

風向を考慮した架設中斜張橋のガスト応答解析

Buffeting Response Prediction of a Cable-Stayed Bridge during Construction in Yawed Wind

木村 吉郎^{*}、中村 聖三^{**}、藤野 陽三^{***}、田中 宏^{****}

Kichiro KIMURA, Shozo NAKAMURA, Yozo FUJINO and Hiroshi TANAKA

^{*}Ph. D. 東京大学講師 工学部土木工学科 (〒113 東京都文京区本郷 7丁目3-1)^{**}工修 川崎製鉄(株) 鋼構造研究所 (〒263 千葉市稲毛区長沼町351番地)^{***}Ph. D. 東京大学教授 工学部土木工学科 (〒113 東京都文京区本郷 7丁目3-1)^{****}工博 オタワ大学教授 工学部土木工学科 (Ottawa, Ontario K1N 6N5, CANADA)

For the erection stage structure of cable-stayed bridges, the consideration of the buffeting response in yawed wind is important because the response can be larger than in the wind normal to the bridge axis. The vertical buffeting response in yawed wind of a cable-stayed bridge during construction was predicted by applying a modified buffeting analysis. Two effective wind velocities, i.e. the velocity component normal to the bridge axis and the component normal to the free end of the girder, were considered separately. The analysis was carried out for two construction stages. One is for the longest balanced cantilever stage, the other is for the half bridge condition. The analytical results generally agreed with the experimental results. Some approximations were made to estimate necessary parameters in the analysis, and the applicability of the approximations was discussed.

Key Words: yawed wind, buffeting response, cable-stayed bridges, construction stage

1. まえがき

1940年の旧タコマ橋落橋事故を契機として長大橋梁の強風に対する動的応答の重要性が認識され、過去半世紀以上にわたって橋梁の対風応答の予測を目的とした風洞実験や解析が行われてきた。しかし、橋梁の対風応答に及ぼす風向の影響はこれまであまり重視されてこなかったと言える。これは、橋梁の動的応答は橋軸直角方向からの風に対して最も大きくなるという認識から、最も危険である橋軸直角方向からの風向を考慮した検討が主に行われてきたことに起因すると考えられる。多くの場合このような考え方は安全側となるが、例外も存在する。例えば架設中の斜張橋などにおいては、橋軸直角方向の風による応答に比べ、ある水平偏角を有する斜風による応答の方が大きくなるとの実験結果もある¹⁾。このような場合、従来通り橋梁の対風応答は橋軸直角方向の風により最も大きくなると仮定すると、逆に危険側になる可能性があり、注意する必要がある。

こうしたことから、斜風に対する橋梁の動的応答を予測するいくつかの解析法の検討が行われている。実際にガスト応答解析を行って斜風中での橋梁の応答を予測しようとした最初の試みはXieら²⁾によるものである。その解析では、平均風速、桁幅、および乱れのスケールに対して、風向の違いに対応した有効値が用いられている。

また、解析結果と実験結果との比較は十分には行われていないが、両者はほぼ一致している。しかし、水平偏角の大きな場合や、架設中斜張橋のように自由端を有する構造系に対しては適用できないことなどの問題点がある。

一方著者らは、張り出し架設中の斜張橋を単純化したモデルとして矩形断面を持つ片持ちばりを取り上げ、斜風中での鉛直ガスト応答の特性を風洞実験により明らかにするとともに、応答の解析手法を提案している³⁾。その解析では、片持ちばり模型の短軸方向と長軸方向それぞれに対応する有効風速に基づいて解析を行うことにより、大きな水平偏角を有する斜風中での片持ちばりの鉛直ガスト応答を予測しており、解析結果は測定結果の傾向を定性的ではあるが再現している。

上記のものはやや異なる片持ちばりの斜風中でのガスト応答に対する解析手法が、Scanlan⁴⁾により提案されている。そこでは、斜風に対しても橋軸直角方向に平行にストリップを取った定式化が行われている。鉛直ガスト応答だけではなく、水平およびねじれ応答に対する定式化も行われているが、解析に用いる係数の求め方が明らかではなく、また解析結果と実験結果との比較も十分ではない。

本研究では、斜風によるガスト応答の注意深い検討が必要となる架設中斜張橋に対して、その鉛直ガスト応答

の予測を行った。予測には、著者らが提案した片持ちばりに対する上述の解析手法³⁾を、いくつかの仮定および近似を行うことにより適用した。また解析結果を既往の風洞実験結果³⁾と比較することにより、本研究で用いた解析法の適用性について検討した。

本文では、まず、架設中斜張橋の斜風によるガスト応答解析法の概要を述べる。次に、適用対象橋梁と適用に際して行った仮定および近似について概説し、解析結果を示す。さらに、実験結果と解析結果とを比較することにより、解析法の適用性や用いた仮定および近似の妥当性について検討を加える。

なお本論文は、1994年フランスにて開催されたIABSE Conference "Cable-Stayed and Suspension Bridges"において発表した論文⁶⁾に、新たに実施した解析結果を併せて取りまとめたものであることを付記する。

2. 架設中斜張橋の斜風によるガスト応答解析法

ここでは、斜風中の架設中斜張橋に対する鉛直ガスト応答解析法について述べる。この解析法では、橋桁に作用する空気力のみを考慮し、主塔およびケーブルに作用する空気力は無視した。また橋桁に作用する空気力の特性は、同じアスペクト比を有する平板に類似しているものと仮定した。なおここでの解析法は、平板断面をもつ片持ちばりの斜風中での鉛直ガスト応答解析法³⁾を架設中斜張橋に適用したものである。斜風中の片持ちばりに対する解析法と異なる点は、①式(2.a)において抗力成分を考慮する、②sinケースに対する揚力係数の勾配を平板に作用する空気力をもとに近似して求める、③空力減衰を式(6)に示すように準定常空気力をTheodorsen関数を用いて補正した形で近似する、という3点である。以下ではこれらの点を中心に述べるが、同時に解析法全体の流れも簡単に示しておく。

(1) 有効風速の定義

斜風を考慮した本解析では、前縁に直角な風速成分を有効風速であると定義する。これは、スパン長が無限大である後退翼における考え方であり、ここで対象とする架設中斜張橋には厳密には成立しないが、後で示すように揚力勾配に対して有限スパン長の薄翼に対する値を用いた補正を加え、仮定が近似的に成り立つものとした。

有効風速をこのように定義すると、架設時斜張橋のように自由端を有する構造の場合、斜風に対しては2通りの前縁の取り方が考えられる。すなわち、橋桁の長辺(スパン)および短辺(幅員)である。これに対応して、有効風速 U_e も図-1に示すように風速の橋軸直角方向成分 U_{ec} あるいは橋軸方向成分 U_{es} となり、以下のように書ける。

$$U_{ec} = U \cos \beta \quad (1.a)$$

$$U_{es} = U \sin \beta \quad (1.b)$$

ここに、 U は平均風速、 β は橋軸直角方向からの水平偏角である。以下の解析では、それぞれの有効風速に基づき、

独立にガスト応答を計算した。以降、式(1.a)の有効風速に基づく解析をcosケース、式(1.b)の有効風速に基づく解析をsinケースと呼ぶこととする。また、添字CおよびSは、それぞれcosケース、sinケースに対応する。

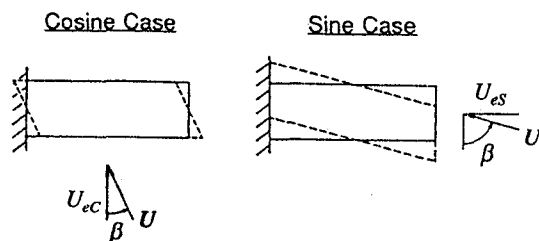


図-1 cosケースとsinケース

(2) ストリップに作用するガスト空気力

本解析ではストリップ理論を仮定したが、ストリップは平均流に平行な方向に取った。また、定式化を簡単にするため、図-1に破線で示した平行四辺形に作用するガスト空気力を橋桁に作用する空気力と等しいものと仮定した。このとき、1つのストリップに作用するガスト揚力は、準定常空気力を用いて次のように表わされる。

cosケースに対しては、

$$\begin{aligned} dL_C(y', t) &= \frac{1}{2} \rho U_{ec}^2 B dy' (C_{LaC} + C_{DC}) w(y', t) / U_{ec} \\ &= \frac{1}{2} \rho U B dy' (C_{LaC} + C_{DC}) w(y', t) \cos \beta \end{aligned} \quad (2.a)$$

sinケースに対しては、

$$dL_S(x', t) = \frac{1}{2} \rho U l dx' C_{LaS} w(x', t) \sin \beta \quad (2.b)$$

ここに、 y' および x' はそれぞれ橋桁のスパン方向、幅員方向の座標、 t は時間、 ρ は空気密度、 B は桁幅、 l はスパン長、 dy' および dx' はそれぞれcosケース、sinケースにおけるストリップ幅、 C_{LaC} および C_{LaS} はcosケースおよびsinケースに対する揚力係数の迎角に対する勾配、 C_{DC} はcosケースに対する桁幅で無次元化した抗力係数、 w は変動風速の鉛直方向成分である。なお、今回解析対象とする橋桁の揚力係数が迎角 0° 近傍でゼロに近い場合、変動風速の主流方向成分 u はガスト揚力に寄与しないものとして無視した。また、sinケースに対する抗力成分の寄与も、抗力係数の推定が困難であることおよびその効果はそれ程大きくないものと考えられることなどから、本定式化では無視した。

スパン長が有限であることの影響は、部分模型を用いた三分力試験で得られた揚力係数の勾配 C_{La2D} を、平板に対する近似式⁷⁾を用いて以下のように修正したcosケースに対する揚力係数の勾配 C_{LaC} を、式(2.a)において用いることで考慮した。

$$\frac{C_{LaC}}{C_{La2D}} = \left[1 + \frac{C_{La2D}}{\pi AR} \right]^{-1} \quad (3)$$

ここに、 AR はアスペクト比であり、cosケースに対して

は $1/B$ 、 $\sin$ ケースに対してはその逆数で定義される。

$\sin$ ケースに対する揚力係数の勾配 $C_{L\alpha s}$ は通常の風洞実験では計測されないため、ここでは $\sin$ ケースの揚力係数勾配と $\cos$ ケースの揚力係数勾配との比 $C_{L\alpha s}/C_{L\alpha c}$ が、対象とする橋桁と同じアスペクト比を有する平板翼と等しいものと仮定した。すなわち、 $\sin$ ケースと等しいアスペクト比をもつ平板の揚力係数の測定値⁸⁾の平均勾配 $C_{L\alpha s}$ と、線形理論により求められる $\cos$ ケースと等しいアスペクト比をもつ平板翼の揚力係数勾配 $C_{L\alpha c}$ との比 $C_{L\alpha s}/C_{L\alpha c}$ に、式(3)から求められる $C_{L\alpha c}$ を乗じることにより、 $C_{L\alpha s}$ を求めた。なお、 $\sin$ ケースの揚力勾配を求めるにあたって測定値をもとにしているのは、アスペクト比が小さい平板翼では、側面から剝離した渦の影響により揚力係数勾配が迎角の増加に伴い大きくなるという非線形空気力の影響が大きくなることを考慮するためである。

(3) 橋桁に作用する一般化揚力

斜風を考慮する本解析においては、ストリップを流れ方向に平行に取るため、一般に同一ストリップ内であっても各点におけるある時刻の鉛直変位は異なる。したがって、一般化空気力を求めるには、ストリップ内の変位モードとストリップに沿った空気力分布を考慮する必要がある。平板翼に対しては、乱流中でも変動揚力の合力は前縁から弦長の $1/4$ だけ離れた位置に作用するが、ここで対象とする橋桁についても同様の空気力分布を仮定した。

変位モードについては、 $\cos$ ケースではストリップ内の各点における変位の違いの影響は小さいと考えられることから、簡単のためストリップの変位を空気力の合力が作用するとした前縁から弦長の $1/4$ だけ離れた点の変位で代表させた。一方、 $\sin$ ケースでは、ストリップに沿って橋桁のモード形状と類似する変位形を考慮した。

このとき、ストリップに作用する r 次モードの一般化揚力は、

$$dF_{zCr}(y', t) = dL_C(y', t) \times \phi_r \left(y' + \frac{1}{4} B \tan \beta \right) \quad (4.a)$$

$\sin$ ケースに対して、

$$dF_{zSr}(x', t) = \frac{1}{2} \rho U \frac{l}{l_s} dx' w(x', t) \sin \beta \times \int_0^{l_s} C_{L\alpha s}(s) \phi_r'(s) ds \quad (4.b)$$

と表わされる。ここに、 $\phi_r(y')$ は橋桁の r 次モード形、 s はストリップに沿って前縁から取った座標、 l_s はストリップの長さ、 $C_{L\alpha s}(s)$ はストリップに沿った揚力の分布を表わすように s の関数とした揚力係数の勾配、 $\phi_r'(s)$ はストリップの r 次モード形である。なお、 $C_{L\alpha s}(s)$ は

$$\int_0^{l_s} C_{L\alpha s}(s) ds = C_{L\alpha s}$$

となるよう正規化し、その形状は平板翼の場合と等しいものと仮定した³⁾。

さらに、橋桁全体に作用する r 次モードの一般化揚力の

パワースペクトルは次式で求められる。

$\cos$ ケースに対して、

$$S_{FzCr}(f) = \left[\frac{1}{2} \rho U B (C_{L\alpha c} + C_{DC}) \cos \beta \right]^2 \times \int_0^l \int_0^l S_{ww}(f, y', y'') \phi(y' + e) \phi(y'' + e) dy' dy'' \quad (5.a)$$

$\sin$ ケースに対して、

$$S_{FzSr}(f) = \left[\frac{1}{2} \rho U \sin^2 \beta \times \int_0^{l_s} C_{L\alpha s}(s) \phi_r'(s) ds \right]^2 \times \int_0^B \int_0^B S_{ww}(f, x', x'') dx' dx'' \quad (5.b)$$

ここに、 S_{ww} は変動風速鉛直成分のクロススペクトル、 $e = 0.25 B \tan \beta$ である。本解析では S_{ww} として、von Kármánのスペクトルに基づいて、解析的に求められたクロススペクトル⁹⁾を用いた。一般にクロススペクトルは複素関数であるが、von Kármánのスペクトルでは等方性を仮定しているため、このクロススペクトルは実部のみを有する。すなわち、ここでの定式化は実部のみに着目して行っている。

なお、一般のガスト応答解析で用いられている指数関数型のコヒーレンスと、ここで用いているクロススペクトルの主な違いは、離れた2点における変動風速の相関が、前者ではゼロに近い周波数成分において1に近づくのに対し、後者では1より小さい値になるという点である。乱流により生じる変動風速場の特性をより忠実に反映させるためには、本解析で用いているようなクロススペクトルを用いることが望ましいと考える。

(4) 空力減衰

本解析では鉛直応答のみを対象としているので、鉛直振動に対して作用する空力減衰のみを自励空気力として考慮した。

まず、水平偏角が 0° 、すなわち風向が橋軸直角方向の場合には、平板翼に作用する非定常空気力を表現するTheodorsen関数を用いて準定常空気力を修正することで、 r 次モードの空力減衰を次式のように求めた。

$$h_{a0} = \frac{\rho B U F(k)}{4 \omega_r M_r} \int_0^{l_s} (C_{L\alpha c} + C_{DC}) \phi_r^2(y') dy' \quad (6)$$

ここに、 $F(k)$ はTheodorsen関数の実部、 $k = 0.5 \omega_r B / U$ 、 ω_r は r 次モードの固有円振動数、 M_r は r 次モードの一般化質量である。

斜風中の解析では、平板断面を有する片持ちばりの鉛直振動に対する空力減衰が一樣流中でほぼ $\cos \beta$ に比例することから、架設中斜張橋においても空力減衰は $\cos \beta$ に比例するものと仮定した。

(5) r.m.s. 応答の推定

以上のことから、一般化座標で表わされた橋桁の応答スペクトルは、空力アドミッタンス $|X(f)|^2$ を考慮すると次のように求められる。

$$S_{gr}(f) = \frac{|X(f)|^2 |H_r(f)|^2}{\omega_r^4 M_r^2} S_{F_{2r}}(f) \quad (7)$$

ここに、 $|H_r(f)|^2$ はモード減衰を空力減衰と構造減衰の和で置き換えたメカニカルアドミッタンス、 $S_{F_{2r}}(f)$ は式(5)で求められる橋桁全体に作用する一般化揚力のパワースペクトルである。

通常のスペクトル解析と同様、橋桁応答のパワースペクトルを全周波数領域にわたって積分することにより、一般化座標での応答のr.m.s.値が得られ、さらに着目点のモード形を乗じることにより、当該位置におけるr.m.s.応答を得ることができる。

3. 斜風による架設中斜張橋の鉛直ガスト応答

(1) 対象とする架設中斜張橋

ここでは、2.で述べた解析法を文献5)に示された架設時斜張橋の風洞実験模型(縮尺1/140)に適用し、斜風中における鉛直ガスト応答を予測した結果を示す。実橋はセンタースパン890mで、図-2(a)に示すような偏平な箱桁を有する斜張橋である。風洞実験は、2つの架設段階(Stage 1、Stage 2)に対して行われている。Stage 1は大ブロック架設直前の構造系であり、橋桁を主塔の両側に180m張り出した状態である(図-2(b))。Stage 2はセンタースパン閉合直前の構造系であり、サイドスパンは橋脚で支持され、センタースパンの張り出しが最大の445mとなった状態である(図-2(c))。それぞれの状態における風洞実験模型の特性は、実橋スケールで以下の通り

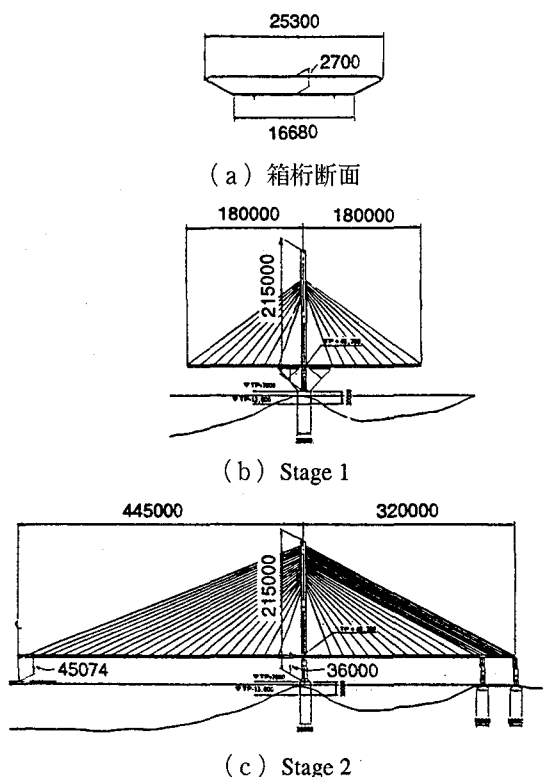


図-2 適用対象橋梁

である。なお、一般化質量は全体構造系で算定している。

Stage 1

鉛直1次: 固有振動数0.172Hz、一般化質量2207ton、構造減衰0.018(対数減衰率)

鉛直2次: 固有振動数0.662Hz、一般化質量272ton、構造減衰0.020(対数減衰率)

Stage 2

鉛直1次: 固有振動数0.242Hz、一般化質量653ton、構造減衰0.018(対数減衰率)

鉛直2次: 固有振動数0.313Hz、一般化質量560ton、構造減衰0.019(対数減衰率)

また、部分模型の三分力試験から得られた橋桁断面の揚力係数の勾配 C_{La2D} は 5.27 rad^{-1} 、桁幅で無次元化した抗力係数 C_{DC} は0.0725である。

風洞実験は3種類の水平偏角 $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 90^\circ$ で行われている。ここで、水平偏角はセンタースパン方向から風が吹く場合を正としている。用いられた気流はスパイヤーと粗度ブロックを用いて生成された指数 $\alpha = 8.46$ のべき法則に従う境界層乱流で、乱れの強さは $I_u = 10.0\%$ および $I_w = 6.2\%$ 、主流方向の乱れのスケールは実橋スケールで $L_x^* = 70\text{m}$ および $L_y^* = 35\text{m}$ である。

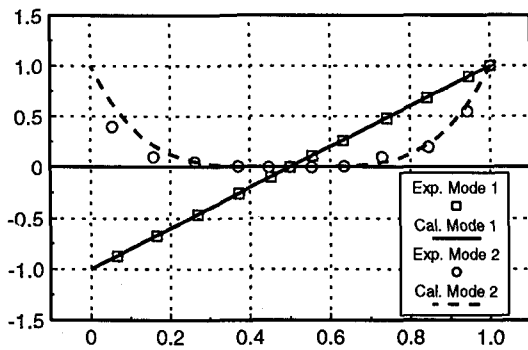
(2) 解析法を適用するにあたっての仮定および近似

解析を行うにあたっては、2.で述べた解析法における仮定に加えて、以下に示すような仮定および近似を行った。これらの仮定および近似は、斜風中のガスト応答解析を実施するために必要なすべてのデータが風洞実験で測定されていないため、または計算の簡略化のために設けたものである。

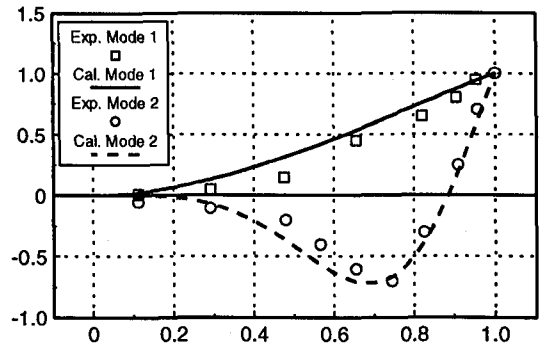
まず、鉛直変動風速成分の特性については、文献中に報告された値とは異なり、 $I_w = 7.2\%$ 、 $L_y^* = 31\text{m}$ を仮定した。これは解析で用いる von Kármán のスペクトルが、これらの値を用いた場合に w のパワースペクトルの測定値と最も良く一致したためである。また、鉛直成分 w の主流直角水平方向の乱れスケール L_y^* は、風洞実験で測定されていないため、主流方向の乱れのスケール L_x^* と等しいものと仮定した。 L_x^* と L_y^* とが異なる場合には、Xie³⁾ が提案しているように、乱れスケールの長さが水平面内で楕円的に変化すると仮定することにより、その非等方性の影響を考慮できると考えられる。

また、振動モードとしては、2次モードまでを考慮した。模型の自由振動実験で得られたモード形を、Stage 1の1次モードについては主塔位置でゼロとなる直線で、2次モードについては4次関数で近似した。Stage 2では両モードともセンタースパンの振動のみを考慮し、1次モードは片持ちばりの理論解で、2次モードは片持ちばりの理論解に若干の修正を加えることで近似した。図-3に解析に用いたモード形を実験値と比較して示す。

橋桁の揚力係数の勾配 C_{LaC} 、 C_{LaS} は、橋桁部分模型の三分力試験の結果得られた C_{La2D} から、2.(2)で述べた方法で求めた値(Stage 1: $C_{LaC} = 4.71$ 、 $C_{LaS} = 0.094$ 、Stage 2:

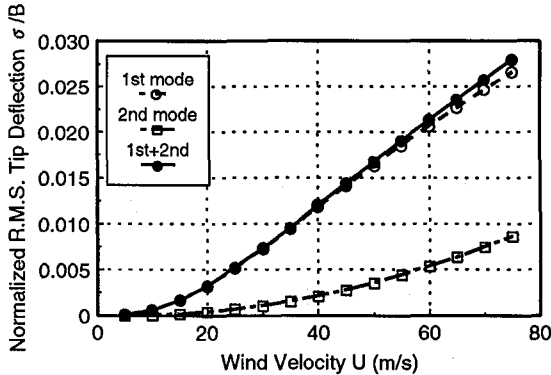


(a) Stage 1

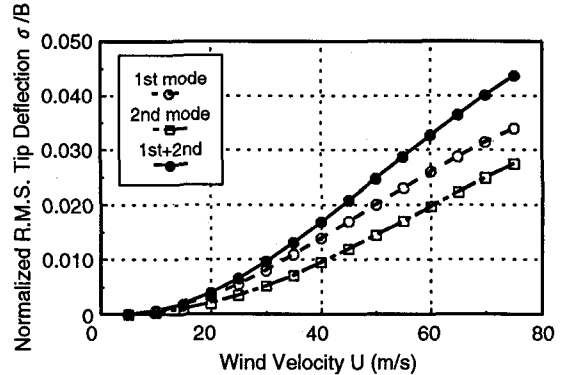


(b) Stage 2

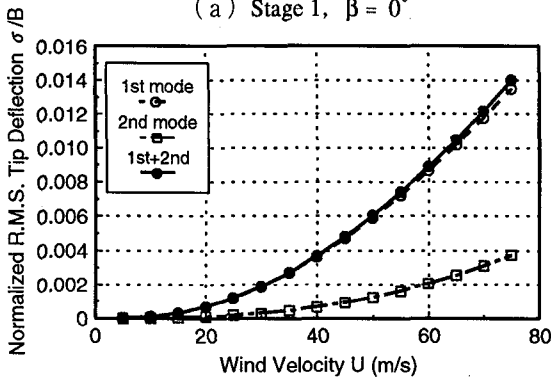
図-3 仮定したモード形状



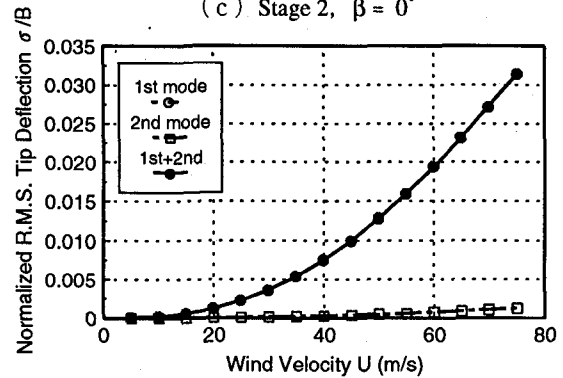
(a) Stage 1, $\beta = 0^\circ$



(c) Stage 2, $\beta = 0^\circ$



(b) Stage 1, $\beta = 90^\circ$



(d) Stage 2, $\beta = 90^\circ$

図-4 自由端における鉛直ガスト応答の風速に伴う変化(解析値)

$C_{L\alpha C} = 4.81, C_{L\alpha S} = 0.076$)とした。

さらに、空力アドミッタンス $|X(f)|^2$ としては、次式で表わされる Sears 関数の近似式¹⁰⁾を用いた。

$$|X(f)|^2 = \frac{1}{1 + 2\pi^2 \frac{B_e f}{U}} \quad (8)$$

ここに、 B_e は有効弦長で、 $\cos$ ケースの場合 $B/\cos\beta$ 、 $\sin$ ケースの場合 $l/\sin\beta$ である。

(3) 解析結果と考察

$\beta = 0^\circ$ と 90° の場合における風速の変化に伴う張り出しスパン先端の r.m.s. 応答の解析値を、桁幅で無次元化して図-4に示す。これらの水平偏角では平均風速がそれぞれ $\cos$ ケースまたは $\sin$ ケースに対応する有効風速そのものとなっているため、 $\beta = 0^\circ$ の場合には $\cos$ ケース、 90° の場合には $\sin$ ケースの解析結果を示してある。なお風速は

実橋スケールで示している。同図には1次モードの応答、2次モードの応答、およびその和を示しているが、Stage 1ではいずれの水平偏角においても2次モードの寄与は小さく、1次モードが支配的である。一方、Stage 2では $\beta = 0^\circ$ の場合に2次モードの寄与が比較的大きく、無視できない程度の値となっている。

図-5には風速40m/sの場合における1次および2次モードの応答のパワースペクトルを示す。すべての場合において、共振点付近の振動数成分が支配的で、非共振成分が小さい結果となった。

図-4に示した解析結果のうち、1次モードと2次モードの和について、実験値とともに図-6に示す。実験ではStage 1に対してセンタースパン先端とサイドスパン先端とで応答が測定されており、図-6中にも両測定値を示している。センタースパンとサイドスパン先端に

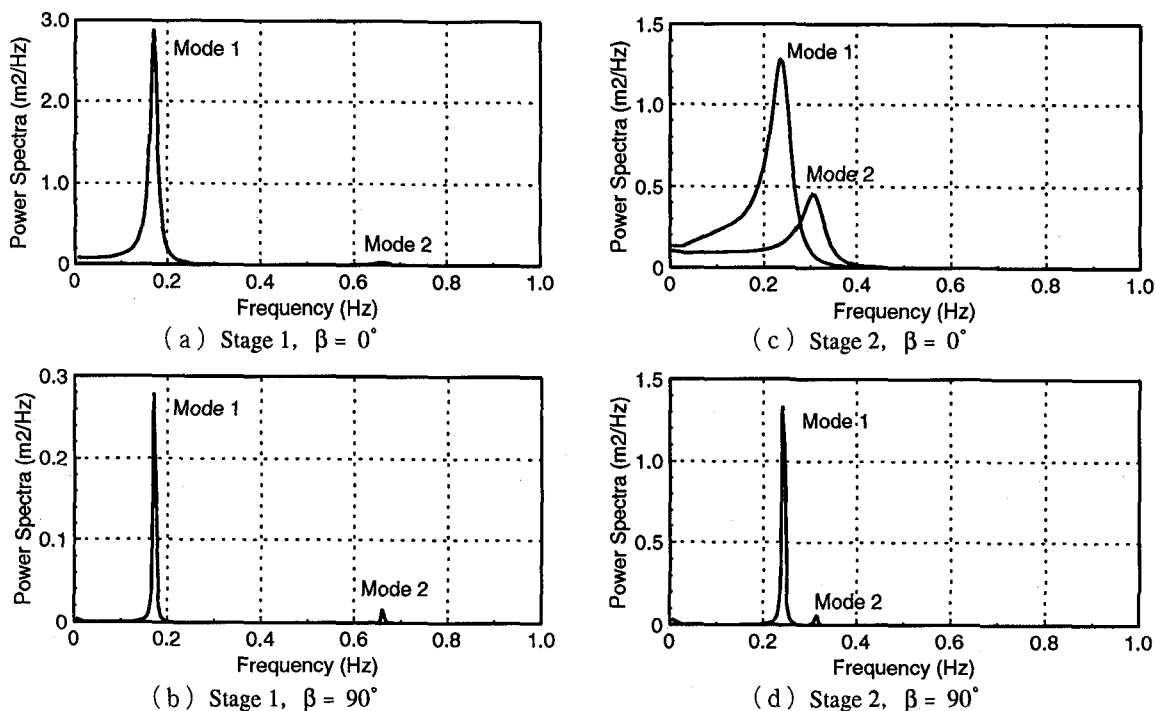


図-5 風速 40m/s における応答スペクトル(解析値)

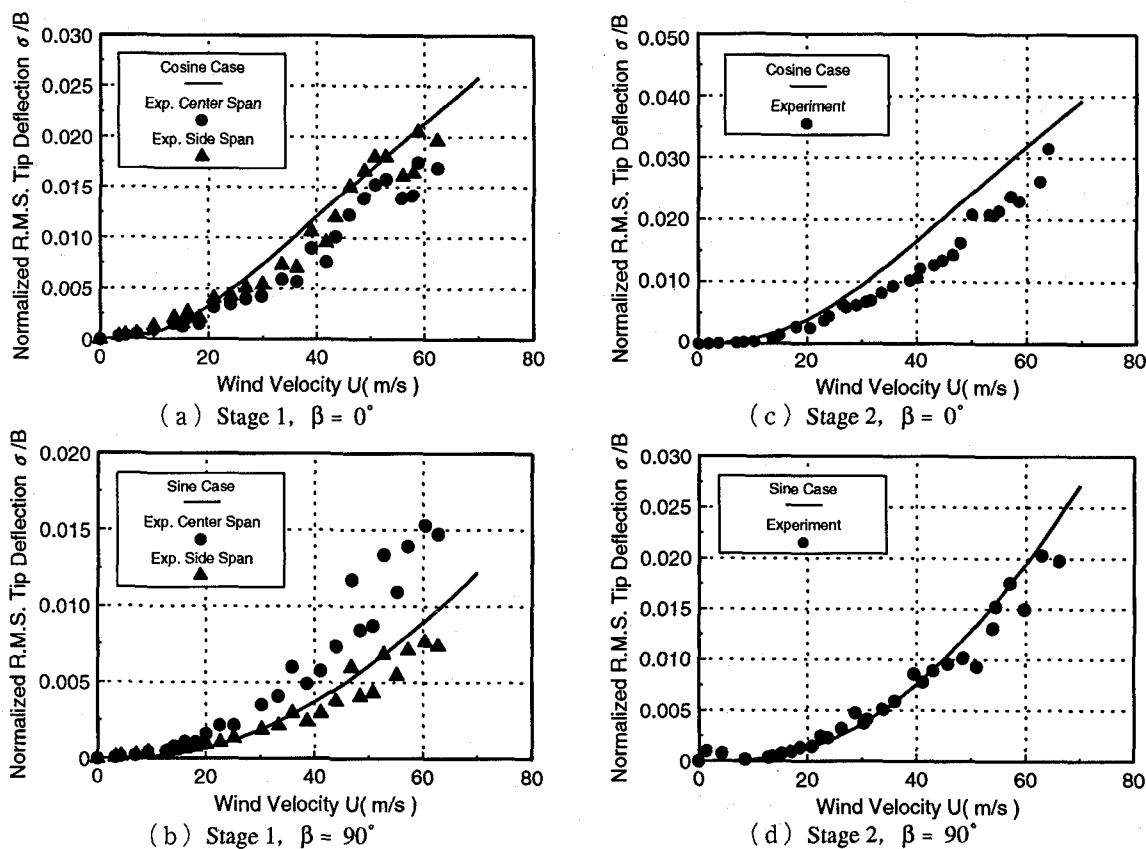
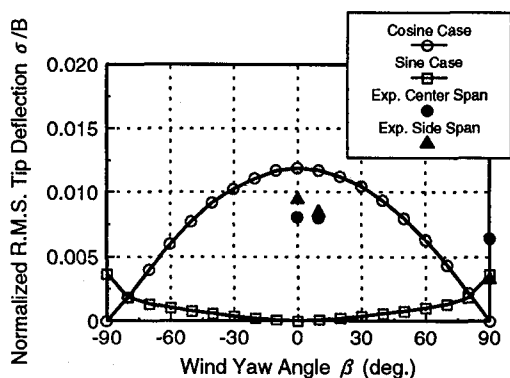


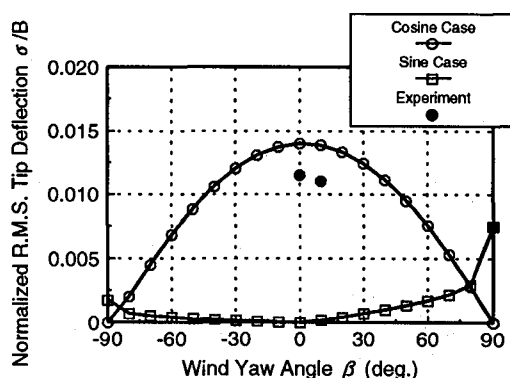
図-6 風速による応答の変化に関する実験値と解析値との比較

における応答の測定値は、 $\beta = 0^\circ$ の場合にはほぼ一致しているが、 90° の場合にはセンタースパン側の応答が明らかに大きくなっている。自由振動実験の結果によると模型両端の 1 次振動モードの絶対値はほぼ等しいにもかかわらずこのような応答が得られた原因としては、橋軸に

沿った揚力分布がセンタースパン先端で大きく、サイドスパン先端で小さくなること、主塔に作用するガスト空気力が橋梁全体のガスト応答に何等かの役割を果たしていることなどが考えられる。ただし、今回の解析では主塔に関して対称な構造特性を仮定し、応答に支配的であ



(a) Stage 1



(b) Stage 2

図-7 水平偏角による応答の変化に関する実験値と解析値との比較

る1次モードの形状として逆対称な直線を用いているため、センタースパンとサイドスパンの自由端の応答の大きさはほぼ等しくなる。したがって、解析結果は同図中で1本の線となる。以上述べた、Stage 1の $\beta = 90^\circ$ の場合に、センタースパン先端で測定された応答に比べ解析値がかなり小さくなっていることを除き、本解析は実験における風速の増加に伴う応答の変化の様子を大体再現している。

図-7には風速40m/sにおいて解析で得られた応答の水平偏角に対する変化を、実験が行われた3つの水平偏角 $\beta = 0^\circ, 10^\circ, 90^\circ$ における測定値とともに示す。なお、対応する風速における測定値を求めるため、実験で得られている応答の風速に対する変化を放物線($\sigma/B = aU^2$)で近似して、内挿した値を実験値として示した。しかしながら、実験値が3つの水平偏角に対してだけしか得られていないため、解析値が水平偏角に対する応答の変化を再現しているかどうか判断することは困難である。ただし、 $\beta = 0^\circ$ 付近の水平偏角の違いによる応答の変化および $\beta = 90^\circ$ における応答値は、解析値と実験値とで概ね一致しているものと考えられる。

本適用例では、 $C_{L\alpha}$ あるいは空力減衰など必要な係数を得るために、解析においていくつかの近似を行ったが、以上述べたように解析結果は実験結果を比較的良く再現している。ここで用いたような仮定や近似を行っても、架設中斜張橋の斜風中での応答の概略を予測できたことは、本解析法を設計の初期段階における応答予測に使用できる可能性を示していると考えられる。

4. まとめ

平板断面を有する片持ちばり模型を対象に提案された斜風に対するガスト応答予測手法にいくつかの仮定および近似を加えることにより、張り出し架設中の斜張橋の斜風中での鉛直ガスト応答を求めた。得られた解析結果と実験結果とを比較した結果、両者は概ね一致しており、本手法の架設時斜張橋への適用の可能性が示されたと考えられる。

今回の解析で用いたいくつかの係数は平板翼の特性などから近似的に求められたものであり、応答の予測精度を向上させていくためには、これらの近似の妥当性について、実際に架設時斜張橋の橋桁に作用する空気力を測定することにより検証する必要がある。また、空力アドミッタンスとしてSears関数を用いることについても、特にsinケースの場合において流れ場の3次元性の影響が極めて大きいと考えられるため、さらに検討が必要である。

また本解析では、実橋で架設のため桁先端に設置される種々の機材や、閉合直前において桁先端に隣接して存在する桁などの構造が接近流に及ぼす影響は考慮していない。実橋の応答を予測する場合には、こうした点に関する検討も行う必要がある。

本研究では鉛直ガスト応答のみを考慮したが、水平ガスト応答はしばしば鉛直応答と同等、あるいはそれ以上のレベルになることもあり、文献1)には橋桁の水平曲げが設計を支配するような実験結果も報告されている。また、かなり大きな水平偏角を有する斜風に対しても、水平ガスト応答があまり小さくならない測定結果もあり、斜風に対する水平ガスト応答の定式化も行っていく必要がある。ただし、マルチケーブルの長大斜張橋のように、ケーブルの投影面積が橋桁の投影面積と同等の値となるような場合には、ケーブルに作用する空気力も重要なものと考えられる。

謝辞：貴重な風洞実験結果の引用を許可して頂いた本州四国連絡橋公団に深く感謝いたします。また、石川島播磨重工業(株)の樋上氏、松田氏には風洞実験データの詳細について御教示頂きました。ここに記して深く感謝いたします。

参考文献

- 1) H. Tanaka and G. L. Larose : Wind Tunnel Tests of Cable-Stayed Bridges at Their Erection Stage and Effects of Wind Yaw Angles, Int. Seminar on Utilization of Large Boundary Layer Wind Tunnel, Tsukuba, Japan,

pp.141~161, 1993.

- 2) J. Xie, H. Tanaka, R. L. Wardlaw, and M. G. Savage : Buffeting Analysis of Long Span Bridges to Turbulent Wind with Yaw Angle, J. Wind Eng. Ind. Aero., Vol.37, pp.65~77, 1991.
- 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パフ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.119, No.2, pp.251~269, ASCE, 1993.
- 5) 本州四国連絡橋公団、石川島播磨重工業(株) : 「多々羅大橋風洞試験(その5)報告書」、1989.
- 6) K. Kimura, S. Nakamura and H. Tanaka : Buffeting Analysis for Cable-Stayed Bridges during construction in Yawed Wind, Proc. Int. Conference on Cable-stayed and Suspension Bridges, Deauville, France, 1994.10.
- 7) S. J. Zan : The Effect of Mass, Wind Angle and Erection Technique on the Aeroelastic Behaviour of a Cable-Stayed Bridge Model, NAE-AN-46, National Research Council Canada, 1987.
- 8) H. Winter : Flow Phenomena on Plates and Airfoils of Short Span, NACA TN No.798, 1936.
- 9) H. P. A. H. Irwin : Wind Tunnel and Analytical Investigations of the Response of Lions' Gate Bridge to a Turbulent Wind, LTR-LA-210, National Research Council Canada, 1977.
- 10) 岡内功、伊藤学、宮田利雄 : 「耐風構造」、丸善、1977.

(1994年 9月14日受付)