

長大斜張橋に対するガスト応答解析手法に関する検討

STUDY ON ANALYTICAL METHOD FOR GUST RESPONSE OF LONG-SPAN CABLE-STAYED BRIDGE

勝地 弘¹⁾、北川 信²⁾、佐藤弘史³⁾、加藤真志⁴⁾

Hiroshi KATSUCHI, Makoto KITAGAWA, Hiroshi SATO and Masashi KATO

- 1) 本州四国連絡橋公団設計部設計第一課 (〒105 東京都港区虎ノ門5-1-5)
- 2) 本州四国連絡橋公団設計部設計第一課長 (〒105 東京都港区虎ノ門5-1-5)
- 3) 建設省土木研究所構造橋梁部構造研究室長 (〒305 茨城県つくば市大字旭1)
- 4) NKK基盤技術研究所耐風構造研究室 (〒211 神奈川県川崎市川崎区南渡田町1-1)

The effect of gusty wind on long span bridges is considered in estimating the wind load, which is calculated by multiplying the mean wind speed by gust factor obtained by buffeting analysis. Since gusty wind's effect becomes large as the span length is extended, the accurate estimation of the gust factor leads to more rational design. This paper describes the trials of more accurate estimation methods for the gust response of long-span cable-stayed bridges by comparing the results of a full model wind tunnel test with those of buffeting analysis carried out with changing analytical conditions, e.g. spatial correlation, aerodynamic admittance, aerodynamic damping.

Key Words: gust response, buffeting analysis, cable-stayed bridge

1. まえがき

長大橋梁の耐風設計において、ガストの影響は平均風速成分から求められる静的風荷重を補正係数によって一定の割合で割増すことで考慮されている。そして、この補正係数は、自然風や対象とする構造系をモデル化してガスト応答解析を行うことで、一般的には決められている。支間長の増大に伴って、構造系の断面力に占める風荷重の割合がしだいに大きくなり、明石海峡大橋のように風荷重によって桁断面が決定される事例も見られるようになってきた。従って、長大橋のガスト応答特性を精度よく評価することは、合理的な構造設計につながるることとなる。

現在、長大橋梁に対するガスト応答解析は、不規則変動量を確率統計的に扱う Davenport の手法が主流となっている。本州四国連絡橋の長大橋梁においても、この考え方が適用され、本州四国連絡橋耐風設計基準(1976)・同解説¹⁾(以下、本四耐風基準という)には、スパン長に応じて補正係数が定められており、さらに明石海峡大橋の設計においては、それまでの考え方を明石海峡大橋耐風設計要領・同解説²⁾(以下、明石耐風要領という)に整理して長大橋梁に対するガスト応答解析手法を示すとともに、それに基づいて補正係数を求めている。

本研究は、中央支間長 890m の多々羅大橋を対象に実

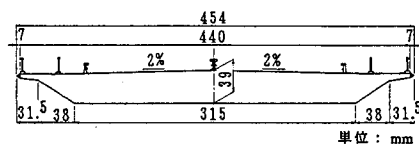
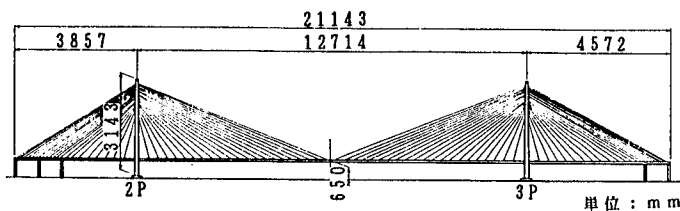
施された縮尺1/70の全橋模型による風洞試験で得られた境界層乱流中でのガスト応答特性と、風洞試験条件に対応したガスト応答解析結果を通して、長大斜張橋ガスト応答特性の推定手法に関して、現行の解析手法の妥当性、改良点の検討を行ったものである。

2. 全橋模型風洞試験

2.1 全橋模型

試験に使用した全橋模型の一般図を図-1に示す。全橋模型は、桁、塔を剛性棒+外形材による模型化を行い、ケーブルは伸び剛性を相似したピアノ線に重量と抗力を相似させた分離重錘を配置する模型化を行っている。構造特性のうち、単位長さ当たり重量は所要値と比較して+4%程度、同極慣性モーメントは-2%程度である。また、斜張橋の特性である桁、塔、ケーブル相互間の構造的連成を考慮して、ケーブル張力の相似も行っているが、張力を測定した結果、所要値に対して概ね±10%以内である。

次に、全橋模型の振動特性を所要値と比較して表-1に示す。振動数は所要値に対して若干高めとなっている。また、構造減衰は、所要値0.02(対数減衰率)に対して、鉛直曲げ対称1次モードで少し高めであるが、他のモードでは満足できるものと考えられる。



(断面図)

図-1 多々羅大橋全橋模型一般図

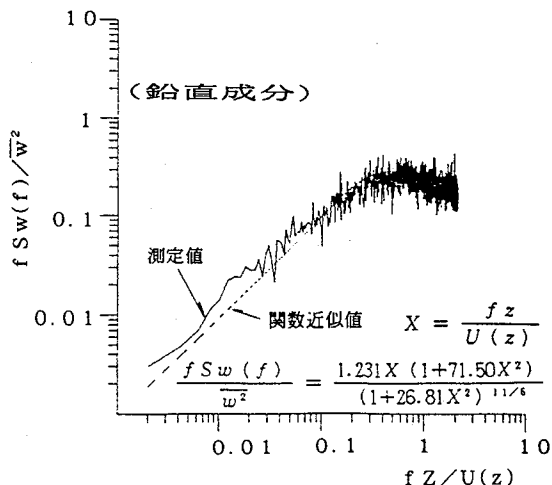
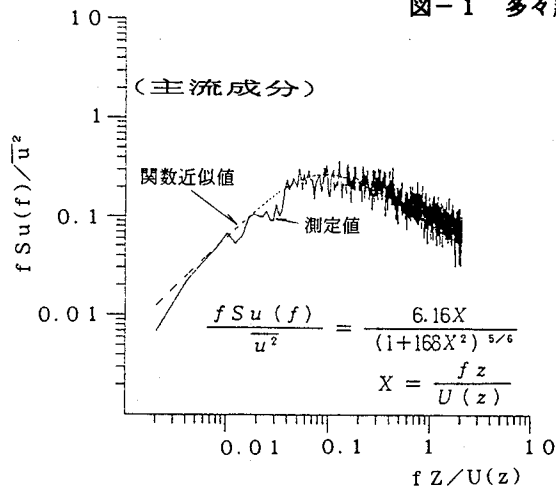


図-2 風洞気流特性 (パワースペクトル)

表-1 全橋模型振動特性

振動モード	固有振動数(Hz)		構造減衰 (対数減衰率)
	計測値	所要値	
鉛直曲げ対称1次	1.96	1.88	0.031
鉛直曲げ逆対称1次	2.26	2.25	0.020
鉛直曲げ対称2次	2.80	2.76	0.024
ねじれ対称1次	4.26	3.99	0.018
水平曲げ対称1次	0.73	0.68	0.013

表-2 風洞気流特性

項目	計測値
べき指数	1/7.5
乱れ強さ	Iu=9.6% ; Iw=5.8%
乱れのスケール	Lx ^u =1.0m ; Ly ^u =0.21m Lx ^w =0.4m ; Ly ^w =0.13m
ディレイファクター	ky ^u =7~11 kz ^u =7~11

(桁中央1/2点位置、風速6.0m/s)

2.2 気流特性

風洞試験は、つくばの大型風洞施設において実施した。試験に使用した境界層乱流は、スパイヤとラフネスブロックによって生成しており、試験に先立ち全橋模型桁位置で測定した気流特性を図-2、表-2に示す。

2.3 風洞試験結果^{3), 4)}

(1) ガスト応答波形

図-3に桁の中央径間1/2点の応答変位の時刻歴波形を示す。桁の応答は、鉛直、水平、ねじれの3成分がランダムに重なり合っていることが図より読み取れる。

(2) 風速と応答変位の関係

桁の中央径間1/2点での風速と応答変位の関係を図-4に示す。ここで、各変位の定義は、図-5に示すとおりであるが、各変位を求めるにあたっては、連続する12分間の応答変位の計測を行い、それを1.2分間(実橋での10分間に相当)毎の10個のデータに分割し、それぞれのデータで平均変位、RMS変位などを求め、最後に10個の

データのアンサンブル平均を行うことで、図-4に示す各変位を整理した。なお、多々羅大橋の設計基準風速46m/s(基本風速×高さ補正)は、風洞風速ではフルード数相似を行っているため、5.5m/s(46÷√70)となる。

(3) 風速と減衰の関係

図-6に風速と減衰の関係を示す。減衰は、模型を対象モードで加振した後の減衰波形より求めた。なお、図中には一様流中での値も示している。

3. ガスト応答解析

3.1 解析手法

ガスト応答解析は、明石耐風要領に示されている、鉛直、水平、ねじれの各方向変位を独立に、かつ静的3分力係数を用いて準定常的に扱い、周波数領域で評価する手法を用いた。ここで、構造系の節点mにおける応答パワースペクトルSm(ω)は、各方向とも式(1)のように表される。

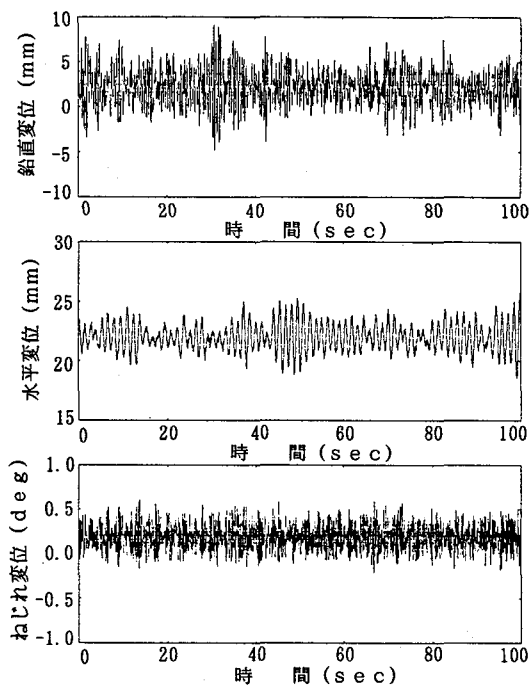


図-3 桁のガスト応答波形

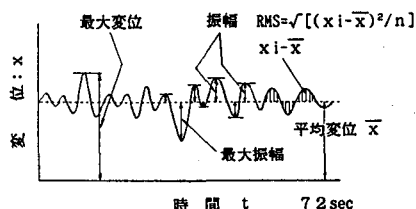


図-5 応答変位の定義

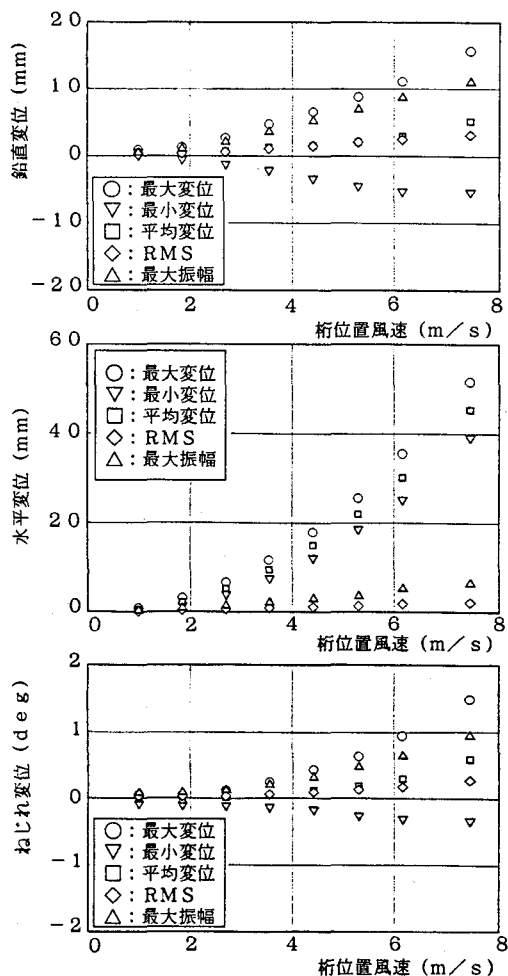


図-4 風速と応答変位の関係

$$S_m(\omega) = \sum_{k=1}^{mode} \phi_{km}^2 \frac{|H_k(\omega)|^2}{\omega k^4} \sum_{i=1}^{node} \sum_{j=1}^{node} \phi_{ki} \phi_{kj} \cdot |x_{ij}(\omega)|^2 F_i F_j S_{ij}(\omega) \quad \dots\dots(1)$$

ここで、 ω ：円振動数、 ωk ： k 次の固有円振動数、 ϕ_{km} ： k 次モードの節点 m の振動モード縦距、 $|H_k(\omega)|^2 / \omega k^4$ ： k 次の力減衰係数、 $|x_{ij}(\omega)|^2$ ：空力係数、 F_i 、 F_j ： i 点(j 点)に作用する準定常空気力、 $S_{ij}(\omega)$ ： i 点と j 点の変動風のクロススペクトルであり、さらに $|x_{ij}(\omega)|^2$ 、 $S_{ij}(\omega)$ は、それぞれ以下のように表される。

$$|x_{ij}(\omega)|^2 = |x_i(\omega)|^2 |x_j(\omega)|^2 \quad \dots\dots(2)$$

ここで、添え字 i 、 j は i 点、 j 点の空力係数をそれぞれ示す。

$$S_{ij}(\omega) = R_{ij}(\omega) \sqrt{S_{ii}(\omega) S_{jj}(\omega)} \quad \dots\dots(3)$$

ここで、 $S_{ii}(\omega)$ 、 $S_{jj}(\omega)$ ： i 点(j 点)の変動風のパワースペクトル、 $R_{ij}(\omega)$ ： i 点と j 点の空間相関関数であり、さらに $R_{ij}(\omega)$ は以下のように表される。

$$R_{ij}(\omega) = \exp \left[- \frac{2}{U_i + U_j} \frac{\omega}{2\pi} \cdot \sqrt{k_y^2 (y_i - y_j)^2 + k_z^2 (z_i - z_j)^2} \right] \quad \dots\dots(4)$$

ここで、 U_i 、 U_j ： i 点、 j 点の主流風速、 y_i 、 y_j ： i 点、 j 点の y 座標(橋軸方向)、 z_i 、 z_j ： i 点、 j 点の z 座標(鉛直方向)、 k_y 、 k_z ： y 方向、 z 方向のデイクファクター($k_y = k_z = 8$)。

3.2 解析ケース

解析は、現行手法である明石耐風要領に示された手法を基本解析とし、その他に以下に述べるような解析条件をパラメトリックに変化させたケースを解析した。解析ケースの一覧を表-3に示す。なお、解析にあたって、主流方向乱れ強さ I_u 及び鉛直方向乱れ強さ I_w の鉛直方向分布、変動風のパワースペクトルなどの乱流特性(2.2参照)は、大型風洞で測定された諸量を関数近似して用いた。また、空力係数は、抗力方向の解析では Davenportの式(デイクファクター：8)を、揚力方向及び空力モーメント方向の解析ではSears関数簡易式をそれぞれ用いた。

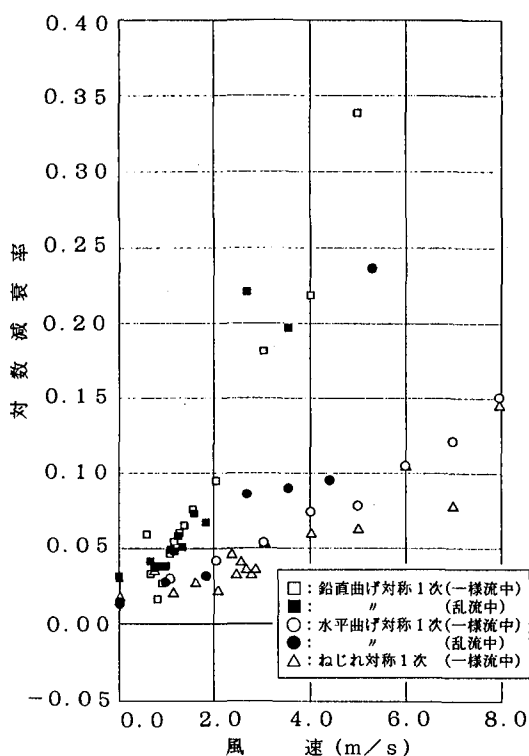


図-6 風速と応答減衰の関係

(1) ケース1 (基本ケース)

解析における構造減衰は、風洞試験で測定されたモードについては表-1に示す測定値を用い、それ以外の高次モードは本四耐風基準に従って、0.02 (対数減衰率) とした。ここで、解析に用いる固有振動モードは、着目する方向への他の方向からの連成に注意しながら、各方向とも20次以上確保できるようにした。また、解析に用いた静的3分力係数を表-4に示す。ここには、ケース3で用いる乱流中で得られた静的3分力係数も示している。ケーブルの扱いについては、ケーブルに節点を定義した固有振動モードを用いて、さらにケーブル節点に空気力を与えて解析する手法が考えられる。しかし、今回の解析では、ケーブル投影面積を (ケーブル抗力係数)/(塔 or 桁の抗力係数) の比でそれぞれ変換し、ケーブルの抗力を桁、塔に1/2ずつ割り振ることでケーブル振動の影響を考慮しない簡便なモデルを用いることとした。ここで、ケーブル、塔の抗力係数は、0.7、1.8をそれぞれ用いた。

(2) ケース2

空間相関関数については、本四耐風基準を始めとして、通常式(4)に示す指数関数タイプの関数が用いられている。しかしながら、試験で用いた乱流において空間相関を計測したところ、明石海峡大橋の全橋模型風洞試験の場合³⁾と同様に、低周波数領域で必ずしも式(4)での表現が十分でないことが判明した。そこで、ケース2では、風洞気流での空間相関をより厳密に表現できる式(5)、

表-3 ガスト応答解析ケースでの着目点

ケース	抗力方向 (水平変位)	揚力方向 (鉛直変位)	空力モーメント方向 (ねじれ変位)
1	基本解析	基本解析	基本解析
2	空間相関関数の影響	同左	同左
3	乱流中の3分力係数	同左	同左
4	ケーブルを考慮した 70ミックス評価距離		空力減衰
5	ケース 2+3+4	ケース 2+3	ケース 2+3+4

表-4 静的3分力係数(迎角0°)

	CD	dCL/dα	dCM/dα
一様流中	0.939	6.217	1.303
乱流中(Iu=10%)	0.776	4.297	0.974

(6)による空間相関関数を用いることとした。これは、von Karman⁵⁾のクルによるクロス⁶⁾クル表示に基づく空間相関関数を式中の乱れのスケール L_{yu} 、 L_{yw} をパラメータとすることで等方性乱流以外にも適用できるとしたものであり⁵⁾、いくつかの適用例も報告されている。³⁾、⁶⁾

図-7に大型風洞で計測された空間相関と式(5)、(6)による計算値とを比較して示す。なお、解析に使用した図中の計算値は、計測値をよりよく近似するために周波数軸を0.6倍して補正している。また、計算で得られる負の空間相関は、応答値との対応が必ずしも明確でないため、ガスト応答解析ではとりあえずゼロとして扱った。

$$R_{iju}(\omega) =$$

$$\frac{2^{1/6}}{\Gamma(5/6)} \left[\eta^{5/6} K_{5/6}(\eta) - \frac{\eta^{11/6}}{2} K_{11/6}(\eta) \right] \dots (5)$$

$$\text{ここで、} \eta = \frac{|Y_i - Y_j|}{L_{yu}} B l \sqrt{1 + (\omega/B l)^2 (L_{yu}/U)^2}$$

$$B l = \sqrt{\pi} \frac{\Gamma(5/6)}{\Gamma(1/3)}, U = \frac{U_i + U_j}{2}$$

$$R_{ijw}(\omega) = \frac{2^{1/6}}{\Gamma(5/6)} \left[\eta^{5/6} K_{5/6}(\eta) - \frac{\eta^{11/6}}{1 + \frac{8}{3} \left(\frac{\omega}{B l} \right)^2 \left(\frac{L_{yw}}{U} \right)^2} K_{11/6}(\eta) \right] \dots (6)$$

$$\text{ここで、} \eta = \frac{|Y_i - Y_j|}{L_{yw}} B l \sqrt{1 + (\omega/B l)^2 (L_{yw}/U)^2}$$

ただし、 $R_{iju}(\omega)$ 、 $R_{ijw}(\omega)$ ：主流方向、鉛直方向変動風速に関する空間相関、 Γ ：ガンマ関数、 K ：第2種変形ベッセル関数をそれぞれ表す。

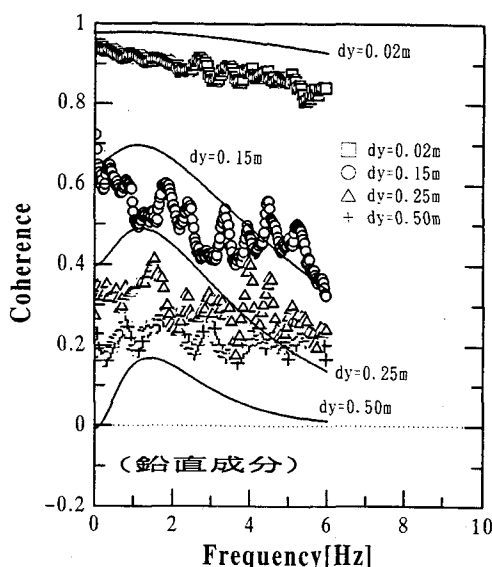
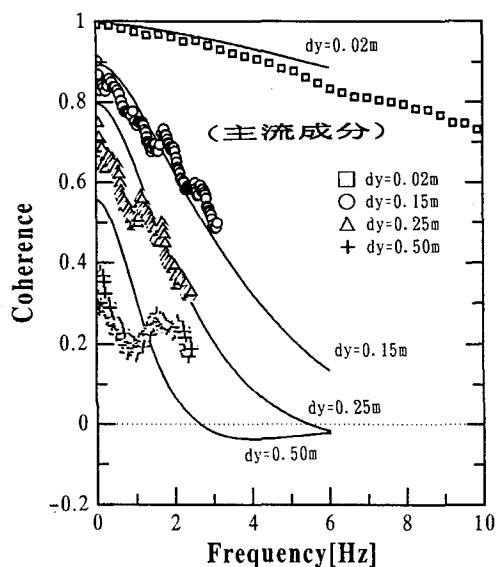


図-7 風洞気流の空間相関

(3) ケース3

一様流中の3分力係数に替えて、乱流中の3分力係数を用いた解析を行った。なお、ケーブル、塔の抗力係数については、一様流中と同じ値を用いている。

(4) ケース4

ねじれガストの解析においては、通常、空力減衰をゼロとしているが、表-5に示すようにバネ支持試験及び図-6に示す全橋模型試験での結果から、空力減衰（構造減衰を含む）が期待できるため、ケース4のねじれガストの解析においては、対数減衰率として0.08（空力減衰+構造減衰）を考慮した。

また、抗力方向の解析においては、通常斜張橋のケーブルは、基本ケースで述べたように桁と塔に等分してその影響が考慮され、たとえば桁については式(7)のようにして、ケーブルの影響を含めた桁の投影面積を解析に用いている。この場合、桁に加算されたケーブルに対しても桁の空力 Γ^* ミックスが適用されることとなり、ケーブルの空間的な広がり、特に高さ方向を考慮しきれていないと考えられる。本来、式(8)に示すようにケーブルに対してはケーブルの空力 Γ^* ミックスを考慮すべきであるが、ここでは便宜的に桁の高さ方向の空力 Γ^* ミックスを計算する際に、ケーブルの高さ方向の広がりを考慮した等価桁高さ $Deff$ を導入することとした。 $Deff$ は、式(9)の関係を満足する $|\chi_G^*|$ を与える桁高さであり、これを桁の節点毎に予め算出しておき、それをガスト応答解析で用いた。なお、 $Deff$ を算出する際の周波数 f は、水平1次モードの応答寄与率が極めて高いため、水平1次モードの固有振動数を用いた。

$$[|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DG} A_G = [|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DG} (A_G + 0.5 A_c C_{DC} / C_{DG}) \dots (7)$$

$$[|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DG} A_G = [|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DG} A_G + [|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DC} \cdot 0.5 \cdot A_c \dots (8)$$

表-5 桁の減衰値（桁の設計基準風速における値）

	一様流中 バネ支持 試験	準定常 理論 計算値	全橋模型 計測値	準定常 理論 モデル値
鉛直曲げ1次	—	0.57 (0.40)	0.3~0.4	0.56
ねじれ1次	0.09	—	0.07	—

() は、乱流中での三分力係数から算出した値

$$[|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DG} A_G + [|\chi_G|^2]^{1/2} C_{DC} \cdot 0.5 \cdot A_c = [|\chi_G^* (Kz \cdot f \cdot Deff / U)|^2]^{1/2} C_{DG} \cdot (A_G + 0.5 A_c C_{DC} / C_{DG}) \dots (9)$$

ここで、 χ ：空力 Γ^* ミックス、 C_D ：抗力係数、 A ：投影面積、 f ：振動数、 $Deff$ ：等価桁高さ、添字 G 、 C ：桁、ケーブルをそれぞれ示す。なお、ケーブルの空気力を2分する塔についても桁と同様、等価な塔見付幅の概念を用いている。

(5) ケース5

ケース2~4（揚力ガストではケース2、3）の影響を同時に考慮したケース。

4. 解析結果と考察

解析結果の一覧を全橋模型の測定値と合わせて表-6に示す。表-6は、桁に対する設計基準風速近傍（風洞風速：5.42m/s）における中央径間1/2点の応答変位を比較したものである。

平均応答変位は、一様流中で得られた3分力係数を用いて解析したものであるが、水平変位について見ると、解析値の方が15%程度小さい値が得られている。この差の原因については、明かではないが、解析に用いた空気力係数が桁に対しては3分力試験値を、塔及びケーブルに対しては本四耐風基準に示された値を用いているため、塔、ケーブルに対する空気力の評価に何らかの問題があ

表-6(3) ガスト応答解析結果(ねじれ変位: deg)

ケース	平均変位	RMS	最大振幅	最大変位
計測値	0.21	0.14	0.51 (3.6)	0.69
ケース1 (基本)	0.03	0.7	2.5 (3.6)	2.5
ケース2		0.6	2.1 (3.6)	2.1
ケース3		0.5	1.9 (3.6)	1.9
ケース4		0.4	1.3 (3.6)	1.3
ケース5		0.2	0.8 (3.6)	0.8

最大振幅欄の()は、ピークファクターを示す。
数値は、桁中央径間1/2点、風速5.42m/sのもの

るのではないかと考えられる。また、鉛直、ねじれの平均変位については、静的空気力係数が迎角0°で非常に小さいため、誤差が大きくなったと考えられる。

次に、ガスト応答振幅について見ると、鉛直変位のケース2と5を除く全ての解析ケースにおいて計測値を上回っている。ただし、ピークファクターについては、全ての解析ケースとも計測値のそれとほぼ同等であることから、ピークファクターの算出過程には問題はないと考えられる。従って、以下では、RMS値に着目して考察を加える。

(1) 基本解析ケース(現行解析手法)

解析値は計測値に対して、鉛直変位で1.7倍、水平変位で5倍、およびねじれ変位で5倍となっている。図-8には、解析と計測で得られた変位応答スペクトルを示すが、各方向とも解析値が特に1次のピークより低周波数領域で計測値を上回っていることが判る。

(2) 空間相関関数の影響

ケース2において、ねじれ変位を除いて、かなりの低減が認められる。これは、空間相関関数を式(4)から式(5)、(6)に変更したことによるが、図-7に示すように距離が離れると周波数0でも相関が<1となり、式(4)の指数関数による値との差が大きくなるためである。従って、比較的低周波数領域に1次のピークが存在する鉛直と水平変位については、この影響を受けて応答が低減したものと考えられる。一方、1次のピークが比較的高周波数となるねじれ変位については、空間相関関数の影響が小さく、応答の低減も少ないものと考えられる。なお、自然風における空間相関特性についても、風洞気流と同様に式(5)、(6)のほうがより正確な表現ができるという結果を得つつある。⁷⁾

(3) 乱流中3分力係数の影響

乱流中の3分力係数を用いたケース3について調べる。表-4に示す3分力係数を見ると、一樣流中と比較して乱流中のそれは、70~80%に低下している。これに対して、応答を見ると、鉛直と水平変位は3分力係数の低下ほどには低減していない。これは、乱流中の3分力係数

表-6(1) ガスト応答解析結果(鉛直変位: mm)

ケース	平均変位	RMS	最大振幅	最大変位
計測値	2.2	2.1	7.2 (3.5)	9.1
ケース1 (基本)	0.4	3.5	11.5 (3.3)	11.9
ケース2		2.0	6.7 (3.4)	7.1
ケース3		2.7	9.1 (3.3)	9.5
ケース4				
ケース5		1.6	5.3 (3.4)	5.8

最大振幅欄の()は、ピークファクターを示す。
数値は、桁中央径間1/2点、風速5.42m/sのもの

表-6(2) ガスト応答解析結果(水平変位: mm)

ケース	平均変位	RMS	最大振幅	最大変位
計測値	23.3	1.4	3.9 (2.9)	27.1
ケース1 (基本)	20.0	6.8	20.2 (3.0)	40.2
ケース2		2.3	6.9 (3.0)	26.9
ケース3		6.3	18.8 (3.0)	38.8
ケース4		6.2	18.5 (3.0)	38.4
ケース5		1.9	5.8 (3.0)	25.8

最大振幅欄の()は、ピークファクターを示す。
数値は、桁中央径間1/2点、風速5.42m/sのもの

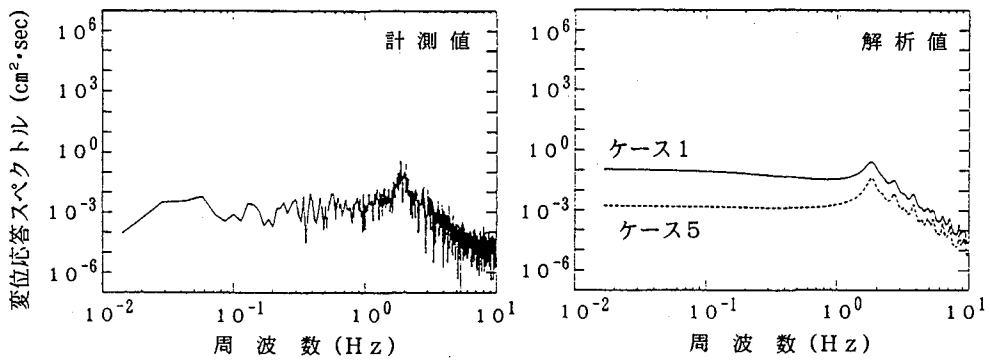
を用いることで変動空気力が低減するが、加えて空力減衰も低減するためである。一方、ねじれは、解析において空力減衰を考慮していないため、 $dC_M/d\alpha$ の低下に応じて応答も低減している。

表-5に、鉛直曲げモードの空力減衰値として、全橋模型試験で計測された値、さらに一樣流中での揚力係数勾配によって算出したパネ支持試験に対応する値とモード積分を行った全橋模型試験に対応するモーダル値を算出した結果を示す。これより、全橋模型試験で計測された値は、一樣流中での揚力係数勾配から算出した値よりも、むしろ乱流中での値から算出したものに近いことが判る。

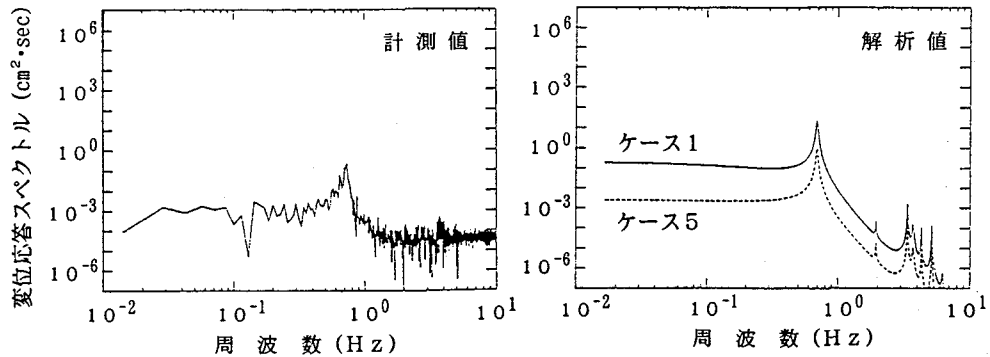
ただし、一方で解析に乱流中の小さな三分力係数を用いることは、平均応答値をも低減させる結果となり、表-6を見る限りガスト応答値への効果とは相反することとなる。同様の現象は、明石海峡大橋大型風洞試験の検討の中でも見られ、トラス桁の乱流中での3分力係数を測定した結果、今回の箱桁と同様に係数が小さくなる結果となった。⁸⁾ ただし、両者とも格子乱流中での計測であり、乱れのスケールの違いによる影響も考えられ、今後さらに検討の余地があると思われる。

(4) ケーブルの次元を考慮した空力アドミタンスの影響

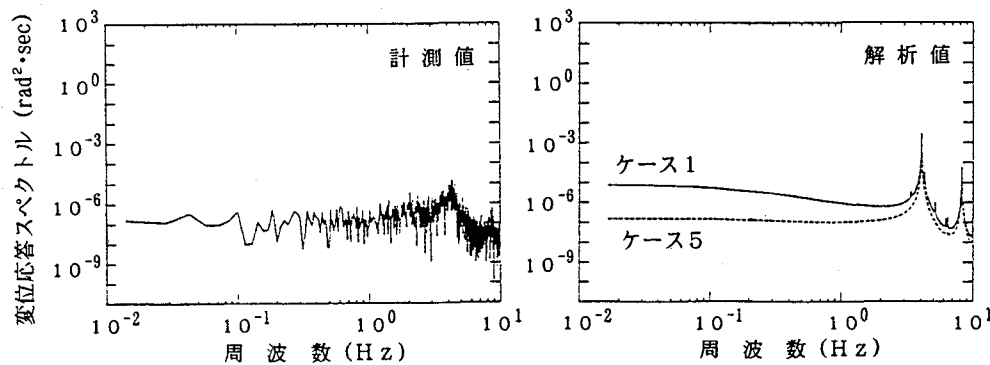
ケース4におけるケーブルの次元を考慮した空力アドミ



(a) 鉛直変位



(b) 水平変位



(c) ねじれ変位

図-8 桁の変位応答スペクトル

ックスを用いた水平変位について見ると、ケース1に対して8%程度の低減が認められる。桁の次元で空力7*ミックスを評価した場合、桁高さは約4m程度となるのに対し、例えば多々羅大橋の最長ケーブル（約460m）を分担する桁パネルでは、式(8)に示すケーブルの次元での空力7*ミックス： χ_c を等価な桁高さに換算すると、150mほどにもなる。しかしながら、水平1次の振動数は0.08Hzと非常に低いために、結局空力7*ミックスに対して鈍感となり、ケース1に対して大きな低減とはならなかった。

(5) ねじれの空力減衰の影響

ケース4におけるねじれに空力減衰を考慮したねじれ変位について見ると、約50%の低減が認められる。今回

の解析では、図-6及び表-5に示すように風洞試験において全橋模型の空力減衰が測定されていたため、この値を解析で用いた。一般的には、ねじれの空力減衰を特定することは難しいと考えられるが、同様な考察が行われている例もあり^{3), 9), 10)}、今後検討の余地があると考えられる。

(6) 影響因子を組み合わせたケース

最後に、ケース2～4の因子を同時にケース1に取り込んで解析を行ったケース5について見る。鉛直変位については、測定値より小さくなり、0.8倍程度の値が得られている。一方、水平変位、ねじれ変位については、ケース1に比較すると、かなり低減しているが、それでも

計測値に比べてそれぞれ約1.4倍、約1.5倍の値となっている。図-8に示す変位応答スペクトルを見ると、鉛直変位では、1次のピークで解析値が若干小さくなっている。また、水平変位では、1次のピークとそれ以下の周波数領域で解析値が大きくなっているが、逆にねじれ変位では、1次のピークとそれ以上の周波数領域で解析値が大きくなっており、表-6に示す変位応答値の差を裏付けている。

5. 結論

多々羅大橋の縮尺1/70の全橋模型を用いた境界層乱流中での風洞試験結果及びそれと比較する目的で行ったガスト応答解析結果の比較から、長大斜張橋のガスト応答予測手法に関して、以下のことが判明した。

- 1) 現行のガスト応答推定手法は、ガスト応答値を大きく評価する傾向がある。ただし、ピークファクターについては、計測値と解析値とでほぼ同程度の値が得られており、現行解析手法のピークファクターの評価過程には問題はないと考えられる。
- 2) 現行の指数関数タイプの空間相関関数は、構造物の固有振動数が低下するに伴い、ガスト応答値を過大評価する傾向にある。このような場合には、von Karman型スペクトル関係から導かれる空間相関関数の方がよりよい推定を与える。ただし、実橋への適用にあたっては、自然風の特性などさらに検討が必要と考えられる。
- 3) 3分力特性に関しては、変動変位に対しては乱流中での値の方がよい推定を与えるが、静的変位に対しては一樣流中の値の方がよい一致を見するという相反する結果となった。乱れのスケールを変えた乱流中での計測を行うなど、今後の検討が必要と考えられる。
- 4) 斜張橋ケーブルの影響を空力70ミックスの観点から検討を加えたが、桁の固有振動数が低いため、あまり大きな影響はなかった。さらには、ケーブルに節点を設けたモデルでの検討が望まれる。
- 5) ねじれの空力減衰を考慮することで解析による推定精度が高くなった。ねじれの空力減衰が同定できる場合には、解析に取り込んでもよいと考えられる。

なお、長大吊橋のガスト応答特性については、既に明石海峡大橋の全橋模型風洞試験を境界層乱流中で行い、ガスト応答解析などの解析的検討も行っており、詳細に検討を行っているところである。³⁾

謝 辞

本研究は、多々羅大橋の全橋模型風洞試験結果に対する解析的検討の一部を取りまとめたものである。試験結果を検討する場である本州四国連絡橋耐風委員会風洞試験作業班の委員各位、ならびに全橋模型風洞試験を担当された(財)海洋架橋調査会(本州四国連絡橋公団より受託)の関係各位に感謝の意を表します。

<参考文献>

- 1) 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
- 2) 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
- 3) 金崎、宮田、北川ほか：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、1994.12
- 4) 佐伯、村田、北川ほか：多々羅大橋大型風洞試験でのガスト応答特性、土木学会第49回年次学術講演会概要集、I-494、1994.9
- 5) Roberts, J.B. and Surry, D. : Coherence of Grid-Generated Turbulence, Journal of the Engineering Mech. Div., ASCE, 99, EMG, 1227-1245, 1973.
- 6) H.P.A.H. Irwin : Wind Tunnel and Analytical Investigations of the Response of Lions' Gate Bridge to a Turbulent Wind, NRC Report, LTR-LA-210, 1977.7.
- 7) 北川、勝地、鈴木、金崎：南備讃瀬戸大橋の強風応答特性に関する検討、土木学会第49回年次学術講演会概要集、I-495、1994.9
- 8) 井上、保田、鈴木ほか：トラス補剛桁の一樣流中と乱流中での三分力特性の相違について、土木学会第48回年次学術講演会概要集、I-348、1993.9
- 9) 加藤、武田：長大橋梁のガスト応答評価に関する考察、第11回風工学シンポジウム論文集、P37-42、1990.12
- 10) 田中、山村、藤原、南條：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年3月)

(1994年9月14日受付)