

# 斜張橋振動減衰のエネルギー的評価法と 鶴見つばさ橋への適用

山口宏樹<sup>1</sup>・高野晴夫<sup>2</sup>・小笠原政文<sup>3</sup>・下里哲弘<sup>4</sup>・加藤真志<sup>5</sup>・加藤久人<sup>6</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 埼玉大学教授 工学部建設工学科 (〒338 埼玉県浦和市下大久保 255)

<sup>2</sup>正会員 工修 首都高速道路公団 神奈川建設局設計課長 (〒231 神奈川県横浜市中区真砂町 2-25)

<sup>3</sup>正会員 首都高速道路公団 工務部設計技術課 (〒100 東京都千代田区霞ヶ関 1-4-1)

<sup>4</sup>正会員 工修 首都高速道路公団 計画部第1計画課 (〒100 東京都千代田区霞ヶ関 1-4-1)

<sup>5</sup>正会員 工修 NKK 基盤技術研究所 都市工学研究部 (〒210 神奈川県川崎市川崎区南渡田町 1-1)

<sup>6</sup>正会員 工修 NKK 橋梁建設部 長大橋室 (〒230 神奈川県横浜市長谷区末広町 2-1)

実橋を加振する大規模振動実験結果において、振動数や振動モードについては、設計時に仮定した設計諸元の妥当性が検証されている。しかし、設計で重要性の高い減衰は実験値がまちまちで一般化することが難しい。桁、塔、ケーブルのエネルギーを定量化し、ロスファクターを定めることによって、全橋としての減衰を評価する山口らの手法に、空力減衰、支承摩擦、ケーブル制振装置からの散逸エネルギーを加え、より一般的な減衰評価法を示すとともに、それを鶴見つばさ橋の現場加振実験で得られた減衰に適用した。その結果、支承摩擦、空力減衰、ケーブル制振装置が全橋の減衰に及ぼす影響が非常に大きいこと、鶴見つばさ橋の減衰特性の特殊性が、エネルギー評価によって説明可能であること等が明らかとなり、斜張橋減衰のエネルギー的評価法の妥当性がある程度示された。

**Key Words :** *damping evaluation, cable-stayed bridge, modal damping, energy dissipation, Tsurumi Tsubasa Bridge*

## 1. まえがき

多くの吊橋や斜張橋の実橋振動実験結果によると、振動数や振動モードといった固有振動特性については、設計段階における解析値と実験結果は良く対応するのが一般的であり、結果として設計時の振動諸元の妥当性が確認されている。しかし、減衰については、大小さまざまな値が得られており、減衰値の特定やその具体的考察は非常に難しいのが現状である。耐風設計や耐震設計において、減衰値が極めて重要なパラメータであることを考慮すると、適切な減衰値を基に、合理的な設計が行われるのが望ましい。

しかしながら最近になって、長大橋の振動実験データが蓄積されてきたことから、減衰を統計的に何らかの方法で一般化しようとする試みも幾つか行われている。例えば Davenport ら<sup>1)</sup>は、吊橋の減衰が振動数にほぼ逆比例する関係があることを示し、山口ら<sup>2)</sup>は、斜張橋の減衰が、中央径間長と相関があることを示した。ただし、このような傾向は、種々の振動モードを総合的に処理して得られたものであり、減衰値を特定できるものではない。

ところで、減衰が総ポテンシャルエネルギーに対する1サイクルの散逸エネルギーとして定義されることから、構造系の各部で散逸されるエネルギーを積み上げて行くことにより、減衰を評価しようとする試みも行われるようになってきた。川島ら<sup>3)</sup>は、斜張橋を対象とした模型橋の、桁、塔、ケーブルの構成要素別実験結果から、各々の吸収エネルギー率関数を評価し、それによって全体系の減衰を良好に推定している。山口ら<sup>2)</sup>は、実際の斜張橋に対して、エネルギー的解析手法を適用し、桁、塔、ケーブル等の各構成要素間のカップリング的な振動が、減衰に大きい影響を及ぼすことを示した。具体的には、ケーブルと桁との連成振動によって、ケーブルの減衰が桁の減衰に付加される現象をエネルギー的に説明している。この手法においては、ひずみに起因する散逸エネルギーを求める過程で、実橋での桁、塔、ケーブルのロスファクターを決定づける必要があるが、物理的に妥当なロスファクターを求めるまでには至っていない。

一方、長大斜張橋の1つである鶴見つばさ橋の実橋振動実験が1994年9~10月に実施され、その振動減衰特性が明らかにされている<sup>4)</sup>。そこでは、鶴見つばさ橋の

振動減衰の特徴として、鉛直曲げ対称1次、ねじれ対称1次の設計上基本となる主要振動モードの減衰が高いこと、減衰のモード依存性が強いことが挙げられているが、その理由は必ずしも明確にできていない。

以上のことから、本研究では斜張橋における振動減衰のより一般的なエネルギー的評価法を示すと同時に、鶴見つばさ橋の実橋振動実験から得られた振動減衰に対してその減衰解析手法を適用し、評価法の妥当性の検討および鶴見つばさ橋の減衰特性の要因分析を行った。

## 2. 鶴見つばさ橋のモード減衰特性

鶴見つばさ橋は中央径間510m、側径間255m、1面吊りの3径間連続鋼斜張橋であるが、供用前に大型起振機による実橋振動実験が行われ、動特性が実験的に調べられている<sup>4)</sup>。同定された各モードの対数減衰率 $\delta_n$ を表-1に示す。表中の減衰値は、各種の減衰測定法による減衰同定値を比較し、最も信頼性が高いと判断された自由減衰振動実験によるものであり、表に示した実験時の桁モード値最大位置における最大振幅付近で評価した値である。

表-1 各モードの対数減衰率 $\delta_n$

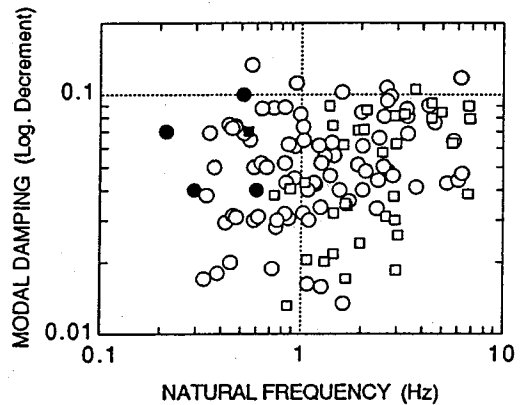
振動モード	対数減衰率 $\delta_n$	自由減衰実験 最大振幅
鉛直曲げ対称1次	0.07	0.082m
鉛直曲げ逆対称1次	0.04	0.134m
ねじれ対称1次	0.07	0.38°
鉛直曲げ対称2次	0.10	0.030m
鉛直曲げ逆対称2次	0.04	0.042m

鶴見つばさ橋のモード減衰の特徴は、図-1、2に要約される<sup>5)</sup>。図-1はモード減衰と固有振動数との関係を示したもので、これまでにモード減衰が測定されている斜張橋と比較して鶴見つばさ橋の結果をまとめたものである。すでに指摘されているように<sup>6)</sup>、斜張橋の減衰はモードの連成性に大きく支配され、モード減衰と固有振動数との相関は極めて良くない。図-1より明らかに、鶴見つばさ橋においても同様であり、モードによって減衰が大きく異なっている。

一方、図-2は、モード減衰の平均値をとってスパン長に対してプロットしたもので、鶴見つばさ橋の平均減衰は既存の斜張橋の平均モード減衰の傾向からずれて、かなり大きな値となっている。

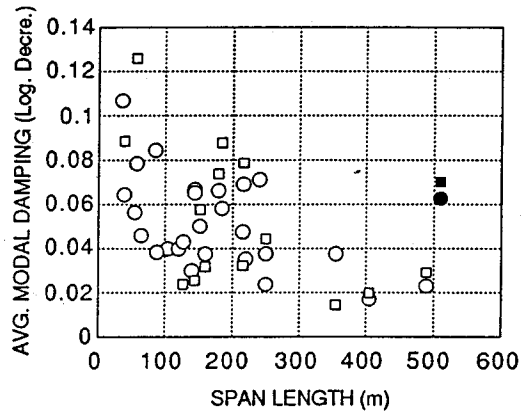
このように、鶴見つばさ橋のモード減衰特性として、モード依存性が強いこと、および平均減衰が比較的大きいことの2点が挙げられる。この理由を解明するためエネルギーの詳細な検討を行い、その結果を基に、一般的

な斜張橋の減衰の性状、及びその定量的評価法を論ずることとした。



○鉛直たわみ振動、□ねじれ振動、●鶴見つばさ橋

図-1 モード減衰と固有振動数の関係



○鉛直たわみ振動、□ねじれ振動、●鶴見つばさ橋

図-2 箱桁斜張橋の平均モード減衰とスパン長の関係

## 3. 斜張橋モード減衰のエネルギー評価

### (1) エネルギーに基づく減衰評価

一般に、1自由度粘性減衰系の減衰比 $\xi$ は、最大変位によって蓄えられるポテンシャルエネルギーに対する1サイクルの散逸エネルギーの比として定義される。従って、多自由度系の $n$ 次振動モードに対してこの考え方を拡張すれば、 $n$ 次振動モードの減衰比 $\xi_n$ は次式で評価することができる。

$$\xi_n = \frac{D_n}{4\pi U_n} \quad (1)$$

ここで、 $U_n$ は $n$ 次モードの最大変位によって蓄えられる振動1サイクルあたりのポテンシャルエネルギーであり、 $D_n$ は $n$ 次モードの振動1サイクルにおける減衰エネルギー(散逸エネルギー)である。

斜張橋の場合、桁、タワー、ケーブルの各構造部材に初期軸力が導入され、幾何剛性の寄与があるため、モードポテンシャルエネルギー $U_n$ としてはひずみエネルギー $V_n$ だけでなく、初期軸力によるポテンシャルエネルギー $U_n^0$ をも評価する必要がある。つまり、

$$U_n = U_n^0 + V_n \quad (2)$$

一方、モード減衰エネルギーについては、減衰の要因が種々考えられることから、

$$D_n = \sum_i D_{i,n} \quad (3)$$

として考え、個々の減衰要因からの散逸エネルギーを評価すれば良い。減衰の要因としては、一般に、

- ①各構造要素の材料的な内部減衰
- ②各構造要素まわりの空気かもたらす空力減衰
- ③支点など要素接合部の摩擦減衰
- ④ケーブル制振装置がもたらす付加減衰
- ⑤基礎や地盤からのエネルギー散逸に基づく減衰  
(特に耐震設計の場合)

が代表として考えられる。鶴見つばさ橋の場合は、図-3に示すように、桁、タワー、ケーブルでの内部減衰、桁に対する空力減衰、タワー位置での桁の鉛直摩擦支承に対する摩擦減衰、およびケーブルの制振対策として取り付けられた高減衰ゴムとオイルダンパーからの付加減衰が、橋のモード減衰に支配的であると予想された。

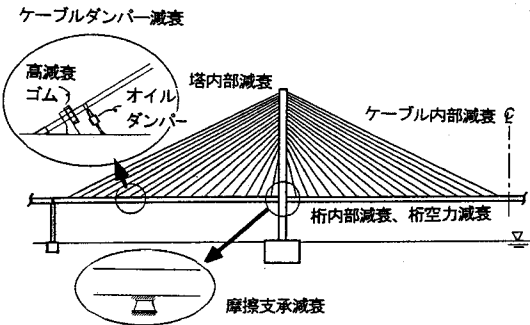


図-3 鶴見つばさ橋における減衰の主要因

そこで、式(3)を具体的に書き下し、次式でモード減衰を評価する。

$$D_n = D_{g,n} + D_{t,n} + D_{c,n} + D_{aero,n} + D_{fric,n} + D_{gum,n} + D_{damp,n} \quad (4)$$

ここで、添字 $g, t, c, aero, fric, gum, damp$ は、それぞれ、桁内部減衰、タワー内部減衰、ケーブル内部減衰、空力減衰、鉛直摩擦支承減衰、高減衰ゴム、オイルダンパーによるモード減衰エネルギーを意味する。

## (2)各減衰エネルギーの評価

### a) 構造要素の内部減衰エネルギー

材料レベルでのヒステリシスによる内部減衰エネルギー $D$ は、ロスファクター(損失係数) $\eta$ を用いて、ひずみエネルギー $V$ に比例した形で表すのが一般的である。つまり、

$$D = 2\pi\eta V \quad (5)$$

逆に、式(5)は材料の減衰性を表す材料定数であるロスファクターの定義式であるとも言える。この材料的内部減衰エネルギーの評価式を、斜張橋の構成要素である桁、タワー、ケーブルについて拡大して適用することとし、各構成要素に対するモード内部減衰エネルギーを次式で表す。

$$D_{g,n} = 2\pi\eta_g V_{g,n} \quad (6a)$$

$$D_{t,n} = 2\pi\eta_t V_{t,n} \quad (6b)$$

$$D_{c,n} = 2\pi\eta_c V_{c,n} \quad (6c)$$

ここで、 $V_{g,n}, V_{t,n}, V_{c,n}$ は、斜張橋 $n$ 次モードでの桁、タワー、ケーブル、各構造要素におけるひずみエネルギーであり、 $\eta_g, \eta_t, \eta_c$ は対応するロスファクターである。ただし、ここでのロスファクターは、純粋な材料定数としてのものではなく、各構造要素の材料・構造的な等価ロスファクターであって、各要素のモード減衰エネルギーとモードひずみエネルギーから定義される。より具体的には、構造要素単体の(例えばタワー単体の)振動実験によって単体のモード減衰比 $\xi$ が求められたとすれば、その等価ロスファクターは、式(1), (5)の関係をjを用いて、次式で同定できることになる。

$$\eta = 2 \frac{\xi}{V/U} \quad (7)$$

なお、式(7)の分母にあるモードエネルギー比 $V/U$ については、解析によって求められるモードベクトル(あるいはモード関数)を用いて評価できる。

### b) 桁空力減衰による減衰エネルギー

空力減衰による散逸エネルギーは準定常的に評価できるものと仮定し、各構成要素について評価することを試みた結果、ケーブルのもたらす空力減衰は桁のそれに比べて十分に小さく、無視できることが明らかになった。そこで、桁の鉛直曲げ振動に基づく空力減衰エネルギーのみを考慮することにする。つまり、揚力勾配を用いた準定常理論<sup>8)</sup>により、桁の単位長さ当たり作用する空力減衰力 $f_{aero}$ を以下のように表し、準定常の仮定が難しいねじれ振動、桁の鉛直振動時のタワー面外振動については、空力減衰を考慮しないものとした。

$$f_{aero} = \frac{1}{2} \rho B U \frac{dC_L}{d\alpha} \frac{\partial w}{\partial t} \quad (8)$$

ここで、 $\rho$ は空気密度、 $B$ は桁幅、 $U$ は橋軸直角水平方向風速、 $dC_L/d\alpha$ は揚力係数勾配、 $w$ は桁の鉛直たわ

みである。なお、空力減衰力の準定常評価には一般に抗力項が含まれるが、鶴見つばさ橋はその影響が1~2%と小さく、ここでは無視している。

この空力減衰力がもたらすモード減衰エネルギーは、桁の鉛直たわみを

$$w(x, t) = A_n \phi_n(x) \sin \omega_n t \quad (9)$$

として  $n$  次モード関数  $\phi_n(x)$ 、モード振幅  $A_n$ 、固有振動数  $\omega_n$  で表し、式(8)の減衰力に速度を乗じた仕事率に代入してスパン全体で積分、かつ時間については1周期間で積分すれば、以下のように表される。

$$\begin{aligned} D_{aero, n} &= \int_0^{2\pi/\omega} \left[ \int_0^l f_{aero} \frac{\partial w}{\partial t} dx \right] dt \\ &= \frac{\pi}{2} \rho B U \frac{dC_L}{d\alpha} \omega_n A_n^2 \left( \int_0^l \phi_n^2 dx \right) \end{aligned} \quad (10)$$

#### c) 桁支承摩擦による減衰エネルギー

鉛直摩擦支承1箇所あたりに作用する鉛直荷重を  $W_i$ 、支承の動摩擦係数を  $\mu_i$ 、 $n$  次モードにおける  $i$  番目の支承すれ振幅を  $A_{si, n}$  とすれば、支承摩擦によって1周期間に散逸されるモード減衰エネルギー  $D_{fric, n}$  は次式で表される。

$$D_{fric, n} = \sum_{i=1}^{N_s} 4 A_{si, n} \mu_i W_i \quad (11)$$

ただし、 $N_s$  は鉛直摩擦支承の個数である。また、式(11)を導くに当たっては、各振動モードで定期的に振動している際においても鉛直荷重および動摩擦係数は不変であるとしている。

#### d) ケーブル制振装置のもたらす減衰エネルギー

高減衰ゴムから散逸される減衰エネルギーは、高減衰ゴムの開発段階に行われる特性試験（繰り返しせん断変形試験）結果を用いることで評価可能である。例えば、せん断変形量と損失エネルギーの関係が離散的な振幅値において得られているとすれば、線形補間する形でこの結果を用いる。この場合、全てのケーブルに設置された高減衰ゴムから散逸される総エネルギー  $D_{gum, n}$  は、次式で表される。

$$D_{gum, n} = \sum_{i=1}^{N_c} D_{gum, n}^i(\theta_{ci, n}) \quad (12)$$

ここで、 $N_c$  はケーブル本数、 $D_{gum, n}^i$  は  $n$  次モードでの  $i$  番目ケーブルにおける高減衰ゴム単体がせん断変形によってもたらす減衰エネルギー、 $\theta_{ci, n}$  はそのせん断変形振幅である。

一方、ケーブル制振のために取り付けられたオイルダンパーによって散逸される減衰エネルギーは、高減衰ゴム同様、特性試験結果から求める。オイルダンパーのピストン速度  $V$  とダンパー減衰力  $f_{damp}$  の関係が求められているとすれば、結局、オイルダンパーから散逸される

減衰エネルギーは次式で計算する。

$$\begin{aligned} D_{damp, n} &= \sum_{i=1}^{N_c} \left[ \int_0^{2\pi/\omega} f_{damp}(V) dy \right] \\ &= \sum_{i=1}^{N_c} \int_0^{2\pi/\omega} f_{damp}(V) \omega_n A_{ci, n} \cos \omega_n t dt \end{aligned} \quad (13)$$

ここで、 $y$  はオイルダンパーのストローク方向変位座標、 $A_{ci, n}$  は  $i$  番目ケーブルダンパーの  $n$  次モード振幅である。一般にダンパー減衰力  $f_{damp}(V)$  は、 $V$  に応じて場合分けすることが必要となるため、その場合は式(13)を用いて数値積分することによって評価する。

以上、減衰エネルギーの評価式をまとめて示せば、以下のとおりである。

$$D_{g, n} = 2\pi \eta_g V_{g, n}$$

$$D_{t, n} = 2\pi \eta_t V_{t, n}$$

$$D_{c, n} = 2\pi \eta_c V_{c, n}$$

$$D_{aero, n} = \frac{\pi}{2} \rho B U \frac{dC_L}{d\alpha} \omega_n A_n^2 \int_0^l \phi_n^2 dx$$

$$D_{fric, n} = \sum_{i=1}^{N_s} 4 A_{si, n} \mu_i W_i$$

$$D_{gum, n} = \sum_{i=1}^{N_c} D_{gum, n}^i(\theta_{ci, n})$$

$$D_{damp, n} = \sum_{i=1}^{N_c} \int_0^{2\pi/\omega} f_{damp}(V) \omega_n A_{ci, n} \cos \omega_n t dt$$

これらの評価式の中には、固有値解析から得られる固有振動モード  $\phi_n(x)$ 、固有振動数  $\omega_n$ 、実験的に決定される特性パラメータである  $\eta_g$ 、 $\eta_t$ 、 $\eta_c$ 、 $dC_L/d\alpha$ 、 $\mu$ 、 $D_{gum}$ 、 $f_{damp}$ 、実橋振動実験での計測値として得られる各振幅  $A_n$ 、 $A_{si, n}$ 、 $\theta_{ci, n}$ 、 $A_{ci, n}$  が含まれており、これらを用いて評価することで全ての減衰エネルギーが算定される。

## 4. 鶴見つばさ橋の減衰解析

### (1) 固有振動解析によるエネルギー評価

斜張橋  $n$  次モードにおける桁、タワー、ケーブルのひずみエネルギー  $V_{i, n}$  および各部の初期応力によるポテンシャルエネルギー  $U_{i, n}^0$  を評価するため、固有振動解析を行った。解析モデルは、立体骨組モデルをベースとし、桁端部、およびタワー上の桁支持部の支承構造の境界条件をできるかぎり実状に沿わせたものである。下部構造は橋脚天端で固定条件とし、桁、タワーには梁要素を用いた。ケーブルには、エネルギーを計算する必要性から、多質点をロッド要素で結んだ要素系を用いている。なお、固有振動解析では、高減衰ゴム、オイルダンパーは考慮

していない。

固有振動解析から得られた剛性行列，固有モードベクトルにより， $n$  次の桁，タワー，ケーブル各部のひずみエネルギー  $V_{i,n}$ ，初期軸力によるポテンシャルエネルギー  $U_{i,n}^0$  は次式で評価される。

$$V_{i,n} = \frac{1}{2} \{ \phi_{i,n} \}^T [K_i] \{ \phi_{i,n} \} \quad (14.a)$$

$$U_{i,n}^0 = \frac{1}{2} \{ \phi_{i,n} \}^T [K_{i,G}] \{ \phi_{i,n} \} \quad (14.b)$$

上式で， $\{ \phi_{i,n} \}$  は着目する構成部の固有モードベクトル， $[K_i]$ ， $[K_{i,G}]$  は対応する微小変位剛性行列，幾何剛性行列である。ただし  $\{ \phi_{i,n} \}$  は，最大値を1に正規化した場合のベクトルであるため，特定の振幅におけるエネルギーを計算する場合は振幅をこれに乗ずる必要がある。ここでは，表-2に示した鶴見つばさ橋の定常加振実験で得られたモード最大位置におけるモード振幅  $A_n$  を用いた。

表-2 各振動モードのモード振幅

振動モード	モード振幅 $A_n$
鉛直曲げ対称1次	0.088m
鉛直曲げ逆対称1次	0.145m
ねじれ対称1次	0.43°
鉛直曲げ対称2次	0.032m
鉛直曲げ逆対称2次	0.046m

実験での減衰評価振幅は表-1に示したように自由振動実験時の最大振幅であるが，減衰エネルギーの評価に必要な実験データは定常振動時に測定されているものが多く，定常加振実験時の最大振幅を減衰解析に用いることにした。しかし，表-1，2を比較して明らかなように，両者の差は極めて小さい。

## (2) 各特性係数の評価

### a) ロスファクターの決定

鶴見つばさ橋の塔架設時に，大黒側主塔で振動実験<sup>9)</sup>が行われており，26段架設完了状態の減衰自由振動から，対数減衰率0.012が得られている。厳密には，桁の一部が併設されているが，桁位置のモード値が小さいことから，塔単独とみなし，塔のロスファクターを決定した。振動モードには，塔独立状態の固有値解析モードを用いて，ひずみエネルギー，初期応力エネルギーを求め，(7)式に適用した結果，ロスファクター  $\eta_i$  として0.0036が得られた。なお，このロスファクターは，大黒側，扇島側の塔で共通であるとする。

ケーブルのロスファクターは，ケーブル制振装置無し

の状態で，ケーブル単独で行われた振動実験結果から決定する。ケーブルは，大黒側，扇島側それぞれ34本，計68本から成る。ケーブル振動実験は，扇島側のC1(長)，C8(中)，C17(短)の3本を選定して行われた。全体系の振動で生ずるケーブルの振動モードはいずれも1次モードである。ケーブル振動実験の結果として得られた対数減衰率はC1，C8，C17でそれぞれ0.0075，0.0049，0.0058であり，減衰のばらつきは比較的小さい。そこで，全ケーブルの対数減衰率を，3本の平均値である0.006と仮定し，全ケーブルのロスファクターを求めた。このとき，図-4に示したように，減衰値が一定で，各ケーブルのひずみエネルギー比は短いケーブルで小さく，長いケーブルで大きくなるため，ロスファクターは，短いケーブルで大きく，長いケーブルで小さい結果となった。

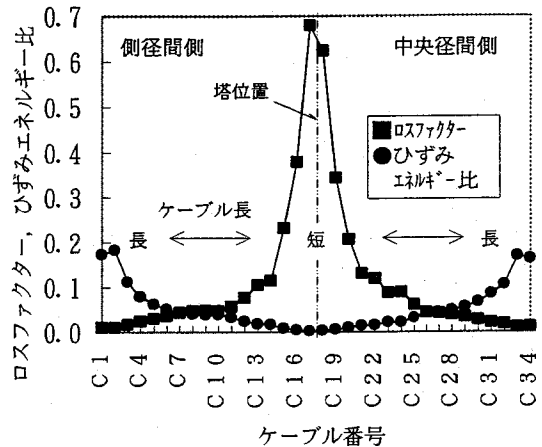


図-4 ケーブル毎のロスファクター

つまり，本解析では，ケーブルのロスファクター  $\eta_c$  を各ケーブル(具体的にはケーブル長，張力，角度など)に依存するものと仮定したことになる。なお， $\eta_c$  は，そのC8ケーブル付近の中段ケーブルにおいて，辻・加納<sup>10)</sup>の0.06に近い値となっている。

以上より， $\eta_i$ ， $\eta_c$  が決定されたが，桁のロスファクター  $\eta_g$  は依然として未知数として残る。当然ながら， $\eta_g$  を得るための桁単独の振動試験を行うことは一般には不可能である。そこで， $\eta_g$  を以下の方法で求めることを考える。式(4)を変形すると，次式が得られる。

$$D_{g,n} = 2\pi\eta_g V_{g,n} = D_n - D_{i,n} - D_{c,n} - D_{aero,n} - D_{fric,n} - D_{gum,n} - D_{damp,n} \quad (15)$$

上式の  $\eta_g$  以外は全て定量的評価が可能であるため，定常加振実験で対象とした5モードについて， $\eta_g$  を変数とする次の5つの式が成立する。

$$Y_n = \eta_g X_n \quad (16)$$

ここでは、最小2乗法を適用することで、各モードに共通な $\eta_g$ が決定される。

これは、斜張橋のモード減衰値と各減衰エネルギー評価値から桁のロスファクター $\eta_g$ を計算するものであり、この $\eta_g$ がどのモードに対してもほぼ同じ値をとるならば、減衰のエネルギー的評価法の妥当性が示せることになる。

#### b) 揚力係数勾配と実験時風速評価

空力減衰による散逸エネルギーを算出する式(10)において、式に含まれる揚力係数勾配 $dC_L/d\alpha$ は、桁部分模型を用いた一様流中の3分力試験結果から得られた4.0を用いる。なお、実験時の風速 $U$ には、空力減衰を評価するための桁直角水平方向の風速を用いるべきである。しかしながら、実験時、特に減衰のサンプリング中にも風速は風向、大きさともに変動している。そこで、中央径間のほぼ中央の桁面上に設置された風向風速計の実験中の観測値から、桁直角方向の風速の最大値 $U_{max}$ 、最小値 $U_{min}$ を算出し、その中間値を $U$ とした。これら風速のうち、空力減衰による散逸エネルギーを算出する鉛直曲げの4モードについて表-3に示した。

表-3 減衰実験時の桁直角水平方向風速(m/s)

振動モード	$U_{min}$	$U_{max}$	$U$
鉛直曲げ対称1次	0.5	6.0	3.3
鉛直曲げ逆対称1次	0.5	8.0	4.3
鉛直曲げ対称2次	0.0	7.0	3.5
鉛直曲げ逆対称2次	0.0	8.0	4.0

式(10)、あるいはオイルダンパーからの散逸エネルギーを評価する式(13)に含まれる固有振動数 $\omega_n$ は、表-4に示す定常加振実験時のピーク振動数から計算した。

表-4 各モードの定常加振実験時ピーク振動数

振動モード	定常加振 ピーク振動数(Hz)
鉛直曲げ対称1次	0.213
鉛直曲げ逆対称1次	0.293
ねじれ対称1次	0.544
鉛直曲げ対称2次	0.517
鉛直曲げ逆対称2次	0.598

一般に、 $\omega_n$ は、固有値解析、定常加振実験ピーク振動数の双方から得ることが可能である。両者は殆ど一致しているため、どちらを用いても結果に差は出ないが、ねじれ1次振動数のみ数%の差があったため、本研究では実験値である後者を採用した。

#### c) 鉛直摩擦支承の鉛直荷重、動摩擦係数、ずれ振幅

鶴見つばさ橋主塔に設置された4箇所の鉛直摩擦支承に作用する鉛直力の設計値は7,213kNである。定常振動状態において、この鉛直力は不変であると仮定する。支承はテフロンと鋼の接合面から構成されるため、動摩擦係数としては、0.04とした<sup>10)</sup>。なお、この動摩擦係数は、支承のずれ速度に依存しないと仮定する。支承のずれ振幅 $A_{s,i,n}$ は、支承と桁面の相対変位を変位計で計測することにより得られた。表-5に、4箇所の鉛直支承におけるずれ振幅の平均値を示す。

表-5 各振動モードにおける支承ずれ振幅(mm)

振動モード	支承1	支承2	支承3	支承4
鉛直曲げ対称1次	2.1	2.2	1.3	1.2
鉛直曲げ逆対称1次	0.6	0.6	0.7	0.6
ねじれ対称1次	0.5	0.3	0.3	0.2
鉛直曲げ対称2次	0.7	0.7	0.6	0.5
鉛直曲げ逆対称2次	0.4	0.4	0.3	0.4

#### d) 高減衰ゴムの散逸エネルギー特性

高減衰ゴムから散逸されるエネルギーは、高減衰ゴムの開発段階に行われた高減衰ゴムの特性試験(繰り返しせん断変形試験)結果から求めた。特性試験時の振動数は、ケーブル振動数から決定されたため、0.5、1.0、2.0、3.0Hzと全体系の振動数よりも高めとなっているが、この範囲での振動数依存性は殆ど認められていない。全橋振動実験では、橋体の振動数である0.2~0.6Hzでゴム変形が生じているため、一応、振動数の最も近い図-5の0.5Hzの結果を用いた。なお、エネルギー評価には高減衰ゴムの温度依存性は考慮していないが、特性試験の結果から、供用温度範囲内で図の値に対し約1割の変動がある。

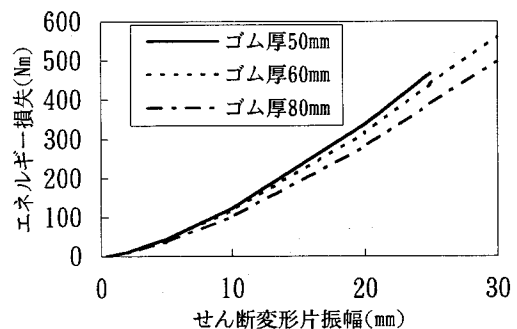


図-5 高減衰ゴム特性試験結果

さて、高減衰ゴム、オイルダンパーから散逸されるエネルギー $D_{gum,n}$ 、 $D_{damp,n}$ を評価するためには、高減衰

ゴムのせん断変形 $\theta_{ci,n}$ 、オイルダンパーのストローク $A_{ci,n}$ を得ることが前提となる。共振ケーブルが観測されたねじれ対称1次、鉛直曲げ対称2次、逆対称2次の高次3モードについては、高減衰ゴムのせん断変形、オイルダンパーのストロークを、現場で寸法尺を用いて計測した。共振ケーブルの認められなかった鉛直曲げ対称1次、逆対称1次の低次2モードについては、橋体の振動によるケーブルの弛み、張りに伴うサグ変化としてケーブル振幅を評価し<sup>12)</sup>、ケーブル単体に高減衰ゴム、オイルダンパーを付加した複素固有値解析モードから、高減衰ゴムせん断変形とオイルダンパーのストロークを得た。

e) オイルダンパーの減衰カーピストン速度関係

オイルダンパーのピストン速度 $V$ と抵抗力 $f_{damp}(V)$ の関係として、特性試験の結果から以下のような実験式が得られている(図-6)。

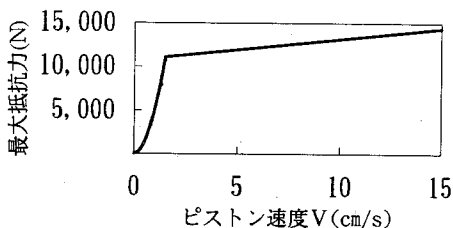


図-6 オイルダンパー特性試験結果

$$f_{damp}(V) = 4,900V^2 \quad (V \leq 1.5) \quad (17.a)$$

$$f_{damp}(V) = 245(V - 1.5) + 11,025 \quad (V \geq 1.5) \quad (17.b)$$

$V$  : ピストン速度(cm/s)

$f_{damp}(V)$  : ダンパー減衰力(N)

なお、式(17)は回帰式であり、実際には温度依存性等の理由によるばらつきがある。供用時の温度依存性を含め、データのばらつきは考慮していないが特性試験の結果から抵抗力のばらつきは1割前後であると判断される。

5. 解析結果と考察

(1) エネルギー評価法の妥当性

本節では、斜張橋振動減衰のエネルギー的評価手法を鶴見つばさ橋に適用し、実際にエネルギー計算を行うとともに、エネルギー評価手法の妥当性について考察を行う。

表-6に、加振対象となった5モードのピーク振動数における定常振幅状態で評価した各散逸エネルギー $D_{i,n}$ を示す。 $D_{g,n}$ を除く各項は、前節までに述べた方法により直接的に評価することが可能である。

$D_{g,n}$ を評価するため桁のロスファクター $\eta_g$ を式(15)、

表-6 各エネルギーの計算結果(kNm)

$D_{i,n}$ 各項目	鉛直 曲げ	鉛直 曲げ	ねじれ	鉛直 曲げ	鉛直 曲げ
	対称 1次	逆対称 1次	対称 1次	対称 2次	逆対称 2次
$D_{g,n}$	1.08	10.29	11.56	0.49	2.25
$D_{t,n}$	0.20	1.76	0.10	0.10	0.20
$D_{c,n}$	0.29	1.08	0.10	3.53	1.86
$D_{aero,n}$	2.74	19.80	0.00	0.69	3.14
$D_{fric,n}$	7.84	2.84	1.47	2.84	1.76
$D_{gum,n}$	0.49	1.27	2.74	1.08	0.98
$D_{damp,n}$	0.29	3.63	13.23	6.08	5.98
$D_n$	12.94	40.67	29.20	14.80	16.17
$2\delta_n U_n$	9.31	40.96	30.09	14.90	13.52

(16)に基づいて決定する。 $X_n$ の評価は、 $V_{g,n}$ を計算することにより可能となる。一方、 $Y_n$ を決定するためには、各項の総和である $D_n$ を定める必要があるが、これは式(1)に基づき、モード減衰の測定値 $\delta_n (= 2\pi\xi_n)$ から $D_n = 2\delta_n U_n$ として仮評価し、 $Y_n$ を計算した。 $\eta_g$ を決定する際の $X_n$ 、 $Y_n$ の分布の状況を図-7に示す。

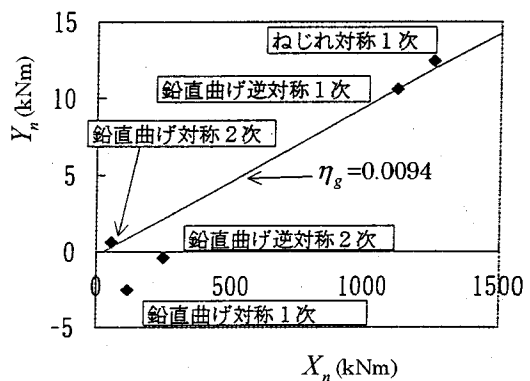


図-7 桁のロスファクター $\eta_g$ の決定

図よりわかるように、式(16)の直線からのデータのばらつきは比較的小さく、桁のロスファクター $\eta_g$ として0.0094が得られる。各 $X_n$ 、 $Y_n$ が一直線上に分布しないのは、5モードについて、式(4)の等式が厳密には成立していないためである。つまり、式(4)を構成する各項のエネルギー評価において、少なからず導入されている仮定があり、この仮定の持つ不確実性が、エネルギーの定量的評価を困難なものとしている。

式(4)が厳密には成立しない理由としては、例えば、①エネルギー各項は全て線形化、簡略化された式であるこ

と、また、②エネルギー評価において必ずしも考慮されていない効果が含まれている可能性があること等が考えられる。①の例としては減衰の振幅非線形性、支承摩擦評価における摩擦係数の妥当性と鉛直荷重不変の仮定、空力減衰評価の際の準定常仮定の妥当性、変動する風速評価の妥当性等、他にも多くの因子がある。一方、②の例としては、端橋脚部のリンク支承やフィンガージョイントで失われる摩擦エネルギー、あるいは予想し得ない他の散逸要因の存在も否定できない。従って、ここで求められた $\eta_g$ は、そのような不確定要因を含んだ上での最小2乗近似であることに留意する必要がある。

ここで決定された $\eta_g$ を基に式(6.a)より $D_{g,n}$ を評価し、再度式(4)より $D_n$ を求めたものを表-6に示してある。また、同表には、 $2\delta_n U_n$ も併記した。先に述べた様に、理論的には $D_n$ と $2\delta_n U_n$ は一致するはずである。3モードについてはこれらは良好に一致するものの、鉛直曲げ対称1次、鉛直曲げ逆対称2次の2モードについては両者の差は比較的大きく、これら2モードは図-7の直線からのずれも大きい。

しかしながら、全般的に見れば、幾つかの不確定要因の存在にも拘わらず、 $D_n$ と $2\delta_n U_n$ のバランスは概ねとれていること、図-7の最小2乗直線からの各モードの結果のバラツキも比較的小さく、ほぼ右上がりの正勾配の直線が得られていることから、鶴見つばさ橋を例として試みた振動減衰のエネルギー的評価法の妥当性は、ある程度までは示すことができたものと考えられる。

## (2) 鶴見つばさ橋の減衰特性の要因分析

これまでに積算した各ロスファクター、各エネルギーを用いて、式(4)の右辺総エネルギーを100%とし、各項の100分率表示を加振対象とした5モードについて行った。この結果を棒グラフ表示によって図-8に示す。

同図より、幾つかの興味深い考察が可能である。表-1に示したように、耐フラッター特性の評価上、重要な振動モードである鉛直曲げ対称1次、ねじれ対称1次両モードの対数減衰率 $\delta_n$ は0.07であり、風洞実験で仮定された0.02に比べると非常に高い値を示している。また、これが鶴見つばさ橋の平均減衰を高める結果となっている。鶴見つばさ橋は非常にスレンダーな構造であり、一見減衰の小さい印象を与える。特に、ねじれに関しては、一面吊りで、扁平な箱桁構造であるため、減衰は小さいと予想されたので、この結果は以外なものであった。

先ず、図-8の鉛直曲げ対称1次に着目して考察を加える。支承摩擦によるエネルギー損失の比率が極めて高く、全体の60%弱を占めている。実際、加振対象とした5モードの内、最大の支承滑り量が計測されているのは表-5で示したとおりである。ところで、支承の減衰への影響については、永井ら<sup>13)</sup>が、連続箱桁橋を対象に、

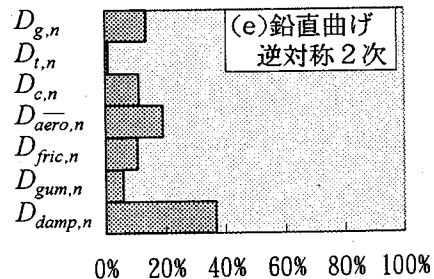
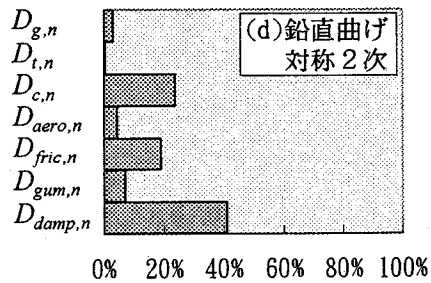
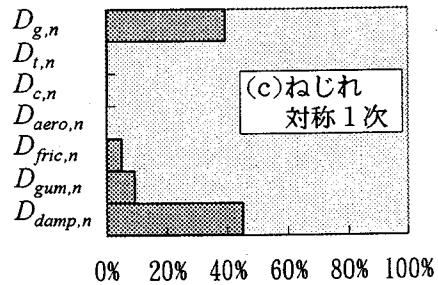
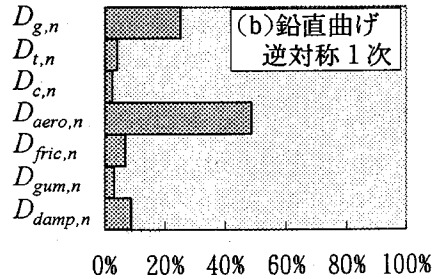
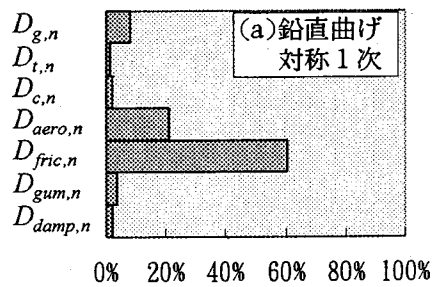


図-8 各モードのエネルギー寄与率



支承摩擦の影響が鉛直曲げ振動の減衰に及ぼす影響について考察を行った。その結果、対数減衰率 0.1 を大きく下回る減衰が、桁振幅によっては 0.2 まで達することを、実験的にも解析的にも明らかにした。また、米田ら<sup>14)</sup>は、連続箱桁橋や、ニールセン型ローゼ桁橋における支承摩擦力に起因した構造減衰の寄与が、特に低次の対称振動モードで大きいことを示した。従って、鶴見つばさ橋の支承構造が長大斜張橋では珍しい鉛直摩擦支承であることを考慮すれば、摩擦支承の減衰への影響が極めて大きいことを否定することはできないと考えられる。また、空力減衰によるエネルギー損失も、必ずしも小さいものではなく、全体の 20% に達している。これらのエネルギー損失は、桁、塔、ケーブルのひずみに起因する散逸エネルギーに比べ非常に大きい。つまり、山口ら<sup>15)</sup>の研究で考慮しているひずみに起因する粘性散逸エネルギー以外のエネルギー寄与率が大きく、その結果、全体の減衰が大きくなったものと考えられる。

一方、ねじれ対称 1 次に着目すると、塔、ケーブルそのものは殆ど動かないため、これらのひずみに起因する散逸エネルギーはほぼゼロであり、桁のひずみに起因する散逸エネルギーが 45%、そしてケーブル制振装置である高減衰ゴム、オイルダンパーからの散逸エネルギーが極めて高く、全体の 50% を占めた。ねじれ振動が桁に生ずる際に、桁の回転中心はケーブル定着点より下側に存在する。従って、高減衰ゴムやオイルダンパーの設置位置は回転中心から見ると 2~3m 高い位置に存在する。この様子を図-9 に示す。

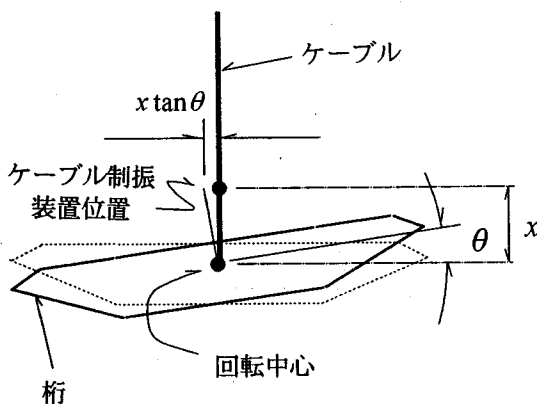


図-9 桁ねじれ変形によるケーブル制振装置の変形

このケーブル制振装置の桁回転中心からの高さを  $x$  とすると、桁のねじれ角  $\theta$  によって高減衰ゴムやオイルダンパーには  $x \tan \theta$  の変形が生ずることになり、この変形によって、ケーブル制振装置から多くのエネルギーが散逸されたものと考えられる。このように、ケーブル制振

装置が全体系の減衰に大きく影響するのは、1 面吊り斜張橋である鶴見つばさ橋の特殊性であり、そのためにねじれ対称 1 次の減衰が高くなったものと考えられる。

その他の 3 モード、鉛直曲げ逆対称 1 次、対称 2 次、逆対称 2 次においては、ケーブル振動の連成性および減衰寄与に違いが認められる。対称 2 次では、実橋振動実験において、中央径間で 5 番目に長いケーブルが激しく共振し、このケーブルの高減衰ゴムは倍振幅で 55mm 変形した。このため、ケーブルのひずみに起因する散逸エネルギーも大きくなっている。逆対称 2 次では、中央径間の 7、8 番目に長いケーブルが共振し、それぞれ倍振幅で 30mm のゴム変形が生じた。逆対称 1 次の振動数は、いずれのケーブル振動数よりも低いため、ケーブルに共振は生じていないが、サグが存在することによって生ずるケーブルの弛み、張りに伴うケーブル制振装置からの散逸エネルギーはゼロではなく、全体の 10% 程度である。鉛直曲げ逆対称 1 次の減衰が鶴見つばさ橋の減衰としてそれほど高くなかったのは、上述のようにケーブルの振動が大きくなかったために、ケーブル制振装置の影響を殆ど受けていないこと、摩擦支承の影響を対称 1 次ほど受けていないこと等がその理由として考えられる。ケーブルが大きく共振した鉛直曲げ対称 2 次では、起振機停止に伴って、急激に桁のエネルギーがケーブルに奪われ、その後、ケーブルと桁でエネルギーのやりとりがある減衰波形であったため、起振機停止時の大振幅におけるみかけの減衰は大きい。図-8 のエネルギー比率は定常振動時のものであるため、減衰振動に入った直後は、ケーブル制振装置のエネルギー寄与率が、より高くなるものと考えられる。それに対して逆対称 2 次では、対称 2 次のようなシステムダンピング的な振動は生じていない。ケーブル制振装置の減衰エネルギー寄与率がほぼ等しい鉛直曲げ対称 2 次と逆対称 2 次で減衰が大きく異なったのは、このようなケーブル挙動の違いにより、概略の説明をすることが可能である。

以上のように、鉛直支承摩擦、ケーブル制振装置等、他の長大斜張橋では見られない散逸エネルギーの影響が、モード毎に異なった形で現れており、このような鶴見つばさ橋の特殊性が、モード減衰のモード依存性をより顕著にし、かつ他の長大斜張橋に比べ高い平均減衰をもたらしているものと考えられる。

本研究で検討したエネルギー寄与率による減衰の要因分析は、各モードの総エネルギー量が異なっていること、単一モードであっても振幅によってエネルギー比率が非線形になること等、必ずしも定量的に評価するには難しい点もあるが、本研究の検討結果を見る限り、ある程度の適用可能性が示されており、今後、多くの斜張橋の減衰の要因分析や定量的推定を行っていく上で有用な手段となり、より合理的な設計法を可能にしていくものと考え

えられる。

## 5. 結論

斜張橋における振動減衰のエネルギー的評価法を示し、鶴見つばさ橋振動実験にて得られた定常加振実験5モードの構造減衰に関してその解析手法を適用し、種々の検討を行った。得られた結論を要約すると、以下のようになる。

(1) 減衰を総ポテンシャルエネルギーに対する総散逸エネルギーとして定義し、桁、塔、ケーブルの構成要素別にロスファクターを介して散逸エネルギーを評価する山口らの方法に、支承摩擦、空力減衰、ケーブル制振装置から散逸される減衰エネルギーを加えてエネルギー評価手法に基づく解析を行った。塔、ケーブルのロスファクターを各々単独の振動試験から求め、桁のロスファクターを総エネルギー式から回帰的に求めることで適用性を検討したが、モード減衰のエネルギー的評価法は、本橋に関しては、適用性が高いことが分かった。

(2) 鶴見つばさ橋の鉛直曲げ対称1次の減衰が高くなった原因として、支承摩擦による散逸エネルギーの寄与が大きく、全体のほぼ半分に達することが明らかとなった。また、空力減衰による散逸エネルギーの全体に対する寄与率は、比較的小さいものの必ずしも無視できない。

(3) ねじれ対称1次振動における要因分析の結果において、高減衰ゴム、オイルダンパーからの散逸エネルギーの寄与率は全体の約5割を占めた。これは、桁中央の1面吊りケーブルに設置された制振装置に、ねじれ角正接成分の変形が生じたためである。

(4) ケーブルが共振した鉛直曲げ対称2次、逆対称2次の2モードにおいて、オイルダンパーや高減衰ゴムから散逸されるエネルギーは極めて大きく、全散逸エネルギーの約5割に達した。

(5) 支承摩擦やケーブル制振装置から散逸される減衰エネルギーが極めて大きいことは、他の同規模スパンの長大斜張橋に比べ特殊性が高く、このため鶴見つばさ橋の平均減衰は高いものとなっている。また、これらの効果がモード毎に異なった形で現れた結果、減衰のモード依存性も顕著なものとなった。

なお、本研究では減衰のエネルギー的評価法の適用性検討に主眼を置いたため、実橋振動実験での実測値を多用した。しかし、最終的な目標は斜張橋の減衰を解析的に推定することであり、支点での移動量や制振装置取り付け位置でのケーブル変位量等は、モード形状の一部と

して解析することを、今後は考えていく予定である。

## 参考文献

- 1) Davenport, A.G. and Larose, G. : The structural damping of long span bridges, an interpretation of observations, *Canada-Japan Workshop on Bridge Aerodynamics*, Ottawa, Sep., 1989.
- 2) Yamaguchi, H. and Ito, M. : Mode dependency of structural damping in cable-stayed bridges, *The 9th International Conference of Wind Engineering*, New Delhi, India, Jan., 1995.
- 3) 川島一彦, 角本周, 運上茂樹 : 耐震設計に用いる斜張橋の減衰定数の推定法, 橋梁と基礎, 1990年5月.
- 4) 下里哲弘, 黒川誠司, 岡田淳, 小林裕輔 : 鶴見つばさ橋実橋振動実験, 土木学会第50回年次学術講演会, 1995年9月.
- 5) 山口宏樹, 高野晴夫, 小笠原政文, 下里哲弘, 加藤真志, 岡田淳 : 鶴見つばさ橋の振動実験による動的特性の同定, 土木学会論文集, No.543 / I-36, pp. 247-258, 1996年7月.
- 6) 山口宏樹, ケーブル構造のモード減衰性状と減衰理論, 鋼構造論文集, 第1巻3号, pp.129-138, 1994年9月.
- 7) Nashif, A.D., Jones, D.I.G. and Henderson, J.P. : *Vibration Damping*, John Wiley & Sons, Inc., pp.45-51, 1985.
- 8) 岡内功, 伊藤學, 宮田利雄 : 耐風構造, 丸善, 1977年.
- 9) 市川衛, 森川久, 小西拓洋 : 鶴見航路橋主塔の振動実験, 土木学会第48回年次学術講演会, 1993年9月.
- 10) 辻松雄, 加納勇 : ワイヤロープの減衰能, 建設コンサルタンツ協会近畿支部, 第13回(昭和55年度)業務研究発表会, 1980年8月.
- 11) 飯田修一ほか : 物理定数表, 朝倉書店, 1969年.
- 12) 後藤茂夫 : ケーブル部材を有する構造物の解析, 橋梁, 1977年2月.
- 13) 永井康平, 江草拓, 佐々木伸幸 : 長大箱桁橋の減衰特性の考察, 土木構造・材料論文集, 第3号, 1988年1月.
- 14) 米田昌弘 : 橋梁の可動支承部における摩擦力に起因した構造減衰特性に関する2, 3の考察, 土木学会論文集, No.492 / VI-23, pp.137~145, 1994年6月.
- 15) 山口宏樹, 加藤竜 : 斜張橋モードエネルギー特性とそれに基づく解析, 土木学会第49回年次学術講演会, 1994年9月.

(1995. 11. 21 受付)

# ENERGY-BASED DAMPING EVALUATION OF CABLE-STAYED BRIDGES AND ITS APPLICATION TO TSURUMI TSUBASA BRIDGE

Hiroki YAMAGUCHI, Haruo TAKANO, Masafumi OGASAWARA,  
Tetsuhiro SHIMOSATO, Masashi KATO and Hisato KATO

An energy-based evaluation method of vibration damping in cable-stayed bridges is proposed and discussed in this paper. The damping values of five modes of the Tsurumi Tsubasa Bridge, which were obtained by the field vibration test, are analyzed by using the energy method. It was found that the contribution of dissipation energy from shoe friction, aerodynamic damping, and oil dampers and high damping rubbers for suppressing cable vibrations, can be large in the Tsurumi Tsubasa Bridge. In addition, damping characteristics of this bridge, such as high damping value and mode dependency of damping were reasonably explained by the results of energy analysis.