

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	複層ダブルレイヤー配置のオイルダンパーをもつ制振構造の解析検討
Title(English)	Analytical study of a building structure damped with oil dampers arranged in multi-story double layer
著者(和文)	上野史也, 渡井一樹, 佐藤大樹, 笠井和彦, 佐分利和宏, 前田達彦, 増田寛之, 濱田明俊
Authors(English)	Fumiya Ueno, Kazuki Watai, Daiki Sato, Kazuhiko Kasai, Kazuhiro Saburi, Tatsuhiko Maeda, Hiroyuki Masuda, Akitoshi Hamada
出典 / Citation	日本建築学会関東支部研究報告集, , , pp. 481-484
Citation(English)	, , , pp. 481-484
発行日 / Pub. date	2020, 3

複層ダブルレイヤー配置のオイルダンパーをもつ制振構造の解析検討

構造—振動

制振構造 オイルダンパー 2層跨ぎ
複層ダブルレイヤー配置 大振幅地震動正会員 ○ 上野史也*¹正会員 渡井一樹*²〃 佐藤大樹*³〃 笠井和彦*⁴〃 佐分利和宏*⁵〃 前田達彦*⁵〃 増田寛之*⁵〃 濱田明俊*⁵

1. はじめに

近年、南海トラフ地震による長周期地震動¹⁾や直下型地震動など、これまでの設計レベルを大きく上回る地震動(大振幅地震動²⁾)の発生が予測されている。そのため、超高層建物においても、より高い耐震性が求められる。その対策の1つとして、オイルダンパーを用いた制振設計が挙げられるが、対象となる建物によっては、層間変形角を目標値以内に収めるという十分な制振効果が得られるダンパー量を分配できない場合がある。筆者らは、「ダンパー量」を「ダンパーの粘性係数より得られる損失剛性」と定め、各層でダンパー量の上限值がある場合でも、十分な制振効果を発揮できる単層配置(図1(a))の設計法を提案した³⁾。

一方、オイルダンパーのリリース荷重とコストの関係に着目した例として、竹脇らは、リリース荷重を変数として最適設計を行うことで、コストを最小限に抑えながら十分な制振効果を得る設計法を提案した^{4),5)}。その他、コストを削減する手法として、単層配置よりも小さなリリース荷重のダンパーを用いても、ダンパーにより大きな変形が入力されることで単層配置と同等の制振効果が期待できる複層シングルレイヤー配置または複層ダブルレイヤー配置の使用が挙げられる(図1(b), (c))。さらに、複層ダブルレイヤー配置(図1(c))は1構面に千鳥型でダンパーを配置するため、より少ない設置構面で十分な制振効果を期待できる構造であると考えられる。

そこで、本報では、筆者らの手法³⁾で設計した単層配置を基に、複層ダブルレイヤー配置をもつ制振モデルを作成し、その制振効果や減衰特性を検討する。

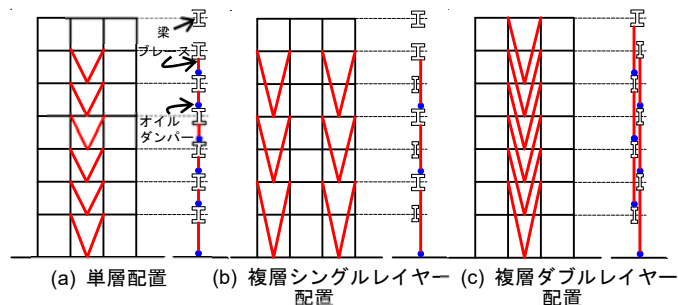


図1 ダンパー配置概念図

2. 非制振モデルおよび入力地震動概要

本報で用いる建物モデルは、文献3)で用いたモデルと同様である。以下に建物モデルの概要を記す。

2.1 非制振モデル概要

図2に非制振モデルの軸組図および基準階平面図を示す。非制振モデルは、地上37階、建物高さ146.1mで、平面プランは各階同一の片コア形式である。長辺方向をX方向、短辺方向をY方向としており、本報では、X方向を検討対象とする。図2に示すように、Y3構面のX4~X7スパンの高さ方向のみにダンパーが設置可能であると仮定する。梁断面は、最大でH・850×350×19×32、最小でH・700×250×12×19であり、柱断面は、最大で□・700×700×65×65、最小で□・700×700×25×25であり、柱梁の鋼種はSM490としている。なお、非制振モデルのX方向の固有周期は、1次4.82s、2次1.67s、3次0.99sである。

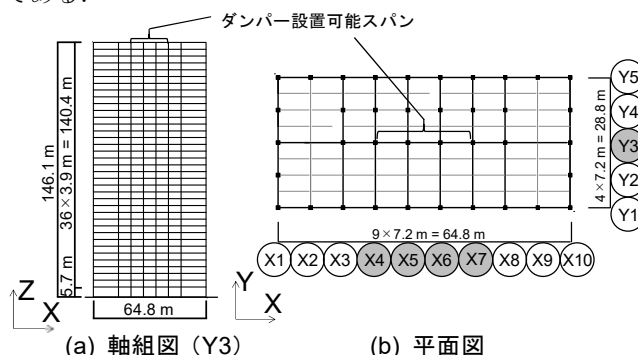


図2 検討対象モデル概要

2.2 入力地震動概要

本報では、大阪地方の基盤促波であるOS2とレベル2相当告示波のART KOBE(1995年兵庫県南部地震NS位相)のある設計地の地盤の増幅を考慮した地震波について検討を行う。以降、地震動名末尾の-Tは、地盤増幅を考慮したことを表す。図3(a)~(c)に変位、速度および加速度応答スペクトルを示し、非制振モデルのX方向の1~3次の固有周期を併記する。図3より、OS2-TとART KOBE-Tの応答スペクトルの値は1.0s~5.0sの周期帯で非常に大きな値となることがわかる。これらの地震動を非制振モデルに

Analytical study of a building structure damped with oil dampers arranged in multi-story double layer

UENO Fumiya, WATAI Kazuki, SATO Daiki,
KASAI Kazuhiko, SABURI Kazuhiro, MAEDA Tatsuhiko
MASUDA Hiroyuki, HAMADA Akitoshi

入力した時、OS2-Tでは概ね1次モードで振動して下層部で、ART KOBE-Tでは1次モードと2次モードが同時に励起されて中高層部で、変形が増大することを確認している。

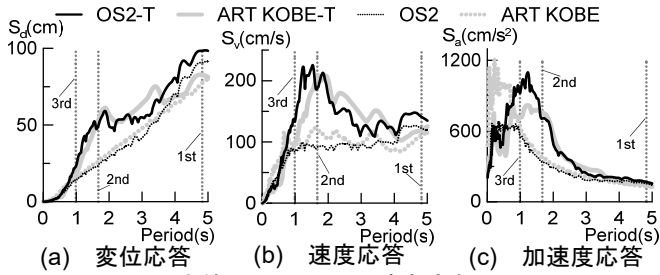


図3 応答スペクトル(減衰定数:0.05)

3. 制振モデルの作成

3.1 単層配置と複層ダブルレイヤー配置の作成

図4に文献3)を参考に設計した単層配置のY3構面軸組図を示す。なお、1質点系に縮約した単層配置の等価減衰定数 ζ_{eq} は0.106であった。また、選定するオイルダンパー諸元は全層で同じとし、リリーフ荷重 $F_{dy} = 1800\text{kN}$ 、1次粘性係数 $C_d = 1200\text{kN} \cdot \text{s/cm}$ 、リリーフ速度 $\dot{u}_{dy} = 1.5\text{cm/s}$ 、2次粘性比 $p = 0.02$ で、設置方法はシアリンク型を用いる。以上より、4~7層には1スパンに1基、11~30層には1スパンに2基のオイルダンパーを配置した。なお、取り付けプレースの断面は、高さ方向で一律 $300 \times 300 \times 19$ (断面積 $A = 201.2\text{cm}^2$)とする。次いで、設計された単層配置と同じダンパー配置のまま、図4(b)のように、取り付けプレースの設置方法を変えて、複層ダブルレイヤー配置を作成した。

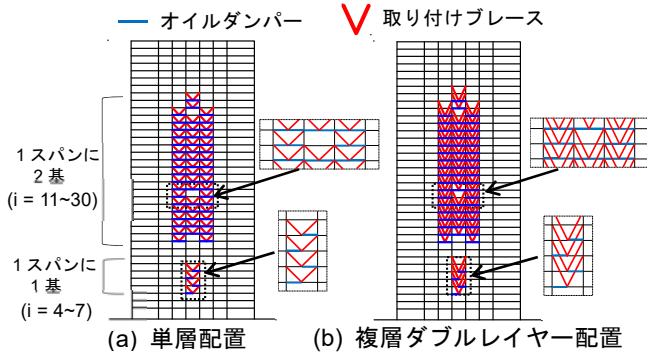


図4 オイルダンパー配置方法(Y3構面 軸組図)

3.2 複層ダブルレイヤー配置のダンパー諸元

図5にオイルダンパーの諸元を示す。基準となるダンパー諸元は単層配置と同様とし、 $\dot{u}_{dy}$ を固定して C_d と F_{dy} を変化させたダンパー諸元の配置を3ケース作成する。本報では、これらのダンパーを用いた複層ダブルレイヤー配置の解析検討により、 C_d と F_{dy} (本報では、これら2変数を「ダンパー量」とする)が制振効果や減衰特性に与える影響を明らかにする。

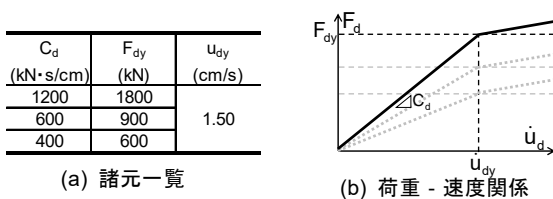


図5 オイルダンパーの諸元

3.3 等価支持材変形比の算出

等価支持材変形比 λ_i とは、ダンパー内部剛性 K_d と取り付け部材剛性 K_b の直列剛性である等価支持材剛性 K_{bi}^* に対する C_d と主架構の円振動数 ω_f の積の比のことをいい、粘性要素の変形のしにくさを表す。図6に示すように、1スパンに1基設置と2基設置とでは λ の算出法が異なる。 i 層の λ は次式で表される。

$$\lambda_i = \frac{C_{di} \omega_f}{K_{bi}^*} \quad (i = 4 \sim 7)$$

$$\lambda_i = \frac{2C_{di} \omega_f}{K_{bi}^*} \quad (i = 11 \sim 30) \quad (1a, b)$$

上式中の K_{bi}^* はそれぞれ次式で表される。

$$K_{bi}^* = \frac{2K_{bi} \cdot K_{di}}{2K_{bi} + K_{di}} = \frac{2K_{bi} K_{di}}{2K_{bi} + K_{di}} \quad (i = 4 \sim 7)$$

$$K_{bi}^* = \frac{2K_{bi} \cdot 2K_{di}}{2K_{bi} + 2K_{di}} = \frac{2K_{bi} K_{di}}{K_{bi} + K_{di}} \quad (i = 11 \sim 30) \quad (2a, b)$$

さらに、上式中の K_{bi} と K_{di} はそれぞれ次式で表される。

$$K_{bi} = \hat{K}_{bi} \cos^2 \theta_i, \quad K_{di} = C_{di} \beta_i \quad (3, 4)$$

ここに、 $\hat{K}_{bi}$ は取り付けプレースの軸剛性、 θ_i は取り付けプレースと床のなす角度、 β_i はダンパー内部剛性係数を表す。本報での K_{di} はいずれのダンパー諸元でも $(C_{di}, \beta_i) = (1200, 4.5)$ と同様の 5400kN/cm としているため、 C_{di} が変化すれば β_i も変化する。

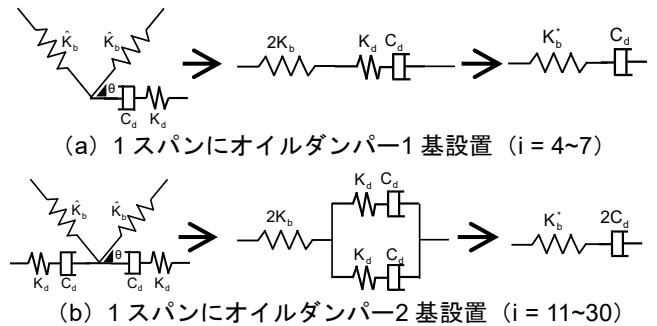


図6 シアリンク型オイルダンパーの力学モデル

以上の式を用いて算出した λ_i の一覧を表1に示す。本報では、単層配置と複層ダブルレイヤー配置の双方に同じ断面の取り付けプレースを使用している。複層ダブルレイヤー配置の取り付けプレースは単層配置よりプレース長さは長く、取り付け角度は大きくなるため、同仕様のダンパーを用いた場合には、複層ダブルレイヤー配置は、 K_b^* が小さくなり、単層配置よりも λ が大きくなる。

表1 等価支持材変形比一覧

C_d ($\text{kN} \cdot \text{s/cm}$)	λ_i			
	単層配置		複層ダブルレイヤー配置	
	$i = 4 \sim 7$ (-)	$i = 11 \sim 30$ (-)	$i = 4 \sim 7$ (-)	$i = 11 \sim 30$ (-)
1200	0.727	0.508	2.145	1.217
600	-	-	1.217	0.754
400	-	-	0.908	0.599

4. 地震応答解析

4.1 解析条件

本報では、主架構弾性で解析を行う。また、主架構の減衰はX方向1次(全体2次)の固有周期に対して2%となる剛性比例で与えられ、解析刻み Δt は0.01とした。

4.2 最大応答値

図7にOS2-TまたはART KOBE-Tを複層ダブルレイヤー配置に入力したときの最大層間変形角 $R_{i,max}$ と最大層せん断力 $Q_{i,max}$ を示す。なお、比較対象として単層配置の応答値を併記している。

図7(a)より、OS2-T入力時の複層ダブルレイヤー配置について、基準ケースである $(C_d, F_{dy}) = (1200, 1800)$ の場合、より多くのダンパーが設置されている11~30層の $R_{i,max}$ が低減する一方で、1~10層の $R_{i,max}$ が増大され、 λ_i が大きいことから、 $R_{i,max}$ が小さい層でも $Q_{i,max}$ は他ケースより大きくなる。ダンパー量を低減させた $(C_d, F_{dy}) = (600, 900)$ の場合、11~30層の $R_{i,max}$ は基準ケースと概ね一致し、1~10層の $R_{i,max}$ は単層配置と一致している。 $(C_d, F_{dy}) = (400, 600)$ までダンパー量を低減させる場合では、11~30層の $R_{i,max}$ が基準ケースよりも増大したが、 $Q_{i,max}$ は $(C_d, F_{dy}) = (600, 900)$ と概ね一致する。単層配置と複層ダブルレイヤーの比較について、単層配置の $(C_d, F_{dy}) = (1200, 1800)$ と複層ダブルレイヤー配置の $(C_d, F_{dy}) = (600, 900)$ の $R_{i,max}$ と $Q_{i,max}$ が概ね一致する。

図7(b)より、ART KOBE-T入力時の複層ダブルレイヤー配置について、基準ケースである $(C_d, F_{dy}) = (1200, 1800)$ の場合、OS2-T入力時と同様に、より多くのダンパーが設置されている11~30層の $R_{i,max}$ が低減する一方で、1~10層の $R_{i,max}$ が増大するという傾向がみとれる。基準ケースからダンパー量を低減させていく

と、11~30層の $R_{i,max}$ が増大し、1~10層の $R_{i,max}$ が低減する傾向もOS2-T入力時と同様である。しかし、これらの傾向はOS2-T入力時よりもART KOBE-T入力時の程度が大きい。これは、ART KOBE-T入力時に、1次モードと2次モードの応答が同時に励起され、中高層部に変形が集中することが一因であると考えられる。なお、 $Q_{i,max}$ の傾向もOS2-T入力時と同様である。

5. 自由振動による減衰特性の評価

本章では、対数減衰率を用いて自由振動時の減衰特性を算定し、複層ダブルレイヤー配置の制振効果を評価する。

5.1 対数減衰率の概要

本報では、1次周期で自由振動させたときの建物頂部変位を用いて減衰定数を算定する。自由振動のときの対数減衰率を算出し、次式より減衰定数 ζ を算定する⁷⁾。

$$\zeta_n = \frac{\log d_n}{2\pi}, \quad d = \frac{y_n}{y_{n+1}} \quad (5a,b)$$

ここに、 d_n は自由振動の振幅比、 y_n は建物頂部変位である。

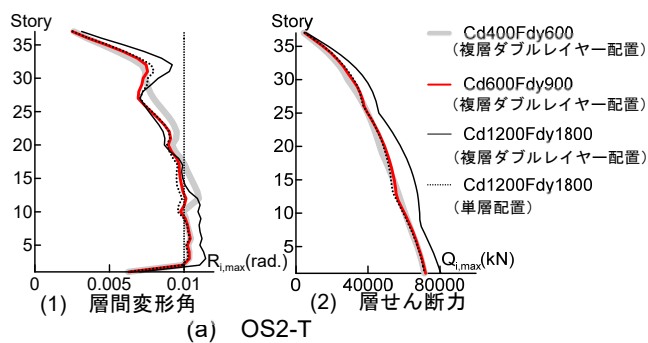
5.2 減衰特性の評価

図8に複層ダブルレイヤー配置の減衰定数 ζ -等価層間変形角 $\bar{R}$ 関係を示す。なお、比較対象として単層配置の値を併記している。層間変形角が全層一定とみなしたときの建物全体の等価な変形角である $\bar{R}$ は次式で表される。

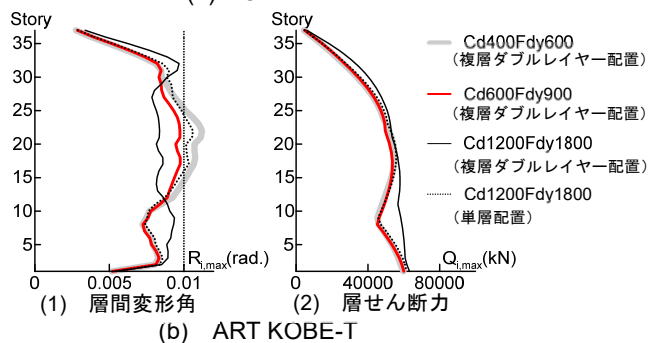
$$\bar{R} = \frac{|y_n|}{H} \quad (6)$$

ここに、 H は建物高さであり、本報では146.1 mである。

図8より、複層ダブルレイヤー配置は、 $\bar{R} = 1/100 \text{ rad}$ 付近において、 $(C_d, F_{dy}) = (600, 900)$ が最も大きな減衰定数を生じており、その値は単層配置の $(C_d, F_{dy}) = (1200, 1800)$ の減衰定数と概ね一致した。非制振モデルがOS2-T入力時には概ね1次モードで振動していたことから、OS2-T入力時の単層配置の $(C_d, F_{dy}) = (1200, 1800)$ と複層ダブルレイヤー配置の $(C_d, F_{dy}) = (600, 900)$ の $R_{i,max}$ が概ね等しくなったと考えられる。しかし、この結果はART KOBE-T入力時の $R_{i,max}$ の傾向と一致しない。これは、ART KOBE-T入力時に1次モードと2次モードが励起されるためだと考えられる。



(a) OS2-T



(b) ART KOBE-T

図7 最大応答値

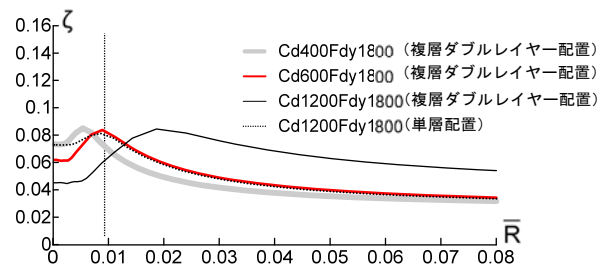


図8 減衰定数-等価層間変形角関係

6. モードひずみエネルギー法による減衰定数算定

本章では、自由振動を行わず簡易的に減衰特性を評価するために、以下のモードひずみエネルギー法を用いて複層ダブルレイヤー配置の減衰定数 ζ の算定を行う。

$$\zeta' = \frac{\sum_A \left[\pi C_{di} \omega u_{di}^2 \right] \cdot \left[1 + \frac{2(1-p)}{\pi} \left\{ \frac{\sqrt{\mu_{di}^2 - 1}}{\mu_{di}^2} - \cos^{-1} \left(\frac{1}{\mu_{di}} \right) \right\} \right]}{4\pi \cdot \left(\frac{K_{fi} \Delta u_i^2}{2} + \frac{K'_{ai} (\Delta u_i + \Delta u_{i+1})^2}{2} \right)}$$

$$\zeta = \zeta' + \zeta_0 \quad (7a, b)$$

上式中で、 ω は円振動数、 Δu_i は層間変形、 u_{di} は粘性要素変形、 μ_{di} は粘性要素のリリーフ率、 Σ_A 中の A はダンパー設置層、 K_{fi} は層剛性、 K'_{ai} は付加系の貯蔵剛性を表す。なお、本報では、主架構の初期減衰定数 ζ_0 を0.02としている。また、式(7)中の Δu_i は、自由振動時の解析結果の層間変形あるいは建物頂部変位を与えて変形分布を「層間変形角が一定」または「1次モード変形」と仮定して算出される層間変形である。 u_{di} と μ_{di} は、解析結果の層間変形を用いる場合には解析より得られるが、仮定した層間変形を用いる場合には文献8)の式(5)、式(6)および式(7)を用いて算出する。 ω は、解析結果を用いる場合には等価円振動数 ω_{eq} を、仮定した層間変形を用いる場合には主架構の円振動数 ω_f を用いる。また、 K_{fi} は静的増分解析より得られる初期剛性であり、 K'_{ai} は文献8)の式(11a)より算出される。

図9に複層ダブルレイヤー配置の ζ -等価層間変形角 $\bar{R}$ 関係を示す。ベンチマークモデルとして、対数減衰率を用いた自由振動時の減衰特性（対数減衰率）を併記する。式(7)を用いる場合、解析結果の層間変形を用いると、いずれのケースにおいても対数減衰率と良い対応を示すが、対数減衰率の最大値時の $\bar{R}$ 以下で若干の差が生じた。一方、仮定した層間変形を用いると、いずれのケースにおいても、対数減衰率の最大値時の等価層間変形角 $\bar{R}$ 以上では対数減衰率と良い対応を示すが、対数減衰率の最大値時の $\bar{R}$ 以下では建物モデルが1次モードで振動していないことを確認しており、それが一因となり、対数減衰率と大きな差が生じたと考えられる。

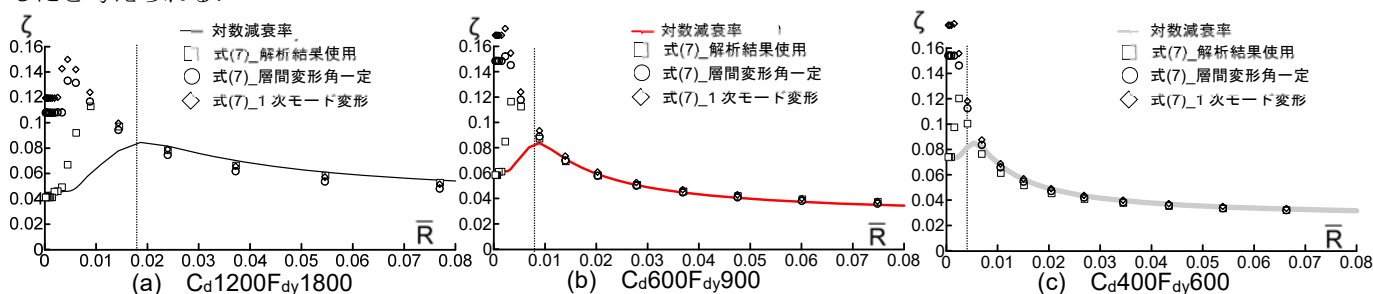


図9 減衰定数-等価層間変形角関係

7. まとめ

本報では、筆者らの手法³⁾で設計した単層配置を基に複層ダブルレイヤー配置をもつ制振モデルを作成し、その制振効果や減衰特性を検討した。以下に得られた知見を示す。

- ・ 複層ダブルレイヤー配置は、適度な等価支持材変形比とすれば、単層配置の半分のリリーフ荷重のダンパーを用いても、単層配置の最大層間変形角低減効果と同様な制振効果が得られる。
 - ・ 複層ダブルレイヤー配置の層間変形を「層間変形角が一定」または「1次モード変形」と仮定した場合でも、モードひずみエネルギー法で算定された減衰定数は大きな変形領域では対数減衰率と等しい減衰特性を評価できる。但し小さな変形領域では仮定した変形と自由振動の変形が異なり、対数減衰率と大きな差を生じる。
- 今後の展望として、仮定した層間変形を用いたモードひずみエネルギー法によって算定される複層ダブルレイヤーの減衰定数を多層に分配する手法の検討が挙げられる。

謝辞

本研究は東京工業大学と(株)竹中工務店との共同研究であり、一部はJST産学共創プラットフォーム共同研究推進プログラムによるものです。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 国土交通省：超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について（技術的助言），2016.06
- 2) 日本建築学会：大振幅地震動と建築物の耐震性評価—巨大地震型地震・内陸地震に備えて，2013.10
- 3) 上野史也，渡井一樹，佐藤大樹，笠井和彦，佐分利和宏，前田達彦，増田寛之：オイルダンパーと変形制御機構を併用した大振幅地震動に対する既存超高層建物の制振改修設計法，構造工学論文集 vol.66B，2020.03
- 4) 辻聖晃，田中英稔，吉富信太，竹脇出：多層建物におけるオイルダンパーの最適リリーフ荷重決定法，日本建築学会構造系論文集，第678号，pp1237-1246，2012.08
- 5) 熨斗克哉，吉富信太，辻聖晃，竹脇出：制振高層建物におけるオイルダンパーの地震動に対する最適リリーフ荷重・減衰係数決定法，構造工学論文集 vol.59B，2013.03
- 6) 笠井和彦，西村忠宗：減衰力が速度にバイリニア的に比例するオイルダンパーをもつ制振構造の等価線形化法，日本建築学会構造系論文集，第583号，pp47-54，2004.09
- 7) 森北出版株式会社：最新耐震構造解析第1版，1981.06，第2版，2003.05，第3版，2014.12
- 8) 笠井和彦，山際創，馬場勇輝，伊藤浩資，引野剛，大木洋司：オイルダンパーをもつ実大5層鉄骨建物の3次元震動台実験，日本建築学会構造系論文集，第78巻，第693号，1999-2008，2013.11

*1 東京工業大学環境・社会理工学院 大学院生

*2 東京工業大学未来産業技術研究所 特任助教・博士（工学）

*3 東京工業大学未来産業技術研究所 准教授・博士（工学）

*4 東京工業大学未来産業技術研究所 特任教授・Ph.D

*5 (株) 竹中工務店大阪本店設計部

Graduate Student, School of Environment and Society, Tokyo Institute of Technology*1

Specially Appointed Asst. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng*2

Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng*3

Specially Appointed Prof., FIRST, Tokyo Institute of Technology, Ph.D. *4

Design Dept., Osaka Main Office, Takenaka Corporation*5