

周辺地形による風特性を考慮した斜張橋全橋模型のガスト応答解析

Buffeting Response Analysis of the Aeroelastic 3D-Model of Cable-Stayed Bridge
Considering the Wind Characteristics of the Surrounding Topography

佐藤弘史^{*)} 北川 信^{**)} 勝地 弘^{***)} 田中 洋^{****)} 畑中章秀^{*****)}
Hiroshi Sato, Makoto Kitagawa, Hiroshi Katsuchi, Hiroshi Tanaka and Akihide Hatanaka

- *) 工博 建設省土木研究所橋梁部構造研究室長 (〒305 茨城県つくば市大字旭1)
**) 本州四国連絡橋公団設計部設計第1課長 (〒105 東京都港区虎ノ門5-1-5)
***) 本州四国連絡橋公団設計部設計第1課 (〒105 東京都港区虎ノ門5-1-5)
****) 工博 日立造船(株)鉄構事業本部橋梁設計部 (〒592 大阪府堺市築港新町1-5-1)
*****) 工博 (株)ニチゾウテック技術本部第1技術部 (〒551 大阪市大正区鶴町2-15-26)

This paper describes the comparison between the results of the buffeting response analysis and those of wind tunnel tests. The full model tests (Scale 1 : 200) of the Tatara Bridge were carried out to verify its aerodynamic stability. The wind features were simulated by using the topographical model around the bridge. The wind directions were right angle (i.e., $\beta = 180^\circ$) and its vicinity (i.e., $\beta = 20^\circ$). The analytical results show the reasonable agreement with the experimental ones, when the frequencies are shifted in the Davenport's formula for fluctuated wind velocity.

Key words : buffeting response analysis, cable-stayed bridge, spatial correlation, topographical model, full bridge model, wind tunnel test.

1. まえがき

長大橋梁の耐風設計において、自然風の乱れによるガスト応答の推定は、重要な検討課題の一つである。

従来、長大橋梁のガスト応答解析においては、周囲が開けた海洋に面した海上橋梁を想定しており、橋梁に作用する風としては、乱れが比較的小さく(乱れ強さ $I_u = 10\%$ 程度)、しかも、橋梁各部材においてほぼ様な風特性を有するものとされていた。また、橋軸直角方向の気流のみを対象とするものであった。

しかし、本州四国連絡橋の来島大橋や多々羅大橋などは、島が多く点在する、いわゆる多島海を横断する海上橋梁である。このような海上橋梁には、周辺に点在する島から剥離する気流の乱れに

より、従来想定されていたものよりかなり大きな乱れを有する気流が作用し、また、橋梁各部材における風特性も一様ではなく、不規則に変化していることが指摘されている^{1), 2)}。さらに、橋梁に作用する気流は、水平偏角を有していることも報告されている。今後、より精度の高いガスト応答の推定を行うにあたって、周辺地形による風特性、ならびに、水平偏角の影響を十分考慮する必要があるものと考えられる。

水平偏角を持つ気流に対するガスト応答解析手法については、斜張橋の架設系のガスト応答を対象として、木村ら³⁾や Scanlan⁴⁾により、ストリップ理論を基調とした定式化、ならびに、実験値と解析値との対比結果が報告されている。しかし、周辺地形による風特性の変化を考慮したガスト応答解析については、報告例が少ない⁵⁾。

そこで、本稿では、中央径間890mを有する長大斜張橋（多々羅大橋）の完成系を対象として、周辺地形による風特性を考慮したガスト応答解析を実施した結果について報告する。多々羅大橋では、2種類の縮尺模型（1/70, 1/200）を用いた全橋模型試験が実施されており、1/200縮尺模型を用いた試験は、周辺地形による風特性の変化を考慮するため橋梁本体のみならず周辺地形も再現した模型で実施されている。風洞試験は、種々の風向について実施されているが、本稿では、水平偏角 180° （橋軸直角）と 36° のケースについて、風洞試験値と解析値との対比を行う。

さらに、本稿では、最近、ガスト応答の評価に際して、問題となっている変動気流の空間相関^{6), 7)}

についても、検討を加えている。具体的には、変動気流の空間相関の計測値をより良く表現するための簡易式⁸⁾を適用し、その簡易式の精度について、実験値との対比を通して、検証している。

2. 周辺地形による風特性

本節では、橋梁架設地点と周辺地形との位置関係、ならびに、周辺地形による風特性について述べる。周辺地形による風特性は、1/200縮尺の地形模型上での気流計測値である。

図1、および、図2は、おのおの全橋模型一般図と解析対象風向を示したものである。また、図3は、解析で対象とする各風向における風特性

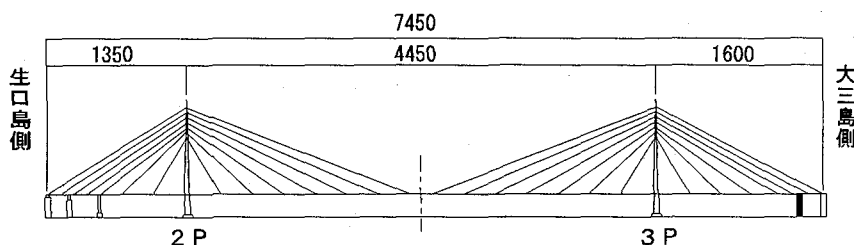


図1 全体模型一般図(単位:mm)

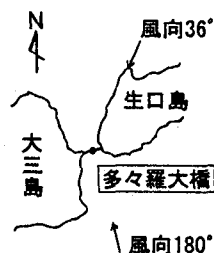
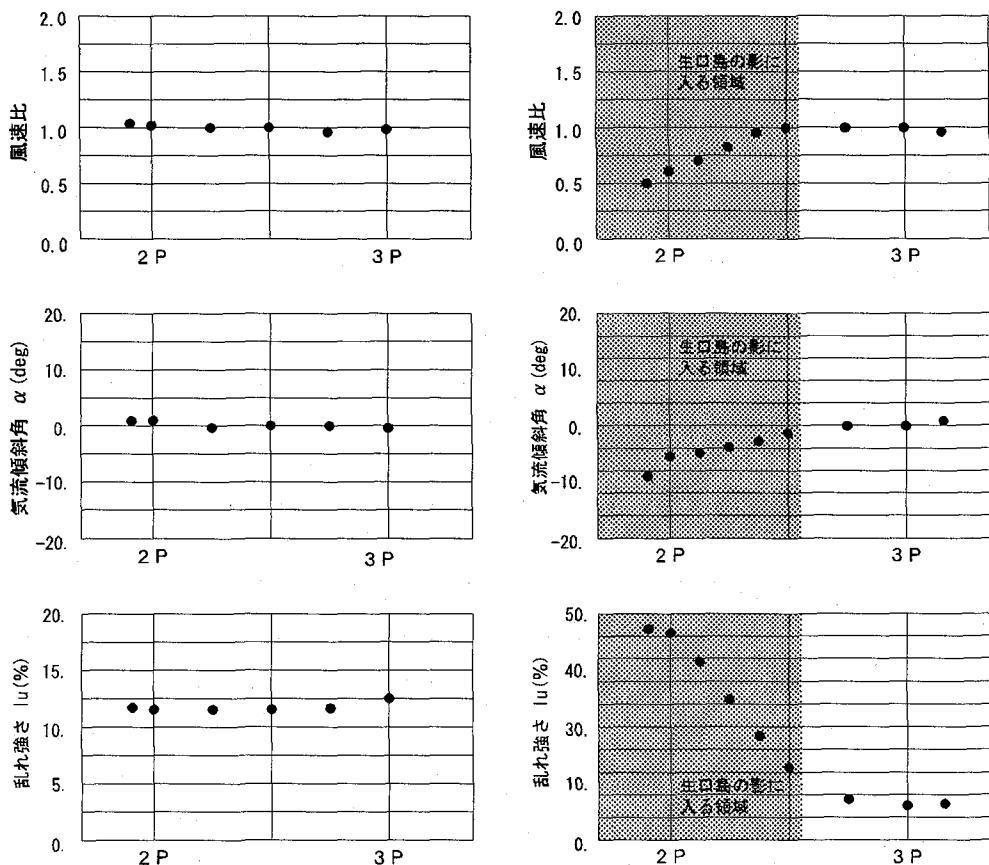


図2 地形と解析対象風向



(a) 水平偏角 180°

(b) 水平偏角 36°

図3 周辺地形による風特性

(風速比, 気流傾斜角, 乱れ強さ)を示したものである。

水平偏角 180° は、橋軸直角方向にあたり、海洋に面した風向である。乱れ特性値をみれば、いずれもほぼ様な分布となっており、周辺地形による影響が少ない風向といえる。

水平偏角 36° は、風上側に生口島があり、ちょうど中央スパン中央から2P側にかけては、生口島の島影に位置する。風特性をみると、中央スパン中央から2P側にかけて、風速比の低減と乱れ強さの増大が認められ、生口島から剥離した気流による乱れの影響が、現れている様子が伺える。また、気流傾斜角をみれば、中央スパン中央から2P側にかけて、徐々に負の値が、大きくなる方向に変化しており、生口島からの吹き下ろしの風による影響が認められる。

このように、水平偏角 36° は周辺地形の影響を顕著に受ける風向であり、以下の解析では、この周辺地形による風特性を考慮した解析を行う。

3. 解析手法

3. 1 構造系

構造系の座標は、図4のとおりとし、気流方向はX軸方向とした。水平偏角 180° では、橋軸方向は、Y軸と平行としている。

一方、水平偏角 36° の風向では、周辺地形の影響により、気流が歪められ、中央スパン中央部では、相対的に 20° の風向角を有する気流が作用している〔図5を参照、風向角は橋桁位置に沿って変化しているが、ここでは、中央スパン中央での計測値($=16^\circ$)を代表風向として採用している〕。そこで、水平偏角 36° の試験ケースについては、Y軸に対し 20° の相対角度を有する構造系を用いている。このように 20° の相対角度を有する構造系を用いることにより、橋桁に作用する静的ならびに動的風荷重は、 $\cos 20^\circ$ と $\sin 20^\circ$ の分力として橋軸直角方向、および、橋軸方向に作用することになる。

3. 2 解析の入力条件

解析の主要な入力条件を表1に示す。表中に示

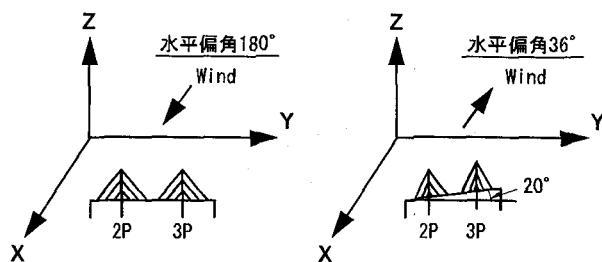


図4 構造系の座標

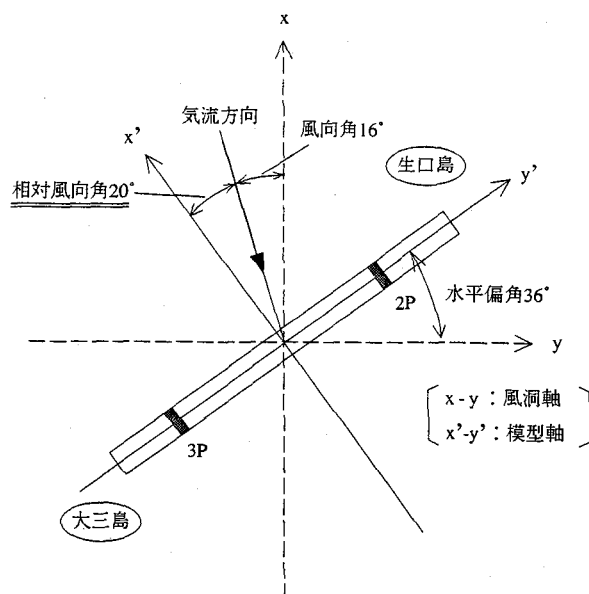


図5 模型に作用する気流の相対迎角

すとおりに、解析の入力条件は、風洞計測値を反映している。以下では、主要な入力条件について、詳述する。

①各部材に作用する平均風圧

各部材に作用する平均風圧分布は、図3に示した風速比の分布を考慮して、算定した。水平偏角 180° の場合は、橋桁位置に沿った風速分布を一樣とし、鉛直方向の分布については、べき乗則に従うものとして、算定した。水平偏角 36° の場合は、周辺地形による風速分布の歪みを考慮して、風洞計測値の風速比に応じて、平均風圧を変化させた。ただし、各ケーブルに作用する平均風圧については、各ケーブル位置での平均風速の計測値がないことから、 $1/5$ のべき乗則にしたがう平均風速分布をもとに算定した。

②変動気流のパワースペクトル

解析に用いた変動気流のパワースペクトルとして、中央スパン中央部の位置で計測されたパワースペクトル(図6, 7)に最小2乗法で適合させた値

表 1 解析の入力条件

	$\beta = 180^\circ$	$\beta = 36^\circ$
空気密度	$\rho = 0.131(\text{kg} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4)$	$\rho = 0.131(\text{kg} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4)$
べき指数 ^{注1)}	1 / 7	1 / 5
変動気流の パワースペクトル	計測値(中央スパン中央) 〔桁、並びに、塔柱に沿 う乱れの変化を考慮〕	計測値(中央スパン中央) 〔桁、並びに、塔柱に沿 う乱れの変化を考慮〕
空間修正係数 ^{注2)}	橋軸方向→ $k_1=5$ 鉛直方向→ $k_2=8$	橋軸方向→ $k_1=3$ 鉛直方向→ $k_2=8$
空力アドミッタンス	抗力成分→Davenport式 揚力成分→簡易Sears関数	抗力成分→Davenport式 揚力成分→簡易Sears関数
構造減衰 ^{注3)} (対数減衰率)	水平たわみ: $\delta=0.0114$ 鉛直たわみ: $\delta=0.0281$ ねじれ: $\delta=0.0354$	水平たわみ: $\delta=0.0116$ 鉛直たわみ: $\delta=0.0305$ ねじれ: $\delta=0.0310$
3分力係数 ^{注4)}	主塔: $C_D=1.2, 0.6$ ケーブル: $C_D=1.2$ 主桁: $C_D=0.939$ $C_L=0.0265$ $C_M=-0.0073$ $dC_D/d\alpha=0.029$ $dC_L/d\alpha=6.217$ $dC_M/d\alpha=1.303$	主塔: $C_D=1.2, 0.6$ ケーブル: $C_D=1.2$ 主桁: 桁位置に沿う 迎角変化に応 じて3分力係 数を変化
主桁の非定常 空気力係数 ^{注5)}	計測値(0°) (H_1^*, A_2^*) 準定常理論値 P_i^* ($i=1\sim3$)	計測値($0^\circ, -3^\circ$) (H_1^*, A_2^*) 準定常理論値 P_i^* ($i=1\sim3$)
考慮する振動次数	変位: 30次	変位: 30次
最大応答倍率	Davenport式 ^{注6)}	Vanmarcke式 ^{注7)}

注1) 2P, ならびに, 3P主塔位置の平均風速より算定。
ただし, $\beta=36^\circ$ については, 3P主塔位置での平均風速より算定。

注2) コヒーレンスの回帰分析による。

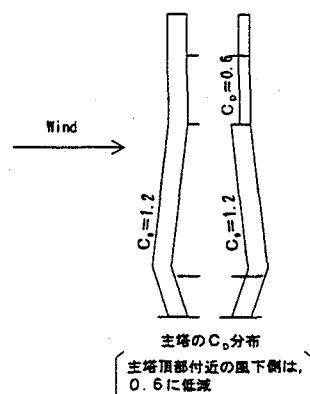
注3) 各振動モードの最低次の計測値

注4) 一様流($U=16\text{m/s}$)での値。

注5) $\beta=36^\circ$ の場合, $1A \sim (L/2)$ 点: -3° , $(L/2)$ 点 $\sim 4A: 0^\circ$ の値を適用。

注6) 期待値倍率 p + 偏差値倍率 q を適用。評価時間 $T=6000$ 秒(実値)。

注7) 非超過確率=99.5%、評価時間 $T=6000$ 秒(実値)。



を用いた。桁位置に沿って、風速のみならず乱れ強さも変化し、それに応じて模型に作用する変動気流のパワースペクトル形状も変化する。ここでは、各桁位置で計測された変動気流のスペクトル形状がほぼ相似であることから、中央スパンの風速変動の分散値と各桁位置の分散値との比を求め〔式(1)〕、中央スパンのパワースペクトルにそれらの比(補正倍率)を乗ずる方法を使用した。変動気流パワースペクトルの補正倍率=

$$\frac{\text{各部材における風速変動の分散値}}{\text{中央スパン中央の風速変動の分散値}} \dots\dots (1)$$

水平偏角 180° 、ならびに、水平偏角 36° における主流方向成分の変動気流パワースペクトルの補正倍率を図8に示す。水平偏角 180° では、橋桁位置に沿った補正倍率は、 $0.94 \sim 1.12$ と $1.0 \pm 10\%$ 程

度の値となっている。水平偏角 36° では、橋桁位置に沿った補正倍率は、2P側と3P側とで大きく異なっており、2P側では、2倍以上の補正倍率となっているのに対し、3P側では、逆に0.25倍程度の小さな値となっている。なお、鉛直方向成分の変動気流パワースペクトルに対する補正倍率も主流方向成分に対する補正倍率と同様の傾向を示しており、水平偏角 36° では、2P側と3P側とで大きく異なっている。

③静的空気力係数

静的空気力係数は、水平偏角 180° の場合については、桁位置に沿った気流傾斜角の変化が少なく、ほぼ水平に近い気流であることから気流傾斜角 0° の値を用いた。水平偏角 36° の場合については、橋桁位置に沿って、気流傾斜角の値が、変化しているので(図3)、各風洞計測値に応じて、値を変化させた。

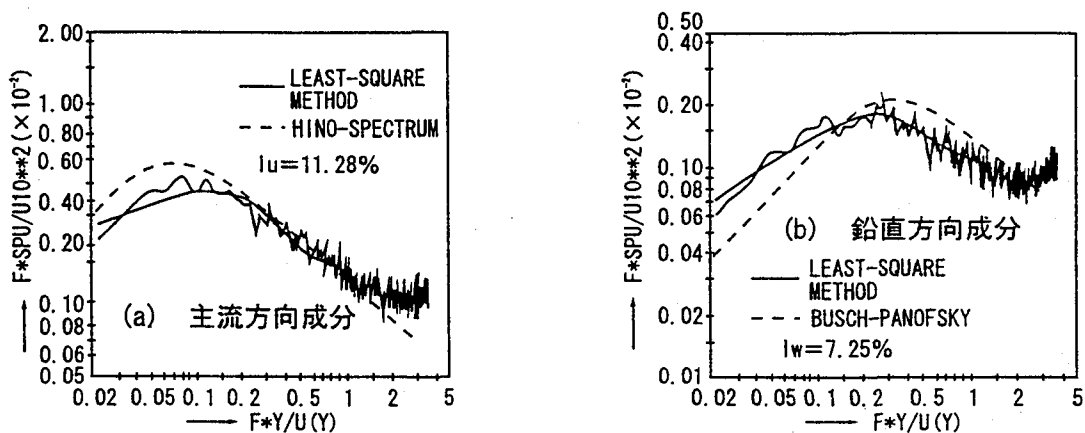


図6 解析に用いた変動気流のパワースペクトル
(水平偏角180°, 中央スパン桁位置)

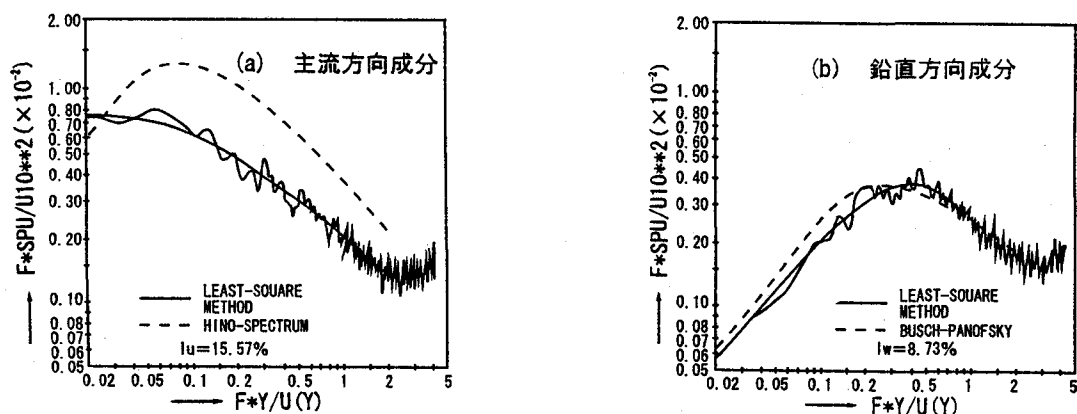


図7 解析に用いた変動気流のパワースペクトル
(水平偏角36°, 中央スパン桁位置)

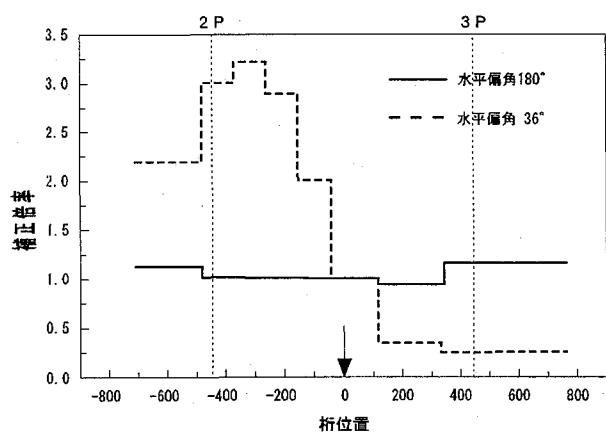


図8 主流方向成分の変動気流パワースペクトルの補正係数
(図中の↓は、変動気流パワースペクトルの計測ポイント)

なお、解析に用いた静的空気力係数は、縮尺1/45の部分模型を用いて、橋軸直角方向の風向に対して計測された値である。また、一樣流中と乱流中の計測値のうち風洞試験値と解析値との平均変位の対応が良い一樣流中の計測値を用いている。

④非定常空気力係数

非定常空気力係数については、鉛直たわみ、および、ねじれ振動の空力減衰に関する H_1^* と A_2^* の計測値を用いている。水平たわみ振動に関する P_i^* ($i=1\sim 3$)には、準定常理論を適用している⁹⁾。

3. 3 解析手法

解析手法は、本州四国連絡橋耐風設計基準(1976)・同解説¹⁰⁾(以下、本四基準と略称する)、ならびに、明石海峡大橋耐風設計要領・同解説¹¹⁾

(以下、明石要領と略称する)に準拠しており、ガスト応答解析の定式化は、文献(9)に記載している。ここでは、変動風の空間相関を従来より厳密に考慮し、計測結果との整合性を計った部分、ならびに、応答の標準偏差に乗じる最大応答倍率等について述べる。

変動風の空間相関には、従来、次式に示されるような Davenportによる指数関数型の表示式が、広く用いられている。

$$\text{Coh}=\exp[-k\cdot f\cdot\Delta L/U] \dots\dots\dots(2)$$

ここに、k：ディケイファクター
 f：周波数 (Hz)
 ΔL：距離 (m)
 U：平均風速 (m/s)

式(2)によれば、変動風の空間相関は、無次元量 $k\cdot f\cdot\Delta L/U$ のみによって支配され、乱れの空間スケールの影響は無視される(乱れの積分スケール $L_s=\infty$ の場合に相当する)。したがって、2点(i, j)間の距離ΔLが、乱れの空間スケール(空間相関の着目方向)より小さい範囲内では良好な近似値を与えるが、それ以上の範囲では空間相関の値を過大評価することが知られている^{6), 7)}。

このため、乱れの積分スケール L_s の影響を考慮したRoberts & Surry¹²⁾, Thompson¹³⁾らの諸式を適用することが試みられている^{6), 7)}。

本稿では、空間相関の関数形をDavenportの指数関数型の表示としながら、乱れの空間スケール L_s の影響を補正項 f_0 (以下では、空間補正周波数 f_0 と呼ぶ)によって考慮する以下の簡易式を用いる⁸⁾。

$$\text{Coh}=\exp[-k\cdot(f+f_0)\cdot\Delta L/U] \dots\dots\dots(3)$$

ここに、k：ディケイファクター
 f：周波数 (Hz)
 f_0 ：空間補正周波数 (Hz)
 ΔL：距離 (m)
 U：風速 (m/s)

式(3)は、式(2)を周波数軸上を f_0 だけシフトさせた関数形となる。このように空間補正周

波数 f_0 を導入することにより、従来の指数関数型の表記を用いても、 $f\rightarrow 0$ で $\text{Coh}<1$ となる空間相関の計測値の傾向をうまく表現することができる(図9)。

ディケイファクターkは、空間相関の計測値を自然対数化して、最小2乗法を適用することにより、算定した。距離ΔLの異なる数種類の計測値の平均値をとり、水平偏角180°の場合、橋軸方向については、 $k_1=5$ 、鉛直方向については、 $k_2=8$ を採用し、水平偏角36°の場合、橋軸方向については、 $k_1=3$ 、鉛直方向については、 $k_2=8$ を採用した。同様に空間補正周波数 f_0 も最小2乗法により計測値から算定することができるが、ここでは、文献(8)に従い、Roberts & Surryらの提案式と式(3)を等置して導き出される次式に依った。

$$f_0=U/(1.339\cdot k\cdot L_s) \dots\dots\dots(4)$$

表2, 3には、風洞試験により計測された積分スケール L_s 、ならびに、それらによって算定された f_0 の値を示す。いずれも実橋の値に換算して示す。

また、式(3), (4)により、算定される空間相関と計測された空間相関との比較を図9に示す。図中には、空間補正周波数 f_0 を考慮しない式(2)より、算定される空間相関も併記している。これより、空間補正周波数 f_0 を考慮しない従来の評価式を用いた場合には、空間相関の値が計測値よりもかなり大きくなっていることが分かる。一方、空間補正周波数 f_0 を考慮した場合には、計測値とおおむね一致した値が、得られている。

以上より、式(3)は、風洞計測値をほぼ妥当に評価する式であることが分かった。

ジョイント・アクセプタンス $J^2_{ij}(f)$ の定義を、本四基準に従うものとし、 k_1 (橋軸方向)・ k_2 (鉛直方向)のディケイファクターと表2, 3の f_0 より、次のように $J^2_{ij}(f)$ を定義した。

表2 乱れの空間スケール・空間補正周波数 f_0 (水平偏角180°)

計測点 (方向)	乱れスケール (m)			
	L_{yu}	L_{yw}	L_{zu}	L_{zw}
橋 軸 方 向	34.6	15.2	—	—
鉛 直 方 向	—	—	37.9	46.6
空間補正周波数	$f_{0,yu}$	$f_{0,yw}$	$f_{0,zu}$	$f_{0,zw}$
$f_0(\text{Hz})$	0.1918	0.4366	0.1094	0.0890

表3 乱れの空間スケール・空間補正周波数 f_0 (水平偏角 36°)

計測点 (方向)	乱れスケール (m)			
	L_{yu}	L_{yw}	L_{zu}	L_{zw}
橋軸方向	82.1	33.3	—	—
鉛直方向	—	—	63.1	40.6
空間補正周波数	$f_{0,yu}$	$f_{0,yw}$	$f_{0,zu}$	$f_{0,zw}$
$f_0(\text{Hz})$	0.1347	0.3321	0.0657	0.1022

$$J^2_{ij}(f) = \frac{1}{L_i \cdot L_j} \int_{L_i} \int_{L_j} \exp[-\gamma_{ij}] \cdot dL_i \cdot dL_j$$

$$\gamma_{ij} = \frac{1}{U_{ij}} \cdot [k_1 \cdot (f + f_{0y}) \cdot |\Delta y| + k_2 \cdot (f + f_{0z}) \cdot |\Delta z|]$$

$$U_{ij} = (U_i + U_j) / 2 \text{ (平均風速)}$$

..... (5)

ここに, $\Delta y, \Delta z$: dL_i, dL_j 間の橋軸方向, および, 鉛直方向の距離

$$f_{0y} = f_{0,yu}, \quad f_{0z} = f_{0,zu} \text{ (主流成分)}$$

$$f_{0y} = f_{0,yw}, \quad f_{0z} = f_{0,zw} \text{ (鉛直成分)}$$

..... (6)

である。

次に, 応答の標準偏差に乘じる最大応答倍率については, 水平偏角 $\beta=180^\circ$ の場合には, ①入力スペクトル(図6)に特異性がない, ②橋軸方向, および, 鉛直方向の乱れの変化(図3, 8)が大きくない, などの理由で本四基準のとおり, Davenportの応答倍率を適用した。ただし, 最大計測値との比較であるから,

$$\text{期待値倍率: } p = [2 \log_e(f \cdot T)]^{1/2} + 0.5772 / [2 \log_e(f \cdot T)]^{1/2}$$

$$\text{標準偏差倍率: } q = (\pi / \sqrt{6}) / [2 \log_e(f \cdot T)]^{1/2}$$

..... (7)

$$\lambda^{(K)} = \int_0^\infty f^K \cdot S_R(f) df$$

[$S_R(f)$: 応答スペクトル] とする

ここに, $f = [\lambda^{(2)} / \lambda^{(0)}]^{1/2}$: 平均振動数(Hz), T : 継続時間(sec)より,

$$\text{最大振幅} = (p + q) \cdot \sigma_R \quad \text{..... (8)}$$

ここに, σ_R は応答の標準偏差 $[(\lambda^{(0)})^{1/2}]$

$\beta=36^\circ$ の場合は, ①入力スペクトル(図7)の中で, 特に, 鉛直方向成分のスペクトル曲線が高周波方向に寄っており, 鉛直・ねじれ振動時には, 高次成分の応答が大きいため, 応答の非定常性が強くなる, ②乱れの変化(図3, 8)が大きい点からも, 高周波数の応答成分が強調され, 応答の非定常性が強くなる[計測された応答波形をみても, $\beta=36^\circ$ の応答には, インパルスのような応答が認められる(図10)]。従って, 累積分布の収束が遅れる点を考えて, 最大応答倍率には, 次のVanmarcke式¹⁴⁾を適用した。

$$r^2 = 2 \log_e [n \cdot \{1 - \exp(-\eta \cdot (\pi \cdot \log_e n)^{1/2})\}]$$

$$n = -f \cdot T / \log_e \theta \quad (0 < \theta < 1)$$

..... (9)

ここに,

$r = s / (\lambda^{(0)})^{1/2}$: 応答の標準偏差に対する
応答倍率

$\theta = F_R(s)$: 継続時間(=T)内に最大値の

応答倍率 $R(t)_{\max} / (\lambda^{(0)})^{1/2}$ が,

$r = s / (\lambda^{(0)})^{1/2}$ を超えない確率(非超過確率)

f = 平均振動数(Hz)

$\eta = (2\eta)^{1/2}$: 等価形状係数(応答パワース
ペクトルのバンド幅)

$\eta = [1 - (\lambda^{(1)})^2 / (\lambda^{(0)} \cdot \lambda^{(2)})]^{1/2}$: 形状
係数(バンド幅)

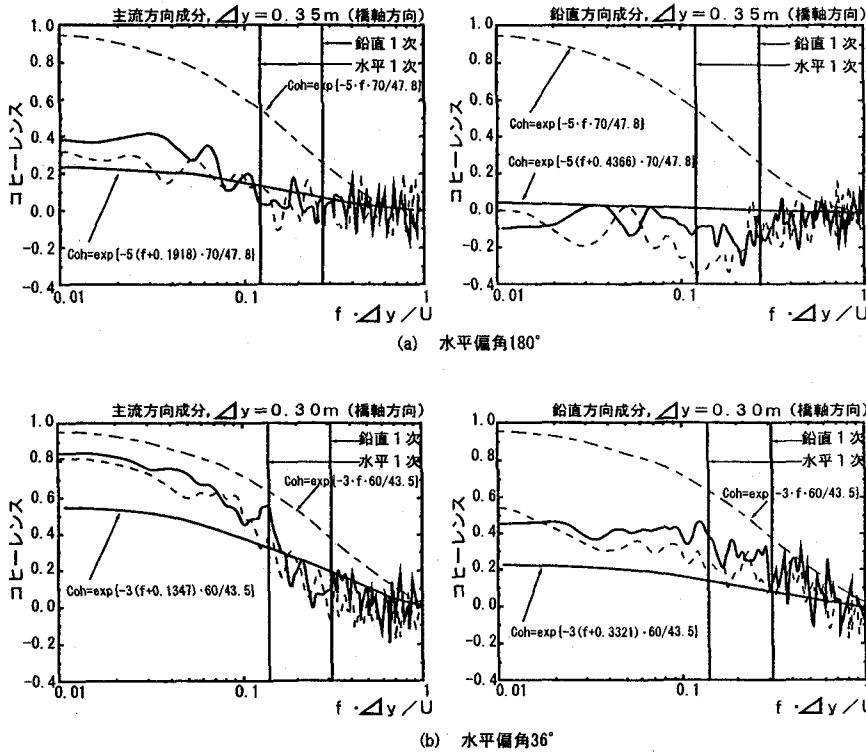
非超過確率 θ の値は, $T=600(\text{sec})$ (実橋)内の
極値数が,

$$\left. \begin{array}{l} \text{鉛直振動: } 600 \times 0.2287 \\ \quad \quad \quad (1 \text{ 次振動数}) = 137 \\ \text{ねじれ振動: } 600 \times 0.4997 \\ \quad \quad \quad (1 \text{ 次振動数}) = 300 \end{array} \right\} \text{平均 219 個}$$

と概算されるので, $T=600(\text{sec})$ 内の超過数を1回

とするレベルとして、 $\theta = 1 - 1/219 \approx 0.995$ と仮定した。この結果、 $\beta = 36^\circ$ に対する応答解析では、 $T=600(\text{sec})$ 内での極値が、水平振動：約0.25回、鉛直振動：約0.7回、ねじれ振動：約1.5回しか超過しない予想レベルを求めている。

なお、 $\beta = 180^\circ$ の場合、式(9)を適用すると、非超過確率 $\theta \approx 0.9$ 位に相当するので、 $T=600(\text{sec})$ 内で発生する極値が、式(9)の最大振幅を超える確率は約10%である。



——：空間相関の測定方向・2P側，-----：同じく3P側

図9 空間相関の解析入力値と計測値

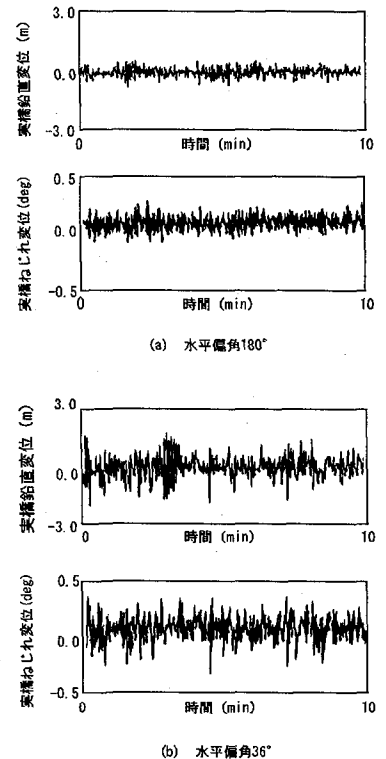


図10 計測されたガスト応答の時系列

4. 解析結果および考察

4.1 水平偏角 180° について

水平偏角 180° について、解析値と計測値の比較を行った。図11、および、図12には、風速一応答曲線の解析値と計測値の比較を示す。いずれも中央スパン $L/2$ 点での値である。図11に併記している解析値は、空間補正周波数 f_0 を考慮した値である。図12に併記している解析値は、空間補正周波数 f_0 を考慮しない値である。以下、平均変位、最大振幅、最大変位について、解析値と計測値の比較をおこなう。

1) 平均変位：水平変位については、解析値と計測値が、約20%の差で一致しており、解析モデルの

設定などがほぼ妥当であると判断できる。しかし鉛直・ねじれ変位については、解析値と計測値（特に、ねじれ変位）の差が大きい。これらの理由として迎角 0° 付近では、 $C_L \cdot C_M$ の絶対値が小さく、わずかの迎角の誤差が、鉛直・ねじれ変位に大きな誤差を生じることが、原因の一つと考えられる。

2) 最大振幅：水平振幅の解析値をみると、空間補正周波数 f_0 を考慮した場合には、計測値と約5%程度の誤差で一致していることが分かる。空間補正周波数 f_0 を考慮しない従来の解析では、計測値の約2倍程度の値と、かなり過大評価となっており、 f_0 を考慮した空間相関の評価式の有意性が確かめられた。

次に、鉛直・ねじれ振幅の解析値をみると、空間補正周波数 f_0 を考慮した場合の解析値は、計測

値と比べて、約20%以内の誤差で一致していることが分かる。空間補正周波数 f_0 を考慮しない従来の解析では、計測値よりも大きな値となっており、大きいもので約30%程度過大評価となっている。風速の増加に伴う応答の変化の様子を見ても、空間補正周波数 f_0 を考慮した場合の解析値の方が、計測値との整合がよいことは明らかである。

3) 最大変位：水平・鉛直変位の解析値 (f_0 あり)

は、計測値と約15%程度の差で、一致しており、両者とも程良い近似値を与えている。従来の解法($f_0=0$)では、水平・鉛直変位ともに、計測値と比較して、最大で50%近い過大評価となっている。ねじれ変位については、解析値(f_0 あり)は、計測値と比べて、かなり小さいが、これは主として平均変位の相違によるものである。

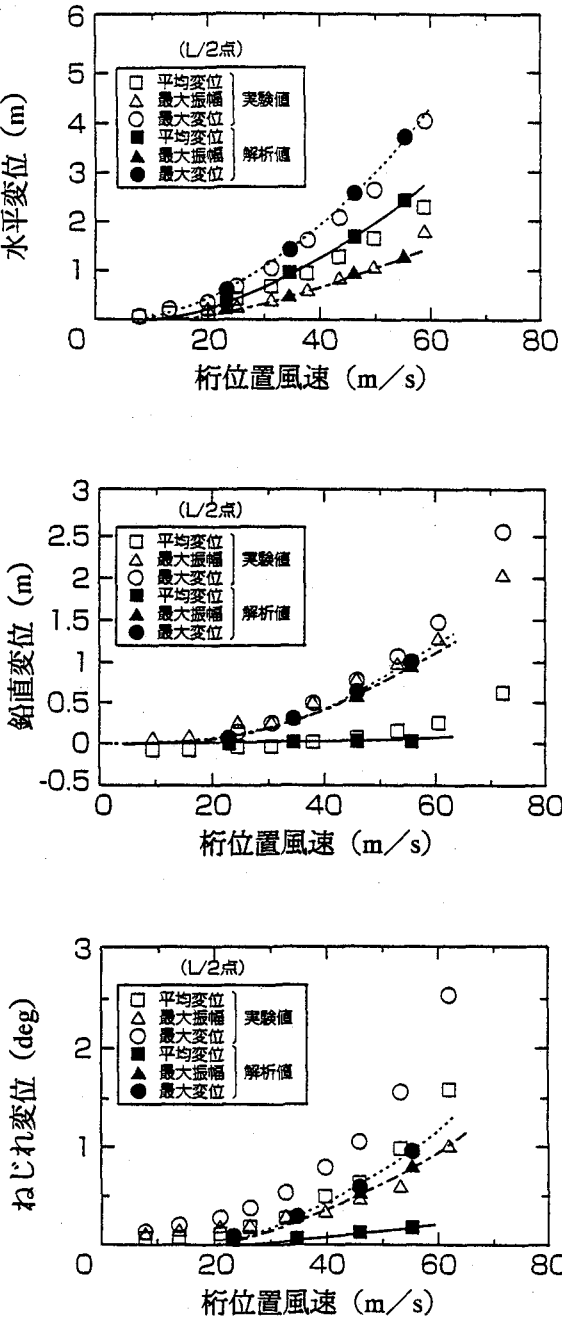


図11 解析値と計測値 (水平偏角 180° , L/2点)
— 空間補正周波数 f_0 を考慮 —

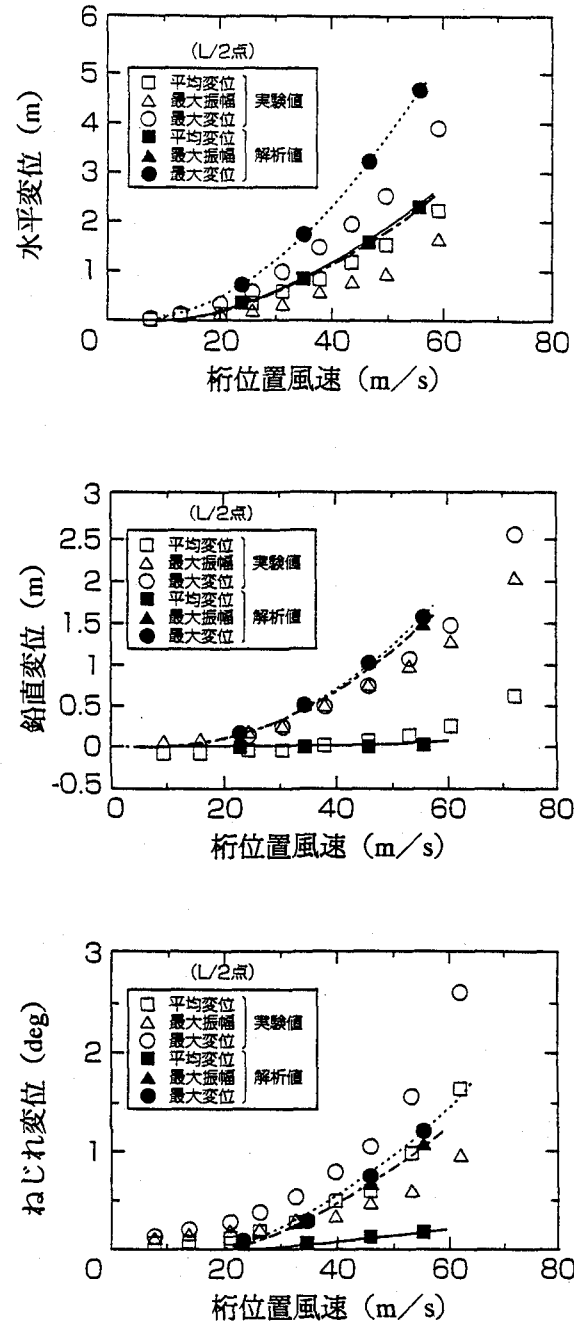


図12 解析値と計測値 (水平偏角 180° , L/2点)
— 空間補正周波数 f_0 を考慮せず —

4. 2 水平偏角 36° について

水平偏角 36° について、解析値と計測値の比較を行った。図13、および、図14は、風速-応答曲線の解析値と計測値の比較を示したものであり、それぞれ中央スパン $L/2$ 点と $L/4$ 点での値である。解析値は、いずれも空間補正周波数 f_0 を考慮した値である。以下、平均変位、最大振幅、最大変位について、解析値と計測値の比較をおこなう。

1) 平均変位：水平変位の解析値が計測値の約1.5倍であるが、橋軸方向に沿う風速比・乱れ強さなどの変化が大きいため、3径間連続桁（橋軸直角方向）としての挙動が合致し難かったものと見られる。鉛直・ねじれ変位については、ほぼ妥当な

結果を得ている。

2) 最大振幅： $L/4$ 点のねじれ変位を除けば、いずれの解析値（ f_0 あり）も計測値におおむね追従した値が得られており、風速の増加に伴う応答の変化を程良く再現している。

なお、ねじれ変位にみられる $L/4$ 点と $L/2$ 点の傾向の相違については、原因が明らかではないが、ねじれの高次モード成分のモード形状や振動数などが、模型と解析モデルとで誤差を生じていることが原因の一つとして挙げられる。

3) 最大変位： $L/4$ 点のねじれ変位を除けば、いずれの解析値（ f_0 あり）も計測値におおむね追従した値が得られている。

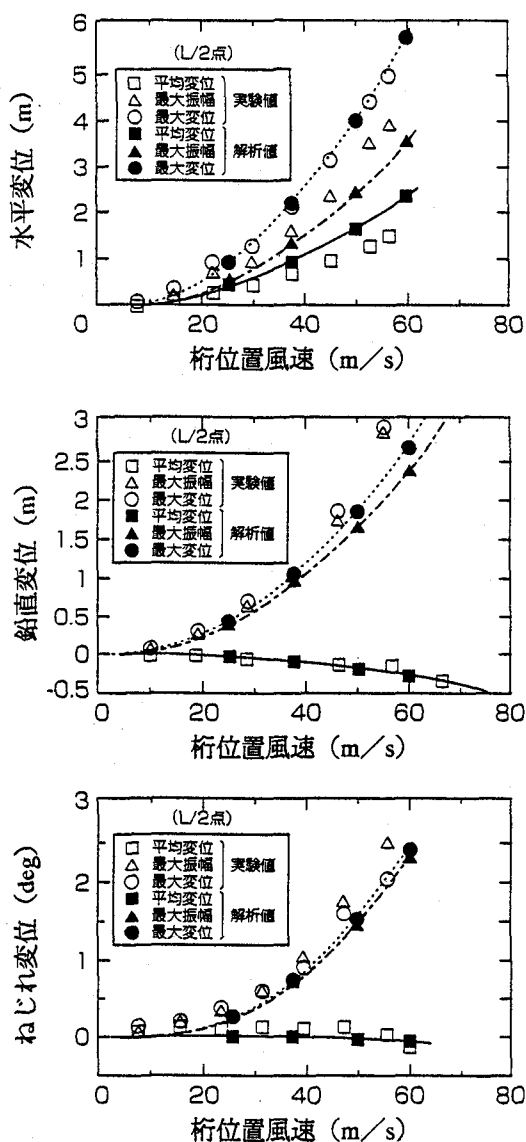


図13 解析値と計測値（水平偏角 36° ， $L/2$ 点）
— 空間補正周波数 f_0 を考慮 —

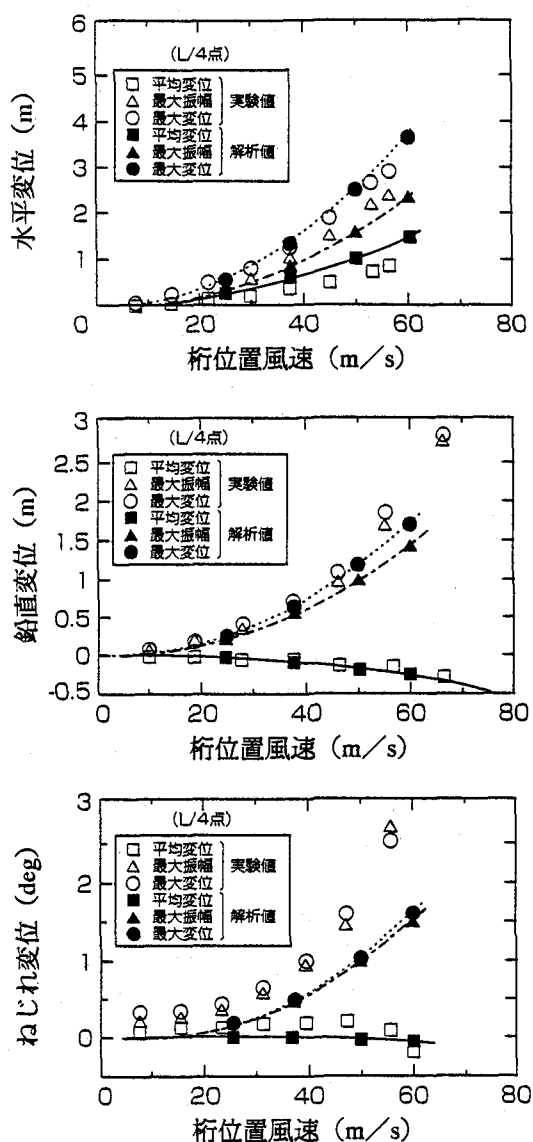


図14 解析値と計測値（水平偏角 36° ， $L/4$ 点）
— 空間補正周波数 f_0 を考慮 —

4.3 水平偏角180°と36°での応答の相違について

図10をみると、水平偏角180°と36°で、特に、鉛直・ねじれ変位の応答性状に違いが認められる。すなわち水平偏角36°の方が、応答振幅が大きくなっており、かつインパルスのような応答も認められる。以下には、この水平偏角180°と36°の応答性状の相違について考察する。

表4は、水平偏角180°と36°について、中央スパンL/2点における水平、鉛直、および、ねじれの各振動成分の最大応答倍率の解析値と計測値を示したものである。これより、鉛直・ねじれ振動成分ともに、解析値と計測値でおおむね一致した値が得られていることが分かる。水平振動の最大応答倍率については、計測値と解析値とで差が認められるが、図11,13に示すとおり最大振幅は、両者で良好な一致をみている。

また、鉛直・ねじれ振動の最大応答倍率については、水平偏角36°の方が、水平偏角180°と比べて、約20%程度大きな値となっていることが分かる。この最大応答倍率の違いが、両者の応答の相違に関連するものと考えられる。この最大応答倍率が異なる原因として、水平偏角36°の場合、①鉛直方向成分の変動気流パワースペクトルが高周波方向に寄っている、②乱れの変化が大きく、橋桁位置に沿って、乱れが不規則に変化していることなどのために、水平偏角180°と比べて、高次モード成分の応答が大きくなったことが考えられる。

図15は、水平偏角180°と36°の場合の応答スペクトル（解析値）のモード寄与を比較もので

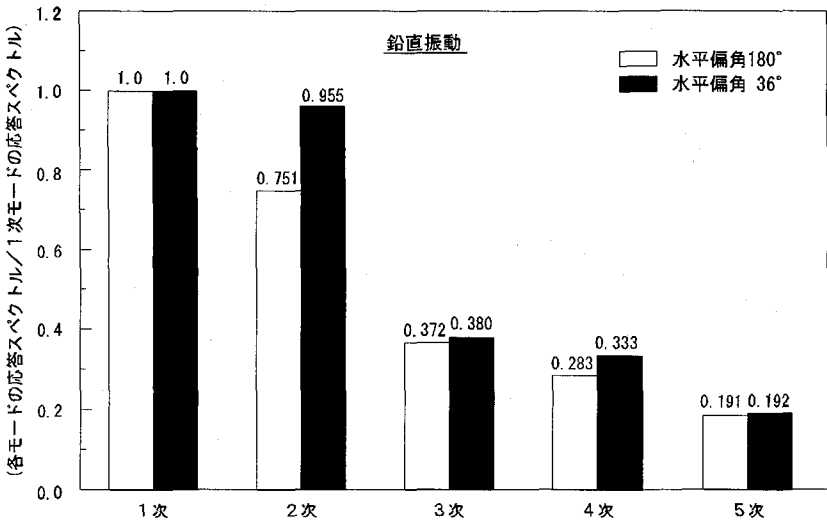


図15 応答パワースペクトルの比較

ある。いずれも、鉛直たわみ1次モードの応答スペクトルの値を1として、基準化した値で示している。これより、水平偏角36°の方が、水平偏角180°と比べて、高次モード（特に、2次モード）の寄与が大きくなっていることがわかる。この高次モードの応答成分の寄与の相違が、両者の応答の相違の原因の一つと考えられる。

表4 最大応答倍率の測定値と解析値

水平偏角		水平変位	鉛直変位	ねじれ変位
180°	計測値	2.652	3.648	3.561
	解析値	3.469	3.762	3.937
36°	計測値	2.757	4.312	4.566
	解析値	4.262	4.544	4.664

(※)解析値は、空間補正周波数 f_0 を考慮した値

5. 結論

本稿では、中央径間890m有する長大斜張橋（多々羅大橋）の完成系を対象として、周辺地形による風特性を考慮したガスト応答解析を実施した。その結果得られた主要な結論を、以下に列举する。

(1) 風速分布・乱れ強さの分布が部材によってかなり大きく異なる気流条件でも、本稿で示した近似的手法をとることにより、風洞実験とほぼ近いガスト応答解を得ることが可能である。

(2) この場合、橋軸線に対し±20°程度の水平偏角があっても、構造モデルを気流に対して相対角度をもたせることにより、風洞実験に近い応答値が得られる。ただし、相対角度の大きさがどの程度まで本法が適用可能かは、検討の余地がある。

(3) 空間修正関数 $J^2_{ij}(f)$ には、コヒーレンスの回帰分析、または、渦の空間スケールから求められる空間補正周波数 f_0 を考慮すると、Davenportの指数関数型コヒーレンス式を適用しても応答精度が改善される。

謝辞

本研究は、本州四国連絡橋公団の耐風委員会、風洞試験作業班の一環としておこなわれたものである。また、本論に掲載されている全橋模型試験結果は、本州四国連絡橋公団からの委託により、(財)海洋架橋調査会(佐伯康二室長)が実施したものである。本論をまとめるにあたり、同作業班の委員各位ならびに調査会の関係各位に有意な意見を頂いた。ここに紙面を借りて、謝辞を表する次第である。

参考文献

- 1) 平井滋登, 大橋治一, 楠原栄樹, 本田明弘: 多島海における風の特性について—来島海峡に関する実験的研究—, 第12回風工学シンポジウム論文集, pp. 25~30, 1992. 12.
- 2) 村田守, 佐伯康二, 佐藤弘史, 鳥海隆一: 周辺地形を考慮した多々羅大橋近傍の気流特性, 土木学会第50回年次学術講演会講演概要集, 1-729, 1995. 9.
- 3) 木村吉郎, 田中宏: 片持ちばりモデルを用いた斜風による橋梁のバフエッティング応答の実験と解析, 土木学会論文集, No. 471/I-24, pp. 95~104, 1993. 7.
- 4) R. H. Scanlan: Bridge Buffeting by Skew Winds in Erection Stages, J. Eng. Mech. Vol. 109, No. 2, pp. 251~269, ASCE, 1993.
- 5) 本田明弘, 宮崎純夫, 石岡太, 坂庭泰夫: 複雑地形における風環境と耐風設計に関する研究—女神大橋の静的耐風設計—, 第13回風工学シンポジウム論文集, pp. 479~484, 1994. 12.
- 6) 金崎智樹, 宮田利雄, 北川信, 鳥海隆一, 井上裕男: 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, 1993. 12.
- 7) 勝地弘, 北川信, 佐藤弘史, 加藤真志: 長大斜張橋に対するガスト応答解析手法に関する検討, 構造工学論文集 Vol. 41A, pp. 793~800, 1995. 3.
- 8) 畑中章秀, 小笠原正治, 勝地弘, 山村信道: 長大橋梁のガスト応答解析に用いる空間修正関数, 鋼構造年次論文報告集, 第3巻, PP-115~122, 1995. 11.
- 9) 田中洋, 山村信道, 藤原亨, 南條正洋: 長大斜張橋(架設系)のガスト応答解析と3次元模型試験, 構造工学論文集 Vol. 37A, 1991. 3.
- 10) 本州四国連絡橋耐風設計基準(1976)・同解説, 本州四国連絡橋公団, 昭和51年3月
- 11) 明石海峡大橋耐風設計要領・同解説, 本州四国連絡橋公団, 平成2年2月
- 12) J. B. Roberts and D. Surry: Coherence of Grid-Generated Turbulence. J. EM, ASCE, 99 EMG, 1973.
- 13) N. Thompson: Characteristics of Atmospheric Turbulence near the Ground. Part III Eng. Sci. Data Item 75001, 1975.
- 14) Vanmarcke: Properties of Spectral Moments with Application to Random Vibration. Proc. ASCE, EM2, 1972.

(1995年9月18日受付)