

長方形断面橋桁の渦励振、ギャロッピングに対する風向角の影響

EFFECT OF YAWED WIND ON AERODYNAMIC RESPONSES OF BRIDGE GIRDER MODELS

細見雅生* 木場和義** 小林紘士***

BY Masao HOSOMI, Kazuyoshi KOBA, and Hiroshi KOBAYASHI

Wind tunnel test of a bridge is usually carried out in a wind normal to the bridge axis. This is because the static and dynamic wind effects on a bridge deck take place the maximum value when a wind is normal to the bridge deck. However, bridge motion is still observed for a yawed wind.

The objective of this study is to investigate the effect of the yawed wind on aerodynamic responses of a bridge. A wind tunnel test using bridge girder models were carried out. The test results indicate that the vortex-induced oscillation of the first bending mode still appeared in a high yawed angle. However, galloping disappeared in a relatively small yawed angle.

Key Words : bridge girder model, yawed wind,
vortex-induced oscillation, galloping oscillation

1. まえがき

橋梁の動的耐風性を確率論的に照査する際には、風向・風速の資料とともに各風向の風による動的応答現象に関する定量的な資料が必要となる。現実には、偏角を有する風を作用させた風洞実験を実施することは、設備、費用、時間などの点で困難なことである。橋桁の風による動的応答は、風向が強軸直角方向のときに最大となるものとされ、風洞実験においても主要には強軸直角方向の風に対してのみ照査がなされてきている。そのため、たとえば橋桁の渦励振による部材の疲労の照査では強軸直角方向の風による応答試験結果を用い、その応答がある適当な風向角の範囲内で発生し、その他の風向では生じないものとして発生確率を算定することとなる。

より合理的に橋桁の耐風性を評価するためには、偏角を有する風による動的応答現象を定量的に明らかにすることが重要である。この論文では、橋桁の渦励振、ギャロッピングに着目し、その応答量に対する気流の偏角の影響を調査する。長方形断面を有する三径間連続梁の3次元模型に一樣流を作用させ、風向角と応答の関係を調査した結果を報告する。

*	工修	駒井鉄工(株)	橋梁技術部	(〒555 大阪市西淀川区中島2-5-1)
**	工修	駒井鉄工(株)	橋梁技術部	(〒555 大阪市西淀川区中島2-5-1)
***	工博	立命館大学	理工学部土木工学科	(〒603 京都市北区等持院北町56-1)

2. 実験内容

3 径間連続梁を取り扱うが、風洞実験では模型の中央径間は弾性模型として、側径間は剛体模型として製作してある。中央径間の弾性模型部分はアルミ製の剛性棒と檜製の外形材で構成している。模型側面を図1に示す。模型は一様断面と橋軸方向に桁高が変化する変断面の2種類である。両模型とも中央径間中央の断面の幅(B)と高さ(D)の比は $B/D=2$ である。中間支点位置での B/D は変断面では $1/1$ にしている。弾性模型のブロック間の隙間は1mmであり、スリット間のシールは施していない。

風洞は駒井鉄工(株)のエッフェル型風洞(高さ2.0m, 幅4.0m, 長さ20.0m)を使用した。模型を吹き出し口から1.4mの位置にあるターンテーブル上に置き、一様流(乱れの強さ0.9%以下)を作用させた。ターンテーブルを回転することにより模型を回転させ風向角を与えた。模型の設置状況を図2に示す。実験はたわみ1次モードの渦励振とギャロッピングに着目して行った。実験条件を表1に示す。変断面は一様断面に発泡スチロール製の軽い外形材を取り付けて形成している。この追加の外形材は弾性模型部分全重量の約1%であり、一様断面と変断面で固有振動数の差は1%以下であるなど構造条件の差は小さい。構造減衰はできるだけ大きな応答を得るためにダンパーを用いないでできるだけ小さい値、対数減衰率 $\delta=0.009$ ($Sc=4.6$)に設定した。構造減衰の振幅による変化を調べた結果、中央径間中央の片振幅Aが中央径間中央の桁高Dの5~13%の範囲でほとんど変化していなかった。表1に示した構造減衰は $A/D=0.1$ のときの値である。変位計測にはポジションセンサー(浜松フォトニクス社製)を使用した。図2に示す位置の変位をモードの腹の位置の変位に補正してデータを整理した。片振幅Aの計算には応答波形がほとんどのケースで正弦的であったためRMS値の $\sqrt{2}$ 倍を用いている。

各模型について風向角 β を変えて応答試験を実施し、 β と渦励振応答の関係、 β とギャロッピング応答の関係を調べた。また、風向角の影響を流れパターンからも検討するため、スモークワイヤーを用いた流れの可視化も実施した。

3. 実験結果

実験では、風向角が小さい場合、たわみ1次モードの渦励振とギャロッピングが発生した。ギャロッピング

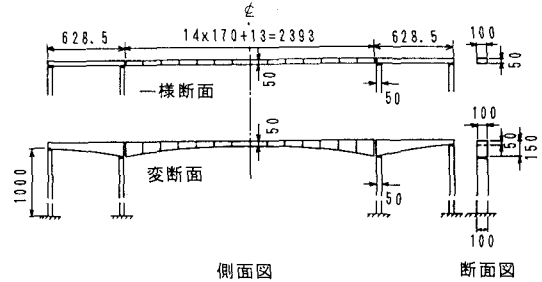


図1 模型形状

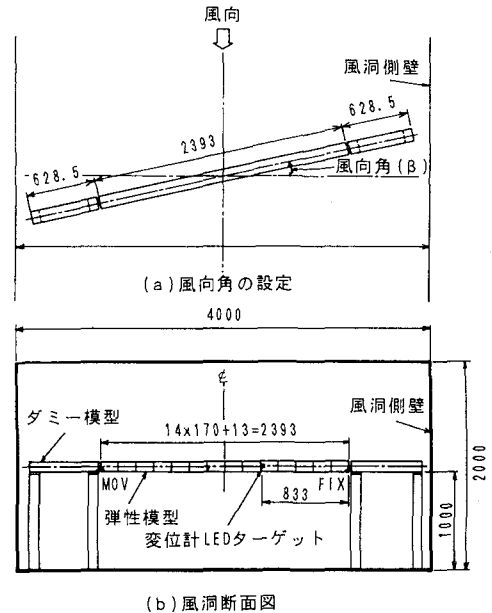


図2 模型設置状況

表1 実験条件(中央径間のみについて)

諸元 模型	弾性模型部分の全重量:kgf (等価質量:kgf・sec ² /m ²)	固有振動数 (Hz)	構造減衰 (対数減衰率)
一様断面	3.758 (0.160)	3.61	0.009
変断面	3.798 (0.162)	3.59	0.009

グは風向角 β が 2.5° で発生しなくなるが、その代わりにギャロッピングが発生する風速域でたわみ2次モードの渦励振が発生した。たわみ2次モードの資料整理は行っていない。

(1) 渦励振に対する影響

一様断面の渦励振の応答振幅を調べた結果を図3に示す。横軸は無次元風速 $Vr = V / (f \cdot D)$ である。ここに V は風速、 f は固有振動数。 β が 30° までは発生風速域の差は小さい。それ以後 β の増加に伴い発生風速域が高風速側に移動し、 $\beta = 77.5^\circ$ まで渦励振が発生する。宇都宮らの実験^{1) 2)}でも $\beta = 0^\circ \sim 40^\circ$ の範囲で β の増加に伴う発生風速域の高風速側への移動が確認されている。 $\beta = 80^\circ$ では風速を上げて応答観測をしたが十分高い風速まで渦励振は発生しなかった。

風速に対する応答曲線の形状も変化している。 $\beta = 0, 15, 30^\circ$ では前縁剥離型の渦励振の応答図でよくみられる3角形型である。 $\beta = 45^\circ$ ではカルマン渦による振動の応答図でみられる裾野が広がった富士山型になっている³⁾。また、 $\beta = 70^\circ$ 付近では応答図は釣り鐘型の形状をしており、発生風速域も広がっている。

変断面の渦励振の応答を調べた結果を図4に示す。著者らは以前の報告⁴⁾で、 $\beta = 0^\circ$ の時の変断面の応答は δ が十分小さい場合は一様断面の応答と大きな差がないことを指摘した。 β を変化させた場合も一様断面と大きな差は見られなかった。ただし、 $\beta = 45^\circ$ の時の応答が小さく、また $\beta = 70 \sim 75^\circ$ では逆に大きな応答が得られるなど、多少の差異は認められる。変断面の場合 $\beta = 60, 70, 72.5^\circ$ のケースでは偏角が大きいかかわらず最大振幅は偏角の無いとき($\beta = 0^\circ$)の最大振幅とほぼ同じ値となっている。風向を考慮した実橋の耐風性の評価に重要な影響を有するものと言えよう。

長方形断面角柱の前縁剥離渦に起因する渦励振が最大応答をとる風速は気流方向の辺長 B に比例し、 $Vr = 2.5B/D$ となることが実験的に示されている⁵⁾。この実験のように模型に角度 β の偏角をもつ風が作用し、もし模型の上または下側面を過ぎる流れが平均流方向のままであるなら、気流から見た模型の側面の延長は $1/\cos\beta$ だけ長くなったことに相当する(図5)。

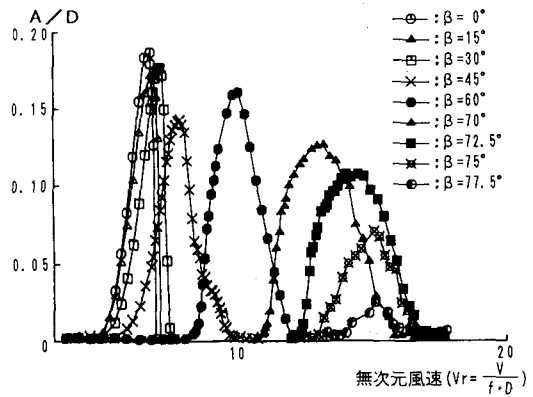


図3 一様断面の渦励振

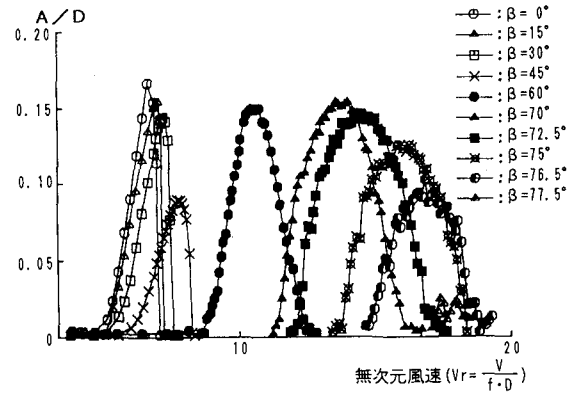


図4 変断面の渦励振

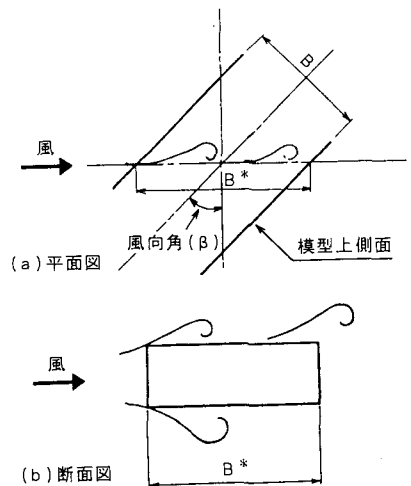


図5 模型と気流の関係

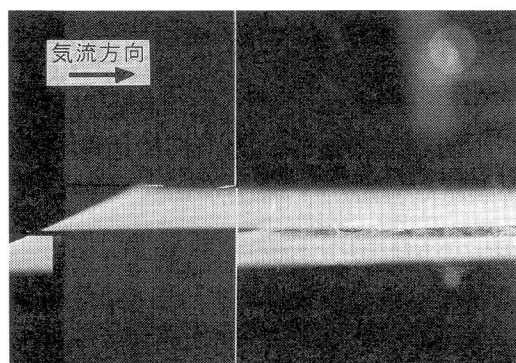


写真1 模型上側面の可視化
 〔一様断面， $\beta = 0^\circ$
 $V = 1.00 \text{ m/s}$ ， $\text{Re} = 3.4 \times 10^3$ 〕※ $\text{Re} = \frac{V \cdot D}{\nu}$

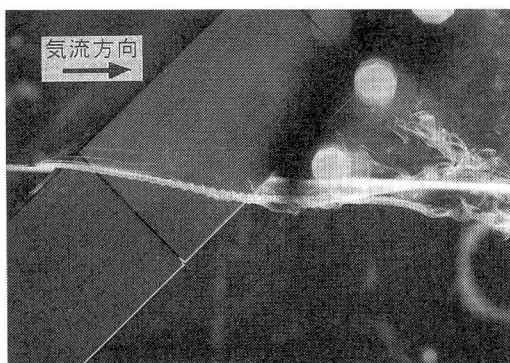


写真2 模型上側面の可視化
 〔一様断面， $\beta = 45^\circ$
 $V = 1.24 \text{ m/s}$ ， $\text{Re} = 4.2 \times 10^3$ 〕

このようなみかけ上の辺長の増大効果によって偏角 β に伴って渦励振の発生風速域が高風速側に移ったものと推察される。

この推察のもととなる模型の上側面の気流の様子を調べるため、 $\beta = 0, 45, 60^\circ$ の風向角を与え、それぞれ渦励振を生じているときの風速のもとで気流の可視化実験を行った。模型が静止している時の上側面の流れを可視化した結果を写真1, 2, 3に示す。撮影したときの風速は各風向角に対して応答振幅が最大になる風速である。 $\beta = 45, 60^\circ$ では、気流は模型部分でいくぶん橋軸直角方向に変化し、模型を過ぎるともとの気流方向に回復している。これは既往の実験結果¹⁾と同様な傾向である。しかし、角度の変化は小さい。模型軸方向の流れは $\beta = 0, 45, 60^\circ$ いずれの場合も顕著ではない。

以上のことから偏角 β の影響によるみかけの幅 B^* を用いて渦励振の振幅が最大となる風速を式(1)を用いて推定できるものと考えられる。

$$V_r = 2.5 \cdot (B^*/D) \quad (1)$$

$$\text{ここに } B^* = B / \cos \beta \quad (2)$$

また、一様断面の $\beta = 45^\circ$ の応答図の形状からカルマン渦による影響もあることが考えられる。既往の実験結果⁶⁾によれば長方形断面角柱のストローハル数(St)と B/D の関係は図6の通りである。偏角を有する気流によるストローハル数の実験はまだ行って

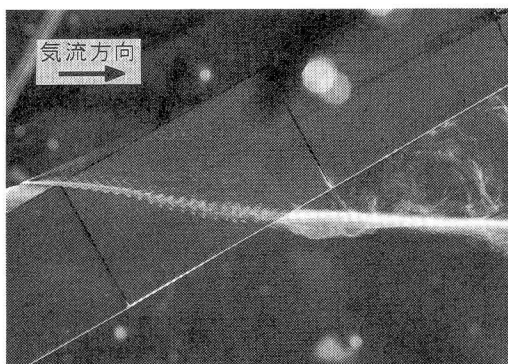


写真3 模型上側面の可視化
 〔一様断面， $\beta = 60^\circ$
 $V = 1.58 \text{ m/s}$ ， $\text{Re} = 5.4 \times 10^3$ 〕

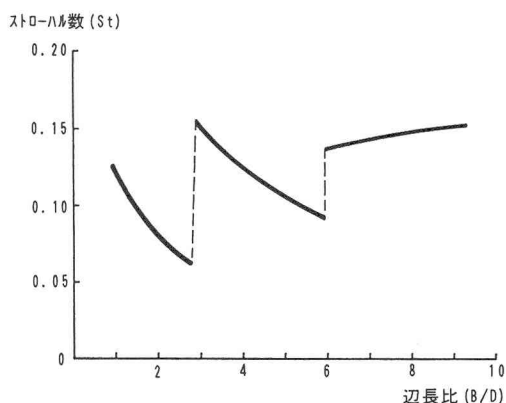


図6 ストローハル数(St)と辺長比(B/D)の関係

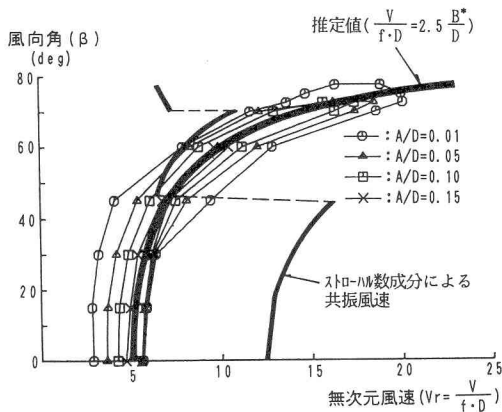


図7 風向角と渦励振発生風速域の関係
(一樣断面)

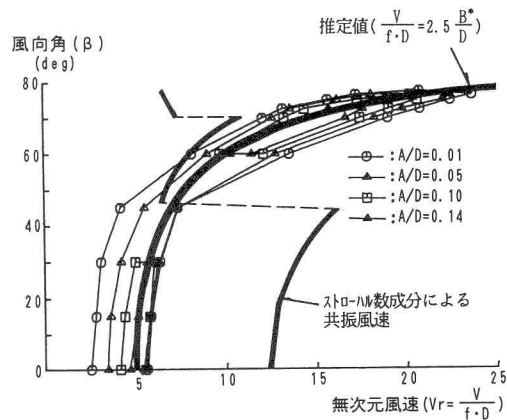


図8 風向角と渦励振発生風速域の関係
(変断面)

いないが、上述の可視化の結果から推察して、 B のかわりに B^* を用いれば、図6の結果を利用して考えると、共振風速 $V_{r, cr}$ は B/D の代わりに B^*/D を用いてストローハル数 St^* を求めることにより得られる。

$$V_r = 1 / St^* \quad (3)$$

横軸を無次元風速、縦軸を β とし、応答振幅を等高線で表したものを図7、8に示す。図7、8では式(1)による推定値、式(3)によるストローハル数成分から計算される共振風速も合わせて示した。一樣断面、変断面ともに式(1)による推定値と実験値は非常によく一致している。このことから、振動は前縁剥離型の渦励振が主要因と考えらる。また、ストローハル数成分による共振風速は $\beta = 45 \sim 60^\circ$ 付近で式(1)による推定風速に近寄っている。このことから $\beta = 45^\circ$ ではカルマン渦の影響が強く表れているものと推察される。

変断面においても式(1)による推定値と実験値がよく一致したことから、渦励振の発生機構が一樣断面と同様に説明できる。しかし、変断面では $\beta = 45^\circ$ で最大振幅が小さくなる異なった特性もある。風向角をもつ気流に対して変断面であることがどのような空気力の変化となって影響しているのか、現段階では不明であり、今後これに対する基礎的な研究が必要と考える。

桁に対する橋脚の影響は β が大きくなるにつれて幾分でてくるものと思われる。一例として $\beta = 70^\circ$ のとき、スパン1/4点付近の模型側面からの可視化の結果を写真4に示す。模型下側面でもスモークに乱れは少なく、この位置での橋脚の影響は少なかった。 β がさらに大きい場合には橋脚の影響がでてくるものと思われるが、詳細な検討は行っていない。

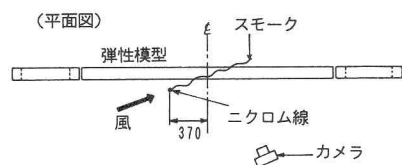
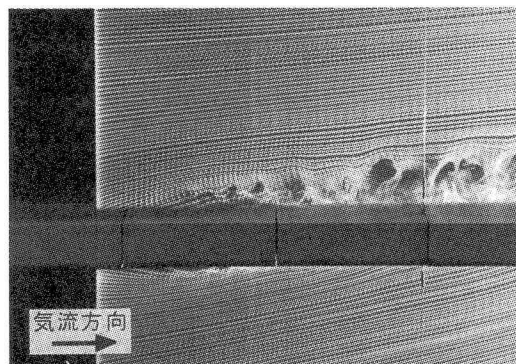


写真4 模型側面の流れ
(一樣断面, $\beta = 70^\circ$)
($V = 1.00 \text{ m/s}$, $Re = 4.8 \times 10^3$)

(2) ギャロッピングに対する影響

一様断面のギャロッピングの応答を調べた結果を図9に示す。 $Vr \leq 2.5$ の範囲では $\beta = 2.5^\circ$ ではほとんどギャロッピングは発生しなくなる。ギャロッピングが抑えられた場合は $Vr = 2.1$ 付近からたわみ2次モードの振動が発生する。ギャロッピングの発現風速は β の増加に伴い多少増加する傾向である。

図10に変断面の結果を示す。変断面においても $\beta = 2.5^\circ$ でギャロッピングは発生しなくなり、一様断面と同様な応答特性であった。ギャロッピングが発生する最大辺長比は $B/D = 2.8$ と言われている。本報告で示したみかけの幅 B^* を用いて風向角に換算すると $\beta = \cos^{-1}(2.0/2.8) = 44.4^\circ$ となる。この風向角は $\beta = 2.5^\circ$ でもはやギャロッピングが発生しなくなる($Vr = 2.5$ 程度まで)実験事実とは異なっている。ギャロッピングは準静的な流れから説明されるように、渦励振とは励振のメカニズムが異なっている。このことから、ギャロッピングについてはみかけの幅 B^* は使用できないことが考えられる。 $dC_L/d\alpha$ などの静的空気力特性が風向角により異なっていることも考えられる。今後、実験などにより検討を行う予定である。

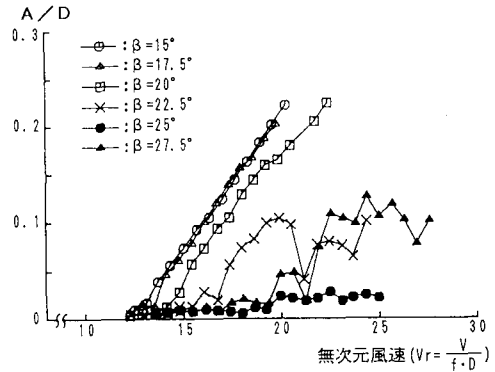


図9 一様断面のギャロッピング

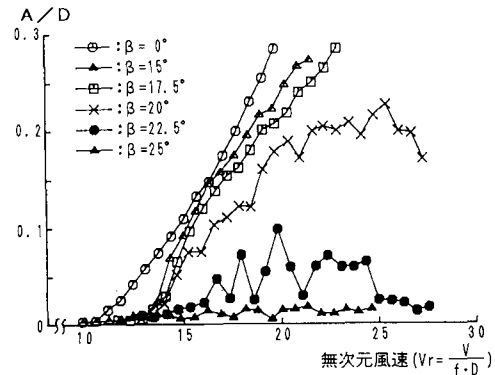


図10 変断面のギャロッピング

4. 結論

- ・長辺を気流と平行に置かれた辺長比2/1の長方形断面を有する橋桁のたわみ渦励振の応答は、気流が橋軸直角方向から 77.5° まで水平に偏角しても発生する。
- ・渦励振の発生風速域は、幅員の幅を風向方向に測った「みかけの幅」を用いて説明できる。
- ・偏角を有する気流中の長方形断面を有する橋桁に発生する渦励振は前縁剥離型と考えられるが、偏角の大きさによってはカルマン渦の影響も受けていると推察される。
- ・橋軸方向に高さの変わる橋桁の渦励振応答もほぼ同様の風向角の特性を有する。偏角が 60° 、 70° 、 72.5° のケースでは橋軸直角方向の気流による応答とほぼ同程度の最大振幅を生ずる。
- ・ギャロッピングは偏角 2.5° ($Vr \leq 2.5$) でもはや発生しなくなり、「みかけの幅」のみでは説明できない。

本研究では、長方形断面を有する橋桁の渦励振、ギャロッピングに対する風向角の影響に関して実験を行い、その基本的な検討を行った。本文中でも一部触れたが、風向角を持つ気流が作用する場合、模型のスリットの影響、橋脚の影響、変断面形状が空気力に及ぼす影響、円柱断面で確認されている軸方向流は矩形断面ではどうなのか、など今後さらに検討する必要があると考える。

参考文献

- 1) 尾立圭巳, 長尾文明, 宇都宮英彦, 山本裕一: 角柱の渦励振に対する斜風の影響について, 土木学会第46回
年次学術講演会, 1-236, 1991. 9.
- 2) 宇都宮英彦, 浅野浩一, 長尾文明, 松本達志: 斜風の矩形断面の渦励振に及ぼす影響, 土木学会第48回年次
学術講演会, 1-325, 1993. 9.
- 3) 小林紘士: 長方形角柱の渦励振現象, 第7回風工学シンポジウム論文集, pp235-242, 1982. 12
- 4) 細見雅生, 小林紘士, 木場和義: 変断面3次元模型の風による応答および圧力特性, 土木学会第46回年次学
術講演会, 1-216, 1991. 9.
- 5) KOMATSU S., KOBAYASHI H.: VORTEX-INDUCED OSCILLATION OF BLUFF CYLINDERS, Journal of Wind
Engineering and Industrial Aerodynamics, pp335-362, 1980. 6.
- 6) 岡島厚: 一様流中で静止または振動する角柱まわりの剥離流れに関する実験的研究, 日本風工学会誌, 第
13号, pp15-27, 1982. 7.

(1993年 9月16日受付)