

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	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
Title(English)	SEISMIC RETROFIT DESIGN USING A COMBINATION OF OIL DAMPERS AND DISPLACEMENT CONTROLLERS FOR AN EXISTING TALL BUILDING AGAINST EXTREME GROUND MOTION
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
Authors(English)	Fumiya Ueno, Kazuki Watai, Daiki Sato, Kazuhiko Kasai, Kazuhiro Saburi, Tatsuhiko Maeda, Hiroyuki Masuda
出典(和文)	構造工学論文集, Vol. 66B, , pp. 353-365
Citation(English)	Journal of Structural Engineering, Vol. 66B, , pp. 353-365
発行日 / Pub. date	2020, 3
権利情報	日本建築学会

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

SEISMIC RETROFIT DESIGN USING A COMBINATION OF OIL DAMPERS AND DISPLACEMENT CONTROLLERS FOR AN EXISTING TALL BUILDING AGAINST EXTREME GROUND MOTION

上野史也*¹, 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

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

It has been predicted recently that the Nankai Trough Earthquake will cause extreme ground motion. The earthquake brings possibility of great damaging the existing super tall buildings in the metropolitan cities of Japan. As a mitigating strategy, seismic retrofitting using damper is commonly used to improve the structural performance of the existing super tall buildings against the earthquake. Frequently, installation of dampers is restricted by the existing building configuration, and an effective design method for this matter has not been studied extensively. Furthermore, when using oil dampers for retrofitting, there may be the cases that sufficient damping effect cannot be obtained in terms of displacement control. The authors address the above-mentioned issues by proposing a design method to determine optimal damper arrangement and investigating the application of displacement controller (gap brace) which exhibits rigidity after a certain displacement. A member-to-member model of an existing super tall building was used in this study. Finally, a design method was proposed using the combination of oil dampers and gap braces.

Keywords : Existing super tall building, Seismic retrofit, Extreme ground motion,
Oil damper, Displacement controller

既存超高層建物, 制振改修, 大振幅地震動, オイルダンパー, 変形制御機構

1. はじめに

1.1 背景

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の大振幅地震動²⁾の発生が予測されており, 超高層建物への被害が懸念されている。大振幅地震動は, これまでの設計レベルを大きく上回るため, 既存超高層建物においても大振幅地震動に対する耐震性を検証することが望ましく, 場合によっては改修が必要となる。既存建物の改修には, 耐震・免震・制振改修が考えられるが, 耐震改修による建物の短周期化は建物への入力エネルギーの増大の恐れがある。一方, 免震改修による建物の長周期化は, 長周期地震動の影響を受けるほか, 免震層の後付け施工が大規模となるため, 容易ではない。そこで, 固有周期を変化させることなく, 大振幅地震動に備えるため, 制振ダンパーを用いた制振改修がよく検討される³⁾。しかし, 新築と対比して, 既存建物の場合には建築計画や周辺部材の耐力の変更が難しいなどの制約条件が多く, 設計者の定めるクライテリアを満足する制振設計ができない恐れがある。そこで, 設

置位置が限定された状況でも高い変形制御効果を発揮する機構が求められる。

オイルダンパーによる制振設計は, 笠井・西村⁴⁾により, 建物の層剛性に対して比例的にオイルダンパーを配置する手法が提案され, 文献⁷⁾にも採用されている。その後, 笠井・伊藤⁸⁾により, 建物の剛性分布を考慮した等価剛性調節法による設計手法が提案されているが, これらの設計法は新築を想定したダンパーの設置位置に対する自由度の高い手法となっている。

大振幅地震動のときのみフェイルセーフとして作用する変形制御機構(以降, 変形制御機構)と制振ダンパーの併用がこれまで数多く検討されている。川股・佐藤⁹⁾は, 制振ダンパーと変形制御機構を設置し, 小変形には制振構造, 大変形時には変形制御機構が作用してブレース構造となる機構を提案した。3 層フレームにこの機構を設置した静的加力実験および振動台加振実験の結果より, 変形制御機構によって最大層間変形角が低減・均一化することを確認しており, 北村・野村¹⁰⁾によって 8 層の部材構成モデルによる解析検

*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

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

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

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

Design Dept., Osaka Main Office, Takenaka Corporation

討に展開されている。林・南¹¹⁾は、変形制御機構を50層せん断モデルに適用し、粘性系ダンパーと併用することで大きな層間変形角低減効果が得られることを示した。一方、筆者ら¹²⁾は、変形制御機構を37層の部材構成モデルに適用し、その剛性値と変形制御し始める変形（以降、ギャップ間隔）をパラメーターとして解析検討を行った。その中で、変形制御機構は、周辺架構の変形や他層の変形制御機構の影響により、設計値通りの剛性値やギャップ間隔にならないこと確認した。設計値と解析値の誤差を生じさせるこれらの現象は曲げ変形が卓越する超高層建物の上層部で顕著にみられ、超高層建物への変形制御機構の適用が容易ではないことも同時に確認した。一方、変形制御機構の設計法について、井上・本間¹³⁾は11層RC造建物を想定したせん断モデルを例に、各層の応答塑性率が目標値よりも小さくなるようなダンパーの粘性係数とギャップ間隔を、エネルギー法をもとに簡便に算出する手法を提案した。また、北村・野村¹⁴⁾は、1質点系において、変形制御機構を有する建物モデルの応答予測を定性的に示している。

以上のように、オイルダンパーによる制振設計法は制振改修上の制約条件が考慮されたものではなく、変形制御機構の設計法は超高層建物の範囲に適用できる設計法は未だ提案されていない。

1.2 本論文の目的と構成

本論文の目的は、既存超高層建物に対する制振改修上の制約条件を考慮したオイルダンパーと変形制御機構（以降、ギャップブレース（図1））を併用した制振改修設計法の提案である。本手法は、設置位置制限等の制振改修制約条件を考慮したオイルダンパーによる制振設計を行うことができる点と部材構成モデルの周辺架構の変形と超高層建物の顕著な曲げ変形を考慮してオイルダンパーとギャップブレースを併用した制振設計を行うことができる点が、既往研究と大きく異なる。

以下に、本論文の構成を示す。2章では、検討対象建物モデルと検討対象地震動の特性および地震動入力時における非制振時の検討対象建物モデルの地震応答解析結果を示す。3章では、オイルダンパーによる制振改修の設計手順とその精度を示す。4章では、オイルダンパーとギャップブレースを併用した制振設計手順を示し、その設計例と地震応答解析結果を示す。

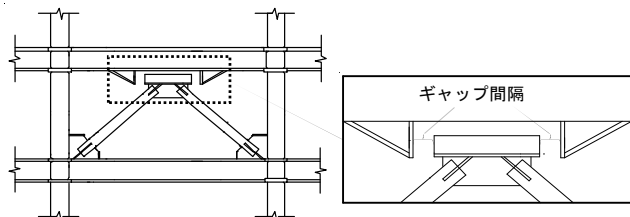


図1 ギャップブレース概念図

2 非制振時における応答特性

2.1 解析モデル概要

図2に文献15)を参考にした既存超高層建物のモデル（以降、非制振モデル）の軸組図と基準階平面図、表1に柱梁断面表を示す。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、本論文では、X方向を検討対象とする。また、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や

ブレース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。これらの各部材の剛性と耐力を個々に設定する部材構成モデルを用い、RESP-Dで解析を行う。なお、合成スラブ効果による剛性増大率 Φ は、梁の曲げ剛性のみを考慮し、14.4mスパン梁（G3、G6）を $\Phi=1.4$ 、7.2mスパン梁（G1、G2、G4、G5、G7）を2~10層で $\Phi=1.3$ 、11~R層で $\Phi=1.5$ としている。さらに、剛域は梁側および柱側でフェイス長さの1/2に統一している。壁荷重は外周4辺大梁上に分布荷重10kN/m、積載荷重は建物用途を事務所と想定した値を使用しており、建物総重量は514,683kNである。以上の条件で設定した非制振モデルのX方向の固有周期は、1次4.82s、2次1.67s、3次0.99sである。

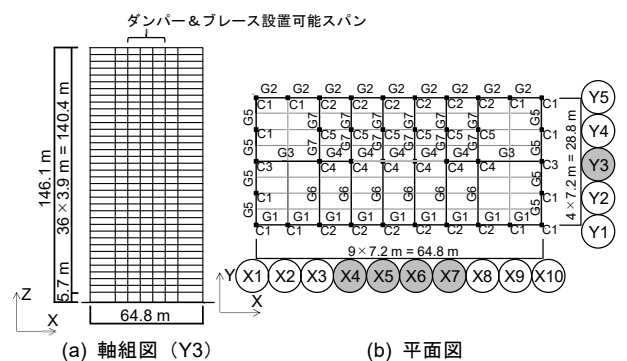


図2 検討対象モデル概要

表1 柱梁断面リスト

柱	層	形状	断面 (mm)	梁	層	形状	断面 (mm)
C1	37-31	□	700×700×28×28	G1	37-31	H	700×350×12×19
	30-21	□	700×700×36×36		30-21	H	700×350×14×25
	20-11	□	700×700×40×40		20-11	H	700×350×14×28
	10-6	□	700×700×40×40		10-1	H	850×350×16×28
C2	5-1	□	700×700×50×50	G2	37-31	H	700×250×12×19
	37-31	□	700×700×28×28		30-21	H	700×250×12×25
	30-21	□	700×700×32×32		20-11	H	700×300×14×25
	20-11	□	700×700×38×38		10-1	H	850×300×16×25
C3	10-6	□	700×700×45×45	G3	37-31	H	850×350×16×28
	5-1	□	700×700×55×55		30-21	H	850×350×19×32
	37-31	□	700×700×28×28		20-11	H	850×350×19×32
	30-21	□	700×700×36×36		10-1	H	700×300×12×19
C4	10-6	□	700×700×40×40	G4	37-31	H	700×300×12×28
	5-1	□	700×700×28×28		30-21	H	700×300×12×28
	37-31	□	700×700×28×28		20-11	H	700×300×16×32
	30-21	□	700×700×40×40		10-1	H	850×300×16×32
C5	10-6	□	700×700×55×55	G5	37-31	H	700×250×14×22
	5-1	□	700×700×60×60		30-21	H	850×250×16×28
	37-31	□	700×700×65×65		20-11	H	850×350×19×32
	30-21	□	700×700×25×25		10-1	H	850×250×16×25
小梁	スパン	形状	断面 (mm)	G6	37-30	H	850×250×16×25
	B1	7.2 m	H 400×200×8×13		29-21	H	850×350×16×25
	B2	14.4 m	H 700×300×16×36		20-10	H	850×350×16×25
					9-1	H	850×350×16×28
				G7	37-30	H	700×250×14×22
					29-21	H	850×350×16×25
					20-10	H	850×350×16×25
					9-1	H	850×350×16×28

図3(a)に A_i 分布を用いて静的増分解析を行ったときのX方向の層せん断力 Q_i と層間変形角 R_i の関係を示す(i :層番号)。図中のプロットは各層の弾性限界を示しているが、全層概ね1/150rad.で弾性限界に達しており、そのときの層間変形角での標準せん断力係数 C_0

は 0.3~0.4 であることがわかる。また、図 3(b)に非制振モデルの 1 層の層せん断力（ベースシア） Q_b 、ベースシア係数 C_b 、設計用 1 次固有周期 T_1 、層間変形 δ および層間変形角 R を表す。なお、図 3(b)中で添え字 y は弾性限界時、添え字 u は終局状態時 ($R_i \geq 1/50$ rad.) を表し、最初に弾性限界に達する 13 層および終局状態に達する 11 層（弾性限界層と終局層）とそのときの上記の値を示しているが、みかけの C_0 が、弾性限界層で $C_{by} \cdot T_1 = 0.348$ 、終局層で $C_{bu} \cdot T_1 = 0.468$ であり、 $C_0 = 0.2$ の水平地震力に対して、耐力に余裕があることがわかる（付録 A）。

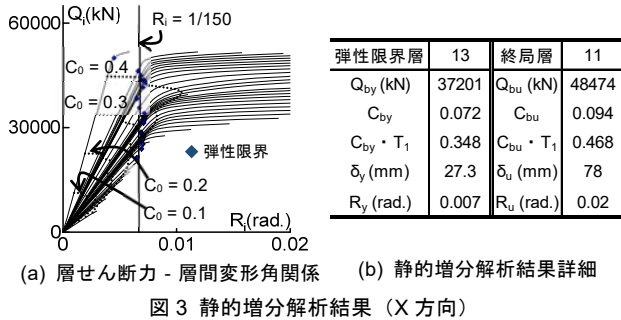


図 3 静的増分解析結果 (X 方向)

2.2 入力地震動概要

本研究では、レベル 2 標準波である El centro 1940 NS, Hachinohe 1968 NS および Taft 1952 EW, レベル 2 告示波である ART HACHI (十勝沖地震位相 1968 EW), ART KOBE (兵庫県南部地震位相 1995 NS) および ART RANDOM (ランダム位相), 大阪地方の基盤促波の OS2 と OS3 の、それぞれのある地盤増幅を考慮した地震動について検討を行った。以降、地盤増幅を考慮した地震動名の末尾には -T を記す。本論文では、特に変位応答が大きくなった地震動である ART KOBE-T と OS2-T を用いて検討を行う。図 4(a), (b) に OS2-T, OS2, ART KOBE-T および ART KOBE の加速度波形、図 5(a)-(c) にそれらの変位、速度および加速度応答スペクトルを示し、図 5 中には非制振モデルの X 方向の 1~3 次の固有周期を併記する。図 4 に示すように、地盤増幅考慮前の地震動 (OS2, ART KOBE) よりも地盤増幅考慮後の地震動 (OS2-T, ART KOBE-T) のほうが最大加速度が小さくなっている。一方で、図 5 より、地盤増幅考慮前の地震動 (OS2, ART KOBE) よりも地盤増幅考慮後の地震動 (OS2-T, ART KOBE-T) のほうが、3 種の応答スペクトルのすべての 1.0~5.0 s の周期帯で値が大きくなっており、特に 1.0~2.0 s での増幅が大きいことがわかる。

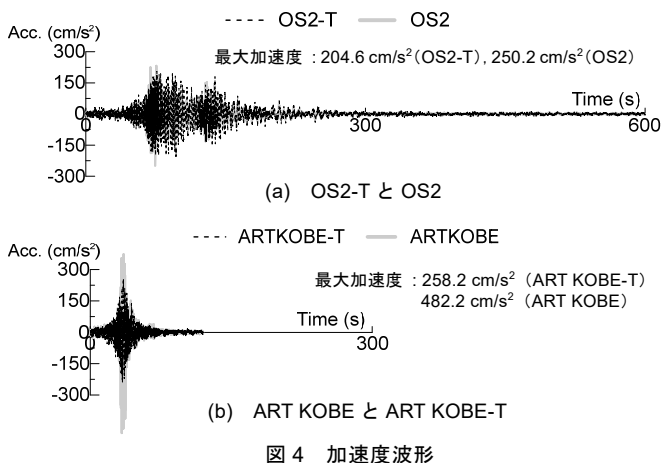


図 4 加速度波形

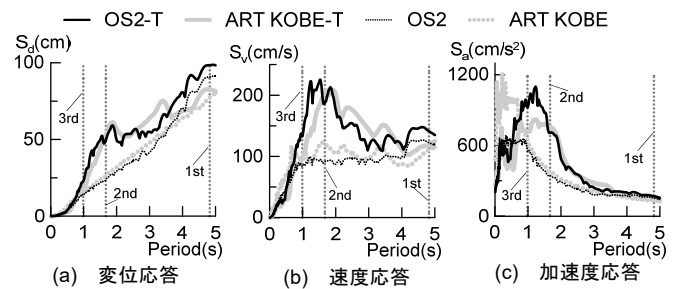


図 5 応答スペクトル (減衰定数 : 0.05)

2.3 地震応答解析 (非制振)

本節では、非制振モデルに OS2-T と ART KOBE-T を入力したときの弾塑性解析の応答を検討する。主架構の初期減衰定数 ζ_0 は 1 次の固有周期に対して 2 % となる初期剛性比例で与えられ、解析刻み Δt は 0.01 s とした。

図 6(a), (b) に OS2-T と ART KOBE-T 入力時の最大層間変形角 $R_{i,max}$ と最大加速度 $A_{i,max}$ の高さ方向分布を示す (以後、添え字「max」で最大値を表す)。図 6(a) より、OS2-T と ART KOBE-T の応答スペクトル (図 5) の概形が似ているにも関わらず、 $R_{i,max}$ は OS2-T では 13 層付近、ART KOBE-T では 23 層付近で大きな値となり、異なる変形分布になることがわかる。なお、両地震動入力時とも、多層において $R_{i,max}$ が 0.01 rad. を超えており、主架構の塑性化が確認されている。また、図 6(b) より、 A_i は上層で 400 cm/s² 以上となった。

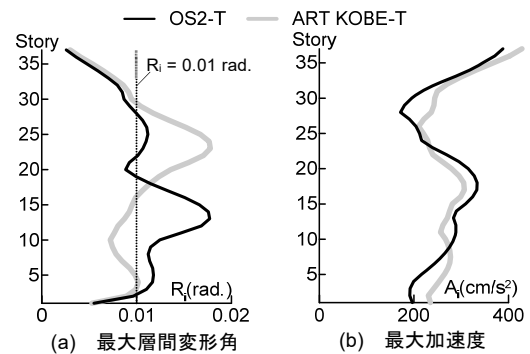


図 6 最大応答値 (非制振)

2.4 モード解析による最大層間変形角高さ方向分布に関する考察

OS2-T と ART KOBE-T の最大層間変形角 $R_{i,max}$ が大きく異なった (図 6(a)) 理由をモード解析により分析する。そのため、本節では主架構を弾性とする。

図 7 に非制振モデルの X 方向の刺激関数 $\beta_j \phi_{i,j}$ と層間成分の刺激関数 $\beta_j \Delta \phi_{i,j}$ を示す。ここに、 j = モード番号、 β_j = 刺激係数、 $\phi_{i,j}$ = モード変位、 $\Delta \phi_{i,j} = \phi_{i,j} - \phi_{i-1,j}$ = モード変位の層間成分 ($\phi_{0,j} = 0$) である。また、図 8 にモード解析における OS2-T と ART KOBE-T 入力時の 13 層および 23 層の各モードの層間変形 ($\beta_j \Delta \phi_{i,j}$ と j 次モード一般化変位時刻歴の積) の最大値付近を示す。図 8 に示すように、OS2-T では 1 次モードが卓越しているのに対し、ART KOBE-T では、1 次~3 次の最大に近い応答が同時刻に生じており、特に 1 次モードと 2 次モードの変形の寄与率が建物全体の応答に対して大きい。そのため、非制振モデルの OS2-T 入力時では 1 次モードによる影響で 13 層付近に、ART KOBE-T 入力時では 1 次モードと 2 次モードの影響により 23 層付近に大きな $R_{i,max}$ が生じたと考えられる。なお、主架構弾性時の非制振モデルの $R_{i,max}$ の高さ方向分布は、概ね図 6 と

同じであることを確認している。本節で示すように、超高層建物の場合、高次モードの固有周期が長い為、高次モードが変位応答に与える影響は大きい。よって、既存超高層建物に対して制振改修を行う場合、高次モードの影響を考慮した改修を行う必要がある。

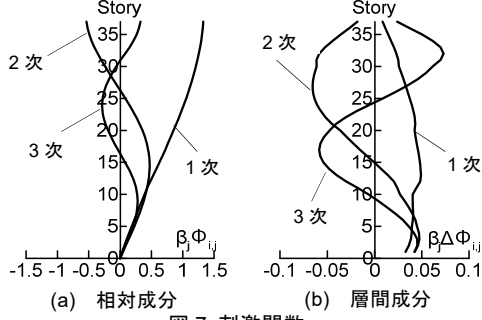


図7 刺激関数

— 層間変形 1次モード変形 ◇ 2次モード変形 — 3次モード変形

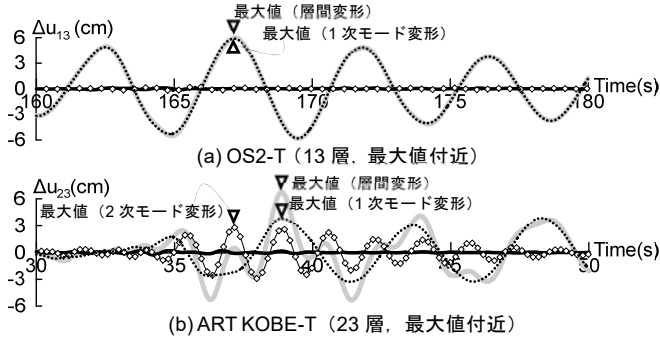


図8 層間変形の時刻歴（モード解析）

3. オイルダンパーによる制振改修

本章では、笠井らのオイルダンパー設計法⁸⁾を、制振改修の制約条件つまりダンパーの設置位置制限を考慮できるように拡張し、前章で示した非制振モデルを用いて本設計法の精度を検証する。

3.1 1質点系制振構造の動的特性

3.1.1 オイルダンパーをもつ1質点系定常応答

図9に粘性要素、付加系、システムの荷重－変形関係を示す。笠井らの研究⁸⁾と¹⁶⁾で用いられている符号定義を踏襲し、図9中のゼロ変形時の力（白丸）を最大変形で除した損失剛性 K_d'' 、最大変形時の力（黒丸）を最大変形で除した貯蔵剛性 K_d' と定義する。オイルダンパーはダンパー内部剛性 K_d をもつ弾性バネと粘性要素の直列結合で表される。これらの要素と直列に接続された取り付けブレース剛性 K_b をもつバネを合わせて付加系と呼ぶ（図9(b)）。また、ダンパー内部剛性 K_d をもつ弾性バネと取り付けブレース剛性 K_b をもつバネの直列結合体を等価支持材、その剛性を等価支持材剛性 K_b^* と呼ぶ。付加系における粘性要素のエネルギー吸収効率を示す支持材変形比 λ は次式のように定義される。

$$\lambda = \frac{K_d''}{K_b^*} \quad (1)$$

なお、上式は、 λ が大きいほど支持材の変形が大きくなり、ダンパーのエネルギー吸収効率が悪くなることを表す。 K_d'' と K_b^* は次式で表される。

$$K_d'' = C_d \omega_f, \quad K_b^* = \frac{K_d \cdot K_b}{K_d + K_b} = \frac{(\beta/\omega_f) K_d'' K_b}{(\beta/\omega_f) K_d'' + K_b} \quad (2a,b)$$

ここに、 C_d は粘性係数、 ω_f は建物モデルの固有円振動数、 β は内部剛性比である。また、付加系の貯蔵剛性 K_a' と損失剛性 K_a'' は次式で表される¹⁶⁾。

$$K_a' = \frac{\lambda}{1+\lambda^2} K_d'', \quad K_a'' = \frac{1}{1+\lambda^2} K_d'' \quad (3a,b)$$

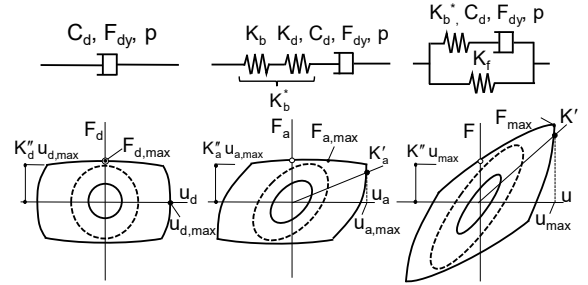


図9 荷重－変形関係（オイルダンパー）

3.1.2 制振構造の等価線形化

図10にリリース付きのオイルダンパーの力 F_d －速度 $\dot{u}_d$ 関係とその等価線形化後の $F_d - \dot{u}_d$ 関係を示す。 C_d は、リリース荷重 F_{dy} 以上で pC_d に低下し、このときの速度をリリース速度 $\dot{u}_{dy} (= F_{dy}/C_d)$ と呼ぶ。ここで、 p は二次粘性比である。任意の円振動数 ω を考慮し、最大振幅 $u_{d,max}$ を F_{dy} 時の振幅 $u_{dy} (= \dot{u}_{dy}/\omega)$ で除したものをリリース率 μ_d と定義する¹⁶⁾。文献17)では、バイリニア粘性要素を図10に示す骨格曲線で囲まれる面積が等しい、すなわちエネルギーが等しいという関係で等価なリニア粘性要素に置換すれば、地震入力に対しそれぞれの要素をもつ両制振構造の層間変形角や粘性要素変形の最大値がほぼ等しくなることが示されている。そのときのバイリニア要素の C_d, μ_d, p と等価なリニア要素の粘性係数 C_{dL} の関係は、バイリニア時の面積（エネルギー）を S_1 、リニア化後の面積（エネルギー）を S_2 とすれば、面積等価の関係から次式が得られる（以後、添え字「L」で等価なリニア値を表す）¹⁷⁾。

$$\frac{1}{2}(\dot{u}_{d,max} F_{dy} + \dot{u}_{d,max} F_{d,max} - \dot{u}_{dy} F_{d,max}) = \frac{1}{2} u_{dL,max} F_{dL,max} \quad (4)$$

式(4)を変形し、次式を得る。

$$\frac{C_{dL}}{C_d} = p + \frac{2(1-p)}{\mu_d} - \frac{1-p}{\mu_d^2} = f(p, \mu_d) \equiv \frac{K_{dL}''}{K_d''} \quad (5)$$

上式をもとに、等価リニアシステムにおける、等価支持材変形比 λ_L 、付加系の貯蔵剛性比 K_{aL}' および損失剛性比 K_{aL}'' は、次式で表される。

$$\lambda_L = \frac{K_{dL}''}{K_b^*} = \lambda \cdot f(p, \mu_d) \quad (6)$$

$$\frac{K_{aL}'}{K_f} = \frac{\lambda_L}{1+\lambda_L^2} \frac{K_d''}{K_f} \cdot f(p, \mu_d), \quad \frac{K_{aL}''}{K_f} = \frac{1}{1+\lambda_L^2} \frac{K_d''}{K_f} \cdot f(p, \mu_d) \quad (7a,b)$$

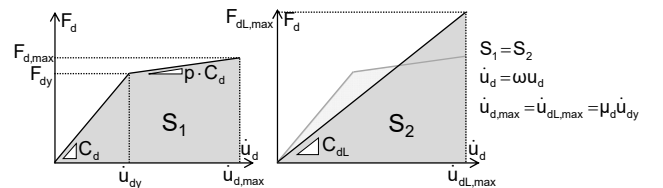


図10 オイルダンパーの等価線形化

次に、上記の等価線形化を行ったシステムの等価減衰定数 ζ_{eqL} を次式より得る。

$$\zeta_{eqL} = \zeta_0 + 0.8 \zeta'_{eqL} \quad (8)$$

ここに、 ζ_0 は主架構の初期減衰定数、 ζ'_{eqL} は等価リニアシステムにおけるオイルダンパーにより付加される等価減衰定数であり、次式で表される^{18),19)}。

$$\zeta'_{eqL} = \frac{K_{dL}''/K_f}{2(1 + K_{dL}'/K_f)} \quad (9)$$

なお、 ζ'_{eqL} は、次式で表される等価リニアシステム周期 T_{eqL} と一致する正弦波外乱を受けた場合の、定常状態における減衰定数の理論値である^{18),19)}。

$$T_{eqL} = T_f \sqrt{\frac{1}{1 + K_{dL}'/K_f}} \quad (10)$$

しかし、ランダムな外乱においては、 T_{eqL} 以外の成分も含まれており、実際の ζ'_{eqL} は理論値よりも低下する。式(8)中の 0.8 はその低減率を表している¹⁹⁾。

3.2 オイルダンパーによる制振設計手順

本論文で提案するオイルダンパーによる制振設計は既往手法を拡張させるものであるため、既往手法と手順は同じである。以下にオイルダンパーによる制振設計手順を示す⁷⁾。

- STEP1. 検討対象建物の諸元の設定
- STEP2. 層間変形角の算定（非制振）
- STEP3. 目標層間変形角の設定
- STEP4. 1 質点系での必要ダンパー量の算定
- STEP5. 多質点系への必要ダンパー量の分配
- STEP6. 各層のダンパー諸元の決定

本論文で新たに提案するのは、STEP5.の 1 質点系から多質点系にダンパーを分配する式であり、文献 8)の層剛性非比例分配法にダンパー設置制限の制約条件を反映させることを試みる（3.4 節）。さらに高次モードによる影響を考慮するため（2.4 節）、設計用外力分布に、非制振モデルに OS2-T と ART KOBE-T 入力時の最大層せん断力の包絡線を使用する（3.5 節）。

3.3 1 質点系での必要ダンパー量の算定（STEP4）

文献 6)を参考に、性能曲線を用いて 1 質点系制振構造の 1 次損失剛性比 K_d''/K_f (K_f = 主架構の剛性) と等価リニアシステムにおける等価減衰定数 ζ_{eqL} を求める。層間変形角 θ_f は、1 次モードが直線である仮定して、設計対象とする地震動の変位応答スペクトル S_d から算出される。なお、制振構造での目標層間変形角 θ_{max} は 1/100 rad. とした (STEP3.)。さらに、非制振モデルの ART KOBE-T に対する高次モードの応答を抑えるために、 ζ_{eq} は $\theta_{max} = 1/125$ rad. として算定し、 K_d''/K_f の値を増大させた。本検討では、 $K_b/K_f = 2.0$ 、粘性要素のリリーフ率 $\mu_d = 2.0$ 、2 次粘性比 $p = 0.02$ 、ダンパー内部剛性比 $\beta = 4.5$ 、主架構の初期減衰定数 $\zeta_0 = 0.02$ および変位低減率 $R_d = \theta_{max}/\theta_f = 0.52$ を与えて、性能曲線 (図 11) より $K_d''/K_f = 0.336$ を得た。なお、図中の R_d はせん断力低減率である⁷⁾。さらに、式(9)に式(7a,b)を代入して得られる式に、 $K_d''/K_f = 0.336$ を代入し、

$\zeta_{eqL} = 0.103$ を得た。

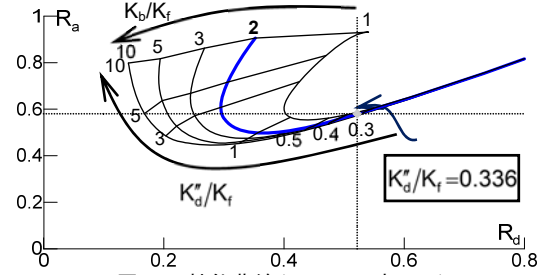


図 11 性能曲線 (リリーフ率: 2.0)

3.4 制振改修制約を考慮した多質点系への分配法

本節では、本論文で提案する分配式を用いて、前節で算出された 1 質点系の 1 次損失剛性比 K_d''/K_f を多質点系に分配し、必要ダンパー量 K_{di}'' を算定する。このときの拘束条件は、a) 目標層間変形角 θ_{max} での 1 質点系と等価リニアシステムにおける多質点系の制振構造の等価減衰定数 ζ_{eqL} が等しいこと、b) K_{di}'' を非比例分配する層について、 θ_{max} での各層の付加系の貯蔵剛性 K_{dLi}' と主架構の剛性 K_{fi} の和に、層間変形 $h_i \theta_{max}$ をかけて得た層せん断力がシステムに生じる層せん断力 Q_i に比例することである。ここに、 h_i は階高である。また、粘性要素と付加系要素の力が常に等しいことから、次式のリニア挙動の各振幅の関係をj得る¹⁶⁾。

$$\frac{u_{d,max}}{u_{a,max}} = \frac{\dot{u}_{d,max}}{\dot{u}_{a,max}} = \frac{u_{dy}}{u_{ay}} = \frac{\dot{u}_{dy}}{\dot{u}_{ay}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \lambda^2}} \quad (\mu_d \leq 1) \quad (11)$$

本論文では、Y3 構面の X4-X7 スパンの高さ方向にのみダンパーが設置できるという制限を設けるために、設計者が指定できる任意のダンパー量 $K_{di,op}''$ を考える。 $K_{di,op}''$ 、前述の拘束条件 a) および式(11)より次式を得る。

$$\begin{aligned} & \frac{\pi K_{dL}'' u_{L,max}^2 / (1 + \lambda_L^2)}{2\pi (K_{dL}' + K_f) u_{L,max}^2} \\ &= \frac{\pi \sum_A \{K_{dL,op}'' (h_i \theta_{max})^2 / (1 + \lambda_{Li}^2)\} + \pi \sum_B \{K_{dLi}'' (h_i \theta_{max})^2 / (1 + \lambda_{Li}^2)\}}{2\pi \sum_A \{(K_{dL,op}' + K_{fi}) (h_i \theta_{max})^2\} + 2\pi \sum_B \{(K_{dLi}' + K_{fi}) (h_i \theta_{max})^2\}} \end{aligned} \quad (12)$$

ここに、 Σ_A : 任意のダンパー量を指定する層の総和ダンパー量を層剛性非比例分配法により算出する層の総和、 Σ_B : ダンパー量を層剛性非比例分配法により算出する層の総和を表す。

式(12)を、 $K_{dL}'' / (K_{dL}' + K_f)$ について解き、次式を得る。

$$\frac{K_{dL}''}{K_{dL}' + K_f} = \frac{\sum_A (K_{dL,op}'' h_i^2) + \sum_B (K_{dLi}'' h_i^2)}{\sum_A (K_{dL,op}' + K_{fi}) h_i^2 + \sum_B (K_{dLi}' + K_{fi}) h_i^2} \quad (13)$$

ここで、式(3a)より、 K_{dL}' と K_{dLi}' を次式で得る。

$$K_{dL}' = \frac{\lambda_L}{1 + \lambda_L^2} K_{dL}'' \quad , \quad K_{dLi}' = \frac{\lambda_{Li}}{1 + \lambda_{Li}^2} K_{dLi}'' \quad (14a,b)$$

同様に、式(3a)より、次式が成立する。

$$K_{dL,op}' = \frac{\lambda_L}{1 + \lambda_L^2} K_{dL,op}'' \quad (15)$$

式(13)に式(14a)と式(15)を代入して、次式を得る。

$$\frac{K_{dL}''}{K_f} = \frac{\sum_A (K_{dL,op}'' h_i^2) + \sum_B (K_{dLi}'' h_i^2)}{\sum_{i=1}^N (K_{fi} h_i^2)} \quad (16)$$

また、拘束条件 b) より、次式を得る。

$$\theta_{\max} = \frac{Q_i h_i}{(K'_{di} + K_{fi}) h_i^2} = \frac{\sum_B Q_i h_i}{\sum_B (K'_{di} + K_{fi}) h_i^2} \quad (17)$$

式(17)の中辺と右辺の関係式に式(14b)と式(16)を代入して、 K'_{di} について解き、次式を得る。

$$K'_{di} = \frac{Q_i}{h_i} \left\{ \frac{K_{di}}{K_f} \cdot \frac{\sum_{i=1}^N (K_{fi} h_i^2)}{\sum_B (Q_i h_i)} - \frac{\sum_A (K'_{di,op} h_i^2)}{\sum_B Q_i h_i} \right\} + \frac{1 + \lambda_L^2}{\lambda_L} \cdot \frac{Q_i}{h_i} \cdot \frac{\sum_B (K_{fi} h_i^2)}{\sum_B Q_i h_i} - \frac{1 + \lambda_L^2}{\lambda_L} \cdot K_{fi} \quad (18)$$

最終的に、式(6)を式(18)に代入することで、ダンパー設置位置の制限を考慮した場合の K'_{di} が次式より得られる。

$$K'_{di} = \frac{Q_i}{h_i \sum_B Q_i h_i} \left\{ \frac{K_{di}}{K_f} \sum_{i=1}^N (K_{fi} h_i^2) - \sum_A (K'_{di,op} h_i^2) + A \sum_B (K_{fi} h_i^2) \right\} - A K_{fi} \quad (19a,b)$$

$$A = \lambda + \frac{1}{\lambda \{f(p, \mu_d)\}^2}$$

本設計法は、以下の手順で計算を繰り返し、最終的なダンパー配置を得る。

- 1) 式(19)を用いて、全層に対して K'_{di} を算定する ($\sum_A = 0$)。
- 2) $K'_{di} < 0$ の層がある場合、当該層を $K'_{di} = K'_{di,op}$ とし、 $K'_{di,op} = 0$ を与えて、式(19)を用いて他層の K'_{di} を再計算する。
- 3) 設置可能な K'_{di} を超える層がある場合、当該層を $K'_{di} = K'_{di,op}$ とし、最も大きな値が算出された層に対し $K'_{di,op} = K'_{di,max}$ を与えて、式(19)を用いて他層の K'_{di} を再計算する。このとき、 $K'_{di,op}$ は次式で得られる (附録 C)。

$$K'_{di,op} = \frac{F_{dyi} \cos \theta N_{di}}{\dot{u}_{dyi} / \omega_f} \quad (20)$$

ここに、 F_{dyi} はリリーフ荷重、 N_{di} は設置ダンパー数、 $\dot{u}_{dyi}$ はリリーフ速度、 ω_f は主架構の円振動数である。なお、 $K'_{di,max}$ は設置上限ダンパー量を表し、 $N_{di,max}$ により算出される。

- 4) $K'_{di} \leq K'_{di,max}$ となるまで、手順 3) を繰り返し、最終的なダンパー配置を得る。

本検討では、手順 1) で下層及び上層のいくつかの層で $K'_{di} \leq 0$ となった。これは、 $\theta_{\max}$ に対し、各層の K_{fi} が必要以上に高く、削減が望ましいことを表す。しかし、制振改修を行う上で、 K_{fi} を調整するのは困難である。また、 $K'_{di} \leq 0$ となる場合、他層で極めて大きな K'_{di} が算定されるため、制振改修上現実的でない場合もある。仮に、この制限のもと文献 8) の手法で K'_{di} を分配する場合、 $K'_{di} \leq 0$ が算出された層の K'_{di} は $K'_{di} = 0$ とし、他層の K'_{di} は全層一定の割合で $K'_{di,max}$ まで減少させることになる。そのため、分配後の多質点系の ζ'_{eqL} と 1 質点系の ζ'_{eqL} が等しくならない。(附録 B)。対して、本手法では、上記の手順に示すように、 $K'_{di,op}$ を考えることで、分配後の多質点系の ζ'_{eqL} と 1 質点系の ζ'_{eqL} が等しくなる。また、本検討では、1 層と 2 層でも $K'_{di} \leq 0$ となったが、 $K'_{di} = K'_{di,op} \neq 0$ として 1 層と 2 層にも K'_{di} を分配させた。

このように、本手法は、設計者が状況に応じて特定層のダンパー

を追加・削減しても、それに合わせた $K'_{di,op}$ を当該層に与えて他層の K'_{di} を再計算することにより、分配後の多質点系の ζ'_{eqL} と 1 質点系の ζ'_{eqL} を等しくすることができる。

3.5 本手法を用いたオイルダンパーによる制振改修設計例

一般に静的な設計用外力分布には、Ai 分布を用いた外力分布 (以降、Ai 分布) が用いられており、既往手法⁸⁾でもその外力分布が用いられている。しかし、2 章で述べたように、超高層建物の場合、高次モードの影響を考慮する必要があるが、Ai 分布では厳密には考慮できない。そこで、非制振モデルの OS2-T および ART KOBE-T の弾性地震応答解析から得た層せん断力の包絡値 (以降、応答解析結果包絡値) を設計用外力分布として、必要ダンパー量 K'_{di} を分配することを考える。なお、この応答解析結果包絡値は、本研究で用いた合計 8 波 (2.2 節) を非制振モデルに入力したときの最大層せん断力の包絡値と等しい。

図 12 に K'_{di} の初期算定値および再分配後の値、図 13 に設計用外力分布に Ai 分布と応答解析結果包絡値を用いた場合の、各層の基準化した層剛性 ($= K_{fi} / K_{fi,max}$)、層せん断力 ($= Q_i / Q_{i,max}$) およびダンパー量 ($= K'_{di} / K'_{di,max}$) とダンパー配置、表 2 に本検討で用いるダンパーの諸元、表 3 に各ダンパー配置の諸元を示す。図 12 に示すように、Ai 分布の場合、13 層付近で大きな K'_{di} が必要とされるのに対し、応答解析結果包絡値の場合、13 層および 23 層付近で大きな K'_{di} が必要であると算定された。なお、Ai 分布では 29 層以上、応答解析結果包絡値では 32 層以上で $K'_{di} \leq 0$ が算出されたため、当該層に $K'_{di} = K'_{di,op} = 0$ を与えている。図 13 に示すように、層剛性非比例配置は $K_{fi} / K_{fi,max}$ と $Q_i / Q_{i,max}$ に大きな差を生じる層に大きな K'_{di} が分配されることが特徴であることから、Ai 分布では下層に、応答解析結果包絡値では上層にダンパーが多く配置される計算結果となった。

表 3 に多質点系の ζ_{eqL} 、ダンパー本数 N_d 、ダンパー軸方向のリリーフ荷重の総和 ΣF_{dy} を示す。いずれの外力分布も 1 質点系の ζ_{eqL} ($= 0.103$, 3.3 節) に対して 1 割程度減少している。これは、理論的に算出された F_{dy} に対して $\pm 20\%$ 以内に収まるように表 2 に示す製品を選定しているためであり (附録 C)、その誤差により理論的に算出された ζ_{eqL} よりも設計された ζ_{eqL} のほうが小さな値となった。

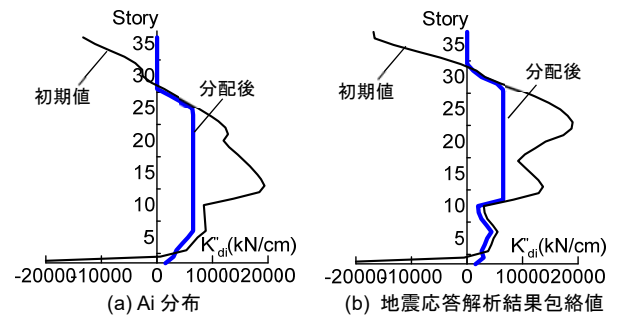


図 12 ダンパー量算定値

表 2 使用するダンパーの諸元

ダンパー名称	1000kN	1500kN	2000kN
$\dot{u}_{dy}$ (cm/s)	1.5		
C_d (kN · s/cm)	600	900	1200
p	0.0123		
β	4.5		
F_{dy} (kN)	900	1350	1800

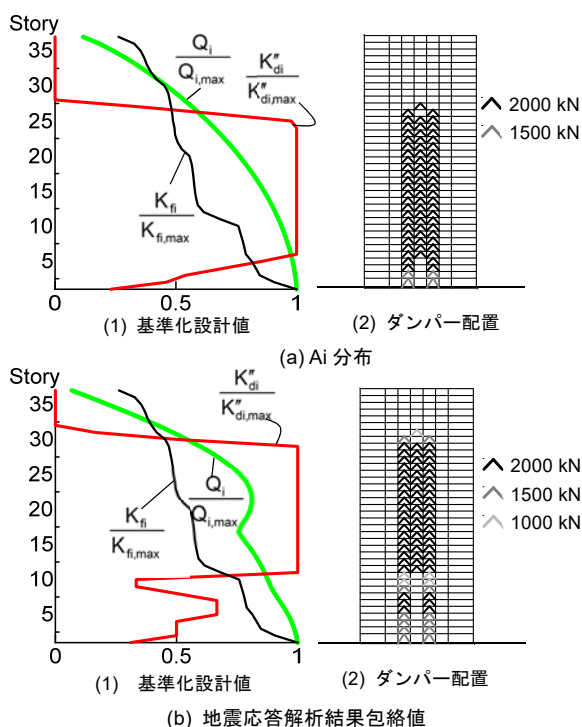


図 13 ダンパー設計概要

表 3 各ダンパー配置の諸元

	Ai分布	応答解析結果包絡値
ζ_{eq}	0.084	0.086
$\Sigma F_{dy}(kN)$	262800	268200
$N_d(本)$	148	160

3.6 地震応答解析

図 14 に各モデルに OS2-T と ART KOBE-T をそれぞれ入力したときの最大層間変形角 $R_{i,max}$ 、最大加速度 $A_{i,max}$ および最大層せん断力 $Q_{i,max}$ の高さ方向分布を示す。いずれのモデルも、非制振モデルに比べ、オイルダンパーを設置することで $R_{i,max}$ と $A_{i,max}$ が低減できており、特に $R_{i,max}$ は、全層にわたって目標層間変形角 θ_{max} ($=1/100$ rad) 以内に概ね収まっている。Ai 分布によるダンパー配置の場合、下層に多くのダンパーが配置されたため、OS2-T に対しては、下層の $R_{i,max}$ 低減効果は地震応答解析結果包絡値より高く、ART KOBE-T に対しては上層で $1/100$ rad を超える層が多い。一方、応答解析結果包絡値によるダンパー配置の場合、上層に多くのダンパーが配置されたため、ART KOBE-T に対する上層の $R_{i,max}$ 低減効果は Ai 分布に比べて高く、そのうえ下層でも十分に $R_{i,max}$ を低減できている。また、 $A_{i,max}$ も応答解析結果包絡値のほうが Ai 分布よりも全層にわたって低減効果が大きく、ダンパー設置による $Q_{i,max}$ の増加は小さい。

以上より、設計用外力分布に応答解析結果包絡値を用いたダンパー配置は、OS2-T に対してだけでなく高次モードが卓越する ART KOBE-T に対しても有効なダンパー配置であるといえ、地震動の特性によらず、高い制振効果が期待できる。しかし、より制振効果の高い応答解析結果包絡値であっても、本来必要と算定された K_{di}^* に対して小さな値を与えていることから、ART KOBE-T 入力時の 21~26 層で $1/100$ rad 以上の最大層間変形角が生じたと考えられる (附録 D)。

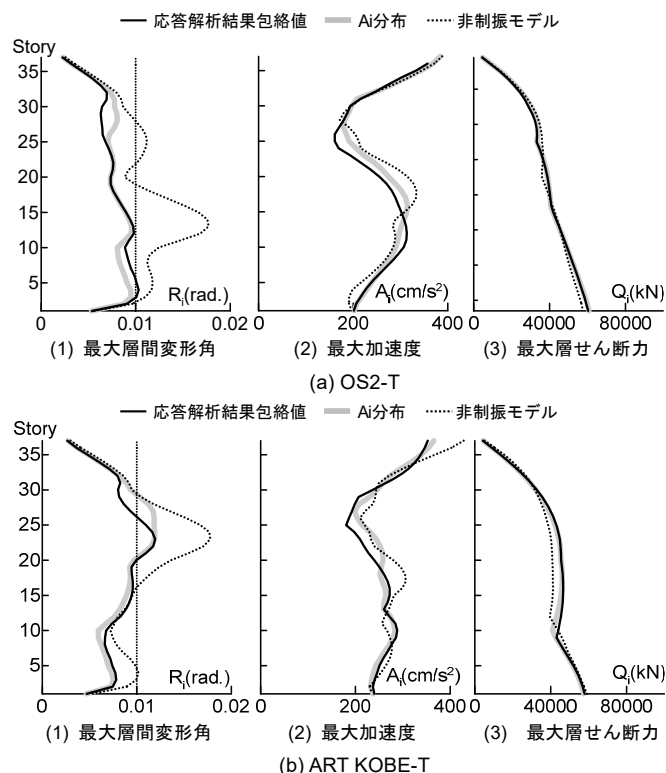


図 14 最大応答値 (オイルダンパー設置)

4. オイルダンパーと変形制御機構を併用した制振改修

本章では、3 章で示した設計用外力分布に応答解析結果包絡値を用いたときのオイルダンパーによる制振改修モデル (以下、D モデル) の最大層間変形角 $R_{i,max}^D$ (以降、モデル名称を添え字に用いる) が目標層間変形角 θ_{max} ($=1/100$ rad) を超える層のオイルダンパーをギャップブレースに置換することで、より大きな変形制御効果が期待できる機構の制振設計法を提案する。

4.1 オイルダンパー+変形制御機構の設計概要

図 15 にギャップブレースの部材系、付加系およびシステムの荷重-変形関係を示す。図中で F_{gi} と F_{gai} は部材系と付加系のギャップブレース水平力である。また、部材系のギャップブレース水平変形 u_{ghi} と擬似ブレース変形 $^{20),21)}$ の和である u_{gai} が層間変形 Δu_i と等しくなる。付加系のギャップブレース水平剛性 K_{gai} は、部材系のギャップブレースの水平剛性 K_{gi} よりも、低くなる。これは、水平バネ系で表せば、 K_{gi} をもつバネに対して直列に擬似ブレース剛性 $^{20),21)}$ K_{ghsi} をもつバネが接続されているためである。 K_{ghsi} は、笠井らが提案している状態 NR 法 $^{20),21)}$ により算出される剛性値で、部材構成モデルから水平バネ系に変換する際に用いる値であり、周辺架構の変形を考慮するための剛性値である。 K_{ghsi} については後述する (4.3 節)。また、ギャップブレースには層間変形のせん断成分のみが入力される。そのため、曲げ変形成分が大きくなる中高層部へギャップブレースを設置する際、付加系のギャップ間隔 u_{gahi} は部材系のギャップ間隔 u_{ghi} に比べて大きくなり、部材系で設定した水平方向の剛性がシステムに直接付加されないことに注意されたい。次いで、図 16 にギャップブレース設計の概念図を示す。図 16 中で、 K_{li} は静的増分解析より得られる初期剛性 (= 主架構の剛性 K_{β}) であり、 K_{2i}

は、ギャップブレースがシステムに剛性を付加し始めた後の、システムの2次剛性である。本論文では、「ギャップブレース設置前後で最大層間変形発生時の最大層せん断力が同じである」と仮定して目標層間変形 Δu_T を満たすためのギャップブレースの u_{ghi} と K_{gi} を算定する。つまり、最大層間変形 $\Delta u_{i,max}^D$ のときの最大層せん断力 $Q_{i,max}^D$ (点A) を Δu_T で満たすような(点B) ギャップブレースの u_{ghi} と K_{gi} を算定する。オイルダンパーとギャップブレースを併用したモデルは「BDモデル」と呼ぶこととし、その応答値には添え字にモデル名称を用いる。 $Q_{i,max}^D$ は主架構とオイルダンパーを合わせた層せん断力であるのに対して、 $Q_{i,max}^{BD}$ は主架構とギャップブレースを合わせた層せん断力であることを注意されたい。

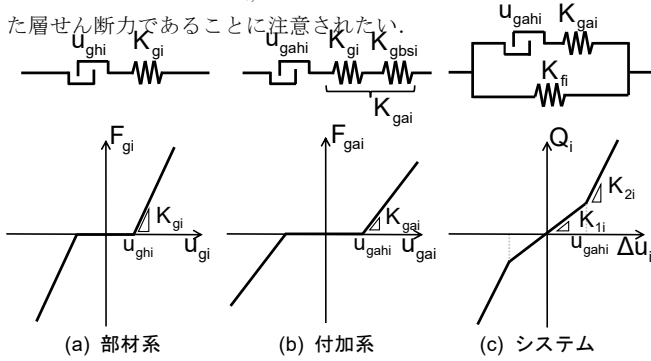


図 15 荷重－変形関係（ギャップブレース）

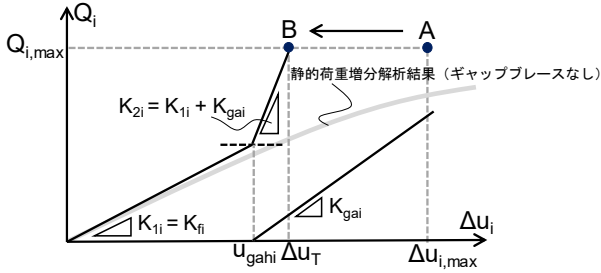


図 16 ギャップブレース設計概念

4.2 オイルダンパー＋変形制御機構の設計手順

ギャップブレースは設置層の変形制御効果を向上させるが、設置層に隣接する層や他層の変形とせん断力を増大させる恐れがある。また、連層でギャップブレースを設置する場合には、得られた u_{gahi} よりも大きくなる層が出てくるため、結果として設計時に意図した変形制御効果が得られない場合がある。そのため、ギャップブレースの連層配置は必要最小限にとどめ、ギャップブレースがシステムに剛性を付加し始める前はオイルダンパーによる制振効果を十分に得られるようにするため、ギャップブレース設置前後でシステムの減衰定数は等しくすることが望ましい。以下に、オイルダンパーとギャップブレースを併用した制振設計法の手順を示す。

- STEP1. オイルダンパーによる制振改修の地震応答解析結果(3.6節)より、最大層せん断力 $Q_{i,max}^D$ と最大層間変形 $\Delta u_{i,max}^D$ を得る。
- STEP2. 目標層間変形 $\Delta u_T \leq \Delta u_{i,max}^D$ となる層をギャップブレース設置層とする。
- STEP3. ギャップブレース設置予定スパンに対し、状態NR法により、擬似ブレース剛性 K_{gbsi} を算出する。
- STEP4. 部材系ギャップ剛性比 K_{gi}/K_{fi} を定め、ギャップブレースの断面 A_{gi} を次式から得る。

$$A_{gi} = \frac{K_{gi} L_{gi}}{E N_{gi} \cos^2 \theta_{gi}} \quad (21)$$

ここに、E はヤング係数、 N_{gi} はギャップブレース本数、 θ_{gi} はギャップブレース取付角度、 L_{gi} はギャップブレース長さである。

- STEP5. STEP3.で得た K_{gbsi} を用いて、システムの2次剛性 K_{gai} を次式から得る。

$$K_{gai} = \frac{K_{gi} \cdot K_{gbsi}}{K_{gi} + K_{gbsi}} \quad (22)$$

- STEP6. STEP5 で得た K_{gai} を用いて、 K_{2i} を次式から得る。

$$K_{2i} = K_{1i} + K_{gai} = K_{fi} + K_{gai} \quad (23)$$

- STEP7. Δu_T と $Q_{i,max}^D$ を通る傾き K_{2i} の直線と、原点を通る傾き K_{1i} (=主架構の剛性 K_{fi}) の直線との交点を次式から求め、その変形を u_{gahi} とする。

$$u_{gahi} = \frac{K_{2i} \Delta u_T - Q_{i,max}^D}{K_{1i} - K_{2i}} \quad (24)$$

- STEP8. 状態Nのときの層間変形に対するダンパー変形の比(以降、骨組特性値 α_N)を用いて、部材系のギャップ間 u_{ghi} を次式から得る。

$$u_{ghi} = \alpha_N \cdot u_{gahi} \quad (25)$$

なお、設計されたギャップブレースのうちで、最も小さい u_{ghi} となるギャップブレースを設置予定層の全てに適用する。また、最小値が $u_{ghi} \leq 0$ となる場合には、STEP4.に戻り、 K_{gi}/K_{fi} を増加させる。

- STEP9. STEP4.とSTEP8.より得られる A_{gi} と u_{ghi} を満たすギャップブレースを設置予定スパンに設置する。なお、設置位置にオイルダンパーが設置されている場合、ギャップブレースと交換し、取り外したオイルダンパーは3.4節に従い再分配する。

4.3 状態NR法による擬似ブレース剛性と骨組特性値の算出

状態NR法^{20), 21)}は部材構成モデルを水平バネ系に置換するために提案されている手法である。「ダンパー剛性がゼロの状態」である状態N(No-damper)と「ダンパー剛性が無限大」である状態R(Rigid-damper)を作成し、それぞれの状態の静的増分解析で得られる変形と荷重をもとにダンパー諸元によらない α_N をはじめとした骨組特性値^{20), 21)}を算出し、擬似ブレース剛性 K_{gbsi} を算定する。本論文では、簡便のため、状態Nのときに設置するブレースを「Nブレース」、状態Rのときに設置するブレースを「Rブレース」と呼ぶ。既往研究^{20), 21)}では、状態NR法で対象とした制振ダンパーは1種であり、NブレースとRブレースの設置位置は全層を想定していた。一方、本論文で検討する機構は、オイルダンパーとギャップブレースを併用した混合機構であり、さらにギャップブレースは局所的に設置することを想定している。そのために、既往の状態NR法を拡張して適用する必要がある。

図17(a)に状態NR法の概念図、図17(b)にSTEP2.で得られた層にギャップブレースを設置したオイルダンパー＋ギャップブレース配

置、図 17(c)に状態 N/R 時の N/R ブレース配置を示す。図 17(a)に示すように、状態 NR 法とは、ダンパー剛性が無限大になる瞬間（点 R（状態 R 時））とダンパー剛性が 0 になる瞬間（点 N（状態 N 時））の状態を評価するものである。一般に、オイルダンパーについて、等価支持材剛性 K_b^* が十分に大きければ、粘性要素の変形効率がある。本論文で使用するリリーフ付きのオイルダンパーは、変形が増大するほど等価リニアシステムの粘性係数 C_{dl} が低減するため（3.1.2 項）、結果として付加系の貯蔵剛性 K_a' が低減する（式(3a)）。一方、ギャップブレースは、ある変形以降で剛性を発揮し始める部材であるため、大変形時に付加系の剛性 K_{ga} が大きくなる。つまり、オイルダンパーとギャップブレースでは、状態 R が発生するタイミングが異なるため、ギャップブレース設置予定層の K_{gbsi} や α_{Ni} は、周辺のオイルダンパーの影響を無視できると仮定し、状態 NR 法により算出する。表 4 に上記の仮定のもと状態 NR 法より得られた K_{gbsi} と α_N を示す。表に示すように、 K_{gbsi} は上層にいくにつれて小さくなり、 K_{gbsi}/K_{fi} は 0.20~0.39 程度とやや小さい値となった。また、 α_N は 21~26 層では 0.96~0.97 と全層概ね同じ値となった。

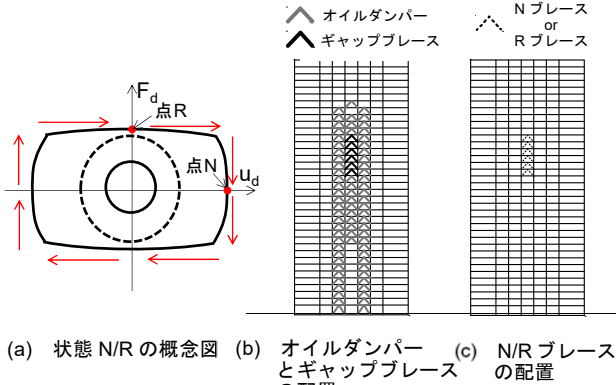


図 17 状態 NR 法の概要

表 4 擬似ブレース剛性 K_{gbsi} と骨組剛性値 α_N の一覧

層	K_{gbsi} [kN/cm]	K_{gbsi}/K_{fi} [-]	α_N [-]
26	2018	0.203	0.962
25	2097	0.209	0.964
24	2305	0.228	0.967
23	2702	0.265	0.969
22	3343	0.323	0.972
21	4181	0.389	0.972

4.4 設計法の精度検証

4.4.1 静的増分解析結果と設計法の比較

本項では、4.2 節の設計手順に従い、 $K_{gi}/K_{fi}=0.5, 1.0, 3.0$ の 3 通りの設計を行い、その結果を静的増分解析により得られる K_{gai} 、 K_{2i} および u_{gahi} と比較する。本項中では、本手法による設計値に“D”，静的増分解析により得られる値に“SA”と添え字をつけて表す。なお、静的増分解析時に用いる外力分布は、2.1 節で用いた外力分布と同じく、 A_i 分布に基づくものである。

表 5 に設計値一覧、図 18 に K_{2i} と K_{gai} の設計値と静的増分解析結果との比率を示す。4.2 節より、各剛性比で算出されたうちで最も小さいギャップ間隔 u_{ghi} であった 24 層の u_{ghi} をもつギャップブレースを、設置予定層の全層に設置している。なお、本項における解析は、主架構を弾性とした。図 18(a), (b)より、 K_{2i}^D は K_{2i}^{SA} とほぼ一致しているのに対して、 K_{gai}^D は、 K_{gai}^{SA} に比べて、すべての K_{gi}/K_{fi} で小さくなる。これは、石井ら²²⁾が言及しているように、剛性をもつダン

パーを付加した場合には主架構の負担せん断力は低下するが、状態 NR 法では、 K_{fi} は変化しないものとして付加系の疑似ダンパーを調整していることによる。本設計法も、 u_{gahi} 以降も K_{fi} が低下しないと仮定しているため、システム全体の負担せん断力は変わらないが、その内訳が変わる（図 18(c)）。つまり、設計値と比べて、実際のギャップブレースの負担せん断力が大きくなるため、ギャップブレース断面算定の際はこの現象を考慮した安全率を設定する必要がある。

表 5 ギャップブレース設計値一覧

K_{gi}/K_{fi}	層	$K_{1i}(K_{fi})$ (kN/cm)	K_{gai}^D (kN/cm)	K_{2i}^D (kN/cm)	u_{gahi}^D (cm)	u_{ghi}^D (cm)
0.5	26	9927	1435	11362	1.8897	0.907 (1/430 rad.)
	25	10008	1478	11485	1.2451	
	24	10089	1582	11671	0.9513	
	23	10187	1766	11952	1.0543	
	22	10351	2031	12382	1.5253	
	21	10737	2351	13087	2.3964	
1	26	9927	1677	11604	2.1802	1.3448 (1/290 rad.)
	25	10008	1733	11741	1.6371	
	24	10089	1876	11965	1.4137	
	23	10187	2136	12322	1.5475	
	22	10351	2527	12878	1.9913	
	21	10737	3009	13746	2.7256	
3	26	9927	1890	11817	2.3739	1.625 (1/240 rad.)
	25	10008	1960	11968	1.8984	
	24	10089	2142	12231	1.7220	
	23	10187	2483	12669	1.8763	
	22	10351	3018	13369	2.3019	
	21	10737	3701	14438	2.9451	

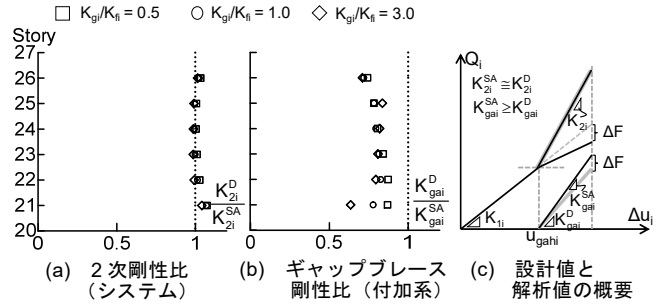


図 18 ギャップブレース設計静的精度検証

図 19 に u_{gahi}^D と u_{gahi}^{SA} の比較検討を示す。図 19(a)より、 u_{gahi}^D は 21 層や 22 層の設置層の下層部は精度よく一致しているが、上層にいくにつれて誤差が大きくなっている。また、図 19(b)に $K_{gi}/K_{fi}=1.0$ のときのギャップブレースの実効変形比 α_{gi} を示す。 α_{gi} は次式であらわされる。

$$\alpha_{gi} = \frac{u_{gi}}{\Delta u_i} = \frac{u_{gi}}{u_{gai}} \quad (26)$$

上式は、 $0 \leq u_{gi} \leq u_{ghi}$ の範囲では、変形がギャップ間隔内であるため、ギャップブレースは抵抗力を発揮しない。つまり、この範囲での α_{gi} は、前述の骨組特性値 α_N と同値である。図 19(b)に示すように、設置層中で最初に効き始める 22 層のギャップブレースの影響で、他層の α_{gi} が減少していることがわかる。つまり、剛性を発揮したギャップブレースの影響で、剛性を発揮していない他層の u_{gahi} が遅延している。この現象は、ギャップブレースが他層の曲げ変形を増大させていることによると考えられる。この現象を考慮し、本設計法では、設置予定層で算出された u_{ghi} の中の最小値をもつギャップブレースを設置予定層の全てに設置することとしている。また、本研究で、連層で設置する層数を多くすると、上記の u_{gahi} 遅延が顕

著になることを確認しており、同じ u_{ghi} をもつギャップブレースを設置する場合は、設置層を最小限に抑えることが望ましい。

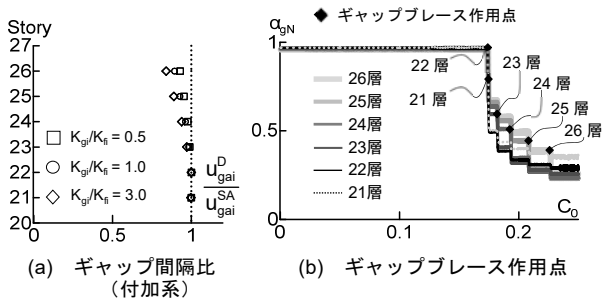


図 19 付加系ギャップ間隔の比較検討

4.4.2 動的解析結果による設計法の検証

本項では、前項で設計した BD モデルに ART KOBE-T を入力したときの最大層間変形角 $R_{i,max}^{BD}$ 、最大加速度 $A_{i,max}^{BD}$ およびシステムの最大層せん断力 $Q_{i,max}^{BD}$ を検証する。動的解析（入力地震動：ART KOBE-T、弾塑性解析）から得られる K_{gai} 、 K_{2i} および u_{gai} と表 5 で示した設計値を比較する。なお、本項中では、動的解析により得られる値に“DA”、の添え字をつけて表す。また、地震応答解析については、ギャップブレースの力学特性を考慮し、非制振モデルや D モデルのときより解析刻みを細かくし、 $\Delta t = 0.001$ s とする。

図 20 に 4.2 節の設計手順に従って設計された BD モデルの概要を示す。21~26 層について、中央スパンにはダンパーに代えてギャップブレースを設置するため、手順 3) の式(20)より、リリーフ荷重 $F_{d1} = 1800$ kN、リリーフ速度 $\dot{u}_{d1} = 1.5$ cm/s およびダンパー数 $N_{d1} = 4$ を与え、任意の必要ダンパー量 $K_{di,op}'' = 4400$ kN/cm を得た。この $K_{di,op}''$ をもとに各層の必要ダンパー量 K_{di}'' を再計算させて新たなダンパー配置を作成した結果、3~8 層に 21~26 層から取り除いた分の K_{di}'' が分配された。

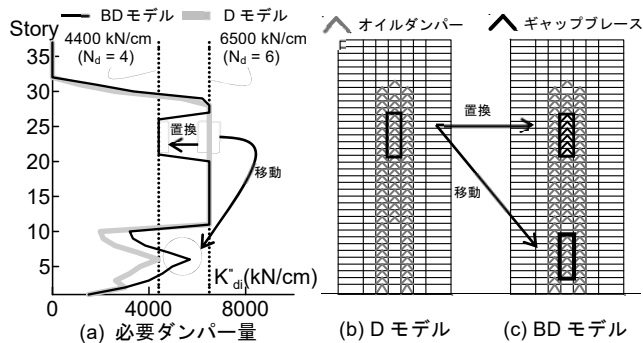


図 20 オイルダンパーとギャップブレースを併用したモデル概要

図 21 に設計された BD モデルに ART KOBE-T を入力したときの $R_{i,max}^{BD}$ 、 $A_{i,max}^{BD}$ および $Q_{i,max}^{BD}$ 、図 22 に弾塑性解析時の荷重 - 変形関係の設計値と解析値の比較を示す。図 21(a) より、いずれの設計でも、概ね Δu_f に相当する層間変形角である $1/100$ rad. 以内に $R_{i,max}^{BD}$ が収まることがわかるが、ギャップブレース設置層直下の 15 層付近の $R_{i,max}^{BD}$ が増大している。これは、ギャップブレースの特徴である設置層の変形低減効果と他層への変形増大効果であるが、剛性比が大きいほどそれらの程度が大きいこともわかる。図 21(b),(c) より、本論文の検討対象モデルに関して、オイルダンパーとギャップブレース

を併用した機構が、設置層の $R_{i,max}^{BD}$ 低減効果を発揮しながら、設置層の $A_{i,max}^{BD}$ と $Q_{i,max}^{BD}$ は増大させない機構であることがわかる。 $Q_{i,max}^{BD}$ と $Q_{i,max}^D$ がほとんど一致するのは、本設計法ではギャップブレース設置前後で負担層せん断力が変わらないと仮定しているからである。 $A_{i,max}^{BD}$ 増大の程度が小さいことに関しては次節で考察する。また、図 22 より、すべての剛性比で、 K_{2i}^D と K_{2i}^{DA} の誤差が小さいことがわかる。これにより、主架構を弾性と仮定した本設計法が、塑性率の小さな範囲においては、妥当なものであると判断できる。

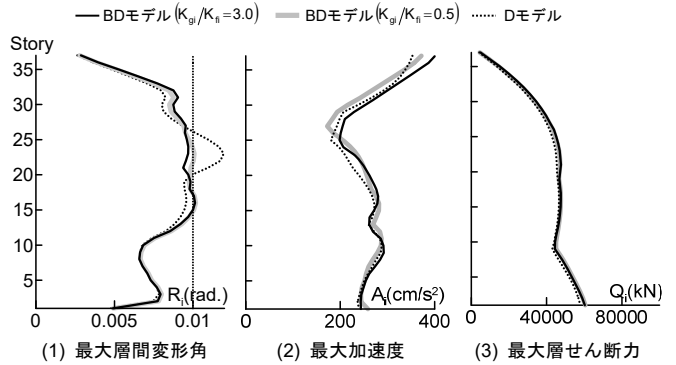


図 21 最大応答（オイルダンパー+ギャップブレース設置）

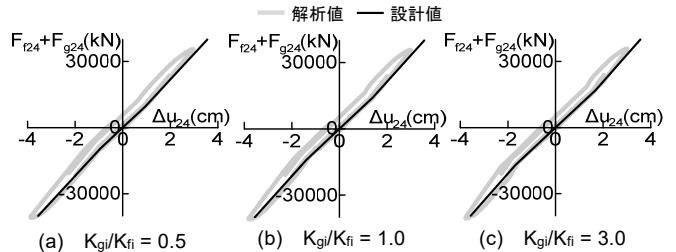


図 22 主架構+ギャップブレースの荷重 - 変形関係（24 層）
（入力地震動：ARTKOBE-T, $K_g/K_f = 0.5, 1.0, 3.0$ ）

4.5 最大加速度に関する考察

ギャップブレースはある変形以降で剛性を発揮する部材であるため、最大加速度 $A_{i,max}$ に関して、 $A_{i,max}^{BD}$ は $A_{i,max}^D$ に比べて非常に大きな値になると予想されたが⁹⁾、前節でその増大の程度は小さいことがわかった。そこで本節では、 $A_{i,max}$ 増大の程度が小さい理由を加速度時刻歴により考察する。図 23 に $K_g/K_f = 3.0$ の BD モデルに ART KOBE-T を入力したときの 24~26 層の最大値付近のシステムの加速度時刻歴（図中の左軸）とギャップブレースの水平力 F_{gi} の時刻歴（図中の右軸）を示す。なお、 ∇ はその層の最大値を生じる点である。図より、各層ギャップブレースが作用している時刻で、システムの加速度が増大していることがわかり、25 層の $A_{i,max}^{BD}$ は、同層中のギャップブレースが剛性を発揮し始める点で加速度が増大し、その点が $A_{i,max}^{BD}$ になる。このギャップブレースによる加速度上昇は全てのギャップブレース設置層でみられるが、ギャップブレースの水平力の上昇が漸次的であるため、急激な加速度増大にはならなかったと考えられる。また、25 層のギャップブレースの衝撃は 26 層に伝播していることもわかる。26 層について、25 層のギャップブレースの衝撃が 26 層に伝播した影響で $A_{i,max}^{BD}$ が増大し、その値が $A_{i,max}^{BD}$ になった。なお、21~24 層の $A_{i,max}^{BD}$ はギャップブレースが剛性を発揮していない時刻で最大値を生じることを確認している。

以上のように、ギャップブレースの水平力の上昇が漸次的であることと、最大加速度が他層のギャップブレースの衝撃伝播によるも

のであるため、本検討では、最大加速度の急激な増大を免れたと考えられる。

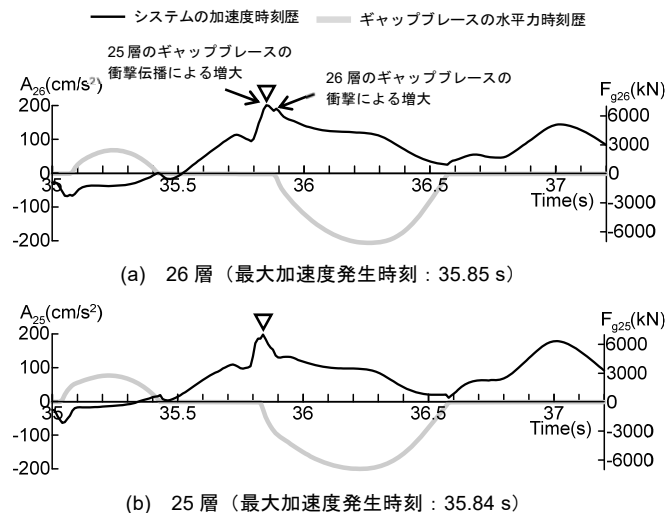


図 23 加速度とギャップブレス水平力の時刻歴 (25, 26 層)
(Kgi/Kfi = 3.0, ART KOBE-T)

5. まとめ

本論文では、既存超高層建物に対する制振改修上の制約条件と変形制御機構の剛性低下およびギャップ間隔増大を考慮したオイルダンパーと変形制御機構（ギャップブレス）を併用した制振改修設計法の提案をし、その検証を行った。以下に得られた知見を示す。

- ・ 超高層建物は、入力地震動の応答スペクトルの概形が似ていたとしても、各モードの応答が大きくなる時刻が異なる。そのため、高次モードの影響により、最大層間変形角の高さ方向分布は地震動により異なる。
- ・ 本論文で提案するダンパー設置制限を考慮したオイルダンパーによる制振設計法は、大振幅地震動に対しても全層概ね目標層間変形角以内に収めることができ、さらに、非制振モデルの検討対象地震動入力時の最大層せん断力の包絡値を設計外力分布として用いると、より大きな制振効果が得られる。
- ・ ギャップブレス設置前後で最大層せん断力が変わらないと仮定して目標層間変形角を満たすように部材系の剛性値やギャップ間隔を算定し、オイルダンパーと置換する手法を提案した。オイルダンパーとギャップブレスを併用した制振構造は、オイルダンパーのみの制振構造と比べてより大きな最大層間変形角低減効果が得られることを示した。また、ギャップブレス設置による最大加速度増大の程度も比較的小さい。

本論文は既存高層建物の 1 例を対象とした制振改修設計であり、その可能性を示したものである。今後の展望として、様々な建物や地震動に対して本論文の制振改修設計法を適用し、本手法が有用となる適用範囲などの検証があげられる。

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

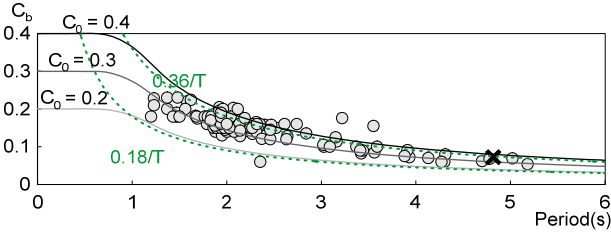
- 1) 国土交通省：超高層建築物等における南海トラフ沿いの巨大地震による長周期地震動対策について（技術的助言）、2016.06

- 2) 日本建築学会：大振幅地震動と建築物の耐震性評価—巨大海溝型地震・内陸地震に備えて、2013.10
- 3) 三宅卓也，辻聖晃，竹脇出：既存建物のオイルダンパー偏心連結による制振改修設計法，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1225-1226，2013.08
- 4) 藤下和浩，スッチュ・ファーティフ，松井良太，竹内徹：Hybrid GA および弾塑性応答解析を用いた制振改修におけるダンパーの最適設計，日本建築学会構造系論文集，vol.81，No.721，pp.537-546，2016.03
- 5) 藤下和浩，松井良太，竹内徹：最大変位に基づく降下法を用いた制振改修におけるダンパー設計，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.345-346，2018.09
- 6) 西村忠宗，笠井和彦：オイルダンパーをもつ制振構造の等価線形化について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.65-66，2004.08
- 7) 日本免震構造協会（JSSI）：パッシブ制振構造設計・施工マニュアル第 1 版，2003.10，第 2 版，2005.09，第 3 版，2013.11
- 8) 笠井和彦，伊藤浩資，小椋崇之：オイルダンパーの等価剛性調節による制振構造の応答制御手法，日本建築学会構造系論文集，Vol.73，No.630，pp.1281-1288，2008.08
- 9) 佐藤大樹，船木尚己，川股重也：硬化型非線形復元力をもつ制振架構の振動応答，日本地震工学シンポジウム論文集，Vol.11，pp.1649-1654，2002.11
- 10) 野村尚史，佐藤大樹，北村春幸，植木卓也，宮川和明：高強度鋼と制振部材及び変形制御機構を組合せた高耐震性能構造の部材レベルモデルによる検討，日本建築学会大会関東支部研究報告集，pp.373-376，2013.03
- 11) 南博之，鈴木恭平，多幾山法子，大西良広，林康裕：パルス性地震動に対する変形制御機構の効果に関する研究，日本建築学会技術報告集，Vol.18，No.39，pp.471-476，2012.06
- 12) 増田寛之，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：既存超高層建物の大振幅地震動に対する制振改修，その 3，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.865-866，2019.09
- 13) 中間誠，堀則男，井上範夫：エネルギー応答に基づいた地震を受ける鉄筋コンクリート建物におけるダンパーと変形制御機構の設計，日本建築学会構造系論文集，No.618，pp.49-56，2007.08
- 14) 野村尚史，佐藤大樹，北村春幸，植木卓也，宮川和明：変形制御機構を組み込んだ柔剛混合構造におけるエネルギーの釣合に基づく応答予測法，日本建築学会構造系論文集，Vol.78，No.692，pp.1705-1713，2013.10
- 15) 中川真里奈，佐藤大樹，北村春幸，長江拓也：既存高層建物の長周期地震動に対する梁部材の累積損傷評価と制振補強，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.281-282，2013.08
- 16) 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手法，日本建築学会構造系論文集，No.583，pp.47-54，2004.09
- 17) 笠井和彦，小椋崇之，西村忠宗：リニア粘性要素とバイリニア粘性要素の制振効果における等価則，日本建築学会構造系論文集，No.611，pp.29-37，2007.01
- 18) 笠井和彦，大熊潔：Kelvin 体による線形粘弾性ダンパー簡易モデル化と精度に関する考察（その 1 弾性・弾塑性フレームをもつ一質点制振構造の場合），日本建築学会構造系論文集，No.550，pp.71-78，2001.12
- 19) 笠井和彦，大熊潔：振動数に依存する制振構造の等価周期・等価減衰の評価法とその精度 —弾性架構と粘弾性ダンパーやオイルダンパーをもつ一質点構造における全体減衰率への置換法—，日本建築学会構造系論文集，No.580，pp.51-59，2004.06
- 20) 笠井和彦，岩崎啓介：様々な形式の制振構造における自由度縮約法と水平バネ系への変換法，日本建築学会構造系論文集，No.605，pp.37-46，2006.07
- 21) 石井正人，笠井和彦：多層制振構造の時刻歴解析に用いるせん断棒モデルの提案，日本建築学会構造系論文集，Vol.75，No.647，pp.103-112，2010.01
- 22) 加藤翼，佐藤利昭，佐藤大樹，北村春幸，長江拓也，石井正人，吉江慶祐：文献調査に基づく既存超高層建物の現状把握と地震応答解析モデルの構築，日本建築学会技術報告集，Vol.20，No.45，pp.575-580，2014.06
- 23) 日本建築学会：高層建築技術指針，1967.06

附録 A 文献調査結果に基づく検討対象モデルの構造特性検証

附図 1 に 1980 年代以前の高層建物を対象とした文献調査結果²²⁾より得られた設計用ベースシア係数 C_b と本論文で用いた解析モデル（非制振モデル）の許容応力度時ベースシア係数 C_b の 1 次固有周

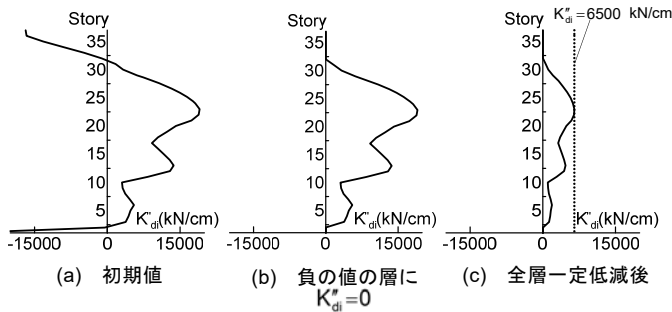
期 T_1 との関係を示す。なお、図中の実線は標準せん断力係数、破線は高層建築技術指針²³⁾の基準である $C_b=0.18/T_1$, $0.36/T_1$ の関係を表す。図より、非制振モデルの許容応力度時ベースシア係数は $C_0=0.3\sim 0.4$ の範囲に存在し、高層建築技術指針の基準を満たすことがわかる。



附図 1 非制振モデルの固有周期とベースシア係数の対応

附録 B 文献 8)の分配式を用いた場合の制振改修設計

附図 2 に文献 8)の分配式を使用したときの必要ダンパー量 K_{di}'' の高さ方向分布を示す。附図 2(a)に初期分配時の、附図 2(b)に $K_{di}'' \leq 0$ の層を $K_{di}''=0$ としたときの、附図 2(c)に設置上限 K_{di}'' を満たすように全層一定の割合で減少させたときの、 K_{di}'' の高さ方向分布を示し、その値や推移を検討する。附図 2(a)に示すように、非制振モデルは剛性分布のバラつきが大きい。文献 8)の手法を用いる場合、 $K_{di}'' \leq 0$ の層を $K_{di}''=0$ としたとき（附図 2(b)）も他層の K_{di}'' は変動せず、上限値以内に収めるために全層一定の割合で低減させることになる（附図 2(c)）。そのため、附図 2(c)の状態では $\sum(K_{di}'' h_i^2)/(\sum K_{fi} h_i^2)=0.222$ となり、 $K_{di}''/K_f=0.336$ を下回った。これは、分配後の多質点系と設計した 1 質点系の減衰定数 ζ が一致していないことを意味する。



附図 2 文献 8)の手法を用いた場合の必要ダンパー量分布

附録 C 任意ダンパー量算定式の導出

本手法のオイルダンパーによる制振設計の場合、ダンパー量 K_{di}'' を層剛性非比例分配する層に対し、分配された K_{di}'' から得られるダンパーの粘性係数 C_{di} を基にダンパーのリリーフ荷重 F_{dyi} を算出し、その値に応じて製品ダンパーを選定している。一方、任意のダンパー量 $K_{di,op}''$ を与える層に関しては、式(20)をもとに、 $K_{di,op}''$ を算定する必要がある。以下に式(20)の導出を示す。

リリーフ付きオイルダンパーの力 - 速度関係は次式で表される。

$$F_{dyi} \cos \theta N_{di} = C_{di} N_{di} \dot{u}_{dyi} \quad (A1)$$

ここに、 i は層番号を表し、 F_{dyi} はリリーフ荷重、 N_{di} はダンパー数、 C_{di} は粘性係数および $\dot{u}_{dyi}$ はリリーフ速度を表す。さらに、 $\dot{u}_{dyi}$ について次式が成立する。

$$\dot{u}_{dyi} = u_{dyi} \omega_{eq} \quad (A2)$$

ここに、 u_{dy} はリリーフ粘性変形、 ω_{eq} は等価円振動数である。オイルダンパーによる制振設計は、非制振時と制振時の円振動数が概ね等しくなるため $\omega_{eq} \approx \omega_f$ とすれば、式(A1)の右辺および式(A2)より、次式を得る。

$$C_{di} N_{di} \dot{u}_{dyi} \approx C_{di} N_{di} u_{dyi} \omega_f = K_{di,op}'' u_{dyi} \quad (A3)$$

上式の最左辺と最右辺の関係式を式(A1)に代入すれば、次式を得る。

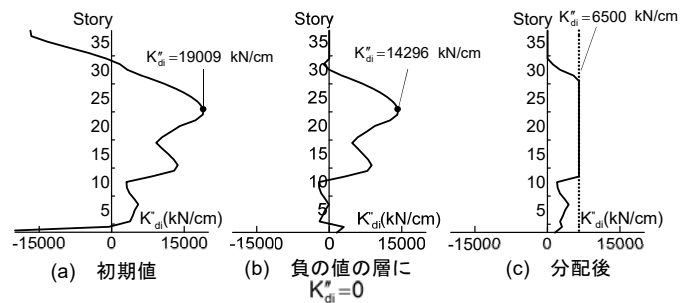
$$F_{dyi} \cos \theta N_{di} = K_{di,op}'' u_{dyi} \quad (A4)$$

上式を $K_{di,op}''$ について解くと、本論中の式(20)が得られる。

附録 D 本手法を用いた制振改修設計の詳細

3.6 節に示すように、本手法でダンパー設置位置を制限した制振改修を行うと、概ね目標層間変形角 θ_{max} ($=1/100$ rad) 以内に収めることができるが、局所的にみれば $1/100$ rad を超えた層が生じることがわかった。本手法を詳細に確認することで、この現象を考察する。

附図 3 に K_{di}'' の高さ方向分布の推移を示す。なお、示す形式は附録 B と同様である。本手法での K_{di}'' 初期値算出は文献 7)と同様である。本論中の式(19)を用いれば、負の K_{di}'' を $K_{di}''=0$ としたとき、他層の K_{di}'' も再分配される（附図 3(b)）。さらに、上限値を設けて再分配を行うため、分配後の多質点系と 1 質点系の減衰定数 ζ が一致し、 $\sum(K_{di}'' h_i^2)/(\sum K_{fi} h_i^2)=0.336$ ($K_{di}''/K_f=0.336$) となるが、附図 3(a)(c)の比較より、初期値の段階で、本来より多くの K_{di}'' が必要であった層が、最終的には上限値のために非常に小さい K_{di}'' になっていることがよみとれ、その層で最大層間変形角 $R_{i,max}$ が $1/100$ rad を超えた。つまり、十分な減衰付与によって $R_{i,max}$ の全層平均 $1/100$ rad 以内になるという十分な全体変形の制御ができていた（附表 1）一方で、局所的には本来必要な K_{di}'' を満たしていないため、その層で $R_{i,max}$ が $1/100$ rad を超える結果となったと考えられる。



附図 3 本手法を用いた場合の必要ダンパー量分布

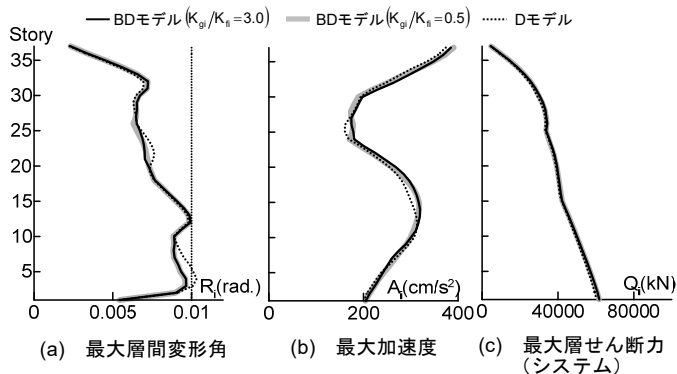
附表 1 全層平均最大層間変形角一覧

全層平均最大層間変形角(rad)		
地震動	Ai分布	応答解析結果包絡値
OS2-T	0.0076	0.0076
ART KOBE-T	0.0083	0.0082

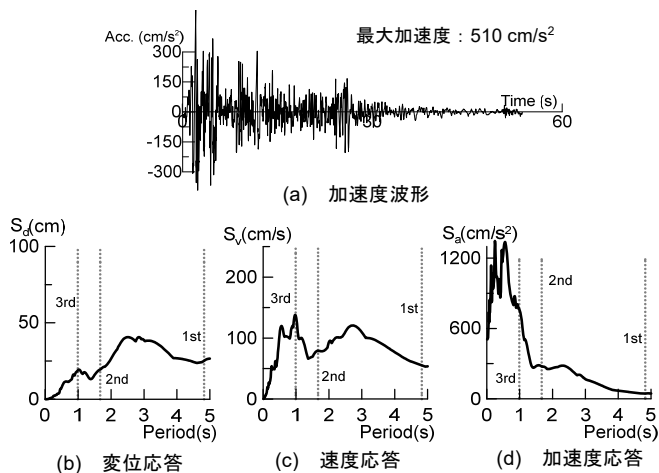
付録 E BD モデルに様々な地震動を入力したときの応答結果

ART KOBE-T に対して設計したギャップブレースが他の地震動にも有効に作用するかどうかを確認する。

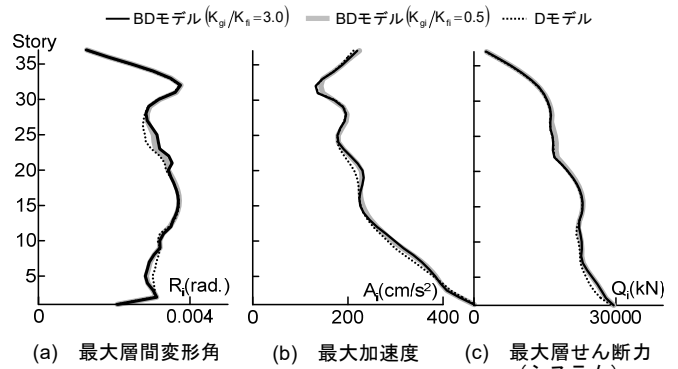
附図 4 に OS2-T を入力したときの最大層間変形角 $R_{i,max}^{BD}$ 、最大加速度 A_i^{BD} および最大層せん断力 $Q_{i,max}^{BD}$ を示す。附図 4(a) より、OS2-T 入力時でも全層 1/100 rad. 以内に収まることがわかる。附図 4(b),(c) より、ギャップブレース設置のために、ART KOBE-T 入力時と同様に、 A_i^{BD} は A_i^D よりも少し増大し、 $Q_{i,max}^{BD}$ と $Q_{i,max}^D$ はほぼ一致する。また、本論で設計したギャップブレースは、 $K_{gi}/K_{fi}=0.5$ のときに部材系のギャップ間隔 u_{ghi} が 1/430 rad. 相当の変形であった。ギャップ間隔が小さいと中小地震動でもギャップブレースが作用して応答に悪影響を及ぼす恐れがある。そのため、レベル 2 標準波の El centro-T (El centro 1940 NS) の地盤増幅を考慮した地震波を BD モデルに入力し、その応答を確認する。附図 5 に El centro-T の加速度波形と応答スペクトル、附図 6 に El centro-T を入力したときの $R_{i,max}^{BD}$ 、 A_i^{BD} および $Q_{i,max}^{BD}$ を示す。附図 5 より、非制振モデルに入力すると、本論で使用した大振幅地震動よりも、加速度は大きい、変位応答と速度応答が小さくなる地震動であることがわかる。附図 6 より、各種最大応答値で、剛性比の違いにより応答差が生じているが、その差は小さいことがわかる。以上より、 $K_{gi}/K_{fi}=0.5$ のギャップブレースはレベル 2 標準波で作用するが、応答にはほとんど影響を及ぼさないことがわかる。



附図 4 最大応答値 (オイルダンパー+ギャップブレース設置)
(入力地震動: OS2-T, $K_{gi}/K_{fi}=0.5, 3.0$)



附図 5 El centro-T の加速度波形と応答スペクトル ($h=0.05$)



附図 6 最大応答値 (オイルダンパー+ギャップブレース設置)
(入力地震動: El centro-T, $K_{gi}/K_{fi}=0.5, 3.0$)