アクティブ制振装置による橋梁主塔架設時の制振制御

加賀谷 博 昭*・玉 木 利 裕**・西 義 和**
長 尾 陽 一*・山 口 和 範***

Vibration Control of Bridge Tower Under Construction Using Active Mass Damper

Hiroaki KAGAYA*, Toshihiro TAMAKI**, Yoshikazu NISHI**,
Yoichi NAGAO* and Kazunori YAMAGUCHI***

For large structures such as towers of suspension bridges or cable-stayed bridges, we often need to suppress wind-induced vibration for safety. Especially in the construction stage, the structures have a low tolerance than completed ones. This paper discusses the active vibration dampers used to suppress wind-induced vibration of a tower of a suspension bridge during a construction. The active damper was used to suppress wind-induced vibration in multiple modes predicted by wind-tunnel test. The controller design of the dampers is based on H^∞ robust control theory. At each erection step, we measured dynamic properties of towers to adjust parameters of the controller using active vibration exciters. The measured dynamic properties of active controlled structures are compared with those of non-controlled structures. The analysis of free vibration shows the suppression performance of active damper as expected in the controller design.

Key Words: active mass damper, suspension bridge tower, vortex shedding oscillation, H^∞ control

1. はじめに

土木構造物は近年、構造材料の高強度化、設計・施工技術の進歩および社会的要求などに伴って大型化・軽量化する傾向にあり、このため振動特性の面からみると、固有振動数が低くかつ減衰性も小さくなり、種々の振動問題が生じやすくなっている。土木構造物の代表格である橋梁分野においては、その主塔架設段階で特定の風向、風速域に応じて渦励振が発生し、主塔構造強度や架設機材・架設作業安全性などの面から何らかの対策が必要となっている。

このような主塔架設時の渦励振に対しては従来より、動吸振器 (Tuned Mass Damper:TMD) の原理に基づく受動型の制振装置を設置し、減衰性の向上を図る対策がとられてきた^{1),2)}。橋梁主塔架設時に TMD などの受動型制振装置を適

用する場合、高い制振効果を得るためには、主塔の架設段階に応じて制振装置のバネやダンパの同調条件を適切に調整しなければならない。また、数百メートル級の主塔では複数の振動モードを制振対象にすることがあるが、TMD の場合、制振対象となる振動モードごとに装置を用意する必要が出てくる。そこで、このようなパッシブ方式の欠点を解決する制振装置として、構造物の振動をセンサで検知し、アクチュエータで可動質量の動きを最適に制御する、アクティブ制振装置 (Active Mass Damper:AMD) が注目されるようになった³⁾。アクティブ方式においても、主として構造物の一次振動モードを対象にしたパッシブ機構とアクチュエータによる駆動機構を組み合わせたハイブリッド方式^{4),5)}の制振装置が広く用いられてきた。ハイブリッド方式は、パッシブ機構が適切に調整されていれば、小さな制御力で駆動することができ、停電時でもパッシブ制振装置として使用できる利点がある。しかし、近年の架設工法の進歩により主塔架設工事期間は短縮する傾向にあり、日々主塔の振動特性が変化する中で、振動特性把握のための加振試験やパッシブ機構の調整時間は極力少ないことが望まれる。

そこで、筆者らは橋梁主塔架設時の制振対策を目的として、これらの問題を解決できる AMD の機構・制御方式の検討を実施し、小型模型による実験的検証⁶⁾を行ない、アクティブ機構のみを用いた新しい制振装置システムの開発を行なった。本稿では、この制振装置の概要および主塔構造物モデルに基づくロバスト制御系設計方法を示し、来島海峡第一大橋 3P 主塔

* 川崎重工業システム技術開発センター 明石市川崎町 1-1

** 川重テクノロジー 明石市川崎町 3-1

*** 本州四国連絡高速道路 長大橋技術センター
神戸市中央区小野柄通 4-1-22

* Kawasaki Heavy Industries, Ltd., System Technology Development Center, 1-1 Kawasaki-Cho, Akashi

** Kawasaki Technology Co., Ltd., Measurement Technology Department, 3-1 Kawasaki-Cho, Akashi

*** Honshu-Shikoku Bridge Expressway, Co., Ltd., Long-span Bridge Engineering Center, 4-1-22 Onoedori, Chuo-ku, Kobe

(Received September 17, 2010)

(Revised March 1, 2011)

Fig. 1 Structure of AMD

Fig. 2 System configuration

(愛媛県今治市)の実橋梁主塔架設工事への適用結果を示す。

2. AMD の概要

Fig. 1 に橋梁主塔用 AMD 本体の構成を示す。本装置は、低摩擦のリニアガイドで支持された可動質量を、AC サーボモータによりボールネジ機構を介して直線駆動することで、その慣性力を利用する直動型アクティブ方式を採用しており、簡素な機構で機械効率が非常に高いという特徴をもつ。本装置は装置自体の小型化、主塔ねじれ振動対応のため Fig. 2 に示すような 2 台構成とした。また、架設工事の進行に伴う移設作業を容易にするため、モータドライバ、加速度センサ、制御装置を一体化し、装置間は光ファイバー接続による遠隔監視、および停電時にはエンジン発電機による電源バックアップが行なえるシステム構成となっている。

3. AMD 制御系設計

3.1 直動型 AMD モデル

Fig. 3 に示す 1 自由度系構造物に直動型 AMD を付加した系において、構造物の絶対変位を x_1 、質量を m_1 、剛性を k_1 、減衰を c_1 とし、AMD の可動質量の絶対変位を x_a 、質量を m_a 、ボールネジリードを l 、回転部イナーシャを J 、モータトルクを u とすると、運動方程式は以下で表わされる。

$$(m_1 + m_J)\ddot{x}_1 - m_J\ddot{x}_a + c_1\dot{x}_1 + k_1x_1 = -u/l_m \quad (1)$$

$$-m_J\ddot{x}_1 + (m_a + m_J)\ddot{x}_a = u/l_m \quad (2)$$

Fig. 3 AMD model

ここで、 $l_m = l/2\pi$ 、 $m_J = J/l_m^2$ である。可動質量と制振対象となる振動モードの等価質量比 $\mu = m_a/m_1$ は 1% 程度で設計されることが多いため、 $\mu \ll 1$ と近似すると以下のような可動質量の慣性力が制御力として作用する運動方程式が得られる。

$$m_1\ddot{x}_1 + c_1\dot{x}_1 + k_1x_1 = -\beta u \quad (3)$$

$$m_a\ddot{x}_a = \beta u \quad (4)$$

ここで β は以下の関係を満たすため、

$$\beta = \frac{m_a}{m_a l_m + m_J l_m} \quad (5)$$

$$= \frac{m_a}{m_a l_m + J/l_m} \leq \frac{m_a}{2\sqrt{m_a J}} \quad (6)$$

等号条件を満足するよう、次式のようにボールネジリードを選定すれば、モータトルク u による AMD の発生力を最大化することができる。

$$l = 2\pi\sqrt{J/m_a} \quad (7)$$

3.2 AMD-主塔構造物連成系モデル

主塔構造物に AMD を設置した多質点系の運動方程式を以下で表わす。

$$M\ddot{x} + C\dot{x} + Kx = -[0 \dots 1 \dots 0]^T \beta u + F_w \quad (8)$$

ここで x は質点の変位ベクトル、 M 、 C および K は主塔の質量、減衰および剛性に関するマトリクス、 F_w は主塔に作用する風外力ベクトルを表わす。いま、減衰マトリクスを質量マトリクスと剛性マトリクスの一次結合で表されると仮定する。このとき、主塔頭頂部が 1 となるように正規化したモードベクトルを ϕ_i 、モード変位を q_i とし、

$$x = \sum \phi_i q_i \quad (9)$$

で表わされるモード座標系において (8) 式を変換すると、主塔構造物と AMD の連成系モデルは以下のように表わすことができる。

$$m_i\ddot{q}_i + c_i\dot{q}_i + k_iq_i = -\eta_i\beta u + f_{wi} \quad (10)$$

$$m_a\ddot{x}_a = \beta u \quad (11)$$

ここで、 m_i 、 c_i 、 k_i 、 f_{wi} はそれぞれ i 次のモード質量、モード減衰、モード剛性、モード風外力、 η_i は i 次モードの AMD 作用力係数である。つぎに制振対象モードのモード座標ベ

クトルを $\mathbf{q} = [q_1 \dots q_n]^T$, モード作用力係数ベクトルを $\boldsymbol{\eta} = [\eta_1 \dots \eta_n]^T$, モード風外力ベクトルを $\mathbf{f} = [f_{w1} \dots f_{wn}]^T$ とし, 状態変数を $\boldsymbol{\xi} = [\mathbf{q} \ \dot{\mathbf{q}} \ \ddot{\mathbf{q}}]^T$ とおく. 観測量を AMD 設置位置における絶対加速度およびモータ回転角度検出器から得られる可動質量の相対変位とすると, AMD を付加した主塔構造物の状態方程式は以下のように表わされる.

$$\begin{aligned}\dot{\boldsymbol{\xi}} &= \mathbf{A}\boldsymbol{\xi} + \mathbf{B}u + \mathbf{V}_1 \\ \mathbf{y} &= \mathbf{C}\boldsymbol{\xi} + \mathbf{D}u + \mathbf{V}_2\end{aligned}\quad (12)$$

ここで, $\mathbf{A}$, $\mathbf{B}$, $\mathbf{C}$, $\mathbf{D}$, $\mathbf{V}_1, \mathbf{V}_2$ は以下のとおりである.

$$\begin{aligned}\mathbf{A} &= \begin{bmatrix} 0 & \mathbf{I} \\ -\frac{k_1}{m_1} & \mathbf{0} & 0 \\ \mathbf{0} & -\frac{k_n}{m_n} & \vdots \\ 0 & \dots & 0 \end{bmatrix} \\ \mathbf{B} &= \begin{bmatrix} \mathbf{0} & -\frac{\eta_1 \beta}{m_1} \dots -\frac{\eta_n \beta}{m_n} & \frac{\beta}{m_a} \end{bmatrix}^T \\ \mathbf{C} &= \begin{bmatrix} \frac{\eta_1 k_1}{m_1} \dots \frac{\eta_n k_n}{m_n} & 0 & \frac{\eta_1 c_1}{m_1} \dots \frac{\eta_n c_n}{m_n} & 0 \\ -\eta_1 \dots -\eta_n & 1 & 0 \dots 0 & 0 \end{bmatrix} \\ \mathbf{D} &= \begin{bmatrix} \sum \eta_i^2 & 0 \end{bmatrix}^T \\ \mathbf{V}_1 &= \begin{bmatrix} \mathbf{0} & f_{w1} \dots f_{wn} & \mathbf{0} \end{bmatrix}^T \\ \mathbf{V}_2 &= \begin{bmatrix} \sum \frac{\eta_i f_{wi}}{m_i} & 0 \end{bmatrix}^T\end{aligned}$$

なお, 構造物の減衰については, 加振試験による減衰自由振動波形の振幅比から得られる対数減衰率 δ_i を用いることが多いため, 以下にモード減衰 c_i との関係を示す.

$$c_i = (\delta_i / \pi) \sqrt{m_i k_i} \quad (13)$$

3.3 制御系設計

主塔の耐風設計では, 風洞実験から推定された渦励振共振風速や等価風外力から構造物の振動解析を行ない, 架設段階に応じて主塔構造物や架設機材の強度, 架設工事の作業性から規定される振動許容条件を満足するよう制振対象モードの選定と所要対数減衰率 δ_{req} が算出される. このような耐風設計検討をもとに, AMD 制御系設計においては, 各架設段階において AMD を用いた加振試験を行ない, 主塔の固有振動数および対数減衰率を同定し, 制振対象モードの所要対数減衰率が得られるよう可動質量の変位, 制御トルクの許容値を勘案しながら制御ゲインの決定を行なう.

従来, このような制振制御系には, 構造物の速度信号に比例した制御力を作用させる直接速度フィードバックが適用されることが多かった. しかし, アクチュエータやセンサなどの応答遅れに対する補償を十分行なわないと, 高次モードの不安定化現象を誘発してしまうなど, 制御系のロバスト安定性を陽に考慮した設計ができないという問題があった. そこで本稿では, 制振対象モードの制振性能と制振対象外の高次モードに対するロバスト安定性を, 周波数領域において直接

Fig. 4 Construction of tower and arrangement of AMD

Table 1 Specifications of AMD

Weight of moving mass	10,000 kg
Maximum stroke	±0.6 m
Rated power of motor	45 kW
Rated speed of motor	1,500 rpm
Rated torque of motor	286 Nm
Lead of ball screw	50 mm/rev
Number of AMD	2

設計可能なロバスト制御系設計手法である H^∞ ループ整形法⁷⁾を適用した.

本設計法は, 前置・後置重み関数 W_1, W_2 によって制御対象 $G = C(sI - A)^{-1}B + D$ に対する開ループ特性の整形を行ない, 整形された拡大系 $G_s = W_2 G W_1$ に対し,

$$\left\| \begin{bmatrix} I \\ K^\infty \end{bmatrix} (I - G_s K^\infty)^{-1} [I, G_s] \right\|_\infty < \gamma \quad (14)$$

を満足する安定余裕 γ およびコントローラ K^∞ を求め, 最終的なコントローラを $K = W_1 K^\infty W_2$ として求める. なお, 重み関数は, 低周波数領域において成立する (15) 式の制振性能に関する閉ループ伝達関数, および高周波数領域において成立する (16) 式のロバスト安定性に関する閉ループ伝達関数の関係を利用して選定した.

$$\bar{\sigma}((I - GK)^{-1}G) < \frac{\gamma}{\underline{\sigma}(W_1)\underline{\sigma}(W_2)} \quad (15)$$

$$\bar{\sigma}(K(I - GK)^{-1}) < \gamma \bar{\sigma}(W_1)\bar{\sigma}(W_2) \quad (16)$$

ここで $\bar{\sigma}(\cdot)$ は最大特異値, $\underline{\sigma}(\cdot)$ は最小特異値を表わす.

4. 実橋梁主塔架設工事への適用

4.1 来島海峡第一大橋 3P 主塔制振計画

来島海峡大橋は, 本州四国連絡橋の尾道・今治ルートを構成する橋の一つで, 第一, 第二, 第三大橋から構成され, 今回 AMD の適用を行なった第一大橋 3P 主塔は Fig. 4 に示すよ

Fig. 5 Construction step and position of AMD

うなラーメン形式鋼製主塔で、高さ約 140m、重量約 2,600ton である。主塔架設は、同図に示すようなクライミング式ワーククレーンを用いて、塔柱ブロックをはじめとする 50 個近くの架設ブロックを順次積み上げ、道路面より上部の継手は塔内側からの高力ボルトによる引張接合法が採用されたため、継手部の外部足場が不要となり大幅な工期短縮が図られた。

本主塔は事前の模型風洞実験や振動解析による制振対策検討の結果、架設段階に応じて主塔面外曲げ一次モード、主塔ねじれ一次モード、主塔面外曲げ二次モード、ワーククレーン面外曲げ二次モードの渦励振が制振対象モードとなった。本主塔ではこれらの渦励振に対して Table 1 に示す諸元の AMD を使い、振動モード形状を考慮して架設段階に応じて Fig. 5 に示すような配置とした。なお、可動質量は、制振性能と装置容量を勘案し、渦励振主要モードである面外曲げ一次モードの等価質量に対して 1%前後で設計されている。

4.2 AMD 制御系設計

ここでは、Fig. 5 の架設ステップ#6 の主塔独立完成状態における AMD 制御系設計例を示す。まず、AMD の動特性を考慮するため、事前に AC サーボモータのトルク指令値 τ に対する発生トルク u の周波数特性を計測し、(12) 式の制御入力を次式の伝達関数で近似したモデルに対する設計を行なう。

$$u = \frac{r(s + z_1)}{(s + p_1)(s + p_2)} \tau \quad (17)$$

Fig. 6 に、AMD モータトルクの周波数応答を示す。この架設ステップでは主塔の面外曲げ一次モード、ねじれ一次モード、曲げ二次モードが制振対象となっており、各振動モードの所要対数減衰率を満足し、かつ、 $\pm 5\%$ の固有振動数変動および高次振動モードに対してロバスト安定性を満足するよう、以下に示す重み関数を用いて設計を行なった。

$$W_1 = I \quad (18)$$

$$W_2 = \text{diag} \left\{ \frac{\lambda}{s^2 + \zeta\omega_s + \omega^2}; K_p + \frac{K_i}{s} \right\} \quad (19)$$

Fig. 6 Frequency response of motor torque

Fig. 7 Design example

ここで W_2 の対角要素は、それぞれ制御対象の観測出力となる AMD 設置位置における絶対加速度および可動質量の相対変位に対する重み関数で、絶対加速度に対しては低周波数領域で制振性能、高周波数領域でロバスト安定性を確保するよう二次特性をもたせ、相対変位に対しては可動質量の定位性を考慮し積分特性をもたせるよう選んでいる。Fig. 7 に開ループ特異値プロットおよび感度関数 $S = (I - GK)^{-1}$ 、相補感度関数 $T = (I - GK)^{-1}GK$ 、Fig. 8 にコントローラ K のボード線図を示す。また、Fig. 9 に風外力作用時の非制振・制振時の主塔加速度周波数応答比較を示す。このとき (14) 式における安定余裕は $\gamma = 3.45$ であったが、全設計を通じてこの程度の値となるよう重み関数を調整すれば適切なゲイン、閉ループ安定性が得られることがわかった。最終的に得られたコントローラ K は双一次変換により 4msec で離散化して制御装置に実装した。

4.3 試験結果

Fig. 10 に各架設段階における主塔面外曲げ一次、二次モードおよび主塔ねじれ一次モードの固有振動数の解析値と実測値および各振動モードの対数減衰率の実測値の推移を示す。本主塔の固有振動数は主塔完成に伴い解析値とよく一致して

Fig. 8 Bode plot of controller

Fig. 9 Frequency response from wind force to tower acceleration

いるが、制振対象モードであるタワー・クレーン面外曲げ二次モードは架設期間中、明確に観察することはできなかった。本装置の効果を検証するため、AMDの可動質量を固有振動数で一定振幅の正弦波加振を行ない、その後、制振モードに切替えたときの自由振動応答を計測した。Fig. 11, Fig. 12にそれぞれ架設ステップ#6における主塔面外曲げ一次モード、主塔ねじれ一次モードに対する非制振・制振時の加速度応答比較および制振時の可動質量変位応答を示す。各架設ステップにおける制御調整では、このようなAMDを用いた加振実験により制御対象特性の把握およびAMD動作によって所望の対数減衰率が得られているか確認を行なっている。また、複数モードに対する同時制振効果を確認するため、タワー・クレーン旋回動作により発生する振動に対する非制振・制振時の主塔加速度応答を計測し、それぞれのパワースペクトルの比較を行なった結果をFig. 13に示す。タワー・クレーン旋回動作では、タワー・クレーンマストの主塔締結部が起振源となり主塔面外曲げ二次モードの加速度が卓越しているが、制振対象となるすべてのモードに対して有効に作用し、かつ高次モードによる不安定な発振現象も発生しないことが確認できた。

Fig. 10 Dynamic property of 3P Tower

Fig. 11 Comparison of time histories at bending 1st mode

Fig. 12 Comparison of time histories at twist 1st mode

5. おわりに

本稿では、橋梁主塔架設時の制振対策として開発した新方式のAMDを紹介し、制御系設計において制御対象のモデリング、 H^∞ ループ整形法によるロバスト制振制御系設計方法を示し、実橋梁主塔への適用を行ない、架設工事期間を通し

Fig. 13 Comparison of power spectra

て所望の性能を達成することが確認できた。ここでの制振対策および制御系設計方法が今後の長大橋建設の一助となれば幸いである。

謝辞 本装置の実適用に際しては、本州四国連絡橋公団第三建設局今治工事事務所および各工事共同企業体の方々に多大なご協力をいただきました。ここに深甚なる謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本鋼構造協会編：構造物の耐風工学，東京電機大学出版局（1997）
- 2) K. Ogawa, M. Matsumoto, M. Kitazawa and T. Yamasaki: Aerodynamic Stability of the Tower of a Long-Spanned Cable-Stayed Bridge (Higashi-Kobe Bridge), *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, **33-2**, 349/358 (1990)
- 3) 藤野陽三：土木構造物のアクティブ制振の研究動向，計測と制御，**31-4**, 473/478 (1992)
- 4) 秦，辰巳，大倉，大西：明石海峡大橋主塔の制振対策，土木学会論文集，507, 279/277 (1995)
- 5) 小池，谷田，牟田口，今関，上島：ハイブリッド式制振装置による白鳥大橋主塔の制振対策，第38回自動制御連合講演会，481/484 (1995)
- 6) 坂井，高枝，玉木，西，村井，加賀谷： H^∞ 制御理論に基づく橋梁主塔の能動制振模型実験，土木学会第2回振動制御コロキウム PART B 講演論文集，63/70 (1991)
- 7) D.C. McFarlane and K. Glover: Robust Controller Design Using Normalized Coprime Factor Plant Descriptions, *Lecture Notes in Control and Information Sciences*, **138**, Springer Verlag (1990)

[著者紹介]

加賀谷 博 昭（正会員）

1968年1月生。92年金沢大学大学院工学研究科電気情報工学修士課程修了。同年，川崎重工業（株）入社。主として機械システムの振動制御技術の開発に従事。2008年本会技術賞を受賞。システム制御情報学会の会員。

玉 木 利 裕

1955年5月生。81年名古屋大学大学院工学研究科建築学専攻修士課程修了。同年，川崎重工業（株）入社。2007年より川重テクノサービス（現・川重テクノロジー）へ出向。主として大型構造物の耐震・耐風・振動制御技術の開発に従事。土木学会の会員。

西 義 和（正会員）

1950年6月生。75年大阪大学大学院基礎工学研究科制御工学専攻修士課程修了。同年，川崎重工業（株）入社。96年より川重テクノサービス（現・川重テクノロジー）へ出向。主として，機械システムの制御技術の開発に従事。2005年本学会監事。システム制御情報学会評議員。

長 尾 陽 一（正会員）

1949年7月生。74年大阪大学大学院工学研究科電子工学専攻修士課程修了。同年，川崎重工業（株）入社，現在に至る。2009年より神戸大学客員教授。FAシステムの研究・開発，生産ラインシミュレーション技術およびロボットオフライン教示技術の研究に従事。電子情報通信学会の会員。博士（工学）。

山 口 和 範

1964年5月生。90年鳥取大学大学院工学研究科土木工学専攻修士課程修了。同年，本州四国連絡橋公団（現・本州四国連絡高速道路（株））入社。主として，来島海峡大橋，多々羅大橋の設計・建設，本州四国連絡橋の維持管理に従事。工学博士。土木学会の会員。