

慣性質量ダンパーを用いた連結制振構造の最適慣性質量ダンパー量

OPTIMAL SPECIFICATIONS OF INERTIAL MASS DAMPER
USED FOR BUILDING CONNECTION SYSTEM村瀬 充^{*1}, 竹脇 出^{*2}*Mitsuru MURASE and Izuru TAKEWAKI*

This paper clarifies the damping effect and optimal properties of inertial dampers between two buildings by using the fixed-point theory, the energy analysis method and time history analysis. The energy analysis can consider the effects of higher modes and the vibration property after the maximum response. The authors extend the method for deriving the optimal inertial masses by using the fixed-point theory and the energy analysis to MDOF models. It is finally shown that the proposed method using the energy analysis is the most effective for the reduction of response especially when connected at lower levels.

Keywords : *Inertial mass damper; Building-connection vibration control; Optimal parameter; Fixed-point theory; Energy analysis; MDOF model*

慣性質量ダンパー, 連結制振, 最適パラメータ, 定点理論, エネルギー解析, 多自由度系モデル

1. 序

制振構造の一つの形式として, 振動特性の異なる複数棟の建物をダンパーやばねで連結する連結制振構造がある。地震入力に対してロバスト性に優れた制振手法として, これまでに数多くの研究報告があり¹⁻¹³⁾, 実建物への適用例も存在する¹⁾。著者らはこれまでに, 耐震建物同士の連結制振構造^{2,3)}や, 免震建物と耐震建物の連結制振構造に関する研究^{4,5)}を展開している。

連結制振に関する既往の研究には, 定点理論に代表される伝達関数を利用したものが多い。蔭山らは, ダンパーやばねの連結により2棟の定点高さを揃える最適設計手法を展開し, 多質点系への拡張も行っている⁶⁾。竹脇と辻²⁾および福本ら³⁾は連結制振構造のエネルギー特性に着目し, ダンパーのエネルギー消費量に関する最適ダンパー量と定点理論による最適ダンパー量の比較を行っている。また, 背戸らはアクティブ制御による連結制振構造の最適設計手法を提案している⁷⁾。楊ら⁸⁾, 満田ら⁹⁾および林ら⁵⁾は, 連結建物パラメータによる振動特性の分類を詳細に行っている。

近年, 新しい制振部材として, 錘の回転慣性を利用し, 相対加速度に比例する反力を生じさせる慣性質量ダンパー (IMD: Inertial Mass Damper) が実用化されている。IMDにより, 従来の鋼材系ダンパーや粘性系ダンパーでは実現できない質量項の調整が可能となり, その特性に着目した様々な研究報告がある¹⁴⁻²²⁾。

IMDに関する既往の研究は, 質量項の付加による周期の変化や入力エネルギー低減効果に関する研究と, 付加ばねと直列に配置して付加振動系を構成する研究に大別される。竹脇らは IMD の入力

エネルギー低減効果を発揮するには IMD を第1層から設ける必要があることを示した¹⁴⁾。古橋らは建物の層間に適切に IMD を配置することで高次モードの刺激係数を調整する制御手法を展開した¹⁵⁾。また, 斎藤らは IMD と付加ばねの直列機構を建物の固有振動数と同調させることで, 同調した固有モードの振動を抑制する同調制御手法について展開した¹⁶⁾。さらに, 磯田らは IMD と付加ばねの直列機構を建物低層部に集中して設けることで, 少ない設置箇所数で大きな応答低減効果を実現できることを示した¹⁷⁾。

ダンパーやばねを用いた連結制振構造に比べ, IMD を用いた連結制振構造に関する研究はほとんど見当たらない。蔭山らは従来の連結ばねによる定点高さを調整を拡張し, IMD による定点高さを調整手法を提案した¹¹⁾。荻野らは, 2棟の質量比・固有周期比をパラメータとし, 連結ばねと IMD を使い分けて定点高さを最小化する最適同調条件を導出した¹²⁾。しかし, これらの方法は二つの1自由度系を扱い振動数領域の検討を行っているため, 高次モードの影響や連結高さの影響が必ずしも考慮されていない。また, IMD を用いた連結制振構造のエネルギー特性に着目した研究は見当たらない。

本論文では, 相対的に質量の大きい主構造と, 質量の小さい副構造を IMD やオイルダンパーなどの減衰要素で連結した連結制振構造を対象とし, 固有値解析, 伝達関数およびエネルギー解析を用いて, 基本特性および応答低減効果を解明する。また, 単純2質点モデルおよび多質点モデルにおける IMD の最適パラメータについて検討し, 地震応答解析によってその妥当性を確認する。

^{*1} 清水建設株式会社 研究所 研究員・修士 (工学) /
京都大学大学院工学研究科博士後期課程学生
^{*2} 京都大学大学院工学研究科建築学専攻 教授・工博

Research Engineer, Institute of Technology, Shimizu Corporation, M.Eng. /
Grad. Student, Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ.
Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

2. 慣性質量ダンパー（IMD）を用いた連結制振システム

2. 1 想定する IMD

本論文で想定する IMD を Fig.1 に示す。左端の支持点では軸方向変位のみ拘束とし、ボールナットを回転自在とする。右端では回転を拘束し、ボールねじの軸方向変位を自由としている。フライホイール（回転錘）はボールナットと一体化している。

ボールねじの軸方向変位 x により、回転慣性 I_θ をもつフライホイールを θ 回転させたときの軸方向力（反力）を F とする。ボールねじのリード（ねじ山ピッチ）を L_d 、フライホイールを円盤状として径を D 、質量を m とすると、 $x = \theta L_d / (2\pi)$ より次式が成立する。

$$F = \frac{I_\theta \ddot{\theta}}{L_d / (2\pi)} = \left(\frac{2\pi}{L_d} \right)^2 I_\theta \ddot{x} = \frac{\pi^2 D^2}{2 L_d^2} m \ddot{x} = \psi \ddot{x} \quad (1)$$

上式より、反力 F はボールねじとボールナットの相対加速度 $\ddot{x}$ に比例し、 ψ が軸方向の慣性質量となる。フライホイールの形状寸法やボールねじのリードにもよるが、慣性質量 ψ はフライホイール質量 m の数百倍～数千倍の値をとる。

2. 2 IMD を用いた連結制振システム

本論文で想定する IMD を用いた連結制振構造の基本モデルを Fig.2 に示す。主構造および副構造の質量、剛性、構造減衰係数をそれぞれ $m_1, m_2, k_1, k_2, c_1, c_2$ とする。また、 $m_1 \geq m_2$ とする。連結部は IMD とオイルダンパーの並列配置とし、それぞれの慣性質量および減衰係数を z, c_c とする。

3. 運動方程式に基づく IMD 連結制振構造の基本特性

Fig.2 の基本モデルの地震動入力時の運動方程式は次式となる。

$$\begin{cases} m_1 \ddot{u}_1 + c_1 \dot{u}_1 + k_1 u_1 + c_c (\dot{u}_1 - \dot{u}_2) + z (\ddot{u}_1 - \ddot{u}_2) = -m_1 \ddot{u}_g \\ m_2 \ddot{u}_2 + c_2 \dot{u}_2 + k_2 u_2 - c_c (\dot{u}_1 - \dot{u}_2) - z (\ddot{u}_1 - \ddot{u}_2) = -m_2 \ddot{u}_g \end{cases} \quad (2)$$

ただし、 u_1, u_2 は主構造および副構造の地動に対する相対水平変位を表し、 $\ddot{u}_g$ は地動加速度を表す。(2)式を行列表記すると次式となる。

$$(M + Z) \begin{Bmatrix} \ddot{u}_1 \\ \ddot{u}_2 \end{Bmatrix} + C \begin{Bmatrix} \dot{u}_1 \\ \dot{u}_2 \end{Bmatrix} + K \begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = -M \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \ddot{u}_g \quad (3)$$

ただし、 $M = \begin{bmatrix} m_1 & 0 \\ 0 & m_2 \end{bmatrix}$, $Z = \begin{bmatrix} z & -z \\ -z & z \end{bmatrix}$, $C = \begin{bmatrix} c_1 + c_c & -c_c \\ -c_c & c_2 + c_c \end{bmatrix}$, $K = \begin{bmatrix} k_1 & 0 \\ 0 & k_2 \end{bmatrix}$ 。

IMD の効果の 1 つに入力低減効果がある¹⁴⁾。IMD を用いた連結制振構造の入力低減効果を検討するため、影響係数ベクトル $\{\eta\}$ を導入し、(3)式の右边を(4)式のように変形する。

$$-M \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix} \ddot{u}_g = -(M + Z) \{\eta\} \ddot{u}_g \quad (4)$$

(4)式を $\{\eta\}$ について解くと、 $\{\eta\} = (M + Z)^{-1} [M] \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}^T = \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \end{Bmatrix}^T$ となる。従って、連結部に用いた IMD は入力低減効果を有しないことがわかる。

次に、(3)式の右边を 0 とおき、 $\{u_1 \ u_2\}^T = \{U_1 \ U_2\}^T e^{i\omega t}$ を代入して整理すると、次式のように変形できる。

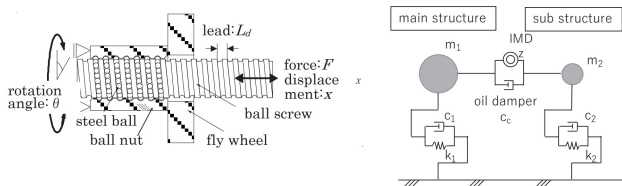


Fig.1 Example of IMD using ball-screw mechanism

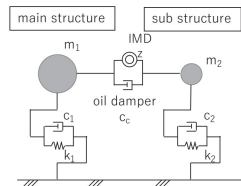


Fig.2 Building-connection vibration control system using IMD

$$(-\omega^2(M + Z) + i\omega C + K) \begin{Bmatrix} U_1 \\ U_2 \end{Bmatrix}^T = 0 \quad (5)$$

簡便のため $C=0$ とおき、以下の式を満たす ω^2 の解を考える。

$$\det(-\omega^2(M + Z) + K) = 0 \quad (6)$$

(6)式は次のように変形できる。

$$\omega^4(m_1 m_2 + (m_1 + m_2)z) - \omega^2(k_1(m_2 + z) + k_2(m_1 + z)) + k_1 k_2 = 0 \quad (7)$$

ここで、 $m_2 = \mu m_1$, $k_2 = \kappa k_1$, $z = \mu_z m_1$ と表し、IMD による連結前の主構造、副構造の非減衰固有円振動数の 2 乗を、それぞれ $\omega_m^2 = k_1/m_1$, $\omega_s^2 = k_2/m_2$ と表す。(7)式の両辺を m_1^2 で除して変形すると(8)式となる。

$$\omega^4(\mu + (1 + \mu)\mu_z) - \omega^2(\omega_m^2(\mu + \mu_z) + \mu\omega_s^2(1 + \mu_z)) + \mu\omega_m^2\omega_s^2 = 0 \quad (8)$$

(8)式の左辺を $f(\omega^2)$ とおき、 ω^2 に ω_m^2 および ω_s^2 を代入すると、以下のように整理できる。

$$f(\omega_m^2) = \mu\mu_z\omega_m^2(\omega_m^2 - \omega_s^2) \quad (9a)$$

$$f(\omega_s^2) = \mu_z\omega_s^2(\omega_s^2 - \omega_m^2) \quad (9b)$$

(9a)式および(9b)式の正負は主構造および副構造の固有円振動数の関係より以下のように場合分けされる。

$$\begin{cases} f(\omega_m^2) < 0, f(\omega_s^2) > 0 & \omega_m^2 < \omega_s^2 \\ f(\omega_m^2) > 0, f(\omega_s^2) < 0 & \omega_m^2 > \omega_s^2 \\ f(\omega_m^2) = 0, f(\omega_s^2) = 0 & \omega_m^2 = \omega_s^2 \end{cases} \quad (10)$$

$\omega_m^2 = \omega_s^2$ の場合、すなわち 2 棟の固有円振動数が等しい場合、連結制振効果が得られず、固有円振動数の変化も生じない。(10)式の 2 式の関係式および、 $f(\omega^2)$ が下に凸であることを考慮すると、連結前の固有円振動数 ω_m^2, ω_s^2 および連結後の固有円振動数 $\omega_m^{*2}, \omega_s^{*2}$ の関係は Fig.3 のように表される。いずれの場合においても、IMD で連結することで、2 棟の固有円振動数は減少する。すなわち、2 棟の固有周期は伸長するといえる。

また、(8)式の左辺において $\mu_z \rightarrow \infty$ とした場合、(11)式のように表される。ただし、 $\omega_s^2 = k_2/m_2 = \kappa/\mu \omega_m^2$ の関係を用いている。

$$\omega^2(\omega^2 - \omega_m^2(1 + \kappa)/(1 + \mu)) = 0 \quad (11)$$

(11)式は、連結部の IMD を増大させた場合、固有円振動数は 0 および $\omega_m^2(1 + \kappa)/(1 + \mu)$ (剛結時の固有円振動数) に収束する。すなわち 1 次固有周期は ∞ に発散し、2 次固有周期は剛結時の固有周期に収束することがわかる。

一方、 i 次モードの固有ベクトルを $\{i u\} = \{i u_1 \ i u_2\}^T$ とおくと、非減衰系の自由振動の運動方程式は以下のように表される。

$$(-\omega^2(M + Z) + K) \{i u\} = 0 \quad (12)$$

(12)式を変形すると、以下ようになる。

$$\frac{1}{1} \frac{u_2}{u_1} = \frac{-\omega_m^2 + (1 + \mu_z)\omega_m^{*2}}{\mu_z\omega_m^{*2}}, \frac{2}{2} \frac{u_2}{u_1} = \frac{\mu_z\omega_s^{*2}}{-\mu\omega_s^2 + (\mu + \mu_z)\omega_s^{*2}} \quad (13)$$

ここで、 $\omega_m^2 < \omega_s^2$ の場合を考える。(8)式の左辺 $f(\omega^2)$ に $\omega^2 = \omega_m^2/(1 + \mu_z)$ を代入すると以下のように、常に負となる。

$$f(\omega_m^2/(1 + \mu_z)) = -\mu_z^2\omega_m^4/(1 + \mu_z)^2 < 0 \quad (14)$$

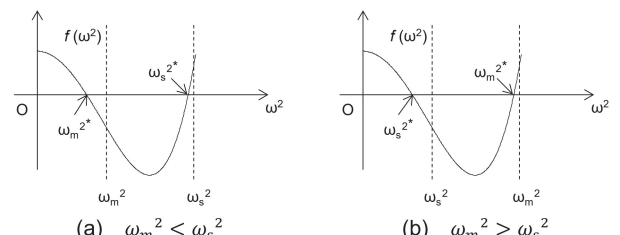


Fig.3 Change of natural frequencies before and after building-connection

従って、Fig.3(a)の関係より、IMD 連結後の固有円振動数 ω_m^{*2} と $\omega_m^2/(1+\mu_z)$ は以下の関係となる。

$$\omega_m^{*2} < \omega_m^2/(1+\mu_z) \quad (15)$$

(13)式および(15)式の関係より、以下の関係が導かれる。

$${}_1u_2/{}_1u_1 < 0 \quad (16)$$

同様の考え方で、以下の関係も導出される。

$${}_2u_2/{}_2u_1 > 0 \quad (17)$$

(17)式より、2 次モードは同位相モードであり、 $\mu_z \rightarrow \infty$ とした場合 (13)式より次式のように両質点は剛結状態となる。

$${}_2u_2/{}_2u_1|_{\mu_z \rightarrow \infty} = 1 \quad (18)$$

また、 i 次の有効質量 ${}_iM^*$ は、以下の式で表される。

$${}_iM^* = {}_i\beta^2 {}_iM = ({}_i u_1 m_1 + {}_i u_2 m_2)^2 / ({}_i u_1^2 m_1 + {}_i u_2^2 m_2 + z({}_i u_1 - {}_i u_2)^2) \quad (19)$$

ただし、 ${}_i\beta$ 、 ${}_iM$ はそれぞれ i 次の刺激係数、 i 次の広義質量である。

(18)式の関係を検討すると、(19)式で $z \rightarrow \infty$ とした場合、2 次モードの有効質量 ${}_2M^*$ は、 ${}_2u_1 = {}_2u_2 = 1$ を代入して次のように主構造と副構造の質量の和で表される。

$${}_2M^*|_{\mu_z \rightarrow \infty} = m_1 + m_2 \quad (20)$$

ただし、 ${}_i u_1 - {}_i u_2$ は(13)式より z の 1 次関数であることを利用している。

同様に、(19)式の $z \rightarrow \infty$ とした場合、1 次モードの有効質量 ${}_1M^*$ は、 ${}_1u_1 - {}_1u_2 \neq 0$ より次のように表される。

$${}_1M^*|_{\mu_z \rightarrow \infty} = 0 \quad (21)$$

以上より、IMD 連結の基本特性は以下の通りとなる。

- ・ 1 次モード、2 次モードいずれも周期が伸長する
- ・ 1 次モードは逆位相モードとなり、連結部の慣性質量を増大させると固有円振動数は 0 に、有効質量は 0 に収束する
- ・ 2 次モードは同位相モードとなり、連結部の慣性質量を増大させると固有円振動数は剛結時の固有円振動数に、有効質量は主構造と副構造の質量の和に収束する

4. 主構造の応答制御を主目的とした最適連結 IMD 量の導出

4. 1 定点理論を用いた最適連結 IMD 量

$u_1(t)$ のフーリエ変換を $U_1(\omega)$ と表す。(2)式をフーリエ変換すると以下のようになる。

$$\begin{cases} (k_1 - m_1\omega^2 + c_1\omega i)U_1 + (-z\omega^2 + c_c\omega i)(U_1 - U_2) = m_1\omega^2 U_g \\ (k_2 - m_2\omega^2 + c_2\omega i)U_2 - (-z\omega^2 + c_c\omega i)(U_1 - U_2) = m_2\omega^2 U_g \end{cases} \quad (22)$$

ここで、 $f_1 = k_1 - m_1\omega^2 + c_1\omega i$ 、 $f_2 = k_2 - m_2\omega^2 + c_2\omega i$ 、 $f_z = -z\omega^2 + c_c\omega i$ 、 $p_1 = m_1\omega^2$ 、 $p_2 = m_2\omega^2$ とおくと、(22)式は次式となる。

$$\begin{bmatrix} f_1 + f_z & -f_z \\ -f_z & f_2 + f_z \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_1/U_g \\ U_2/U_g \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} p_1 \\ p_2 \end{Bmatrix} \quad (23)$$

(23)式より、主構造および副構造の変位伝達関数は次式で表される。

$$H_1 = U_1/U_g = (f_2 p_1 + f_z(p_1 + p_2)) / (f_1 f_2 + (f_1 + f_2)f_z) \quad (24a)$$

$$H_2 = U_2/U_g = (f_1 p_2 + f_z(p_1 + p_2)) / (f_1 f_2 + (f_1 + f_2)f_z) \quad (24b)$$

ここでは、主構造の応答制御を主目的とし、主構造の伝達関数に対して定点理論を用いることを考える。 $H_1|_{c_c=0}$ と $H_1|_{c_c=\infty}$ の交点の振動数は以下の式で求められる。なお、構造減衰 c_1 および c_2 を 0 とする。

$$H_1|_{c_c=0} = H_1|_{c_c=\infty} = \frac{f_2 p_1 + (-\omega^2 z)(p_1 + p_2)}{f_1 f_2 + (-\omega^2 z)(f_1 + f_2)} = \pm \frac{p_1 + p_2}{f_1 + f_2} \quad (25)$$

ここで、右辺が正の場合、その解は $f_2 = 0$ となる。すなわち、主構造の伝達関数は副構造の固有振動数において定点をもつ。

右辺が負の場合の解は ω^2 の 2 次方程式となる。

$$a\omega^4 + b\omega^2 + c = 0 \quad (26)$$

ただし、

$$\begin{aligned} a &= 2m_1^2 m_2 + 2m_1 m_2^2 + 2m_1^2 z + 4m_1 m_2 z + 2m_2^2 z \\ b &= -\{(2m_1 + m_2)(m_1 k_2 + m_2 k_1) + 2m_1 m_2 k_2 \\ &\quad + 2z(m_1 k_1 + m_1 k_2 + m_2 k_1 + m_2 k_2)\} \\ c &= 2m_1 k_1 k_2 + m_1 k_2^2 + m_2 k_1 k_2 \end{aligned} \quad (27)$$

(26)式の解を小さい順に ω_α^2 、 ω_β^2 とおく。 ω_α^2 、 ω_β^2 はそれぞれ以下の式を満たす。

$$\omega_\alpha^2 = (-b - \sqrt{b^2 - 4ac}) / (2a) \quad (28a)$$

$$\omega_\beta^2 = (-b + \sqrt{b^2 - 4ac}) / (2a) \quad (28b)$$

定点の高さが等しい条件を用いて、(26)式に(28a)式、(28b)式を代入して変形すると以下の関係が得られる。

$$(\omega_\alpha^2 + \omega_\beta^2) / (\omega_\alpha^2 \omega_\beta^2) = 2(m_1 + m_2) / (k_1 + k_2) \quad (29)$$

ここで、(26)式の解と係数の関係 $\omega_\alpha^2 + \omega_\beta^2 = -b/a$ 、 $\omega_\alpha^2 \omega_\beta^2 = c/a$ を用いて(29)式を z に関して整理すると、定点理論に基づく最適連結 IMD 量比 ${}_1\mu_{zopt}$ は以下のように表される。

$${}_1\mu_{zopt} = \frac{z}{m_1} = \frac{(\kappa - \mu)(2 + \mu - \mu\kappa)}{2(1 + \mu)(1 + \kappa)^2} \quad (30)$$

ただし、 $m_2/m_1 = \mu$ 、 $k_2/k_1 = \kappa$ とする。

以上のように、IMD で連結することにより、副構造を主構造に対して TMD のように同調させ、主構造の応答倍率を低減することができる。以降、このような考え方にに基づく連結方法を副構造 TMD 連結制振構造と呼称する。

Fig.4 に IMD がいない場合、および(30)式の最適連結 IMD 量を用いた場合の主構造の変位伝達関数を示す。図中、連結オイルダンパーの減衰定数は $h_c = c_c / 2\sqrt{m_1 k_1}$ と定義した。なお、ここでは $\mu = 0.10$ 、 $\kappa = 1.26$ の場合を例示した。連結 IMD がいない従来の連結制振では、応答倍率の最大値を定点以下にすることができないのに対し、連結 IMD を導入することで定点高さを下げることができる。

4. 2 IMD で連結したモデルのエネルギー伝達関数

Fig.2 の基本モデルの部分毎の自由体図を Fig.5 に示す。図中、 $\Rightarrow$ は慣性力を、 $\rightarrow$ は境界力を、 $\cdots \rightarrow$ は境界での速度を表す。このモデルへの入力エネルギーとしては、地面が各自由体に対して為す仕事量を用いることとし、境界力が各自由体に対して為す仕事 E

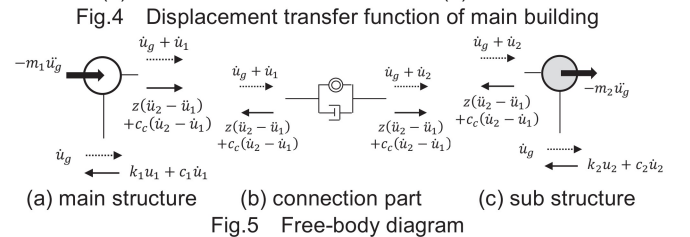
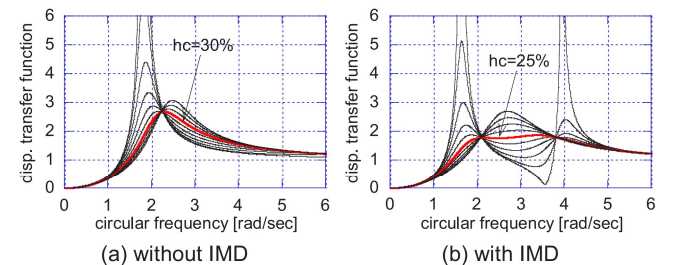


Fig.5 Free-body diagram

としてそれぞれ次のように表現できる。なお、連結部はオイルダンパーと IMD でそれぞれ別の式で表現している。

$$E_I^1 = \int_0^\infty [z(\ddot{u}_2 - \ddot{u}_1)(\dot{u}_g + \dot{u}_1) + c_c(u_2 - u_1)(\dot{u}_g + \dot{u}_1) + (-k_1 u_1 - c_1 \dot{u}_1)\dot{u}_g] dt \quad (31a)$$

$$E_I^2 = \int_0^\infty [-z(\ddot{u}_2 - \ddot{u}_1)(\dot{u}_g + \dot{u}_2) - c_c(u_2 - u_1)(\dot{u}_g + \dot{u}_2) + (-k_2 u_2 - c_2 \dot{u}_2)\dot{u}_g] dt \quad (31b)$$

$$E_I^c = \int_0^\infty [c_c(u_2 - u_1)^2] dt \quad (31c)$$

$$E_I^z = \int_0^\infty [z(\ddot{u}_2 - \ddot{u}_1)(u_2 - u_1)] dt \quad (31d)$$

ここで、(31d)式は以下の通り計算すると 0 となり、IMD はエネルギーを消費しないことがわかる。

$$E_I^z = \int_0^\infty [z(\ddot{u}_2 - \ddot{u}_1)(u_2 - u_1)] dt = \frac{1}{2} [z(u_2 - u_1)^2]_0^\infty = 0 \quad (32)$$

続いて、地動加速度に対する変位伝達関数を(33)式で定義する。

$$U_1 = H_{D1} \ddot{U}_g \quad (33)$$

(31a)～(31c)式をフーリエ変換・逆変換して周波数領域で表現すると、(34)式のように表現できる。

$$E_I^j = \int_0^\infty F^{(j)}(\omega) |\ddot{U}_g(\omega)|^2 d\omega \quad (j = 1, 2, 3) \quad (34)$$

ここで、 $F^{(j)}(\omega)$ はそれぞれ(35a)～(35c)式のようになる。

$$F^{(1)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[-i\omega z(H_{D2} - H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{H_{D1}}) - c_c(H_{D2} - H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{H_{D1}}) + (i/\omega)(-k_1 - i\omega c_1)H_{D1}] \quad (35a)$$

$$F^{(2)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[i\omega z(H_{D2} - H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{H_{D2}}) + c_c(H_{D2} - H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{H_{D2}}) + (i/\omega)(-k_2 - i\omega c_2)H_{D2}] \quad (35b)$$

$$F^{(3)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[\omega^2 c_c |H_{D2} - H_{D1}|^2] \quad (35c)$$

ここで上付 bar は共役複素を表す。(35a)～(35c)式で表される $F^{(j)}(\omega)$ は、参考文献 2) でエネルギー伝達関数と定義された関数であり、(35a)式と(35b)式の第 1 項が IMD の影響による項である。

次に、IMD の影響を数値解析により確認する。解析で使用する諸元は Fig.2 に示される基本モデルにおいて、 $m_1 = 3.56 \times 10^7 (kg)$ 、 $m_2 = 3.68 \times 10^6 (kg)$ 、 $k_1 = 1.15 \times 10^8 (N/m)$ 、 $k_2 = 1.45 \times 10^8 (N/m)$ 、 $c_1 = 2.56 \times 10^6 (N \cdot s/m)$ 、 $c_2 = 9.25 \times 10^5 (N \cdot s/m)$ 、 $c_c = 1.92 \times 10^7 (N \cdot s/m)$ とする。なお、主構造および副構造の固有周期はそれぞれ 3.5 秒、1.0 秒であり、剛結時の固有周期は 2.44 秒となる。構造減衰は 2%、連結部のダンパー量は主構造の質量、固有周期に対して 15% に設定した。連結部の IMD の諸元は $z = 0$ (IMD なし)、 $z = 7.2 \times 10^6 (kg)$ (IMD あり) とし、各部および系全体のエネルギー伝達関数を Fig.6 および Fig.7 にそれぞれ示す。図より、IMD で連結することで以下の効果が得られることが確認された。

- ①長周期側建物のエネルギー伝達関数は、長周期側建物の共振周波数帯で減少する
- ②短周期側建物のエネルギー伝達関数は、短周期側建物の共振周波数帯で増加する

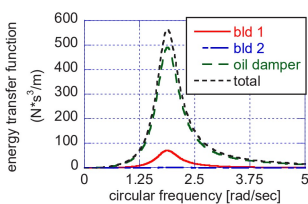


Fig.6 Energy transfer function without IMD

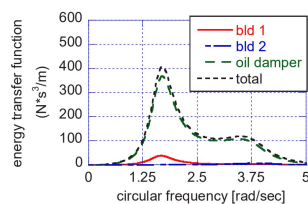


Fig.7 Energy transfer function with IMD

4. 3 ダブルインパルスを用いた最適 IMD 量の導出

断層近傍地震 (Fling-step input) の主要部は、1 サイクル正弦波により近似できることはよく知られており、それをさらにインパルスの組み合わせで近似する方法が最近展開されている。竹脇らは、1 サイクル正弦波とフーリエ振幅の最大値が同等であるダブルインパルスを用いた理論を展開し、1 質点弾塑性モデルや二つの 1 質点連結制振モデルに適用した検討を実施している²³⁻²⁵⁾。本節では、連結部に IMD を使用した連結制振に対して同様の手法を展開し、断層近傍地震動に対する主構造への入力エネルギーを最小とする最適 IMD 量について検討する。

Fig.8 のように、インパルス間隔が t_0 のダブルインパルスを考える²³⁾。ここで、 $\delta(t)$ はディラックのデルタ関数である。

$$\ddot{u}_g(t) = V\delta(t) - V\delta(t - t_0) \quad (36)$$

(36)式をフーリエ変換すると次式となる。

$$\ddot{U}_g(\omega) = V(1 - e^{-i\omega t_0}) \quad (37)$$

(37)式の絶対値をとると次式となる。

$$|\ddot{U}_g(\omega)| = V\sqrt{2 - 2\cos\omega t_0} \quad (38)$$

次に、入力加速度がダブルインパルスの場合における、IMD 連結制振への入力エネルギーは、(34)式の $|\ddot{U}_g(\omega)|$ に(38)式を代入して以下の式で表される。

$$E_I^j = \int_0^\infty F^{(j)}(\omega) V^2 (2 - 2\cos\omega t_0) d\omega \quad (j = 1, 2, 3) \quad (39)$$

建物への入力エネルギーが最大となるインパルス間隔はクリティカルタイミングと定義されている²³⁻²⁵⁾。IMD 連結制振においても同様の定義が可能である。Fig.9 に、前節で用いた解析モデルにおいて、横軸にダブルインパルス間隔 t_0 をとり、慣性質量を変化させたときの主構造の入力エネルギー E_1 を示す。なお、縦軸は mV^2 で除して無次元化している。ここで、 $E_1/(mV^2)$ がピークとなるときの t_0 の値がクリティカルタイミングである。 μ_z が 0 のとき、1.75sec (主構造の固有周期 3.5sec の 1/2 倍) 付近がクリティカルタイミングとなっている。 μ_z が 0 から 0.2 に変化すると、周期伸長効果によりクリティカルタイミングも伸長する。 μ_z が 0.2 から 0.4 に変化すると、クリティカルタイミングは伸長するものの、元のクリティカルタイミングより短い間隔で新たな極大点が発生する。さらに、 μ_z が 0.4 から 0.6 に変化すると、新たな極大点がクリティカルタイミングと

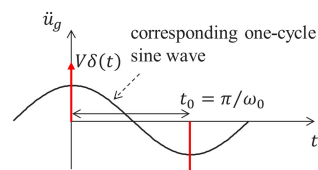


Fig.8 Double impulse

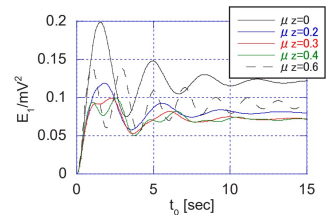


Fig.9 Critical timing of double impulse (main structure)

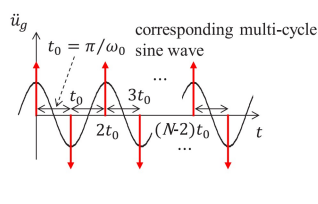


Fig.10 Multi impulse

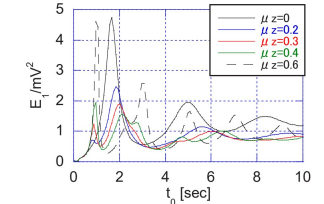


Fig.11 Critical timing of multi impulse (main structure)

なる。これは3節の固有値解析の結果からも明らかのように、慣性質量が小さい範囲では主構造の固有モードの振動低減効果が支配的であるのに対し、慣性質量を増大させすぎると副構造の固有モードの影響が増大し、剛結モードに近づき振動低減効果が得られないことが原因と考えられる。ダブルインパルス入力時の主構造入力エネルギーを最小化する連結部の IMD 量は、定点理論による最適連結 IMD 量の ${}_1\mu_{zopt} = 0.2$ より大きな $\mu_z = 0.3$ 程度の値であることが確認された。

4. 4 マルチインパルスを用いた最適 IMD 量の導出

4.3 節で示した断層近傍地震動を模擬したダブルインパルスに対して、長周期・長時間地震動を模擬するものとして Fig.10 に示すような N 個のマルチインパルスを考える²⁵⁾。

マルチインパルス入力は以下の式で表される。

$$\ddot{u}_g(t) = V\delta(t) - V\delta(t - t_0) + V\delta(t - 2t_0) - V\delta(t - 3t_0) + \dots \quad (40)$$

(40)式をフーリエ変換すると以下のようになる。

$$\ddot{U}_g(\omega) = V(1 - e^{-i\omega t_0} + e^{-i\omega 2t_0} - e^{-i\omega 3t_0} + \dots) \quad (41)$$

(41)式の絶対値をとると次式となる。

$$|\ddot{U}_g(\omega)| = V \left| 1 + \sum_{n=1}^{N-1} (-1)^n e^{-i\omega n t_0} \right| \quad (42)$$

次に、入力加速度がマルチインパルスの場合における、IMD 連結制振への入力エネルギーは、(34)式の $|\ddot{U}_g(\omega)|$ に(42)式を代入して(43)式となる。

$$E_I^j = \int_0^\infty F^{(j)}(\omega) V^2 \left| 1 + \sum_{n=1}^{N-1} (-1)^n e^{-i\omega n t_0} \right|^2 d\omega \quad (j = 1, 2, 3) \quad (43)$$

Fig.11 に、前節で用いた解析モデルにおいて、横軸にマルチインパルス間隔 t_0 をとり、慣性質量を変化させたときの主構造への入力エネルギー E_1 を示す。なお、縦軸は mV^2 で除して無次元化している。ここで、 E_1 / mV^2 がピークとなるときの t_0 の値がクリティカルタイミングである。 μ_z が増加するにつれ周期伸長効果により主構造のクリティカルタイミングが伸長する。一方で、ダブルインパルス入力時と同様に、 μ_z を増加させすぎると剛結モードに近づき、 $\mu_z = 0.4$ 付近より新たな極大点がクリティカルタイミングとなる。マルチインパルス入力時の主構造入力エネルギーを最小化する連結部の慣性質量ダンパー量は、 $\mu_z = 0.3 \sim 0.4$ 程度であることが確認された。

4. 5 時刻歴応答解析による最適連結 IMD 量の妥当性の検証

地震応答解析を用いて、ダブルインパルス入力時の入力エネルギーを最小化する連結 IMD 量の妥当性を確認する。なお、解析に用いる地震動として、代表的なパルス性地震動である 1994 年ノースリッジ地震 Rinaldi Station 観測波（最大入力加速度 825gal）、および、長周期地震動として主構造 1 次固有周期(3.5sec)付近の速度応答スペクトルの変動が小さい国交省の基盤促波の CH1 基盤波（最大入力加速度 265gal）を用いる。Fig.12, 13 に、それぞれの入力加速度波形および速度応答スペクトル(h=5%)を示す。

4.2 節で使用したモデルに対し、2つの地震波を入力したときの変位応答波形、加速度応答波形および最大応答値の変化を Fig.14~16 に示す。なお、連結部の IMD の質量比を $\mu_z = 0.0 \sim 0.6$ で変動させた。

パルス性地震動のノースリッジ波において、 μ_z を増大させても最大変位の変動は小さい。一方、最大応答以後の後揺れは μ_z を増加さ

せると $\mu_z = 0.4$ までは低減する。また、 $\mu_z = 0.6$ まで増加させると後揺れは大きくなり、後揺れの周期は $\mu_z = 0$ のときに比べて短くなることが確認できる。最大加速度応答は、 μ_z を増大させるにつれわずかに増大する。さらに、加速度応答の後揺れは、変位応答と同様の傾向となり、 $\mu_z = 0.2 \sim 0.3$ 程度の後揺れが最も小さい。

長周期地震動の CH1 波入力時において、 μ_z を増大させたときの最大応答の変動はパルス性地震動に比べて大きく、変位応答は $\mu_z = 0.4$ で、加速度応答は $\mu_z = 0.2$ で極小となる。以上の解析結果より、ダブルインパルスとマルチインパルスを用いてエネルギーを最小化する連結慣性質量ダンパー量決定法の妥当性が確認された。

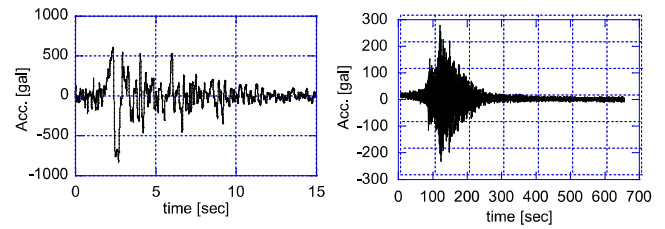


Fig.12 Acceleration of input ground motion

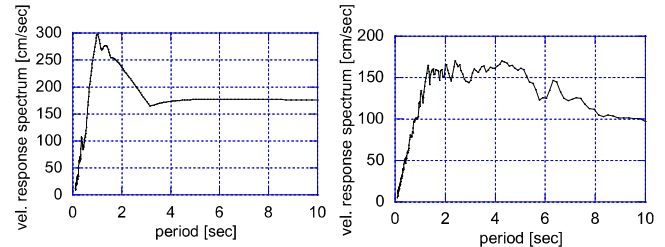


Fig.13 Velocity response spectrum of input ground motion

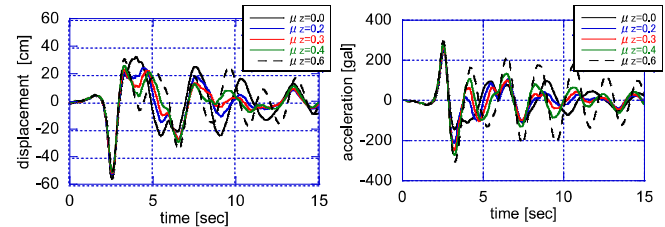


Fig.14 Response to Northridge

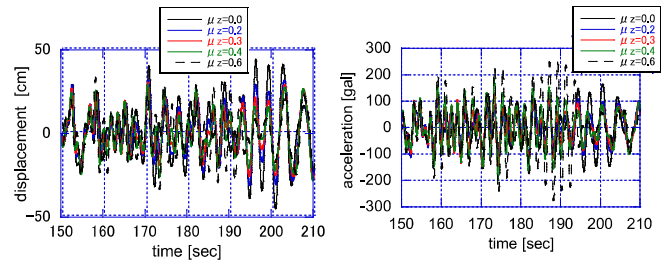


Fig.15 Response to CH1

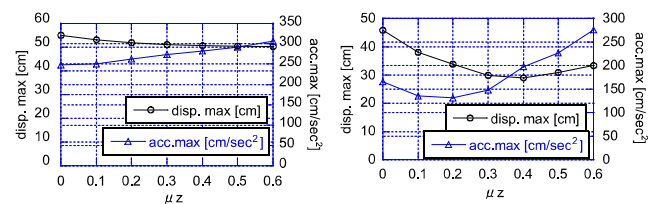


Fig.16 Maximum displacement

一方、 $\mu_z = 0.0$ および $\mu_z = 0.3$ における副構造の応答を比較すると、ノースリッジ波入力時の最大変位は 33.3cm から 61.1cm となり、最大加速度は 807gal から 723gal となる。また、CH1 波入力時の最大変位は 14.6cm から 31.7cm となり、最大加速度は 258gal から 370gal となる。これらの応答の変化は IMD 連結に伴う主構造からの入力増加および副構造の長周期化によると考えられ、IMD 連結では副構造の応答増大に対する対策が必要である。

5. IMD 連結制振の多質点系への拡張

5. 1 解析に用いる多質点系の諸元設定

4 節までは、Fig.2 に示した二つの 1 質点モデルを対象に最適パラメータについて検討した。本節では、Fig.17 のように、主構造を 31 質点建物（超高層集合住宅を想定）とし、副構造質点数を 31 質点、21 質点、11 質点とした 3 ケースについて検討する。なお、いずれのケースも副構造の 1 次固有周期および総質量 $\sum_2 m_i$ は一定とする。また、主構造と副構造の連結層は副構造の最上層のみに集約する場合を想定する。解析に用いる諸元は、主構造の質量を ${}_1m_i = 1.08 \times 10^6 (kg)$ とし、副構造の質量はケース a: ${}_2m_i = 1.08 \times 10^5 (kg)$ 、ケース b: ${}_2m_i = 1.60 \times 10^5 (kg)$ 、ケース c: ${}_2m_i = 3.05 \times 10^5 (kg)$ とする。主構造と副構造の総質量比 μ は全ケース共通で $\mu = \sum_2 m_i / \sum_1 m_i = 0.10$ である。主構造および副構造の 1 次固有周期をそれぞれ 3.5 秒、1.0 秒に設定し、層剛性は 1 次モードの変形が直線分布となるよう設定した。なお、上 4 層の剛性は上から 5 層目の剛性と同一とした。構造減衰は剛性比例型で減衰定数を 2%とした。

5. 2 定点理論を用いた最適連結 IMD 量の多質点系への拡張

4 節で導出した最適連結 IMD 量は、Fig.2 の二つの 1 質点系を対象としている。上記の手法を多質点系へ拡張するためには、多質点系的主構造および副構造をそれぞれ 1 質点に縮約する必要がある。本論文では、Fig.18 のように、モード解析法の手法を用いて主構造および副構造を 1 質点に縮約する。等価質量・等価剛性を用いて 4 節と同様の手法で最適連結 IMD 量を求める手法を提案し、その妥当性を検証する。

等価質量の算出方法は、背戸らの方法²⁰⁾に基づき、連結層の成分を 1 として正規化された固有ベクトルを用いて以下のように行う。なお、左上の添字は 1 次固有モードを用いることを示し、左下の添字は連結層を、右下の添字の 1 は主構造を、2 は副構造をそれぞれ示す。

$${}_1^i M_j = \{ {}_1^i u_j \}^T [K_j] \{ {}_1^i u_j \} \quad (i = 31, 21, 11), (j = 1, 2) \quad (44a)$$

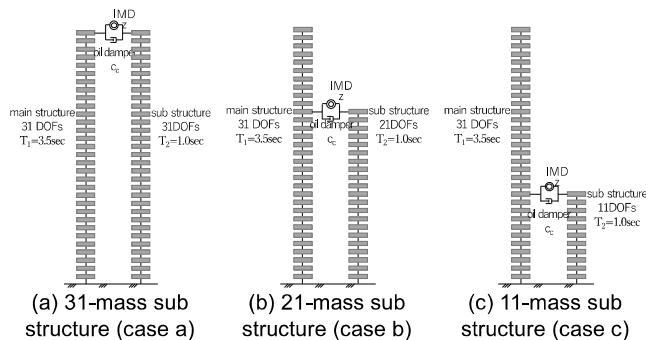


Fig.17 IMD-connected 31-story MDOF building models

$${}_1^i K_j = \{ {}_1^i u_j \}^T [K_j] \{ {}_1^i u_j \} \quad (i = 31, 21, 11), (j = 1, 2) \quad (44b)$$

ただし、 $\{ {}_1^i u_j \}$ の i 番目の成分を 1 とする。ここで、固有モードの正規化は、多質点モデルと 1 質点縮約モデルの運動エネルギーを等価とするために用いる。

(44a)式、(44b)式で算出した主構造、副構造の等価剛性、等価質量を用いて、等価質量比 μ^* および等価剛性比 κ^* を以下の式で算出する。

$$\mu^* = {}_1^i M_2 / {}_1^i M_1 \quad (45a)$$

$$\kappa^* = {}_1^i K_2 / {}_1^i K_1 \quad (45b)$$

以上を用いて、(30)式の定点理論に基づく二つの 1 質点系の最適 IMD 量を多質点系へ拡張する。(30)式の m_1, μ, κ にそれぞれ ${}_1^i M_1, \mu^*, \kappa^*$ を代入し、多質点系の最適連結 IMD 量を以下の式で定義する。

$$m\mu_{zopt}^* = \frac{z}{{}_1^i M_1} = \frac{(\kappa^* - \mu^*)(2 + \mu^* - \mu^* \kappa^*)}{2(1 + \mu^*)(1 + \kappa^*)^2} \quad (46)$$

(46)式は等価質量に対する IMD 量を表している。一方、主構造の総質量に対する IMD 量は以下の式で表される。

$$m\mu_{zopt} = \frac{z}{\sum_1 m_i} = \frac{(\kappa^* - \mu^*)(2 + \mu^* - \mu^* \kappa^*)}{2(1 + \mu^*)(1 + \kappa^*)^2} \cdot \frac{{}_1^i M_1}{\sum_1 m_i} \quad (47)$$

以上の方法に基づき、各ケースの等価質量、等価剛性および等価質量比、等価剛性比、 $m\mu_{zopt}$ を算出すると Table 1 のようになる。表より、連結 IMD を上層に設けるほど、必要 IMD 量が小さくなる。連結層を上層とするほど主構造等価質量が小さくなり、(47)式の右の項が小さくなることによると考えられる。

Fig.19～23 に、それぞれのケースにおいて算出した最適連結 IMD 量を用いたとき、および IMD が存在しないときの、主構造頂部および主構造連結部の変位伝達関数の比較を示す。なお、定点を明確にするため構造減衰を 0 としたため、高次モードの応答倍率が大きくなっているが、制御対象の 1 次モードのみに着目する。

すべてのケースで、連結部に IMD を用いた場合の定点高さが低下しており、IMD 連結の効果が確認できる。また、各ケースの連結

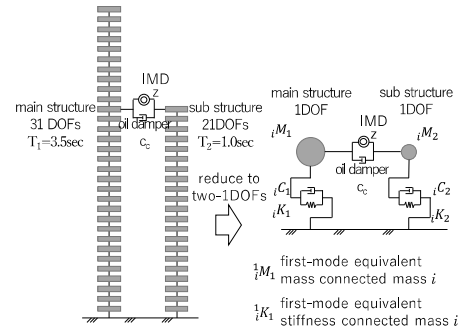


Fig.18 Concept of SDOF reduction (case b)

Table 1 Quantity $m\mu_{zopt}$ of IMD for optimal connection systems (case a, b, c)

	case a ($i=31$)		case b ($i=21$)		case c ($i=11$)	
	main str.	sub str.	main str.	sub str.	main str.	sub str.
equivalent mass ${}_1^i M_i$ [kg]	1.31	1.32	2.49	1.40	9.04	1.61
	$\times 10^7$	$\times 10^6$	$\times 10^7$	$\times 10^6$	$\times 10^7$	$\times 10^6$
equivalent stiffness ${}_1^i K_i$ [N/m]	4.27	5.25	8.10	5.66	2.94	6.79
	$\times 10^7$	$\times 10^7$	$\times 10^7$	$\times 10^7$	$\times 10^7$	$\times 10^7$
equivalent mass ratio μ^*	0.10		0.06		0.02	
equivalent stiffness ratio κ^*	1.23		0.70		0.23	
$m\mu_{zopt}^*$	0.204		0.213		0.139	
$m\mu_{zopt}$	0.080		0.158		0.375	

部の定点高さが概ね揃っており、提案した最適連結 IMD 量を求める手法は連結部の定点高さを揃える目的においては妥当である。一方で、ケース b やケース c の頂部伝達関数では、定点高さが揃っていない。すなわち、突出部に対しては求めた連結 IMD 量は過大であるといえる。一方、連結部に IMD を用いることで、IMD がない場合に比べ、応答倍率が定点で最大となる最適減衰量が減少し、下層で連結するほど減少量が大きくなる。

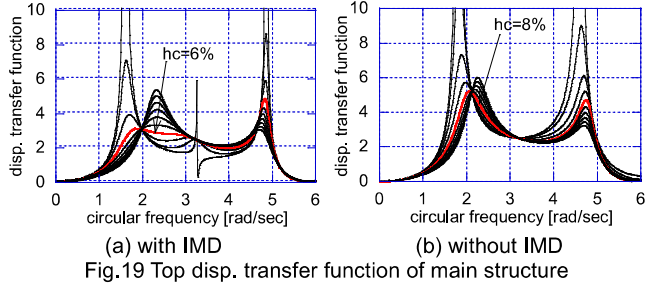


Fig.19 Top disp. transfer function of main structure (case a)

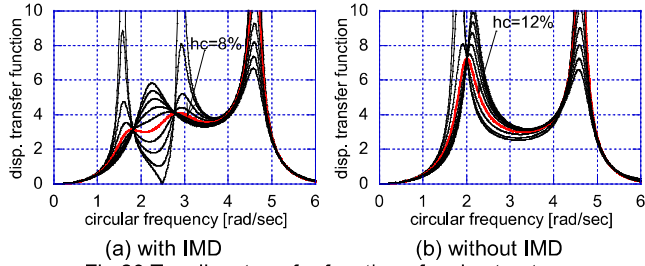


Fig.20 Top disp. transfer function of main structure (case b)

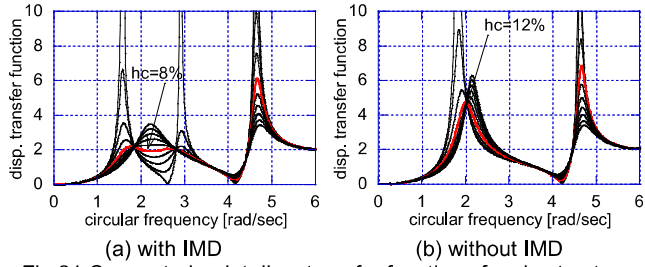


Fig.21 Connected-point disp. transfer function of main structure (case b)

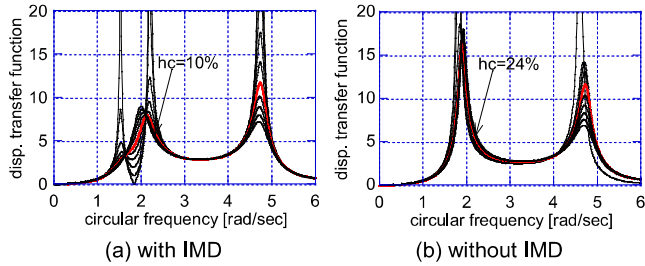


Fig.22 Top disp. transfer function of main structure (case c)

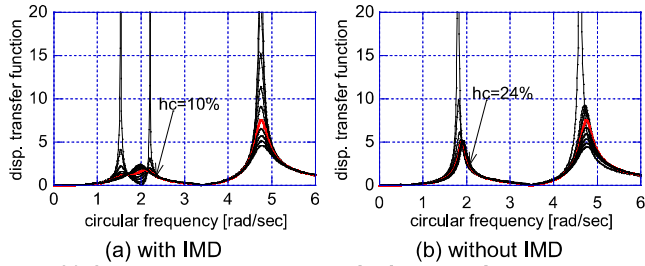


Fig.23 Connected-point disp. transfer function of main structure (case c)

5. 3 IMD で連結された多質点系のエネルギー伝達関数

4.2 節で行った二つの 1 質点のエネルギー伝達関数を用いた検討を多質点に拡張する。Fig.5 と同様の表現で多質点系の自由体図を表すと Fig.24 のようになる。

境界力が各自由体に対して為す仕事 E として、それぞれ次のように表現できる。ただし、主構造の質点数を N_1 、連結層を N_c とし、Fig.17 のように副構造の頂部を連結するものとする。

$$N_1 E_I^1 = \int_0^\infty \left[(-N_1 k_1 (N_1 u_1 - N_{1-1} u_1) - N_1 c_1 (N_1 \dot{u}_1 - N_{1-1} \dot{u}_1)) * (\dot{u}_g + N_{1-1} \dot{u}_1) \right] dt \quad (48a)$$

$$N_c E_I^1 = \int_0^\infty \left[z(N_c \ddot{u}_2 - N_c \ddot{u}_1) (\dot{u}_g + N_c \dot{u}_1) + c_c (N_c \dot{u}_2 - N_c \dot{u}_1) (\dot{u}_g + N_c \dot{u}_1) + (N_{c+1} k_1 (N_{c+1} u_1 - N_c u_1) + N_{c+1} c_1 (N_{c+1} \dot{u}_1 - N_c \dot{u}_1)) (\dot{u}_g + N_c \dot{u}_1) + (-N_c k_1 (N_c u_1 - N_{c-1} u_1) - N_c c_1 (N_c \dot{u}_1 - N_{c-1} \dot{u}_1)) (\dot{u}_g + N_{c-1} \dot{u}_1) \right] dt \quad (48b)$$

$$1 E_I^1 = \int_0^\infty \left[(z k_1 (z u_1 - 1 u_1) + z c_1 (z \dot{u}_1 - 1 \dot{u}_1)) (\dot{u}_g + 1 \dot{u}_1) + (-1 k_1 u_1 - 1 c_1 \dot{u}_1) \dot{u}_g \right] dt \quad (48c)$$

$$N_c E_I^2 = \int_0^\infty \left[z(N_c \ddot{u}_2 - N_c \ddot{u}_1) (\dot{u}_g + N_c \dot{u}_1) - c_c (N_c \dot{u}_2 - N_c \dot{u}_1) (\dot{u}_g + N_c \dot{u}_1) + (-N_c k_2 (N_c u_2 - N_{c-1} u_2) - N_c c_2 (N_c \dot{u}_2 - N_{c-1} \dot{u}_2)) (\dot{u}_g + N_{c-1} \dot{u}_2) \right] dt \quad (48d)$$

$$1 E_I^2 = \int_0^\infty \left[(z k_2 (z u_2 - 1 u_2) + z c_2 (z \dot{u}_2 - 1 \dot{u}_2)) (\dot{u}_g + 1 \dot{u}_2) + (-1 k_2 u_2 - 1 c_2 \dot{u}_2) \dot{u}_g \right] dt \quad (48e)$$

$$E_I^3 = \int_0^\infty \left[c_c (N_c \dot{u}_2 - N_c \dot{u}_1)^2 \right] dt \quad (48f)$$

$$E_I^4 = \int_0^\infty \left[z(N_c \ddot{u}_2 - N_c \ddot{u}_1) (N_c \dot{u}_2 - N_c \dot{u}_1) \right] dt \quad (48g)$$

(48g)式も(32)式と同様、計算すると 0 となる。

次に、地動加速度に対する i 層の変位伝達関数を次式で定義する。

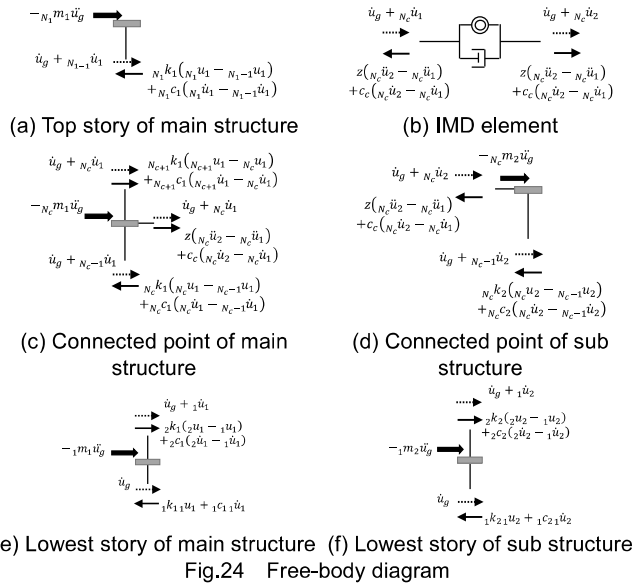
$$i U_1 = i H_{D1} \ddot{U}_g \quad (49)$$

(48a)~(48f)式をフーリエ変換・逆フーリエ変換して、(34)式と同様の以下の式で表現する。

$$i E_I^j = \int_0^\infty i F^{(j)}(\omega) |\ddot{U}_g(\omega)|^2 d\omega \quad (j = 1, 2, 3) \quad (50)$$

ここで、 $i F^{(j)}(\omega)$ はそれぞれ(51a)~(51f)式のようになる。

$$N_1 F^{(1)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[(i/\omega) (-N_1 k_1 - i\omega N_1 c_1) (N_1 H_{D1} - N_{1-1} H_{D1}) (1 - \omega^2 \overline{N_{1-1} H_{D1}})] \quad (51a)$$



$$N_c F^{(1)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[-i\omega z(N_c H_{D2} - N_c H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{N_c H_{D1}}) - c_c(N_c H_{D2} - N_c H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{N_c H_{D1}})] \quad (51b)$$

$$_1 F^{(1)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[-(i/\omega)(-N_{c+1}k_1 - i\omega_{N_{c+1}}c_1)(N_{c+1}H_{D1} - N_c H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{N_c H_{D1}}) + (i/\omega)(-N_c k_1 - i\omega_{N_c}c_1)(N_c H_{D1} - N_{c-1}H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{N_{c-1}H_{D1}})] \quad (51c)$$

$$N_c F^{(2)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[i\omega z(N_c H_{D2} - N_c H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{N_c H_{D1}}) + c_c(N_c H_{D2} - N_c H_{D1})(1 - \omega^2 \overline{N_c H_{D1}}) + (i/\omega)(-N_c k_2 - i\omega_{N_c}c_2)(N_c H_{D2} - N_{c-1}H_{D2})(1 - \omega^2 \overline{N_{c-1}H_{D2}})] \quad (51d)$$

$$_1 F^{(2)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[-(i/\omega)(-_2 k_2 - i\omega_2 c_2)(_2 H_{D2} - _1 H_{D2})(1 - \omega^2 \overline{_1 H_{D2}}) + (i/\omega)(-_1 k_2 - i\omega_1 c_2)_1 H_{D2}] \quad (51e)$$

$$F^{(3)}(\omega) = (1/\pi) \operatorname{Re}[\omega^2 c_c |N_c H_{D2} - N_c H_{D1}|^2] \quad (51f)$$

上記の式で定義される多質点系のエネルギー伝達関数について、4.3～4.4 節と同様、種々のタイプの入力に対する最適連結 IMD 量を解析的に求める。

入力が断層近傍地震動である場合の多質点系の入力エネルギーを検討する。二つの 1 質点系の場合の入力エネルギーの式(39)と同様に、主構造および副構造の総入力エネルギーは以下の式で表される。

$$E_t^j/V^2 = \sum_{i=1}^{N_i} \int_0^\infty {}_i F^{(j)}(\omega) (2 - 2 \cos \omega t_0) d\omega \quad (j = 1, 2) \quad (52)$$

Fig.25 に、5.1 節で用いたモデルのケース b (主構造 31 質点、副構造 21 質点) について、横軸にダブルインパルス間隔 t_0 をとり、慣性質量を変化させたときの主構造の総入力エネルギー E_t^1 を示す。なお、縦軸は $\sum mV^2$ で除して無次元化している。

二つの 1 質点モデルに対するダブルインパルスのクリティカルタイミングと比較すると、1.75sec (主構造 1 次モードの固有周期 3.5sec の 1/2 倍) 付近に最大ピークがあることは変わらないが、0.7sec (主構造 2 次モードの固有周期 1.4sec の 1/2 倍) 付近にもピークが存在する。また、連結 IMD 量を増大させると主構造 1 次モードに対応するピークの高さが低下するのに対し、主構造 2 次モードに対応するピークの高さは $\mu_z = 0.2$ 程度まで変化しない。

次に、入力が長周期・長時間地震動である場合の多質点系への入力エネルギーについて検討する。二つの 1 質点系の場合の入力エネルギーの式(43)と同様に、主構造および副構造の総入力エネルギーは以下の式で表される。

$$E_t^j/V^2 = \sum_{i=1}^{N_i} \int_0^\infty {}_i F^{(j)}(\omega) \left| 1 + \sum_{n=1}^{N-1} (-1)^n e^{-i\omega n t_0} \right|^2 d\omega \quad (j = 1, 2) \quad (53)$$

Fig.26 に、5.1 節で示したモデルのケース b (主構造 31 質点、副構造 21 質点) において、横軸にマルチインパルス間隔 t_0 をとり、慣性質量を変化させたときの主構造の総入力エネルギー E_t^1 を示す。なお、縦軸は $\sum mV^2$ で除して無次元化している。ダブルインパルスの

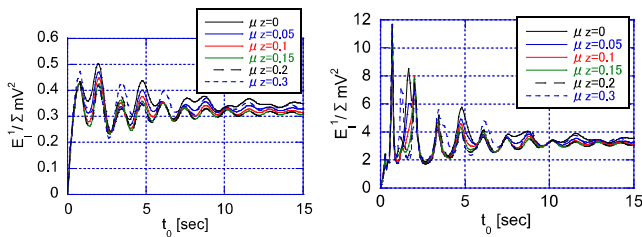


Fig.25 Input energy by double impulse (MDOF main str.)

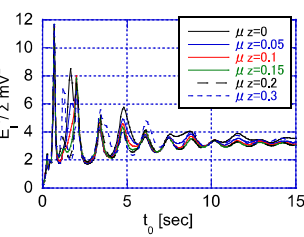
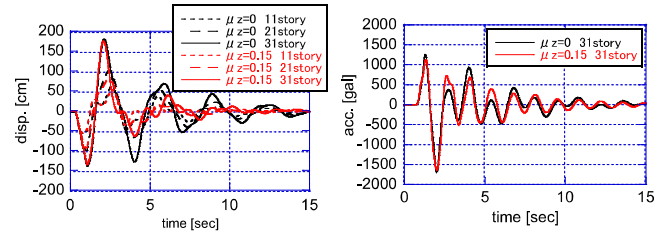


Fig.26 Input energy by multi impulse (MDOF main str.)

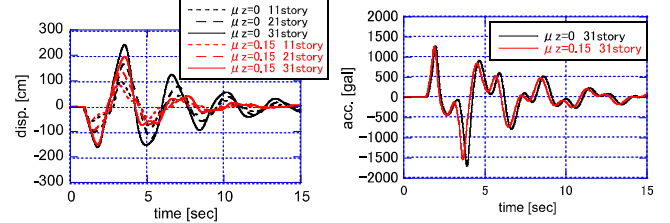
入力エネルギーと同様、1.75sec (主構造 1 次モードの固有周期 3.5sec の 1/2 倍) 付近および 0.7sec (主構造 2 次モードの固有周期 1.4sec の 1/2 倍) 付近にピークが存在する。連結慣性質量ダンパー量を増大させると主構造 1 次モードに対応するピークの高さが低下するのに対し、主構造 2 次モードに対応するピークの高さはほとんど変化しない。

5.1 節で示したモデルのケース b (主構造 31 質点、副構造 21 質点) において、ピークとなる間隔でダブルインパルスとマルチインパルスを入力したときの時刻歴応答波形を Fig.27～30 に示す。

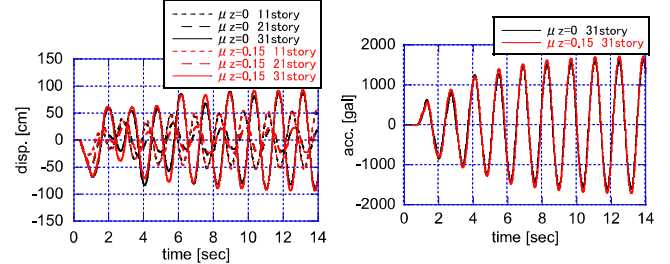
Fig.27 に示すダブルインパルス間隔 $t_0 = 0.7$ sec では、Fig.25 で確認されたように、連結 IMD により主構造への入力エネルギーは低減しないが、最大応答以降の後揺れ変位は減少しており、連結 IMD による応答低減効果が発揮されている。また、Fig.28 や Fig.30 に示す連結 IMD により主構造入力エネルギーが低減するインパルス間隔 $t_0 = 1.75$ sec では、最大変位応答や後揺れ応答が減少しており、同じく連結 IMD による応答低減効果が発揮されている。一方で、



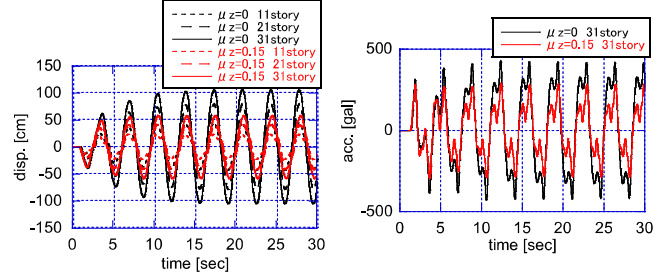
(a) Disp. of main structure (b) Top acc. of main structure
Fig.27 Double impulse input ($t_0 = 0.7$ sec, $V = 200$ cm/sec)



(a) Disp. of main structure (b) Top acc. of main structure
Fig.28 Double impulse input ($t_0 = 1.75$ sec, $V = 200$ cm/sec)



(a) Disp. of main structure (b) Top acc. of main structure
Fig.29 Multi impulse input ($t_0 = 0.7$ sec, $V = 50$ cm/sec)



(a) Disp. of main structure (b) Top acc. of main structure
Fig.30 Multi impulse input ($t_0 = 1.75$ sec, $V = 100$ cm/sec)

Fig.29 に示すマルチインパルス間隔 $t_0 = 0.7\text{sec}$ では、Fig.26 で確認されたように連結 IMD により主構造への入力エネルギーが低減せず、応答波形も連結 IMD なしの場合とほとんど変化がない。

次に、5.1 節で定義した建物ケース a, b, c に対し、入力がダブルインパルスおよびマルチインパルスであるときの主構造総入力エネルギーを Fig.31~32 にそれぞれ示す。ここで、図は連結 IMD 量 μ_z をパラメータとしており、図中に示した μ_z を変動させたときに、入力エネルギーの値が変化する範囲の入力エネルギーの最大値を最小とする μ_z を最適 μ_z と定義した。また、最適 μ_z のときの入力エネルギーを赤線で表示した。

以上の多質点連結モデルおよび、二つの 1 質点連結モデルの各手法で求めた最適 μ_z を Table 2 に示す。二つの 1 質点連結モデルでは、定点理論に基づき求めた従来の最適 μ_z に比べ、エネルギーに基づき求めた最適 μ_z の値が 1.7 倍~1.9 倍程度となったが、多質点連結モデルでは、各手法による最適 μ_z の差が比較的小さい結果となった。

5. 4 時刻歴応答解析による最適連結 IMD 量の妥当性の検証

5.1 節で定義した多質点連結モデルを用いて時刻歴応答解析を行い、各手法で求めた最適 μ_z の値の妥当性を検証する。なお、入力地震動は 4.5 節と同様、パルス性地震動のノースリッジ地震波および長周期長時間地震動の CH1 とする。また、層間変形角算出用の階高は 4m とした。

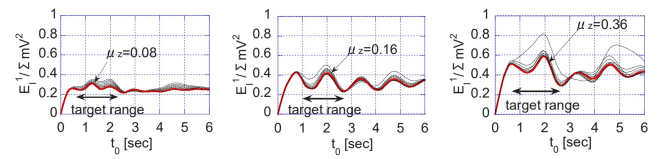
Fig.33 にノースリッジ地震波入力時の最大層間変形角を、Fig.34 にその時の後揺れ(10 秒以降)の最大層間変形角を、Fig.35 に CH1 入力時の最大層間変形角をそれぞれ示す。また、図中赤線は連結慣性質量ダンパーにより応答を最も低減できていると考えられるときの μ_z を示す。ノースリッジ地震波入力時の最大層間変形角は μ_z を変化させてもほとんど変化が無いのに対し、後揺れ最大層間変形角は変化が大きい。また、CH1 入力時の最大層間変形角は μ_z を変化させると変化が大きい。Fig.34(c)や Fig.35(c)より、ケース c のように連結層が低い場合、定点理論で求めた最適 μ_z に比べエネルギーで求めた最適 μ_z の方が、連結層より上層の応答を抑えられることがわかる。一方、ケース a やケース b では、定点理論で求めた最適 μ_z とエネルギーで求めた最適 μ_z の差は小さく、定点理論で求めた最適 μ_z のときに最も応答低減効果が高い。定点理論で求めた最適 μ_z は、連結層付近の応答倍率の最大値を最小化するものであり、連結層が低く突出部が多い場合はエネルギーで求めた最適 μ_z に比べ突出部の応答が大きくなる恐れがあることを示している。

6. 結

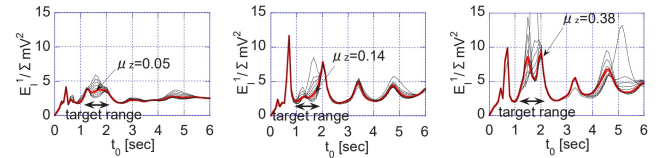
慣性質量ダンパー (IMD) を連結部に用いた連結制振構造について、運動方程式や伝達関数、エネルギー量に着目して応答低減特性の検討を行い、以下の結論を得た。

- 1) IMD を地面と建物の間に用いた場合は入力低減効果が得られることが知られているが、連結部に設けた場合には同様の効果を得ることができない。
- 2) IMD を用いて連結することで、2 棟の固有周期の伸長効果が得られる。連結部の IMD 量を増加させると、1 次モードの有効質量が低下し、2 次モードの有効質量が全質量の和に収束する。
- 3) IMD 連結を用いて、副構造の振動を主構造に同調させる副構造

TMD 連結制振を提案した。従来のオイルダンパーを用いた連結制振は、2 棟の質量比および固有周期比に依存する定点の高さより応答倍率を下げるのが困難であるが、IMD を用いて連結することで定点の高さを下げることが可能である。



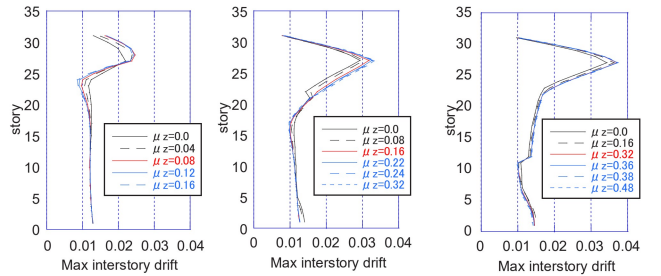
(a) case a (b) case b (c) case c
Fig.31 Input energy by double impulse for varied t_0 (MDOF)



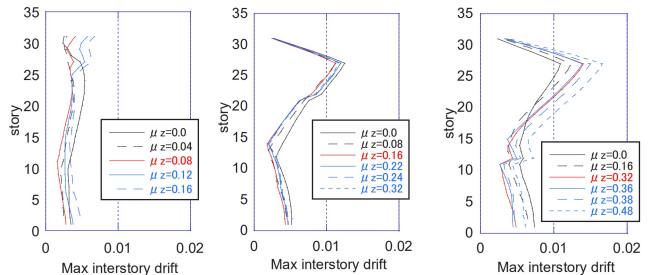
(a) case a (b) case b (c) case c
Fig.32 Input energy by multi impulse for varied t_0 (MDOF)

Table 2 Optimal value μ_{zopt} of IMD by various methods

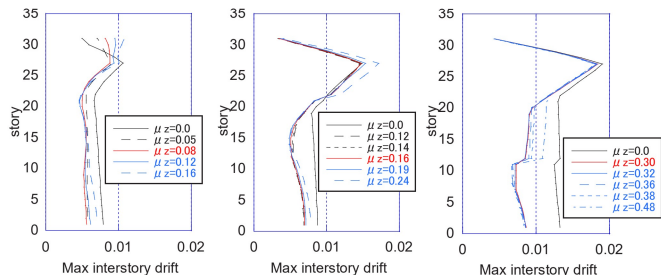
method	SDOF model	MDOF model		
		case a	case b	case c
Fixed-point theory	0.20	0.08	0.16	0.38
double impulse	0.36	0.08	0.16	0.36
multi impulse	0.38	0.05	0.14	0.38



(a) case a (b) case b (c) case c
Fig.33 Maximum interstory drift angle under Northridge wave



(a) case a (b) case b (c) case c
Fig.34 Maximum interstory drift angle under Northridge wave (after main input)



(a) case a (b) case b (c) case c
Fig.35 Maximum interstory drift angle under CH1 wave

- 4) 二つの 1 質点連結モデルにおいて、エネルギー伝達関数、断層近傍地震動を模擬したダブルインパルス、長周期長時間地震動を模擬したマルチインパルスを用いて、IMD で連結した場合の入力エネルギー特性を解明した。IMD はエネルギーを吸収せず、主構造（長周期側）のエネルギーを副構造（短周期側）に移行させる効果がある。
- 5) ダブルインパルス入力時、マルチインパルス入力時のエネルギーを最小化する最適連結 IMD 量、および定点理論による最適連結 IMD 量はそれぞれ異なる。ダブルインパルス入力時の入力エネルギーを最小化する最適 IMD 量は、複数のモードの相関を考慮可能であり、パルス性地震動入力時の後揺れを抑える効果が存在する。また、定点理論を用いた最適 IMD 量に比べ、マルチインパルス入力時の入力エネルギーを最小化する最適 IMD 量の方が、長周期地震動入力時の変位応答を低減可能である。
- 6) 主構造と副構造をそれぞれ 1 質点に縮約した際の主構造の定点高さを揃える最適 IMD 量の導出手法を、多質点連結モデルに適用する方法を提案した。建物パラメータが同一の場合、連結層が下層であるほど必要連結 IMD 量が増加する。一方、連結部の定点高さが概ね揃うが、突出部の定点高さは揃わない。すなわち、提案した IMD 量は突出部に対して過大であると考えられる。高次モードを考慮する場合や、複数層にわたって連結する場合の最適 IMD 量の導出および連結 IMD と連結オイルダンパーの同時最適化は今後の課題である。
- 7) エネルギーを用いた最適連結 IMD 量の導出手法を多質点連結モデルに拡張した。エネルギーを用いた手法は、対象建物の全層の応答に着目することができるため、特に低層部で連結し突出部を有する建物に対し有効である。また、連結 IMD はパルス性地震動の最大層間変位応答低減効果は小さいが、後揺れ低減効果は大きい。

なお、本論文では IMD の軸剛性ばねやボールねじの摩擦による影響を考慮していない。軸剛性ばねを考慮すると IMD と付加振動系を構成することとなり、付加振動系の固有周期と建物の固有周期が近接する場合は共振による応答への影響を考慮する必要がある。ボールねじの摩擦力は一般的に IMD のダンパー耐力の数%程度であるため、本論文では摩擦の影響を無視した。一方、入力地震動のレベルが小さい場合は摩擦の影響が無視できない可能性がある。

また、本論文で扱った解析モデルは建物の塑性化を考慮していないため、弾性範囲内を対象とする。塑性化を考慮する場合には、等価線形化手法により想定する地震動レベルに応じて等価剛性を算出し、等価剛性を用いて本論文の最適連結 IMD 量算出法を適用する方法が考えられる。塑性化を考慮することによる最適連結 IMD 量の変動や地震応答低減効果の変動に関するロバスト性の検証については、今後の課題とする。

参考文献

- 1) Fukumoto, Y., Nishimura, K., Sasamoto, K. and Kataoka, M.: Structural Design of High-Rise RC Buildings using Coupled Vibration Control System, GBRC, 42(3), pp.5-14, 2017.7 (in Japanese)
福本義之, 西村勝尚, 笹元克紀, 片岡大: 連結制振構造を利用した超高層 RC 造建物の構造設計, GBRC, 42(3), pp.5-14, 2017.7
- 2) Takewaki, I. and Tsuji, M.: Fundamental properties on earthquake input energy to two structures connected by passive dampers, Journal

- of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.616, pp.81-87, 2007.6 (in Japanese)
- 竹脇 出, 辻 聖晃: 連結制震ダンパーを有する構造物群へ入力される地震エネルギーの基本特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 616 号, pp.81-87, 2007.6
- 3) Fukumoto, Y., Sakaguchi, K. and Takewaki, I.: Optimum damper determination in vibration-controlled connected buildings based on energy transfer mechanism, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures II, pp.713-714, 2014.7 (in Japanese)
福本義之, 坂口和大, 竹脇 出: エネルギー伝達特性に基づく連結制振における最適ダンパー量の決定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.713-714, 2014.7
- 4) Murase, M., Fujita, K., Tsuji, M., Takewaki, I.: Hybrid system of base isolation and building connection for control robust for broad-type earthquake ground motions, Journal of Structural Engineering, AIJ, 60B, pp.413-422, 2014.3 (in Japanese)
村瀬 充, 藤田皓平, 辻 聖晃, 竹脇 出: 幅広いタイプの地震動にも頑強な免震と連結制振のハイブリッド構造, 構造工学論文集, Vol.60B, pp.413-422, 2014.3
- 5) Hayashi, K., Mitsuda, E., Fujita, K., Tsuji, M. and Takewaki, I.: Mechanism of response reduction in hybrid control system of base-isolated building connected to free-wall with damper, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 82 No. 737, pp.1023-1033, 2017.7 (in Japanese)
林 晃平, 満田衛資, 藤田皓平, 辻 聖晃, 竹脇 出: 免震・連結制振ハイブリッド構造の振動低減のメカニズム, 日本建築学会構造系論文集, 82 巻, No.737, pp.1023-1033, 2017.7.
- 6) Kageyama, M., Yasui, Y. and Seto, K.: The principal solutions of connecting spring and damper for optimum vibration control under several criteria, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.529, pp.97-104, 2000.3 (in Japanese)
蔭山 満, 安井 謙, 青戸一登: 連結制振の基本モデルにおける連結バネとダンパーの最適解の誘導, 日本建築学会構造系論文集, 第 529 号, pp.97-104, 2000.3
- 7) Seto, K. and Matsumoto, Y.: Vibration control of multiple connected buildings using active controlled bridges, Proc. World Conf. Struct. Control, 3 (2002-8), pp.253-261, Wiley., 2003.3
- 8) Yang, G., Iwasaki, R. and Takada, T.: Partitioning of mass and frequency ratio space based on invariant point theory of connected buildings and derivation of optimum parameters, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.617, pp.71-76, 2007.7 (in Japanese)
楊 貴君, 岩崎良二, 高田毅士: 連結構造物における定点理論に基づく質量比一周波数比空間の領域分類と最適パラメータの誘導, 日本建築学会構造系論文集, No.617, pp.71-76, 2007.7
- 9) Mitsuda, E., Ohbushi, M., Tsuji, M. and Takewaki, I.: Fundamental properties on eigenvibration and damping in connected building structures, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.79, No.696, pp.227-236, 2014.2 (in Japanese)
満田衛資, 大淵充紀, 辻 聖晃, 竹脇 出: 連結制振構造を用いた建物の固有振動および減衰に関する基本特性, 日本建築学会構造系論文集, 79 巻, No.696, pp.227-236, 2014.2
- 10) Kurose, R., Hata, I. and Hondou, Y.: A basic study on seismic retrofitting system by response control frame of coupling type, Part4.Method of coupled seismic response control system on intermediate-level, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures II, pp.319-320, 2016.7 (in Japanese)
黒瀬梨加, 秦 一平, 本藤 洋介: 連結型制震フレーム改修工法に関する基礎的研究, その 4 中間層連結制震システムによる制震改修方法, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.319-320, 2016.7
- 11) Kageyama, M. and Seto, K.: A study on optimal damping system for connected double structures (part2 vibration control theory for connected structures with rotational inertia device), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan,

- B-2, Structures II pp.433-434, 2001.7 (in Japanese)
蔭山 満, 背戸一登: 連結構造物の最適制振に関する研究(その 11)回転慣性型の連結機構を用いた連結制振理論, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.433-434, 2001.7
- 12) Ogino, A., Furuhashi, T., Aburano, M. and Oshiyama, I.: Fundamental study on coupled vibration control system with dynamic mass damper (part 1~3), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, B-2, Structures II, pp.719-724, 2011.7 (in Japanese)
荻野 瑛, 古橋 剛, 油野球子, 押山育未: D.M.を用いた連結制振に関する基礎的研究(その 1~3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.719-724, 2011.7
- 13) Maruo, J., Fujitani, H. and Ito, M.: Semi-active control of coupled vibration control structure with rotary inertia mass damper, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures II, pp.683-684, 2015.7 (in Japanese)
丸尾純也, 藤谷秀雄, 伊藤麻衣: 回転慣性質量ダンパーによる連結制振構造の基本特性とセミアクティブ制御・可変減衰と可変回転慣性質量によるセミアクティブ制御・, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.683-684, 2015.7
- 14) Takewaki, I., Murakami, S., Yoshitomi, S. and Tsuji, M.: Fundamental mechanism of earthquake response reduction in building structures with inertial dampers, Struct. Control Health Monitoring, 19(6), pp.590-608, 2012.10
- 15) Furuhashi, T. and Ishimaru, S.: Response control of multi-degree system by inertial mass, Study on response control by inertial mass No.2, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.601, pp.83-90, 2006.3 (in Japanese)
古橋剛, 石丸辰治: 慣性接続要素による多質点振動系の応答制御 慣性接続要素による応答制御に関する研究 その 2, 日本建築学会構造系論文集, 第 601 号, pp.83-90, 2006.3
- 16) Saito, K., Kurita, S. and Inoue, N.: Optimum response control of 1-DOF system using linear viscous damper with inertial mass and its Kelvin-type modeling, Journal of Structural Engineering, 53B, pp.53-66, 2007.3 (in Japanese)
斉藤賢二, 栗田 哲, 井上範夫: 慣性接続要素を利用した線形粘性ダンパーによる一質点構造の最適応答制御と Kelvin モデル化手法に関する考察, 構造工学論文集, Vol.53B, pp.53-66, 2007.3
- 17) Isoda, K., Hanzawa, T. and Tamura, K.: A study on response characteristics of a SDOF model with rotating inertia mass dampers, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.74, No.642, pp.1469-1476, 2009.8 (in Japanese)
磯田和彦, 半澤徹也, 田村和夫: 慣性質量ダンパーを組合せた応答低減機構による 1 質点系振動モデルの応答特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 74 巻, 第 642 号, pp.1469-1476, 2009.8
- 18) Makris, N., Kampas, G.: Seismic protection of structures with supplemental rotational inertia, J. Eng. Mech, ASCE, 142(11), 2016.11
- 19) Lazar, I.F., Neild, S.A. and Wagg, D.J.: Inerter-based vibration suppression systems for laterally and base-excited structures, Proc. EURODYN 2014, pp.1525-1530, 2014.7
- 20) Zhang, SY, Jiang, JZ, Neild, SA.: Passive vibration control: a structure-immittance approach. Proc. R. Soc. A 473: 2017.5
- 21) De Domenico, D. and Ricciardi, G.: Earthquake protection of existing structures with limited seismic joint: Base isolation with supplemental damping versus rotational inertia, Adv. in Civil Eng., 2018.3
- 22) Li, L and Liang, Q.: Effect of inerter for seismic mitigation comparing with base isolation. Struct. Control Health Monit. 2019.10
- 23) Kojima, K., Fujita, K. and Takewaki, I.: Critical double impulse input and bound of earthquake input energy to building structure. Front. Built Environment, 1: 5, 2015.6
- 24) Kojima, K. and Takewaki, I.: Closed-form critical earthquake response of elastic-plastic structures with bilinear hysteresis under near-fault ground motions, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.81, No.726, pp.1209-1219, 2016.8 (in Japanese)
小島紘太郎, 竹脇 出: バイリニア型復元力特性を有する弾塑性構造物の断層近傍地震動に対する極限応答の閉形表現, 日本建築学会構造系論文集, 81 巻, 第 726 号, pp.1209-1219, 2016.8
- 25) Fukumoto, Y. and Takewaki, I.: Critical demand of earthquake input energy to connected building structures, Earthq. Struct., 9(6), pp.1133-1152, 2015.12
- 26) Seto, K.: Vibration control of Structures, CORONA PUBLISHING CO. LTD. 2006.4 (in Japanese)
背戸一登: 建造物の振動制御, コロナ社, 2006.4

OPTIMAL SPECIFICATIONS OF INERTIAL MASS DAMPER USED FOR BUILDING CONNECTION SYSTEM

Mitsuru MURASE^{*1} and *Izuru TAKEWAKI*^{*2}

^{*1} Research Engineer, Institute of Technology, Shimizu Corporation, M.Eng. /
Grad. Student, Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ.

^{*2} Prof., Dept. of Architecture and Architectural Eng., Kyoto Univ., Dr.Eng.

A vibration control system using building connection is one of the most popular methods in passive structural control of building structures. Most of the previous researches on this subject deal with buildings connected by steel dampers or oil dampers. There is a limited number of papers which deal with buildings connected by inertial mass dampers (IMD). It is well known that IMD has some advantageous properties, i.e. an input reduction effect, a lengthening effect of natural period and a tuning damping effect. While IMD between two buildings does not have the input reduction property, the response of a building with longer natural period can be reduced more effectively than the building connecting by steel dampers or oil dampers due to the lengthening property of natural period and the tuning damping effect. However, many previous researches are based on the frequency-domain formulation using a two-mass connection model and the effects of higher modes and connection height are not always taken into consideration. In addition, there is no research focusing on the energy characteristics of buildings connected by IMD. We propose a substructure tuned-mass-damper (TMD) connection damping system in this paper. In this system, the substructure vibration is synchronized with the main structure by connecting with IMD. It may be difficult to reduce the response transfer function from the height of the so-called fixed point by connecting with oil dampers. On the contrary, it may be possible to reduce the height of the fixed point by connecting with IMD.

The purpose of this paper is to clarify the damping effect and the optimal properties of IMD between two buildings. The optimal quantity of IMD is obtained by using the fixed-point theory and the energy analysis for a two-mass connection model and an MDOF connection model. Its validity is verified by time history analysis. IMD between two buildings does not absorb energy, but it transfers energy from the building with longer natural period to the building with shorter natural period. It is shown that too much quantity of IMD makes two buildings getting rigid and an effect of oil dampers parallel to IMD is getting worse. We dealt with multiple analysis models with different connection heights. The numerical analysis showed that the optimal quantity of IMD in the buildings connected at higher levels is larger than that in the buildings connected at lower levels. The optimal quantity of IMD that minimizes the input energy into the main structure is made clear by using the energy-based method for a double impulse (a representative of a pulse-like earthquake ground motion) and a multi-impulse (a representative of long-duration and long-period earthquake ground motion). The maximum response under pulse-like motions cannot be reduced by connecting with IMD. However, the effect of reducing the vibration amplitude after the maximum response is remarkable. In addition, the reduction rate of the maximum response to long-duration and long-period ground motions is large. The energy analysis method can consider the effects of higher modes and the vibration after the maximum response. The optimal quantity of IMD derived by using the energy analysis is shown to be the most effective for the reduction of response especially when connecting at lower levels. It is concluded finally that the method using the energy transfer function is effective for the buildings connected by IMD.

(2021 年 1 月 8 日原稿受理, 2021 年 3 月 12 日採用決定)