

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	変形増幅機構に耐震ブレースを併用した制振構造の性能評価
Title(English)	PERFORMANCE EVALUATION FOR RESPONSE CONTROL STRUCTURE WITH AMPLIFICATION MECHANISM AND SEISMIC BRACE
著者(和文)	細谷佳雅, 佐藤大樹, 石井正人, 北村春幸, 佐々木和彦, 岩崎雄一, 佐藤利昭, 松田頼征, 吉江慶祐
Authors(English)	Yoshimasa HOSOYA, Daiki Sato, Masato Ishii, Haruyuki Kitamura, Kazuhiko SASAKI, IWASAKI Yuichi, Toshiaki SATO, Yoriyuki MATSUDA, Keisuke Yoshie
出典(和文)	構造工学論文集, Vol. 63B, , pp. 265-273
Citation(English)	Journal of Structural Engineering, Vol. 63B, , pp. 265-273
発行日 / Pub. date	2017, 3
権利情報	日本建築学会

変形増幅機構に耐震ブレースを併用した制振構造の性能評価

PERFORMANCE EVALUATION FOR RESPONSE CONTROL STRUCTURE WITH AMPLIFICATION MECHANISM AND SEISMIC BRACE

細谷佳雅*¹, 佐藤大樹*², 石井正人*³, 北村春幸*⁴, 佐々木和彦*⁵
岩崎雄一*⁵, 佐藤利昭*⁶, 松田頼征*⁷, 吉江慶祐*³
Yoshimasa HOSOYA, Daiki SATO, Masato ISHII, Haruyuki KITAMURA, Kazuhiko SASAKI
Yuichi IWASAKI, Toshiaki SATO, Yoriyuki MATSUDA and Keisuke YOSHIE

Performance degradation of the response control device is caused by bending deformation. Therefore, the authors proposed amplification mechanism that functions to bending deformation. In order to improve this amplification mechanism, this paper proposes new response control system which is used in combination with the amplification mechanism and seismic brace. The usefulness of this system evaluate from time history analysis results and static analysis results. Evaluation of the response control performance is using the frame parameters obtained from two-types of static analysis results. Frame parameters can estimate the ratio of the effective damper deformation as evaluation index of performance. The validity of this evaluation method is demonstrated by comparing with the dynamic response analysis results.

Keywords : Response control structure, Viscous wall damper, Effective damper deformation ratio
Amplification mechanism, Frame parameters, Time history response analysis

制振構造, 粘性制振壁, 実効変形比, 変形増幅機構, 骨組特性値, 時刻歴応答解析

1. はじめに

1995年の兵庫県南部地震以降, 人命の保全に加えて財産の保全, 機能の維持などの観点から建築物には高い耐震性能が求められ, 大地震時の主架構の損傷を抑制することを目的として, 制振構造が採用されている¹⁾。現在採用されている制振構造の多くは, コンピュータ制御を伴わず架構内に設置された制振部材に生じる変形や速度に応じて, 減衰力を発揮するものである。これらの制振部材が高い性能を発揮するためには制振部材を有効に機能させる変形(以後, 実効変形)を大きく確保することが重要となる²⁾。

水平力により建築物に生じる層間変形は, せん断変形と曲げ変形により構成される。一般の制振構造において架構内に配置された制振部材は, 建築物に生じる層間変形のうち, せん断変形に対してのみ有効に機能し, 曲げ変形は実効変形を低減させ, 制振性能を低下させる要因となる¹⁾。筆者らは, 制振部材を設置する梁の左右にピン接合を設けることで, 制振部材を曲げ変形に対しても有効に機能させ, 層間変形を上回る実効変形を確保する変形増幅機構を提案している³⁾。変形増幅機構を用いることによって, 小さなダンパー容量でより高い減衰力を発揮することができ, 一般的な制振構造で生じ易いダンパー取付け部材の変形増大による実効変形の低下が生じ難くなる。

制振構造を簡易的に評価するための指標として, 笠井ら⁴⁾により静的解析を用いて一層建物の架構特性を示す骨組特性値が提案され, 石井, 笠井⁵⁾により多層建物へ拡張されている。筆者らは, 履歴ダンパーを設置した超高層建物を対象として, 骨組特性値により得られる実効変形比の予測値を指標として制振性能を評価する手法を提案している²⁾。さらにこの手法を用いて, 制振構造を適用した中低層から超高層の建物における制振性能の違いを評価し⁶⁾, 壁型の粘性ダンパー(以後, 粘性制振壁)を設置した建物を対象として粘性制振壁の配置が建物の制振性能に与える影響を評価している⁷⁾。

本研究では, 筆者ら³⁾が提案している変形増幅機構をより有効に活用する手法を提案することを目的とする。そこで本論文では, 変形増幅機構が曲げ変形に対しても有効に機能することに着目して, この機構をより有効に機能させる手法を提案すると共に, その手法の有用性について評価する。

以下に, 本論文の構成を述べる。2章では, 筆者ら³⁾が提案している変形増幅機構の概要を示し, 変形増幅機構と耐震ブレースを併用することで実効変形を増大させる手法を提案する。3章では, 本論文で対象とする35層鋼構造建物の概要を示し, 粘性制振壁と耐震ブレースの設定方法, 配置箇所および入力地震動などの解析概要について示す。4章では, 変形増幅機構と耐震ブレースを併用した場合にお

*1 東京理科大学大学院理工学研究科 大学院生
*2 東京工業大学未来産業技術研究所 准教授・博士(工学)
*3 (株)日建設計 構造設計グループ 博士(工学)
*4 東京理科大学工学部建築学科 教授・博士(工学)
*5 オイレス工業(株)
*6 九州大学大学院人間環境学研究院 准教授・博士(工学)
*7 東京理科大学工学部建築学科 助教・博士(工学)

Graduate Student, Faculty of Science and Eng., Tokyo Univ. of Science
Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Tech., Dr. Eng.
Nikken Sekkei Ltd, Dr. Eng.
Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Science and Eng., Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.
Oiles Corporation
Assoc. Prof., Division of Human-Environmental Studies, Kyushu Univ., Dr. Eng.
Assistant Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Science and Eng., Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.

ける、架構内に設置されたダンパーの効率と応答低減効果および損傷抑制効果について、時刻歴応答解析結果を用いて変形増幅機構のみを適用した制振構造の解析結果との比較により評価する。5章では、骨組特性値とその算出に用いる2種類の静的解析の概要を簡潔に示し、筆者ら²⁾の提案している制振性能評価手法の算出方法を示す。骨組特性値を用いた評価手法と時刻歴応答解析により算出した結果との比較により、変形増幅機構を適用した建物を対象とした場合においても、その評価手法により制振性能の評価が可能であるかを検証する。

2. 変形増幅機構概要

本論文で対象とする変形増幅機構³⁾は、ダンパーを設置する梁の左右2ヶ所にピン接合を設けることで、図1に示す概念図のようにピン間の梁を強制的に回転させ、幾何学的に実効変形の増幅を図る機構である。なお、本論文では、クレビスなどによるピン接合を想定しているため、建物の変形によりピンの回転限界には達しないものとする。

変形増幅機構は、図1に示すせん断変形に加えて、図2(a,b)に示すような左右柱の鉛直変位差（つまり、曲げ変形）によって実効変形が増減する。図1の変形状態に対して、図2(a)のような左側の柱の節点に対して右側の柱の節点が相対的に上方に移動した変形状態が足し合わさることで、せん断変形と曲げ変形によってダンパーに生じる変形が同一方向となり、よって実効変形が増幅される。ただし、ダンパーの抵抗力が大きい場合には、ダンパーに生じる減衰力により左右柱の鉛直変位差が小さくなるため、図2(b)の変形状態となりやすく、実効変形が減少する。

図3(a)に示す従来の制振構造では、左側の柱の節点に対して右側の柱の節点が相対的に下方に移動するため、せん断変形と曲げ変形によってダンパーに生じる変形が逆方向となり、よって実効変形が減少する。一方、変形増幅機構を適用した架構は、図3(b)に示すようにダンパー設置スパンを境に架構が分離され、それぞれが別架構のように変形することにより、架構の全体曲げ変形に伴う左右柱の鉛直変位差が図3(a)に示す従来の制振構造と逆方向になり、図2(a)の変形状態となることで、上記の実効変形増幅効果が期待できる。

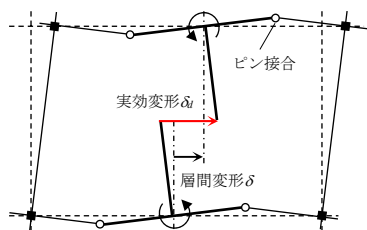
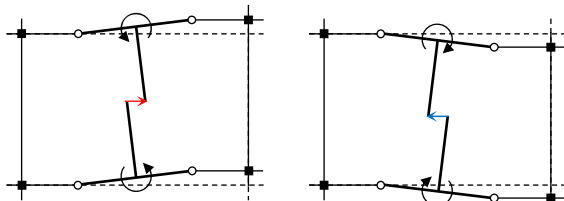


図1 変形増幅機構の概念図³⁾



(a) 実効変形増幅 (b) 実効変形減少

図2 左右柱の鉛直変位差による実効変形の増減³⁾

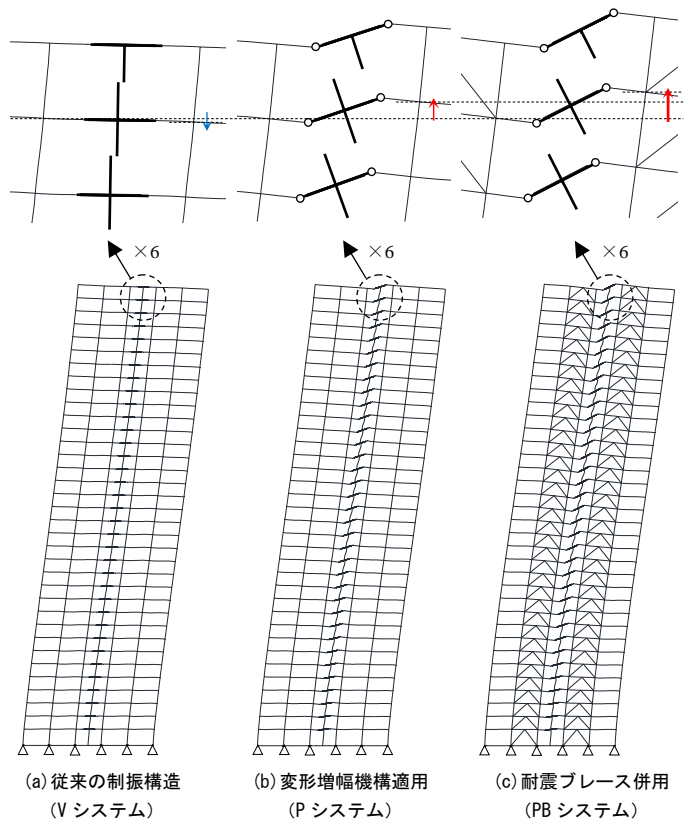


図3 静的加力時の変形図

本論文で対象とする構造形式は、図3(c)に示すように変形増幅機構を設けたスパンの両隣のスパンに耐震ブレースを配するものである。耐震ブレースを配することにより、ダンパーを配置するスパンに変形を集中させ、図2(a)の変形による実効変形の増幅効果の増大を図るものである。

3. 検討モデルの設定と解析条件

3.1 検討対象建物概要

本論文では、純ラーメンの架構に粘性制振壁を設置したVシステム、粘性制振壁を設置したスパンに変形増幅機構を適用してピン接合を設けたPシステムおよびPシステムにおいて粘性制振壁を設置したスパンの両隣のスパンに耐震ブレースを配置したPBシステムの3種類のシステムを対象として検討する。

検討対象建物は、全体曲げ変形が卓越しやすい超高層建物を想定した、地上35階、高さ141mの35層鋼構造建物とし、本論文では35Fフレームと呼ぶ。図4に軸組図・伏図と粘性制振壁、ピン接合および耐震ブレースの配置箇所を示し、表1に柱・梁の部材断面を示す。解析はX方向を対象とし、剛床を仮定した立体部材モデルで行う。剛床を仮定したことで変形増幅機構配置箇所の梁には軸変形が生じるが、層間変形に対して微小であることを確認しているため、本論文ではこの影響を無視する。主架構は、4章では主架構の塑性化の影響を考慮するため、柱・梁部材の曲げと軸方向力に対する弾塑性挙動を、材端部の2平板間に複数の弾塑性軸ばねを断面形状に合わせて配置したマルチスプリングモデルでモデル化した。また、5章では各システムの特徴を把握しやすくするため全部材を弾性としました。構造減衰は主架構のみの1次固有周期に対して2%の剛性

比例型とする。

以上の各システムと35Fフレームの組み合わせによりVシステムを適用したモデルを35-Vモデル、Pシステムを適用したモデルを35-Pモデル、PBシステムを適用したモデルを35-PBモデルと呼ぶ。表2に各モデルの1~3次の固有周期を示す。変形増幅機構を適用した35-Pモデルおよび35-PBモデルでは、粘性制振壁を設置する全層の梁にピン接合を設けるため、純ラーメンの架構である35-Vモデルと比較して固有周期が長くなる。

3.2 粘性制振壁および耐震ブレース概要

本論文では、鋼板と粘性体により構成される粘性制振壁を対象とする。粘性制振壁は、図5に示すように制振壁を設置する付帯梁の中央部分から階高の半分まで剛域を伸ばし、その先端に非線形ダッシュポットを設け、減衰力の発生位置が各層の中央位置になるようにモデル化した。制振壁を設置する付帯梁は、制振壁の取り付けに伴う高力ボルト摩擦接合による継手により断面性能が向上していること、ピン接合によって梁に作用する応力が小さくなり周辺の部材と比較して相対的に変形が小さいことから剛域と設定した。各層の粘性制振壁の粘性係数 C_{di} は、各層の粘性制振壁の設計用粘性抵抗力 F_{di} を用いて式(1)より算出される。

$$C_{di} = \frac{F_{di}}{V_d^\alpha} \quad (1)$$

本論文では、ダッシュポット速度の指数 α を1.00とした線形のダンパーを対象とし、ダッシュポット速度 $V_d = 0.15 \text{ m/s}$ を基準として

粘性係数 C_{di} を定めた。各層の粘性制振壁の設計用粘性抵抗力 F_{di} は、第1層の粘性抵抗力 F_{d1} を基準として、 A_i 分布に基づく設計用層せん断力分布をもとに図6に示すように7層ごと5段階に分布させた。第1層の粘性制振壁の粘性抵抗力 F_{d1} は、第1層の層せん断力係数 α_{d1} を用いて式(2)より算出される。本論文では α_{d1} をダンパー量と称する。

$$F_{d1} = \alpha_{d1} \sum_{i=1}^n m_i g \quad (2)$$

上式で、 n : 層数、 m_i : i 層の質量、 g : 重力加速度である。

続いて、耐震ブレースの設定について述べる。耐震ブレースは、塑性化を認めない座屈拘束ブレースとする。耐震ブレースの軸剛性 K_{bi} は全層で一様とし、35-Vモデルと架構の1次固有周期が一致するような断面積を有する。ここで、ブレースの断面積は 5250 mm^2 (第1層は階高が異なるため 5943 mm^2) である。以上より、35-PBモデルは、図7および表2に示す通り、35-Vモデルと層剛性が概ね等しく、1次固有周期も共に4.20s程度である。

3.3 入力地震動概要

入力地震動は、擬似速度応答スペクトル $\rho S_v = 0.8 \text{ m/s}$ および 1.6 m/s ($h = 5\%$) を目標応答スペクトルとする模擬波 ART HACHI (位相特性: Hachinohe 1968 EW) および模擬波 ART KOBE (位相特性: JMA KOBE 1995 NS) を用いる。図8に擬似速度応答スペクトル ($h = 5\%$) を示す。

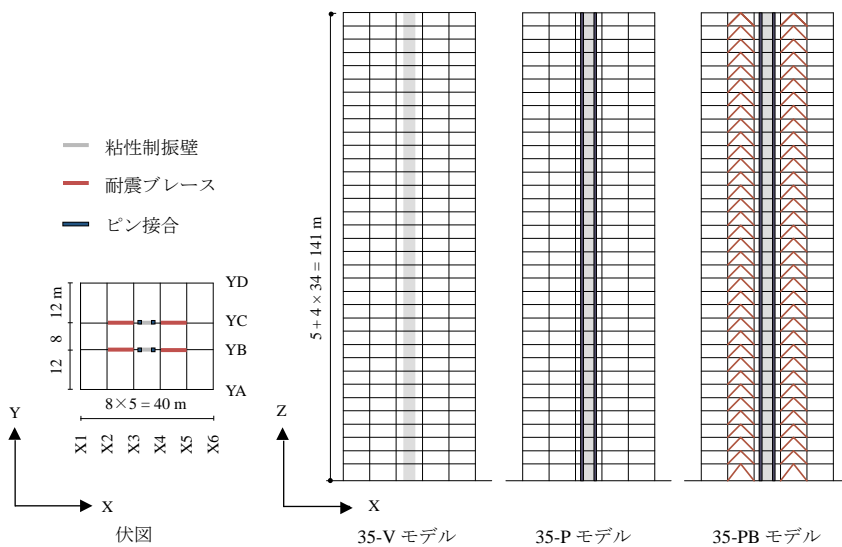


図4 検討建物概要

表1 部材断面

X方向 大梁	外側	H-700×200×12×19 ~ H-800×350×14×40
	内側	H-700×300×12×25 ~ H-800×350×14×40
Y方向 大梁	外側	H-800×350×14×22 ~ H-900×400×16×40
	内側	H-700×200×12×25 ~ H-800×350×14×45
基礎梁		RC 1500×2400
柱		□-600×600×16 ~ □-700×700×85

表2 各架構の固有周期

	固有周期 (s)		
	1次	2次	3次
35-Vモデル	4.20	1.49	0.88
35-Pモデル	4.61	1.61	0.93
35-PBモデル	4.21	1.41	0.77

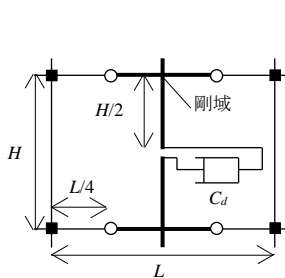


図5 制振壁のモデル概要

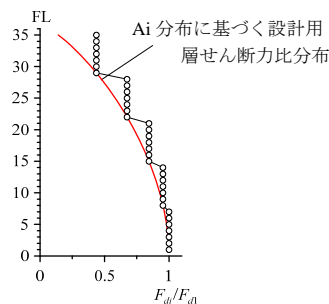


図6 粘性制振壁の粘性抵抗力の分布

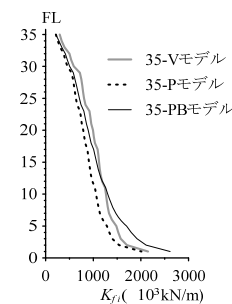


図7 各架構の層剛性

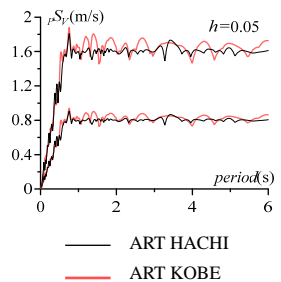


図8 擬似速度応答スペクトル

4. 時刻歴応答解析結果に基づく制振性能評価

4.1 応答結果の高さ方向に関する評価

図9に各ダンパー量における実効変形比 α_e 、入力エネルギー E に対する各層の粘性制振壁のエネルギー吸収量 W_{di} の割合（エネルギー吸収率） W_{di}/E 、最大層間変形角 R_{max} 、最大応答加速度 A_{max} の高さ方向分布を示し、ダンパー量の差異による各層の応答性状の変化を確認する。本論文では例として、ART HACHI 入力時の解析結果のみを示す。

実効変形比に着目すると、ダンパー量の小さい場合には35-Pモデルおよび35-PBモデルの実効変形比は、35-Vモデルに比べて中層部から上層部にかけて大きくなっている。一方、ダンパー量の大きい場合には、35-Pモデルおよび35-PBモデルにおける上層の実効変形

比が大きく低下し、35-Vモデルと同程度となっている。

各層の粘性制振壁のエネルギー吸収率に着目すると、35-Pモデルおよび35-PBモデルではダンパー量の増加に伴い、下層部では増大傾向、上層部では減少傾向を示している。一方、35-Vモデルのエネルギー吸収率は、ダンパー量の増加に伴って全層で増大する傾向を示しているが、ダンパー量に関わらずほとんどの層で35-Pモデルおよび35-PBモデルの方が高くなっている。35-Pモデルおよび35-PBモデルの上層部において、ダンパー量の増加に伴って粘性制振壁のエネルギー吸収率が減少傾向を示すのは、実効変形比の低下が低層部に比べて上層部で顕著に生じているためである。これは、2章で述べたように、ダンパー量が一定以上に大きいと左右柱の鉛直変位差が小さくなるためであり、よって図2(b)のような変形状態となって、

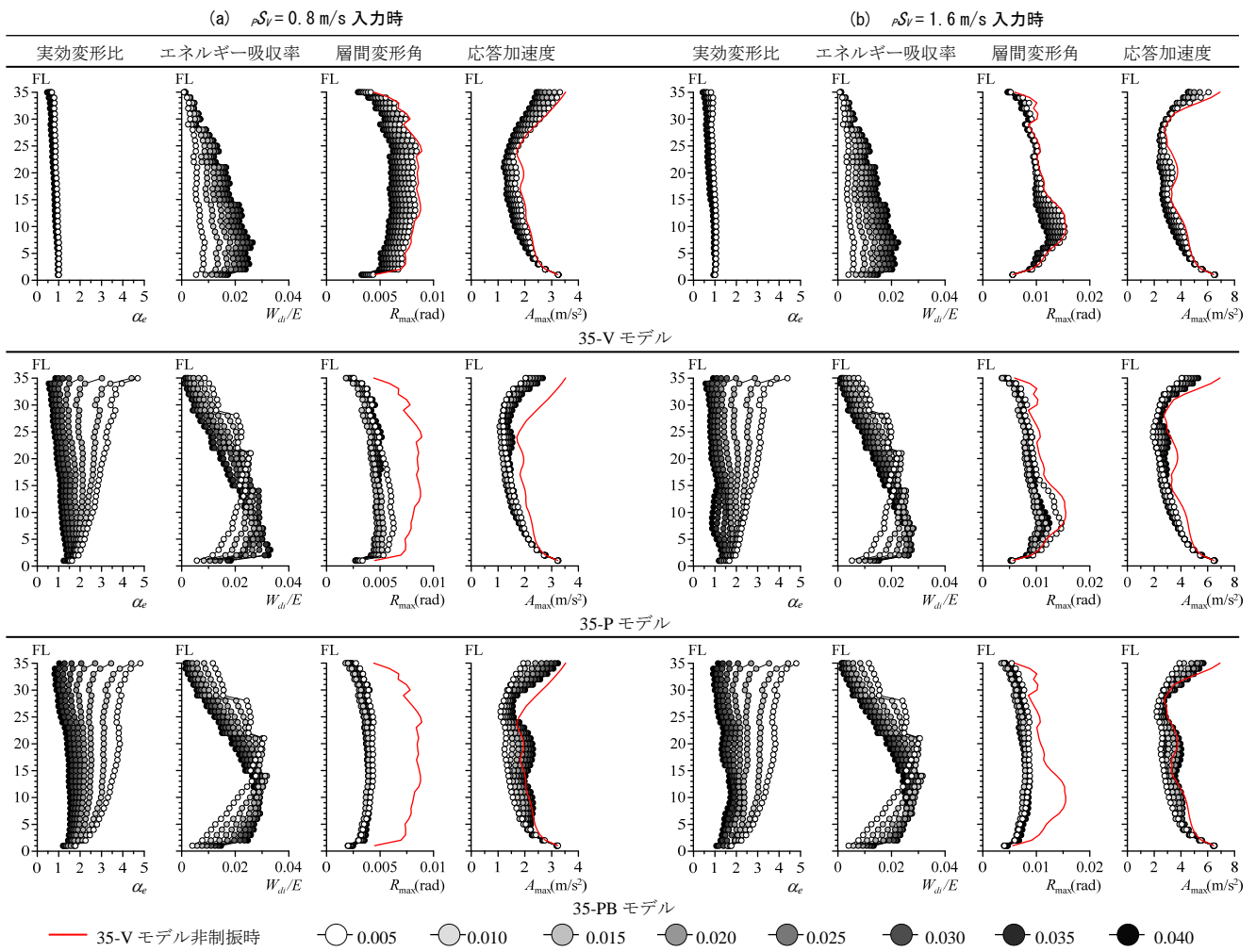


図9 各モデルにおける解析結果の高さ方向分布 (ART HACHI 入力時)

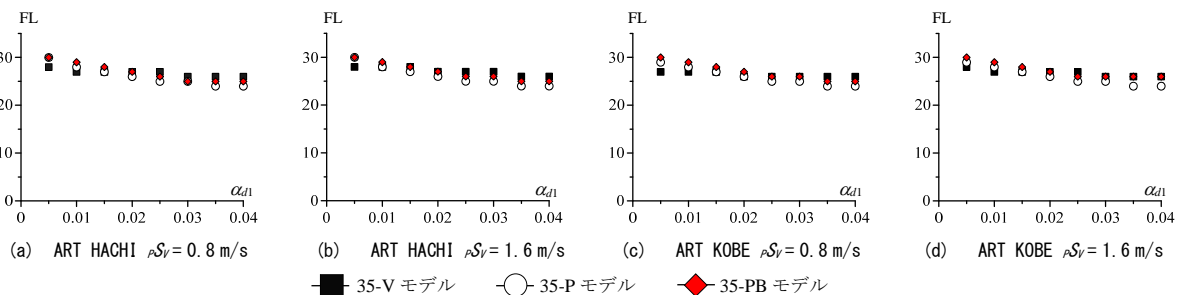


図10 エネルギー吸収率が90%を超える層

実効変形が小さくなった。

層間変形角に着目すると、35-P モデルおよび 35-PB モデルともに一定以上のダンパー量において僅かではあるが増大していることが分かる。また、35-PB モデルの最大変形層は、35-V モデルおよび 35-P モデルと異なり、上層部となる結果を示した。これは、35-PB モデルは下層部の層剛性が高いことが要因の一つとして考えられる（図 7）。35-PB モデルの層間変形角は、35-P モデルと比べて大きな差は見られないが、実効変形比では中層部から上層部で増大している。これは、35-PB モデルの全体曲げ変形量が大きくなったことで、図 2(a)に示す変形が大きくなったことが原因であると考えられる。

応答加速度は、35-PB モデルの場合、35-V モデルおよび 35-P モデルとは異なり、ダンパー量の増加に伴いほとんどの層が増大傾向を示し、ダンパー量の大きい場合には 35-V モデル非制振時の応答値を上回る層も確認された。

4. 2 粘性制振壁のエネルギー吸収量に関する検討

一般にダンパーの実効変形は建物の全体曲げ変形の影響により低下する^{2),6),7)}。文献 6)では、全ダンパーで吸収したエネルギー量に対し、1 層からのダンパーによる合計のエネルギー吸収量が 90%となる層までを制振性能評価の対象とする方法を用いている。本論文でもこれに倣い、各モデルの制振性能について検討する。図 10 に各モデルにおけるダンパー量 α_{d1} に対する 1 層から各層の粘性制振壁のエネルギー吸収量の総和が全体の粘性制振壁のエネルギー吸収量 W_d の 90%を超える層の関係について示す。

各層の粘性制振壁のエネルギー吸収量が 90%を超える層は、ダンパー量の小さい $\alpha_{d1}=0.005$ において、35-V モデルでは 28 層であるのに対して、35-P モデルおよび 35-PB モデルでは 30 層であり、変形増幅機構を適用したモデルの方が上層まで有効にダンパーが機能していることがわかる。一方、ダンパー量の大きい $\alpha_{d1}=0.040$ において

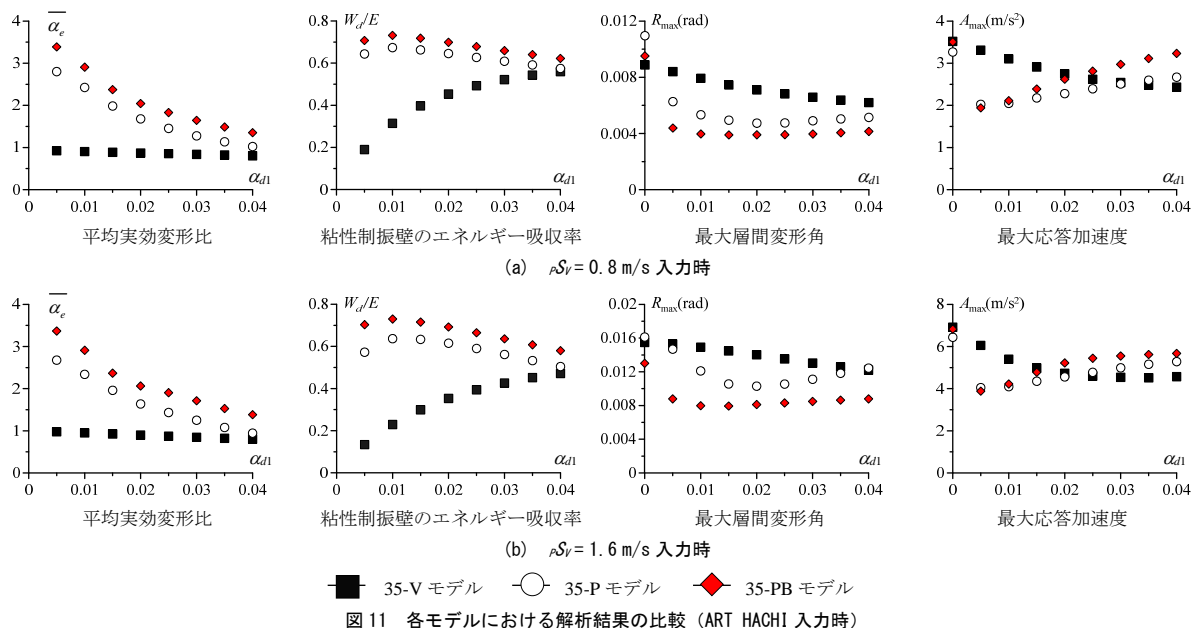


図 11 各モデルにおける解析結果の比較 (ART HACHI 入力時)

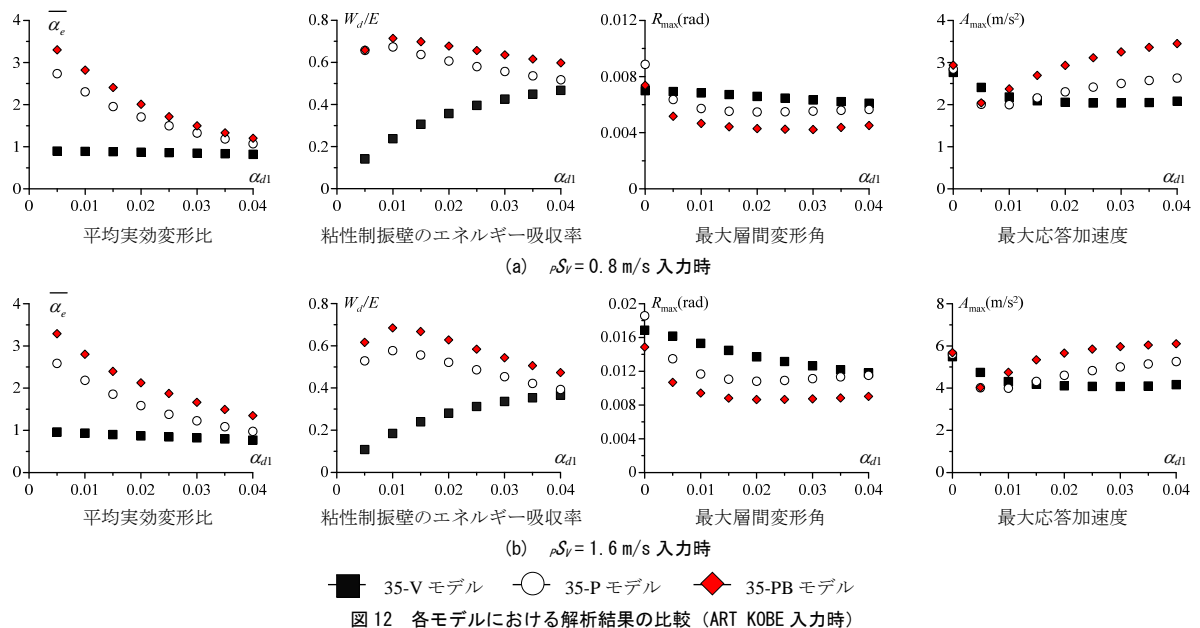


図 12 各モデルにおける解析結果の比較 (ART KOBE 入力時)

は、35-V モデルでは 26 層であるのに対して、35-P モデルでは 24 層、35-PBモデルでは25層であり、変形増幅機構を適用したモデルの方が下層である。以降では、全てのモデルにおいてエネルギー吸収量が 90%を超える 1~30 層の範囲で検討する。この値はブレース型のダンパーを使用したシステムと比べて高い値である⁶⁾。

4. 3 各システムの応答結果に関する評価

図 11, 12 に各モデルにおけるダンパー量 α_{d1} に対する実効変形比の平均値 $\bar{\alpha}_e$ 、入力エネルギー E に対する全体の粘性制振壁のエネルギー吸収量 W_d の割合(エネルギー吸収率) W_d/E 、層間変形角の最大値 R_{max} および頂部の応答加速度の最大値 A_{max} の関係について、ART HACHI 入力時と ART KOBE 入力時をそれぞれ示す。ここで、実効変形比 $\bar{\alpha}_e$ は、前節で述べたように粘性制振壁のエネルギー吸収量が 90%となる 1~30 層の範囲における平均値とする。なお、 $\alpha_{d1} = 0$ はダンパーを設置していない状況を表す。はじめに、図 11(a) の ART HACHI $\rho S_V = 0.8 \text{ m/s}$ 入力時について検討する。

実効変形比に着目すると、変形増幅機構を適用した 35-P モデルでは、ダンパー量に関わらず 35-V モデルを上回る値を示した。これにより、35-P モデルでは、35-V モデルと比較して粘性制振壁のエネルギー吸収能力が向上したため、エネルギー吸収率が高くなっている。

ただし 35-P モデルでは、ダンパー量の増加に伴う実効変形比の低下が大きいため、一定以上のダンパー量ではエネルギー吸収率が低下する傾向を確認した。35-PB モデルについても、同様の傾向を示しているが、実効変形比、エネルギー吸収率ともに 35-P モデルを上回る値を示した。

層間変形角に着目すると、35-P モデルに比べて 35-PB モデルの応答低減効果が高くなっていることが確認できる。最も変形の大きい 35-V モデルにおいてもダンパー量に関わらず 1/100 以下となっており、主架構に大きな損傷が生じていないと考えられる。ただし、応答加速度は、35-P モデルおよび 35-PB モデルでは、35-V モデルとは異なりダンパー量の増加に伴い増大傾向を示している。また、35-PB モデルの方が 35-P モデルよりも大きな値となった。

なお、図 11(b) に示す ART HACHI $\rho S_V = 1.6 \text{ m/s}$ 入力時と図 12 に示す ART KOBE 入力時の解析結果については、ART HACHI $\rho S_V = 0.8 \text{ m/s}$ 入力時の解析結果と同様の傾向が認められる。このことから、35-P モデルおよび 35-PB モデルに設置されたダンパーは、地震動の違いや入力レベルの差異によらず、実効変形比を増大させ、ダンパーのエネルギー吸収能力を向上させることにより、層間変形を抑制することが出来ると考えられる。ただし、入力レベルの大きい $\rho S_V =$

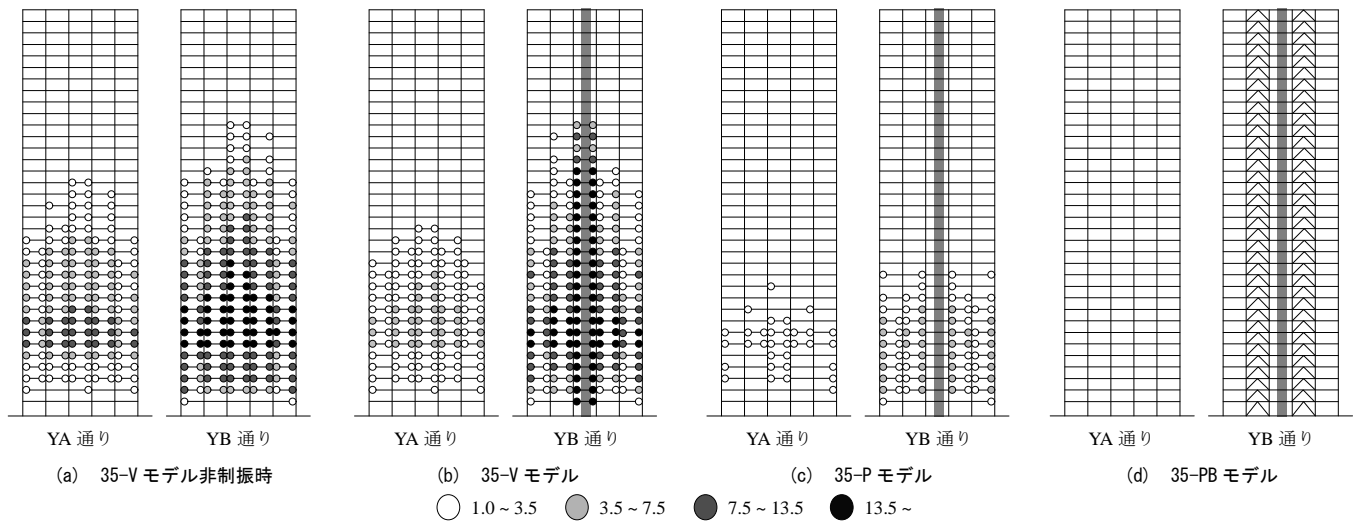


図 13 梁の累積塑性変形倍率 δ_{T1} の架構内分布 (ART HACHI 1.6 m/s 入力時, $\alpha_{d1} = 0.010$)

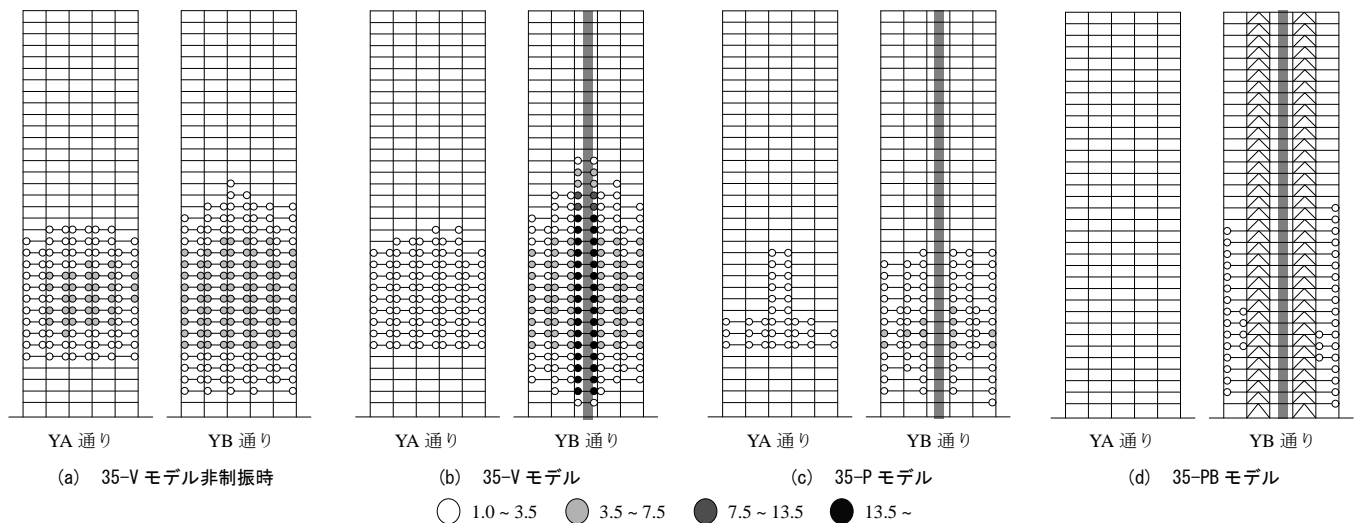


図 14 梁の累積塑性変形倍率 δ_{T1} の架構内分布 (ART KOBE 1.6 m/s 入力時, $\alpha_{d1} = 0.010$)

1.6 m/s 入力時における最大層間変形角は、 $\rho S_V=0.8$ m/s 入力時と比較して大きくなっているため、主架構の損傷も大きくなっていると考えられる。これについては、4.4 節で詳しく述べる。

以上より、変形増幅機構を適用する場合、一定のダンパー量でエネルギー吸収率が頭打ちとなることが避けられず、過大なダンパー量の投入による、ダンパー効率の低下と応答加速度の増加に注意する必要がある。しかし、ダンパーの実効変形の増大により、ダンパーのエネルギー吸収能力と層間変形低減効果が向上することが確認される。さらに耐震ブレースを併用することで、その効果がより向上することも確認される。

4.4 主架構の損傷に関する評価

文献3)では、主架構を弾性としたモデルを対象とした検討であり、変形増幅機構を適用した場合における主架構の損傷の評価は行われていないため、本節では主架構の損傷を評価する。4.3 節で述べたように $\rho S_V=0.8$ m/s 入力時には、建物に生じる層間変形角が小さく主架構に大きな損傷が生じないため、ここでは $\rho S_V=1.6$ m/s 入力時における各モデルの主架構の損傷状態について確認する。検討に使用するダンパー量は、図11(b)より、ART HACHI $\rho S_V=1.6$ m/s 入力時の 35-PB モデルにおいて粘性制振壁のエネルギー吸収率が極大値を示した $\alpha_{d1}=0.010$ を全モデルで採用する。図13, 14 に各モデルにおける梁の累積塑性変形倍率 $c\eta$ の架構内分布について、ART HACHI 入力時と ART KOBE 入力時をそれぞれ示す。図中のプロットは、文献8)の安全限界値と安全限界余裕度を参照し、本論文では $c\eta=3.5, 7.5, 13.5$ をクライテリアとして区分した。

はじめに、図13の ART HACHI 入力時について検討する。35-V モデル非制振時に着目すると、下層部の中央の梁を中心に損傷が広がっており、 $c\eta=13.5$ を上回る箇所が多く見られる。35-V モデルについては、YB 通りの粘性制振壁設置箇所の梁端部に $c\eta=13.5$ を超える大きな損傷が集中しているのが確認できる。これは、粘性制振壁が取付く付帯梁の剛性が大きくなったことにより、境界梁となる当該箇所の梁端部にモーメントが集中したためであると考えられる。一方、35-P モデルに着目すると、粘性制振壁設置箇所の梁端部に損傷は見られない。これは、ピン接合を設けたことにより、当該箇所の梁端部に発生するモーメントが低減したためである。また、それ以外の箇所の損傷についても、ダンパーのエネルギー吸収率が高く、よって地震時の変形が小さくなるため、35-V モデルと比較して損傷が小さくなっていることが確認できる。35-PB モデルでは、 $c\eta=1.0$ を超える損傷は確認されず、全層を弾性に留めている。図14の ART KOBE 入力時においても ART HACHI 入力時と同様に、35-V モデルと比較して 35-P モデルにおける損傷が小さくなり、35-PB モデルではさらに損傷が小さくなることを確認した。

以上より、変形増幅機構を適用することによって、粘性制振壁設置箇所の梁端部の損傷を低減し、それ以外の箇所の損傷についても、高いエネルギー吸収能力によって抑制することが可能であることを確認した。さらに耐震ブレースを併用することにより、その効果をより高めることが出来ることを確認した。

5. 骨組特性値に基づく実効変形比の推定

前章の検討では、変形増幅機構を適用した P システムおよび PB システムにおいても、実効変形比を大きく確保することで粘性制振

壁のエネルギー吸収能力が向上し、制振性能の向上することを確認した。文献2)では、静的解析結果のみから求められる α_N と α_{es} により、時刻歴応答解析から求まる実効変形比 α_e の傾向を捉えることが可能であると示されているが、P システムおよび PB システムでは未検討である。本章では、文献2)の制振性能評価手法を P システムおよび PB システムに適用可能か検討する。

5.1 骨組特性値 α_N および擬似ブレース剛性 K_{bs} の算出

本論文では、文献5)の手法を用いて、図15(a)に示される部材モデルから図15(b)に示されるせん断モデルに変換する過程で算出される骨組特性値 α_N 、擬似ブレース剛性 K_{bs} を制振性能評価の指標として用いる。以下に、骨組特性値 α_N と擬似ブレース剛性 K_{bs} の算出過程を示す。

せん断モデル（図15(b)）における、擬似ダンパーの粘性係数 C_{ds} と擬似ブレース剛性 K_{bs} はそれぞれ次式により算出される⁵⁾。

$$C_{ds} = \alpha_N^2 \cdot C_d, \quad K_{bs} = \alpha_N^2 \cdot K_{ar} \quad (3a,b)$$

ここで、右下の添字 s はせん断モデルの要素であることを示す。式(3a,b)中の α_N および K_{ar} は、主架構のみの弾性部材モデルに対する静的解析（状態 N 解析：図16(a)）と、各節点の水平変位を固定して非線形ダッシュポット設置位置に外力を作用させた解析（状態 T 解析：図16(b)）の2種類の静的解析結果を用いて、それぞれ式(4a, b)により算出される⁵⁾。

$$\alpha_N = \frac{i\delta_{dN}}{i\delta_N}, \quad K_{ar} = \frac{iF_{ar}}{i\delta_{ar}} \quad (4a,b)$$

ここで、 δ_i ：非線形ダッシュポットに生じる変形の水平成分、 δ ：層間変形、 F_i ：非線形ダッシュポットに作用する水平力、右下の添字 N および T は、状態 N 解析および状態 T 解析の計算値であることを示す。骨組特性値 α_N は層間変形に対する非線形ダッシュポット位置における相対変位の水平成分の比であり、擬似ブレース剛性 K_{bs} は図15(b)に示すように擬似ダンパーに直列結合するバネにより主架構に付与できる水平剛性の極限値を表すものである⁵⁾。状態 N 解析における外力分布と状態 T 解析での非線形ダッシュポット設置位置に作用させる外力分布は、 A_i 分布に基づく設計用層せん断力分布を用いる。

図17に35-V モデルと35-P モデルおよび35-PB モデルにおける骨組特性値 α_N と擬似ブレース剛性 K_{bs} を比較して示す。 α_N は実効変形の上限値を意味し²⁾、35-V モデルでは0.8~1.0であるのに対して、35-P モデルでは1.8~4.3、35-PB モデルでは1.9~5.0となり、実効変形比の上限が増加していることが確認できる。 K_{bs} も、35-V モデル、35-P モデル、35-PB モデルの順に増大しており、変形増幅機構を適用することでダンパー効率が向上し、耐震ブレースを併用することでさらに向上することが確認された。

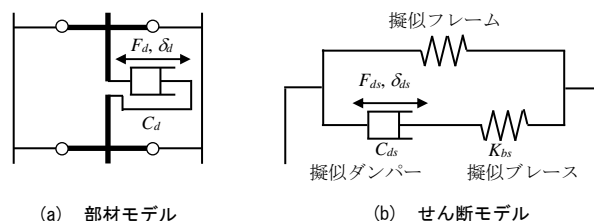


図15 部材モデルとせん断モデルの対応

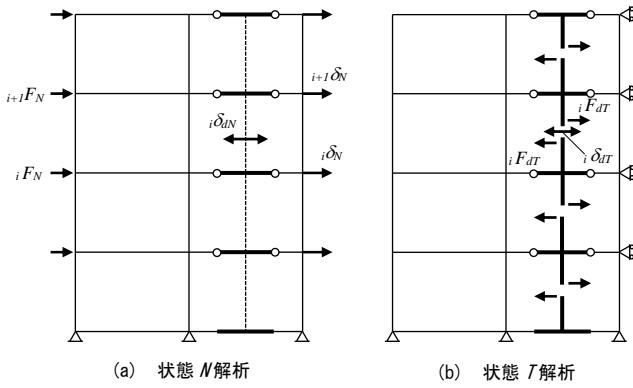


図 16 状態 N 、 T 解析の概要

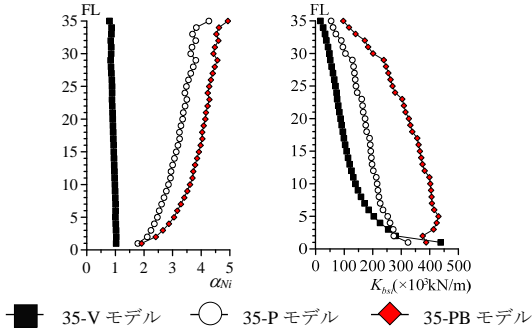


図 17 骨組特性値と擬似ブレース剛性の比較

5.2 実効変形比の予測値 α_{es} の算出

せん断モデル (図15(b)) における実効変形比 α_{es} は、式(5) のように表される²⁾。

$$\alpha_{es} = \frac{\delta_{d,max}}{\delta_{s,max}} = \alpha_N \cdot \left(\frac{\delta_{d,max}}{\delta_{s,max}} \right) \quad (5)$$

ここで、右下の添字 max は各値の最大値であることを示す。さらに、式(5) の右辺括弧内は、図 15(b) における Maxwell モデルの変形 $\delta_{s,max}$ と非線形ダッシュポットの変形 $\delta_{d,max}$ の比であり、1 次固有円振動数 ω_1 での定常振動時においては、式(6a,b) で表される⁹⁾。

$$\frac{\delta_{d,max}}{\delta_{s,max}} = \frac{1}{\left[1 + \left(\frac{K_d''}{K_{bs}} \right)^{1+\alpha} \right]^{0.5\alpha}}, \quad K_d'' = \frac{C_{ds} \cdot \omega_1^\alpha}{\delta_{d,max}^{1-\alpha}} \quad (6a,b)$$

ここで、 α : 粘性係数算定式 (式(1)) におけるダッシュポット速度の指数である。

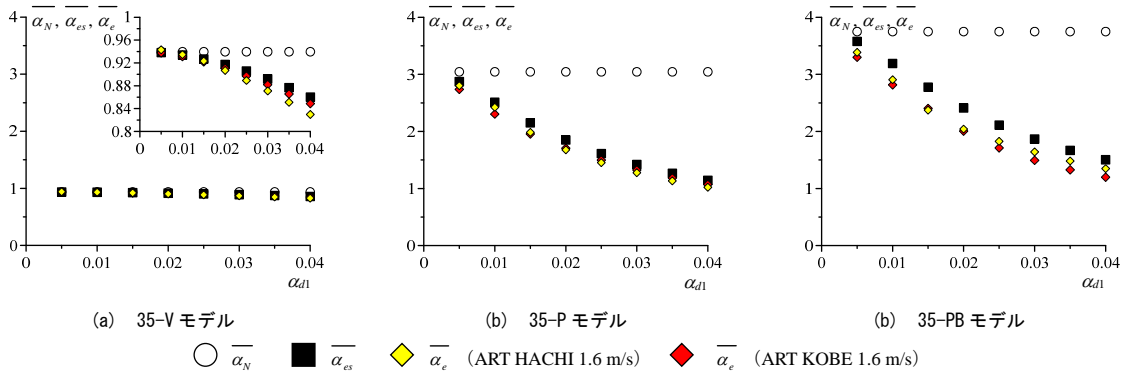


図 18 α_N 、 α_{es} と α_e の関係

式(5) は式(6a,b) を用いて次式のようになり、変形 $\delta_{d,max}$ に依存した値となる。

$$\alpha_{es} = \frac{\alpha_N}{\left[1 + \left(C_{ds} \cdot \omega_1^\alpha / \delta_{d,max}^{1-\alpha} \cdot K_{bs} \right)^{1+\alpha} \right]^{0.5\alpha}} \quad (7)$$

本論文では、 α を 1.00 とした線形のダンパーを用いるため、式(7) は次式のように表され、変形に依存しない値となる。

$$\alpha_{es} = \frac{\alpha_N}{\sqrt{1 + (C_{ds} \cdot \omega_1 / K_{bs})^2}} \quad (8)$$

5.3 時刻歴応答解析結果との比較

図 18 に、各構造における α_N 、 α_{es} および α_e の関係について示す。ここでは、横軸にダンパー量 α_{d1} をとり、縦軸に α_N 、 α_{es} 、 α_e それぞれの平均値 $\overline{\alpha_N}$ 、 $\overline{\alpha_{es}}$ 、 $\overline{\alpha_e}$ とする。 $\overline{\alpha_N}$ 、 $\overline{\alpha_{es}}$ および $\overline{\alpha_e}$ は 4.2 節で述べた通り、粘性制振壁のエネルギー吸収量が 90% となる 1~30 層の平均値とする。ここで、主架構は弾性として、 α_e は入力レベルの差異によらず一定であるため、 $\mu S_v = 1.6$ m/s 入力時の解析結果を代表して示す。

α_N に着目すると、35-V モデルでは 0.94 程度であるのに対して、35-P モデルでは 3.05 程度、35-PB モデルでは 3.75 程度となっており、変形増幅機構を適用することで架構特性による制振性能が向上し、耐震ブレースを併用することによりさらに制振性能を向上させることが出来ることが確認できる。 α_e に着目すると、ダンパー量の小さい場合には全てのモデルにおいて α_N に近い値を示しているが、ダンパー量の増加に伴って減少する傾向が見られた。この傾向は変形増幅機構を適用した 35-P モデルおよび 35-PB モデルの方が顕著であった。 α_{es} に着目すると、全てのモデルにおいて、時刻歴応答解析結果から算出した実効変形比 α_e と概ね一致していることが確認できる。

以上より、変形増幅機構を適用した 35-P モデルおよび 35-PB モデルにおいても、静的解析結果のみから求められる骨組特性値を用いた制振性能評価手法により、ダンパーの実効変形比の傾向を概ね評価可能なことを確認した。

6. おわりに

本論文では、変形増幅機構をより有効に活用することを目的として変形増幅機構と耐震ブレースを併用する手法を提案し、粘性制振壁を設置した 35 層鋼構造建物モデルを対象として、立体部材モデル

での時刻歴応答解析によりその手法の有用性について評価した。また、文献 2)で提案されている静的解析結果のみから求められる骨組特性値を用いた制振性能評価手法により、変形増幅機構や耐震ブレースの適用が建物の制振性能に与える影響を評価可能であるかを、時刻歴応答解析結果との比較により検証した。得られた知見は以下の通りである。

- (1) 変形増幅機構を適用することにより、ダンパーの抵抗力が小さい場合には、上層に設置されたダンパーの効率が改善され、全ダンパーで吸収したエネルギー量に対し、1 層からのダンパーによる合計のエネルギー吸収量が 90%となる層が変形増幅機構を適用していない制振構造と比較して上層となることを確認した。また、この値はブレース型のダンパーを設置した場合と比較して高い値であった。
- (2) 変形増幅機構と耐震ブレースを併用することで、変形増幅機構のみ用いた場合と比較して実効変形比が大きくなるため、建物内に設置された粘性制振壁のエネルギー吸収効率がより向上し、建物の層間変形低減効果が向上することを確認した。ただし、変形増幅機構を適用する場合、一定のダンパー量で粘性制振壁のエネルギー吸収率が頭打ちとなるため、過大なダンパー量の投入による、ダンパー効率の低下と応答加速度の増加に注意する必要がある。
- (3) 変形増幅機構を適用することにより、粘性制振壁設置箇所の梁端部の損傷を低減させることができ、それ以外の箇所の損傷についても粘性制振壁の高いエネルギー吸収効率により損傷を抑制できることを確認した。また、耐震ブレースを併用することでその損傷抑制効果がさらに向上することを確認した。
- (4) 変形増幅機構を適用した場合においても、静的解析結果のみから求められる骨組特性値を用いた制振性能評価手法により、時刻歴応答解析によるダンパーの実効変形比の傾向を概ね評価可能なことを確認した。

謝辞

本論文は、日建設計、オイレス工業、東京理科大学北村研究室、東京工業大学佐藤研究室による共同研究の成果の一部を用いたものです。関係各位には貴重なご助言を頂きました。記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築構造技術者協会：JSCA 応答制御構造設計法・改訂版シンポジウム-巨大地震への対応-、2013.5
- 2) 古谷慶、添田幸平、佐藤大樹、北村春幸、石井正人、吉江慶祐、宮崎充、佐々木和彦、岩崎雄一：履歴ダンパーを有する超高層弾性架構の実効変形比に着目した制振性能評価、構造工学論文集、Vol.58B、pp.197-207、2012.3
- 3) 戸張涼太、石井正人、佐藤利昭、北村春幸、吉江慶祐、宮崎充、佐々木和彦、岩崎雄一：変形増幅機構を有する粘性制振壁を設置した制振システムの提案、日本建築学会構造系論文集、第 79 巻、第 706 号、pp.1741-1750、2014.12
- 4) 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、第 605 号、pp.37-46、2006.7
- 5) 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、第 647 号、pp.103-112、2010.1
- 6) 戸張涼太、佐藤大樹、古谷慶、北村春幸、石井正人、吉江慶祐、宮崎充、佐々木和彦、岩崎雄一：骨組特性値を用いた履歴型ダンパーを有する建物の制振性能評価、構造工学論文集、Vol.59B、pp.321-327、2013.3
- 7) 渡辺重仁、添田幸平、佐藤大樹、北村春幸、石井正人、吉江慶祐、宮崎充、佐々木和彦、岩崎雄一：粘性制振壁の配置位置及び設置タイプを考慮した超高層建物の性能評価、日本建築学会技術報告集、第 19 巻、第 42 号、pp.425-430、2013.6
- 8) 北村春幸、宮内洋二、浦本弥樹：性能設計における耐震性能判断基準値に

- 関する研究—JSCA 耐震性能メニューの安全限界値と余裕度レベルの検討—、日本建築学会構造系論文集、第 604 号、pp.183-191、2006.6
- 9) 笠井和彦、鈴木陽、大原和之：減衰力が速度の指数乗に比例する粘性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、第 574 号、pp.77-84、2003.12
 - 10) 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、第 583 号、pp.47-54、2004.9
 - 11) 笠井和彦、小椋崇之、鈴木陽：非線形粘性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、第 618 号、pp.97-104、2007.08
 - 12) 石井正人、太田弘俊、多田有輝、北村春幸、和田章：速度依存型制振部材付き架構の簡易モデル化手法、日本建築学会構造系論文集、第 592 号、pp.43-50、2005.6
 - 13) 石井正人、北村春幸、和田章、笠井和彦：粘弾性型制振部材付き架構のモデル化に関する検討、日本建築学会構造系論文集、第 531 号、pp.55-62、2000.5
 - 14) 石井正人、和田章：速度依存型ダンパーを設置した鋼構造建物の等価線形化法による地震応答予測、日本建築学会構造系論文集、第 639 号、pp.803-812、2009.5
 - 15) 古谷慶、佐藤大樹、北村春幸、石井正人、吉江慶祐、宮崎充、佐々木和彦、岩崎雄一：履歴ダンパー付き弾性架構における吸収エネルギーに基づく制振性能評価手法、日本建築学会技術報告集、第 20 巻、第 44 号、pp.127-132、2014.2
 - 16) 日本免震構造協会：パッシブ制振構造設計・施工マニュアル、2003.10