応答のパワースペクトルから、鉛直ガスト応答は1次モードが卓越し、高次モードの影響は小さいことが確認された。

4. ガスト応答解析

4.1 解析手法および解析条件

本研究では、実験で測定された鉛直ガスト応答とガスト応答解析の結果を比較し、ガスト応答解析の精度検証を行う。また、ガスト応答解析に用いる空気力係数がガスト応答解析結果に与える影響についても検討を行う。

ガスト応答解析手法は本州四国連絡橋耐風設計基準(2001)・同解説¹³⁾に示された手法を基本とした。変動風速のパワースペクトルと空力アドミッ

タンスが一定であるとする、桁のガスト応答のクロススペクトルは行列表記を用いて次のように表される。

$$[S_{r_i r_j}(\omega)] = [\phi] [0 \setminus |H_k(\omega)|^2 \setminus 0] [0 \setminus \{\phi_k\}^T [Ru_{ii}u_{ij}(\omega)] \{\phi_k\} \setminus 0] [\phi]^T |Ha_i(\omega)|^2 Su_i(\omega) \quad (6)$$

ここで、 $[S_{r_i r_j}(\omega)]$: ガスト応答のクロススペクトル、 i, j : 橋軸方向の要素番号、 ω : 角振動数、 $[\phi]$: モード行列、 $|H_k(\omega)|$: k 次モードのメカニカルアドミッタンス、 $\{\phi_k\}$: k 次モードのモードベクトル、 $[Ru_{ii}u_{ij}(\omega)]$: u_i 成分の空間相関行列、 $|Ha_i(\omega)|$: 空力アドミッタンス、 $Su_i(\omega)$: u_i 成分のパワースペクトルである。空間相関関数と空力アドミッタンスは次式で表される。

$$Ru_{ii}u_{ij}(\omega) = \exp \left\{ \frac{-2}{\bar{U}_i + \bar{U}_j} \frac{\omega}{2\pi} \sqrt{(K_1 \Delta_x)^2 + (K_2 \Delta_y)^2} \right\} |Ha_i(\omega)|^2 = \left(\frac{\rho(dC_F/d\alpha) A_{L_i} \bar{U}_0^2}{2} \right)^2 |X_L^w(\omega)|^2 / \bar{U}_0^2 \quad (7)$$

ここで、 \bar{U}_i : i 要素の位置における設計基準風速、 K_1, K_2 : 橋軸方向および鉛直方向のディケイファクター、 Δ_x, Δ_y : i 要素と j 要素間の橋軸方向および鉛直方向の距離、 $dC_F/d\alpha$: 揚力勾配、 $A_{L_i}(=BL_i)$: i 要素の投影面積、 B : 幅員、 L_i : i 要素の要素長、 \bar{U}_0 : 設計基準風速である。変動風速の鉛直成分のパワースペクトルには Busch&Panofsky のスペクトルを用いた。 $|X_L^w(\omega)|$ は Sears 関数¹¹⁾で次式によって近似できる。

$$|X_L^w(\omega)| = \frac{a + \eta}{(a + (\pi a + 1)\eta + 2\pi\eta^2)} \quad (9)$$

ここで、 $a=0.1811$ 、 $\eta = \omega B/2\bar{U}_0$ である。

モデル橋梁では、本州四国連絡橋で対象とした橋梁と比較すると中央支間長が小さいため、相対的に主塔に作用するガスト空気力の影響が大きくなる。そこで、主塔に作用するガスト空気力が桁の応答に与える影響を考慮するため、桁の鉛直ガスト応答解析の手法を拡張し、主塔の橋軸方向ガスト応答を次式で算出した。

$$[Sr_i r_j(\omega)] = [\phi][0 \setminus |H_k(\omega)|^2 \setminus 0] [0 \setminus \{\phi_k\}^T [Ru_{ii}u_{ij}(\omega)(Iu_{ii}\bar{U}_i)(Iu_{ij}\bar{U}_j)] \{\phi_k\} \setminus 0] [\phi]^T |Ha_i(\omega)|^2 \bar{Su}_i(\omega) \quad (10)$$

ここで、 Iu_{ii} : i 要素の位置における u_i 成分の乱れ強度、 \bar{U}_i : i 要素の位置における主流方向の平均風速である。また、 $\bar{Su}_i(\omega)$ は次式で表されるスペクトル形状を表す関数である。

$$Su_i(\omega) = (\bar{u}_i^2)_i \bar{Su}_i(\omega) \quad (11)$$

式(6)では平均風速と乱れ強度が位置によらず同一であると仮定しているのに対し、式(10)では平均風速および乱れ強度の鉛直プロファイルを考慮した関数として表される。本州四国連絡橋耐風設計基準(2001)・同解説では変動風速の水平成分のパワースペクトル形状や乱れ強度の鉛直プロファイルについては規定されていないが、本研究では鉛直成分と同一であると仮定し、パワースペクトルには Busch&Panofsky のスペクトルを用い、乱れ強度は主流方向の乱れ強度の1/2とした。

ガスト応答の標準偏差 $\sigma_{r_i r_i}$ 、および評価時間 T 内での最大応答期待値 $E(r_{i,max})$ は、不規則振動論に基づき次式で算出した。

$$\sigma_{r_i r_i} = \sqrt{\int_0^{+\infty} S_{r_i r_i}(n) dn} \quad (12)$$

$$E(r_{i,max}) = \bar{r}_i + G_{r_i} \sigma_{r_i r_i} \quad (13)$$

$$G_{r_i} = \sqrt{2 \log_e(n_{oi} T) + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \log_e(n_{oi} T)}}} \quad (14)$$

$$n_{oi} = \frac{\sqrt{\int_0^{+\infty} n^2 S_{r_i r_i}(n) dn}}{\sigma_{r_i r_i}} \quad (15)$$

ここで、 G_{r_i} : ピークファクター、 r_i : i 要素の応答変位、 \bar{r}_i : i 要素の平均変位である。ただし、本研究で対象としたモデル橋梁では、鉛直方向の平均変位は極めて小さい。

式(12)および式(13)を用いて、主桁に作用するガスト空気力による主桁の応答、および主塔に作用するガスト空気力による主塔の応答がそれぞれ算出できる。図-11に示したように、モデル橋梁の鉛直ガスト応答では1次モードの振動が卓越することから、1次モードの主桁先端と主塔先端の振幅比 C_{1st} を用いて、桁先端の応答振幅は最終的に次式で算出できる。

$$A_{D \text{ all}} = A_{Deck} + C_{1st} A_{Tower} \quad (16)$$

ただし、 $A_{D \text{ all}}$: 桁のガスト応答、 A_{Deck} : 桁に作用するガスト空気力による桁のガスト応答、 A_{Tower} : 主塔に作用するガスト空気力による主塔のガスト応答である。

3.2で示したように、モデル橋梁の鉛直たわみ振動では空力減衰項 H^* の絶対値が大きく、構造減衰に対して空力減衰が卓越すると考えられる。このため、ガスト応答の評価において桁の空力減衰の評価は極めて重要な要素である。本州四国連絡橋耐風設

表-4 ガスト応答解析の空気力条件

ケース名	空力減衰	揚力勾配
Case1	準定常 (一様流)	一様流
Case2	フラッター解析 (乱流)	一様流
Case3	フラッター解析 (乱流)	乱流

表-5 ガスト応答解析に用いたパラメータ

	桁 (一様流)	桁 (乱流)	主塔
揚力係数勾配	10.24	7.88	3.45
主塔幅	5.0 m	べき指数	0.12
構造減衰 ⁶⁾ (対数減衰率)	0.02	乱れ強度 (桁位置)	6.5%
Decay Factor ¹³⁾ (水平、鉛直)	8.0	評価時間	80分

計基準(2001)・同解説では、空力減衰は準定常理論に基づいて次式で算出される。

$$\zeta_{ak} = \{\phi_k^D\}^T \left[0 \setminus \frac{\rho(dC_F/d\alpha)A_{L_i}\bar{U}_0}{4\omega_k} \setminus 0 \right] \{\phi_k^D\} \quad (17)$$

ここで、 $\{\phi_k^D\}$ はk次モードのうち桁の鉛直変位を取り出したベクトルである。一方、フラッター発現風速を評価するために提案されたマルチモードフラッター解析¹³⁾では、モード形状やモード間の連成効果も考慮し、式(17)と比較して空力減衰をより精緻に評価することが可能である。そこで本研究では、乱流中で計測した非定常空気力係数を用いてマルチモードフラッター解析を実施し、空力減衰の評価を行った。式(17)およびマルチモードフラッター解析の2つの手法を用いて空力減衰を評価し、空力減衰の評価がガスト応答解析結果に与える影響を検討した。さらに、式(8)に用いる揚力係数勾配についても、乱れ強度の異なる2つの気流中での測定結果を用いて、揚力係数勾配がガスト応答解析結果に与える影響について検討を行った。本研究で実施した解析に用いた空力減衰および揚力勾配の条件を表-4に示す。ただし、表中の一様流および乱流は、それぞれ該当の気流中での空気力測定結果を用いたことを表す。

本研究では実験結果との比較のため、ガスト応答解析における評価時間は80分とし、桁に作用する気流の鉛直成分の乱れ強度は6.5%とした。本研究で用いた解析条件について表-5にまとめる。

4.2 解析結果と実験結果の比較

各ケースの風速毎のガスト応答の標準偏差および最大応答期待値を図-10に実験結果と合わせて示す。また、Case1およびCase3の解析で算出した設計風速における桁の鉛直応答のパワースペクトルを図-11に示す。本州四国連絡橋耐風設計基準(2001)・同解説に基づく空気力を用いたCase1では、応答振幅の解析結果が実験結果と良く一致することが確認された。ただし、図-11に示すとおり固有振動数および低周波数領域のスペクトル強度が一致しておらず、空力減衰を過大評価していると考えられる。空力アドミッタンスに一様流中の揚力勾配を用いているため、ガスト空気力も過大評価し、結果的に応答が一致したものと考えられる。一方、乱流中で測定された非定常空気力係数を用いてフラッター解析を実施し、フラッター解析で算出された空力減衰を用いたCase2では、応答振幅を過大評価することが確認された。フラッター解析により乱流中での空力減衰を適切に評価する一方、Case1と同様に空力アドミッタンスを過大評価したため、応答が過大評価となったと考えられる。Case3では、応答振幅の解析結果が実験結果と良く一致することが確認された。低周波数領域で若干の過大評価をしているものの、パワースペクトルも実験結果と良く一致することが確認でき、Case3の解析条件を用いることにより架設時の鉛直ガスト応答を適切に評価できることが明らかになった。本手法を用いることにより、架設時PC斜張橋の鉛直ガスト応答を安価かつ短期間で精度良く評価することが可能である。

5. 結論

本研究で得られた結論を以下にまとめる。

- ・本研究で対象とした架設時長大PC斜張橋の鉛直ガスト応答解析結果は全橋模型実験の結果と極めて良く一致した。ガスト応答解析により架設時長大PC斜張橋の鉛直ガスト応答を適切に評価できることが明らかになった。
- ・ガスト応答の適切な評価には、乱流中で測定された揚力勾配、および乱流中で測定された非定常空気力係数に基づくマルチモードフラッター解析結果の空力減衰を用いることが必要である。
- ・一様流中で測定された揚力勾配、および準定常理論に基づく空力減衰を用いた場合には、空力アドミッタンスおよび空力減衰を過大評価することが確認された。

架設時長大PC斜張橋では、全ての風向角のうち橋軸直角方向からの風によるガスト応答が最も大きくなるかは明らかではない。このため、風向角を有する場合についても検討を行う必要があり、その評価精度については今後の検討課題である。

<参考文献>

- 1) Yozo Fujino, Kichiro Kimura, Hiroshi Tanaka, "Wind Resistant Design of Bridges in Japan", Springer, 2012.
- 2) 本州四国連絡橋風洞試験要領(2001)・同解説、本州四国連絡橋公団、2001.
- 3) 勝地弘、"長大橋耐風設計における風速変動効果の功利的評価に関する研究"、横浜国立大学博士論文、1999.
- 4) 中村聖三、長町賢、川井豊、木村吉郎、藤野陽三、田中宏、"斜張橋の斜風による鉛直ガスト応答の予測"、川崎製鉄技報、Vol. 27, No. 4, pp. 203-208, 1995.
- 5) 新原雄二、林田宏二、中野龍児、"長大PC斜張橋架設時の風によるガスト応答の解析"、プレストレストコンクリート技術協会 第7回シンポジウム論文集、pp. 207-212, 1997.
- 6) 道路橋耐風設計便覧(平成19年改訂版)、日本道路協会、2007.
- 7) ESDU74031, "Characteristics of Atmospheric Turbulence near the Ground Part II: Single Point Data for Strong Winds (neutral atmosphere)", 1974.
- 8) 岡内功、伊藤学、宮田利雄、"耐風構造"、丸善、1977.
- 9) Busch, N. E., Panofsky, H.A., "Recent spectra of atmospheric turbulence", Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, Vol. 94, Issue 66, pp. 132-148, 1968.
- 10) Scanlan, R.H., Tomko, J.J., "Airfoil and Bridge Deck Flutter Derivatives", Journal of the Engineering Mechanics Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers, EM6, pp. 1717-1737, 1971.
- 11) Fung, Y.C., "An Introduction to the Theory of Aeroelasticity", Dover Phoenix Editions, 2002.
- 12) 松本勝、白石成人、白土博通、重高浩一、新原雄二、山口滋弘、"構造基本断面の非定常空気力に関する研究"、京都大学防災研究所年報、第35号、B-1, pp. 147-159, 1992.
- 13) 本州四国連絡橋耐風設計基準(2001)・同解説、本州四国連絡橋公団、2001.