

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—

Effects of Vertical and Inclined Crossed Stay Systems on 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 川田工業株式会社技術開発本部技術研究室, 室長 (〒114 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長大橋室 (同 上)
- *** 川田工業株式会社技術開発本部長大橋室 (同 上)
- **** 工修 川田工業株式会社工事本部工事計画課, 課長 (〒114 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 and without various kinds of crossed stay systems. It was shown from the results of flutter analyses that the compound flutter speed for the bridge with a vertical crossed stay system would be strongly dependent on the relative position of crossed stays to center span. Roles of both vertical and inclined crossed stays on compound flutter characteristics were also investigated by distribution of exciting/damping aeroelastic energy along bridge axis.

Key Words : Super long span suspension bridge, Stay system, Direct flutter FEM analysis

1. まえがき

完成すれば世界最大となる中央支間長 1,990m の明石海峡大橋は平成 10 年 3 月の開通(予定)を目指して建設が着々と進められているが、一方で、紀淡海峡大橋、東京湾口道路橋、伊勢湾口道路橋など明石海峡大橋を上回る規模の超長大吊橋案がすでに国内において計画されつつある。このような超長大吊橋の設計にあたっては、風荷重による静的変形特性はもちろんのこと耐フラッター性がきわめて重要な検討項目となる。周知の如く、吊橋は中央支間長の増加とともに固有振動数が低下する。したがって、明石海峡大橋を上回る 2,500m 級の超長大吊橋を実現させるためには、フラッターの発現風速を照査風速以上に高めるための工夫がきわめて重要なこととなる。

ところで、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、セバーク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起因する¹⁾。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^{2)~6)}。その中にあって、クロスステイ方式(本文では、死荷重張力が導入されていない場合をクロスステイ、死荷重張力を導入した場合をクロスハンガーと定義する)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、超長大吊橋のフラッター発現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。しかしながら、従来の検討では、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、クロスステイの最適設置位置については十分な検討がなされていなかった。

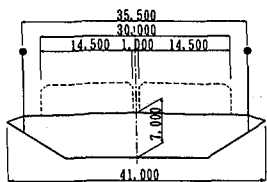


図-1 対象橋梁の断面

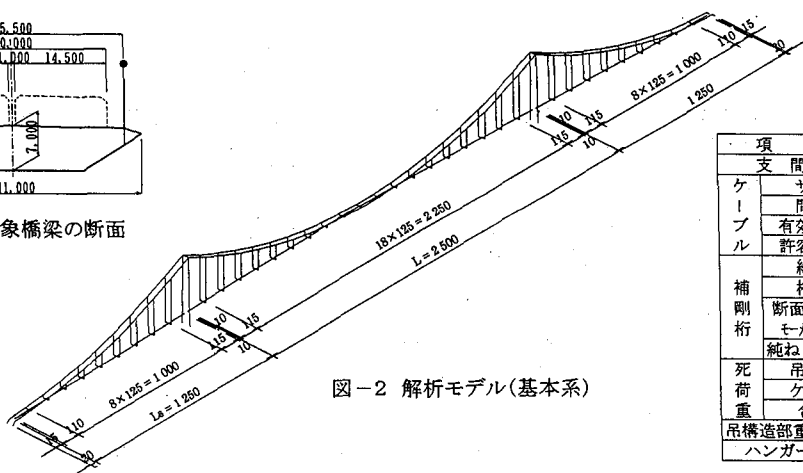


図-2 解析モデル(基本系)

表-1 基本諸元

項 目	構 造 諸 元
支 間 長	1,250m + 2,500m + 1,250m
ケイブル	
サグ比	1/9
間 隔	35.5 m
有効断面積	$2 \times 0.6 = 1.2$ m ² /Br.
許容応力度	100 kg/mm ²
補剛桁	
総 幅	41 m
桁 高	7 m
断面2次鉛直	12 m ² /Br.
モーメント水平	160 m ⁴ /Br.
純ねじり定数	26 m ⁴ /Br.
死 荷 重	
吊橋造部	24 t/m/Br.
ケーブル	11 t/m/Br.
合 計	35 t/m/Br.
吊橋造部重量極慣性	3,300 t·m ² /m/Br.
ハンガー断面積	0.03 m ² /125m/Cable.

このような観点から、著者らは、中央支間長が 2,500m の超長大吊橋を対象として立体骨組みフラッター解析を実施し、連成フラッターの発現風速が最大となるクロスステイの最適設置位置について検討している⁷⁾。しかしながら、先の論文は連成フラッター風速のみに着目した検討であり、クロスステイを設置したことによるフラッターモードの変化やクロスステイの空力安定化効果について十分な検討が実施されているとは言い難い。そこで、本文では、新たにクロスステイを設置した場合のフラッターモードを提示するとともに、主桁に対して(非定常)空気力がなす仕事量も算出し、クロスステイとその空力安定化効果について考察を加えることとした。また、従来のクロスステイ方式では連成フラッターの発現風速 V_F が最大でも $V_F=75\text{m/s} \sim 76\text{m/s}$ 程度であったことから、クロスステイ(後述の傾斜クロスステイと区別するため、以下、鉛直クロスステイと記す)を橋軸方向に傾斜させた傾斜クロスステイ方式を考案し、同様の検討を実施することとした。その結果、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^2 から 100kgf/mm^2 に変更(安全率を 2.2 から 1.8 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^2 とした場合のケーブル重量 w_c は $w_c=17.0\text{tf/m/Br.}$ であり、サグ比を 1/9、許容応力度を 100kgf/mm^2 に変更することによってケーブル重量は $w_c=11.0\text{tf/m/Br.}$ 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)⁸⁾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)⁹⁾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、連成フラッター解析にあたっては、対象とした桁断面の非定常空気力係数(風洞実験での測定値)を使用し、かつ、有風時における横たわみ変形を考慮するのが理想である。しかしながら、このような解析は、連成フラッター特性に及ぼす各種クロスステイの効果を定性的に把握することを目的とした本研究では、煩雑さが増すばかりで本質を評価できない可能性もある。すなわち、風洞実験で算出した非定常空気力係数(測定値)を使用し、かつ、有風時における横たわみ変形を考慮する解析は、数多くの定性的な検討結果から選出した最も有望な案について実施すべき手法であると考えられる。そこで、本研究では、偏平箱桁断面の測定空気力とも大きく相違せず、かつ、他の研究者と外力の統一を図ることができるの理由から、定性的な比較検討を行う際に用いられることの多い平板翼の非定常揚力と非定常空力モーメントを採用し、これらを補剛桁に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、有風時における静的な横たわみの影響については無視するものとした。なお、有風時における横たわみを無視した解析は、横たわみを考慮した解析と比べて連成フラッター風速は若干高くなる⁹⁾ものの、比較的簡単に実施できることを付記しておく。

(3) 空気がなす仕事量の計算

空気が主桁に対してなす仕事量は、文献 10)にしたがって、以下のように計算する。すなわち、主桁に作用する非定常揚力 L と非定常空力モーメント M をそれぞれ、

$$L = (L_{yR} + iL_{yI})\ddot{y} + (L_{\phi R} + iL_{\phi I})\ddot{\phi} \quad (1)$$

$$M = (M_{yR} + iM_{yI})\ddot{y} + (M_{\phi R} + iM_{\phi I})\ddot{\phi} \quad (2)$$

ここに、 $\ddot{y}$; 鉛直たわみの加速度振幅

$\ddot{\phi}$; ねじれの加速度振幅

i ; 虚数単位

と表示した場合、連成振動する主桁に対して揚力と空力モーメントがそれぞれなす仕事 W_L 、 W_M は次式で計算できる。

$$W_L = \oint L_R dy_R = \omega^2 \pi \left\{ -y_0^2 L_{yI} + (L_{\phi R} \sin \theta - L_{\phi I} \cos \theta) y_0 \phi_0 \right\} \quad (3)$$

$$W_M = \oint M_R d\phi_R = \omega^2 \pi \left\{ -y_0 \phi_0 (M_{yR} \sin \theta + M_{yI} \cos \theta) - \phi_0^2 M_{\phi I} \right\} \quad (4)$$

ここに、 ω は円振動数であり、添え字の R と I はそれぞれ実部、虚部であることを表す。また、 θ は、

$$\theta_y = \tan^{-1}(y_I / y_R) \quad (5)$$

$$\theta_\phi = \tan^{-1}(\phi_I / \phi_R) \quad (6)$$

ただし、 y_R, y_I ; 複素モード (鉛直たわみ成分) の実部と虚部

ϕ_R, ϕ_I ; 複素モード (ねじれ成分) の実部と虚部

なる関係式から θ_y 、 θ_ϕ を算定すれば、

$$\theta = \theta_y - \theta_\phi \quad (7)$$

で与えられる。さらに、 y_0 と ϕ_0 はそれぞれ

$$y_0 = \sqrt{y_R^2 + y_I^2} \quad (8)$$

$$\phi_0 = \sqrt{\phi_R^2 + \phi_I^2} \quad (9)$$

なる式でそれぞれ算定すればよい。

したがって、空気が主桁に対してなす仕事量の総和 W は、

$$W = W_L + W_M \quad (10)$$

となり、この値を主桁の格点について順次求めれば、吊橋に作用する加振空気の橋軸方向分布を明らかにすることができる。

なお、式(3)と式(4)に示した仕事量 W_L 、 W_M には複素モードの絶対値 y_0 、 ϕ_0 が含まれている。それゆえ、仕事量の厳密な定義にしたがえば、 y_0 として基準振幅 (たとえば、0.1m のように次元を有する値) を規定しなければならないが、本文では従来の慣用にしたがい、複素モードの絶対値を振幅として式(3)と式(4)から計算される W_L 、 W_M を仕事量と記すこととした。

3. 鉛直クロスステイを設置した場合の連成フラッター特性

(1) 両効き状態

鉛直クロスステイを中央径間側のみに設置した場合のフラッター特性を把握するため、まず、中央径間側の鉛直クロスステイ設置位置 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) をパラメーターとした連成フラッター解析を実施した。鉛直クロスステイの設置位置と連成フラッター風速の関係を図-3に示す。ただし、本節の解析にあたっては、鉛直クロスステイを抗圧部材 (両効き状態) 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十分に実現できることを付記しておく⁵⁾。

図-3から、中央径間側のみに鉛直クロスステイを設置した場合、連成フラッター風速 V_F は鉛直クロスステイを設置しない場合の $V_F=60\text{m/s}$ ($x/L=0$ での値) から徐々に上昇

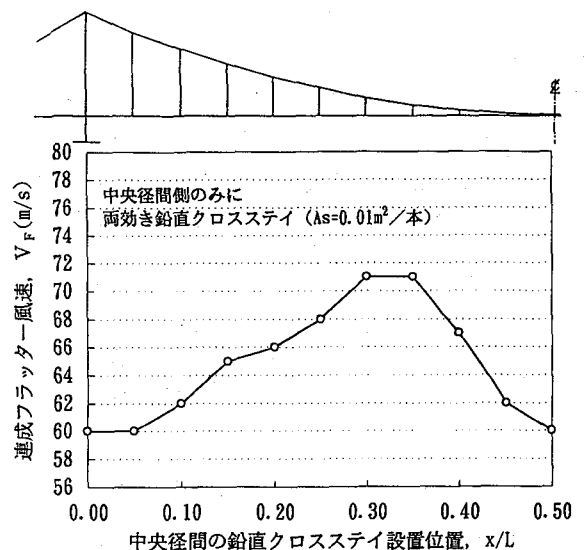


図-3 鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係

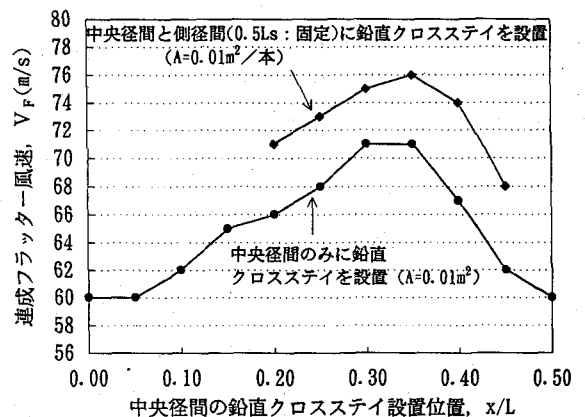


図-4 鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係

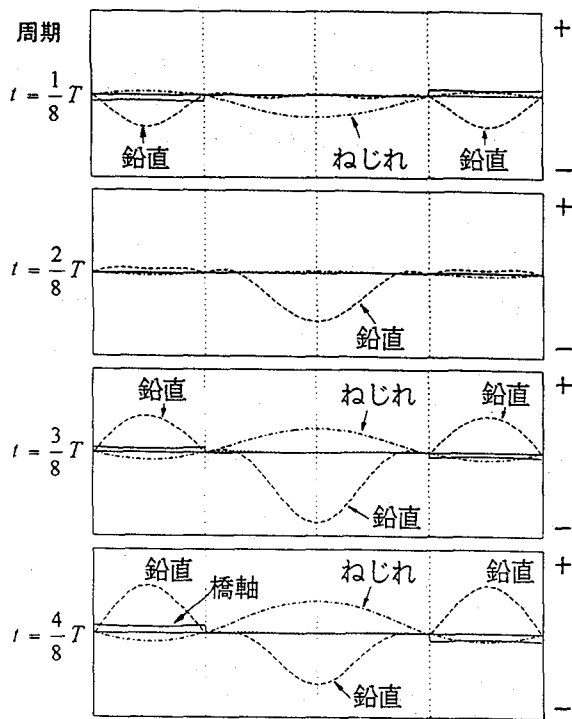
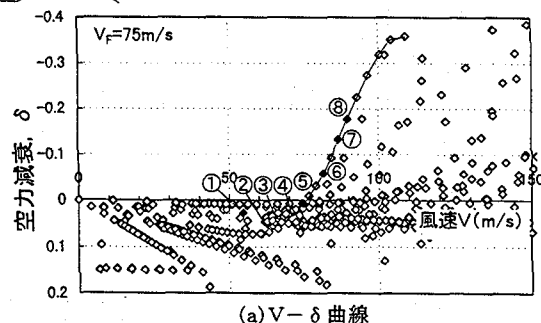
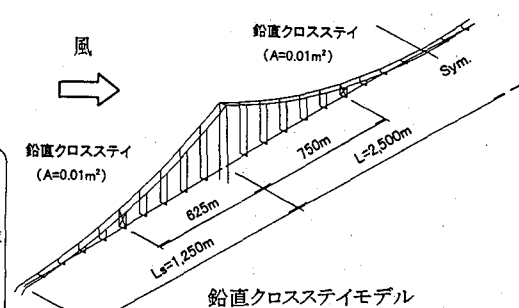
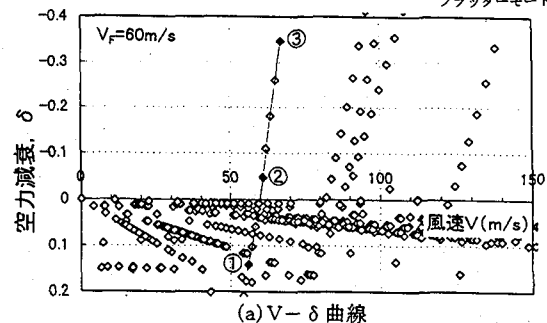
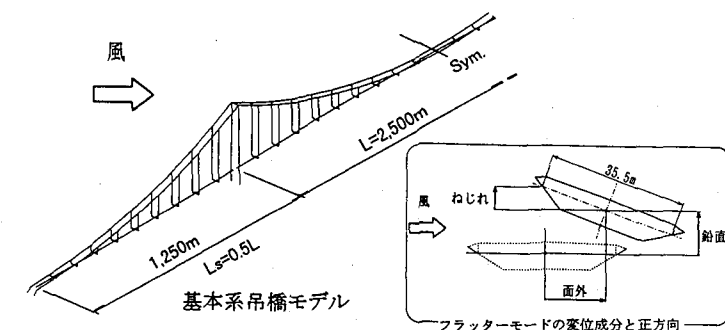


図-5 基本系吊橋モデルのV-δ曲線とフラッターモード

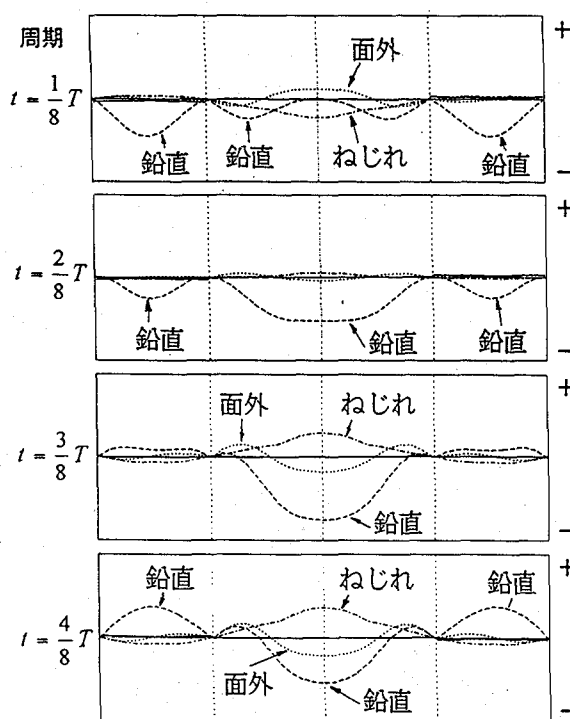


図-6 鉛直クロスステイを設置した場合のV-δ曲線とフラッターモード

するものの、 $x/L=0.3 \sim 0.35$ なる場合に最大の $V_F=71\text{m/s}$ に達した後は逆に減少し、中央径間中央 ($x/L=0.5$) に設置した場合には鉛直クロスステイを設置しない場合と等しい発現風速になっていることがわかる。すなわち、鉛直クロスステイには、連成フラッター風速を最大とする最適設置位置が存在すると言える。

次に、建築限界を考慮して、中央径間側の鉛直クロスステイ位置を $x/L=0.3$ に固定し、側径間側の鉛直クロスステイ設置を $0.4L_s \sim 0.6L_s$ (L_s は側径間長) なる範囲で変化させた場合の連成フラッター解析を実施した。その結果、 $0.4L_s \sim 0.6L_s$ なる範囲では、いずれの設置位置でも連成フ

ラッター風速は $V_F=75\text{m/s}$ となり、中央径間側のみに設置した場合 ($V_F=71\text{m/s}$) より 4m/s 程度上昇することがわかった。そこで、側径間側の鉛直クロスステイは $0.5L_s$ (側径間中央) に固定し、再び中央径間側の鉛直クロスステイ設置位置を変化させた連成フラッター解析を実施することとした。その解析結果を図-4に示す。図-4から、中央径間側における鉛直クロスステイの最適設置位置は、側径間側の $0.5L_s$ に鉛直クロスステイを設置した場合にも $x/L=0.3 \sim 0.35$ 付近にあること、また、側径間側の鉛直クロスステイは中央径間の鉛直クロスステイ設置位置によらずフラッター発現風速を 5m/s 程度上昇させていることが理解される。

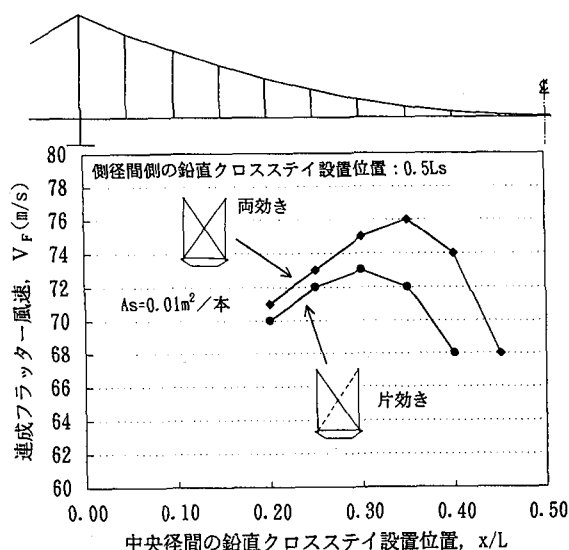


図-7 鉛直クロスステイ位置と連成フラッター風速の関係

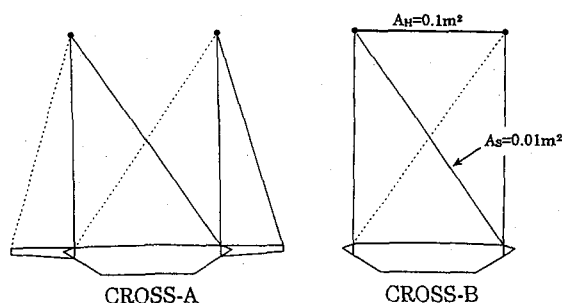


図-8 片効き状態における対策

なお、図-5と図-6は、参考までに鉛直クロスステイのない基本系吊橋および中央径間側と側径間側に鉛直クロスステイを設置した場合（中央径間側には $0.3L$ 、側径間側には $0.5L_s$ ）のそれぞれについて $V-\delta$ 曲線（風速と空力減衰の関係）と連成フラッターモードを示したものである。ただし、 $V-\delta$ 曲線中に記した○印内の数字は、以降に示す $V-\delta$ 曲線も含め、第5章で空気力がなす仕事量を計算した時の風速状態を表すことを付記しておく。図-5と図-6から、鉛直クロスステイのない基本系吊橋では面外モード成分をともなわない対称1次形の連成フラッターが最も低い風速で発現しているのに対し、鉛直クロスステイを設置した場合には面外モード成分をともなった連成フラッターが発現していることがわかる。また、両者の $V-\delta$ 曲線を比較すればわかるように、鉛直クロスステイを設置した場合には基本系吊橋と比較して $V-\delta$ 曲線の立ち上がりが幾分緩やかになっているが、これは面外モードの連成によって等価質量が増加したと考えれば理解できる。

(2) 片効き状態

前節は鉛直クロスステイを抗圧部材（両効き状態）とした検討であったが、鉛直クロスステイがケーブル部材であれば有風時において一方の鉛直クロスステイ張力が抜け、片効き状態（非抗圧部材）になることも考えられる。そこで、本節では、鉛直クロスステイ（断面積は $A_s = 0.01 \text{ m}^2$ /本）を片効きとした場合の連成フラッター解析も同様に実

施することとした。側径間の鉛直クロスステイ位置を $0.5L_s$ に固定するとともに、中央径間側の鉛直クロスステイ位置を変化させた解析結果を図-7に示す。図-7から、非抗圧鉛直クロスステイ（片効き状態）とした場合の最適設置位置も $x/L = 0.3$ 付近にあり、この場合の連成フラッター発現風速は両効き状態（抗圧鉛直クロスステイ）と比較して 2 m/s 程度しか低下していないことがわかる。

なお、著者らは、鉛直クロスステイの片効き状態に対しては図-8に示す CROSS-A（4本配置した鉛直クロスステイのうちの2本を有効に作用させる方法）や CROSS-B（メインケーブル間に水平部材を設置する方法）で対処できると考えていたが、連成フラッターの発現風速はいずれの場合も $V_F = 74 \text{ m/s}$ と非抗圧鉛直クロスステイ（片効き状態）とした場合よりも 1 m/s 程度しか上昇しないものであった。これに対し、超長大吊橋の連成フラッター特性は非常に敏感であると予想されることから、補足的に支間長比が 0.3 なる超長大吊橋モデル（中央支間長 $2,500 \text{ m}$ 、側支間長 750 m 、鉛直クロスステイ位置は側径間側が $0.5L_s$ で中央径間側が $0.3L$ ）についても連成フラッター解析を実施した。その結果、抗圧鉛直クロスステイ（両効き状態）とした場合の連成フラッター発現風速は $V_F = 80 \text{ m/s}$ （鉛直クロスステイがない状態では 61 m/s ）であったのに対し、非抗圧鉛直クロスステイ（片効き状態）とした場合には $V_F = 73 \text{ m/s}$ と 7 m/s も発現風速が低下する結果となっている。また、CROSS-A と CROSS-B なる場合の連成フラッター発現風速はいずれも $V_F = 77.5 \text{ m/s}$ であり、非抗圧鉛直クロスステイ（片効き状態）とした場合よりもそれぞれ 4.5 m/s も上昇することがわかった。すなわち、鉛直クロスステイの寄与は、支間長比によって大きく異なる可能性があるものと推察された。

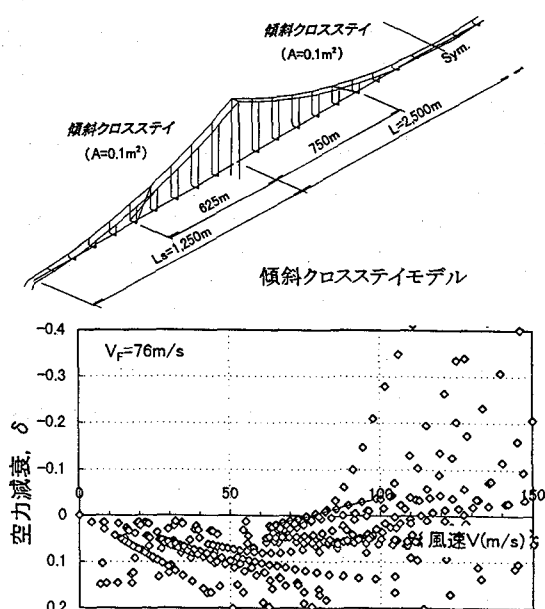


図-9 傾斜クロスステイモデルの $V-\delta$ 曲線

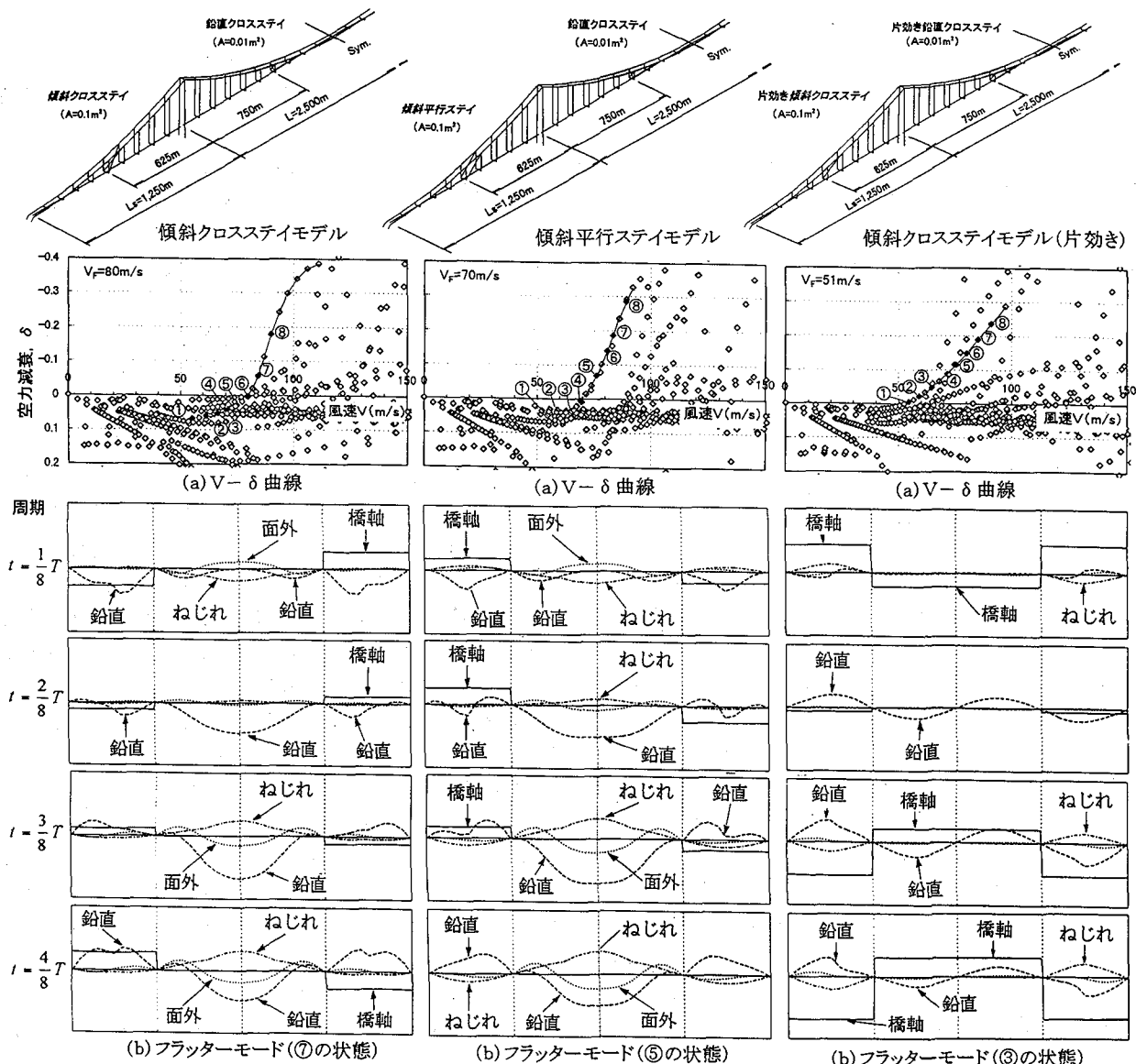


図-10 傾斜クロスステイを設置した場合のV-δ曲線とフラッターモード

図-11 傾斜平行ステイを設置した場合のV-δ曲線とフラッターモード

図-12 傾斜クロスステイを設置した場合のV-δ曲線とフラッターモード

4. 傾斜クロスステイを併用した場合の連成フラッター特性

(1) 両効き状態

前章に示したように、中央支間長が2,500mで側支間長が1,250mの超長大吊橋を対象とする限り、両効き鉛直クロスステイを最適位置（中央径間側；0.3L，側径間側；0.5Ls）に設置しても連成フラッター風速の最大値は $V_F=75\text{m/s}$ 程度であり、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。そこで、従来の鉛直クロスステイを橋軸方向に傾斜させた傾斜クロスステイ方式を考案し、同様に連成フラッター解析を実施することとした。両効き傾斜クロスステイ（設置位置は中央径間側で0.25L~0.3Lの区間、側径間側で0.4Ls~0.5Lsの区間）のフラッター解析で得られたV-δ曲線を図-9に示す。ただし、解析にあたっては傾斜クロスステイの断面積を $A_s=0.1\text{m}^2/\text{本}$ としたが、これ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、傾斜クロスステイの最適断面積

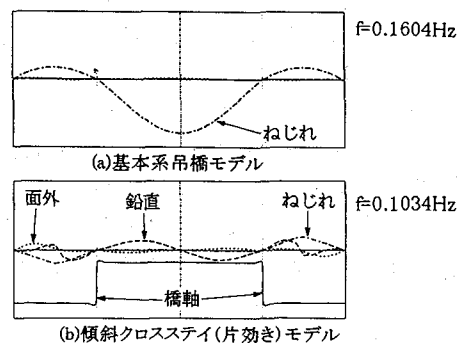


図-13 基点振動モードの比較

が $A_s=0.1\text{m}^2/\text{本}$ であったことによる。

図-9からわかるように、両効き傾斜クロスステイを中央径間側と側径間側に設置した場合の連成フラッター風速は $V_F=76\text{m/s}$ となっており、鉛直クロスステイの両効き状態と比較して同程度の効果しか有していないと言える。また、解析結果は省略するが、中央径間側を傾斜クロスステイ（設置位置は0.25L~0.3Lの区間）、側径間側を鉛直クロスステイ（設置位置は0.5Ls）とした場合の連成フラッター

一風速も $V_F=76\text{m/s}$ であり、同様に鉛直クロスステイの両効き状態と比較して有意な効果は認められなかった。これに対し、中央径間側を鉛直クロスステイ（設置位置は $0.3L$ ）、側径間側を傾斜クロスステイ（設置位置は $0.4L_S \sim 0.5L_S$ の区間）とした場合には、図-10(a)に示した $V-\delta$ 曲線からわかるように連成フラッター風速が $V_F=80\text{m/s}$ まで上昇するというきわめて興味ある結果が得られた。この場合（中央径間側を鉛直クロスステイ、側径間側を傾斜クロスステイとした場合）のフラッターモードは図-10(b)に示す通りであるが、両効きの鉛直クロスステイ方式のフラッターモード（図-5(b)参照）と比較すればわかるように、傾斜クロスステイを側径間に設置した方式では側径間側の遊動円木成分が大きく誘起されている点が注目値する。

ところで、側径間側の遊動円木成分が誘起されたことによる質量効果が連成フラッター風速の向上に大きく寄与しているものとすれば、側径間側のステイをクロスさせない方式（以下、傾斜平行ステイ方式と記す）でも連成フラッターの発現風速が $V_F=80\text{m/s}$ まで上昇することになろう。しかしながら、図-11(a)に示した $V-\delta$ 曲線からわかるように、この場合の連成フラッター風速は $V_F=70\text{m/s}$ と側径間側を傾斜クロスステイとした方式よりも 10m/s も低下する結果となっている。これは、図-10(b)と図-11(b)のフラッターモードを比較すればわかるように、傾斜クロスステイ方式と傾斜平行ステイ方式のいずれにおいても側径間側の遊動円木成分が大きく連成しているものの、遊動円木成分の振動方向が両者で相違しており、その結果、空気が主桁に対してなす仕事量に変化したためと考えられる。

(2) 片効き状態

上述したように、中央径間側を鉛直クロスステイ、側径間側を傾斜クロスステイ（いずれも両効き状態）とすれば、連成フラッター風速が $V_F=80\text{m/s}$ まで上昇するというきわめて興味ある結果が得られた。しかしながら、前節はそれぞれのクロスステイを抗圧部材（両効き状態）とした検討であったことから、本節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、中央径間側の鉛直クロスステイと側径間側の傾斜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。連成フラッター解析で得られた $V-\delta$ 曲線を図-12(a)に、フラッターモードの一例を図-12(b)に示す。これらの図から、片効き状態の連成フラッター風速は $V_F=51\text{m/s}$ となって基本系吊橋の $V_F=60\text{m/s}$ よりも大幅に低下すること、また、中央径間側のみならず側径間側にはきわめて大きな遊動円木成分が卓越したフラッターモードが誘起されていることがわかる。この結果は、図-13に示した連成フラッターの基点となった振動モード（無風時の振動モードであり、以下、基点モードと記す）とその固有振動数 f を対比

すればわかるように、基本系吊橋では基点モードの固有振動数が $f=0.1604\text{Hz}$ であったのに対し、傾斜クロスステイの片効き状態における基点モードは側径間の遊動円木成分が卓越しており、しかもその固有振動数が $f=0.1034\text{Hz}$ と大幅に低下したことに起因すると推察される。

以上より、中央径間側を鉛直クロスステイ、側径間側を傾斜クロスステイとした方式は、中央径間側と側径間側をそれぞれ鉛直クロスステイとした方式と比較して、両効き状態の連成フラッター風速は上昇するものの、本方式を実橋に適用するにあたっては、十分な初期張力を導入して片効き状態とならないよう特別の配慮が必要であると言える。

5. 連成フラッターに対する仕事量からの考察

4章では鉛直クロスステイと傾斜クロスステイの効果を主に連成フラッター風速に着目して検討したが、本章では代表的なケースについて（非定常）空気がなす仕事量を計算し、基本系吊橋において支間長比が変化した場合の連成フラッター特性や各種クロスステイの空力安定化効果について考察することとした。

なお、次節以降に示す加振力分布図において、 E は空気力（揚力と空力モーメント）がなす正の仕事量（励振力）の総和（橋軸方向の積分値）を、 D は負の仕事量（減衰力）の総和をそれぞれ表す。したがって、桁の準定常抗力およびケーブルの準定常抗力と準定常揚力の寄与で若干の誤差は生じるものの、基本的には $E+D < 0$ あるいは $E/|D| < 1$ であればフラッターが発現していないことを表し、 $E+D > 0$ あるいは $E/|D| > 1$ であればフラッターが発現していることを意味する。また、2章で述べたように仕事量は複素モードの絶対値を振幅として算出したため、各加振力分布図には仕事量の数値や次元を記入していないが、本章で示したすべての加振力分布図は絶対最大値が同じとなるように図化したものであることを述べておく。

(1) 基本系吊橋

クロスステイのない支間長比 0.5 なる基本系吊橋（中央支間長； $2,500\text{m}$ 、側支間長； $1,250\text{m}$ ）を対象として、揚力と空力モーメントがなす仕事量およびそれらの総和を主桁の格点で計算した。得られた橋軸方向の加振力分布を図-14に示す。図-14より、鉛直クロスステイのない支間長比 0.5 なる基本系吊橋では、空力モーメントのなす仕事量（図中の□記号）の影響は非常に小さく、揚力のなす仕事量（図中の○記号）が支配的であることがわかる。また、中央径間の全域において空気がなす仕事の総和（図中の◆記号）は励振力を呈しているものの、フラッターが発現する直前の $V=56.1\text{m/s}$ なる風速（①の状態）において中央径間中央点付近の励振力は最大値とならず極小値を呈していること、さらに、フラッター発生時（②の状態）には風速の上昇にともなって中央径間中央点付近に作用する励振

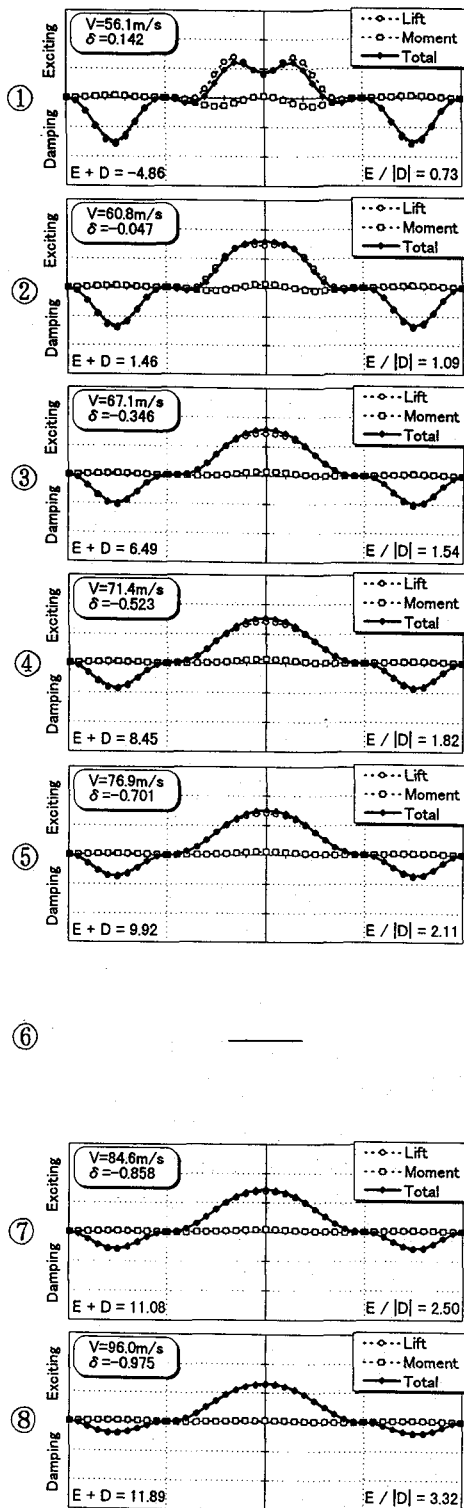
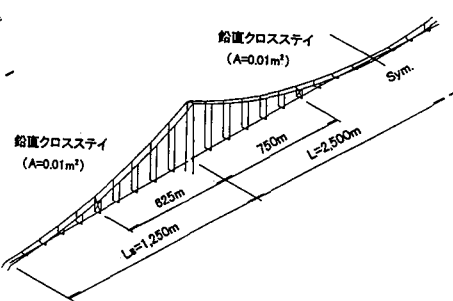
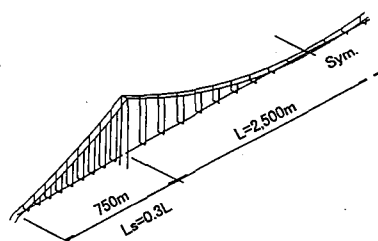
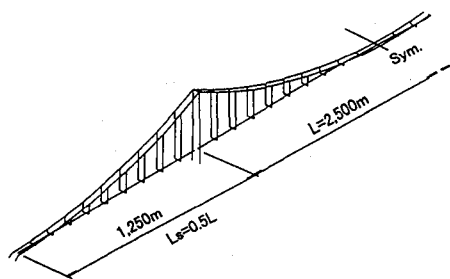


図-14 基本系吊橋モデル(支間長比0.5)の加振力分布図

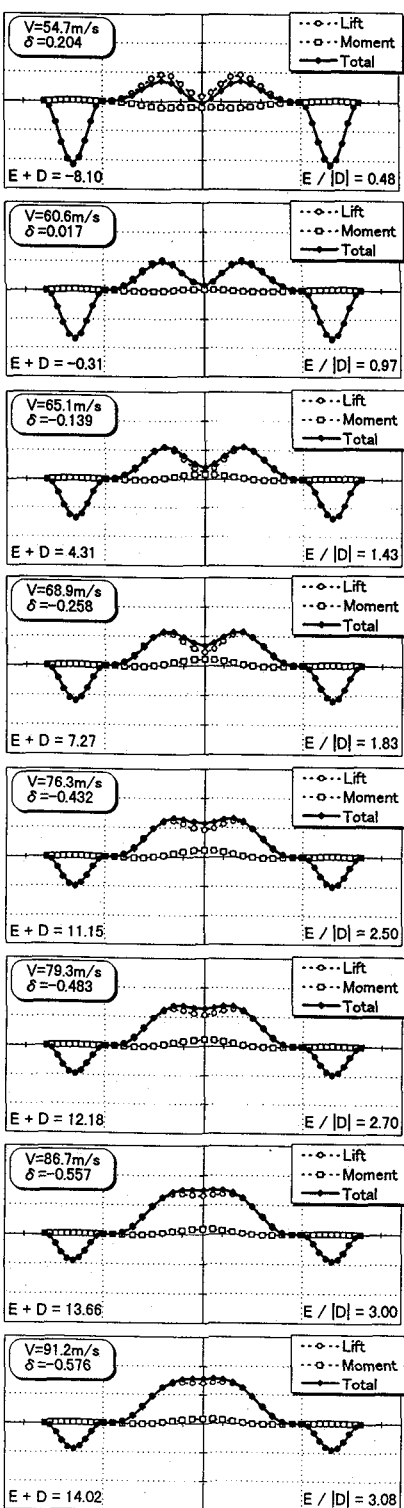


図-15 基本系吊橋モデル(支間長比0.3)の加振力分布図

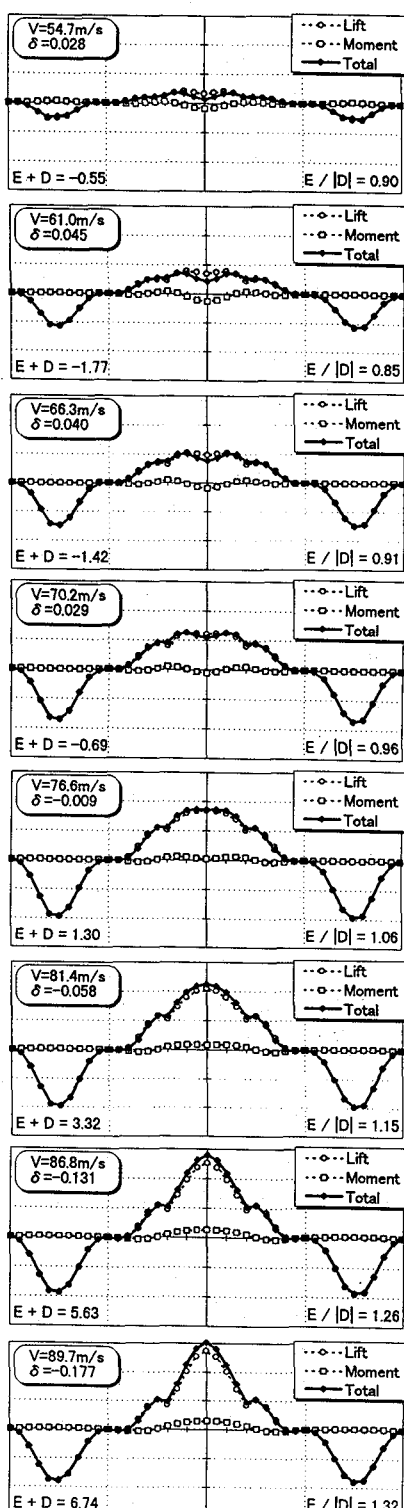


図-16 鉛直クロスステイモデル(両効き)の加振力分布図

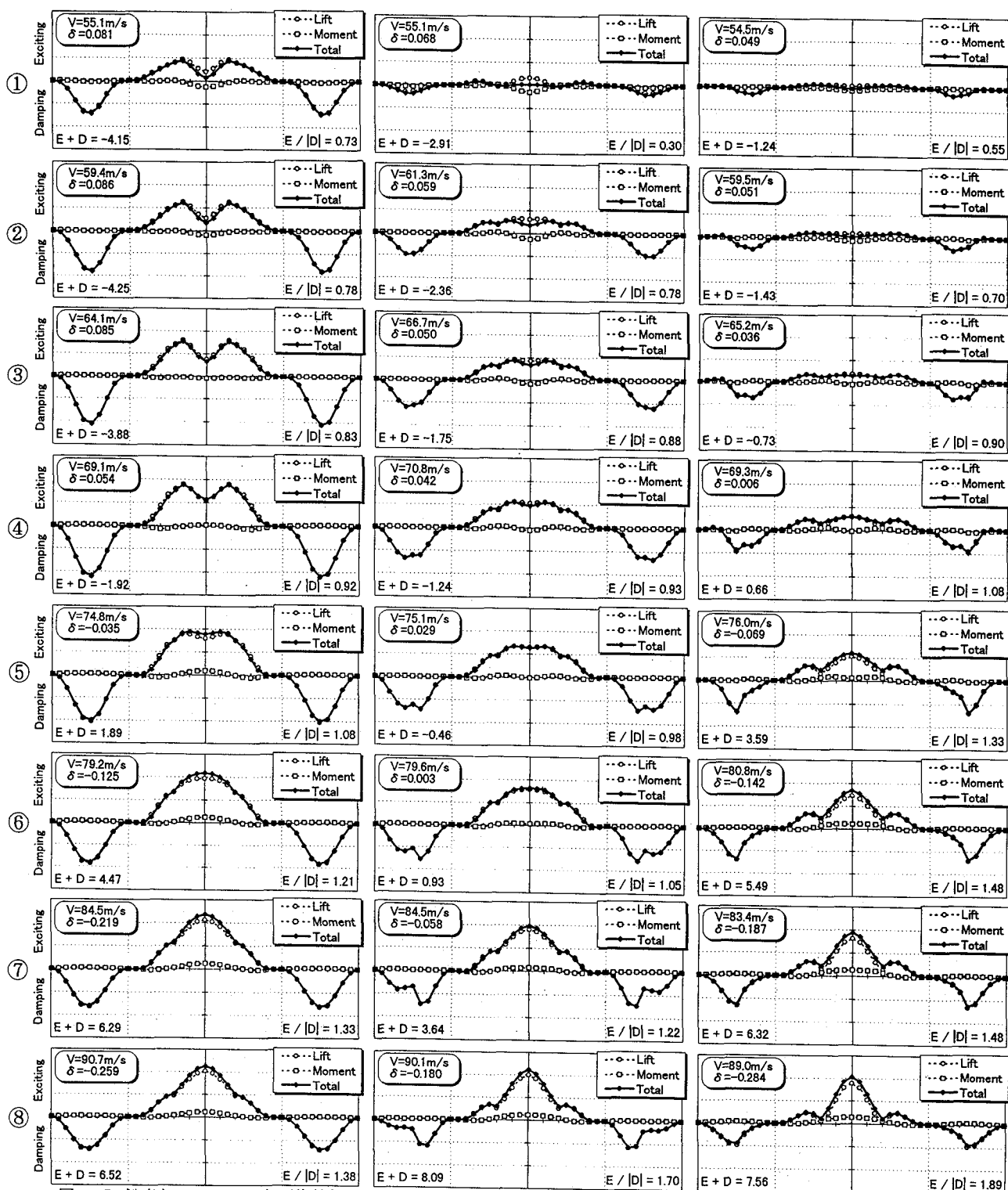
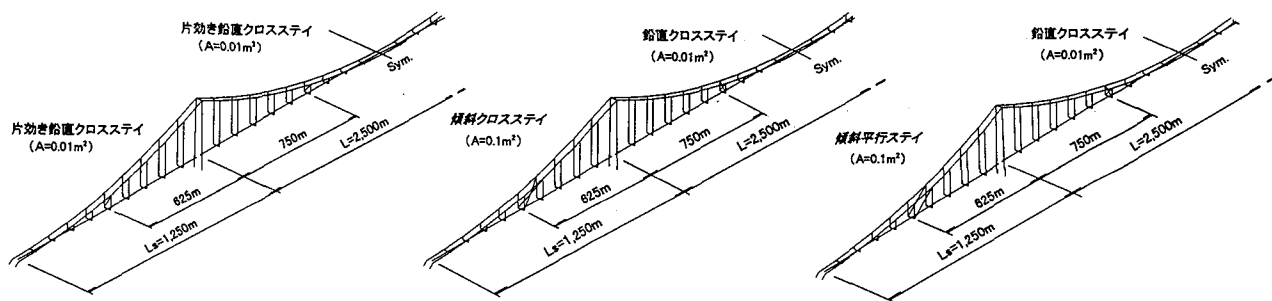


図-17 鉛直クロスステイモデル (片効き) の加振力分布図

図-18 傾斜クロスステイモデル (両効き) の加振力分布図

図-19 傾斜平行ステイモデル の加振力分布図

力が増加していることがわかる。これに対し、側径間側ではフラッター発生後も減衰力が作用しているが、風速がさらに上昇した場合には中央径間側の励振力の大きさはさほど変化しないのに対し、側径間側の減衰力は風速の上昇とともに減少していることがわかる。

一方、図-15は、参考までに支間長比が0.3なる基本系吊橋（中央支間長：2,500m、側支間長：750m）に対する計算結果を示したものである。図-14と図-15を比較すればわかるように、支間長比が0.5から0.3に変化しても、空力モーメントのなす仕事量（図中の□記号）の影響は非常に小さく、揚力のなす仕事量（図中の○記号）が支配的であることがわかる。また、支間長比が変化しても、中央径間側には励振力、側径間側には減衰力がそれぞれ作用しているが、フラッター発生時における仕事量の橋軸方向分布は、支間長比によって明らかに相違している。すなわち、支間長比0.5なる基本系吊橋ではフラッター発生時において中央径間中央点付近の励振力が最大値を呈していたのに対し、支間長比が0.3なる基本系吊橋ではフラッターが発現した $V=65.1\text{m/s}$ なる風速（③の状態）においても中央径間中央点付近の励振力が最大値とならず極小値を呈している。そして、風速の増加とともに、中央径間中央点付近の励振力が大きくなり、より強い励振力を有する連成フラッターへと移行していると言える。

(2) 鉛直クロスステイ方式

支間長比0.5なる基本系吊橋の中央径間側と側径間側にそれぞれ両効きの鉛直クロスステイを設置（設置位置は中央径間側で0.3L、側径間側で0.5Ls）した場合について、揚力と空力モーメントがなす仕事量およびそれらの総和を主桁の格点で計算した。得られた橋軸方向の加振力分布を図-16に示す。この図より、両効きの鉛直クロスステイを中央径間側と側径間側に設置した場合にも、基本系吊橋と同じく、中央径間側には励振力、側径間側には減衰力が作用していること、また、風速の上昇にともなって中央径間中央付近に作用する励振力が増加して連成フラッターが発現していることがわかる。しかしながら、基本系吊橋では風速の上昇にともなって側径間側の減衰力が減少していたのに対し、両効きの鉛直クロスステイを設置した場合にはフラッター発生直前まで（④までの状態）は側径間側の減衰力が増加し、フラッター発生後（⑤以降の状態）は減衰力が減少せずほぼ一定となっている。一方、中央径間側の励振力は、フラッター発生前まで（④までの状態）は風速とともに増加しているが、フラッター発生後（⑤以降の状態）は風速が増加しても鉛直クロスステイを設置した中央径間の0.3L（塔側から750m）付近までの区間でほぼ一定となっている。これに対し、中央径間側の0.3L～0.7Lなる区間での加振力は風速とともに明らかに増加しており、フラッター発生後の励振力を支配する主要因になっていると言える。

以上は鉛直クロスステイの両効き状態とした場合の検討結果であるが、中央径間側と側径間側の鉛直クロスステイをそれぞれ片効き状態とした場合についても加振力分布を計算した。その結果を図-17に示す。図-16と図-17を比較すればわかるように、鉛直クロスステイの両効き状態と片効き状態では、フラッターが発現するまでの加振力分布は明らかに相違しているものの、フラッター発生後（⑤以降の状態）の加振力分布は比較的類似していることがわかる。また、両効きと片効きのそれぞれの状態について、フラッター発生前後のほぼ等しい風速域で $E/|D|$ なる値は計算したところいずれもおおむね等しくなっていることもわかる。それゆえ、中央径間側と側径間側の鉛直クロスステイをそれぞれ両効き状態から片効き状態にしても連成フラッター風速が2m/s程度しか低下しなかったものと推察される。

(3) 傾斜クロスステイ方式

支間長比が0.5なる基本系吊橋を対象として、中央径間側の鉛直クロスステイ（設置位置は0.3L）と側径間側の傾斜クロスステイ（設置位置は0.4Ls～0.5Ls）をそれぞれ両効きとした場合の加振力分布を図-18に示す。図-18と図-16を比較すればわかるように、側径間側に両効き傾斜クロスステイを設置した場合、フラッターが発生しない $V=66.8\text{m/s}$ まで（③までの状態）の風速域における加振力分布は、両効き鉛直クロスステイ方式ときわめて類似していると言える。しかしながら、これ以上の風速域では加振力分布と風速の関係は明らかに相違している。すなわち、傾斜クロスステイ方式では、 $V=70.8\text{m/s}$ 以上の風速域（④以降の状態）における中央径間側の励振力がほぼ同じ風速域での両効き鉛直クロスステイ方式と比較して明らかに小さくなっている。これに対し、側径間側の減衰力は風速の増加とともに小さくなり、 $V=90.1\text{m/s}$ （⑧の状態）では $E/|D|=1.70$ と両効き鉛直クロスステイ方式の $E/|D|=1.32$ なる値（⑧の状態で風速は $V=89.7\text{m/s}$ ）よりも大きくなっている。したがって、中央径間側の鉛直クロスステイと側径間側の傾斜クロスステイをそれぞれ両効きとした方式は、中央径間側と側径間側をそれぞれ両効きの鉛直クロスステイとした方式よりもフラッター風速は上昇するものの、フラッター発生後の高風速域（ $V=90.1\text{m/s}$ 以上）では励振力が大きくなることに留意する必要がある。

一方、図-19は側径間側のステイをクロスさせない方式（傾斜平行ステイ）の加振力分布図を示したものである。図-19と図-18を比較すればわかるように、傾斜クロスステイ方式は、ほぼ同じ風速域での傾斜平行ステイ方式と比較して、中央径間側の励振力は幾分大きい程度であるのに対し、側径間側の減衰力は明らかに増加している。それゆえ、傾斜クロスステイ方式の連成フラッター風速が、傾斜平行ステイ方式と比較して、10m/s程度も上昇したと推察される。なお、図-20は側径間側の傾斜クロスステイ

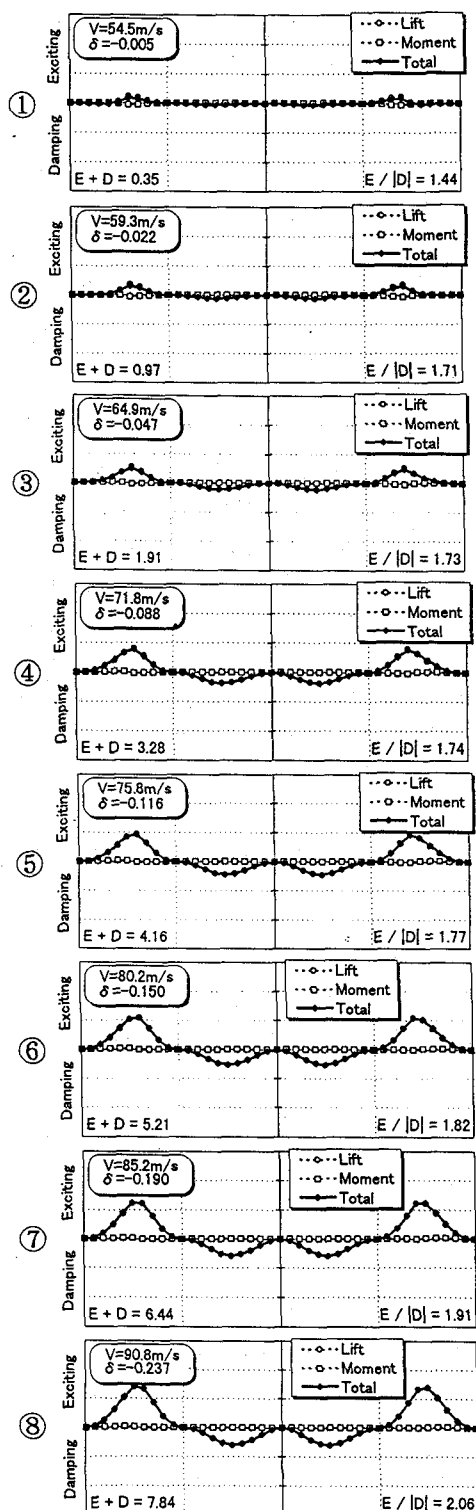
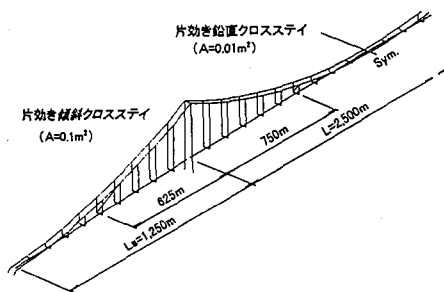


図-20 傾斜クロスステイモデル(片効き)の加振力分布図

イと中央径間側の鉛直クロスステイをそれぞれ片効き状態とした場合の結果である。この場合には、側径間側では励振力、中央径間側では減衰力を呈する結果となっているが、これは基点モード(図-13(b)参照)における遊動円木振動成分(側径間側部)が大きく関与したためと考えられる。

6. まとめ

本論文は、中央支間長が 2,500m (支間長比 0.5) の超長大吊橋を基本検討の対象として、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) 中央径間側のみに両効きの鉛直クロスステイを設置した場合、連成フラッター風速 V_F は鉛直クロスステイを設置しない場合の $V_F=60\text{m/s}$ から徐々に上昇するものの、 $x/L=0.3 \sim 0.35$ なる場合に最大の $V_F=71\text{m/s}$ に達した後は逆に減少し、中央径間中央 ($x/L=0.5$) に設置した場合には鉛直クロスステイを設置しない場合と等しい発現風速となった。また、中央径間側の鉛直クロスステイ位置を $x/L=0.3$ に固定し、側径間側の鉛直クロスステイ位置を $0.4L_s \sim 0.6L_s$ なる範囲で変化させた場合、いずれの設置位置でも連成フラッター風速が $V_F=75\text{m/s}$ となり、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より 4m/s 程度上昇することがわかった。

(2) 鉛直クロスステイを片効き状態とした場合の最適設置位置も両効き状態と同じく $x/L=0.3$ 付近にあり、この場合の連成フラッター風速は両効きの鉛直クロスステイ方式と比較して 2m/s 程度しか低下しない。しかしながら、補足的に実施した支間長比 0.3 なる超長大吊橋モデル(中央支間長 2,500m, 側支間長 750m)に対する解析では、両効き鉛直クロスステイとした場合の連成フラッター風速は $V_F=80\text{m/s}$ (鉛直クロスステイのない状態では 61m/s) であったのに対し、片効き鉛直クロスステイとした場合には $V_F=73\text{m/s}$ と 7m/s も低下する結果が得られた。したがって、鉛直クロスステイの寄与は、支間長比によって大きく異なる可能性があると言える。

(3) 中央径間側の鉛直クロスステイ(設置位置は $0.3L$)と側径間側の傾斜クロスステイ(設置位置は $0.4L_s \sim 0.5L_s$)をそれぞれ両効きとした場合の連成フラッター風速は $V_F=80\text{m/s}$ であり、中央径間側と側径間側をそれぞれ両効き鉛直クロスステイとした方式よりも 5m/s 程度上昇する。しかしながら、片効き状態とした場合の連成フラッター風速は $V_F=51\text{m/s}$ となり、基本系吊橋の $V_F=60\text{m/s}$ よりも大幅に低下する。それゆえ、傾斜クロスステイ方式を実橋に適用するにあたっては、十分な初期張力を導入して片効き状態とならないよう特別の配慮が必要であると言える。

(4) クロスステイを設置しない基本系吊橋では、支間長比を 0.5 から 0.3 に変化させても、空力モーメントがなす仕事量の寄与は非常に小さく、揚力がなす仕事量が支配的である。

また、いずれの支間長比でも、中央径間側には励振力、側径間側には減衰力がそれぞれ作用しているが、フラッター発生時における仕事量の橋軸方向分布は、支間長比によって明らかに相違する。すなわち、支間長比 0.5 なる基本系吊橋ではフラッター発生時において中央径間中央点付近の励振力が最大値を呈していたのに対し、支間長比が 0.3 なる基本系吊橋ではフラッターが発現している $V=65.1\text{m/s}$ なる風速においても中央径間中央点付近の励振力が最大値とならず極小値を呈している。

(5) 鉛直クロスステイを設置した場合には、両効き状態と片効き状態のいずれの場合においても、中央径間側には励振力、側径間側には減衰力がそれぞれ作用する。また、フラッターが発現するまでの加振力分布は両者において明確な差異が認められるものの、フラッター発生後の加振力分布は比較的類似していた。さらに、両効きと片効きのそれぞれの状態について、フラッター発生前後のほぼ等しい風速域で $E/|D|$ なる値を計算したところ、いずれもおおむね等しくなっていた。それゆえ、中央径間側と側径間側の鉛直クロスステイをそれぞれ両効き状態から片効き状態にしても連成フラッター風速は 2m/s 程度しか低下しなかったものと推察される。

(6) 側径間側のクロスステイを橋軸方向に傾斜させた傾斜クロスステイ方式は、ほぼ同じ風速域における傾斜平行ステイ方式と比較して、中央径間側での励振力は幾分か大きくなる程度であるのに対し、側径間側の減衰力は明らかに増加している。それゆえ、傾斜クロスステイ方式の連成フラッター風速が、傾斜平行ステイ方式と比較して 10m/s 程度も上昇したと推察される。

(7) 側径間側の傾斜クロスステイと中央径間側の鉛直クロスステイをそれぞれ片効き状態とした場合には、側径間側で励振力、中央径間側で減衰力を呈する結果となったが、これは基点モードにおける遊動円木振動成分（側径間側部）が大きく関与したためと考えられる。

周知の如く、 $2,500\text{m}$ 級の超長大吊橋では建設費用の抑制が最重要課題となっており、明石海峡大橋で開発された従来の技術をそのまま適用しても建設費用が膨大となり、実現するのはきわめて困難となる。このような状況のもと、クロスステイ方式をはじめとする各種ケーブルシステムは、連成フラッターの発現風速を確実に向上できる手法として期待が高まっている。それゆえ、今後は、対象とした桁断面の非定常空気力係数（風洞実験での測定値）を使用するとともに、有風時における横たわみ変形を考慮した連成フラッター解析なども実施して、 $2,500\text{m}$ 級超長大吊橋の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を定量的に評価すべく努力していく所存である。

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⁹⁾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。
- 4) 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。
- 5) 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。
- 6) 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。
- 7) 米田昌弘・木村公男・大野克紀・田巻嘉彦：2,500m 級超長大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，第14回風工学シンポジウム論文集，pp.473～478，1996年12月。
- 8) 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。
- 9) 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。
- 10) 宮田利雄・山田 均・風間浩二：フラッターモード形に着目した長大吊橋の耐風安定性向上に関する研究，土木学会論文集，第525号/I-33，pp.191～200，1995年10月。

(1996年9月6日受付)