論

文

同調液体ダンパーを有する高層建物の風向直角方向 の加速度応答に対する予測式

A Simple Estimation of Across-Wind Response of Tall Buildings with Tuned Liquid Damper

若原 敏裕^{*1}

藤野 陽三^{*2}

Toshihiro WAKAHARA Yozo FUJINO

SUMMARY

A simple formula of across-wind response of tall buildings with circular Tuned Liquid Damper (TLD) has been derived. The formula is based on the spectral modal method using the normalized power spectrum of generalized wind force. TLD-structure interaction system is described as the 2DOF system in which the linearized TMD analogy model is used for TLD and the dominant mode of the tall buildings is employed. The formula derived were examined by comparisons with the data obtained from the full-scale measurements of the actual structures and the validity of the proposed formula was confirmed. The formula can also make clear the relationship between the efficiency of TLD and the tuning parameters of TLD as a dynamic damper.

Key Words : *across-wind force, equivalent linearized model, nonlinear sloshing, serviceability, tuned liquid damper, vibration control, wind-induced response*

1. はじめに

近年、高層建物において、強風時の風揺れに対する建物の居住性や使用性の改善を目的として、TMD (Tuned Mass Damper) や TLD (Tuned Liquid Damper) に代表される同調系パッシブ形式のダイナミックダンパーを設置する事例が増加している^{1)~3)}。主に風向直角方向の加速度応答の制御を目的としたダンパーの設計を行う際に、ダンパーを設置した建物の応答やダンパーの制振効果を求める簡便な予測式があれば、見通しの良いダンパーの設計作業が可能となる。

しかしながら、現在のところ、日本建築学会 建築荷重指針・同解説⁴⁾や National Building Code of

Canada⁵⁾あるいは Australian Standard⁶⁾などの各国の基準では、高層建物の居住性能の検討を行う場合の風向直角方向の加速度応答は簡便な応答予測式で求めることができるものの、TMD や TLD などのダンパーが設置された高層建物に対する加速度応答の予測式は提案されていない。

したがって、現状では、これらのダンパーの設計を行う場合、対象とする高層建物とダンパーを適切にモデル化した動力学モデルに対して時系列応答解析を行うことにより、その応答を評価することになる³⁾。時系列解析による応答評価手法は、対象とする建物やダンパーの精緻なモデルの使用が可能であり、また、建

^{*1} 清水建設(株) 技術研究所 環境技術研究部 研究員 博士(工学)

Researcher, Dept. of Environmental Engineering, Institute of Technology, SHIMIZU Corporation, Dr. Eng.

^{*2} 東京大学 工学系研究科 社会基盤工学専攻 教授 Ph. D.

Professor, Dept. of Civil Engineering, The University of Tokyo, Ph. D.

(原稿受理:平成10年3月3日)

物に作用する風外力の特性を厳密に応答解析結果に反映できる利点もある。しかし、風外力に対する時系列応答解析を行うためには、風洞実験による時系列風力⁷⁾あるいは風力に関する統計的情報(パワースペクトルやコヒーレンスなど)に基づき人工的に発生させた時系列風力^{8)~10)}が必要である。これらの風力には統計的性質が等しく位相特性の異なる多数の時系列が存在するため、設計に必要な統計値を求めるためには複数の解析結果に対してアンサンブル平均をとることが不可欠であり、その作業にはかなりの手間と時間を要する。

また、本研究で対象とする TLD のような液体のスロッシング現象を利用したダンパーでは、建物の応答が居住性能の検討範囲である比較的小さな振幅域であっても、建物に対して制振力として作用する TLD の流体反力は応答振幅に依存した非線形特性を示す。それゆえ、TLD を設置した建物の加速度応答を求める場合には、何らかの非線形モデルを導入した TLD-構造系の連成応答解析が必要となる¹¹⁾。

上述のような時系列応答解析は、最終的に絞り込まれた 2, 3 の設計パラメータから、より効果的なパラメータの選定を行う場合や、その制振効果を最終的に確認するような段階では有効な方法である。しかしながら、設計の初期段階において、ダンパーの設計パラメータである容器のサイズや個数、液体の深さなどを試行錯誤しながら定めるような場合には、膨大な計算負荷を要求されるばかりか、その作業も見通しの欠けた煩雑なものとなる。これは、実務設計の観点から考えれば、必ずしも好ましいこととは言えない。

このような観点から、本研究では、円筒形 TLD の設計パラメータを決定する場合、風外力を求めるための風洞実験や応答を予測するための時系列応答解析を行わずに、設計の指標となる制振効果を簡単に求めることができる TLD-構造系の簡便な応答予測式について検討する。

本研究における TLD-構造系の応答予測式は、周波数領域での統計的応答解析方法であるスペクトルモーダル法¹²⁾に基づくものである。基本的な定式化の過程は、同じ手法で導かれた日本建築学会 建築物荷重指針・同解説⁴⁾における建物自身の風向直角方向の応答予測式と等しく、両者の差異は TLD に関する非線形モデルが導入されているか否かの違いである。

TLD の非線形モデルには、大別して二通りの考え方がある。その一つは、TLD 内の液体の挙動を 1 自由度の付加振動系(いわゆる等価な TMD)で置換する方法

である(等価 TMD モデル)^{13)~16)}。この場合、TLD 流体反力の非線形性は、付加振動系の等価質量や等価減衰を建物の応答振幅の関数として記述することにより表現される。また、他の一つは、TLD 内の液体の動きを波として捉え、非線形波動解析に基づく数値解析的な手法を用いて TLD の流体反力を評価しようとする方法である(非線形波動モデル)^{17)~20)}。いずれのモデルも建物の動力学モデルと連成させることにより、TLD-構造系の連成応答を非線形性まで考慮して求めることが可能である。

本研究では、TLD の非線形モデルとして、定式化が簡単であり取り扱いが容易な等価 TMD モデルを用いる。具体的には、円筒形 TLD の等価 TMD パラメータ(等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v)に基づき¹⁶⁾、TLD-構造系の周波数応答の理論解を誘導し、TLD-構造系の加速度応答の標準偏差と最大値を与える近似予測式を導いている。また、TLD-構造系の加速度応答の予測式に基づき、円筒形 TLD の風向直角方向の加速度応答に対する制振効果の簡易予測法について検討し、実際の建物で得られた円筒形 TLD の制振効果と比較することにより、その妥当性について検証している。

本論文の構成は以下の通りである。

1. はじめに
2. TLD を有する高層建物の応答
 - 2.1 等価 TMD-構造系の周波数応答
 - 2.2 風向直角方向の一般化風力の周波数特性
 - 2.3 等価 TMD-構造系の加速度応答の評価式
 - 2.4 TLD の非線形特性のモデル化
3. 応答予測例および観測結果との比較
4. 円筒形 TLD の設計パラメータの最適化
5. おわりに

2. TLD を有する高層建物の応答

2.1 等価 TMD-構造系の周波数応答

Fig.1に示すように、TLD を等価な TMD 線形モデルに置換し、TLD を有する建物の周波数応答の理論解を導くことにする。

風による振動を対象とする場合、高層建物などの塔状構造物では、1 次モードの応答が支配的である。いま、構造系の 1 次モードに対する変位応答を y_s とすると、Fig.1(a)に示す TLD-構造系の振動方程式は、次

Fig.1 等価 TMD-構造系モデルの概要
(Equivalent TMD-Structure Interaction Model)

式のように表すことができる。

$$m_s \ddot{y}_s + c_s \dot{y}_s + k_s y_s = F_{Wy} + F_{Dy} \quad (1)$$

ここに、 m_s は 1 次モードの一般化質量であり、減衰定数を ξ_s 、固有円振動数を ω_s とすれば、 $c_s = 2m_s \omega_s \xi_s$ であり、 $k_s = m_s \omega_s^2$ である。また、 F_{Wy} は外力を表し、建物の 1 次モードに対する一般化風力である。 F_{Dy} は建物に対して制振力として作用する TLD の流体反力であり、 m_v を TLD を等価 TMD に置換した場合の等価質量、 y_v を建物に対する等価 TMD の相対変位とすると、

$$F_{Dy} = -m_v(\ddot{y}_v + \ddot{y}_s) \quad (2)$$

と表すことができる。また、等価 TMD に対する振動方程式は、

$$m_v \ddot{y}_v + c_v \dot{y}_v + k_v y_v = -m_v \ddot{y}_s \quad (3)$$

であり、 c_v および k_v はそれぞれ等価 TMD の減衰係数とバネ定数を表す。ここで、文献 (16) を参考に、設置個数 N_D 、容器半径 R 、液体の深さ h の円筒形 TLD を考え、これを等価な TMD に置換する場合に用いる 2 つの等価 TMD パラメータ；

等価質量係数 μ_v ：TLD の液体質量 m_L に対する等価 TMD の質量 m_v の比

等価減衰定数 ξ_v ：TLD を等価な TMD に置換した場合の減衰定数

を導入し、式 (3) 中の m_v 、 c_v 、 k_v を表すと、

$$m_v = \mu_v m_L (= \mu_v N_D \rho \pi R^2 h) \quad (4-a)$$

$$c_v = 2\mu_v m_L \omega_{11} \xi_v \quad (4-b)$$

$$k_v = \mu_v m_L \omega_{11}^2 \quad (4-c)$$

となる。なお、式 (4) 中の $\omega_{11}(= 2\pi f_{11})$ は、円筒容器のスロッシングの基本モードである (1,1) モード、すな

わち、周方向 1 次、半径方向 1 次のモードに対する固有円振動数であり、

$$\omega_{11} = \sqrt{\varepsilon_{11} \frac{g}{R} \tanh(\varepsilon_{11} \frac{h}{R})} \quad (\varepsilon_{11} = 1.8411...) \quad (5)$$

と表される。ただし、 g は重力加速度である。

式 (4) 中の等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v は、参考文献 (16) で示されるように、円筒形 TLD に対する調和入力加速度の振幅 A 、すなわち、式 (3) では、建物の加速度応答 $\ddot{y}_s$ の関数として与えられる。したがって、ここでは、等価線形解析法で行われるように、ある初期値からスタートし、建物の加速度応答とこれらの等価 TMD パラメータの間で収束計算を行い、その収束値を最終的に求めるべき建物の加速度応答とするような取り扱いを行う。具体的には、後述の 2.4 節 TLD の非線形特性のモデル化において説明を行うものとする。

式 (1)～式 (3) より、Fig.1(b) に示した等価 TMD-構造系の振動方程式は、次式のように表すことができる。

$$[M]\{\ddot{y}\} + [C]\{\dot{y}\} + [K]\{y\} = \{F_y\} \quad (6)$$

ここに、

$$[M] = \begin{bmatrix} m_s & 0 \\ \mu_v m_L & \mu_v m_L \end{bmatrix} \quad (7-a)$$

$$[C] = \begin{bmatrix} 2m_s \omega_s \xi_s & -2\mu_v m_L \omega_{11} \xi_v \\ 0 & 2\mu_v m_L \omega_{11} \xi_v \end{bmatrix} \quad (7-b)$$

$$[K] = \begin{bmatrix} m_s \omega_s^2 & -\mu_v m_L \omega_{11}^2 \\ 0 & \mu_v m_L \omega_{11}^2 \end{bmatrix} \quad (7-c)$$

$$\{y\} = \begin{Bmatrix} y_s \\ y_v \end{Bmatrix} \quad (7-d)$$

$$\{F_y\} = \begin{Bmatrix} F_{Wy} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (7-e)$$

である。式 (6) を周波数変換し、建物の加速度応答の周波数変換 $\ddot{Y}_s(\omega)$ を求めると、次式のように表される。

$$\ddot{Y}_s(\omega) = -\left(\frac{\omega}{\omega_s}\right)^2 \frac{H_s(\omega) \bar{F}_{Wy}(\omega)}{m_s} \quad (8)$$

なお、 $\bar{F}_{Wy}(\omega)$ は外力 F_{Wy} の周波数変換であり、また、 $H_s(\omega)$ は等価 TMD-構造系の周波数応答関数を表し、

$$H_s(\omega) = \frac{1}{\left[\left\{ 1 - \left(\frac{\omega}{\omega_s}\right)^2 \right\} + i2\xi_s \left(\frac{\omega}{\omega_s}\right) + \mu_L \left(\frac{\omega}{\omega_s}\right)^2 H_L(\omega) \right]} \quad (9)$$

である。ただし、 $i = \sqrt{-1}$ である。式 (9) の $\mu_L = m_L/m_s$ は TLD 内容液の質量 m_L と建物の質量 m_s との比であり、 $H_L(\omega)$ は建物応答に対する等価 TMD の周波数応答関数である。いま、前述の等価 TMD パラメータ μ_v と ξ_v を用いると、 $H_L(\omega)$ は、

(a) Mechanical Admittance to Displacement $|H_s(f)|$

(b) Mechanical Admittance to Acceleration $(f/f_s)^2 |H_s(f)|$

Fig.2 等価 TMD-構造系モデルのメカニカルアドミッタンスの周波数特性
(Frequency Response Characteristics of Mechanical Admittance of Equivalent TMD-Structure System)

$$H_L(\omega) = -\mu_v \frac{1 + i2\xi_v(\frac{\omega}{\omega_{11}})}{\{1 - (\frac{\omega}{\omega_{11}})^2\} + i2\xi_v(\frac{\omega}{\omega_{11}})} \quad (10)$$

と表すことができる。等価 TMD に対する周波数応答関数 $H_L(\omega)$ は、TLD 流体反力の周波数変換 $\bar{F}_{Dy}(\omega)$ を内容液に作用する慣性力 $\rho\pi R^2 h A$ で基準化した無次元流体反力を意味しており¹⁶⁾、式 (9) において、TLD の内容液の質量比 $\mu_L = 0$ とすると、 $H_s(\omega)$ は TLD を設置しない非制振時の建物の周波数応答関数となる。

ここで、式 (10) を式 (9) に代入し振動数 $f = \omega/2\pi$ について整理すれば、式 (9) で示した等価 TMD-構造系の周波数応答関数 $H_s(\omega)$ は、

$$H_s(f) = \frac{-\left(\frac{f}{f_s}\right)^2 + 2i\gamma\xi_v\left(\frac{f}{f_s}\right) + \gamma^2}{\left[\left(\frac{f}{f_s}\right)^4 - 2i\{\xi_s + (1+\mu)\gamma\xi_v\}\left(\frac{f}{f_s}\right)^3 - \{1 + (1+\mu)\gamma^2 + 4\gamma\xi_s\xi_v\}\left(\frac{f}{f_s}\right)^2 + 2i\gamma(\xi_v + \gamma\xi_s)\left(\frac{f}{f_s}\right) + \gamma^2\right]} \quad (11)$$

となる。ここに、 $f_s (= \omega_s/2\pi)$ は建物の固有振動数、 $f_{11} (= \omega_{11}/2\pi)$ は TLD の固有振動数である。また、式 (11) の質量比 μ と同調比 γ は、建物に対する等価 TMD の同調パラメータを表しており、それぞれ、次式のようにならされる。

$$\text{質量比: } \mu = \mu_v \frac{m_L}{m_s} = \mu_v \mu_L \quad (12-a)$$

$$\text{同調比: } \gamma = \frac{f_{11}}{f_s} \quad \left(= \frac{\omega_{11}}{\omega_s} \right) \quad (12-b)$$

いま、対象とする風外力 F_{Wy} を建物の 1 次モードに対する風向直角方向の一般化風力とし、そのパワースペクトル $S_{Wy}(f)$ と標準偏差 σ_{Wy} を用いると、Fig.1(b)

に示した等価 TMD-構造系の風向直角方向の加速度の 2 乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ は、

$$E[\ddot{y}_s^2] = \frac{\sigma_{Wy}^2}{m_s^2} \int_0^\infty \left(\frac{f}{f_s}\right)^4 |H_s(f)|^2 \frac{S_{Wy}(f)}{\sigma_{Wy}^2} df \quad (13)$$

と表すことができる。

式 (13) における $|H_s(f)|$ は等価 TMD-構造系の変位を求める場合のメカニカルアドミッタンスであり、それに $(f/f_s)^2$ を乗じた $(f/f_s)^2 |H_s(f)|$ は加速度を求める場合のメカニカルアドミッタンスとなる。式 (13) の無限積分を実行し、加速度の 2 乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ を求める上で、これらのアドミッタンスの一般的な周波数特性を把握することは重要である。

Fig.2 は、建物の減衰定数 $\xi_s = 0.01$ とし、同調条件として、質量比 $\mu = 0.01$ 、同調比 $\gamma = 1.0$ とした場合のアドミッタンス $|H_s(f)|$ および $(f/f_s)^2 |H_s(f)|$ を示したものである。いずれのアドミッタンスも、等価 TMD の減衰定数 ξ_v が小さく 0.01~0.05 程度の場合には、建物の固有振動数 f_s の両側で 2 つのピークを持ち、 ξ_v が大きくなり 0.1 程度になると建物の固有振動数 f_s で 1 つのピークを持つ。また、Fig.2(a) の変位に対するメカニカルアドミッタンス $|H_s(f)|$ では、共振振動数 $f/f_s = 1$ より低振動数側で 1 に漸近し、高振動数側で急速に減少し 0 に近づく。一方、Fig.2(b) に示した加速度に対するメカニカルアドミッタンス $(f/f_s)^2 |H_s(f)|$ では、変位の場合と逆に共振振動数 $f/f_s = 1$ より高振動数側で 1 に漸近し、低振動数側で 0 に近づく傾向を示す。

一般に、変位応答を求める場合は、Fig.2(a) の結果からもわかるように、共振周波数成分以外に、共振振動数より低周波数側にある外乱の周波数成分が重要となり、

Fig.3 矩形角柱の風向軸回りの転倒モーメント M_x の無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/(q_H D H^2)^2$ (Normalized Power Spectra $fS_{M_x}(f)/(q_H D H^2)^2$ of Overturning Moment M_x around Wind Axis of Rectangular Cylinders, having its Height H , Breadth B and Depth D)

これは応答の準静的成分あるいは Background Excitation として評価される。また、高振動数側では、メカニカルアドミッタンスの値が急速に減少するため、全体の応答評価に対する影響も僅かであることから無視される。一方、加速度応答を求める場合は、Fig.2(b)の結果より明かなように、応答の準静的成分 (Background Excitation) を考慮する必要はなく、共振周波数成分を含め、それ以上の高周波数側にある外乱の周波数成分の取り扱いが重要となる。

2.2 風向直角方向の一般化風力の周波数特性

一般的な高層建物を模擬した矩形角柱 (高さ H , 幅 B , 奥行き D) に対して風力実験を行い、風向直角方向の一般化風力の周波数特性に対して考察する。

風力実験の対象とした実験模型は、スケール 1/400, 高さ 200mm, 寸法比 $B:D:H$ がそれぞれ 1:1:5, 2:1:5 および 1:2:5 の 3 種類の矩形角柱である。また、接近流の乱れの特性の違いが風向直角方向の一般化風力の周波数特性に及ぼす影響について考察する目的から、2 種類の境界層流を接近流として用いている。それぞれ、風洞内の平均風速の鉛直方向分布が、べき乗則

に従う境界層流であり、べき指数 α として、市街地を模擬したべき指数 $\alpha = 1/4.0$ (建築物荷重指針 粗度区分 IV 相当) および平坦地を模擬したべき指数 $\alpha = 1/6.0$ (建築物荷重指針 粗度区分 II 相当) の 2 種類を考えた⁴⁾。

風向直角方向の一般化風力 F_{W_y} は、対象とする建物の 1 次モード形状が線形である場合、風力実験から得られる風向軸回りの転倒モーメント M_x を高さ H で除したものに相当し、そのパワースペクトル $S_{W_y}(f)$ は、転倒モーメントのワースペクトル $S_{M_x}(f)$ を用いて、

$$S_{W_y}(f) = \frac{S_{M_x}(f)}{H^2} \quad (14)$$

で求めることができる¹²⁾。

Fig.3は、風向軸回りの転倒モーメントのパワースペクトル $S_{M_x}(f)$ を速度圧 $q_H (= 1/2 \rho_a U_H^2)$, 高さ H , 奥行き D , 振動数 f で無次元化したパワースペクトル $fS_{M_x}(f)/(q_H D H^2)^2$ を示したものである。図示したスペクトルの周波数特性は、式 (14) の関係から、風向直角方向の一般化風力の無次元化パワースペクトル $fS_{W_y}(f)/(q_H D H^2)^2$ と同じである。

Fig.3に示すように、変動揚力に相当する風向軸回りの転倒モーメントの無次元化パワースペクトル

$fS_{M_x}(f)/(q_H DH^2)^2$ は、特定の周波数帯域でピークが存在し、ピーク周波数に対して非対称な特徴を持つ。図示した無次元化パワースペクトルの卓越周波数成分は、剥離に伴う渦(カルマン渦)によって生じる変動揚力成分であり、ストローハル数 S_t に対応したピークである。このピークは辺長比 D/B が小さいほど鋭く、気流の乱れが小さいべき指数 $\alpha = 1/6.0$ の場合の方が、べき指数 $\alpha = 1/4.0$ の場合と比べて鋭いピークとなる。

また、Fig.3において、ストローハル数 S_t 以上の高周波数領域では、平均的に捉えると、無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/(q_H DH^2)^2$ は、無次元周波数 fD/U_H の-3乗前後の勾配で減少する傾向にあり、接近流中の乱れの違い(べき指数 $\alpha = 1/4.0$ と $1/6.0$) による顕著な差異は見られない。このような高周波数領域では、変動揚力の発生要因として、剥離せん断層の挙動やその中に存在する小さな渦、あるいは、接近流から供給される渦の影響などが考えられ、後流中に形成されるカルマン渦による規則的な変動ではなく、乱流特性のような広帯域な周波数特性を持つ変動となることが考察できる。

なお、Fig.3に示した風向軸回りの転倒モーメントの無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/(q_H DH^2)^2$ の周波数特性(ストローハル数 S_t が高周波数域での減少傾向)は、いずれも風向直角方向の一般化風力に対する既往の実験結果^{21)~23)}と良く対応する結果となっている。

ところで、一般に、高層建物の風揺れに対する居住性能の検討を行う場合に、対象となる周波数域はストローハル周波数の数倍以上の領域である。たとえば、高さ $H = 150\text{m} \sim 250\text{m}$ 程度、1次固有振動数 $f_s = 0.2 \sim 0.5\text{Hz}$ 程度、アスペクト比4~6の正方形断面を有する高層建物で、再現期間1~5年程度の高さ H における平均風速 $U_H = 20 \sim 30\text{m/s}$ を想定した場合、対象となる周波数域は、無次元周波数で $0.3 < fD/U_H < 1$ の範囲であり、3次元正方形角柱のストローハル数 $S_t \approx 0.1$ の3倍から10倍の周波数に相当する。この周波数領域は、Fig.3に示した無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/(q_H DH^2)^2$ が fD/U_H の-3乗前後に比例して減少する領域に相当しており、ここに示したスペクトルの特徴が、高層建物の風向直角方向の加速度応答を予測する際に重要となる外乱の周波数特性として位置づけられる。

2.3 等価 TMD-構造系の加速度応答の評価式

2.1節および2.2節の結果を参考に、等価 TMD-構造系の加速度応答の評価式を誘導する。

Fig.4 風向軸回りの転倒モーメントの無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/\sigma_{M_x}^2$ のモデル化の概要
(Schematic View of Spectral Model to Overturning Moment around Wind Axis of Rectangular Cylinders $fS_{M_x}(f)/\sigma_{M_x}^2$)

まず、式(13)の2乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ において、式中の無限積分を解析的に実行する目的から、風向直角方向の一般化風力のパワースペクトル $S_{W_y}(f)$ をできる限り簡単な形でモデル化する。

Fig.3に示したように、風向軸回りの転倒モーメントの無次元化パワースペクトルの周波数特性は、高層建物の居住性能の検討の際に取り扱われる無次元周波数の範囲 $0.3 < f\sqrt{BD}/U_H < 1$ では、無次元周波数 $f\sqrt{BD}/U_H$ のほぼ-3乗に比例して減少する。

ここでは、このような特性を考慮し、Fig.4を参考に、転倒モーメントの無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/\sigma_{M_x}^2$ を以下のように表す。

$$\frac{fS_{M_x}(f)}{\sigma_{M_x}^2} = S_0 \left(\frac{f\sqrt{BD}}{U_H} \right)^{k_0} \quad (k_0 \approx -3) \quad (15)$$

ここに、 S_0 は比例定数であり、 σ_{M_x} は転倒モーメントの標準偏差を表す。

いま、建物の固有振動数を f_s 、居住性能の検討を行う場合の風速(以下、設計風速)を U_D とし、式(15)において、振動数 $f = f_s$ および風速 $U_H = U_D$ における無次元化パワースペクトルの値を $fS_{M_x}(f)/\sigma_{M_x}^2 = f_s S_{W_y}(f_s)/\sigma_{W_y}^2$ とすると、比例定数 S_0 は、

$$S_0 = \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2} \left(\frac{f_s \sqrt{BD}}{U_D} \right)^{-k_0} \quad (16)$$

となり、その結果、風向軸回りの転倒モーメントの無次元化パワースペクトル $fS_{M_x}(f)/\sigma_{M_x}^2$ は、式(16)を

式 (15) に代入し,

$$\frac{f S_{M_x}(f)}{\sigma_{M_x}^2} = \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2} \left(\frac{f}{f_s}\right)^{-k_0} \left(\frac{U_H}{U_D}\right)^{k_0} \quad (17)$$

と求めることができる。なお、式 (16) あるいは式 (17) 中の $S_{W_y}(f_s)$ は振動数 $f = f_s$ の場合の一般化風力のパワースペクトルの値、また、 σ_{W_y} は設計風速 $U_H = U_D$ における一般化風力の標準偏差であり、一般化風力に対する変動空気力係数 $\tilde{C}_{W_y}$ を用いて、

$$\sigma_{W_y} = \frac{1}{2} \tilde{C}_{W_y} \rho_A U_D^2 D H \quad (18)$$

と表される。

したがって、風向直角方向の一般化風力のパワースペクトル $S_{W_y}(f)$ は、式 (17) の転倒モーメントの無次元化パワースペクトル $f S_{M_x}(f) / \sigma_{M_x}^2$ に対し、式 (14) の関係を考慮し、

$$S_{W_y}(f) = S_{W_y}(f_s) \left(\frac{f}{f_s}\right)^{k_0-1} \left(\frac{U_H}{U_D}\right)^{-k_0+4} \quad (19)$$

と表すことができる。ここで、式 (19) を式 (13) に代入し、風向直角方向の等価 TMD-構造系の加速度の 2 乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ を求めると、

$$E[\ddot{y}_s^2] = \frac{\sigma_{W_y}^2}{m_s^2} \int_0^\infty \left[\left(\frac{f}{f_s}\right)^4 \left(\frac{f}{f_s}\right)^{k_0-1} \cdot |H_s(f)|^2 \frac{S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2} \left(\frac{U_H}{U_D}\right)^{-k_0+4} df \right] \quad (20)$$

となり、 $k_0 = -3$ を考慮すれば、被積分関数中の $(f/f_s)^4$ の項は消え、その代わりに平均風速比 $(U_H/U_D)^7$ の項が加わる。これより、上式は、

$$E[\ddot{y}_s^2] = \frac{\sigma_{W_y}^2}{2 m_s^2} \left[\int_{-\infty}^\infty |H_s(f)|^2 df \right] \cdot \frac{S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2} \left(\frac{U_H}{U_D}\right)^7 \quad (21)$$

となる。式 (21) において、 $[\]$ 内の $|H_s(f)|^2$ に関する無限積分は、解析的に積分可能であり²⁴⁾、

$$\int_{-\infty}^\infty |H_s(f)|^2 df = \frac{\pi}{2} \frac{f_s}{\xi_s} \zeta_R^2 \quad (22)$$

と求めることができる。ここに、 ζ_R^2 は、建物の減衰定数 ξ_s と等価 TMD の減衰定数 ξ_v および質量比 μ と同調比 γ の関数として定義でき、

$$\zeta_R^2 = \frac{\xi_s \left[\begin{array}{l} \gamma(\xi_v + \gamma\xi_s)(\mu + 4\xi_s\xi_v) \\ + \xi_v\{1 - (1 + \mu)\gamma^2\}^2 \\ + 4\gamma^2(1 + \mu)(\xi_v + \gamma\xi_s)\xi_v^2 \end{array} \right]}{\left[\begin{array}{l} \mu\gamma(\xi_v + \gamma\xi_s)^2 + \xi_s\xi_v\{1 - (1 + \mu)\gamma^2\}^2 \\ + 4\xi_s^2\xi_v^2\gamma\{1 + (1 + \mu)\gamma^2\} \\ + 4\xi_s\xi_v\gamma^2\{\xi_s^2 + (1 + \mu)\xi_v^2\} \end{array} \right]} \quad (23)$$

である。

したがって、式 (22) を式 (21) に代入すると、等価 TMD-構造系の加速度の 2 乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ は、

Fig.5 質量比 μ および減衰定数 ξ_v に対する制振効率 ζ_R の変化 (Efficiency of Equivalent TMD ζ_R versus Effective Mass Ratio μ and Equivalent Damping ξ_v)

$$E[\ddot{y}_s^2] = \frac{\sigma_{W_y}^2}{m_s^2} \frac{\pi}{4\xi_s} \zeta_R^2 \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2} \left(\frac{U_H}{U_D}\right)^7 \quad (24)$$

と求めることができ、その標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}} = \sqrt{E[\ddot{y}_s^2]}$ は、

$$\sigma_{\ddot{y}} = \frac{\sigma_{W_y}}{m_s} \zeta_R \sqrt{\frac{\pi}{4\xi_s} \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2}} \left(\frac{U_H}{U_D}\right)^{3.5} \quad (25)$$

となる。

なお、式 (25) で示す応答は、本来、設計風速 $U_H = U_D$ を与えた場合の応答を意味しており、 $U_H/U_D = 1$ となることから、 $(U_H/U_D)^{3.5}$ の項はその意味を持たない。ただし、ここでは、 $k_0 = -3$ としたことが妥当であるかどうかの検証を行うため、風速に関する $(U_H/U_D)^{3.5}$ の項を残したままにしておく。

いま、式 (23) において、等価 TMD の質量比 $\mu = 0$ とすると、 $\zeta_R = 1$ となり、この場合、式 (25) の $\sigma_{\ddot{y}}$ は非制振時の応答の標準偏差を与える。すなわち、式 (25) の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ は、非制振時の建物の加速度応答の標準偏差に ζ_R を乗じた表現となっており、この場合の ζ_R の物理的な意味は、等価 TMD の制振効率 (非制振時の加速度に対する制振時の加速度の比) に相当することが理解できる。

また、式 (25) で示した加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ に対し、非減衰時 ($\xi_s=0$) の構造系を考え、それぞれ、同調比 γ と等価減衰定数 ξ_v で偏微分を行い、その極値を求めると、風向直角方向の風外力に対する等価 TMD の最適同調比 γ_{opt} と最適減衰定数 ξ_{opt} が求めることができ、

$$\gamma_{opt} = \frac{\sqrt{1+\mu/2}}{1+\mu} \quad (26-a)$$

$$\xi_{opt} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\mu(1+3\mu/4)}{(1+\mu)(1+\mu/2)}} \quad (26-b)$$

となる。

Fig.5は、式 (23) より求められる加速度応答に対する制振効率 ζ_R を示したものである。Fig.5より、質量比 μ の増加に対して、制振効率 ζ_R は良くなるが、質量比 $\mu = 0.02$ 以上で、ほぼ一定値に収束する。一方、減衰定数 ξ_v の変化に対し、 $\xi_v \simeq 0.05$ 、すなわち、式 (26-b) で与えられる最適減衰定数 ξ_{opt} で最も良い制振効率 ζ_R を与え、その後、減衰定数 ξ_v の増加に従い、制振効率 ζ_R は悪くなる。また、建物の減衰定数 ξ_s が小さい場合ほど、ダンパーは効果的に応答を抑えることがわかる。

式 (23) で定義した制振効率 ζ_R は、Fujino, Y. and Abe, M.²⁵⁾ が導いた摂動解を参考に簡略化が可能である。いま、以下に示す 4 つの無次元パラメータ；

$$\xi_a = \frac{\xi_s + \xi_v}{2} \quad (27-a)$$

$$\xi_d = \frac{\xi_s - \xi_v}{2} \quad (27-b)$$

$$\beta = \frac{f_s - (1+\mu)f_{11}}{f_a} \quad (27-c)$$

$$f_a = \frac{f_s + f_{11}}{2} \quad (27-d)$$

を定義し、式 (23) 中の同調比 γ 、建物の減衰定数 ξ_s 、等価 TMD の減衰定数 ξ_v を上述の 4 つのパラメータで表す。この際、式 (23) 中の質量比の平方根 $\sqrt{\mu}$ を含め、式 (27) における平均減衰定数 ξ_a と同調パラメータ β が、現実的には全て 0.1 のオーダーにあると考え、

$$O(\xi_a) \simeq O(\beta) \simeq O(\sqrt{\mu}) \simeq O(\epsilon) \ll O(1) \quad (28)$$

とすると、各々に関して、その最低次の項だけを残し、式 (23) の等価 TMD の制振効率 ζ_R は、

$$\zeta_R^2 = \frac{\xi_s}{2} \frac{\mu\xi_a + 2\xi_v(\beta^2 + 4\xi_a^2)}{\{\mu\xi_a^2 + \xi_s\xi_v(\beta^2 + 4\xi_a^2)\}} \quad (29)$$

と簡略化できる。式 (29) を式 (25) に代入すると、設計風速 $U_H = U_D$ における等価 TMD-構造系の風向直角方向の加速度の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ は、

$$\sigma_{\ddot{y}} = \frac{\sigma_{W_y}}{m_s} \sqrt{\frac{\pi}{8} \frac{\mu\xi_a + 2\xi_v(\beta^2 + 4\xi_a^2)}{\{\mu\xi_a^2 + \xi_s\xi_v(\beta^2 + 4\xi_a^2)\}} \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2}} \quad (30)$$

と求めることができる。

いま、式 (30) の $\sigma_{\ddot{y}}$ において、非減衰時の構造系の応答を考え、式 (26) の場合と同様、 β および ξ_v で偏微分することにより、最適同調比 γ_{opt} と最適減衰定数 ξ_{opt} を求めることができ、

$$\gamma_{opt} = \frac{1}{1+\mu} \quad (\text{すなわち、} \beta = 0) \quad (31-a)$$

$$\xi_{opt} = \frac{\sqrt{\mu}}{2} \quad (31-b)$$

となる。なお、式 (31) の最適同調パラメータの値は、式 (26) において厳密に求めた最適同調パラメータの値と比較して、質量比 $\mu \simeq 0.01$ のオーダーの値であれば、その値は良い近似を与える。

以上の検討結果から、建物の固有振動数 f_s と設計風速 U_D に対応した一般化風力のパワースペクトル $f_s S_{W_y}(f_s)/\sigma_{W_y}^2$ と標準偏差 σ_{W_y} が与えられれば、式 (30) により、設計風速における等価 TMD-構造系の風向直角方向の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ を求めることができる。なお、式 (30) において外力となる $f_s S_{W_y}(f_s)/\sigma_{W_y}^2$ や σ_{W_y} に関しては、既にいくつかの経験式が提案されており^{30)~34)}、これらを参考に求めることができる。また、日本建築学会 建築物荷重指針・同解説⁴⁾ においても、風洞実験に基づく経験式が提案されており、高層建物の形状比 $B:D:H$ 、設計風速 U_D 、固有振動数 f_s に応じて、風向直角方向の一般化風力のパワースペクトルの値 $S_{W_y}(f_s)$ やその標準偏差 σ_{W_y} を簡単に求めることが可能である。あるいは、必要に応じて、風洞実験を行うことにより求めることも可能である。

ところで、通常、高層建物の居住性に関する検討を行う場合には、その評価基準が加速度応答の標準偏差で規定される場合もあれば、最大値で規定される場合もある^{26)~29)}。たとえば、日本建築学会 建築物の振動に関する居住性能評価指針・同解説²⁶⁾ では、建物の水平加速度の最大値に対して、性能評価の基準が与えられており、この場合には、等価 TMD-構造系の加速度応答の最大値を与える応答予測式を求める必要がある。

等価 TMD-構造系の加速度応答を狭帯域ランダム過程と考えれば、その最大値 $\ddot{y}_{max}$ は、式 (30) で示す標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ に応答のピークファクター $g_{\ddot{y}}$ を乗じ、

$$\ddot{y}_{max} = g_{\ddot{y}} \cdot \sigma_{\ddot{y}} \quad (32)$$

と求めることができる。なお、ピークファクター $g_{\ddot{y}}$ は、

$$g_{\ddot{y}} = \sqrt{2 \ln(\nu_0^+ T)} + \frac{0.577}{\sqrt{2 \ln(\nu_0^+ T)}} \quad (\nu_0^+ \simeq f_s) \quad (33)$$

で与えられる。ここに、 T は応答の継続時間、 ν_0^+ はゼロクロッシング数である。通常、風による建物の加速

Fig.6 等価 TMD-構造系の風向直角方向加速度的標準偏差 $\sigma_{\tilde{y}}$: 応答予測式 (30) の結果と時系列応答解析結果 (厳密解) の比較
 — 式 (30) による結果, 時系列応答解析結果 (10 波分) 中の ○ 平均値, ▼ 最大値, ▲ 最小値.
 (Standard Deviation $\sigma_{\tilde{y}}$ of Across Wind Acceleration of Equivalent TMD-Structure System : Comparisons between Eq.(30) with Response Analysis in Time-Domain.
 — by Eq.(30). Averaged Values ○, Maximum Values ▼ and Minimum Values ▲ in 10 cases of the Result by Response Analysis in Time-Domain)

度応答のような平均値 0 の狭帯域ランダム過程の場合、ゼロクロッシング数 ν_0^+ は建物の固有振動数 f_s に置き換えることができる。しかし、Fig.2で示した等価 TMD-構造系のメカニカルアドミッタンスからわかるように、建物の固有振動数 f_s の両側に 2 つの近接したピークを持つため、厳密には、ゼロクロッシング数 ν_0^+ を建物の固有振動数 f_s で置換することはできない。ただし、このような応答はビートを含む波形であり、近接ピークを与える振動数をそれぞれ f_s^- 、 f_s^+ と表せば、主要な応答成分の振動数は $(f_s^- + f_s^+)/2 \simeq f_s$ であり、ビートの振動数は $|f_s^- - f_s^+| \ll 1$ となる。この場合、対象とする応答の継続時間 T 内にビートによって現れるゼロクロスの回数は少なく、主要な振動は固有振動数 f_s によってもたらされるため、式 (33) のゼロクロッシング数 ν_0^+ は、近似的に建物の固有振動数 f_s に置き換えることができる。

Fig.6は、式 (30) に示した応答予測式の妥当性を検証するため、風洞実験より得られた風向直角方向の一般化風力に基づき、式 (30) の応答予測式による結果と時

列応答解析を行った結果とを比較したものである。解析の対象とした高層建物の諸元は、高さ $H = 200\text{m}$ 、固有振動数 $f_s = 0.2\text{Hz}$ 、減衰定数 $\xi_s = 0.01$ であり、建物の平均密度 $\rho_B = 200\text{kg/m}^3$ とした。また、等価 TMD として、質量比 $\mu = 0.01$ 、同調比 $\gamma = 0.99$ 、減衰定数 $\xi_v = 0.05$ とし、その同調パラメータには全く振幅依存性がない、理想的な状況で稼働する TMD を考えた。

Fig.6において、式 (30) の応答予測式による加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\tilde{y}}$ は図中の実線で示している。比較の対象とする時系列応答解析の結果は、風力実験から定めた 1 波当たりの評価時間 10 分の一般化風力 10 波に対して、それぞれの応答の標準偏差を求め、サンプル中の最大値 (図中 ▼)、最小値 (図中 ▲) および平均値 (図中 ○) で示している。なお、式 (30) に与える一般化風力のパワースペクトル $S_{W_x}(f_s)/\sigma_{W_x}^2$ と標準偏差 σ_{W_x} の値は、サンプリングした 10 波の平均値である。

Fig.6より、式 (30) の応答予測式による結果は、時系列応答解析を行った 10 波分の解析結果の平均値 (図中 ○) と極めて良く対応しており (両者の差は数%以内)

であり、式 (30) の応答予測式は、十分妥当な結果を与えることがわかる。

ところで、一般化風力の無次元化パワースペクトルをモデル化する際、式 (15) において $k_0 = -3.0$ とした関係上、式 (25) の加速度応答は風速の 3.5 乗に比例する特性を示す。この関係は、これまで経験的に言われている風向直角方向の加速度応答と平均風速の関係をほぼ満足する。

たとえば、大熊³⁵⁾、藤本³⁶⁾の風洞実験や風応答観測に基づく検討結果では、建物の辺長比が $0.5 < D/B < 3.0$ の高層建物モデルに対する風向直角方向の加速度応答は風速のほぼ 3.5 乗に比例しており、ここでの検討結果は大熊らの検討結果と整合的である。

Vickery, B.J.³⁷⁾も彼が提案した風向直角方向の加速度応答予測式において、風速の 3.5 乗に比例するものとしている。なお、National Building Code of Canada⁵⁾における風向直角方向の加速度応答予測式は、上記の Vickery, B.J.³⁷⁾の研究成果に基づき定められたものであるが、幾つかの風洞実験結果を参考に風速の 3.3 乗に比例するかたちに置き換えている。

また、Yeh, H. and Wakahara, T.³⁸⁾は、Kolmogorov の $-5/3$ 乗則に基づき、アスペクト比が 5 で辺長比が $0.5 \leq D/B \leq 2.0$ 程度の矩形角柱の風向直角方向の一般化風力の無次元化パワースペクトルが、無次元周波数で $0.3 < fD/U_H < 1$ の領域で fD/U_H の $-10/3$ 乗 ($k_0 \approx -3.3$) に比例して減少することを理論的に説明している。その結果、風向直角方向の加速度応答が風速の $11/3 \approx 3.7$ 乗に比例する結果を得ている。

これらの、既往の研究成果との対応から、一般化風力の無次元化パワースペクトルをモデル化する際、式 (15) において $k_0 = -3.0$ としたことは妥当であり、それに基づき導かれた風向直角方向の加速度の標準偏差を与える応答予測式 (30) は、辺長比 $D/B=0.5 \sim 3.0$ の高層建物に対しては良い近似を与えるものと考えられる。

2.4 TLD の非線形特性のモデル化

等価 TMD-構造系の風向直角方向の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ は、式 (30) において、同調状態を考え、 $\beta \approx 0$ とすれば、

$$\sigma_{\ddot{y}} = \frac{\sigma_{W_y}}{m_s} \sqrt{\frac{\pi}{4} \frac{\mu_L \mu_v + 4\xi_v(\xi_s + \xi_v)}{(\xi_s + \xi_v)(\mu_L \mu_v + 4\xi_s \xi_v)} \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2}} \quad (34)$$

と表すことができる。

円筒形 TLD の制振力である流体反力は、建物の応答レベルに応じた非線形性を示す。そのため、式 (34) 中

Fig.7 円筒形 TLD と減衰プレート付き円筒形 TLD の概要 (Schematic View of Circular TLD and Circular TLD with Protrusions)

Fig.8 円筒形 TLD の等価質量係数 μ_v および等価減衰定数 ξ_v と無次元振幅 a_0 の関係¹⁶⁾ (Relationships between Equivalent Mass Ratio μ_v , Equivalent Damping ξ_v of Circular TLD and Dimensionless Amplitude a_0)

の等価質量係数 μ_v や等価減衰定数 ξ_v などの等価 TMD パラメータは、本来、建物の加速度応答 (TLD に対する入力加速度) の関数として与えられる。

文献 (16) では、Fig.7 に示すような 2 種類の円筒形 TLD (各々、半径 $R=24\text{cm}$, 85cm) に対して強制加振

実験を行い、実験結果から得られた無次元流体力の周波数応答 $\bar{F}_{Dy}(\omega)/\rho\pi R^2 h A$ に対し、式 (10) で示す等価 TMD に対する周波数応答関数 $H_L(\omega)$ を用いて周波数近似を行い、等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v を実験での加振振幅レベル毎に推定している。

Fig.8は、これらの等価 TMD パラメータと無次元振幅 $a_0 = A/(2\pi f_{11})^2 R$ の関係を示したものである。等価質量係数 μ_v は無次元振幅 a_0 の 0.05 乗に比例して増加し、また、等価減衰定数 ξ_v は無次元振幅 a_0 の平方根に比例することがわかる¹⁶⁾。

無次元振幅 a_0 は、TLD に対する調和入力加速度の振幅 A を容器サイズ R とスロッシングの固有振動数 f_{11} で基準化したものであり、速度ポテンシャルによって記述される円筒容器内の非線形スロッシング現象に関する基礎方程式を無次元化し、非線形項の係数より定められるパラメータである。文献 (16) では、この無次元振幅 a_0 を用いて、上述の等価 TMD パラメータ (等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v) のモデル化を行っており、以下のように与えられている。

$$\mu_v = \begin{cases} C_\mu a_0^{0.05} & (a_0 \leq 0.085) \\ 1.0 & (a_0 > 0.085) \end{cases} \quad (35-a)$$

$$\xi_v = C_\xi \sqrt{a_0} \quad (a_0 < 0.1) \quad (35-b)$$

ここに、 C_μ と C_ξ は比例定数を表す。Fig.7(a) に示す半径 R の単純円筒形 TLD の場合、等価質量係数 μ_v に対し $C_\mu = 1.15$ 、等価減衰定数 ξ_v に対し $C_\xi = 0.35$ となる。また、Fig.7(b) に示す減衰プレート付き円筒形 TLD (半径 R に対し長さ l_p の減衰プレートを設置) の場合では、等価質量係数 μ_v は単純円筒形 TLD の場合と同様 $C_\mu = 1.15$ であり、等価減衰定数 ξ_v は、 $l_p/R = 0.12 \sim 0.18$ の範囲で $C_\xi = 0.55 \sim 0.65$ の値となる¹⁶⁾。

風外力に対する円筒形 TLD と建物の連成応答を求める場合、TLD に対する入力加速度となる建物の応答は不規則性示す関係上、ここでは、以下のような取り扱いを行うものとする。いま、調和入力加速度 A の標準偏差 σ_A が建物の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ と等価であるとし、式 (34) で与えられる応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ に対し、正弦波のピークファクター $\sqrt{2}$ を乗じ、 $A \approx \sqrt{2} \sigma_{\ddot{y}}$ とする。この場合、無次元振幅 a_0 は、

$$a_0 = \frac{A}{R(2\pi f_{11})^2} \approx \frac{\sqrt{2} \sigma_{\ddot{y}}}{R(2\pi f_{11})^2} \quad (36)$$

のように置き換えることができ、式 (35) で示す円筒形 TLD の等価 TMD パラメータは、建物の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ の関数となる。このため、実際の応答予測においては、等価線形化解析法で行われるように、あ

Fig.9 横浜マリントワーと風応答観測の概要³⁹⁾
(The Yokohama Marine Tower Incorporates TLDs)

る初期値からスタートし、式 (34) と式 (35) の間で収束計算を繰り返し、最終的に得られた $\sigma_{\ddot{y}}$ の収束値を求めるべき建物の加速度応答とするような取り扱いを行う。このように、式 (34) および式 (35) において、等価線形解析的な手法を取り込むことにより、TLD の非線形性を考慮することができる。

なお、ここでは、円筒形 TLD を対象に、式 (34) に示した等価 TMD-構造系の応答評価式に対して TLD の非線形性を考慮する方法を説明したが、式 (34) の応答評価式は、TLD として用いる容器の形状には無関係に導かれたものである。したがって、TLD の容器形状に関わらず、TLD を等価な TMD に置換する場合のパラメータ (等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v) が、式 (35) に示すような無次元振幅 a_0 の関数としてモデル化されていれば、式 (34) で導かれた等価 TMD-構造系の応答評価式を用いることが可能である。

3. 応答予測例および観測結果との比較

前節 2.4 で示した TLD-構造系の風向直角方向の加速度の応答予測方法の妥当性を検討する目的で、横浜マリントワーの風応答観測結果^{39) 40)} を例に、実際の構造物の風揺れに対する応答観測結果との比較を行う。

Fig.9 に示すように、横浜マリントワーは高さ 101.3m、総質量 440t のトラス構造の高層展望タワーであり、TLD を設置する前後で風応答観測を実施している。風応答観測は、地上 105m の位置で風向および風速を計測し、高さ 99m にあるライトハウスにおいて、

Fig.10 横浜マリンタワーに対する応答観測結果と式 (37) による応答予測結果の比較
(Comparisons of Acceleration Response of the Yokohama Marine Tower between the Full-Scaled Measurement Data and the Results by Simplified Formula Eq.(37))

風による横揺れをサーボ型加速度計を用いて計測している。常時微動測定と自由振動試験より求められる1次モードの固有振動数は $f_s=0.55\text{Hz}$ であり、減衰定数は $\xi_s=0.6\%$ である。また、固有値解析より得られる固有ベクトル(頂部が1となるように規準化されたモードベクトル)と質量マトリクスより算定される1次モードの一般化質量は $m_s=157.0 \times 10^3 \text{ kg}$ である³⁹⁾。

横浜マリンタワーに対しては、地上 99m のライトハウスに、直径が 49cm(半径 $R=24.5\text{cm}$)、高さ 50cm の円筒形で高さ方向に 5cm 間隔で 10 層に仕切られた TLD が 39 ユニット、総計 $N_D = 39 \times 10 = 390$ 個の円筒形 TLD が設置されている。内容液は水であり、スロッシングの基本固有振動数 f_{11} はタワーの1次固有振動数 0.56Hz と同調するように水深 $h=2.1\text{cm}$ に設定している。この場合、一般化質量 m_s に対する液体の質量比は $\mu_L \simeq 1\%$ である³⁹⁾。

応答計算に当たって、実際に作用している風向直角方向の一般化風力を知ることは不可能なため、ここでは、非制振時の応答に制振効率 ζ_R を乗じることににより、制振時の TLD-構造系の応答を推定する。いま、式 (29) において、同調状態を考慮 $\beta=0$ とし、その場合の制振効率 ζ_R を用いて、式 (34) を表せば、

$$\sigma_{\ddot{y}} = \sqrt{\frac{\xi_s \{ \mu_L \mu_v + 4\xi_v(\xi_s + \xi_v) \}}{(\xi_s + \xi_v)(\mu_L \mu_v + 4\xi_s \xi_v)}} \sigma_{\ddot{y}} \Big|_{\mu_L=0} \quad (37)$$

となる。ここに、 $\sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}$ は非制振時の応答であり、式 (34) において、構造系の質量に対する液体の質量

の比 μ_L を 0 とすることにより求められる。ただし、この場合には、風応答観測結果に対する応答の回帰直線を用いることができる (Fig.10(a) 参照)。また、横浜マリンタワーに設置している円筒形 TLD は、減衰付加機構を持たない単純な円筒容器なので、式 (35) の比例定数として、等価質量係数 μ_v に対し $C_\mu = 1.15$ 、また、等価減衰定数 ξ_v に対し $C_\xi = 0.35$ を用いる。なお、風応答観測結果による非制振時のタワーの応答 $\sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}$ は、1 次モード (固有振動数 $f_s=0.55\text{Hz}$) が卓越し、2 次以上の高次振動成分の影響がわずかである³⁹⁾。

前節 2.4 で示した応答予測法の具体的な計算の手順は以下に示すとおりである。

- (1) 収束計算の初期値として、非制振時の加速度応答 $\sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}$ を選び、式 (35)(36) より等価 TMD パラメータ μ_v および ξ_v の計算を行う。
- (2) (1) で求めた等価 TMD パラメータ μ_v と ξ_v を用いて、制振効率 ζ_R を計算し、式 (37) により TLD による制振時の加速度応答 $\sigma_{\ddot{y}}$ を求める。
- (3) (2) で求めた加速度応答 $\sigma_{\ddot{y}}$ より、再び、等価 TMD パラメータ μ_v および ξ_v の計算を行い、式 (37) により制振時の応答を求める。
- (4) 以下、(2)~(3) のステップを TLD による制振時の加速度応答 $\sigma_{\ddot{y}}$ が一定の値に収束するまで繰り返す。

Table 1 応答予測式 (37) に基づく TLD-構造系の加速度応答の計算プロセス: $U_H = 20\text{m/s}$ の場合
(Calculation Process for Acceleration Response in $U_H = 20\text{m/s}$ of TLD-Structure System based on the Simplified Formula Eq. (37))

n	Equiv. TMD Parameters		Efficiency of TLD ζ_R	Response with TLD $\sigma_{\ddot{y}} \text{ (cm/s}^2\text{)}$	Error $E_R \text{ (%)}$
	μ_v	ξ_v			
1	0.0	—	1.0	0.864	—
2	0.874	0.022	0.502	0.434	49.8
3	0.844	0.016	0.549	0.474	9.5
4	0.848	0.017	0.542	0.468	1.2
5	0.847	0.017	0.543	0.469	0.2

$$\text{Error : } E_R = \left| \frac{\sigma_{\ddot{y}}^n - \sigma_{\ddot{y}}^{n-1}}{\sigma_{\ddot{y}}^{n-1}} \right|$$

Fig.10は、横浜マリニタワーに対する風応答観測結果と上述の応答予測法に基づく計算結果を比較したものである。Fig.10(a) が風応答観測結果を示しており、Fig.10(b) が応答予測結果と観測結果に対する回帰直線の比較を示したものである。また、Fig.10(c) は応答予測を行う過程で定められる等価 TMD パラメータ (等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v) の収束値を示している。

Fig.10(a) において、図中 (○) が TLD 設置以前の非制振状態の観測結果であり、同じく図中 (●) が TLD 設置後の観測結果である。また、図中の破線は、平均風速に対する非制振時 (TLD 設置前) の加速度応答の回帰直線であり、実線が制振時 (TLD 設置後) の加速度応答の回帰直線を示している。図示した結果から、TLD の制振効果が確認でき、平均風速 $U_H = 20\text{m/s}$ 前後の制振時の応答は、非制振時の 1/2 程度となっている。

Fig.10(b) では、前述の応答予測法に従って求めた加速度応答 (標準偏差) と風応答観測による加速度応答 (標準偏差) の比較を行っている。図中の太線が応答予測結果、細線が観測結果に対する回帰曲線、破線が非制振時の応答を示している。応答予測結果 (太線) は、応答観測より求められる回帰直線 (細線) とよく一致する。ただし、 $U_H = 15.0\text{m/s}$ 以下の低風速域では、応答予測結果は観測結果に対し大きめの加速度応答を与える。

この理由として、円筒形 TLD の等価 TMD パラメータを求める際に、応答の 2 方向性による影響を考慮していないため、風向方向の応答が TLD 内の流体運動に及ぼす影響が応答予測に反映されていないこと、 $U_H = 15.0\text{m/s}$ 以下の風速域では応答値が 0.1cm/s^2 以下であり、このような低振幅域の振動実験データを考慮し

ていないことなどが考えられる。しかし、実際の TLD の設計において検討の対象とされる加速度応答レベルは少なくとも 1.0cm/s^2 以上であり²⁶⁾、この値と比べれば、わずかに 1/10 のオーダーの応答値であることを考慮すれば、実用上の影響は少ないものと考えられる。

Fig.10(c) は等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v の収束値を示している。風速 U_H が増加し応答が増大するにつれ、等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v も増加する。平均風速 $U_H = 30.0\text{m/s}$ で $\mu_v = 0.9$ 、 $\xi_v = 0.03$ であり、この状態での TLD の有効質量比 $\mu (= \mu_L \times \mu_v) \simeq 0.009$ に対する最適減衰定数 $\xi_{opt} = 0.047$ には達しないものの、制振効率として $\zeta_R \simeq 1/3$ 程度を達成しており、満足できる結果を得ているものと考えられる。

参考までに、Table 1 は、Fig.10 に示した応答計算結果の内、平均風速 $U_H = 20.0\text{m/s}$ の場合を例に、その計算プロセスを示したものである。収束計算の初期値 $\sigma_{\ddot{y}}^{n=1}$ として、Fig.10(a) における非制振時の応答

$$\begin{aligned} \sigma_{\ddot{y}}^{n=1} &= \sigma_{\ddot{y}} \Big|_{\mu_L=0} \\ &= 10^{-4.15} U_H^{3.14} = 0.864 \text{ cm/s}^2 \end{aligned} \quad (38)$$

を用いている。Table 1 に示す結果より、収束計算は極簡単なもので、4~5 回程度の収束計算で、十分な精度が確保できる。

4. 円筒形 TLD の設計パラメータの最適化

実際の円筒形 TLD の設計において、目標とする応答レベルを達成するための円筒形 TLD の設計パラメータ (容器半径 R 、水深 h 、および、容器の個数 N_D) に関する検討を行う。

いま、制振の目標とする加速度応答レベル $\sigma_{\ddot{y}}$ が与えられれば、2.4 節の式 (35-b) より、TLD の半径 R は、

$$R = \left(\frac{C_{\xi}}{\xi_v} \right)^2 \frac{\sqrt{2}}{(2\pi f_{11})^2} \sigma_{\ddot{y}} \quad (39)$$

で表すことができる。所要な質量比 μ を仮定すると、最適同調振動数 f_{opt} と最適減衰定数 ξ_{opt} は、2.3 節で求めた式 (31) より、

$$f_{opt} = \frac{f_s}{1 + \mu}, \quad \xi_{opt} = \frac{\sqrt{\mu}}{2} \quad (40)$$

となる。この場合、制振効率の最適値 ζ_R^{opt} は、2.3 節の式 (29) において同調状態を考え、 $\beta = 0$ とすると、

$$\zeta_R^{opt} = \sqrt{\frac{\xi_s \{ \mu + 4\xi_{opt}(\xi_s + \xi_{opt}) \}}{(\xi_s + \xi_{opt})(\mu + 4\xi_s \xi_{opt})}} \quad (41)$$

となる。目標加速度レベル $\sigma_{\ddot{y}}$ は、非制振時の応答 $\sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}$ と式 (41) の最適な制振効率 ζ_R^{opt} の積で表す

Table 2 円筒形 TLD が設置された建物の振動特性と非制振時の応答
(Dynamic Characteristics of Structures and Response without TLDs)

Structure Name	Height H (m)	Natural Frequency f_s (Hz)	Damping Constant ξ_s (%)	Wind Speed U_H (m/s)	r.m.s. Acceleration without TLD $\sigma_{\ddot{y}} _{\mu_L=0}$ (cm/s ²)
1) NAT	42.0	1.07	0.90	36.0	16.5
2) YMT	101.3	0.55	0.60	41.0	9.0
3) SYPH	149.4	0.31	1.00	30.0	1.2
4) TIAT	77.6	0.77	0.84	40.0	17.5
1) NAT	: Nagasaki Airport Tower			Airport Traffic Control Tower	
2) YMT	: Yokohama Marine Tower			Observation Tower	
3) SYPH	: Shin Yokohama Prince Hotel			High-rise Hotel	
4) TIAT	: Tokyo International Airport Tower			Airport Traffic Control Tower	

Table 3 既往の円筒形 TLD の半径 R と式 (42) により最適化された半径 R_{opt} の比較
(Comparisons between the Radius of Circular TLD R and its Optimal Value R_{opt} based on the Eq.(42))

Structure Name	Radius of TLD R (cm)	Optimal Frequency f_{opt} (Hz)	Optimal Damping ξ_{opt} (%)	Efficiency of TLD ζ_R^{opt}	Coefficient C_ξ	Optimal Radius of TLD R_{opt} (cm)
NAT	19.0	1.06	5.00	0.531	0.35	13.7
YMT	24.5	0.54	5.00	0.450	0.35	24.0
SYPH *	100.0	0.31	5.00	0.553	0.55	30.6
TIAT	30.0	0.76	5.00	0.517	0.35	27.3

* Circular TLD for SYPH has protrusion with $l_p/R = 0.14$

ことができ、式 (39) に代入すると、円筒形 TLD の半径 R の最適値は、

$$R_{opt} = \left(\frac{C_\xi}{\xi_{opt}}\right)^2 \frac{\sqrt{2}}{(2\pi f_{opt})^2} \zeta_R^{opt} \sigma_{\ddot{y}} \Big|_{\mu_L=0} \quad (42)$$

と表される。また、最適同調振動数 f_{opt} を与える円筒形 TLD の固有振動数 f_{11} は、

$$f_{opt} = \frac{f_s}{1 + \mu} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\epsilon_{11} \frac{g}{R_{opt}} \tanh(\epsilon_{11} \frac{h}{R_{opt}})} \quad (43)$$

となる。なお、 $\varepsilon_{11} = 1.8411 \dots$ であり、 g は重力加速度を表す。これより、式(43)を満足する水深 h_{opt} は、

$$h_{opt} = \frac{R_{opt}}{\varepsilon_{11}} \tanh^{-1} \left[\frac{1}{g} \frac{R_{opt}}{\varepsilon_{11}} \left(\frac{2\pi f_s}{1+\mu} \right)^2 \right] \quad (44)$$

で求められる。また、最初に仮定した質量比 μ を満足する円筒形 TLD の個数 N_D は、円筒容器 1 個当たりの液体質量 $\rho \pi R_{opt}^2 h_{opt}$ と式 (35-a) から求められる等価質量係数 μ_v 、さらに、対象とする建物の一般化質量 m_s を用いて求めることができ、

$$N_D = \frac{\mu}{\mu_v} \frac{m_s}{(\rho \pi R_{ont}^2 h_{ont})} \quad (45)$$

となる。なお、等価質量係数 μ_v は、式(35-a)に対し、最適化された半径 R_{opt} と同調振動数 f_{opt} ，ならびに、制

振の目標加速度レベル $\sigma_{\ddot{y}} = \zeta_R^{opt} \sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}$ を代入することにより求めるものとする。

ここで、実際の建物に対して、既に実用化されている円筒形 TLD の容器半径 R の設計値⁴⁰⁾と式 (42) で与えられる容器半径の最適値 R_{opt} との間に、どの程度の差があるかについて検討を行い、その結果に対して考察を行うことにする。

設計において目標とする加速度レベルをどの程度の値に設定するかによって、式(42)で求められる容器サイズ R は変わってくる。通常は、再現期間が数年程度の設計風速を設定し、その際の加速度応答レベルを使用性や居住性に関する検討に用いている。たとえば、日本建築学会 建築物の振動に関する居住性能評価指針・同解説²⁶⁾では再現期間1年の風速に対する加速度応答を居住性の評価基準としているが、これまでにTLDが設置されている建物の使用目的は空港管制塔、観光タワー、高層ホテルと、様々であり、その全てが日本建築学会の居住性能評価指針に基づき、再現期間1年の風速における加速度応答に対して使用性や居住性が評価されているわけではない。したがって、一概に、全ての建物に対し、同じ再現期間の設計風速を設定し、その

場合に、式 (42) で求められる最適な TLD の半径 R_{opt} と既に設置されている TLD の半径 R とを比較し議論することに大きな工学的な意味を見出すことは難しい。ここでは、ただ単に、既往の円筒形 TLD のサイズとの比較を目的とし、再現期間 5 年程度の風速に対する加速度応答レベルを基準に考えてみることにする。

Table 2 は、円筒形 TLD が実際に設置されている構造系の応答特性を示したものである⁴⁰⁾。これらの諸元を参考に、質量比 $\mu = 0.01$ として、最適な円筒形 TLD の容器半径 R_{opt} を求めると、Table 3 に示す結果となる。ただし、Table 2 の非制振時の応答 $\sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}$ は、それぞれの建物において実施されている風応答観測の結果より推定したものである。

Table 3 より、SYPH(新横浜プリンスホテル) の場合を除けば、実際に設置されている円筒形 TLD の半径 R と再現期間 5 年の風速に対して求めた最適値 R_{opt} は、ほぼ対応する結果となっている。したがって、既に実用化されているこれらの円筒形 TLD は、再現期間 5 年程度の風速に対する応答を最も効率よく制振できることになる。また、5 年より短い再現期間の風速を対象とする場合は、半径 R をさらに小さくするか、もしくは、付加的な減衰を与える方法が必要となる。事実、TIAT(東京国際空港管制塔) や SYPH(新横浜プリンスホテル) の場合には、付加的な減衰を得るために、水表面にポリエチレン製の細かな浮体を浮かべたり、円筒側壁に減衰プレートを設置する方法^{40) 41)} が用いられている。

Table 3 の SYPH に対する結果には、設置済みの円筒形 TLD の半径 $R=100\text{cm}$ と最適化された半径 $R_{opt}=30.6\text{cm}$ の間に 3 倍ほどの差がある。これは、設計時に風洞実験結果より求めた $U_H=30\text{m/s}$ の場合の非制振時の応答が $\sigma_{\ddot{y}}|_{\mu_L=0}=3.6\text{cm/s}^2$ であり、Table 2 の風応答観測の結果の約 3 倍の値となっているためである^{41) 42)}。設計時の応答予測結果が過大評価となった理由としては、SYPH は外壁の直径 38.2m の 3 次元円柱であり、風洞実験時 ($Re=10^4 \sim 10^5$) と風応答観測時 ($Re=10^7 \sim 10^8$) のレイノルズ数の差が考えられる。しかし、SYPH に対する風応答観測結果⁴¹⁾ を見る限り、設置した円筒形 TLD は、最適な半径にはなっていないものの、居住性改善のため十分な役割を果たしていると考えられる。

5. おわりに

高層建物の居住性の改善を目的とした円筒形 TLD の設計において、設計パラメータや同調パラメータを決

定する場合に、外力を求めるための風洞実験や応答を予測するための時系列応答解析などを行わず、設計の指標となる制振効果を簡単に求めることができる TLD-構造系の応答予測式について検討した。

本研究で得られた主要な結論をまとめると以下のようになる。

- (1) TLD を等価な TMD に置換することにより、等価 TMD-構造系の周波数加速度応答に関する定式化を行った。また、建物の固有振動数 $f = f_s$ と設計風速 U_H が与えられた場合の無次元周波数 $f_s \sqrt{BD}/U_H$ 近傍における風向直角方向の一般化風力のパワースペクトル $f_s S_{W_v}(f_s)/\sigma_{W_v}^2$ を $f \sqrt{BD}/U_H$ の -3 乗に比例する近似関数としてモデル化し、これに等価 TMD-構造系のメカニカルアドミッタンスを乗じ、周波数領域 $-\infty < f/f_s < \infty$ で積分することにより、風向直角方向の加速度の 2 乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ に対する予測式 (24) を求めた。
- (2) 風向直角方向の加速度の 2 乗平均応答 $E[\ddot{y}_s^2]$ の予測式に対し、等価 TMD の同調パラメータに関する振動パラメータを導入、最低次のオーダーのみを採用することにより予測式を簡略し、等価 TMD の固有振動数と建物の固有振動数が同調状態にある場合の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ に対する予測式 (34) を誘導した。また、等価 TMD-構造系の 2 質点モデルに対する時系列応答解析の結果と比較し、その妥当性を示した。さらに、風向直角方向の加速度応答に対する最適同調パラメータを求めるための評価式の誘導も合わせて行った。
- (3) 上述 (2) の風向直角方向の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ に対する応答予測式と建物の無次元応答振幅 $a_0 = \sqrt{2} \sigma_{\ddot{y}}/R(2\pi f_{11})^2$ の関数としてモデル化した等価質量係数 μ_v と等価減衰定数 ξ_v の評価式をまとめると Table 4 のようになる。
- (4) Table 4 に示した風向直角方向の加速度応答の標準偏差 $\sigma_{\ddot{y}}$ に対する応答予測式と円筒形 TLD の等価 TMD パラメータ μ_v および ξ_v の評価式に対して、等価線形化法を応用した簡単な収束計算を加えることにより、等価 TMD パラメータ μ_v と ξ_v の振幅依存性、つまり、TLD の非線形効果を考慮できることを示すとともに、横浜マリンタワーに対する風応答観測結果と応答予測結果の比較を行い、その妥当性についての検証を行った。

Table 4 円筒形 TLD を有する建物の風向直角方向の加速度応答 $\sigma_{\ddot{y}}$ に対する予測式
(Simplified Formula of Across Wind Response $\sigma_{\ddot{y}}$ of Structure with Circular TLD)

	Evaluated Formula	
Standard Deviation of Across Wind Acceleration $\sigma_{\ddot{y}}$	$\sigma_{\ddot{y}} = \frac{\sigma_{W_y}}{m_s} \sqrt{\frac{\pi}{4} \frac{\mu_L \mu_v + 4\xi_v(\xi_s + \xi_v)}{(\xi_s + \xi_v)(\mu_L \mu_v + 4\xi_s \xi_v)} \frac{f_s S_{W_y}(f_s)}{\sigma_{W_y}^2}} \quad (\text{cm/s}^2)$	
Efficiency of Circular TLD ζ_R	$\zeta_R = \frac{\sigma_{\ddot{y}}}{\sigma_{\ddot{y}} _{\mu_L=0}} = \sqrt{\frac{\xi_s \{\mu_L \mu_v + 4\xi_v(\xi_s + \xi_v)\}}{(\xi_s + \xi_v)(\mu_L \mu_v + 4\xi_s \xi_v)}}$	
Equivalent TMD Parameter	Formula of a_0	Coefficients in Formula
Equivalent Mass Ratio $\mu_v = \frac{m_v}{\rho \pi R^2 h}$	$\mu_v = \begin{cases} C_\mu a_0^{0.05} & (a_0 \leq 0.06) \\ 1.0 & (a_0 > 0.06) \end{cases}$	$C_\mu = 1.15$
Equivalent Damping $\xi_v = \frac{c_v}{2m_v \omega_{11}}$	$\xi_v = C_\xi \sqrt{a_0} \quad (a_0 < 0.1)$	$C_\xi = \begin{cases} 0.35 & (l_p/R = 0.0) \\ 0.55 & (l_p/R = 0.12) \\ 0.65 & (l_p/R = 0.18) \end{cases}$

$$a_0 = \frac{\sqrt{2} \sigma_{\ddot{y}}}{(2\pi f_{11})^2 R} \quad f_{11} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\varepsilon_{11} \frac{g}{R} \tanh(\varepsilon_{11} \frac{h}{R})} \quad (\varepsilon_{11} = 1.8411...)$$

Notation

R	: Radius of Circular TLD	h	: Depth of Circular TLD
l_p	: Length of Protrusion in TLD	μ_L	: Liquid Mass Ratio ($= N_D \rho \pi R^2 h / m_s$)
m_s	: Modal Mass of Structure	H	: Height of Structure
f_s	: Natural Frequency of Structure	ξ_s	: Damping Constant of Structure
σ_{W_y}	: Standard Deviation of Generalized Across Wind Force $F_{W_y}(t)$		
$S_{W_y}(f_s)$	: Power Spectrum Value of $F_{W_y}(t)$ in Frequency $f = f_s$		

Table 5 最適な制振効率を与えるための円筒形 TLD の設計パラメータの最適値
(Optimal Design Parameter of Circular TLD for Optimal Efficiency of Vibration Suppression)

	Optimal Design Parameter
Optimal Radius of TLD R_{opt} (cm)	$R_{opt} = \left(\frac{C_\xi}{\xi_{opt}} \right)^2 \frac{\sqrt{2}}{(2\pi f_{opt})^2} \sqrt{\frac{\xi_s \{\mu + 4\xi_{opt}(\xi_s + \xi_{opt})\}}{(\xi_s + \xi_{opt})(\mu + 4\xi_s \xi_{opt})}} \sigma_{\ddot{y}} \Big _{\mu_L=0}$
Optimal Depth of TLD h_{opt} (cm)	$h_{opt} = \frac{R_{opt}}{\varepsilon_{11}} \tanh^{-1} \left[\frac{1}{g} \frac{R_{opt}}{\varepsilon_{11}} \left(\frac{2\pi f_s}{1+\mu} \right)^2 \right] \quad (\varepsilon_{11} = 1.8411...)$

Notation

μ	: Mass Ratio as a Damper	μ_L	: Liquid Mass Ratio ($= N_D \rho \pi R^2 h / m_s$)
f_s	: Natural Frequency of Structure	ξ_s	: Damping Constant of Structure
f_{opt}	: Optimal Tuning Frequency ($= f_s / (1 + \mu)$)		
ξ_{opt}	: Optimal Damping Constant ($= \sqrt{\mu}/2$)		
$\sigma_{\ddot{y}} _{\mu_L=0}$	: Standard Deviation of Acceleration without TLD		

(5) 実際の円筒形 TLD の設計において、目標とする加速度応答 σ_y を達成するための円筒形 TLD の設計パラメータ (容器半径 R と設定水深 h) に関する検討を行った。その結果、制振の目標とする応答レベルに対し、最適な円筒形 TLD の容器半径 R_{opt} と設定水深 h_{opt} を与える式を導いた。これらの評価式をまとめると Table 5 のようになる。

謝辞： 本研究で示した矩形角柱に対する風力実験を行うにあたり、清水建設 技術研究所 環境技術研究部の 日比一喜 主席研究員、菊池浩利 研究員、嶋田健司 研究員、ならびに、鈴木康裕氏をはじめとする風洞実験棟の方々に多大な便宜を図っていただいた。ここに記して深謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：制振構造の現状－高層建物の制振－，pp.1-108，日本建築学会，1989。
- 2) 田村幸雄：建築構造物の風応答制御に関する最近の話題，第2回振動制御コロキウム，Part A「構造物の振動制御」，土木学会，pp.55-74，1993。
- 3) 田村幸雄，上江州 清，大熊武司：超高層住宅の風応答を対象とした制振システム設計の考え方，第3回振動制御コロキウム Part A「構造物の振動制御」，土木学会，pp.185-194，1995。
- 4) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説-1993，日本建築学会，1993。
- 5) Associate Committee on National Building Code and National Research Council of Canada：National Building Code of Canada 1990, Part 4 Structural Design, Supplement Chapter 4, Commentary B Wind Loads, 1990。
- 6) Standards Association of Australia：Australian Standard Rules for Minimum Design Loads on Structures, Part 2 - Wind Force, 1975。
- 7) 田村幸雄，藤井邦雄，日比一喜，上田 宏，嶋田健司：高層建築物の風外力に対する時刻歴応答解析，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp.145-146，1988。
- 8) 浅見 豊，山田正明，大橋智樹，正方形断面柱型建物の変動空気力－多ブロック模型の風洞実験による評価－，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp.153-154，1991。
- 9) 小野潤一郎，寺本隆幸，北村春幸，大熊武司，山根尚志：動的天秤データを利用した高層建物の時刻歴風応答解析，日本建築学会大会学術講演梗概集，B 構造 I，pp.71-72，1992。
- 10) 塚越治夫，田村幸雄，佐々木 淳，金井宏之：高層建物の風方向および風直角方向の時刻歴応答解析に関する研究，構造工学における数値解析法シンポジウム論文集，第16巻，pp.197-202，1992。
- 11) 若原敏裕，大山 巧，藤井邦雄：液面動揺の非線形性を考慮した TLD-構造系の風応答解析，日本建築学会構造系論文報告集，第426号，pp.79-88，1991。
- 12) 大熊武司，神田 順，田村幸雄：建築物の耐風設計，鹿島出版会，1996。
- 13) 田村幸雄，伊藤大輔，佐久間弘，藤井邦雄，大築民夫，佐藤孝典：水のスロッシングを利用した制振装置に関する実験的研究，日本建築学会関東支部研究報告集，pp.11-12，1989。
- 14) 野路利幸，吉田英敏，立見栄司，小坂英之，荻生田 弘：水のスロッシングを利用した制振装置の研究，(その1) 装置の流体力特性と制振効果の特性，日本建築学会構造系論文報告集，第411号，pp.97-105，1990。
- 15) Sun, L.M., Fujino, Y., Chaiseri, P. and Pacheco, B.M.: The Properties of Tuned Liquid Dampers using a TMD Analogy, *Earthquake Engineering and Structure Dynamics*, Vol.24, pp.967-976, 1995。
- 16) 若原敏裕，藤野陽三：TMD アナロジーを利用した円筒形 TLD の振動特性の把握とモデル化，土木学会論文集，第584号/I-42，pp.109-123，1998。
- 17) Sun, L.M., Fujino, Y., Pacheco, B.M. and Isobe, M.: Nonlinear Waves and Dynamic Pressures in Rectangular Tuned Liquid Damper (TLD) - Simulation and Experimental Verification-, *Structural Engineering/Earthquake Engineering, JSCE.*, Vol.6, No.2, pp.251s-262s, 1989 (Proc. of JSCE No.410/I-12)。
- 18) Kaneko, S. and Ishikawa, M.: Modeling of Tuned Liquid Damper with Submerged Nets, *Fundamental Aspects of Fluid-Structure Interactions.*, ASME., PVP-Vol.247, pp.185-203, 1992。
- 19) 大山 巧：円筒容器内の非線形スロッシング現象の解析，土木学会論文集，第417号/II-13，pp.255-264，1990。
- 20) 若原敏裕，藤野陽三，野村卓史：Boussinesq 方程式を用いた円筒形同調液体ダンパーの非線形スロッシング解析，土木学会論文集，第549号/I-37，pp.125-140，1996。
- 21) Kareem, A.: Across-Wind Response of Buildings, *Jour. of Structural Division, ASCE*, Vol.108, pp.869-887, 1982。
- 22) 上森康幹，崔 恒，神田 順：基本断面角柱に作用する変動風力特性，第11回風工学シンポジウム論文集，日本風工学会，pp.161-166，1990。
- 23) 丸川比佐夫，大熊武司，百村幸男：高層建築物の風直角方向および振れ方向の応答加速度予測に関する研究，第11回風工学シンポジウム論文集，日本風工学会，pp.215-220，1990。
- 24) Newland, D.E.: *Random Vibrations and Spectral Analysis*, 2nd edition, Longman Group Limited, London, 1984。
- 25) Fujino, Y. and Abe, M.: Design Formulas for Tuned Mass Dampers based on a Perturbation Technique, *Earthquake Engineering and Structure Dynamics*, Vol.22, pp.833-854, 1993。
- 26) 日本建築学会：建築物の振動に関する居住性能評価指針・同解説-1991，日本建築学会，1991。
- 27) International Standards: ISO 6897(E)-1984-08, *Guidelines for the Evaluation of Response of Occupants of Fixed Structures, especially Buildings and Off-shore Structures, to low-Frequency Horizontal Motion (0.063 to 1 Hz) 1st edition*, 1984。
- 28) ECCS-Technical Committee: *European Convention for Constructional Steelwork (ECCS): Recommendations for calculating the Effects of Wind on Constructions*, 2nd edition, 12.1.3. Limit Conditions for Comfort, 1987。
- 29) 神田 順，田村幸雄，藤井邦雄，中村 修，塩谷清人，大築民夫，若原敏裕，上江州 清：超高層住宅の居住

- 性能評価のための強風応答予測に関する研究報告書, 住宅・都市整備公団, (株)都市整備センター, 1993.
- 30) Vickery, B.J. and Clark, A.W. : Lift or Across Wind Response of Tapered Stacks, *Jour. of Structural Division, ASCE*, Vol.98, pp.1-20, 1972.
 - 31) Kareem, A. : Model for Predicting the Across-Wind Response of Buildings, *Engineering Structures*, Vol.6, pp.136-141, 1984.
 - 32) Matsumoto, T. : On the Across-Wind Oscillation of Tall Buildings, *Jour. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.24, pp.69-85, 1986.
 - 33) Ohkuma, T. and Marukawa, H. : On the Calculation of Modal Wind Forces of Tall Building, *Proc. of 7th International Conference on Wind Engineering*, Vol.2, pp.199-208, 1987.
 - 34) 岩崎良二, 神田順, 加藤勉, 崔恒, 上森康幹: 高層建物の3自由度応答解析のための動的変動風力評価に関する基礎研究, 科学研究費補助金(一般研究B)研究成果報告書(研究課題番号62460165), 1990.
 - 35) 大熊武司: 構造相関問題の現状と展望, B2 風と建築物, *JSSC*, Vol.21, No.230, pp.19-25, 1985.
 - 36) 藤本盛久, 大熊武司, 赤木久真, 鈴木雅靖, 丸川比佐夫: 高層建築物の強風時風向直角方向応答加速度の性状ならびに予測に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第395号, pp.84-91, 1989.
 - 37) Vickery, B.J. : Notes on Wind Forces on Tall Buildings, Annex to *Australian Standard 1170, Part 2-1973, SAA Loading Code Part 2 - Wind Forces*, Standards Association of Australia, Sydney, 1973.
 - 38) Yeh, H. and Wakahara, T. : Wind-Induced Forces on a Slender Rectangular-Column Structure, *Proc. of 2nd European-African Conference on Wind Engineering*, Genova, Italy, pp.945-952, 1997.
 - 39) Tamura, Y., Fujii, K., Sato, T., Wakahara, T. and Kosugi, M. : Wind-Induced Vibration of Tall Towers and Practical Applications of Tuned Sloshing Damper, *Proc. of the Symposium/Workshop on Serviceability of Building*, Ottawa, Canada, Vol.I, pp.228-241, 1988.
 - 40) Tamura, Y., Fujii, K., Otsuki, T., Wakahara T. and Kohsaka, R. : Effectiveness of Tuned Liquid Dampers under Wind Excitation, *Engineering Structures*, Vol.17, No.9, pp.609-621, 1995.
 - 41) Wakahara, T., Shimada, K. and Tamura, Y. : Practical Application of Tuned Liquid Damper for Tall Buildings, *Proc. of ASCE Structural Congress and IASS International Symposium*, Atlanta, USA, pp.851-856, 1994.
 - 42) Wakahara, T., Ohyama, T. and Fujii, K. : Suppression of Wind-Induced Vibration of a Tall Building using Tuned Liquid Damper, *Jour. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, Vol.41-44, pp.1895-1906, 1992.