

鶴見つばさ橋のケーブル制振方式に関する実証

高野晴夫¹・山田均²・小笠原政文³・下里哲弘⁴・村上琢哉⁵

¹正会員 首都高速道路公団工務部工務部調査役 (〒100 東京都千代田区霞ヶ関 1-4-1)

²正会員 工博 横浜国立大学建設学科土木工学教室助教授 (〒240 横浜市保土ヶ谷区常盤台 156)

³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)

⁴正会員 工修 首都高速道路公団神奈川建設局 (〒231 横浜市中区真砂町 2-25)

⁵正会員 工修 NKK基盤技術研究所都市工学研究部 (〒210 川崎市川崎区南渡田町 1-1)

長大斜張橋ケーブルでは、風に起因する振動対策と角折れ緩衝対策を同時に実施しなければならない場合が生じる。従来の対策として、緩衝ゴムとダンパーの併用方式が一般的であった。本論文では、鶴見つばさ橋のケーブルを対象として、長大斜張橋ケーブルに従来方式を適用する場合の問題点を指摘し、問題点を解決する制振対策の検討を行った。その結果、高減衰ゴムとダンパーの併用方式は、同様の性能を持ちつつダンパーの取付高を低くすることが可能となり、施工性、維持管理性、景観性に優れた制振方式になることが明らかとなった。その方式を鶴見つばさ橋に適用し、模型実験、実橋ケーブル振動実験を実施することにより、本制振方式の減衰付加効果、角折れ緩衝効果を実証した。さらに、ケーブルの挙動観測を実施して、その制振効果を確認した。

Key Words : cable-stayed bridge, rain-wind induced vibration, vibration test, vibrational damper, high-damping rubber(HDR), Tsurumi Tsubasa Bridge

1. まえがき

近年、斜張橋の長大化に伴い、風によるケーブルの振動が問題となっている。風に起因する振動現象としては、渦励振、レインバイブレーション、ウェイクギャロッピングが挙げられる。渦励振については、振幅は数cm程度と小さいものの、通常高次モードの振動が観測される場合が多いこと、ウェイクギャロッピングについては、並列ケーブルの下流側のケーブルがケーブル径以上の振幅で振動すること、また、レインバイブレーションについては、倍振幅が2mに達したという天保山大橋の事例もある¹⁾ことから、ケーブル定着部の疲労破壊の可能性、利用者への不安感を生じさせることを勘案して、何らかの制振対策が実施される。既往の制振対策として、斜張ケーブル同士をワイヤで連結する方式、ダンパーを設置する方式、ケーブルの断面形状を変更する方式が挙げられる²⁾が、その中では、取り付けが比較的容易なこと、取付高さが防護柵よりも低く、景観上の問題が少ないと、また、解析的検討によりケーブルに付加できる減衰が算定できること等の理由により、ダンパーを設置した事例が多い。

さらに、長大斜張橋では、活荷重により定着ソケット

前面に2次曲げ応力が発生する現象（角折れ）が問題となる。通常は、設計段階において解析的な検討が実施され、発生する2次曲げ応力が大きいと判断される場合には、角折れ対策として、ケーブル定着部より若干離れた位置に弾性支持機構（角折れ緩衝装置）を設ける方式が採られる。

風に起因する振動対策と角折れ対策を同時に実施する必要が生じた場合には、上記の対策を併用する方式が必要となる。しかしながら、併用方式の事例は少なく、角折れ緩衝装置とケーブル連結方式を併用した樅石島橋、岩黒島橋の事例³⁾、路面上高い位置に並列ケーブル同士をオイルダンパーで連結させた制振装置と角折れ緩衝装置の併用方式を採用した横浜ベイブリッジの事例⁴⁾に見られる限りである。今後の長大斜張橋では、角折れ対策と振動対策を同時に実施することも充分に考えられるため、その検討を実施することは非常に有用であると判断される。

以上の事を念頭に置いて、本研究では、鶴見つばさ橋のケーブルを対象として、ダンパーと角折れ緩衝装置の併用方式について検討した。すなわち、既往の制振方式を適用するにあたっての問題点を示し、さらに、その問題点を克服する手法として、高減衰ゴムとダンパーの併

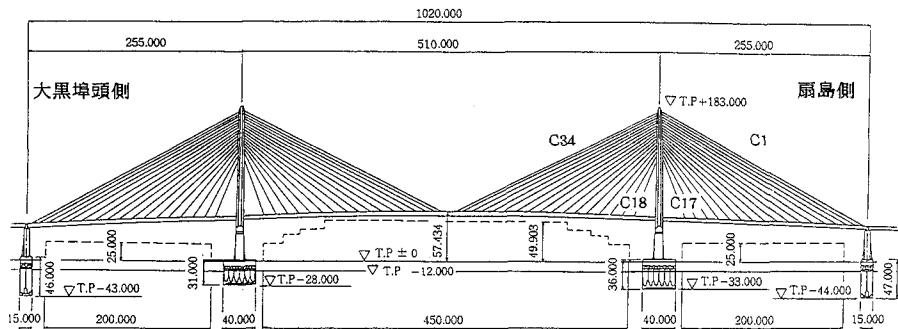


図-1 鶴見つばさ橋の一般図

表-1 代表的なケーブルの構造諸元

ケーブル番号	C 1	C 4	C 6	C 8	C 11	C 15	C 17	C 21	C 30	C 34
ケーブル長(m)	283.8	251.3	223.7	195.5	154.3	104.6	83.71	112.36	231.4	276.9
単位重量(tf/m)	0.157	0.157	0.157	0.157	0.149	0.089	0.089	0.115	0.157	0.149
死荷重張力(tf)	727.65	902.15	963.19	945.68	792.12	526.12	546.47	618.46	921.88	711.23
主荷重張力(tf)	1167.6	1167.6	1167.6	1167.6	1022.2	655.2	650.3	795.5	1145.6	954.6
ケーブル径(mm)	192	192	192	192	190	149	149	167	192	190
鋼床版上接線角(deg.)	27.3	29.1	31.4	34.2	40.3	55.7	69.32	48.88	27.4	24.6
定着点からデッキ面までの距離(m)	3.770	3.602	3.430	3.245	2.913	2.236	2.059	2.470	3.614	3.789
1次振動数(Hz) *1	0.38	0.47	0.55	0.62	0.74	1.15	1.46	1.02	0.48	0.39
活荷重回転角(mrad.)	10.03	6.92	3.04	1.59	3.37	3.53	3.45	4.03	4.56	5.66

*1:弦の公式を用いて算出した振動数(死荷重張力を用いて算定)

用方式がその一制振方式になり得ることを示した。その後、模型実験、実橋ケーブル振動実験を実施し、本提案の制振方式の有効性を実証した。さらに、ケーブルの対風挙動観測を実施し、制振装置設置前後の挙動を比較することにより、実橋の制振効果を確認した。

2. 鶴見つばさ橋の概要

鶴見つばさ橋の一般図を図-1に示す。本橋は、横浜市内の大黒埠頭ー扇島間に架かる全長1,020m、中央径間510mを有する17段マルチケーブルの1面吊り形式3径間連続鋼斜張橋であり、首都高速湾岸線の主要橋梁である。また、橋軸方向は、ENE-WSW方向である。本橋は合計68本の主ケーブルを有するが、その中の代表的なケーブルの構造諸元を表-1に示す。同表中の活荷重載荷によるケーブル定着部の回転角(角折れ量)については、別途実施された解析値である。本橋のケーブルの特徴は、ケーブル長が長く、1面吊りのシングルケーブルゆえに太径で単位重量が大きいことである。なお、本橋ケーブルは並列ケーブルではないため、ウェイクギヤロッピングは問題とならず、渦励振とレインバイブレーションが制振の対象となる。

本橋では、風に起因する振動対策、角折れ対策の必要性が生じた場合には、角折れ緩衝装置とダンパーの併用方式を採用することとした。ダンパーの取付高は、施工

上、維持管理上及び景観上の観点から防護柵高さ(路面上1.5m)を越えないことを前提に検討した。したがって、ダンパーの取付位置は防護柵高さをなるべく越えないような低い位置に設置するものとし、また、角折れ緩衝装置については、ダンパーの下方に設置するものとして取付位置を施工上の配慮から路面上1mと定めた。

3. 既往の制振方式に対する解析的検討

(1) 解析対象

解析対象ケーブルは、表-1中のC 1, C 4, C 6, C 8, C 11, C 15とした。また、既往の制振方式について、以下に示す2方式を選定した。

a) 緩衝ゴムとダンパーの併用方式

最も一般的な制振方式である。ダンパーについては、オイルダンパーと粘性せん断型ダンパーがあるが、本検討では、両者ともに検討した。

b) 高減衰ゴムの単独設置方式

高減衰ゴムはばね機能も有しているため、振動対策のみでなく角折れ対策にも期待した。概念図を図-2に示す。高減衰ゴムは、斜張橋ケーブル面内方向、面外方向の振動に対応できるように、ケーブル軸に沿ったリング状構造とし、その上面をケーブルに、下面を主桁に、それぞれ高減衰ゴムに接着された鋼板を介して剛結させる構造とした。したがって、ケーブルの振動に伴う高減衰

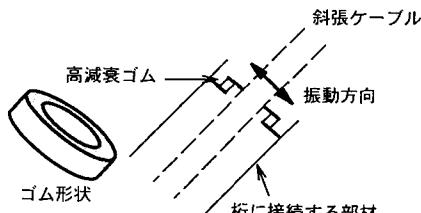
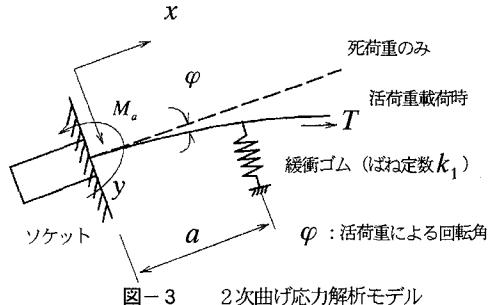


図-2 高減衰ゴムの概念図



ゴムのせん断変形により、振動エネルギーを消散させることができるとなる。

(2) 解析方法

緩衝ゴムとダンパーの併用方式については、まず2次曲げ応力解析により緩衝ゴムのばね定数を最初に決定し、次に、複素固有値解析により、所要の減衰が得られるダンパーの取付位置と特性値を決定した。一方、高減衰ゴム方式については、最初に複素固有値解析を行い、所要の減衰が得られる高減衰ゴムの取付位置と特性値を算出し、次に、2次曲げ応力解析により、角折れ緩衝効果の照査を行った。以下、各手順について説明する。

a) 2次曲げ応力解析による緩衝ゴムのばね定数の算定

緩衝ゴムのばね定数の算定には Wyatt の解法⁵⁾を基本とした2次曲げ応力解析手法を用いた。解析モデルを図-3に示す。ケーブル定着部は固定端、ケーブルを軸力が導入された棒部材と仮定した。基本式を以下に示す。

$$EI \frac{d^2y}{dx^2} = Ty - P(a-x) \quad (0 < x \leq a) \quad (1a)$$

$$EI \frac{d^2y}{dx^2} = Ty \quad (x > a) \quad (1b)$$

但し、境界条件は以下の通り。

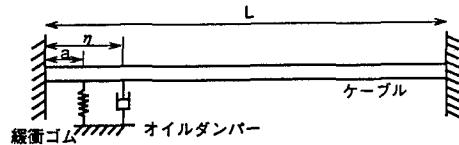
$$\begin{aligned} \frac{dy}{dx} &= -\varphi & (x = 0) \\ y &= 0 & (x = \infty) \end{aligned}$$

ここで、 EI : ケーブルの曲げ剛性 ($\text{kN}\cdot\text{m}^2$)

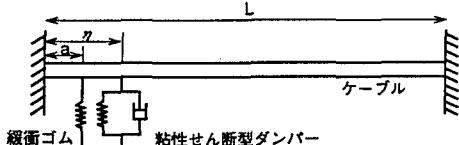
T : ケーブルの張力 (活荷重載荷時) (kN)

P : 緩衝ゴムの反力 (kN)

a : 定着点から緩衝ゴムまでの距離 (m)



(a) 緩衝ゴムとオイルダンパーの併用方式



(b) 緩衝ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式

図-4 複素固有値解析モデル
(緩衝ゴムとダンパーの併用方式)

上記式を解くことにより、ばね定数 k_1 を有する緩衝ゴムを設置した場合の反力 P 、定着点付近の曲げモーメント M_a 、及び曲げ応力度 σ_a は以下の式で算定される。

$$P = \frac{\frac{\varphi}{\lambda} (1 - e^{-\lambda a}) - a \tan \varphi}{(e^{-\lambda a} - 1)(e^{-\lambda a} - 3) - 2\lambda a} - \frac{1}{2\lambda T} \quad (2)$$

$$\text{但し}, \quad \lambda = \sqrt{\frac{T}{EI}}$$

$$M_a = EI\lambda \left\{ \frac{P}{T} \left(\frac{1}{e^{\lambda a}} - 1 \right) + \varphi \right\} \quad (3)$$

$$\sigma_a = \frac{M_a}{Z} \quad (4)$$

2次曲げ応力度 σ_a の算定後、ケーブル張力から計算される引張応力度との和が、ケーブル素線の引張強さに対する許容応力度を超えない様に、ばね定数 k_1 を決定する。許容応力度は、安全率2で定義した。

b) ダンパー取付位置の算定

緩衝ゴムのばね定数の決定後、ダンパーの取付位置を仮定し、複素固有値解析を実施した。解析モデルを図-4に示す。ケーブルは両端固定とし、曲げ剛性は無視した。粘性せん断型ダンパーの特性値については、以下の式より算出した⁶⁾。

$$C_{e,v} = 0.85g \cdot e^{-0.043t} a_s^{0.34} d^{-0.5} a_s^{-0.5} \omega^{-0.5} S \quad (5)$$

$$K_{e,v} = 0.54 \cdot d^{-0.5} a_s^{-0.19} \omega^{0.95} C_{e,v} \quad (6)$$

ここで、 $C_{e,v}$: 等価粘性減衰係数 ($\text{N}/(\text{cm}/\text{s})$)、 $K_{e,v}$: 等価ばね定数 (N/cm)、 t : 粘性体の温度 ($^\circ\text{C}$)、 d : 粘性体の厚さ (cm)、 S : せん断を期待する断面積 (cm^2)、 a_s : 振幅 (cm)、 ω : 固有円振動数 (rad/s)、 g : 重力加速度 ($= 9.8 \text{ m}/\text{s}^2$) である。算出にあたっては、ダンパーの汎用性を考慮して、 $a_s = 4\text{mm}$ 、 $d = 1\text{cm}$ と仮定した。

ダンパーの取付位置 η を順次変化させ、温度、振動数を考慮した場合に確保できる最小の対数減衰率 δ_{min} を算定し、 δ_{min} がレインバイブレーション対策に必要と言わわれている $\delta=0.02$ ⁷⁾ を上回る最小の取付位置を求めた。本検討では、温度範囲は 0~50°C、振動数はレインバイブレーションの発生振動数である 3Hz 以下²⁾とした。渦励振については、 $\delta=0.01\sim0.015$ 程度で制振可能と考えられているため²⁾、上記照査で渦励振も制振可能と考えた。なお、 δ_{min} の算定においては、解析により得られた減衰値と実橋ケーブルでの実測値には一般に差異が生じるため、過去の実験結果から得られた実測値と解析値との比（実測値／解析値）を用いて、解析値を実橋で期待できる減衰に換算した。各ダンパーの実測値と解析値の比については、オイルダンパーを 0.5⁸⁾、粘性せん断型ダンパーを 1.0 とした²⁾。

c) 高減衰ゴムの取付位置とばね定数の算定

高減衰ゴム方式は両対策を兼ねているため、解析順序を入れ替えた。すなわち、 $\delta_{min}>0.02$ となる高減衰ゴムの最小の取付位置及び特性値を複素固有値解析により決定した後、2次曲げ応力解析により角折れ緩衝効果の照査を行った。複素固有値解析モデルを図-5に示す。

高減衰ゴムの等価粘性減衰係数 $C_{e,g}$ (kN/(m/s))、等価ばね定数 $K_{e,g}$ (kN/m) は、以下の式で表される。式中の貯蔵弾性率と損失弾性率は、高減衰ゴムの材料試験から算出される。

$$C_{e,g} = \frac{G_2}{2\pi f} \cdot \frac{A_g}{L_g} \quad (7)$$

$$K_{e,g} = G_1 \cdot \frac{A_g}{L_g} \quad (8)$$

但し、 G_1 : 貯蔵弾性率 (kN/m²)

G_2 : 損失弾性率 (kN/m²)、 f : 周波数 (Hz)

A_g : ゴム断面積 (m²)、 L_g : ゴム厚 (m)

本検討では、簡略化のために、温度依存性、振動数依存性がないものを想定し、損失係数 (G_2/G_1) は通常用いられている 0.4 及び 0.5 の 2 種類と仮定した。また、高減衰ゴムの実測値と解析値の比は 1.0 とした。

(3) 解析結果と考察

a) 緩衝ゴムとダンパーの併用方式

活荷重回転角が最大となる C1 ケーブルの2次曲げ応力の解析結果を、緩衝ゴムのばね定数とケーブルに発生する応力（引張応力と2次曲げ応力との和）の関係にして図-6に示す。これより、発生応力を最小にするためには $k_1 = 400\text{tf}/\text{m}$ (3920kN/m) 程度にしなければならないこと、しかしながら許容応力度以下に抑えるためには $k_1 = 20\text{tf}/\text{m}$ (186kN/m) 程度でよいことがわかる。通常、角折れ緩衝装置は、発生応力が最小となる様に設計されるが、ここでは最低限の角折れ緩衝効果とする場合も考

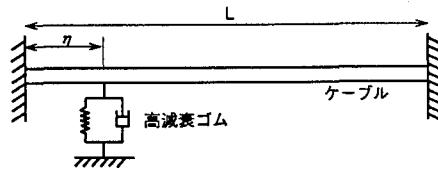


図-5 複素固有値解析モデル（高減衰ゴム方式）

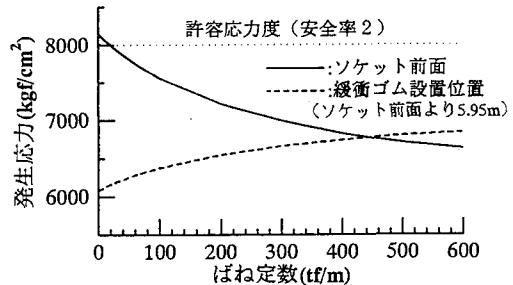
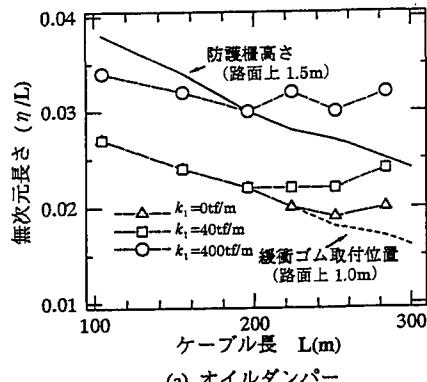
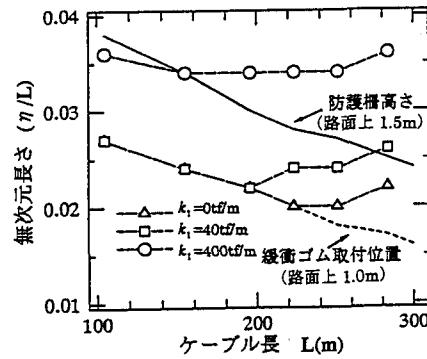


図-6 2次曲げ応力の解析結果 (C1 ケーブル)



(a) オイルダンパー



(b) 粘性せん断型ダンパー

図-7 緩衝ゴムとダンパーの併用方式におけるケーブル長と取付位置の関係

えて、 $k_1 = 40\text{tf}/\text{m}$ (392kN/m)、 $400\text{tf}/\text{m}$ (3920kN/m) の 2 ケースとし、ダンパーの取付位置を比較検討した。また、他のケーブルでは、発生応力度が許容応力度を下回ったが、安全側の設計として、上記ばね定数を一律に用いた。

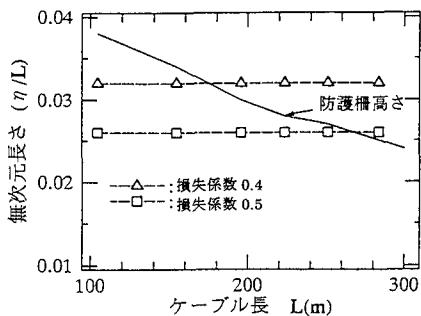


図-8 高減衰ゴム単独設置方式におけるケーブル長と取付位置の関係

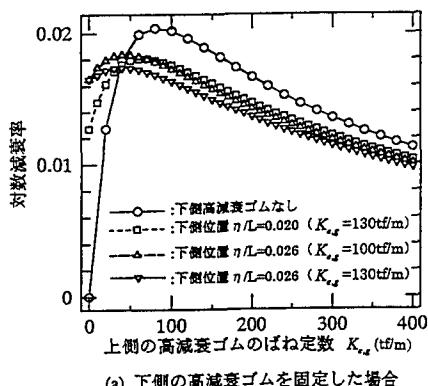
算定された各ケーブルのダンパー取付位置をケーブル長との関係に表して図-7に示す。図中、ダンパー取付位置は、定着点からの距離 η とケーブル長 L を用いた無次元長さ η/L により表現した。また、取付高さの目安として、各ケーブルにおける緩衝ゴム取付位置（路面上1m）、防護柵高さ（路面上約1.5m）を併記した。オイルダンパー（同図(a)）においては、緩衝ゴムを設置しない場合では（図中 $k_1=0\text{kN/m}$ ）、300m以下のケーブルで、防護柵よりも低い位置にダンパーを設置できることがわかる。一方、緩衝ゴムを設置した場合には、ダンパー取付位置は緩衝ゴムのばね定数の増加とともに高くなっている。通常の設計では約200m以上のケーブルで、緩衝ゴムのばね定数を小さく設定した場合でも約280m以上となる長大ケーブルで、取付位置が防護柵高さを超えることがわかる。また、粘性せん断型ダンパーの場合（同図(b)）をオイルダンパーの場合と比較すると、取付位置が同じかそれ以上になっており、特に250m以上のケーブルでは、全てのケースにおいて取付位置が高くなっている。これは、長いケーブルでは制振対象とする振動次数が多くなるため、オイルダンパーと比べて振動数依存性の大きい粘性せん断型ダンパーにその影響が現れたものと考えられる。

b) 高減衰ゴムの単独設置方式

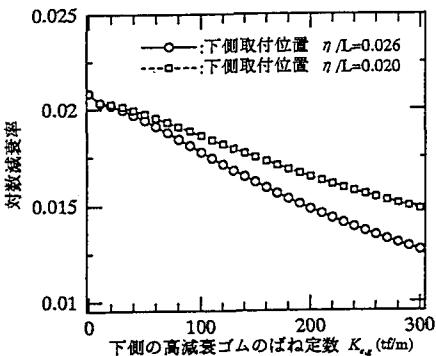
高減衰ゴムの単独設置方式の検討結果を同様に図-8に示す。これより、損失係数0.4の場合にはケーブル長約180m以上で、損失係数0.5の場合には約260m以上で、取付位置が防護柵高さ以上となることがわかる。さらに、本検討では、温度依存性、振動数依存性を考慮していないため、実際には、より短いケーブルにおいて、取付位置が防護柵を越えると考えられる。

一方、角折れ緩衝効果は、減衰を最大にする高減衰ゴムのばね定数が100tf/m程度であったことから、図-6より必要な角折れ緩衝効果が期待できることがわかる。

以上の検討結果より、長大ケーブルにおいて、角折れ対策と振動対策を同時に実施する場合には、従来方式では不充分であり取付位置を低く抑えることが可能な新し



(a) 下側の高減衰ゴムを固定した場合



(b) 上側の高減衰ゴムを固定した場合 ($\eta/L=0.032$)

図-9 高減衰ゴムを複数個併用する方式の検討結果

い制振方式が必要とされる。

4. 高減衰ゴムを用いた併用方式の提案

(1) 高減衰ゴムを複数個併用する方式

高減衰ゴムを異なる箇所に複数個設置した場合には、単独時よりも多くのエネルギー損失が期待できると考え、高減衰ゴム（損失係数0.4）を主桁側に2個設置した場合を検討した。解析対象ケーブルは、前章の解析結果を参考にC1ケーブルとし、片側の高減衰ゴムのばね定数を固定して他方の高減衰ゴムのばね定数を順次変化させた場合のケーブルに付加できる減衰の変化を、複素固有値解析により検討した。固定する側の高減衰ゴムは、その取付位置に単独で設置した時にケーブルに付加できる減衰が最大となる様なばね定数（以下、最適ばね定数）附近とした。検討結果を図-9に示す。同図は、下側の高減衰ゴムのばね定数を固定し、上側のばね定数を変化させた場合（同図(a)）、上側を固定して下側を変化させた場合（同図(b)）において、変化させた側の高減衰ゴムのばね定数とその時にケーブルに付加される減衰の関係を示している。同図(a)より、下側に高減衰ゴムを設置しない場合に比べて、設置した場合ではいずれもケーブルに付加できる減衰の最大値が小さい。また、同図(b)より、

下側ばね定数の増大に伴ってケーブルに付加される減衰は減少すること、下側の取付位置が小さい方がケーブルに付加される減衰が大きいことがわかる。これらの原因は、下側のばね機能により上側の変形が抑制されたことによるものであり、緩衝ゴムの設置によりオイルダンパーによる減衰効果が小さくなつたことと同様な現象であると考えられる。したがつて、高減衰ゴムを複数個設置する方法により、ケーブルに付加する減衰を単独設置時より大きくすることは困難であると判断できる。

(2) 高減衰ゴムとダンパーの併用方式

角折れ緩衝効果を有し、かつ、より多くのエネルギー損失が期待できる方式として、高減衰ゴムとダンパーを併用する方式を検討した。検討方法は前章に準じた。解析モデルを図-10に示す。解析対象ケーブルは、前節同様 C1 ケーブルとした。路面上 1m 程度に相当する $\eta/L = 0.018$ に、損失係数 0.4 を有する高減衰ゴムを設置し、ばね定数は、緩衝ゴムと同一の 40tf/m、単独設置時の最適ばね定数となる 160tf/m の 2 ケースとした。各ケースについて、ダンパーの取付位置 η を順次変化させ、その時の δ_{min} を算定した。計算にあたつて、高減衰ゴムとダンパーの併用方式には実橋実測値が存在しないため、以下の式を仮定して実橋で予想される減衰 δ_p を推定した。

$$\delta_p = \delta_1 \times R_{HDR} + (\delta_2 - \delta_1) \times R_{damper} \quad (9)$$

但し、

δ_1 : 高減衰ゴム単独設置による付加減衰（解析値）

δ_2 : 併用方式による付加減衰（解析値）

R_{HDR} : 高減衰ゴムの実測値／解析値 (1.0)

R_{damper} : ダンパーの実測値／解析値

（粘性せん断型ダンパー 1.0 オイルダンパー 0.5）

検討結果を η/L と δ_{min} の関係で整理して、図-11 に示す。図中、緩衝ゴム ($k=40tf/m$) とダンパーの併用方式の計算結果を比較して示した。同図より、高減衰ゴムとの併用方式と緩衝ゴムとの併用方式を比較すると、オイルダンパーを用いた場合（同図(a)）、粘性せん断型ダンパーを用いた場合（同図(b)）双方とも、同一ばね定数、同一ダンパー取付位置の条件下では、高減衰ゴムとの併用方式の方がケーブルに付加できる減衰が大きい。すなわち、付加減衰が同一の場合、高減衰ゴムとの併用方式の方がダンパーの取付位置が低くできることがわかる。高減衰ゴムのばね定数が大きな場合 ($k=160tf/m$) についても、緩衝ゴムとの併用方式よりも同一ダンパー取付位置の下での付加減衰は大きい。これらの原因については、両者の振動モード形状はほぼ同じであるが、高減衰ゴムの変形により生じたエネルギー損失分が付加減衰の増大に寄与したものと推察される。

以上より、高減衰ゴムとダンパーの併用方式は、従来方式である緩衝ゴムとダンパーの併用方式と同一の減衰機能、角折れ緩衝機能を有しつつも、ダンパーの取付位

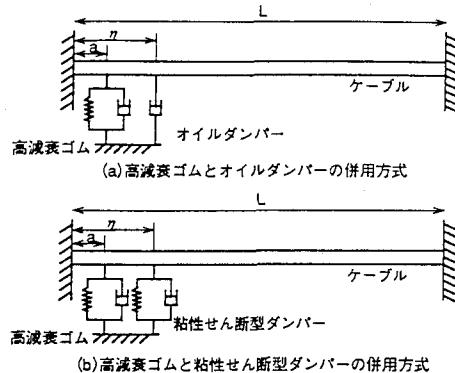
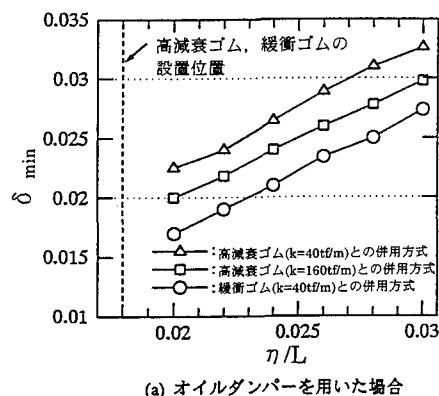
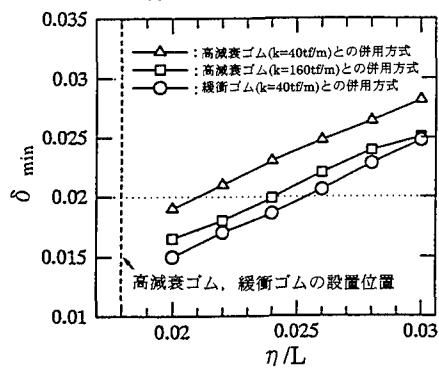


図-10 構造固有值解析モデル（高減衰ゴムとの併用方式）



(a) オイルダンパーを用いた場合



(b) 粘性せん断ダンパーを用いた場合

図-11 高減衰ゴムとダンパーの併用方式におけるケーブル長と取付位置の関係

置を低く抑えることが可能となるため、新しい制振方式として期待できる。

5. 有効性の実証

(1) 制振装置の基本構成

高減衰ゴムとダンパーの併用方式を鶴見つばさ橋に適用する場合の各装置の所要値の決定方法にあたっては、

解析的検討の結果から、減衰効果に重点を置くこととした。すなわち、まず、高減衰ゴム単独時にケーブルに付加する減衰が最大となるばね定数（最適ばね定数）を複素固有値解析により算出し、それを基に高減衰ゴムの形状を決定する。その後、併用方式において再度複素固有値解析を実施し、温度依存性（0~50°C）、振動数依存性（3Hz以下）を考慮して付加減衰 $\delta > 0.02$ を確保できる最低の取付位置及びその時のダンパーの所要特性値を算出した。ここで、ケーブルの構造減衰は設計上は考慮せず、安全とした。また、併用方式における減衰の実測値と解析値の比は既知でないため、今回の実橋ケーブル振動実験結果より決定することとした。

今回用いた高減衰ゴムの動的、静的特性試験結果（振動数1Hz, 20°C）を図-12に示す。これより、動的特性（同図(a)）については、せん断ひずみ率5~20%では損失係数は0.3以上を示し、10%で最大値0.35をとることがわかる。また、静的特性（同図(b)）については、振幅依存性が見られ、せん断ひずみ率の増大と共にばね定数は減少することがわかる。ここでは、高減衰ゴムの設計時のせん断ひずみ率を、損失係数が概ね安定しており、最大な減衰特性が発揮できる10%に定めた。なお、図-12で示した高減衰ゴムは、0~50°Cで約20%の温度依存性、0.5~3Hzで約10%の振動数依存性を有することを付記しておく。

オイルダンパーの特性は、以下に示すピストン速度 V_p - 減衰力 F の特性曲線式で与えた。

$$F = C_1 \cdot V_p^2 \quad (V_p \leq 2) \quad (10a)$$

$$F = C_2 \cdot (V_p - 2) + 11760 \quad (V_p \geq 2) \quad (10b)$$

ただし、 $C_1 : 2940(\text{N}/(\text{cm}/\text{s}))$ ， $C_2 : 294(\text{N}/(\text{cm}/\text{s}))$

F ：減衰力(N), V_p ：ピストン速度(cm/s)

粘性せん断型ダンパーの特性については、粘性体の量が定まれば、式(5),(6)より決定できる。

また、オイルダンパーの設置にあたっては、面内方向と面外方向に同程度の減衰を付加する目的で、1ケーブルに対しダンパーを2本設置し、橋軸方向に見て「ハ」の字型に設置した。

(2) 角折れ緩衝効果の実証

a) 実験方法

高減衰ゴムには、内半径80mm、外半径100mm、ゴム厚40mmを有するリング状の模型を用いた。直径78mm($\phi 7 \times 73$ 本)、長さ9.4mを有するケーブル模型を水平に設置し、その片側にシムを挿入して所定の張力を導入した状態で、高減衰ゴムの設置前、設置後について、ケーブル中央部に垂直強制変位を付与し、ソケット近傍に発生する応力をひずみゲージで測定した。測定された応力には、2次曲げ応力以外に初期の引張応力が含まれているため、強制変位付与前に測定された応力を初期の引張応力として、測定された応力から初期引張応

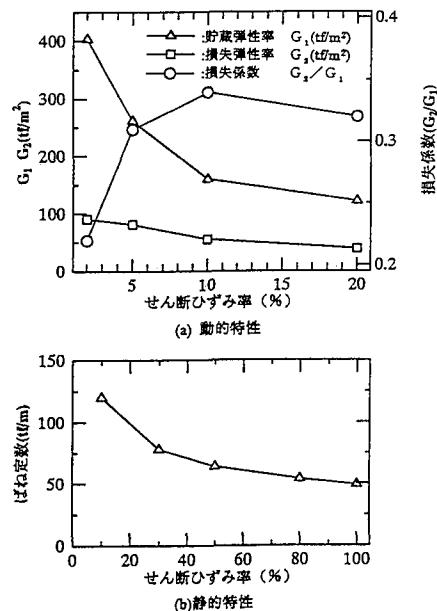


図-12 高減衰ゴムの特性
(形状: 内半径140mm、外半径190mm、ゴム厚50mm)

表-2 角折れ緩衝効果実証試験結果

項目	2次曲げ応力度(kgf/cm²)		応力低減率 ②/①	ソケット口元部回転角(mrad.)	ゴムせん断変位量(mm)
	取付前	高減衰ゴム取付後			
実験結果	12.2	10.6	2.7	0.87	—
解析値1	16.4	11.5	2.5	0.70	8.51
解析値2	23.0	16.6	3.3	0.72	11.9

力を減じて2次曲げ応力とした。

b) 実験結果と考察

高減衰ゴムの取付位置を定着点から2m、初期張力169tf(1656kN)、垂直強制変位40mmにおける実験結果と2次曲げ応力解析結果を比較して、表-2に示す。解析では、定着部の回転角が既知である必要があるが、本実験では回転角を測定できないため、ケーブル中央部垂直変位 h 、ケーブル長 L を用いて、 $\tan^{-1}(2h/L)$ で定着部回転角を算出する方法（解析値1）、解析モデルから算出した制振装置の変形量を実験と同じにする方法（解析値2）により、2次曲げ応力度を算定した。同表より、高減衰ゴムを設置した場合は、設置しない場合に比べて、発生応力度は低減されていることがわかる。したがって、高減衰ゴムは角折れ緩衝機能を有していることが実証された。また、2次応力度の低減率は、実験結果の方が解析結果よりもやや大きいものの、発生応力度では解析値よりも小さい。これは、ケーブル定着部のモデル化にも原因があると推察される。すなわち、供試体ケーブルのソケット口元部には樹脂が充填されているため、それが弾性バネのように働き、ソケット前面の発生応力が減少したと考えられる。

(3) 減衰効果の実証

a) 実験方法

実験は架設中のC 1ケーブルで実施された。まず、加振機と主ケーブルをロッドで介してケーブル側に設置している電磁式マグネットで結び、事前に常時微動で測定した固有振動数に合わせてケーブルを加振させた。加振後、電磁式マグネットの電源を切ることにより、減衰自由振動に移行させた。ケーブルの振動波形は、鋼床版からケーブル軸に沿って4.5mの位置に設置したサーボ型加速度計により測定し、その波形から対数減衰率を算定した。制振装置を取り付けた場合には、取付位置の加速度も計測した。実験ケースを表-3に示す。対象振動次数については、同ケーブルの1次モードの固有振動数が約0.38Hzであること、既往の事例ではレインバイプレーションの発生周波数が3Hz以下であることを勘案して、1次から7次モードとした。各振動次数において、制振装置を設置しない場合、高減衰ゴムを単独設置した場合、高減衰ゴムとダンパーの併用方式の場合について、ケーブル面内方向、面外方向の実験を実施した。なお、加振振幅は設計振幅付近としたが、減衰自由振動に移行させた直後では波形のばらつきが認められたため、波形が安定している設計振幅の半分（高減衰ゴムのせん断ひずみ率5%）を対数減衰率の基準振幅とした。

制振装置の特性値の決定は、本章第1節の方法に準じた。その結果、高減衰ゴムは、内半径140mm、外半径190mm、ゴム厚50mmのリング形状となり、鋼床版上1mに取り付けた。また、ダンパーの取付位置は両者とも鋼床版上1.5mとした。オイルダンパーの特性は、性能曲線は式(10)に示されており、粘性せん断型ダンパーについては、式(5)において $S=173\text{cm}^2$ 、 $d=1\text{cm}$ とし、1ケーブルにつき、2個並列で用いた。

b) 面内方向実験結果

実験結果をまとめて図-13に、さらに、4次モードの減衰自由振動波形を図-14に示す。同図より、制振装置のないケースでは、対数減衰率が1次モードで0.008、2次以上の高次モードでは0.002~0.004程度であり、高次モードにおける構造減衰は小さいことがわかる。また、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式及び高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式の双方とも、全ての振動次数でレインバイプレーションの制振に必要と言わわれている $\delta=0.02$ ⁷⁾より大きな値となっている。

さらに、実験各ケースにおいて、減衰の実測値と解析値の比を算定した。算定にあたっては、実験値にはケーブルの構造減衰が含まれているため、制振装置のないケースの対数減衰率を構造減衰と考え、制振装置を取り付けたケースの対数減衰率から制振装置のないケースの値を減じたものを実験値として用いた。図-15に算定結果を示す。これより、高減衰ゴム単独設置方式では、1

表-3 振動実験ケース (C 1ケーブル)

Case	振動方向	高減衰ゴム	オイルダンパー	粘性せん断型ダンパー	振動次数
A	ケーブル面内	×	×	×	1~7次
B		○	×	×	1~7次
C		○	○	×	1~7次
D		○	×	○	1~7次
E	ケーブル面外	×	×	×	1~7次
F		○	×	×	1, 4, 7次
G		○	○	×	1~7次
H		○	×	○	1~7次

(備考) ○：設置 ×：設置せず

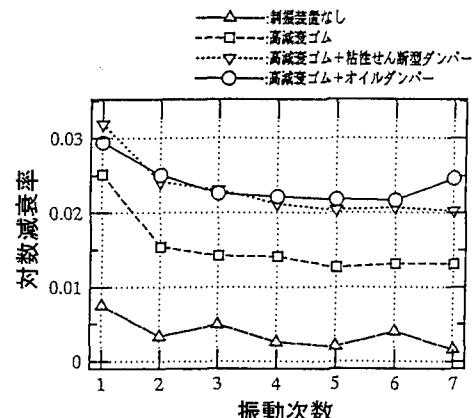


図-13 振動実験結果 (C 1ケーブル: 面内方向)

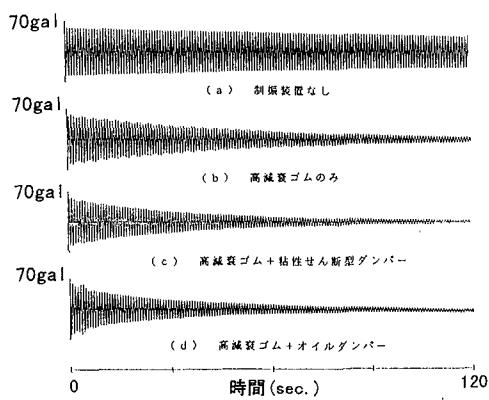


図-14 減衰自由振動波形の一例 (4次モード)

次モードにおいては1より大きな数値を示しているが、他の振動次数では0.8~1.1程度であること、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式では、全ての振動次数において0.9~1.1程度であり、実験値と解析値は比較的良い一致を示していることがわかる。一方、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式では、粘性せん断型ダンパーの併用方式よりも小さく、概ね0.7程度であることがわかる。オイルダンパーを用いた場合の過去の斜張橋ケーブル振動実験結果によれば、荒津大橋では1次モードが解析値の0.8~1.1倍程度であるが、他の振動次数は

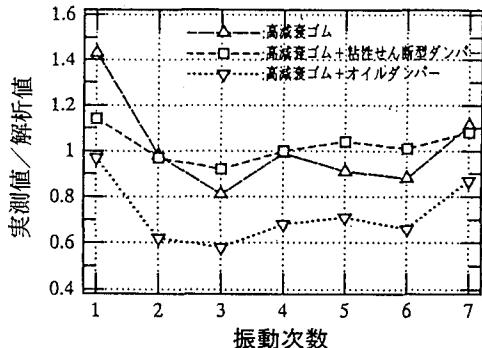


図-15 実験値と解析値の比 (C 1 ケーブル面内方向)

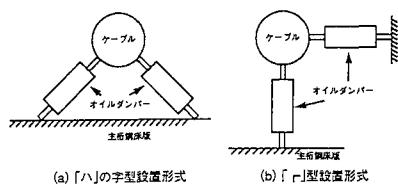


図-16 オイルダンパーの設置方式の概念図

0.5~0.6程度であったこと⁸⁾、天保山大橋では、ダンパーの特性を考慮すれば実験値は解析値と良い一致を示すこと¹⁾が報告されている。設置状況はどちらも1ケーブルに対しダンパーが2本設置されているが、荒津大橋が本橋と同じ「ハ」の字に設置しているのに対し、天保山大橋はケーブル面内、面外方向に垂直に各1本型であること（設置方式の概念図は図-16参照）より、本橋のように「ハ」の字型に設置した場合には減衰の実測値と解析値の比はやや低下するとも考えられるが、詳細は明らかでない。

c) 実橋で期待できる減衰 δ の推定式の妥当性

第4章で仮定した式(9)の妥当性を検討した。高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式において、式(9)を用いて算定された対数減衰率（推定式1）及び実測値と解析値の比を0.7として算定された対数減衰率（推定式2）を各振動次数毎に比較して、表-4に示す。これより、1次モードではやや差が見られるものの、他のモードについては両者ともほぼ一致していることから、実測値と解析値の比を0.7とした場合には、式(9)で仮定した式は概ね妥当であると判断される。さらに、高減衰ゴム単独設置方式、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式の実測値は、共に解析値と良く一致していることから、前章で用いた実測値と解析値の比の値1.0は概ね妥当であると判断できる。なお、同表において、ある振動次数の対数減衰率が $\delta=0.02$ を下回っているが、これは基準振幅が設計振幅の半分程度と小さいためであり、設計振幅近辺では $\delta=0.02$ を上回っていることを付記しておく。

表-4 実橋で期待できる減衰の推定式の比較

振動 次数	複素固有値解釈結果		実橋で期待できる減衰	
	高減衰ゴム 単独	高減衰ゴム +オイルダ ンパー	推定式1 (式(9))	推定式2
	①	②	①+(②-①) ×0.5	②×0.7
1	0.0124	0.0225	0.0175	0.0158
2	0.0124	0.0349	0.0237	0.0244
3	0.0115	0.0307	0.0211	0.0215
4	0.0116	0.0289	0.0203	0.0202
5	0.0116	0.0278	0.0197	0.0195
6	0.0103	0.0268	0.0186	0.0188
7	0.0104	0.0266	0.0185	0.0186

(備考) 数値は対数減衰率

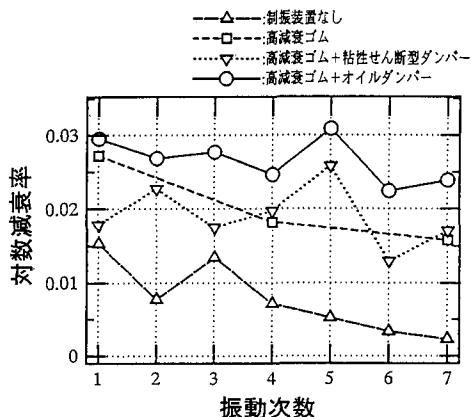


図-17 振動実験結果 (C 1 ケーブル面外方向)

d) 面外方向実験結果

実験結果をまとめて図-17に示す。面内方向の結果（図-13）と比較すると、制振装置のない場合は、全体的に減衰が大きいことがわかる。1次モードの対数減衰率は0.0153と面内方向の2倍程度であり、3次モードにおいても同程度の大きな減衰となっている。これは、実験中に主塔の橋軸面外方向の振動が観測されていたことから、主塔との共振現象が原因であると思われる。その他の振動次数では、1次モードの半分以下であり、高次モードほど小さくなっている。高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式については全ての振動次数で $\delta=0.02$ を上回っているが、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式は $\delta<0.02$ となる振動次数も見られ、オイルダンパーとの併用方式よりも減衰が小さい。

図-18に各ケースにおける減衰の実測値と解析値の比を示す。これより、高減衰ゴム単独設置方式では概ね1以上であること、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式では振動次数によってばらつきはあるものの概ね0.6~0.7であることがわかる。一方、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式では0.2~1.2程度と振動次

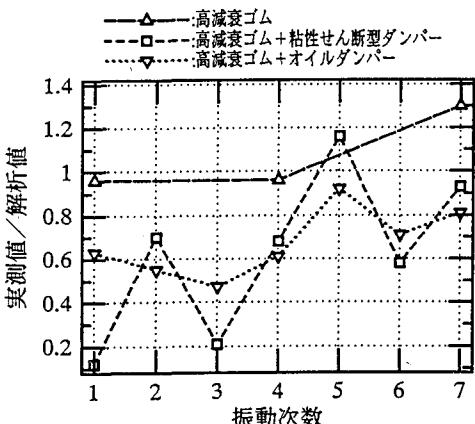


図-18 実測値と解析値の比 (C 1 ケーブル面外方向)

数によって大きくばらついており、面内方向の結果(図-15)よりも小さい値となっている。0.2程度となった1次モード、3次モードについては、いずれも大きな構造減衰が得られた場合であり、本実験が架設中に行われているため、ケースによっては構造系が異なっていることも一因と思われるが、詳細は明らかでない。また、粘性せん断型ダンパーとの併用方式における実測値と解析値の比が面内方向と面外方向で異なった原因については、粘性せん断型ダンパーは、面外方向の振動に対しては、ダンパーの抵抗面中心を回転中心とする様な挙動となるため、面内の場合は純粋なせん断変形が行われないことに起因するものと判断される。したがって、粘性せん断型ダンパーを用いた場合には、面外方向の減衰は面内方向よりも小さくなることを考慮する必要があると判断される。

e) 振幅依存性

各制振方式の振幅依存性を検討した。図-14に示した4次モードの減衰自由振動波形から得られた加速度と減衰の関係を図-19に示す。図中の加速度は、加速度計取付位置であるため、ダンパー取付位置のケーブル振幅を併記した。これより、どれも振幅が小さくなるとともに減衰が小さくなっていることがわかる。各方式を比較すると、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式では、減衰の振幅依存性があまり見られないものの、高減衰ゴムとオイルダンパー併用方式では、30gal(ダンパー位置の振幅約4mm)以下で減衰が小さくなっている。さらに、20gal(ダンパー位置の振幅約3mm)以下における対数減衰率は、高減衰ゴム単独設置時とほぼ同じになり、オイルダンパーの設置効果が見られていないことがわかる。しかしながら、ダンパー位置の振幅が2mm以上であれば、渦励振の制振に必要と言われている $\delta > 0.01$ ²⁾を満足している。

以上より、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用

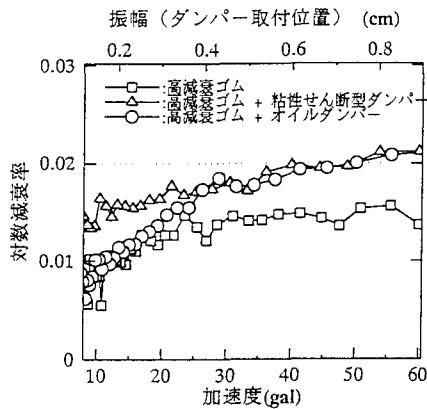


図-19 減衰の振幅依存性

方式には顕著な振幅依存性は見られず、微小振幅域においても渦励振の制振に充分な減衰性能を有している。一方、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式では、ダンパー設置位置の振幅が3mm以下では高減衰ゴム単独の減衰効果しか期待できないと推察されるものの、通常ケーブル振動として対象とする振動現象に対しては充分な制振効果を有していると判断できる。

f) ダンパーの選定について

以上より、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式と高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式との減衰性能を比較すると、面内方向については同程度であるが、面外方向についてはオイルダンパーとの併用方式の方が大きい。一方、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式については、微小振幅域においてオイルダンパーの制振効果は期待できない。長大ケーブルでは、高減衰ゴム単独の制振効果だけでは微小振幅域の渦励振に必要な減衰が得られない場合もあり、この点においては高減衰ゴムとせん断型ダンパーの併用方式の方が優れている。

鶴見つばさ橋においては、本実験結果、維持管理性、景観性、施工性、及び、ダンパーの実績、耐久性を比較検討した結果、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式を採用した。

(4) 制振効果の実証

a) 観測システム

風向、風速、雨量の計測は、風向風速計、雨量計を用い、扇島側C14付近の外側防護柵(北側)に設置した。ケーブルの振動計測は加速度計により行われた。加速度計は、扇島側の主ケーブル34本の内14本を適宜選択し、鋼床版からケーブル軸に沿って3.5mの位置に一律設置した。計測は、風向風速については10分間を1単位とした常時計測を、ケーブルの振動については風速をトリガーとして10分間を1単位とした自動計測とした。一方、雨量については、降雨量が0.5mmに達するとパルスを

出力する機構になっている。そのため、降雨状態においても1単位の計測時間中に降雨の記録が残らない場合があった。観測期間は1993年8月から1994年10月であり、制振装置の設置は1994年8月から9月上旬にかけて実施された。したがって、設置前の観測期間は約1年、設置後は約2ヶ月である。また、前節の振動実験実施後、高減衰ゴムを仮設置して、渦励振の制振効果も観察した。なお、本観測は本橋架設中に実施されたものであるため、日時によって若干異なった構造系になっている。

b) 観測データの処理方法

測定された1単位(10分間)の中のケーブルの振幅が最大となる1分間を解析対象のデータとした。ケーブルの加速度からフーリエ加速度スペクトルを求め、卓越周波数と振幅を算定した。さらに、卓越周波数から推定される振動次数に応じて、各振動次数の最大縦距位置(腹)のケーブル振幅に換算した。風のデータについては、平均風向、平均風速、主流方向の乱れ強さを算定した。

c) 振動状況と制振効果の実証

制振装置設置前には渦励振と思われるケーブル振動(振幅は数mm~1cm)が頻繁に観測された。さらに、それより大きな振動現象が複数回生じており、その代表例を表-5に示す。表中、実際には降雨が生じていたにもかかわらず、雨量計に記録がない場合には少量と記入した。同表に示したケーブル振動は、いずれも降雨を生じた平均風速10m/s程度の気象条件であるため、レインバイプレーションであると考えられる。これらの事例から、2~3次モードの振動が主であること、ケーブル面内方向振動が卓越しており、面内振幅と面外振幅の比は概ね2:1~3:1であることがわかる。また、風向は、主として橋軸直角近辺の風であり、水平偏角は小さい。1mを越える大きな振動が1度観測されているが、その時の振動次数は1次モード、水平偏角26°と本橋の他の事例と比べて異なっている。

渦励振に対する制振は、振動実験における振幅依存性の検討結果から、高減衰ゴムの制振効果に期待している。架設中のC8ケーブルに高減衰ゴムを数日間仮設することにより、高減衰ゴムの渦励振の制振効果を確認した。高減衰ゴムの取付位置は鋼床版上1mであり、付加減衰は、事前に実施した振動実験結果より概ね $\delta=0.015$ 程度であった。観測結果を表-6に示す。これより、高減衰ゴムを設置していないケーブルについては渦励振が発生しているが、高減衰ゴムを設置したケーブルにおいてはその制振効果が見られ、振幅に着目すれば高減衰ゴムの設置によって1/10以下に低減されていることがわかる。これより、高減衰ゴムは渦励振に対して充分な制振効果が期待でき、制振に必要な付加減衰は $\delta=0.015$ 程度であれば良いと考えられる。

制振装置の設置後、数ヶ月挙動観測を実施したが、大きな振動現象は観測されなかった。台風来襲時の気象条

表-5 制振対策以前に生じた大振幅現象の代表例

日付	時間	風向 deg.	風速 m/s	lu %	雨量 mm/10min.	Cable No.	振動 次数	振幅(cm) 面内 面外	水平偏角 deg.	姿勢
1993/10/8	20:03	338	10.5	9.9	少量	C21	2	33 17 3 2	8	正
1993/10/30	11:20	158	8.8	8.7	少量	C11	2	17 5 3	6	正
						C14	2	8 5 3	5	正
	13:50	153	10.6	11.7	0.5	C11	2	21 16 4	7	正
	16:20	167	13.1	8.6	少量	C11	2	18 11 5	9	逆
							4	5 5 1	2	逆
1994/4/12	20:00	181	9.7	21.7	少量	C14	1	5 6	0	正
						C24	1	6	0	逆
						C30	1	173 10	10	逆
1994/5/4	14:36	162	12.8	8.5	0.5	C1	3	9 9 6	3	正
							4	9 5 2	2	正
						C3	4	5 3	2	正
							5	3 1	1	正
						C5	3	6 4	2	正
							4	4 2	1	正
						C8	3	4 5	2	正
							4	5 2	1	正
						C11	3	5 2	2	正

(備考) 上記データの評価時間は1分である。風向は真北を0°、真南を180°とした角度で表示した。橋軸方向は約6.5°(ENE)~24.5°(WSW)。水平偏角は橋軸直角方向からの風を0°、橋軸方向の風を90°と定義した。風が吹く方向に対し下り勾配のケーブルを正姿勢、上り勾配を逆姿勢と定義した。

表-6 高減衰ゴムによる渦励振の制振効果
(風速14m/s、風向SSE)

ケーブル 番号	高減衰 ゴム	モード	加速度(gal)	振幅(cm)
			面内 面外	面内 面外
C5	設置せず	18次	5127	1978 1.46 0.56
C8	設置	17次	110	46 0.02 0.01
C11	設置せず	14次	1318	513 0.36 0.13

表-7 制振装置取付後に生じた気象条件の一例

事例 番号	平均風向 deg.	平均風速 m/s	乱流強度 %	雨量 mm/10min.	水平偏角 deg.
1	310	7.5	7.5	1	25
2	318	7.9	7.9	1	33
3	111	9	9	少量	44
4	125	13.4	13.4	少量	30
5	145	18.6	18.6	少量	10
6	161	16	16	1	6

件の代表例を表-7に示す。これらは、風速が10m/s前後で降雨が生じており、水平偏角についても本橋でレインバイプレーションが観測された気象条件及びその発生が確認された風洞実験ケースの気流条件⁹⁾に近い。その気象条件下において、制振装置設置前と設置後のケーブル振動の加速度スペクトルの比較図を図-20に示す。これより、設置前は1Hz以下の低次の振動次数が卓越しているのに対して、設置後は卓越した周波数成分が見られず、1Hz以下のスペクトルのピーク値は設置前の1/10以下まで低減されていることがわかる。

以上より、制振装置設置後の台風来襲時にレインバイプレーションの発生する条件が整った可能性が強いにもかかわらず、有意なケーブル振動が観測されていない。また、高減衰ゴム単独の減衰付加効果により渦励振が制振可能であったことを勘案すれば、本制振方式の制振効果が確認されたものと判断される。さらに、本橋供用後においても有害な振動は一切生じていないことを考慮す

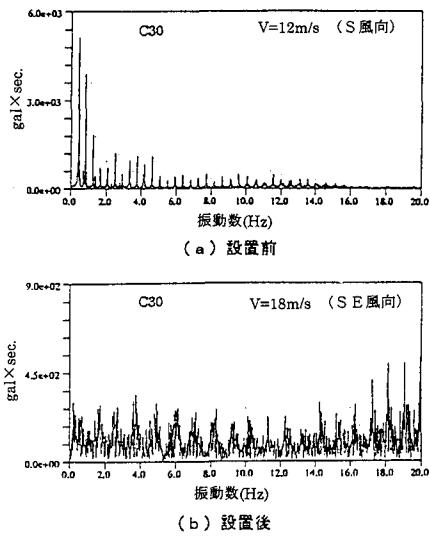


図-20 加速度スペクトルの比較

ると、本橋においては、 $\delta=0.02$ 程度の付加減衰によつてレインバイブレーションを制振可能であると考えられ、また、今回の設計法は妥当であったと判断される。

6. 結論

本研究では、斜張橋におけるケーブルの規模が大きい鶴見つばさ橋のケーブルを対象として、ダンパーと角折れ緩衝装置を路面付近に同時に設置する場合について検討を行った結果、以下の結論を得た。

- (1) 角折れ対策を施さない場合のダンパー設置方式では、300m以下のケーブルにおいてダンパーの取付位置を路面上1.5m以下にすることが可能である。しかしながら、角折れ対策を実施する場合には、ダンパー取付位置を1.5m以下にできるケーブルは短いものに限定され、緩衝ゴムのばね定数が大きくなるほど、その傾向が増す。角折れ緩衝効果を期待する場合には、緩衝ゴムとダンパーの併用方式、高減衰ゴム単独設置方式ともに、280m以上のケーブルにおいては、ダンパー取付位置が路面上1.5m以上となった。したがって、長大ケーブルにおいて、角折れ対策と制振対策を同時に実施する場合には、既往の制振方式では取付位置が高くなることがわかる。
- (2) 高減衰ゴムを異なる位置に複数個併用する方式では、単独設置する方式よりも付加できる減衰は小さくなる。これは、複数個の設置により、ケーブルの変形が抑制されたことによるものと判断される。
- (3) 大きなエネルギー損失が期待できるとして提案された高減衰ゴムとダンパーの併用方式では、高減衰ゴム

と同一の角折れ緩衝機能（同じばね定数）を有する緩衝ゴムとダンパーの併用方式と比較すると、ダンパー取付位置が路面上からより低い位置で同一の付加減衰が得られることが明らかとなった。したがって、高減衰ゴムとダンパーの併用方式は、施工上、維持管理上、景観上に優れた新しい長大斜張橋主ケーブル制振方式として有望であると判断される。

- (4) 高減衰ゴムを用いた制振装置の角折れ緩衝効果を実証するために、模型実験を行なった。その結果、高減衰ゴムを用いた制振装置は、角折れ緩衝効果を有することが明らかとなった。
- (5) 高減衰ゴムとダンパーの併用方式の減衰付加効果を実証するために、実橋ケーブル振動実験を実施した。その結果、ダンパーの取付位置が路面上1.5mとほぼ防護柵高さ付近でレインバイブレーションに必要とされる減衰 $\delta=0.02$ を確保できることが明らかとなつた。
- (6) 実測値と解析値の比については、高減衰ゴム単独設置方式、高減衰ゴムと粘性せん断型ダンパーの併用方式では、解析値と実測値はほぼ等しく1.0、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式では、解析値よりも実測値が小さく、0.7程度であった。
- (7) 高減衰ゴムとダンパーの併用方式のダンパー選定においては、粘性せん断型ダンパーを用いた場合には、ケーブル面外方向の付加減衰は面内方向よりも小さくなること、オイルダンパーを用いた場合には、微小振幅域ではオイルダンパーの制振効果は期待できず、ほぼ高減衰ゴムのみの減衰効果となることを考慮に入れる必要がある。
- (8) 鶴見つばさ橋には、高減衰ゴムとオイルダンパーの併用方式を設置した。その設計は、温度依存性、振動数依存性を考慮して、レインバイブレーションに必要と言わわれている付加減衰 $\delta=0.02$ を確保する様に実施し、ケーブルの構造減衰は安全しろとした。挙動観測の結果、渦励振については、高減衰ゴム単独設置により制振が可能であることが明らかとなった。また、レインバイブレーションについては、制振装置設置前には数回にわたって観測されたものの、設置後には、発生する気象条件が整った可能性が高いにもかかわらず、レインバイブレーションが観測されなかった。したがって、本制振方式の制振効果が確認されたと判断できる。さらに、本橋供用後も、有害な振動は一切生じていないことを考慮すれば、上記設計法は妥当であることが判断される。
- (9) 鶴見つばさ橋のケーブル減衰、検討方法を提案し、振動実験により、その妥当性を明らかにした。

謝辞：本研究の遂行にあたり、御意見、御指摘を頂いた「鶴見航路橋の設計施工に関する調査研究委員会」（委

員長：伊藤 學（東京大学名誉教授）の方々に厚く謝意
を表します。

参考文献

- 1) 宮坂佳洋, 南荘 淳, 南條正洋, 加道博章, 石飛太郎 : 天保山大橋のケーブル振動とその対策, 橋梁と基礎, Vol.26, No.4, pp.27-36, 1992年4月.
- 2) 米田昌弘 : 「斜張橋ケーブルの風による振動とその制御」, 第2回振动制御コロキウムPART A, 1993年8月.
- 3) 馬場賢三, 太田 享, 勝地 弘 : 岩黒島橋・櫃石島橋ケーブル制振装置, 本四技報, Vol.12, No.47, pp.15~23, 1988年7月.
- 4) 和田克哉, 東田弘実, 恵谷舜吾, 高野晴夫 : 横浜ベイブリッジの耐風対策, 橋梁と基礎, Vol.23, No.8, pp.43-48, 1989年8月.
- 5) Wyatt, T.A. : "Secondary Stress in Parallel Wire Suspension Cables", Trans., A.S.C.E., Vol.128, Paper No.3402, 1963.
- 6) 米田昌弘, 下田郁夫 : 「ケーブル制振用粘性せん断型ダンパーのより厳密な設計法について」, 土木学会第48回年次学術講演会概要集, 1993年9月.
- 7) 財団法人国土開発技術研究センター : 斜張橋ケーブルの耐風性に関する検討報告書, 1991年2月.
- 8) 烏野 清, 北川正一, 堤 一, 井上朝登, 中谷真二 : 「斜張橋ケーブル制振用ダンパーの簡易設計法」, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.789-798, 1991年3月.
- 9) 松本 勝, 白石成人, 白土博通, 平井滋人, 佐野祐一, 桂 一詞 : 「斜張橋ケーブルのレインパイプレーションの振動性状とそれに及ぼす乱流およびスクルトン数の影響」, 第11回風工学シンポジウム論文集, 1990年12月.

(1996.11.22 受付)

INVESTIGATION ON VIBRATIONAL DAMPERS FOR CABLES OF TSURUMI TSUBASA BRIDGE

Haruo TAKANO, Hitoshi YAMADA, Masafumi OGASAWARA,
Tetsuhiro SHIMOSATO and Takuya MURAKAMI

In this study, countermeasures using dampers were investigated against wind induced vibrations and angular bent phenomena. A newly countermeasure, which uses a combination of HDR and dampers, can make dampers installed in lower position than the conventional one which uses a combination of a rubber and dampers. Therefore it can be superior in the easiness in installation and maintenance, and in aesthetic view. It was applied to Tsurumi Tsubasa Bridge and its effectiveness was confirmed in model tests, vibration tests and field observation.