

ジャイロ制振装置による橋桁の連成フラッターの制御

Suppression of Coupled Flutter of a Bridge Deck by Gyroscopic Damper

岡田 徹*, 本家 浩一**, 杉井 謙一***, 島田 諭****, 小林 紘士*****

Toru OKADA, Koichi HONKE, Kenichi SUGII, Satoru SHIMADA and Hiroshi KOBAYASHI

*	(株)神戸製鋼所 機械研究所 振動音響研究室	(〒651-2271 神戸市西区高塚台 1-5-5)
** 工博	(株)神戸製鋼所 機械研究所 振動音響研究室	(〒651-2271 神戸市西区高塚台 1-5-5)
*** 工博	(株)神戸製鋼所 都市環境事業部 構造技術部 部長	(〒657-0845 神戸市灘区岩屋中町 4-2-15)
****	(株)コベルコ科研 尼崎事業所 振音流動技術室	(〒660-0083 兵庫県尼崎市道意町 6-32)
***** 工博	立命館大学 理工学部 土木工学科 教授	(〒525-8577 滋賀県草津市野路東 1-1-1)

This paper deals with the effect of a gyroscopic damper(GD) on bridge deck flutter, and describes experimental and analytical studies on the effectiveness of the GD in suppressing the wind-induced coupled flutter of a bridge deck. Flutter analysis and a wind tunnel test for a two-dimensional bridge deck model was performed. It was established that the GD had a major effect in suppressing the bridge deck flutter. However, the flutter speed obtained by the experiment was lower than that predicted by analysis because the rotor of the GD produced a large oscillation against the slight steady vibration of the deck and surpassed the range in which the rotor can move. It is suggested that the GD has to be designed to give the bridge deck high damping in order to limit the vibration of the bridge deck to a very low level even if the wind velocity reaches design flutter speed.

Key words : Gyroscopic damper, Coupled flutter, Flutter suppression, Bridge deck

キーワード : ジャイロダンパー, 連成フラッター, フラッター制御, 橋桁

1. 緒言

海峡をまたぐ超長大吊橋の計画では,連成フラッターに対する耐風安定性の確保が最重要課題となっており,各種検討が行われている.その代表的なものとしては,補剛桁の断面形状の工夫や2箱桁化,ケーブルシステムの改良等の構造的な対策とともに,動吸振器^{1)~4)}やジャイロダンパー^{5)~7)},アクティブフラップ^{10),11)}等の制振装置による対策が挙げられる.

制振装置による対策として,動吸振器に関しては,著者らは既に振子型の動吸振器^{3)~4)}を提案し,2次元風洞実験や,2次元および3次元解析により,フラッター抑制効果の検証を実施している.その効果は,ばね質量系で構成される動吸振器の性能を表す質量比に相当するパラメータとして,動吸振器の質量とその取付高さおよび橋梁の極慣性モーメントから定義される等価極慣性モーメント比というパラメータで評価でき,振子構造ではその比が大きくなるため,比較的に軽量の装置で高い耐風安定化効果を有することを明らかにしている.

一方,ジャイロダンパーやアクティブフラップといった方法に関しては,従来の研究から,非常に優れた耐風安定

化効果を有すると言われている.これら両装置はエネルギーを必要とするために,電力の安定供給や長期使用の信頼性などが懸念されているものの,動吸振器などのパッシブな制振装置に比べて,飛躍的に軽い重量の構造になるという利点がある.

橋梁のフラッターに対してのジャイロ制振の従来研究としては,1970年代の伊藤らの研究^{9)~7)}や,最近では藤澤⁸⁾や頭井ら⁹⁾の研究が代表的である.伊藤らは捩れフラッターに対する効果を3次元弾性梁モデルを用いた解析および実験により検討し,藤澤や頭井らは超長大橋の曲げ捩れ連成フラッターに対しての効果を解析により検証している.また,藤澤は1自由度捩れフラッターに対しての効果も理論的に検討を行い,最適設計パラメータを明らかにするとともに,ダンパーの振幅や必要重量など実用上重要なパラメータについての考察を加えている¹²⁾.

しかしながら,実験的な検討がなされているのは,伊藤らの捩れフラッターに対する研究のみであり,今後の超長大橋の実現に向けて問題になっている曲げ捩れ連成のフラッターに対しては行われた例はないようである.また,連成フラッターに対する詳細な設計パラメータの影響などは未だ明らかにされていない.連成フラッターに対する

ジャイロ制振の効果を実験により検証することは解析理論の妥当性を検証する上でも有意義であると思われる。

このような背景のもとで、著者らは振子型動吸振器の研究に引き続き、このジャイロダンパーについても実験および解析によりその効果の検証を行った。本研究では、まず1自由度振れ振動系に対するジャイロの制振理論を簡単に説明する。ここでは、振子型動吸振器と同様に、フラッター抑制効果の指標となる等価極慣性モーメント比^{3, 13)}を定義するとともに、ダンパーの振幅などの基本動特性についても明らかにする。次に、2自由度ばね支持橋桁断面モデルを用いた実験結果を示し、解析および振子型動吸振器との比較を行なう。最後に中央支間長2,500mの超長大吊橋を想定したジャイロダンパーの設計例を示し、実用化に向けた考察を加える。

2. ジャイロダンパーの制振機構

本研究では、図1(a)に示す様に、箱桁内にジャイロダンパーを設置した場合について考える。ジャイロダンパーは、ロータとそれを1自由度回転支持で支えるジンバルから構成され、橋桁の振れ振動に対して制振効果がある。その制振方法として、ジンバル軸をモータで能動的に駆動する方法(アクティブ制御)と、ジンバル軸の回転をバネとダンパーで支え振動数を主系に同調させる動吸振器的な使い方(パッシブ制御)があるが、本研究では後者のパッシブな方法について検討する。

まず、橋桁の振れ振動に対する振動の抑制効果を検証する為に、図1(b)の様に橋桁の撓み自由度を拘束した場合に相当する剛体の回転運動を例にとり述べる。橋桁、すなわ

ち図1(b)の剛体は、 x 軸まわりに振り振動するとする。図に示すように、上下方向に y 軸、水平方向に z 軸をとる。 x 軸、 z 軸まわりの回転角を θ , φ とする。ジャイロダンパーのロータは中心を原点に置き、 y 軸まわりに Ω の角速度で回転するものにする。剛体の x 軸に関する極慣性モーメントを I 、 θ 方向のばね定数を k_θ とする。なお、剛体の極慣性モーメント I には、ジャイロダンパーの x 軸回りの極慣性モーメントも含める。また減衰は十分に小さく無視できるものとする。一方、ジャイロダンパーに関しては、ロータの y 軸回りの極慣性モーメントおよび回転角速度をそれぞれ I_r , Ω とおく。また、ロータを含めたジンバルの z 軸回りの極慣性は I_G で表し、ばね定数および減衰定数をそれぞれ、 k_φ , c_φ とおく。このとき、剛体およびジンバルに作用するジャイロモーメント力は剛体の振れ変位 θ とジンバル軸の回転変位 φ の自由度間で作用し、それぞれ次式で表される。

$$F_\theta = I_r \Omega \dot{\varphi} \cos \varphi, \quad F_\varphi = -I_r \Omega \dot{\theta} \cos \varphi \quad (1)$$

ここで、ジンバルの回転変位 φ は十分に小さいと仮定して $\cos \varphi$ を1とおいて線形化すると、系の運動方程式は次式で表せる。

$$\begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & I_G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\theta} \\ \ddot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & -I_r \Omega \\ I_r \Omega & c_\varphi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\theta} \\ \dot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_\theta & 0 \\ 0 & k_\varphi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta \\ \varphi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} M \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2)$$

ここで、右辺の M は $M = M' e^{j\omega t}$ (ここに、 $j = \sqrt{-1}$, ω は外力の周波数)で表される周期的外力とする。無次元化のために次の記号を導入すると、

$$\left. \begin{aligned} \omega_\theta^2 &= \frac{k_\theta}{I}, \quad \omega_\varphi^2 = \frac{k_\varphi}{I_G}, \quad \zeta = \frac{c_\varphi}{2I_G \omega_\theta}, \\ f &= \frac{\omega}{\omega_\theta}, \quad h = \frac{\omega}{\omega_\varphi}, \quad \alpha = \frac{\Omega}{\omega_\theta}, \quad \theta_{st} = \frac{M'}{k_\theta} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

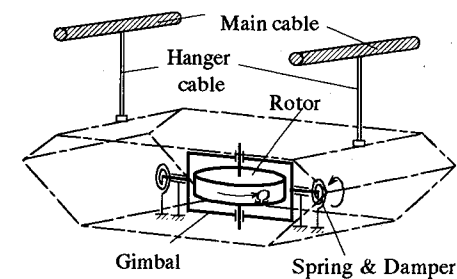
剛体の振れ角についての伝達関数は次のようになる。

$$\frac{\theta}{\theta_{st}} = \frac{f^2 - h^2 + 2j\zeta h}{h^4 + f^2 - (f^2 + 1 + \frac{I_r^2}{I_G I} \alpha^2) h^2 + 2j\zeta h(1 - h^2)} \quad (4)$$

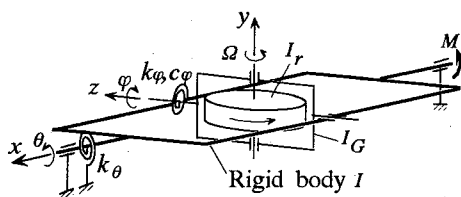
この伝達関数から、ジャイロ制振装置の性能を表す等価極慣性モーメント比が求められる。動吸振器の場合は、一般に固有振動数は主系の固有振動数近傍に設定され、共振点近傍での応答が評価されることから、それにならぬ振動数比 f , h をそれぞれ $f=1$, $h=1$ とおく。このとき式(4)は、

$$\frac{\theta}{\theta_{st}} = \frac{-2j\zeta}{\frac{I_r^2}{I_G I} \alpha^2} \quad (5)$$

となり、ばね質量系で構成される動吸振器の性能を表す質



(a) 橋桁内に設置した装置



(b) 解析モデル

図1 ジャイロダンパー

量比 μ (=副系質量/主系質量) と同様に, 等価極慣性モーメント比 μ_e が次式で与えられる。

$$\mu_e = \frac{I_r}{I_G} \frac{I_r}{I} \left(\frac{\Omega}{\omega_\theta} \right)^2 = \frac{I_r}{I_G} \frac{I_r}{I} \left(\frac{\Omega}{\omega_\varphi} \right)^2 \quad (6)$$

この式から, 等価極慣性モーメント比 μ_e は, ロータ回転数の二乗に比例し, ロータの極慣性モーメントが大きいほど, ジンバルの極慣性モーメントが小さいほど, その値が大きくなる。後ほど示すが, この μ_e が大きいほど制振性能が高くなる。

ここで, 橋桁の捩れ振動に対するジンバルの振動倍率について調べる。橋桁の捩れ変位 θ に対するジンバルの回転変位 φ の振幅比は, 式(2)の運動方程式に $\varphi = \varphi_0 e^{j\omega t}$, $\theta = \theta_0 e^{j\omega t}$ なる解を仮定して求められる。式(3)の無次元数を用いると, 次式で表わされる。

$$\frac{\varphi_0}{\theta_0} = \frac{I_r}{I_G} \frac{-j\omega h}{f^2 - h^2 + 2j\zeta h} \quad (7)$$

ロータの極慣性モーメント I_r とジンバルの極慣性 I_G の関係は, 円盤状のロータだけを考えると $I_G = I_r/2$ であるが, ジンバルなどの付加慣性を考慮するとほぼ同程度の大きさになると考えられる⁹⁾。したがって, f, h が与えられたとき, 振動倍率は, 橋桁の捩れ振動数に対するロータの回転数比 α に比例し, ジンバルの減衰 ζ が小さいほど大きくなる。

3. ジャイロダンパーを含む橋梁の連成フラッター解析

3.1 フラッター方程式

橋桁振動を曲げと捩れの2自由度系で表現し, この系にジャイロダンパーを取り付けた場合について述べる。解析モデルは図1(b)に示したモデルに橋桁の撓みの自由度 y を加え, その自由度に対する剛性 k_η と, 撓みおよび捩り方向にそれぞれ構造減衰 c_η, c_θ を付与したものとする。また, m をジャイロダンパー装置を含めた橋梁の単位長さあたりの質量とする。このとき, 鉛直変位 y を桁幅 B で無次元化して η で表すと, 運動方程式は次式で与えられる。

$$\begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & I & 0 \\ 0 & 0 & I_G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\eta} \\ \ddot{\theta} \\ \ddot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_\eta & 0 & 0 \\ 0 & c_\theta & -I_r \Omega \\ 0 & I_r \Omega & c_\varphi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\eta} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\varphi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_\eta & 0 & 0 \\ 0 & k_\theta & 0 \\ 0 & 0 & k_\varphi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta \\ \theta \\ \varphi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L \\ M \\ 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

ここで, L, M は揚力および空力モーメント力となる。本論文では, 実橋を対象としたフラッター解析には, Theoderson 関数による平板翼の理論値を用い, 実験で用いた橋桁断面模型に対する解析には, 後述する対象模型において実際に測定して得られた空気力係数を用いる。

3.2 フラッター抑制効果の数値計算例

式(8)の運動方程式は, $\varphi = \varphi/I_r \Omega$ において書き換えると, 等価極慣性モーメント比 μ_e を含む式となる。

$$\begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & I & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\mu_e I \omega_\theta^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\eta} \\ \ddot{\theta} \\ \ddot{\varphi}' \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_\eta & 0 & 0 \\ 0 & c_\theta & -1 \\ 0 & 1 & \frac{2\zeta_\varphi \omega_\varphi}{\mu_e I \omega_\theta^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\eta} \\ \dot{\theta} \\ \dot{\varphi}' \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_\eta & 0 & 0 \\ 0 & k_\theta & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\omega_\varphi^2}{\mu_e I \omega_\theta^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \eta \\ \theta \\ \varphi' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L \\ M \\ 0 \end{bmatrix} \quad (9)$$

ここで, ζ_φ はジンバルの減衰比を表し, 次式で定義している。

$$\zeta_\varphi = \frac{c_\varphi}{2 I_G \omega_\varphi} \quad (10)$$

式(9)の φ' に関する式において, I および ω_θ は橋桁の特性値である。したがって, ジャイロダンパーの効果はジンバルの固有角振動数および減衰比 $\omega_\varphi, \zeta_\varphi$ とジャイロダンパーの等価極慣性モーメント比 μ_e の3個のパラメータで決められる。

後述の実験パラメータを用いた数値解析によりフラッター抑制効果を調べる。橋梁の基本諸元は桁幅 $B=0.352\text{m}$, 質量 $m=4.05\text{kg}$, 極慣性モーメント $I=4.51 \times 10^{-2} \text{kgm}^2$ とする。撓みおよび捩れの振動数は, それぞれ 1.34Hz , 2.39Hz , 対数減衰率はそれぞれ $0.024, 0.015$ とする。ジャイロの諸元は, ロータ慣性モーメント $I_r = 2 \times 10^{-5} \text{kgm}^2$, ジンバル慣性モーメント $I_G = 4.5 \times 10^{-5} \text{kgm}^2$, 回転数を $30\text{Hz}(1800\text{rpm})$ とする。空気力は, 空気密度 ρ および角振動数 ω , 桁幅 B を用い次式のような表現とする。

$$\begin{aligned} L &= \pi \rho B^2 \omega^2 \left(L_{\eta R} \eta + L_{\eta I} \frac{\dot{\eta}}{\omega} + L_{\theta R} \theta + L_{\theta I} \frac{\dot{\theta}}{\omega} \right) \\ M &= \pi \rho B^4 \omega^2 \left(M_{\eta R} \eta + M_{\eta I} \frac{\dot{\eta}}{\omega} + M_{\theta R} \theta + M_{\theta I} \frac{\dot{\theta}}{\omega} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

後述の模型による右辺の係数の実測値は, 図2に示す通りとなる。図は横軸を換算風速 $U_c (=U/fB)$, U : 風速, f : 振動数) とし, 平板翼の理論値と合わせて表示している。フラッター解析はこの実測値を用いて行う。なお, ジャイロ

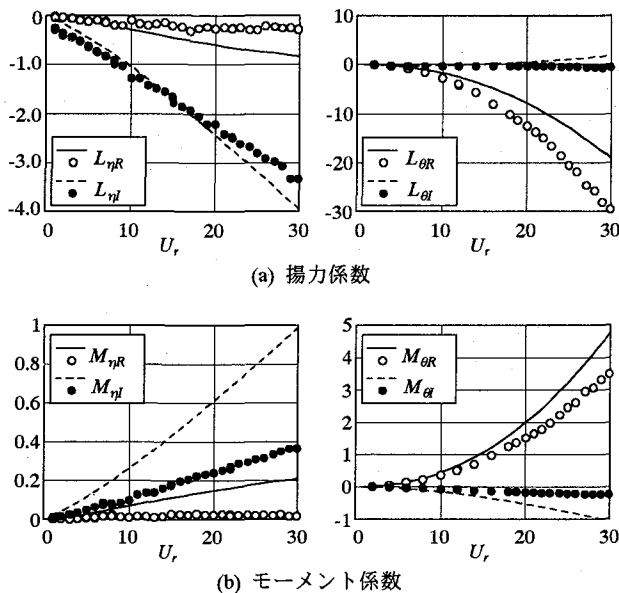


図2 非定常空気力係数 (.....:理論値, ○●:測定値)

を作動させないときの、橋桁のフラッター風速は7.2m/sとなった。

ジンバルの固有振動数 ω_g と減衰比 ζ_g を、それぞれ1.4~2.0Hz, 0~0.25の範囲で与えたときのフラッター風速を計算した。図3にその結果を示す。図中の実線は連成フラッター発生風速の等値線を示している。フラッター風速が最大値となる最適振動数は1.7Hz付近となる。このときのジャイロダンパーの等価極慣性モーメント比は式(6)から6.1%となる。図3に示したフラッター風速の等値線は、文献3)に示す振子型動吸振器のフラッター風速等値線と類似のものである。ちなみに、文献3)にしたがって、等価極慣性モーメント比 $\mu_e=6\%$ の振子型動吸振器を付けた場合の結果を図4に示す。振子型動吸振器の等価極慣性モーメント比は、動吸振器の質量とその取付高さおよび橋梁の極慣性モーメントから定義される。装置が異なってもこの等価極慣性モーメント比が等しければ、理論的にはほぼ同様のフラッター抑制効果を有することがわかる。

4. 模型による風洞実験および解析との比較

4.1 実験装置

2自由度ばね支持模型を用いた風洞実験を実施してジャイロダンパーの有効性を検証する。風洞試験にあたっては、コベルコ科研(株)所有の風洞施設を利用した。この風洞施設は吹き出し式エッフェル型風洞で、測定部の寸法は高さ1.2m×幅1.2m×長さ2.0mである。本実験で使用した橋桁断面模型の諸元および断面図をそれぞれ表1および図5に、ジャイロダンパーの諸元と概観図を表2および図6に示す。ジャイロダンパーは、ジンバル回転方向のバネを図6に示す様に天秤形式とし、その間隔を変える

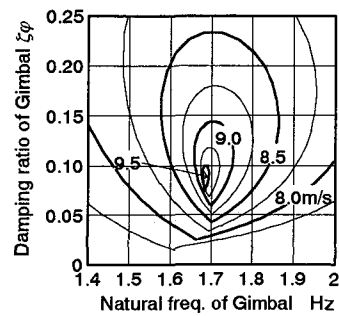


図3 ジャイロダンパー設置時のフラッター風速

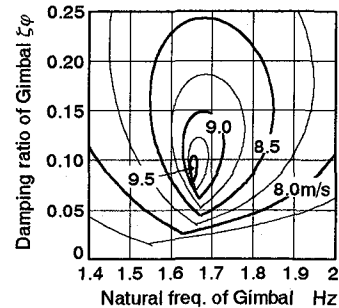


図4 振子型動吸振器設置時のフラッター風速

ことにより固有振動数の調整した。ジンバルの可動範囲は、装置の損傷や天秤形式ばねの非線形の影響を防ぐ為、倍振幅20°を少し上回れる程度とした。減衰は、ジンバルに取り付けた磁石により、フレーム上のアルミ板に発生する渦電流による電磁力を利用した電磁ダンパで与えた。ジャイロダンパーユニットは図7に示す様に、模型橋軸方向の片側のみの模型軸に取付け、反対側にはバランスウェイトを設けている。なお、図6の通りジンバルの重心位置は橋桁の回転中心と異なるが、橋桁の振れ自由度に対する極慣性モーメントの増加分は、あらかじめ、表1の橋桁の極慣性

表1 実験模型諸元

重量 (タングステン含む)	m	4.05 kgf
極慣性モーメント (タングステン含む)	I	4.51×10^{-2} kgf·m ²
固有振動数	曲げ f_y	1.34 Hz
	振れ f_θ	2.39 Hz
対数減衰率	曲げ δ_y	0.024
	振れ δ_θ	0.015

表2 ジャイロダンパー諸元

ロータ直径	50 mm
ロータ重量	0.053 kgf
ジンバル総重量	0.147 kgf
ダンパユニット総重量	0.3952 kgf
ロータ慣性モーメント	2.0×10^{-5} kgfm ²
ジンバル慣性モーメント	4.5×10^{-5} kgfm ²

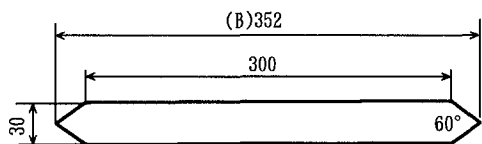


図5 橋桁断面図 (模型長1 m)

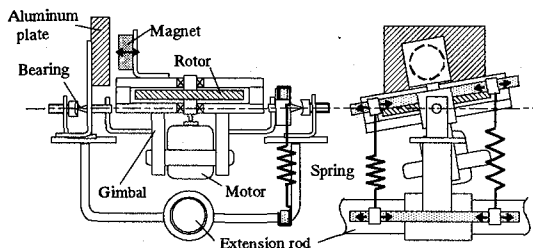


図6 実験用ジャイロダンパーの構造 (概念図)

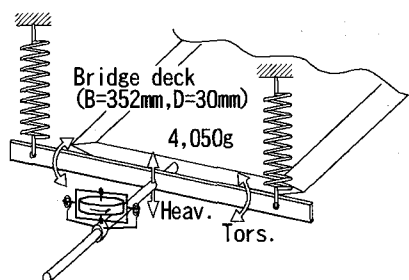


図7 制振装置を搭載した2自由度ばね支持模型

モーメント I に含めており、ジャイロ装置の効果はロータ回転の有無により評価する。また、橋桁が捩れ振動する際に生じるジンバルの水平方向の慣性力は、橋桁の水平方向自由度を拘束しているため、系の運動に影響を与えない。鉛直方向の慣性力は、橋桁の捩れ振幅が小さいので、その影響は十分に小さい。

4.2 実験結果

まず、ジンバル軸の回転を拘束し、ロータの回転数を0Hzとし、制御しない状態のフラッター実験を行った。振動特性の実験結果を図8に示す。図8(a)、(b)はそれぞれ風速と固有振動数および対数減衰率の関係を表している。橋桁の捩れ分岐 [Tors.(Deck)] を○印で、撓み分岐 [Heav.] を×印で示す。また、同図には図2の測定空気力を用いた解析結果も合わせて表示し、捩れ分岐を実線で、撓み分岐を点線で表す。図8(b)から連成フラッターの発生風速は7.2m/s (1.95Hz) となり、解析結果に非常に良く一致する結果となった。またフラッター風速だけでなく、固有振動数や減衰比についても、全風速にわたって実験と解析は良い精度で一致しており、解析および測定空気力の妥当性が確認できる。

次に、ジンバル軸の回転をばね支持にし、ロータ回転数

を30Hz(1800rpm)に調整してフラッター実験を実施した。前に示したように、ジャイロダンパーの効果は ω_p , ζ_p および μ_e の3つのパラメータで決められる。ある与えられた μ_e のもとで、 ω_p , ζ_p をパラメータとするフラッター実験および解析を実施し、最適なパラメータを求める。そこで、まず、固有振動数を1.4Hz~2.0Hzの範囲で0.1Hz毎に、減衰比を0.05~0.25の範囲で0.05毎に与えて、ジンバルのパラメータとフラッター風速の関係を実験により確認した。図9(a)にその実験結果を等値線で表す。また、図3に示した解析結果も図9(b)に再度表示する。なお、一般に、フラッター風速は橋桁の捩れ振動の倍振幅が2°以上と定義されることが多いが、本ジャイロダンパーの性能上、ジンバルの回転角が倍振幅20°に達したときもフラッターと判断して実験を中止した。実際に、ジンバルの回転角がその角度まで達すると、装置が正常に動作せずに急激にフラッターが発生した。実橋にジャイロダンパーを適用する場合にも、このジンバルの可動範囲に十分に注意する必要があると言える。

図9の両図の比較から、図(b)の解析結果と同様に、図(a)の実験結果においても、パラメータの調整に応じてフラッター風速が変化の様子が確認できる。フラッター風速が最も高くなる最適パラメータ($f_p=1.7$ Hz, $\zeta_p=0.1$)では、対策前の7.2m/sから8.8m/sにまで達し、フラッターに対するジャイロダンパーの有効性を確認できる。しかしながら、図(b)の解析結果とくらべると、最適パラメータの値こそほぼ一致しているものの、フラッター風速は全体的に下回り、特に最適パラメータ近傍では誤差の大きい結果となった。

図10にジャイロダンパーのジンバルパラメータを最適値($f_p=1.7$ Hz, $\zeta_p=0.1$)に設定したときの、風速と各変位の応答振幅の関係を、制御前の結果(0Hz)と合わせて示す。図から、フラッター風速8.8m/sに近づくにつれて、ジンバルの振動は急激に大きくなり、橋桁の捩れ倍振幅が2°に達する前に、ジンバルが可動範囲の倍振幅20°に達している様子がわかる。また、風速8m/sを越えたあたりから、橋桁の撓みおよび捩れの振動振幅も大きくなっているが、この領域ではジンバルも含めた系全体で振幅が増減を繰り返す挙動を示した。その一例として、フラッター風速

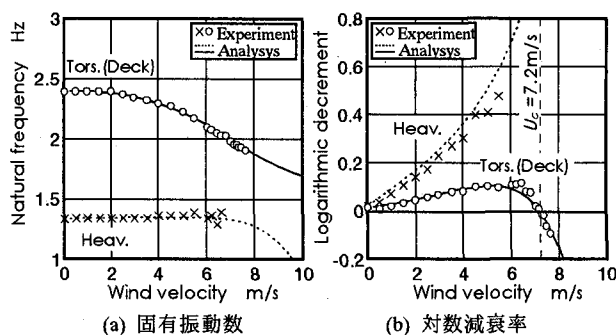


図8 ダンパー設置前の実験橋桁の風速と振動特性の関係

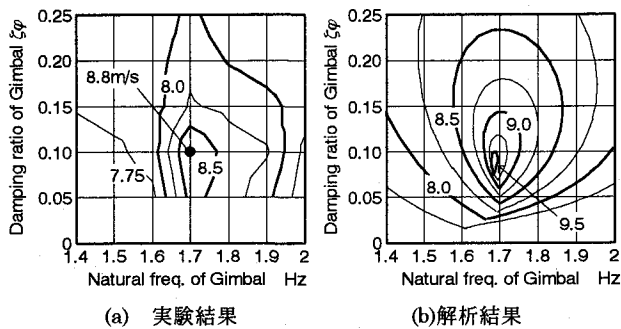


図9 ジャイロ設置時のフラッター風速 (30Hz)

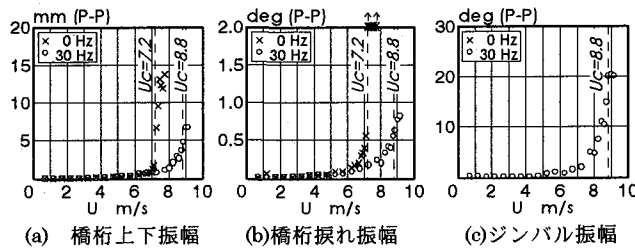


図10 風速-応答図 (ロータ回転数 30Hz)

直前の風速 8.7m/s における各変位の時刻歴波形を図 11 に示す。この様な不規則な振幅の振動の発生要因は、剥離流れによる不規則応答と考えられる。図 10 に示す様に制御を行なわない時にも、フラッター風速直前から、上下、捩れとも微小振動が発生しており、図 11 の応答は、ほぼこれと同様の振動が発現している。その僅かな振幅に対して、ジンバルの振幅 φ が式(7)の振動倍率に応じて大きく反応した。このことが、今回の実験でフラッターと判断した風速が、解析によるフラッター風速を下回った理由と考えられる。実際の橋梁では、乱れた風が作用するため、図 11 にみられる様な振動応答にさらにガスト応答も加えられる。今後、フラッター制御としてジャイロ実用化の検討を行なっていく上で、ガストに対する応答も十分に調べていく必要があると言える。

次に、風速に対する固有振動数および対数減衰率の関係を、それぞれ図 12(a), (b)に示す。図には、実験結果に合わせて解析結果も表示している。なお、橋梁の捩れ振動に対してジャイロダンパーを作用させた場合、その捩り分岐は二つのモードに分かれる。一つは橋桁振動が支配的なモード、もう一つはジャイロダンパーのジンバル振動が支配的なモードとなる。ここでは、それぞれの捩れモードを、橋桁分岐 [Tors.(Deck)] およびジャイロ分岐 [Tors.(Gyro)] と呼ぶことにする。図において、実験結果は橋桁分岐を○印、ジャイロ分岐を●印で示し、解析結果はそれぞれ実線、破線で表示している。橋梁の撓み分岐は、図 8 と同様に実験結果を×印、解析結果を点線で示す。図(b)の対数減衰率は、強制加振による自由減衰波形をフィルター処理して同定した。なお、フラッター風速近傍の風速

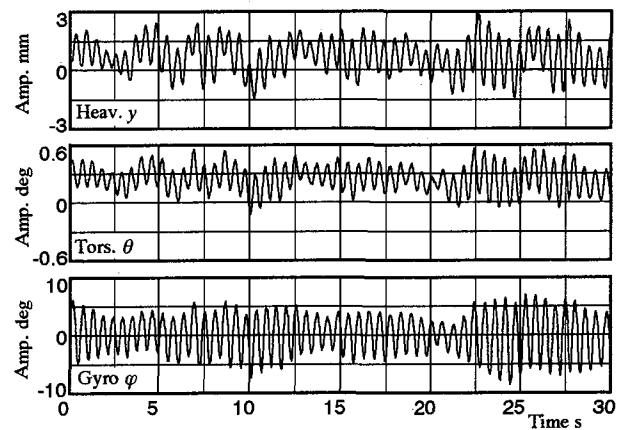


図11 風速 8.7m/s における時刻歴波形 (30Hz)

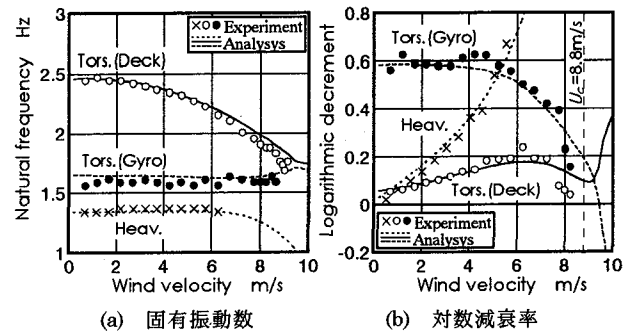


図12 ジャイロ設置時の風速と振動特性の関係 (30Hz)

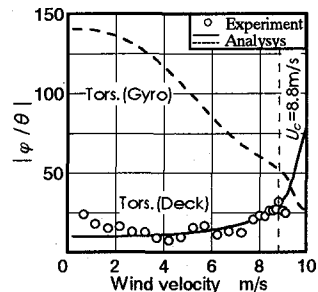


図13 風速とジンバルの振動倍率の関係 (30Hz)

8.4m/s 以上は、図 11 に示したように各変位の振動が増減を繰り返す挙動を示したため、対数減衰率の同定は出来なかった。図から、風速 8m/s くらいまでは、固有振動数および対数減衰率ともに実験と解析は良く一致しているのが確認される。

図 10 に示した風速と応答の関係をもとにジンバルの振動倍率 (φ_0/θ_0) を求めた。図 13 に解析による二つの捩れ分岐のジンバル振動倍率と、実験における常時振動中でのジンバルの振動倍率を合わせて示す。図に示すように、実験ではジャイロ分岐の振動応答は検出されず、桁の捩り分岐に伴うジンバルの応答のみであった。常時振動を計測した実験結果では、図 12(b)に示す二つの捩り分岐の対数減

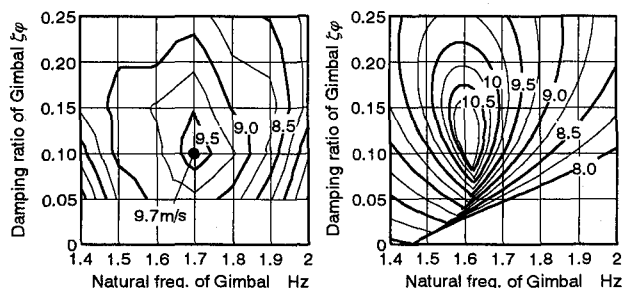


図 14 ジャイロ設置時のフラッター風速 (50Hz)

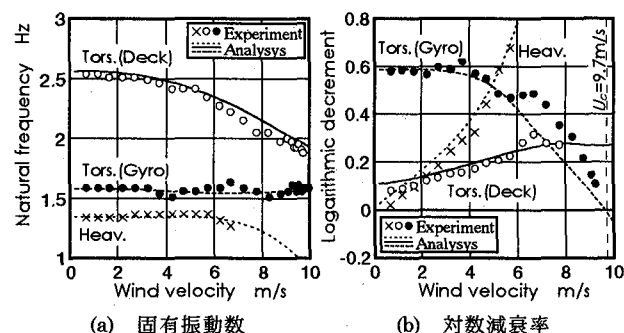


図 15 ジャイロ設置時の風速と振動特性の関係 (50Hz)

衰率のうち、その値の小さい橋桁分岐のモードで振動することが確認でき、その振動倍率は解析とおおむね一致した値になることがわかる。フラッター風速に近づき、図 12(a) の通り 2 つの捩れ分岐の振動数が接近するにつれて図 13 の振動倍率が増加する様子が確認でき、風速 8.8m/s には約 30 倍にまで達している。桁の捩り振幅の増大とあいまって、このことがフラッター風速近傍でジンバル振動が大きくなった原因である。

4.3 ロータ回転数を増加させた検討

等価極慣性モーメント比の大きいジャイロダンパーとして、ロータ回転数を増加させたときの効果を検証する。まず、ロータ回転数を 50Hz(3000rpm) に設定してフラッター実験を実施した。等価極慣性モーメント比は、ジンバルの固有振動数を 1.7Hz とすると、ロータ回転数 30Hz のときの 6.1% に比べて 17% にもなる。図 14 はジンバルのパラメータ ω_p , ζ_p に対するフラッター風速の等値線である。図 9 のロータ回転数 30Hz の結果に比べて、さらにフラッター風速が増加している。ただし、解析での最適振動数である 1.6Hz 近傍で、ロータ回転数 30Hz のときと同様に、実験によるフラッター風速は解析値を下回るとともに、実験と解析とで最適パラメータの値が若干異なるという結果になった。

次に、ジンバルのパラメータを実験による最適値 ($f_p=1.7\text{Hz}$, $\zeta_p=0.1$) に設定し、風速と橋桁の振動特性の関係を調べた。その実験結果および解析結果を図 15 に示

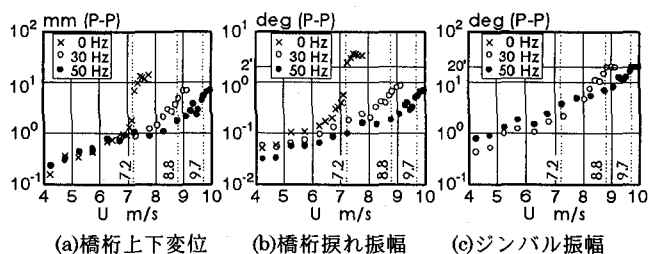


図 16 ロータ回転数を変えたときの風速と応答の関係

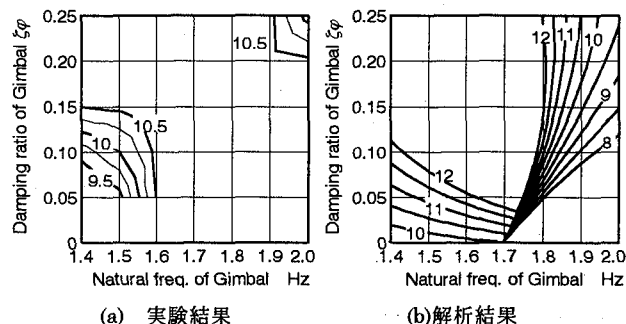


図 17 ジャイロ設置時のとフラッター風速 (100Hz)

す。図から、固有振動数、対数減衰率とも実験と解析とでおおむね一致している。ただし、高風速になると、前節と同様に振幅の増減を繰り返すといった不安定な挙動を示し、減衰比は同定できなかった。しかし、ロータ回転数 30Hz のときに挙動が不安定であった 8.0m/s~8.8m/s の風速域での系の挙動は安定していた。この理由は、図 15(b) からわかるように、この風速域になっても橋桁の捩れ分岐が依然大きな減衰を有しているためと考えられる。図 16 にロータの回転数を 0Hz (停止), 30Hz (1800rpm), 50Hz (3000rpm) としたときの風速と応答振幅の関係を示す。このとき、 ω_p , ζ_p はそれぞれ 1.7Hz, 0.1 と一定である。0Hz のときは、ジンバルを固定している。ロータ回転数を 50Hz まで上げることににより、この 8.0m/s~8.8m/s の風速域での橋桁の振動は小さく抑えられ、その結果ジンバルの振動も小さくなっていることが確認できる。

最後に、ロータ回転数を 100Hz(6000rpm) に設定したときの結果を図 17 に示す。ジンバルの固有振動数をロータ回転数 30Hz および 50Hz の時と同様に 1.7Hz とすると、等価極慣性モーメント比は 68% にもなる。図 17(b) からわかるように、回転数を増すことによりこの様に大きな等価極慣性モーメント比が実現できれば、広いパラメータ範囲で高いフラッター風速が得られる。実験値によるフラッター風速の等値線は、図 14(a) にみられるように計算値とはやや異なる。広いパラメータ範囲で風速が 10.5m/s となっているが、これはフラッター風速ではなく、ダイバージェンスが発生した風速である。

5. 実橋適用時の検討

以上の実験および解析による検討結果を踏まえて、ジャイロダンパーを実橋に適用する場合の検討を行なう。対象橋梁は中央支間長が2,500mの超長大吊橋とし、吊り橋の諸元は、桁幅 $B=41\text{m}$ 、単位長さあたりの全死荷重 $m=41.4\text{tf/m}$ 、極慣性モーメント $I=10353\text{tfm}^2/\text{m}$ とする。曲げおよび捩れの1次の固有振動数は、それぞれ0.056Hz、0.16Hz とする。対数減衰率はそれぞれの振動モードに対し0.02 とする。フラッター解析は、非定常空気力として平板翼の理論値を用いた2次元解析により実施した。制振装置を付加しないときの対象橋梁のフラッター風速は64m/sとなる。ジャイロダンパーを用いた場合のフラッター発生目標風速を80m/s以上とおいた。

ジャイロダンパーの基本諸元のうち、ロータの規模は、半径2m、厚さ65cm程度の鋼製円盤とする。ロータの慣性モーメントを128tonf・m²、ジンバルの慣性モーメントもこれに等しくおく。1基あたりの装置重量を80tonfとして、これを200mおきに設置した場合を考える。このとき、単位長さあたりの装置重量は0.4tonf/mとなり、橋梁全死荷重の0.96%になる。また、ロータおよびジンバルの慣性モーメント I_r と I_g は、単位長さあたりに換算すると0.64tonf・m²/mとなる。

まず、ロータ回転数を450rpmおよび600rpmとしたときの、ジャイロパラメータとフラッター風速の関係をそれぞれ図18(a)および(b)に示す。図(a)の450rpmに設定した場合には、フラッター風速80m/sを満足するジャイロダンパーの振動数範囲は0.075Hz～0.098Hzとなる。一方、回転数を600rpmまで上げることにより、さらに広いパラメータ範囲で風速80m/sを満足する。等価極慣性モーメント比は、基準振動数を0.09Hzとおくと、450rpmの場合は43%、600rpmの場合は76%にもなる。実際には、実験により確認された様にジンバルの振動が問題となり、図18に示す程にはフラッター発現風速は上がらないものと予想される。よって、目標風速に達しても、橋桁の捩れ分岐が十分に高い減衰性能を確保する様にジンバルのパラメータをチューニングし、橋桁の振動を小さく抑えることにより、ジンバルの振動振幅を小さくすることが重要とな

る。

例えば、ジンバルのパラメータをフラッター風速が最大となる最適パラメータに設定した場合、目標風速80m/sにおける捩れ分岐の対数減衰率は、ロータ回転数450rpmでは0.23、600rpmでは0.34となる。しかし、両回転数ともに橋桁の捩れ振動に対するジンバルの振動倍率は約300倍にもなることが解析により確認されている。これら対数減衰率やジンバルの振動倍率から、目標風速におけるジャイロダンパーの挙動を推定することが、ジャイロ設計のポイントになると思われる。また、フラッター風速が最大となるジンバルのパラメータが、必ずしも、目標風速において系の対数減衰率を最も高めるパラメータにはならないことを解析により確認している。以上の設計パラメータに関する詳細な検討は、次の機会に報告していく。

最後に、上述の諸元を有するジャイロダンパーをCase1(基準)とし、これと等価極慣性モーメント比 μ_e が等しくなる装置の諸元の例を表3に示す。節3.2で説明した通り、 μ_e の等しいジャイロダンパーのフラッター抑制効果は等しく、ジンバルの振動倍率は、ロータの回転数に比例して大きくなるという特性がある。表3には、装置の諸元が相似条件を満足すると仮定して、ロータの半径および橋梁への設置間隔を変えた時の、必要ロータ回転数を示している。ここで、ジンバルの極慣性モーメント I_g はロータ I_r と等しいとしている。重量比とは、単位長さあたりの橋梁全死荷重との比を意味する。設置間隔は、Case1～3とCase4～6のそれぞれで単位長さあたりの装置の重量比が等しくなる様に設定した。

Case1と、Case2、3の比較から、重量比が等しくなる様に装置の諸元を与えた場合、ロータ径が大きいほど設置間隔を広げられるとともに、極慣性モーメントが大きくなることがわかる。その結果、ロータの必要回転数は下がり、ジンバルの振動倍率もそれに比例して小さくなる。例えば、基準としたCase1のジンバルの振動倍率300倍に対して、Case2の半径1mのロータでは600倍になり、Case3の半径3mのロータでは200倍となる、なお、このときロータの外周速度は約100m/sとなり、各Caseで等しくなることが確認できる。

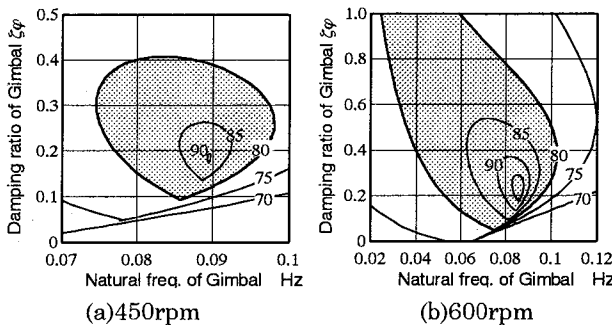


図18 ジャイロパラメータとフラッター風速の関係

表3 等価極慣性モーメント比の等しい装置の諸元

Case	ジャイロダンパーの諸元				単位長さ換算		ロータ	
	半径 m	重量 tonf	極慣性 tf・m ²	間隔 m	重量比	I_r, I_g tfm ² /m	回転数 rpm	(外周速度 m/s)
1	2	80	128	200	0.97	0.64	450 (94)	600 (126)
2	1	10	4	25	0.97	0.16	900 (94)	1200 (126)
3	3	270	972	675	0.97	1.44	300 (94)	400 (126)
4	2	80	128	50	3.86	2.56	225 (47)	300 (63)
5	1	10	4	6.25	3.86	0.64	450 (47)	600 (63)
6	3	270	972	169	3.86	5.76	150 (47)	200 (63)

表3のCase4~6はCase1の基準諸元に対して、ロータ外周速度が半分になるように重量比を設定している。Case6に示す様に、ロータ半径を3m、その設置間隔を169mにすることにより、ロータ回転数は基準諸元の1/3となり、ジンバルの振動倍率は約100倍にまで減少する。なお、このときの装置の重量比は3.88%と、従来文献などと言われている値に比べ、かなり大きくなっているが、本ケースは単純に装置を等間隔で設置した場合に相当する為、橋梁の振動モードを考慮した適切な配置を行なうことにより、装置の総重量は低減できると考えられる。

一般には、極慣性モーメントの小さい軽いロータでも、回転数を十分に上げれば、等価極慣性モーメント比を高くでき、フラッターに対して十分に効果を発揮する。しかし、以上の様なジンバルの振動倍率の観点で見た場合、実際にはロータの慣性モーメントが十分に大きくなる様に設計する必要があることがわかる。ロータの慣性モーメントを上げる方法として、装置の設置台数を増やしたり、ロータ径を大きくすることが考えられるが、橋梁に作用する重量面から、できる限り径の大きいロータを有するダンパー装置を設計するのが望ましいと言える。

5. 結論

本研究は、橋梁の連成フラッターに対するパッシブ型のジャイロダンパーの効果を風洞実験および数値解析を実施し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) ジャイロダンパーの制振性能の評価の指標として、ロータの慣性モーメントやその回転数などから決定される等価極慣性モーメント比 μ_e を定義した。この μ_e が等しいジャイロダンパーはフラッターに対して等しい制振効果を有することと、橋桁の捩れ振動に対するジンバルの振動倍率は、橋桁捩れ振動数に対するロータの回転数の比に比例することを理論的に明らかにした。
- (2) 2次元ばね支持橋桁模型を用いた風洞実験により、ジャイロダンパーのフラッター抑制効果を確認した。ジンバルの固有振動数と減衰比のパラメータのチューニングよりフラッター発現風速が大きく変化する特性や、ロータの回転数を増すほどフラッター風速が上昇する特性などは解析と同様の傾向が確認された。フラッター風速が最大となる最適パラメータは、解析による推定値とおおむね一致したものの、そのパラメータ近傍におけるフラッター風速は解析値より低くなった。
- (3) 実験でのフラッター風速が解析値を下回った理由は、橋桁の捩れ振動に対するジャイロダンパーのジンバルの振動倍率が大きく、高風速域での橋桁の振動に対して、ジンバルの振幅が大きくなり、その可動範囲の制限によりジャイロダンパーが正常に動作できなかったためである。解析によると、最適パラメータ近傍にチューニングされたジャイロダンパーは、フラッター風速に近づくにつれてジン

バルの振動倍率が増加する特性を有する為、風速増加による橋桁の振幅の増加と重なって、ジンバルの振幅が特に大きくなったものと考えられる。

(4) 線形理論では、慣性モーメントの小さいロータを使用した場合でもロータの回転数を高めて使用すれば、フラッターに対して高い抑制効果を発揮することができるが、実際には、ロータの回転数が高くなる程ジンバルの振動倍率は高くなり、ジンバルの可動範囲の問題やジャイロモーメント力の非線形性の影響が現れ、十分に効果を発揮することができない。ジンバルの振動を抑える為には、慣性モーメントの大きいロータを低速回転で使用するか、等価極慣性モーメント比の高いジャイロダンパーを使用して目標風速に達しても橋桁がほとんど振動しない様な高い減衰を確保する必要があることを示した。

(5) 中央支間長2,500m級の超長大吊橋を対象として、ジャイロダンパーの効果を解析により検証した結果、半径2mのロータを有する装置を200mおきに設置した場合、ロータの回転数を450rpmとすれば、広いパラメータ範囲でフラッターの目標風速80m/sを満足することを示した。ジンバルのパラメータを最適値に設定した場合、風速80m/sにおいても高い対数減衰率を確保できるものの、その時のジンバルの振動倍率は橋桁の捩れ振動の約300倍にもなる。また、ロータ半径を3mにし、設置間隔を188mにすれば、ロータ回転数およびジンバルの振動倍率は1/3にまで低減できることを明らかにした。

本研究ではジャイロダンパーの有効性および問題点を明らかにするとともに、装置の設計の方向性を示すことができた。今後の課題としては以下の項目が挙げられる。

- (1) 実際の橋梁では、ガスト応答などにより橋桁が強制的に加振され、ジンバルが大きく振動する可能性がある。ジャイロを設置した橋梁に対してガスト応答の評価を行なう必要があるとともに、ジンバルが大振動した時のジャイロモーメント力の非線形性の影響など今後明らかにする必要がある。
- (2) 本研究での検討は、撓みおよび捩れ振動それぞれ対称1次モードを利用した2次元の範囲でしか行っていない。超長大橋のフラッターはモードが複雑であるため、ジャイロダンパーが他の振動モードに与える影響を考慮しつつ、いかに装置をチューニングするかを今後検討していく必要がある。

参考文献

- 1) 延藤、藤野、伊藤：橋桁の連成フラッターに対するTMDの制振効果について、土木学会論文集, Vol.398/I-10, pp.413-416, 1988
- 2) N.N.DUNG, MIYATA, YAMADA: ECCENTRIC TMD AS PASSIVE CONTROL OF FLUTTER, 土木学会第52回年次学術講演会概要集, pp.166-167, 1997

- 3) 岡田, 本家, 杉井, 島田, 小林: 振子式動吸振器による橋桁の連成フラッターの制御, 風工学シンポジウム論文集, pp341-346, 1998,
- 4) 岡田, 本家, 杉井, 島田, 小林: 振子式動吸振器による吊橋の連成フラッターの制御, 構造工学論文集, Vol.45A, pp1095-1066, 1999,
- 5) 伊藤, 村田: ジャイロによる吊橋の耐風制振効果, 第26回年次学術講演会概要集, pp353-356, 1971
- 6) 伊藤, 西田, 三品: ジャイロによる吊橋の耐風制振効果(第2報), 第28回年次学術講演会概要集, pp418-419, 1973
- 7) 伊藤, 三品, 西田: ジャイロによる吊橋の耐風制振効果(第3報), 第29回年次学術講演会概要集, pp447-448, 1974
- 8) 藤澤: 機械式ダンパーによる連成フラッターの制御, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, pp1508-1509, 1995
- 9) 飯野, 頭井, 波田: 吊橋の曲げねじれフラッターに対するジャイロ制振装置の効果, 土木学会第50回年次学術講演会概要集, pp328-329, 1995
- 10) H.Kobayashi, H.Nagaoka: Active Control of Flutter of a Suspension Bridge, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 41-44, pp143-151, 1992
- 11) 谷口, 小川, 小林: 補助翼によるフラッターのアクティブコントロール, 土木学会第52回年次学術講演会概要集, pp148-149, 1997
- 12) 藤澤: ジャイロダンパーによる1自由度フラッターの制振, 日本土木学会論文集, No.543/I-36, pp229-237, 1996
- 13) 西原, 松久, 佐藤: 受動形ジャイロ制振機構の最適設計, 日本機械学会論文集(C編), 59-560, pp85-93, 1993
(1999年9月17日受付)