液面動揺の非線形性を考慮した TLD-構造系の風応答解析

WIND RESPONSE ANALYSIS OF TLD-STRUCTURE SYSTEM

CONSIDERING NONLINEARITY OF LIQUID MOTION

若原 敏裕*, 大山 巧**, 藤井 邦雄***

Toshihiro WAKAHARA, Takumi OHYAMA and Kunio FUJII

A nonlinear Tuned Liquid Damper (TLD)-structure interaction model has been developed to investigate the effect of nonlinearity in TLD, and to simulate the wind-induced response of TLD-structure system. The interaction model employed is a combination of the model which is based on the Boundary Element Method (BEM), for simulating the liquid motion in TLD container, and Multi Degrees of Freedom (MDOF) for structure. The numerical results are compared with experimental records and observations records. The validity of proposed TLD-structure interaction model is confirmed by the results of those comparisons. Furthermore, from the numerical simulations, the nonlinear effects by TLD which affected structure response and vibration characteristics are clarified.

Keywords : *damper, vibration control, wind-induced vibration, hydrodynamic force, nonlinear, interaction*

液体ダンパー, 振動制御, 風振動, 流体力, 非線形, 相互作用

1. はじめに

構造物の高層化や長大化に伴い, 風外乱による振動は, 使用性や快適性の低下, 限定的な調和振動による疲労障害, さらに, 破壊的な発散振動など, 様々な問題を引き起こす可能性がある。現在, これらの解決手段として, 制振装置による振動制御が注目されており, 目的に応じ, 数多くの制振装置に関する研究・開発が行われている。

それらの中でも, 液体のスロッシング現象を利用する Tuned Liquid Damper (TLD) は, 従来からの固体質量を用いる Tuned Mass Damper (TMD) 形式の制振装置と比較して, 設置が容易で微振動レベルから確実に制振効果を発揮できる長所があり, ここ数年来, 活発な研究活動が行われている^{1)~20)}。

実構造物への適用例として, これまでに, タワー, 展望台, 空港管制塔などの風による振動対策^{2), 3), 6)}や斜張橋主塔の振動対策^{9), 10)}が挙げられ, それらの効果は十分に確認されている。また, 今後も, 超高層インテリジェントビル, 超高層住宅あるいは超高層ホテルなどの日常の使用性や居住性が建物性能に直接反映される建物, さらに, 長大橋の主塔や主桁の風による振動対策など,

幅広い構造物への適用が期待されている。

TLD を設計し構造物への設置を考える場合, 固有周期の同調や減衰定数の設定さらには制振効果の評価といった検討に, TLD の制振原理が TMD と基本的に同様であるという理由から, TMD の設計に用いられる質点置換モデルを適用する場合が多い^{11)~13)}。

一般に, 液体が深い状態では, TLD に相当する質点の等価質量や等価減衰の評価には, Housner の線形スロッシング理論に基づく質点モデルを利用できるが, 液体が浅い TLD では, 容器内のスロッシング現象に波の非線形性の影響が強く現れるため, 等価な質点系への置換は難しい。

これまでは, 取扱いの簡便さから, TLD の液面動揺に対して, 想定した加振レベルでの振動実験を行い, 実験より得られた等価質量と等価減衰を用い, 近似的な等価質点モデルに置換することが行われてきた。しかし, 今後の実用化に向け, 表面波動の幾何学的な非線形性や減衰の振幅依存性など, TLD の液面動揺に関する非線形現象を厳密に考慮できる解析モデルの開発が望まれている。

* 清水建設技術研究所 研究員・工修

Research Engineer, Institute of Technology Shimizu Corporation, M. Eng.

** 清水建設技術研究所 研究員

Research Engineer, Institute of Technology Shimizu Corporation

*** 風工学研究所 所長・工博

President, Wind Engineering Institute Corporation, Dr. Eng.

(元 清水建設技術研究所 研究部長)

藤野らは、液面動揺の非線形性を考慮するため、清水・葉山ら²⁴⁾が提案する非線形長波理論（浅水波理論）に基づく流体解析モデルを応用し、TLDと1質点にモデル化した構造物の連成応答を求める数値シミュレーション法を提案している。また、提案する解析方法が、定常な強制変位による実験結果とよく一致することを示している^{17), 18)}。ただし、藤野らが採用した流体解析モデルは、長波近似を採用しているため、風による自励振動のような低振動数の定常調和外力に対しては、十分な解析精度を持つが、高振動数成分を含むランダム性の強い外力に対しては、液面付近の厳密な非線形挙動を考慮できないため、その適用が難しい。

本研究は、このような観点から、風による超高層ビルや塔状構造物のガスト応答などランダム性の強い応答解析問題に適用可能なTLD-構造系の連成応答解析法について検討するものである。また、これまでは、ほとんど詳細な検討が行われていなかった構造系の応答に及ぼす液面動揺の非線形性の影響についての考察も行う。

まず、TLDと構造物の相互作用系に関する定式化を行い、TLD-構造系の連成応答を求める数値解析法について説明する。本研究の流体力の解析には、ランダムな外力に対応するため、大山ら^{21), 22)}が提案する境界要素法（BEM）に基づく非線形波動解析モデルを用いている²⁰⁾。この方法では、TLD内の非線形波動を速度ポテンシャルに関する境界値問題として定式化しているため、長波理論に基づく解析方法とは異なり、すべての振動数範囲で適用でき、また、非線形性の強い波動場に対する取扱いも可能である。

次に、本解析モデルの妥当性について検証するため、定常調和外力に対する振動実験結果との比較を行い、実験結果^{17), 18)}と解析結果が良く一致することを示す。また、液面動揺の非線形性が構造系の応答に及ぼす影響を明らかにするため、共振振動数付近の構造系の応答特性と液面動揺の非線形性について考察する。

最後に、定常ランダムな外力に対する適用性について検討するため、横浜マリントワーを例に、適当な変動風力を仮定した時系列応答解析を行い、風観測記録との対比から、ランダム性の強い外力に対しても十分適用できることを示す。さらに、今後TLDの最適設計において重要となるTLDの制振効果とその減衰特性の関係についても考察する。

2. 応答解析理論

2.1 相互作用系の定式化

本研究では、Fig. 1に示すようなTLD-構造系の相互作用モデルを考えることにする。Fig. 1の相互作用モデルは、TLD容器内の液面波動に対してはBEMに基づく非線形波動モデルを応用し、構造系を適当な自由度の

多質点-ばね系に置換したものである。TLD-構造系の相互作用は、TLDの流体力と構造物の応答との間の非線形連成振動問題として定式化することができ、Fig. 1の相互作用モデルの振動方程式は、次式のように表すことができる。

$$[M]\{\ddot{u}_s\} + [C]\{\dot{u}_s\} + [K]\{u_s\} = \{F\} + \{\alpha\} D_{hyd} \cdots (1)$$

$$D_{hyd} = N_b \int_{S_w} p dz \quad (S_w = S_{w1} \cup S_{w2}) \cdots (2)$$

式(1)中の $[M]$ 、 $[C]$ 、 $[K]$ は、構造系の質量マトリクス、減衰マトリクスおよび剛性マトリクスである。また、 $\{u_s\}$ は構造系の変位ベクトル、 $\{F\}$ は外力ベクトルであり、 D_{hyd} は構造系に制振力として作用するTLDの流体力である。 $\{\alpha\}$ はTLDを設置した質点が1、それ以外がすべて0であるような列ベクトルである。式(2)中の N_b は設置したTLD容器の個数であり、 p はTLD容器側壁に分布する動液圧である。式(2)の積分領域 $S_w (= S_{w1} \cup S_{w2})$ は、Fig. 2に示す矩形容器の側壁 S_{w1} 、 S_{w2} を表し、容器側壁に作用する動液圧 p は、以下で述べる非線形波動解析から求めることができる。

いま、Fig. 2に示す振動方向幅 L の容器内における液深 h の流体運動を考える。容器内の液体を非圧縮、非粘性とし、流体運動を非回転であると仮定すれば、流体運動に伴う動液圧 p は、速度ポテンシャル $\phi(x, z, t)$

Fig. 1 TLD-Structure System

Fig. 2 TLD Container and Parameters

により次式で求められる。

$$p = -\rho \left[\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right)^2 + \gamma \phi + |\alpha|^T |\ddot{u}_s| x + g z \right] \quad (3)$$

式(3)中の ρ は液体密度、 g は重力加速度であり、 T は転置を意味する。容器内の流体運動は、速度ポテンシャル ϕ に関する境界値問題を解くことにより求めることができる。この場合の基礎方程式は次式で表される。

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} = 0 \quad (\text{in } \Omega) \quad (4)$$

式(4)の境界条件は、容器側壁および容器底面において、

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \phi}{\partial x} &= 0 \quad (\text{on } S_{w1}, S_{w2}) \\ \frac{\partial \phi}{\partial z} &= 0 \quad (\text{at } z = -h) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

また、自由表面における運動学的な条件として、

$$\frac{\partial \phi}{\partial n} = \frac{\partial \eta}{\partial t} \cos \beta \quad (\text{on } S_f) \quad (6)$$

さらに、力学的な条件(圧力方程式)として、

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial \phi}{\partial n} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial s} \right)^2 \right\} + \gamma \phi + |\alpha|^T |\ddot{u}_s| x + g \eta = 0 \quad (\text{on } S_f) \quad (7)$$

である²¹⁾。これらの境界条件の内、液面波動の幾何学的な非線形性を表しているのは、式(6)と式(7)である。

式(5)～式(7)において、 $\eta(x, t)$ は鉛直上向きを正とした平均液面からの液面変動量、 n, s は領域 Ω を取り囲む境界上での外向き法線方向および接線方向、 β は水面上の法線ベクトルと鉛直軸のなす角度である。

式(7)中の $\gamma \phi$ は表面波動の減衰項を表しており、速度に比例する等価減衰項として評価している。 γ は減衰係数であり、その値は、ほとんど実験的に決められている。ここでは、Lepelletier and Raichen²⁵⁾にならい、次式で評価することにした。

$$\gamma = \frac{1}{h} \sqrt{\frac{\nu \omega}{2}} \left(1 + \frac{2h}{b} + c \right) \quad (8)$$

ただし、 b は容器の奥行き幅、 ν は液体の動粘性係数、 c はSurface Contaminationによる減衰項であり、ここでは c の値は1で一定とした^{26), 27)}。また、 ω は加振円振動数を意味しているが、非定常な外力に対する応答解析を行う場合、必ずしも唯一つの加振円振動数 ω を限定することはできない。本研究では、スロッシングの基本固有円振動数 $\omega_L = \omega_{n(n=1)}$ を与えることにした。なお、 ω_n は次式で表される。

$$\omega_n = \sqrt{\frac{n\pi g}{L} \tanh \left(\frac{n\pi h}{L} \right)} \quad (n=1, 2, \dots) \quad (9)$$

式(1)～(9)で定式化された連成振動の時刻歴応答

は、TLDの流体力 $|\alpha| D_{hyd}$ と構造物の加速度応答 $|\ddot{u}_s|$ の間で、前時刻ステップの流体力を初期値とする収束計算から求めることができる。

2.2 流体力解析の概説

Fig.2の流体領域 Ω に2次元のグリーン公式を適用する。このとき Ω を取り囲む境界面 S 上の点 $P(x_p, z_p)$ の速度ポテンシャル $\phi(P)$ は、以下のように表せる²¹⁾。

$$\phi(P) = -\frac{1}{\alpha^*(P)} \int_S \left\{ \phi \frac{\partial G}{\partial n} - \frac{\partial \phi}{\partial n} G \right\} ds \quad (10)$$

$$G(P, Q) = \ln(1/r) + \ln(1/\bar{r}) \quad (11)$$

$$\left. \begin{aligned} r &= \sqrt{(x_q - x_p)^2 + (z_q - z_p)^2} \\ \bar{r} &= \sqrt{(x_q - x_p)^2 + (z_q + z_p + 2h)^2} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

ただし、 $Q(x_q, z_q)$ は S 上の点の座標であり、式(10)中の係数 $\alpha^*(P)$ は境界形状から定まる係数である²¹⁾。

式(10)に式(7)以外の境界条件式を代入し、さらに $z = -h$ で $\partial G / \partial n = 0$ であることを考慮すれば、次式が得られる。

$$\phi(P) = -\frac{1}{\alpha^*(P)} \left\{ \int_{S_w \cup S_f} \phi \frac{\partial G}{\partial n} ds - \int_{S_f} G \frac{\partial \eta}{\partial t} \cos \beta ds \right\} \quad (13)$$

また、式(7)については、重み付き残差法により境界積分方程式に変換する。式(7)に式(6)を代入し、両辺に任意の重み関数 θ をかけ、 S_f 上で積分することにより次式が得られる。

$$\int_{S_f} \theta \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial t} + \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{\partial \eta}{\partial t} \cos \beta \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial s} \right)^2 \right\} + \gamma \phi + |\alpha|^T |\ddot{u}_s| x + g \eta \right\} ds = 0 \quad (14)$$

式(13)(14)の境界積分方程式を線形要素を用いて空間的に離散化し、重み関数 θ の任意性を考慮すると、境界上の節点における ϕ, η およびその時間偏微分値を未知数とする連立方程式が得られる。これらを各時刻ステップで解くことにより、 ϕ および η が求められ、動液圧 p が式(3)から計算できる。構造系の加速度応答 $|\ddot{u}_s|$ に対するTLDの流体力 D_{hyd} は、各々の境界要素における動液圧 p の積分値から、次式のように求められる²¹⁾。

$$D_{hyd} = -N_b \int_{S_{w1}} p dz + N_b \int_{S_{w2}} p dz \quad (15)$$

なお、境界積分方程式の空間的な離散化と各時刻ステップでの境界形状に関する収束計算についての詳細は文献21)に譲るものとする。

2.3 応答の直接積分法

非線形振動問題における応答の直接積分は、高次の微小項まで考慮した差分スキームを非常に小さい時間間隔で適用する場合が多い。本研究では4次の微小項まで考慮した変位推定タイプの差分スキームを用いることにす

る。

時刻 $t+\Delta t$ および時刻 $t-\Delta t$ における変位応答を Taylor 展開し, Δt に関する 5 次以上の微小項を無視して両者を加えると, 次のような関係式を得る。

$$\begin{aligned} \{u_{sl,t+\Delta t}\} = & -\{u_{sl,t-\Delta t}\} + 2\{u_{sl,t}\} + \Delta t^2 \{\ddot{u}_{sl,t}\} \\ & + \frac{1}{12} \Delta t^4 \{u_{sl,t}^{(4)}\} \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

式 (16) 中の $\{u_{sl,t}^{(4)}\}$ は, 時刻 t に関する 4 次の微分項であり, これは, 時刻 $t+\Delta t$ および時刻 $t-\Delta t$ での加速度応答に関する Taylor 展開式から, 次のように求められる。

$$\{u_{sl,t}^{(4)}\} = \frac{1}{\Delta t^2} [\{\ddot{u}_{sl,t-\Delta t}\} + \{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\} - 2\{\ddot{u}_{sl,t}\}] \dots\dots\dots (17)$$

式 (16) に式 (17) を代入し, 時刻 $t+\Delta t$ の変位応答を求めると,

$$\begin{aligned} \{u_{sl,t+\Delta t}\} = & -\{u_{sl,t-\Delta t}\} + 2\{u_{sl,t}\} + \frac{\Delta t^2}{12} [\{\ddot{u}_{sl,t-\Delta t}\} \\ & + \{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\} + 10\{\ddot{u}_{sl,t}\}] \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

となる。一方, 時刻 $t+\Delta t$ の速度応答は次式のように表すことができる。

$$\{\dot{u}_{sl,t+\Delta t}\} = \{\dot{u}_{sl,t}\} + \frac{\Delta t}{2} [\{\ddot{u}_{sl,t}\} + \{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\}] \dots\dots\dots (19)$$

式 (18) (19) を式 (1) に代入し, 時刻 $t+\Delta t$ の加速度応答 $\{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\}$ について代数方程式を解くと,

$$\begin{aligned} \{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\} = & [S]^{-1} \left[\{F\}_{t+\Delta t} + \{\alpha\} D_{hyd}^* + [C] \left(\{\dot{u}_{sl,t}\} + \frac{\Delta t}{2} \{\ddot{u}_{sl,t}\} \right) \right. \\ & \left. + [K] \left(\Delta t^2 \{\ddot{u}_{sl,t}\} - \frac{\Delta t^2}{12} \{\Delta \ddot{u}_{sl,t}\} + \{\Delta u_{sl,t}\} \right) \right] \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

となる。ここに,

$$[S] = [M] + \frac{\Delta t}{2} [C] + \frac{\Delta t^2}{12} [K] \dots\dots\dots (21)$$

であり, また,

$$\begin{aligned} \{\Delta u_{sl,t}\} = & 2\{u_{sl,t}\} - \{u_{sl,t-\Delta t}\} \\ \{\Delta \ddot{u}_{sl,t}\} = & 2\{\ddot{u}_{sl,t}\} - \{\ddot{u}_{sl,t-\Delta t}\} \end{aligned} \dots\dots\dots (22)$$

である。式 (20) より, 時刻 t および時刻 $t-\Delta t$ の応答で時刻 $t+\Delta t$ の加速度応答 $\{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\}$ が求められる。また, 時刻 $t+\Delta t$ の変位 $\{u_{sl,t+\Delta t}\}$ および速度 $\{\dot{u}_{sl,t+\Delta t}\}$ については, それぞれ式 (18) (19) から求めることができる。

ただし, 式 (20) の TLD の流体力 D_{hyd}^* は, 時刻 $t+\Delta t$ における値であり, 同時刻の加速度応答 $\{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\}$ の関数である。したがって, 構造系の加速度応答と TLD の流体力は時刻 $t+\Delta t$ において同時に求める必要がある。ここでは, 前時刻ステップの流体力 $D_{hyd(t)}$ を初期値とし, 時刻 $t+\Delta t$ における TLD の流体力 $D_{hyd(t+\Delta t)}$ と構造系の加速度応答 $\{\ddot{u}_{sl,t+\Delta t}\}$ の間で収束計算を行い, その収束値を時刻 $t+\Delta t$ における TLD の流体力 D_{hyd}^* として求めることにした。収束計算の判定条件式として

は,

$$\left| \frac{D_{hyd}^{(n)}(t+\Delta t) - D_{hyd}^{(n-1)}(t+\Delta t)}{D_{hyd}^{(n-1)}(t+\Delta t)} \right| \leq \epsilon \dots\dots\dots (23)$$

を用い, 上式の条件を満足した時の $D_{hyd}^{(n)}(t+\Delta t)$ を時刻 $t+\Delta t$ における TLD の流体力の収束値 D_{hyd}^* とする。なお, n は収束計算の繰り返し回数である。

本研究の積分スキームの安定条件について検討するため, 線形 1 自由度の質点系に対する数値実験を行った。その結果, 応答の積分が発散しない絶対安定な条件として, 構造系の固有周期 T_{min} に対して,

$$\frac{T_{min}}{\Delta t} > \pi \dots\dots\dots (24)$$

であり, 応答の厳密解と比較して十分な精度を持つには, さらにその 1/3 程度の Δt が必要となる。

3. 相互作用モデルの定常応答解析

本研究で開発した相互作用モデルの妥当性を検証するため, P. Chaiseri, Y. Fujino ら^{17), 18)} による TLD-構造系の強制振動実験結果のうち, 非砕波状態の実験結果と本解析結果を比較する。

P. Chaiseri, Y. Fujino らの振動実験では, せん断振子タイプの 1 自由度の構造系 (プラットフォーム) に TLD 容器と加振器をのせ, 加振力を一定に制御した状態で加振円振動数 ω を変化させ, 定常状態に達した時の構造系の変位応答 u_s と TLD 容器内部の液面変動量 η を測定している^{17), 18)}。

実験に用いられた 1 自由度の構造系は, 質量 $m_s = 168 \text{ kg}$, 固有周期 $T_s = 1.1 \text{ s}$ および減衰定数 $\beta_s = 0.32 \%$ である。また, TLD 容器は, 振動方向幅 $L = 25.2 \text{ cm}$, 奥行き幅 $b = 32.2 \text{ cm}$ の矩形容器である。内容液は水とし, 水深は構造系の固有周期 $T_s = 1.1 \text{ s}$ と同調させるため $h = 2.1 \text{ cm}$ としている。この場合, TLD 内容液と構造系の質量比は, $\mu (=m_L/m_s) \approx 1 \%$ となる。実験結果と解析結果を比較するため, 応答解析は実験と同様, 各加振振動数において静止状態から定常状態になるまで行うものとする。なお, 解析を実行する場合の要素分割数は, 自由表面において $N_F = 40$, 容器側壁で $N_{w1} = N_{w2} = 5$ とし, 時間増分量として $\Delta t \sqrt{g/h} = 0.36$ を満足するものとし²³⁾, また, 式 (23) の収束判定精度として $\epsilon = 0.01$ とした。

Fig. 3 は, 構造系の変位に関する周波数応答曲線を示したものであり, 振動実験結果と本解析結果を比較したものである。加振外力としては, TLD を設置しない状態での共振振幅が 1 cm になるように制御している。図中の (●, ○) は, 加振開始より十分時間が経過した後の 20 サイクル分の r. m. s. 値の $\sqrt{2}$ 倍の値をプロットしたもので, 図中 (●) は本解析結果を表し, 図中 (○) が実験結果を表している。加振振動数比 $f/f_s = 0.96 \sim$

Fig. 3 Frequency Response Curves

0.98 付近で実験結果より解析結果が大きめの値を示すが、それ以外では両者の対応は極めて良好であり、本研究における応答解析法が妥当であることがわかる。また、共振振動数付近では、TLD を設置することにより構造系の応答が 10 % ~ 20 % 程度に低減されており、TLD の有効性が確認できる。

Fig. 3 の加振振動数比 $f/f_s = 0.96 \sim 0.98$ 付近で解析結果が実験結果より大きな値となる理由の一つとして、式 (8) で評価した減衰係数が実際よりも小さかったことが考えられる。特に、式 (8) の第 2 項は、容器側壁の境界層が減衰に寄与する影響を幾何学的に評価したものであるが、本研究において比較の対象とした容器は水深 h に対して奥行き幅 b が大きく、式 (8) の第 2 項が減衰係数 γ に寄与する割合が極めて小さい。このことが原因で、実際よりも減衰を過小評価することにつながったものと考えられる。

Fig. 4 および Fig. 5 は、Fig. 3 の加振振動数比 $f/f_s = 0.960 \sim 1.040$ における構造系の変位応答 u_s と TLD 容器内部の液面変動量 η の時系列 (静止状態から 200 秒間) を表したものである。 $f/f_s = 0.98$ と $f/f_s = 1.02$ の波形に顕著なビート現象が見ることができる。同様なビート現象が、P. Chaiseri, Y. Fujino らの実験においても $f/f_s = 1.015 \sim 1.040$ の間で観察されており、また、矩形容器内の液体の非線形振動に関する Lepelletier and Raichen の研究²⁵⁾でも $f/f_s = 0.98$ 付近においてビート現象が観察されている。

Fig. 6 は、液面動揺の非線形性について検討するため、共振振動数付近 ($f/f_s = 0.98 \sim f/f_s = 1.02$) の液面変動量 η のフーリエスペクトルを表したものである。いずれのスペクトルにも、加振振動数成分 Peak (1) 以外に液面動揺の非線形性に伴う高調波成分 Peak (2) が顕著に現れている。また、Fig. 4 および Fig. 5 の $f/f_s = 0.98$ と $f/f_s = 1.02$ 波形で見られたビート現象は、Fig. 6 のスペクトル上で見た場合、卓越振動数成分に近接する振動数成分の存在で確認できるが、Fig. 6 の $f/f_s = 0.98$ と $f/f_s = 1.02$ のスペクトルにも、加振振動数

Fig. 4 Time History of Structural Response u_s (cm) Fig. 5 Time History of Surface Elevation η (cm)

成分および高調波成分に近接した振動数成分 Peak (3) を見ることができ、この振動数成分の存在が前述したビート現象の原因になっていると考えられる。

共振振動数付近に生じるビート現象は、Lepelletier らの実験結果や解析結果に基づく考察から、浅い液体の非線形振動に伴う現象であり、TLD-構造系の連成効果によって生じるものではないことがわかっている²⁵⁾。P. Chaiseri, Y. Fujino らは、このビート現象の原因

Fig. 6 Fourier Spectra of the Surface Elevation

として、実験において生じた容器内の3次元的な流体運動に起因する面外振動の応答成分 (cross wave) あるいは非線形内部共鳴 (nonlinear self-interaction) が原因であると考察している^{17), 18)}。

しかし、本研究の解析結果や Lepelletier²⁵⁾ らの2次元的な解析モデルを用いた数値計算結果においても、顕著なビート現象が生じていることから、少なくとも面外振動の影響で生じる現象ではなく、液面動揺の非線形性に伴うある種の共鳴現象によるものと考えたほうが妥当であろう。たとえば、各種のモード間に生じる振動エネルギーのやりとり (再帰現象) が原因として考えられるが²⁸⁾、このビート現象に関するより厳密な考察は、今後の検討課題の一つとする。

このような検討結果から、共振振動数付近の液面動揺の非線形特性として、高調波成分の発生とある種の共鳴現象によって引き起こされるビート現象の存在が挙げられる。

4. 非定常外力に対する制振効果

4.1 解析条件

横浜マリントワーに対して時系列風応答解析を行い、定常ランダムな外力に対する本解析法の適用性と TLD の制振効果とその減衰特性の関係について検討する。

Fig. 7 に示すように、横浜マリントワーは高さ 101.3 m、総質量 440 t のトラス構造の高層タワーである。マリントワーでは、TLD を設置する前後で風観測を実施している。風観測は、地上 105 m の位置で風向および風速を計測し、高さ 99 m の位置にあるライトハウスにおいて、図中 x および y 方向の横揺れ振動を加速度計で計測するものである。実測結果に基づくマリントワーの振動特性は、1 次固有周期 $T_s^{(1)} = 1.8$ s、減衰定数 $h_s^{(1)} = 0.6\%$ 、1 次振動モードに対する一般化質量 $M_s^{(1)} = 157$ t である³⁾。ただし、モード・ベクトルとして、最大値で規準化した場合の値を用いている。

これらの振動特性を考慮し、Fig. 7 に示すような 6 質点の多質点-ばね系にモデル化する。構造諸元より各質

点に相当する質量を定め、また、実測された固有周期が一致し、かつ、基本モード形状が相似となるように解析モデルの剛性分布を決定した。減衰は 1 次のモード減衰が実測値に一致するような剛性比例型の減衰を仮定した。各質点の高さ H_n 、質量 M_n 、剛性 K_n および見附面積 A_n は、それぞれ Table 1 のようにまとめられる。

マリントワーには、地上 99 m のライトハウスに、直径 $D = 49$ cm、高さ $H = 50$ cm の円筒形で高さ方向に 5 cm 間隔で 10 層に仕切られた TLD が 39 ユニット ($N_D = 39 \times 10$) 設置されている。内容液は水とし、スロッシングの基本固有周期 $T_L (= 2\pi/\omega_L)$ がマリントワーの 1 次固有周期と同調するように、液深 h を 2.1 cm に設定している。この場合、一般化質量 $M_s^{(1)} = 157$ t に対する質量比は $\mu = 1\%$ である^{2), 3)}。

ところで、本研究で用いている TLD の流体解析モデルは、2 次元的な流体運動を解析するもので、円形断面を有する容器には直接対応することはできない。ここでは、円形容器と矩形容器の液深 h が等しい条件式、

$$\underbrace{\frac{D}{3.674} \tanh^{-1} \left(\frac{4\pi^2 D}{3.674 T_L^2 g} \right)}_{\text{円形容器}} = \underbrace{\frac{L}{3.141} \tanh^{-1} \left(\frac{4\pi^2 L}{3.141 T_L^2 g} \right)}_{\text{矩形容器}}$$

に同調周期 (スロッシングの基本固有周期) T_L が等しく、液体質量 m_L が等しい条件を考慮し、次式で表される矩形容器 ($L \times b$) に置換する。

$$L = \frac{3.141}{3.674} D, \quad b = \frac{\pi}{4 L} D^2 \dots \dots \dots (25)$$

TLD の制振効果とは、TLD 設置以前の応答レベルを TLD の設置により相対的にどれだけ低減できたかを表すものである。いま、解析で求められる TLD の制振効果が、風観測の結果と一致するかどうかを検討する場合、応答解析用の入力として、TLD 設置以前のマリントワーの観測値と等しい応答を与える変動風力の時系列を仮定する必要がある。

本研究では、田村ら²⁹⁾の方法により、マリントワーに作用する風方向の変動風力を評価することにする。この方法は、任意のパワースペクトル密度と空間相関を持つ

Fig. 7 External Appearance and MDOF Model of the Yokohama Marine Tower

Table 1 Analytical Data of Marine-Tower

No.	Height $H_n(m)$	Mass $M_n(t)$	Stiffness $K_n(\times 9.8kN)$	Face-Area $A_n(m^2)$
1	93.7	156.4	612.3	141.0
2	78.7	28.6	765.3	103.0
3	63.7	34.3	918.4	109.0
4	48.7	72.8	2448.0	125.0
5	33.7	82.6	6122.5	161.0
6	21.0	64.6	12244.9	145.0

変動風速を模擬できる岩谷³⁰⁾の自己回帰法を多少修正し、構造系に作用する風方向変動風力を求めるものである。なお、その詳細は文献^{29), 30)}に譲るものとする。

変動風力を評価する際に用いた主要な条件としては、平均風速の鉛直分布はべき指数 $\alpha=1/7$ に従うものとし、動的風力係数 $C_D=0.7$ (円柱を仮定)、見附面積は Table 1 の値とする。時刻刻み $\Delta t=0.05$ で 5800 データの時系列を発生させ、はじめの 1000 データを無視して 240 秒間 (4800 データ) の変動風力データを求めることにする。応答解析では式 (24) を満足するように Δt を 5 分割し、変動風力データを線形補完の後、 $\Delta t/5=0.01$ を時間増分として直接積分を行う。

ただし、この条件で求めた変動風力は、実際の観測値よりもかなり大きな応答解析結果を与えるため、ここでは、TLD 設置以前のマリントワーの応答観測値とほぼ等しい解析結果を与えるような振幅補正係数 ϕ_A を新たに定義し、以下のような振幅補正を行っている。

TLD 設置以前の観測値 (加速度応答の r. m. s. 値) A_{rms} と高さ 105 m での平均風速 V_{ave} の関係は、次式で示されている³⁾。

$$A_{rms} = 10^{-4.151} V_{ave}^{3.142} \dots \dots \dots (26)$$

応答解析の結果がこの関係を満足するように、平均風速 $V_{ave}=12 \text{ m/s} \sim 27 \text{ m/s}$ の変動風力データに対して、振

幅補正係数 $\phi_A=0.20 \sim 0.35$ を用いる。

4.2 解析結果

応答解析は、地上 105 m の位置 (風速計設置位置) における平均風速 V_{ave} が $12 \text{ m/s} \sim 27 \text{ m/s}$ の場合について行う。

Fig. 8 は、マリントワーに対する風観測結果と本解析結果を比較したもので、ライトハウス (質点 1) 位置の加速度応答の r. m. s. 値 A_{rms} を表している。本解析による TLD の制振効果は、風観測記録と比較し、平均風速 $V_{ave}=25 \text{ m/s}$ 以上ではやや過大評価気味であるが、それ以外では、極めて良く一致したものとなっている。また、Fig. 8 から TLD の有効性が確認でき、比較的低風速域である $V_{ave}=15 \text{ m/s}$ 前後では低減率 1/2 程度、高風速域の $V_{ave}=27 \text{ m/s}$ 付近では低減率 1/3 程度の制振効果が得られている。

一般的に、TLD は TMD 等のダイナミックダンパーと同様、制振効果を最も効率よく発揮できる最適な減衰定数 β_{opt} が存在する。建設分野で取り扱う構造物を想定すると、たとえば TMD の場合には質量比 μ の関数として以下のように表すことができる³¹⁾。

$$\text{定常ランダム外力の場合: } \beta_{opt} = \sqrt{\mu}/2 \dots \dots (27)$$

内容液に水だけを用いた TLD の等価減衰定数 $\beta_L (= \gamma_L/2 \omega_L)$ は、 β_{opt} と比較して小さいが、応答振幅が増加し液面変動量が増加すると、TLD 容器内の液面動揺の非線形性による影響で、見かけ上の TLD の等価減衰定数 β_L が増加し、式 (27) で定義するような最適減衰定数 β_{opt} に近づく傾向にある。その結果、低風速レベルと比較し、高風速レベルではより高い制振効果を

Fig. 8 Effect of the TLDs on the Acceleration Response of the Yokohama Marine Tower

得ることができる³⁴⁾。

Fig. 9 は、 $V_{ave}=15$ m/s と $V_{ave}=27$ m/s の場合の加速度応答 $\ddot{u}_s$ 、設置した 39 ユニット分の TLD の流体力 D_{hyd} および液面変動量 η の時系列波形を表したものである。TLD の効果によりマリンタワーの応答が抑えられている状況がよく理解でき、その有効性が確認できる。また、TLD の流体力 D_{hyd} および液面変動量 η の時系列変化がよく表されている。

Fig. 9 において、低風速域の $V_{ave}=15$ m/s の流体力 D_{hyd} と液面変動量 η はほぼ線形的な特性を示しているのに対し、高風速域の $V_{ave}=27$ m/s の流体力 D_{hyd} と液面変動量 η は、非線形性を帯びた応答特性となっていることがわかる。

Fig. 10 は、液面動揺の非線形性が、構造系の応答に及ぼす影響を調べるため、高風速域（平均風速 $V_{ave}=27$ m/s）での加速度応答 $\ddot{u}_s$ 、流体力 D_{hyd} および液面変動量 η の正規化パワースペクトル（総面積で規準化）を表したものである。

(a) High Windspeed Range $V_{ave}=27$ m/s

(b) Low Windspeed Range $V_{ave}=15$ m/s

Fig. 9 Time History of Response of the Yokohama Marine Tower

Fig. 10 Normalized Power Spectra of Response

液面変動量 η のパワースペクトルには、液面動揺の基本固有振動数成分とともに高次振動数成分（2次、3次、4次…）が顕著に現れている。これは、次式で示すように、液面動揺の非線形性によって生じた高調波の振動数（基本固有振動数の2倍、3倍、4倍成分…）が、液面動揺の高次振動数に近接しているためであり、この高次振動数成分が、非線形性による高調波成分によって励起されたものであることがわかる。

$$nf_L \approx \sqrt{\frac{ng}{4\pi L} \tanh\left(\frac{n\pi h}{L}\right)} \quad (n \geq 2)$$

液面動揺の高次振動数

$$f_L = \frac{\omega_L}{2\pi} \quad (f_L: \text{液面動揺の基本固有振動数})$$

.....(28)

また、流体力 D_{hyd} のパワースペクトルでは、対称モードとなる偶数次の高次振動数成分は存在せず、基本固有振動数成分と3次の高振動数成分が卓越する。

一方、マリンタワーの加速度応答 $\ddot{u}_s$ には、構造系の1次固有振動数成分のみが卓越するだけであり、液面動揺の非線形性によって生じる高次振動数成分は存在しない。これは、マリンタワー側に液面動揺の高次振動数成分（この場合、3次振動数成分）に対応する高次振動モードが存在しないためであり、その結果、ほとんどが基本振動モード（1次成分）で応答する状態となっている。

通常、風外乱に対する振動制御は、1次卓越型の振動特性を有する構造物を対象とする場合が多く、上記の考

察結果と同様、液面動揺の非線形性に伴う高次振動数成分が、構造物の応答に影響を及ぼすことはほとんどないものと考えられる。ただし、TLDを設置する構造物側に、液面動揺の奇数次の高次振動数に近い固有振動モードが存在し、そのモード減衰が小さい場合には、非線形性による液面動揺の高次振動数成分が構造物側の高次振動モードに影響する可能性があり、注意すべきことと考えられる。

5. 結 論

ランダムな外力に対する TLD-構造系の動的応答を評価し、TLD の制振効果を予測する時系列の風応答解析法について検討した。また、砕波を生じない範囲での液面動揺の非線形性とその非線形性が構造系に与える影響について考察した。これらの結果をまとめると以下のようになる。

(1) 本研究で提案する TLD-構造系の相互作用モデルによる定常応答解は、定常調和外力に対する振動実験結果と良く一致しており、BEM による非線形波動解析を TLD の解析に応用した相互作用モデルは妥当なものであることがわかる。

(2) マリントワーに対する風観測記録と風応答解析結果の比較から、TLD の制振効果をほぼ正確にシミュレートでき、定常ランダムな風外力に対する応答解析にも十分適用できる。

(3) 低風速域 ($V_{ave}=15$ m/s) では、TLD 設置以前と比較し低減率 1/2 程度の制振効果であるが、風速が上昇し高風速域になると低減率 1/3 程度の制振効果となる。これは、応答振幅の増加による TLD 容器内の液面動揺の非線形性の影響で、TLD の見かけの減衰定数 β_L が増加し、ダイナミックダンパーの最適減衰定数 β_{opt} に近づいたためである。

(4) TLD-構造系の共振振動数付近の振動特性として、液面動揺の非線形性に伴う高調波成分の発生と、ある種の共鳴現象によって励起されるビート現象が、限定された振動数帯域で生じうる。

(5) 風外乱に対する振動制御は、1 次卓越型の振動特性を有する構造物を対象とする場合が多く、液面動揺の非線形性に伴う高次振動数成分が TLD を設置した構造物の応答に影響を及ぼすことはほとんどない。ただし、TLD を設置する構造物側に、液面動揺の奇数次の高次振動数に近い固有振動モードが存在し、そのモード減衰が小さい場合には、非線形性による液面動揺の高次振動数成分が構造物側の高次振動モードに影響する可能性が考えられる。

本研究では、砕波を生じるまでの液面動揺の非線形性を考慮した TLD-構造系の連成応答解析について検討した。今後、砕波を伴うようなより大きな振幅を対象にす

る場合には、振動実験に基づく半経験的ルールに従う解析モデルを設定する必要がある。

また、今回のマリントワーに対する応答解析は、円筒容器を矩形容器に置換し 2 次元的な解析モデルを用いての応答解析であったが、今後、適切なクライテリアのもとに、より厳密な考察を行うためにも、3 次元の流体解析モデル²²⁾による多方向加振条件下での応答解析も行う必要がある。

さらに、風外乱による構造系の応答評価に関連して、構造物に作用する変動風圧力の評価、構造系自体の減衰評価などの基本的な検討課題が残されている。今後、これらの課題について検討し、構造物に対する TLD の最適設計を解析的に行えるようにしなければならない。

謝 辞

本研究を進めるにあたり、東京大学工学部 藤野陽三教授には、貴重なご意見を賜っている。ここに記して深謝の意を表します。

参考文献

- 1) Modi, V.J. and F. Welt: Vibration Control using Nutation Dampers, Proc. Int. Conf. on Flow Induced Vibration, England, pp.396~376, 1987.
- 2) 藤井邦雄, 佐藤孝典, 大築民夫: 液体のスロッシングを利用した制振装置—Tuned Sloshing Damper について—, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.1483~1484, 1987 年.
- 3) 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. Symposium, Workshop on Serviceability of Building, Canada, pp.228~241, 1988.
- 4) 藤井邦雄, 大築民夫, 佐藤孝典: 液体のスロッシングを利用した制振装置 (Tuned Sloshing Damper) の実証実験—横浜マリントワーの風による振動の制振効果など—, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.561~562, 1988 年.
- 5) Fujino, Y., Pacheco, B.M., Chaiseri, P. and Sun, L.M.: Parametric Studies on Tuned Liquid Damper (TLD) Using Circular Tanks by Free-oscillation Experiments, Structural Eng./Earthquake Eng., JSCE., Vol.5, No.2, pp.381s~391s, 1988 (Proc. of JSCE No.398/I-10).
- 6) 野路利幸, ほか: スロッシングを利用した制振装置の研究 (その 1~その 16), 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp.867~874, 1987 年, pp.563~570, 1988 年, pp.615~622, 1989 年, pp.905~914, 1990 年.
- 7) 宮田利雄, 山田 均, 齊藤善昭: 長方形水槽ダンパー適用に関する諸問題の検討, 構造工学論文集, No.35 A, pp.553~560, 1989 年.
- 8) 坂井藤一, 高枝新伍, 玉木利裕: 液柱管ダンパー (Tuned Liquid Column Damper) の提案-液柱管の振動特性-, 構造工学論文集, No.35 A, pp.543~552, 1989 年.
- 9) 米田昌弘, 藤野陽三, ほか: 幸魂橋主塔に対する

- T. L. D. の減衰付加効果について, 日本風工学会誌, No. 41, pp. 105~106, 1989 年.
- 10) 山岸一彦, 西本 聡, 植田利夫, 中垣亮二, ほか: TSD による斜張橋・塔の制振効果, 土木学会第 45 回年次学術講演会概要集, 第 1 部, pp. 956~957, 1990 年.
 - 11) 野路利幸, ほか: 水のスロッシングを利用した制振装置の高層建物への適用研究, 日本建築学会関東支部, 制振構造の現状—高層建物の制振—, pp. 51~56, 1989 年.
 - 12) 萩生田弘: 水のスロッシングを利用した制振装置, 三井造船技報, Vol. 137, pp. 13~20, 1989 年.
 - 13) 中垣亮二, 植田利夫, 有馬健次, 加道博章: Tuned Sloshing Damper の振動特性と制振効果, 構造工学論文集, No. 36 A, pp. 591~602, 1990 年.
 - 14) 野路利幸, 吉田英敏, 立見米司, 小坂英之, 萩生田弘: 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 年.
 - 15) 藤野陽三, パチェコベニート, チャイセリピヤワット, 藤井邦雄: TLD の基本特性に関する実験的検討, 構造工学論文集, No. 34 A, pp. 603~616, 1988 年.
 - 16) 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 Eng./Earthquake Eng., JSCE., Vol. 6, No. 2, pp. 251s~262s, 1989 (Proc. of JSCE No. 410/I-12).
 - 17) Chaiseri, P., Fujino, Y., Pacheco, B. M. and Sun, L. M.: Interaction of Tuned Liquid Damper (TLD) and Structure—Theory, Experimental Verification and Application—, Structural Eng./Earthquake Eng., JSCE., Vol. 6, No. 2, pp. 273s~282s, 1989 (Proc. of JSCE No. 410/I-12).
 - 18) 藤野陽三, パチェコベニート, 孫 利民, チャイセリピヤワット, 磯部雅彦: 同調液体ダンパーに関する非線形波動シミュレーションとその実験的検証—長方形容器の場合—, 構造工学論文集, No. 35 A, pp. 561~574, 1989 年.
 - 19) 藤野陽三, パチェコベニート, チャイセリピヤワット, 孫 利民, 古賀健一: TMD アナロジーをベースにした TLD の特性の理解, 構造工学論文集, No. 36 A, pp. 577~590, 1990 年.
 - 20) 若原敏裕, 藤井邦雄: T. L. D. 構造物系の風応答に関する数値シミュレーション, 日本風工学会誌, No. 41, pp. 101~102, 1989 年.
 - 21) 大山 巧, 藤井邦雄: 2 次元非線形スロッシング問題の境界要素解析, 構造工学論文集, No. 35 A, pp. 575~584, 1989 年.
 - 22) 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 年.
 - 23) 大山 巧: 数値波動水槽によるクノイド波の変形の解析, 第 33 会海岸工学講演概要集, pp. 99~103, 1986 年.
 - 24) 清水 隆, 葉山眞治: 浅水波理論を応用したスロッシングの非線形応答 (第 1 報, 基礎方程式の導出と長方形容器における非線形応答), 日本機械学会論文集 (C 編), 53 巻 486 号, pp. 357~363, 1982 年.
 - 25) Lepelletier, T. G. and Raichlen, F.: Nonlinear Oscillations in Rectangular Tanks, Jour. Eng. Mech., ASCE, pp. 1~23, 1988.
 - 26) Miles, J. W.: Surface Wave Damping in Closed Basins, Proc. Roy. Soc. London, A297, pp. 459~475, 1967.
 - 27) Miles, J. W.: Resonantly Forced Nonlinear Gravity Waves in a Shallow Rectangular Tank, Wave Motion, Elsevier Science Publishers, B. V. (North Holland), Vol. 7, pp. 291~297, 1985.
 - 28) 戸田盛和: 非線形格子力学—増補版—, 応用数学叢書, 岩波書店, 1987 年.
 - 29) 田村幸雄, ほか: 高層建築物の時系列風応答解析について, 日本建築学会大会学術講演梗概集 B, pp. 143~144, 1988 年.
 - 30) 岩谷祥美: 任意のパワースペクトルとクロススペクトルをもつ多次元の風速変動のシミュレーション, 日本風工学会誌, No. 11, pp. 5~18, 1982 年.
 - 31) Warburton, G. B.: Optimum Absorber Parameters for Various Combinations of Response and Excitation Parameters, Earthquake Eng. and Structure Dyn., Vol. 10, pp. 381~401, 1982.
 - 32) Warburton, G. B. and Ayorinde, E. O.: Optimum Absorber Parameters for Simple Systems, Earthquake Eng. and Structure Dyn., Vol. 8, pp. 197~217, 1980.
 - 33) Ayorinde, E. O. and Warburton, G. B.: Minimizing Structural Vibrations with Absorbers, Earthquake Eng. and Structure Dyn., Vol. 8, pp. 219~236, 1980.
 - 34) 田村幸雄: 付加振動体型パッシブシステム全体概要, 日本建築学会関東支部, 制振構造の現状—高層建物の制振—, pp. 33~44, 1989 年.

(1991 年 1 月 1 日原稿受理, 1991 年 6 月 14 日採用決定)