

# 超長大箱桁形式吊橋の連成フラッター特性に及ぼす鉛直クロスステイの効果 —測定空気力を作用させた場合の最適位置—

## The Best Vertical Cross Stay Location for the Compound Flutter Speed of a 2,500m Class Streamlined Box Girder Suspension Bridge

米田昌弘\*, 大野克紀\*\*, 田巻嘉彦\*\*\*, 木村公男\*\*\*\*

Masahiro YONEDA\*, Katsunori OHNO\*\*, Yoshihiko TAMAKI\*\*\* and Kimio KIMURA\*\*\*\*

- \* 工博 元 川田工業株式会社 (〒577-8502 東大阪市小若江 3-4-1)
- \*\* 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室 (〒114-8562 東京都北区滝野川 1-3-11)
- \*\*\* 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室 (〒114-8562 東京都北区滝野川 1-3-11)
- \*\*\*\* 工修 川田工業株式会社工事本部工事計画課, 課長 (〒114-0024 東京都北区西ヶ原 3-45-4)

Aerodynamic stability is one of the most important themes in the design of a super long span suspension bridge. A series of direct flutter FEM analyses were carried out for a 2,500m streamlined box girder suspension bridge with crossed stay system. Both measured aerodynamic forces and Theodorsen's aerodynamic forces on the flat plate were applied to the flutter analysis. It was found in the analysis that the best cross stay location for the suspension bridge with a pair of cross stays would vary drastically due to different acting aerodynamic forces on the deck. Also, some cases of greatly reduced compound flutter speed have been observed when measured aerodynamic forces applied to the bridge with a pair of cross stays only on the side spans.

*Key Words : super long span suspension bridge, crossed stayed system  
direct flutter FEM analysis*

### 1. まえがき

吊橋は吊構造部の形式によってトラス補剛形式と流線形の偏平箱桁形式に分類され、明石海峡大橋では両者に対する一連の風洞実験結果の比較から、最終的にトラス補剛形式を採用するに至っている。これは、セバーン橋やハンバー橋をはじめとする従来の（流線形）偏平箱桁形式を 2,000m 級の吊橋にそのまま適用しようとした場合、耐フラッター性から板厚を大きくしてねじれ剛性を増加させる必要が生じ、トラス形式よりも鋼重が増加すると判断されたことによる<sup>1)</sup>。

しかしながら、流線形の偏平箱桁形式（以下、偏平箱桁形式と記す）はトラス形式と比較して風荷重（抗力）が小さく、かつ、完成後の維持管理もきわめて容易である。したがって、板厚を増加して桁のねじれ剛性を高める以外の、より経済的な手法によって所定の耐フラッター性を確保できれば、建設費用の抑制が最重要課題となっている今後の超長大吊橋に対してきわめて有望な補剛形式になると思われる。また、実際、各種のケーブルシステムを採用して偏平箱桁形式吊橋

の連成フラッター風速を上昇させようとする研究も多くの研究者によって活発に実施されている<sup>2)~6)</sup>。その中であって、鉛直クロスステイ方式（ステイを橋軸方向に傾斜させた傾斜クロスステイ方式と区別するため、本文では、以下、鉛直クロスステイ方式あるいは単に鉛直クロスステイと記す）は、面外振動成分が連成することによる等価質量の増大効果を期待するもので、超長大吊橋の連成フラッター風速を向上させる非常に有効なケーブルシステムとして認識されつつある。ところが、従来は、車道の建築限界に配慮しているものの、中央径間側については 1/4 点付近に漠然と配置されているように思われ、鉛直クロスステイの最適位置については十分な検討がなされていなかった。

このような観点から、著者らは、中央支間長が 2,500m の超長大箱桁形式吊橋を対象として、平板翼の非定常揚力と非定常空力モーメントを用いた連成フラッター解析を行い、鉛直クロスステイの最適位置について検討している<sup>7)</sup>。しかしながら、鉛直クロスステイの最適位置は作用空気力によっても変化すると考えられることから、本研究では基本断面（桁高

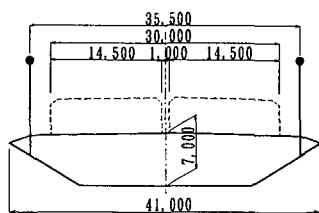


図-1 対象橋梁の断面

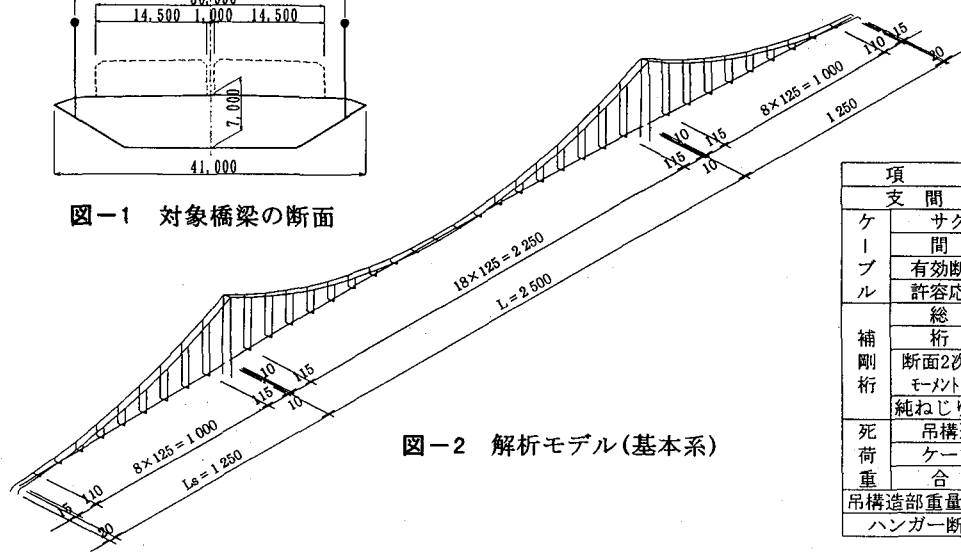


図-2 解析モデル(基本系)

表-1 基本諸元

| 項目               | 構造諸量                                                                                                                       |
|------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| 支間長              | 1,250m + 2,500m + 1,250m                                                                                                   |
| ケ<br>ー<br>ブ<br>ル | サグ比 1/9<br>間 隔 35.5 m<br>有効断面積 $2 \times 0.6 = 1.2$ m <sup>2</sup> /Br.<br>許容応力度 100 kg/mm <sup>2</sup>                    |
| 補<br>剛<br>桁      | 総 幅 41 m<br>桁 高 7 m<br>断面2次 鉛直 12 m <sup>2</sup> /Br.<br>モーメント 水平 160 m <sup>4</sup> /Br.<br>純ねじり定数 26 m <sup>4</sup> /Br. |
| 死<br>荷<br>重      | 吊構造部 24 t/m/Br.<br>ケーブル 11 t/m/Br.<br>合 計 35 t/m/Br.                                                                       |
| 吊構造部重量極慣性        | 3,300 t·m <sup>2</sup> /m/Br.                                                                                              |
| ハンガー断面積          | 0.03 m <sup>2</sup> /125m/Cable.                                                                                           |

7m) の測定空気力を用いた立体骨組みフラッター解析を新たに実施し、連成フラッター風速が最大となる鉛直クロスステイ（両効き状態と片効き状態）の最適位置についてさらに詳細な検討を行うこととした。その結果、平板空気力を作用させた場合と相違し、測定空気力を用いた場合、構造対数減衰率  $\delta_s$  を  $\delta_s=0$  と仮定すれば両効き鉛直クロスステイの設置によってステイ設置前よりも逆に連成フラッター風速が大幅に低下する場合があること、片効き鉛直クロスステイの場合にはたとえ構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  であってもこのような低下現象は認められず連成フラッター風速が確実に向上することなど、超長大吊橋の検討に携わる実務技術者や風工学の研究者にとって示唆に富んだ知見が得られたことから、ここにその検討結果を報告する。

## 2. 対象橋梁と解析手法

### (1) 対象橋梁

本研究では、図-1 に示すような桁断面を有する支間長比 0.5 の超長大吊橋（中央支間長 2,500m、側支間長 1,250m）を基本検討の対象とした。対象橋梁の基本諸元を表-1 に示す。表-1 からわかるように、本橋では使用鋼重量の低減を図ってより経済的な超長大吊橋が実現できるよう、ケーブルのサグ比を 1/9 とし、ケーブルの許容応力度も明石海峡大橋の 82kgf/mm<sup>2</sup> から 100kgf/mm<sup>2</sup> に変更することとしている。なお、ケーブルのサグ比を 1/10、ケーブルの許容応力度を 82kgf/mm<sup>2</sup> とした場合のケーブル重量  $w_c$  は  $w_c=17.0$ tf/m/Br. であり、サグ比を 1/9、許容応力度を 100kgf/mm<sup>2</sup> に変更することによってケーブル重量は  $w_c=11.0$ tf/m/Br. まで低減したことを付記しておく。

### (2) 連成フラッター解析

立体骨組みフラッター解析には、固有振動モードを組み合わせる方法（モード組み合わせ法）<sup>8)</sup> と基本となる連成空気力を加えた運動方程式を直接解く方法（直接法）<sup>9)</sup> とがある。モード組み合わせ法は、直接法に比べ、大きな計算容量を必要としないが、超長大吊橋の解析にあたって考慮すべきモード次数について定量的指標が与えられていないこともあり、本研究では図-2 に示すような中央径間を 20 等分、側径間を 10 等分したモデルに対して、直接法による立体骨組みフラッター解析を実施することとした。

ところで、文献 7) では、平板翼の非定常揚力と非定常空力モーメントを橋桁に作用させて鉛直クロスステイの最適位置を検討していた。しかしながら、鉛直クロスステイの最適位置は作用空気力が相違すれば変化すると考えられることから、本研究では図-1 の桁断面について一様流中の風洞実験から算出した測定空気力（水平風を作用させた場合の非定常空気力、提供：本州四国連絡橋公団）を作用させるものとした。また、桁とケーブルの横たわみ振動に伴う抗力とケーブルの鉛直たわみ振動に伴う揚力（桁の抗力係数は  $C_D=0.75$ 、ケーブルの抗力係数は  $C_{DC}=0.7$  と仮定）は考慮するものとしたが、箱桁形式吊橋では有風時における横たわみについては影響が小さいと考えられていることから、本解析では無視するものとした。

参考までに、非定常揚力  $L$  と非定常空力モーメント  $M$  をそれぞれ、

$$\begin{Bmatrix} L \\ M \end{Bmatrix} = -\pi \rho b^2 \begin{bmatrix} L_{\eta R} + L_{\eta^i} & L_{\theta R} + L_{\theta^i} \\ M_{\eta R} + M_{\eta^i} & M_{\theta R} + M_{\theta^i} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{\eta} \\ \ddot{\theta} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

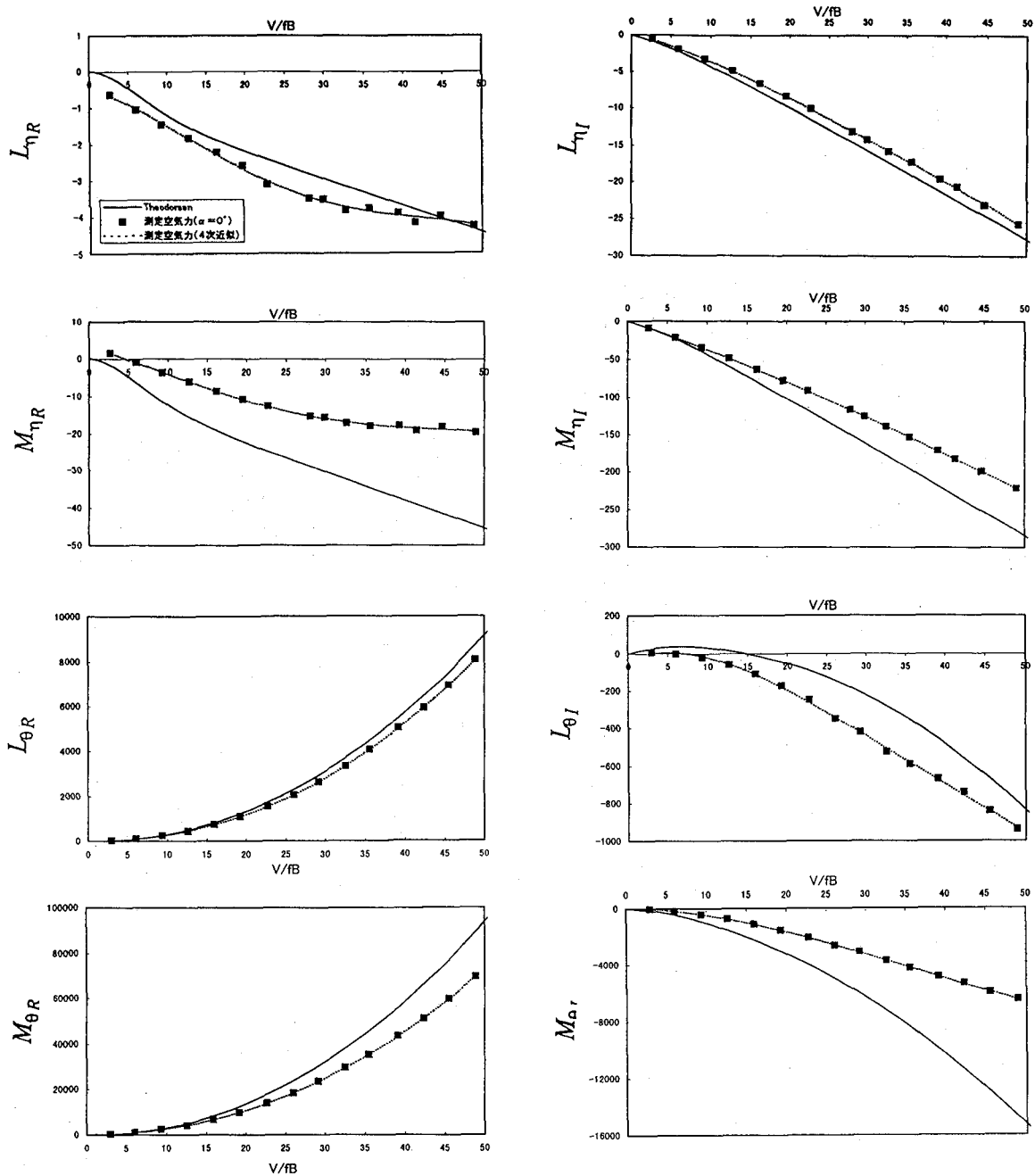


図-3 Theodorsen の平板空気力と測定空気力の比較

ここに、 $\rho$  ; 空気密度

$b$  ; 橋桁の半幅

$\ddot{\eta}$  ; 鉛直たわみの加速度振幅

$\ddot{\theta}$  ; ねじれの加速度振幅

で定義した場合の  $L_{\eta R}$ ,  $L_{\eta I}$ ,  $L_{\theta R}$ ,  $L_{\theta I}$ ,  $M_{\eta R}$ ,  $M_{\eta I}$ ,  $M_{\theta R}$ ,  $M_{\theta I}$  を、換算風速  $V/fB$  ( $V$  ; 風速,  $f$  ; 振動数,  $B$  ; 橋幅) を横軸として図-3 にまとめる。なお、図-3 には、補足的に平板空気力に対応する値 (理論値) も併記している。

### 3. 両効き鉛直クロスステイに対する検討

本章の解析にあたっては、鉛直クロスステイを両効き状態 (抗圧部材) とするとともに、鉛直クロスステイの断面積  $A_s$  は  $A_s=0.01\text{m}^2/\text{本}$  に設定するものとした。ここに、鉛直クロスステイの断面積を  $A_s=0.01\text{m}^2/\text{本}$  としたのは、事前の予備計算結果から、これ以上の断面積を入力しても連成フラッター風速はほとんど上昇せず、鉛直クロスステイの最適断面積が  $A_s=0.01\text{m}^2/\text{本}$  であったことによる。また、両効き状態は、鉛直クロスステイを鋼製とすれば実現できると考えられていることも併せて述べておく<sup>5)</sup>。なお、

鉛直クロスステイを実際の吊橋に適用する場合、当然のことながら建築限界にも考慮しなければならないが、本研究では鉛直クロスステイの最適位置を詳細に把握できるよう、設置位置を側径間側の外端から中央径間の中央部まで変化させて、連成フラッター解析を実施するものとした。

### (1) 側径間側のみに設置した場合

まず、両効き鉛直クロスステイの側径間側における最適位置を把握するため、鉛直クロスステイ位置  $x/L_s$  ( $x$  は塔側から鉛直クロスステイまでの距離、 $L_s$  は側支間長) をパラメータとした連成フラッター解析を実施した。構造対数減衰率  $\delta_s$  を  $\delta_s=0$  および  $\delta_s=0.02$  とした場合に得られた、鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係を図-4 に示す。

図-4 から、構造対数減衰率を  $\delta_s=0.02$  とした場合、 $x/L_s=0.3\sim0.6$  のいずれかの位置に 1 対の両効き鉛直クロスステイを設置すれば、設置前に  $V_F=57\text{m/s}$  ( $x/L_s=0, 1.0$  での値に対応) であった連成フラッター風速が  $V_F=62\text{m/s}$  程度まで上昇していることがわかる。一方、構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  とした場合、鉛直クロスステイの設置前には  $V_F=57\text{m/s}$  であった連成フラッター風速が逆に  $V_F=38\text{m/s}\sim40\text{m/s}$  程度まで大幅に低下する結果となっている。これに対し、平板空気力を用いた解析では、構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  であってもこのような低下現象は認められていない<sup>7)</sup>。それゆえ、測定空気力を用いた場合、側径間側に設置した両効き鉛直クロスステイの効果は、構造減衰によって大きく変化する場合があります、実務設計にあたっては構造減衰の推定とその設定がきわめて重要になると言える。

なお、上述の知見は、図-5 に示した  $x/L_s=0.4$  の  $V-\delta$  曲線 (風速と空力減衰の関係) から容易に理解できる。すなわち、図中の  $V=38\text{m/s}\sim V=60\text{m/s}$  なる風速域で空力減衰が正から負の値に変化していることから、 $\delta_s=0$  では励振力の弱い連成フラッター①が発現するものの、構造対数減衰率を  $\delta_s=0.02$  とした場合にはもはや連成フラッター①は発現せず、風速が上昇して  $V=62\text{m/s}$  となった時点で別の連成フラッター②が発生したと説明できる。参考までに、連成フラッター①と連成フラッター②のフラッターモードをそれぞれ図-6、図-7 に示すが、この図から、連成フラッター①では、連成フラッター②と比べ、桁およびケーブルの面外成分が非常に大きく連成していることがわかる。

### (2) 中央径間側のみに設置した場合

次に、両効き鉛直クロスステイの中央径間側における最適位置を把握するため、中央径間側の鉛直クロス

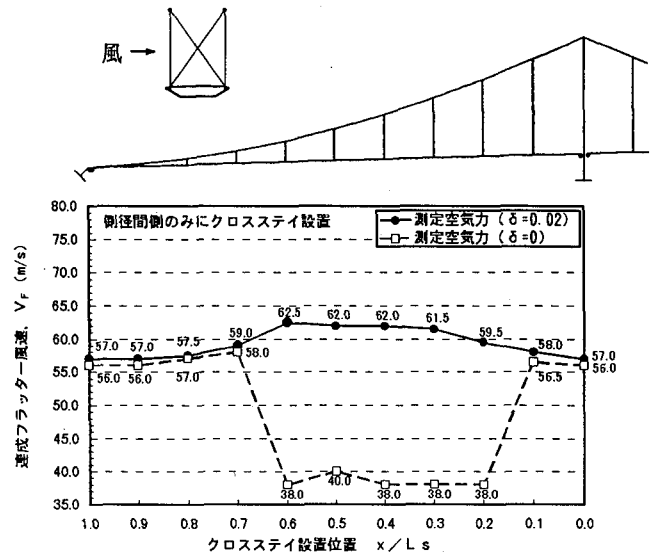


図-4 両効き鉛直クロスステイ位置 (側径間側) と連成フラッター風速の関係

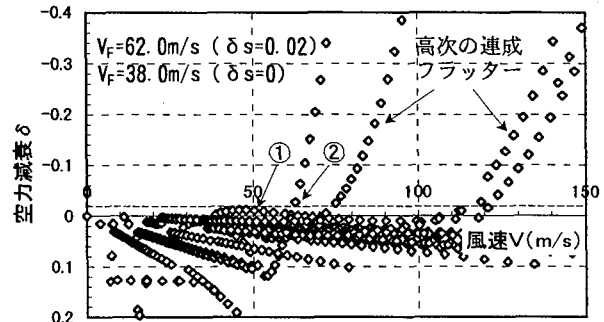


図-5 側径間側のみに両効き鉛直クロスステイを設置した場合の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L_s=0.4$ )

ステイ位置  $x/L$  ( $x$  は塔側から鉛直クロスステイまでの距離、 $L$  は中央支間長) をパラメータとした連成フラッター解析を実施した。構造対数減衰率  $\delta_s$  を  $\delta_s=0$  および  $\delta_s=0.02$  とした場合の、鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係を図-8 に示す。なお、参考までに、この図には平板空気力を用いた場合の解析結果も併記している。

図-8 からわかるように、中央径間側のみに 1 対の両効き鉛直クロスステイを設置した場合にも、構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  と仮定すれば、 $x/L=0.4$  なる位置で連成フラッター風速の大幅な低下が認められる。これは、図-9、図-10 にそれぞれ示した  $x/L=0.3$  と  $x/L=0.4$  の  $V-\delta$  曲線を比較すればわかるように、 $x/L=0.4$  では  $V=50\text{m/s}$  付近のきわめて狭い風速域において空力減衰が正から負に変化したためである。

しかしながら、中央径間側のその他の位置に両効き鉛直クロスステイを設置すれば、構造減衰が  $\delta_s=0$  であっても連成フラッター風速には大幅な低下は認められない。すなわち、連成フラッター風速が最大となる

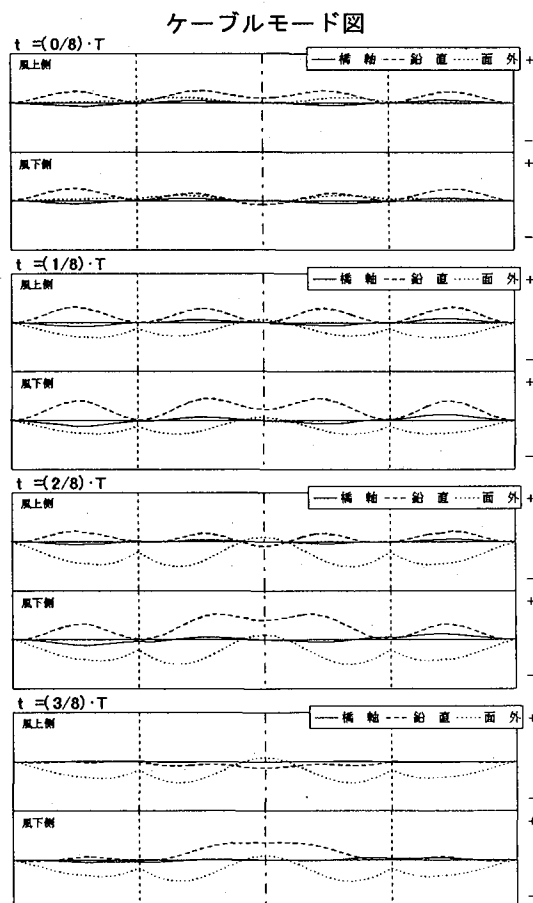
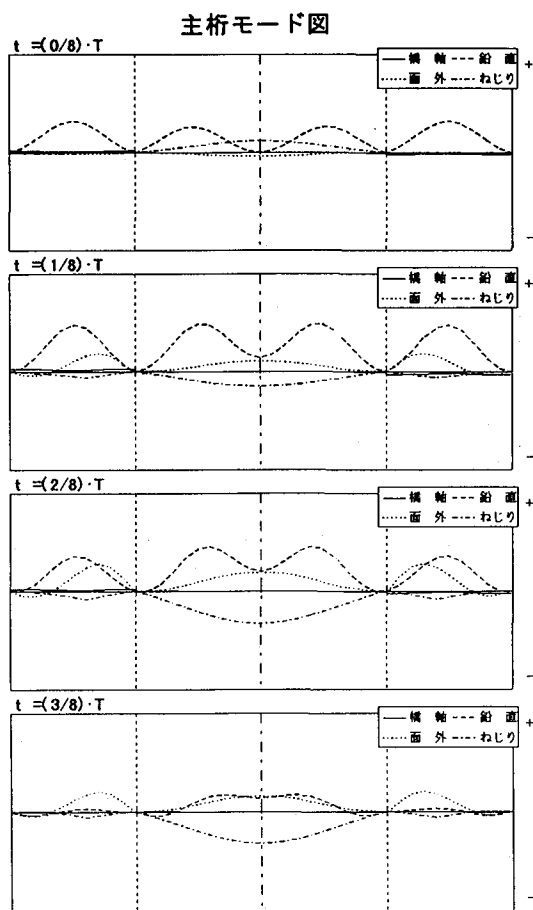


図-6 ①の連成フラッターモード

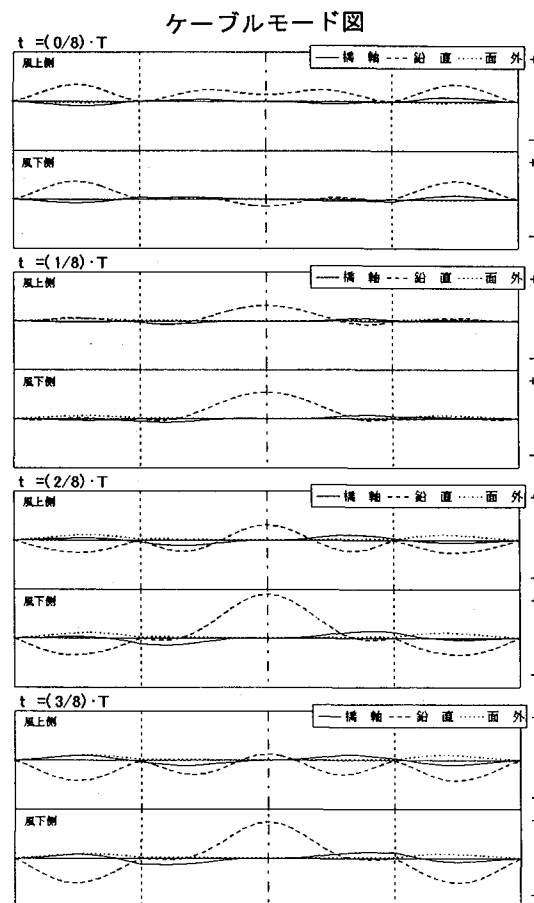
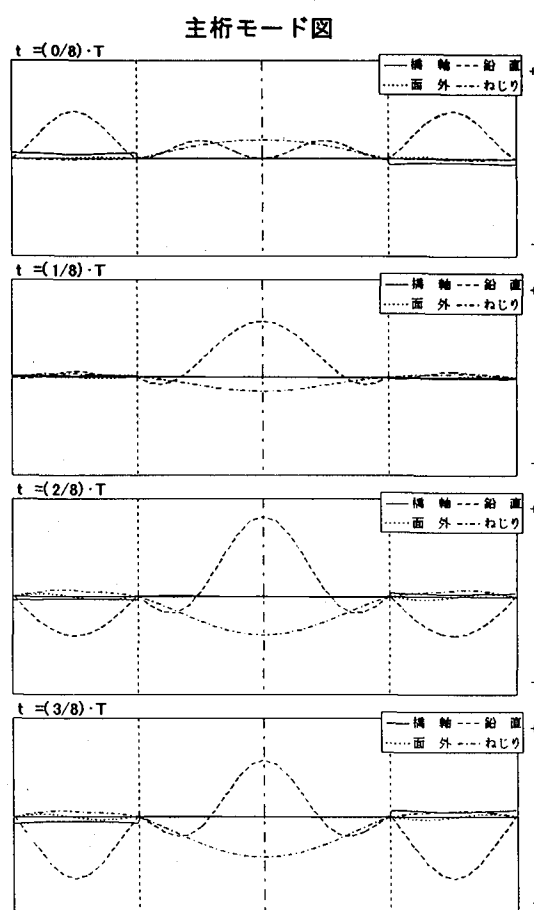


図-7 ②の連成フラッターモード

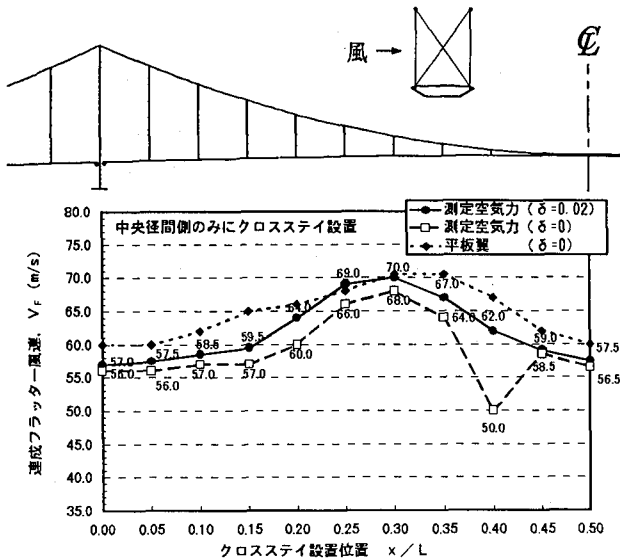


図-8 両効き鉛直クロスステイ位置（中央径間側）と連成フラッター風速の関係

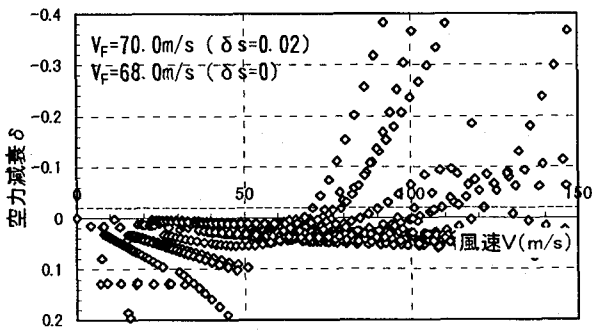


図-9 中央径間側のみに両効き鉛直クロスステイを設置した場合の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L=0.3$ )

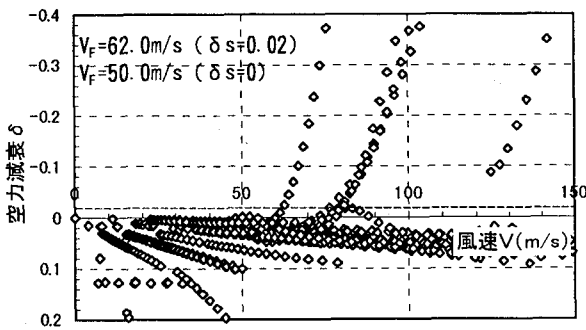


図-10 中央径間側のみに両効き鉛直クロスステイを設置した場合の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L=0.4$ )

中央径間側の最適位置は、構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  および  $\delta_s=0.02$  であっても  $x/L=0.3$  にあると言え、特に  $\delta_s=0.02$  を仮定した場合には設置前に  $V_F=57\text{m/s}$  であった連成フラッター風速が  $V_F=70\text{m/s}$  まで上昇する結果が得られている。なお、平板空気力を用いた場合の最適位置は、図-8 からわかるように  $x/L=0.3\sim 0.35$  付近にあり、連成フラッター風速は  $V_F=71\text{m/s}$

となっている。それゆえ、中央径間側の最適位置については作用空気力が相違（平板空気力と測定空気力）してもさほど変化せず、さらに、中央径間側の最適位置に両効き鉛直クロスステイを設置すれば測定空気力を作用させても連成フラッター風速はさほど低下しないと言える。

### (3) 中央径間側と側径間側にそれぞれ設置した場合

前節までの検討で、側径間側と中央径間側に 1 対の両効き鉛直クロスステイをそれぞれ単独に設置した場合、連成フラッター風速が最大となる最適位置は、側径間側で  $x/L_s=0.3\sim 0.6$ 、中央径間側で  $x/L=0.3$  であることがわかった。それゆえ、側径間側の  $x/L_s=0.5$ 、中央径間側の  $x/L=0.3$  にそれぞれ両効き鉛直クロスステイを設置すれば、最大の連成フラッター風速が得られると予想された。しかしながら、図-11 に示した  $V-\delta$  曲線からわかるように、側径間側の  $x/L_s=0.5$ 、中央径間側の  $x/L=0.3$  にそれぞれ両効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速は  $V_F=59.5\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) であり、側径間側の  $x/L_s=0.5$  のみに鉛直クロスステイを設置した場合の  $V_F=62\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) よりもさらに低下する結果となった。

そこで、補足的に、側径間側の設置位置を  $x/L_s=0.5$  に固定し、中央径間側の設置位置を変化させた場合について連成フラッター解析を実施することとした。その結果を図-12 に示す。この図から、中央径間側の設置位置を  $x/L=0.4$ （側径間側の設置位置は  $x/L_s=0.5$ ）とした場合に最大の連成フラッター風速  $V_F=66.5\text{m/s}$  が得られているものの、この風速は中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速  $V_F=70.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) よりも低いことがわかる。また、図-13 は中央径間側の設置位置を  $x/L=0.3$  に固定し、側径間側の設置位置を変化させた場合の結果である。この図から、側径間側の設置位置を  $x/L_s=0.1\sim 0.2$ （中央径間側の設置位置は  $x/L=0.3$ ）とした場合に最大の連成フラッター風速  $V_F=71.0\text{m/s}$  が得られているものの、この風速は中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに両効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速  $V_F=70.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) と同程度である。すなわち、対象とした超長大吊橋に測定空気力を作用させた場合、側径間側の鉛直クロスステイは不要で中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに両効き鉛直クロスステイを設置すればほぼ最大の連成フラッター風速が得られると言える。

これに対し、平板空気力を作用させた場合、図-8 と図-12 からわかるように、中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに両効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速は  $V_F=71.0\text{m/s}$  であり、側径間側の

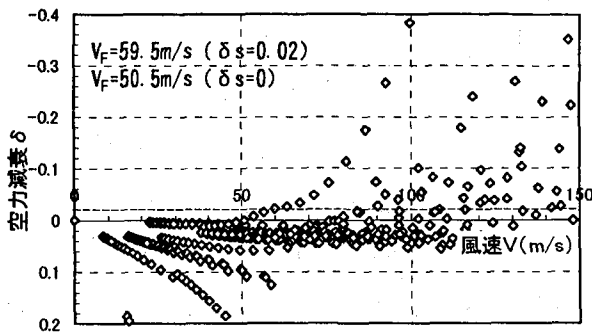


図-11 中央径間側と側径間側に両効き鉛直クロスステイを設置した場合の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L=0.3$ ,  $x/L_s=0.5$ )

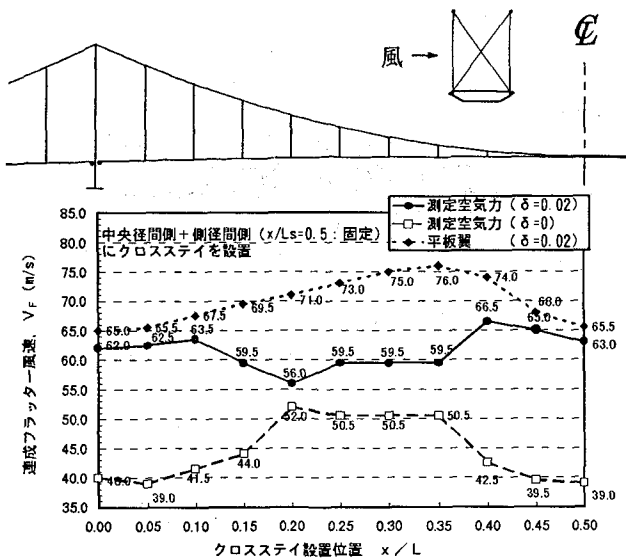


図-12 両効き鉛直クロスステイ位置 (中央径間側) と連成フラッター風速の関係 (側径間側;  $x/L_s=0.5$  に固定)

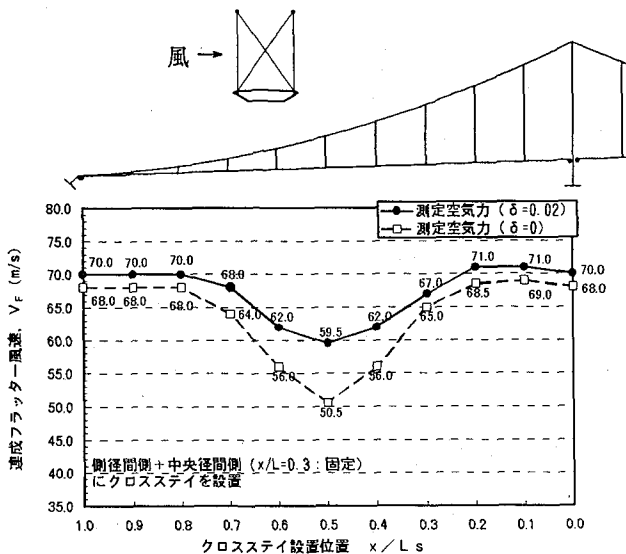


図-13 両効き鉛直クロスステイ位置 (側径間側) と連成フラッター風速の関係 (中央径間側;  $x/L=0.3$  に固定)

$x/L_s=0.5$  に両効き鉛直クロスステイを追加 (中央径間側の  $x/L=0.3$  と側径間側の  $x/L_s=0.5$  に両効き鉛直クロスステイを設置した状態) することによって  $V_F=75.0\text{m/s}$  まで上昇している。

以上の検討から、中央径間側と側径間側のそれぞれに両効き鉛直クロスステイを設置した場合の最適位置は、作用空気力 (測定空気力と平板空気力) が相違すれば大幅に変化すると言える。それゆえ、両効き鉛直クロスステイの検討にあたっては、偏平な箱桁断面を対象とする場合にも平板空気力では不十分な場合があり、また、非定常空気力の測定にあたっては今まで以上に細心の注意を払うことが重要であると言える。

#### 4. 片効き鉛直クロスステイに対する検討

前章では鉛直クロスステイを両効き状態 (抗压部材) としていた。そこで、本章では有風時において一方のステイ張力が抜けた場合も想定し、中央径間側や側径間側の鉛直クロスステイをいずれも片効き状態とした場合について同様の検討を実施することとした。

##### (1) 側径間側のみに設置した場合

片効き鉛直クロスステイの側径間側における最適位置を把握するため、鉛直クロスステイ位置  $x/L_s$  ( $x$  は塔側から鉛直クロスステイまでの距離、 $L_s$  は側支間長) をパラメーターとした連成フラッター解析を実施した。構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  および  $\delta_s=0.02$  とした場合に得られた、鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係を図-14 に示す。

図-14 から、片効き状態では、たとえ構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  であっても連成フラッター風速がステイ設置前の値 ( $V_F=56.0\text{m/s}$ ) を大幅に下回るような現象は認められず、 $x/L_s=0.4\sim 0.5$  付近に鉛直クロスステイを設置すれば  $V_F=60\text{m/s}$  程度まで連成フラッター風速が上昇していることがわかる。一方、一例として示した図-15 の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L_s=0.4$ ) から、この場合の連成フラッターは励振力が非常に強く、構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  から  $\delta_s=0.02$  に増加させても連成フラッター風速は  $1\text{m/s}$  程度しか上昇せず、最適位置も構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  とした場合と同じく  $x/L_s=0.4\sim 0.5$  付近にあることがわかる。それゆえ、側径間側における片効き鉛直クロスステイの最適位置は、前章に示した両効き状態と相違し、構造減衰が幾分増加してもほとんど変化しないと言える。

##### (2) 中央径間側のみに設置した場合

次に、片効き鉛直クロスステイの中央径間側における最適位置を把握するため、中央径間側の鉛直クロスステイ位置  $x/L$  ( $x$  は塔側から鉛直クロスステイまで

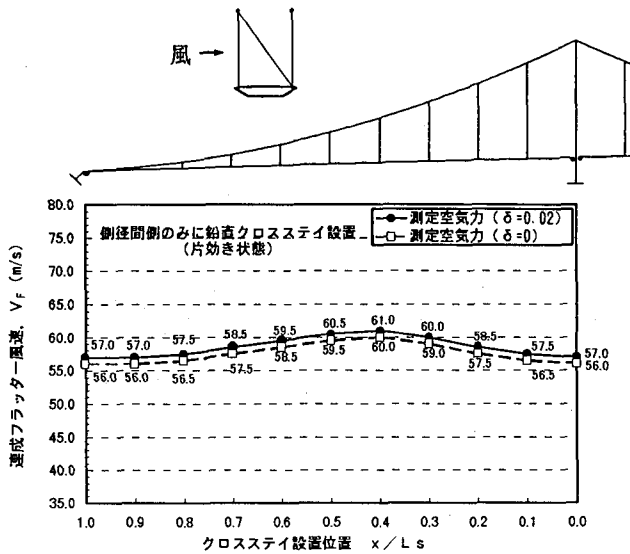


図-14 片効き鉛直クロスステイ位置（側径間側）と連成フラッター風速の関係

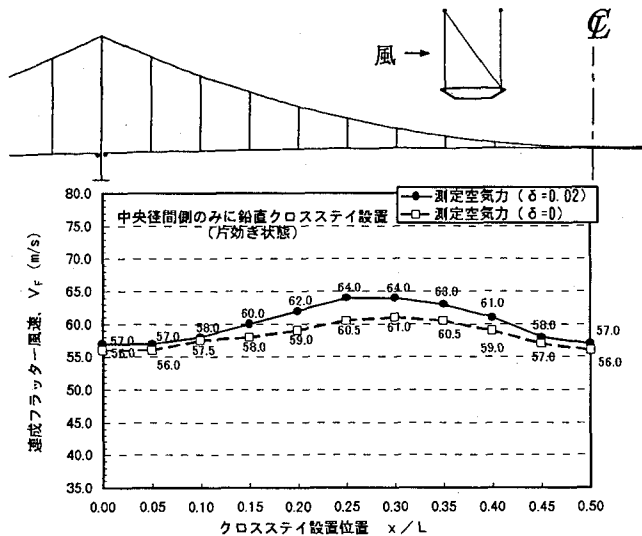


図-16 片効き鉛直クロスステイ位置（中央径間側）と連成フラッター風速の関係

の距離、 $L$  は中央支間長）をパラメーターとした連成フラッター解析を実施した。構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  および  $\delta_s=0.02$  とした場合の、鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係を図-16 に示す。

前章で報告したように、両効き鉛直クロスステイを中央径間側のみに設置した場合、 $x/L_s=0.4$  では連成フラッター風速がステイ設置前の値よりも大幅に低下する現象が認められた。これに対し、片効き鉛直クロスステイでは、図-16 からわかるように、中央径間側のいずれの場所に設置しても連成フラッター風速が低下する現象は認められていない。一方、図-17 の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L=0.3$ ) とすでに示した図-15 を比較すればわかるように、中央径間側のみに片効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッターは、励振力が前節の側径間側のみに片効き鉛直クロスステイを設

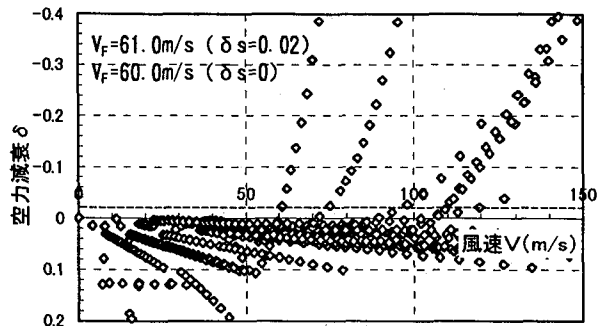


図-15 側径間側のみに片効き鉛直クロスステイを設置した場合の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L_s=0.4$ )

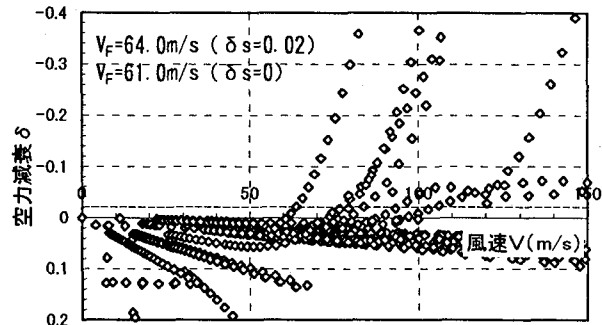


図-17 中央径間側のみに片効き鉛直クロスステイを設置した場合の  $V-\delta$  曲線 ( $x/L=0.3$ )

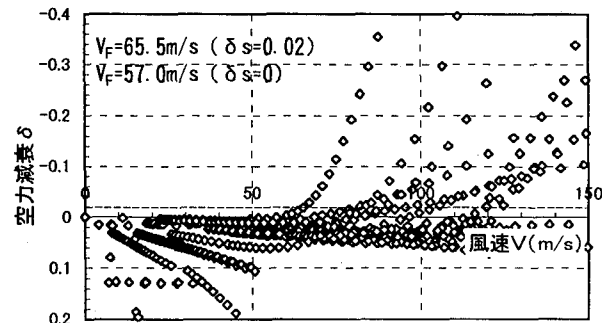


図-18 中央径間側と側径間側に片効き鉛直クロスステイを設置した場合  $V-\delta$  曲線 ( $x/L=0.3$ ,  $x/L_s=0.5$ )

置した場合よりもやや弱く、たとえば、最適位置である  $x/L=0.3$  では構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  から  $\delta_s=0.02$  に増加させれば、連成フラッター風速は 61.0m/s から 64.0m/s まで上昇する結果（上昇分は約 3m/s）となっている。

### (3) 中央径間側と側径間側にそれぞれ設置した場合

前節までに示したように、片効き鉛直クロスステイを側径間側や中央径間側に設置した場合には、両効き鉛直クロスステイを設置した場合と相違し、構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  であっても連成フラッター風速が大幅に低下する現象は認められなかった。そこで、側径間

側の  $x/L_s=0.5$ 、中央径間側の  $x/L=0.3$  なる位置にそれぞれ片効き鉛直クロスステイを設置した場合について連成フラッター解析を実施した。得られた  $V-\delta$  曲線を図-18 に示す。図-18 から、この場合の連成フラッター風速は、構造対数減衰率を  $\delta_s=0.02$  とすれば  $V_F=65.5\text{m/s}$  ( $\delta_s=0$  では  $V_F=57.0\text{m/s}$ ) となっており、中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに鉛直クロスステイを設置した場合の  $V_F=64.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) よりも若干ではあるが確実に上昇していることがわかる。したがって、鉛直クロスステイの片効き状態では、測定空気力を作用させた場合にも両効き状態のような連成フラッター風速の低下現象は認められず、側径間側と中央径間側の最適位置にそれぞれ片効き鉛直クロスステイを設置すれば最大の連成フラッター風速が得られると言える。

一方、平板空気力を用いた場合についても補足的に連成フラッター解析を実施したところ、側径間側の  $x/L_s=0.5$  および中央径間側の  $x/L=0.3$  に片効き鉛直クロスステイを設置すれば、ステイ設置前に  $V_F=60.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0$ ) であった連成フラッター風速がそれぞれ  $V_F=63.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0$ )、 $V_F=69.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0$ ) まで上昇する結果が得られた。また、側径間側の  $x/L_s=0.5$  と中央径間側の  $x/L=0.3$  にそれぞれ片効き鉛直クロスステイを同時に設置した場合には、連成フラッター風速が  $V_F=73.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0$ ) まで上昇する結果となった。なお、この連成フラッター風速 ( $V_F=73.0\text{m/s}$ ) は、 $60\text{m/s}$  (ステイ設置前の連成フラッター風速)  $+3\text{m/s}$  (側径間側のステイによる上昇分)  $+9\text{m/s}$  (中央径間側のステイによる上昇分)  $=72\text{m/s}$  と概ね等しく、平板空気力を用いた場合には側径間側と中央径間側のステイの寄与を単純に加算できる可能性があると推察される。

これに対し、測定空気力を用いた場合の連成フラッター風速 ( $\delta_s=0.02$ ) を単純加算によって求めてみると、 $57\text{m/s}$  (ステイ設置前の連成フラッター風速)  $+4\text{m/s}$  (側径間側のステイによる上昇分)  $+7\text{m/s}$  (中央径間側のステイによる上昇分)  $=68\text{m/s}$  となった。側径間側の  $x/L_s=0.5$  と中央径間側の  $x/L=0.3$  にそれぞれ片効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速が  $V_F=65.5$  ( $\delta_s=0.02$ ) であったことを考慮すれば、測定空気力を用いた場合、鉛直クロスステイの寄与を単純加算するのはやや過大評価になると考えられる。

## 5. まとめ

本論文は、桁高  $7\text{m}$  の偏平箱桁断面を有する中央支間長が  $2,500\text{m}$  (支間長比  $0.5$ ) の超長大吊橋を対象として、測定空気力を作用させた場合の鉛直クロスステイの寄与を、両効き状態と片効き状態のそれぞれに

ついて検討したものである。得られた主要な結果を以下にまとめる。

(1)  $x/L_s=0.3\sim 0.6$  なる側径間側のいずれかに 1 対の両効き鉛直クロスステイを設置した場合、構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  に仮定すれば、設置前に  $V_F=57\text{m/s}$  であった連成フラッター風速が逆に  $V_F=38\text{m/s}\sim 40\text{m/s}$  程度まで大幅に低下する結果が得られた。一方、構造対数減衰率を  $\delta_s=0.02$  と仮定すれば、設置前に  $V_F=57\text{m/s}$  であった連成フラッター風速は  $V_F=62\text{m/s}$  程度まで上昇した。

(2) 中央径間側のみに 1 対の両効き鉛直クロスステイを設置した場合の最適位置は、構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  および  $\delta_s=0.02$  であっても平板空気力を用いた場合と同じく  $x/L=0.3$  にあり、特に  $\delta_s=0.02$  を仮定した場合には設置前に  $V_F=57\text{m/s}$  であった連成フラッター風速が  $V_F=70\text{m/s}$  まで上昇した。

(3) 中央径間側のみに 1 対の両効き鉛直クロスステイを設置した場合にも、構造対数減衰率を  $\delta_s=0$  と仮定すれば、 $x/L=0.4$  なる位置で連成フラッター風速の大幅な低下が認められた。それゆえ、測定空気力を用いた場合、両効き鉛直クロスステイの最適位置は、構造減衰によって大きく変化する場合があります、実務設計にあたっては構造減衰の設定がきわめて重要になると考えられる。

(4) 側径間側の  $x/L_s=0.5$  と中央径間側の  $x/L=0.3$  にそれぞれ両効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速は  $V_F=59.5\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) であり、中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに鉛直クロスステイを設置した場合の  $V_F=70\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) よりも大幅に低下した。したがって、測定空気力を作用させた場合、側径間側の鉛直クロスステイは不要であると言え、中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに両効き鉛直クロスステイを設置すればほぼ最大の連成フラッター風速が得られる。

(5) 両効き鉛直クロスステイを設置した場合に認められた連成フラッター風速の低下現象は、平板空気力を用いた解析では出現しなかった。したがって、両効き鉛直クロスステイの効果は、作用空気力 (測定空気力と平板空気力) が相違すれば大幅に変化することがあり、また、非定常空気力の測定にあたっては今まで以上に細心の注意を払うことが重要であると言える。

(6) 鉛直クロスステイの片効き状態では、たとえ構造対数減衰率が  $\delta_s=0$  であっても、平板空気力を用いた場合と同じく連成フラッター風速がステイ設置前よりも大幅に低下する現象は認められなかった。また、側径間側の  $x/L_s=0.5$  と中央径間側の  $x/L=0.3$  にそれぞれ片効き鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター風速は  $V_F=65.5\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) であり、中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに鉛直クロスステイを設置した場合の  $V_F=64.0\text{m/s}$  ( $\delta_s=0.02$ ) よりも若干ではある

が上昇した。

測定空気力を作用させた今回の解析では、中央径間側の  $x/L=0.3$  のみに両効き鉛直クロスステイを設置した場合に  $V_F=70\text{m/s}$  なる連成フラッター風速の最大値が得られたが、この値は目安とした明石海峡大橋のフラッター照査風速である  $V_F=78\text{m/s}$  を下回るものであった。それゆえ、超長大吊橋の実現にあたっては、傾斜クロスステイや水平ステイなどその他のケーブルシステムとの組み合わせに関する検討も含め、更なる技術開発が必要である。しかしながら、本文で提示した知見は、超長大吊橋の耐風設計を実施する上できわめて有用な情報を与えていると思われる。本論文が、超長大吊橋の検討に携わる実務技術者や風工学の研究者にとって示唆に富んだ有益な技術資料になることを心から願う次第である。

最後に、本研究は、建設省土木研究所、本州四国連絡橋公団、(財)土木研究センターおよび民間企業8社による共同研究「耐風性および経済性に優れた超長大橋の開発」の一環として行われたことを付記しておく。また、本検討での連成フラッター解析にあたっては、横浜国立大学の宮田利雄教授と山田 均助教授が開発されたプログラム<sup>9)</sup>を使用させていただきました。紙面を借りて両先生に厚くお礼を申し上げます。

#### 参考文献

- 1) 本州四国連絡橋公団、海洋架橋調査会：本州四国連絡橋の海洋架橋技術に関する調査研究（耐風委員会報告書），pp.57～68，1990年3月。
- 2) M. A. Astiz and E. Y. Andersen：On Wind Stability of Very Long Spans in Connection with a Bridge across the Strait of Gibraltar, Proc. of The 2nd Symposium on Strait Crossings, Trondheim (Norway), pp.257～264, June, 1990.
- 3) 米田昌弘，木村公男，大野克紀，中崎俊三，野村国勝：3,000m級吊橋の静的特
- 4) 性と連成フラッター特性に及ぼす各種ケーブルシステムの効果について，構造工学論文集，Vol.40A，pp.735～747，1994年3月。
- 5) 荒居祐基，宮崎正男：超長大吊橋の耐風設計と水平ステイシステムに関する研究，第13回風工学シンポジウム論文集，pp.503～508，1994年12月。
- 6) 大谷康史，北川 信，金崎智樹，勝地 弘：長大吊橋のフラッター限界風速に対するクロスハンガーの改善効果に関する検討，土木学会第50回年次学術講演会講演概要集，I-688，pp.1376～1377，1995年9月。
- 7) 佐々木 誠，久保喜延，山口栄輝，坂田隆博：中央連結ケーブル方式による超長大吊橋の耐風特性，構造工学論文集，Vol.42A，pp.841～846，1996年3月。
- 8) 米田昌弘，大野克紀，田巻嘉彦，木村公男：超長大吊橋の連成フラッター特性に及ぼす鉛直ならびに傾斜クロスステイの効果について－中央支間長が2,500mの偏平箱桁形式吊橋に対する検討－，構造工学論文集，Vol.43A，pp.713～724，1997年3月。
- 9) 田中 洋，山村信道：長大橋梁の非定常空気力係数による連成フラッター解析，第11回風工学シンポジウム論文集，pp.61～66，1990年12月。
- 10) 宮田利雄，山田 均，太田博文：立体骨組み解析法による横たわみしたトラス補剛吊橋の曲げねじれフラッター解析，土木学会論文集，第404号/I-11，pp.267～275，1989年4月。

(1997年9月26日受付)